

中高渗疏松砂岩水力喷射压裂水动力封隔特性

兰夕堂¹, 黄宇科², 张丽平¹, 高尚¹, 代磊阳¹, 盛茂²

1. 中海石油(中国)有限公司天津分公司渤海石油研究院 天津 300452
2. 油气资源与工程全国重点实验室(中国石油大学(北京)) 北京 102200

通讯作者: Email: shengmao@cup.edu.cn

项目支持: 中海油有限公司综合科研项目“渤海疏松砂岩老井压裂增产关键技术研究”(YXKY-2021-TJ-02)

引用: 兰夕堂, 黄宇科, 张丽平, 等. 中高渗疏松砂岩水力喷射压裂水动力封隔特性[J]. 油气井测试, 2023, 32(6): 1-7.

Cite: LAN Xitang, HUANG Yuke, ZHANG Liping, et al. Simulation and feasibility analysis of hydrodynamic sealing in hydraulic jet fracturing of medium to high permeability unconsolidated sandstone[J]. Well Testing, 2023, 32(6): 1-7.

摘要 为确定海上疏松砂岩高渗透条件下水力喷射孔内流体增压特性是否满足岩石定点起裂条件, 采用了计算流体力学方法, 基于达西定律推导出速度与渗透率关系方程, 建立了考虑岩石孔眼边界高渗条件下水力喷射孔眼内流体动力学模型, 实验验证模型可靠, 得出了地层渗透率、喷嘴压降、环空围压等关键参数对孔内流体增压的影响规律。结果表明, 疏松砂岩高渗透性是降低其水力喷射压裂水动力封隔能力的关键因素, 孔内流体增压值随储层渗透率升高呈现非线性递减; 喷嘴压降与孔内流体增压值呈线性增加关系, 但孔内流体增压值的增长斜率随储层渗透率升高而降低; 环空围压对孔内流体增压值无显著影响; 敏感性分析表明, 影响孔内流体增压的参数排序: 储层渗透率>喷嘴压降>环空围压。研究结果可为海上水力喷射压裂水力学参数优化设计提供理论依据。

关键词 水力喷射; 疏松砂岩; 压裂; 滤失地层; 射流增压; 数值模拟; 敏感性分析; 参数优化

中图分类号: TE357 **文献标识码:** A **DOI:** 10.19680/j.cnki.1004-4388.2023.06.001

Simulation and feasibility analysis of hydrodynamic sealing in hydraulic jet fracturing of medium to high permeability unconsolidated sandstone

LAN Xitang¹, HUANG Yuke², ZHANG Liping¹, GAO Shang¹, DAI Leiyang¹, SHENG Mao²

1. Bohai Petroleum Research Institute of Tianjin Branch of CNOOC (China) Co., Tianjin 300452, China
2. State Key Laboratory of Oil and Gas Resources and Exploration (China University of Petroleum (Beijing)), Beijing 102200, China

Abstract: In order to study the application of hydraulic jet fracturing technology in fine layering stimulation and transformation of low production and low efficiency wells in offshore medium and high permeability unconsolidated sandstone reservoirs, it is necessary to solve the problem of whether the fluid pressure characteristics in hydraulic jet holes still meet the fixed point fracturing conditions of rocks under high permeability conditions of unconsolidated sandstone. In this paper, the computational fluid dynamics method is used, and based on the relationship equation between velocity and permeability derived from Darcy's law, the hydrodynamic model in the hydraulic jet hole considering the high permeability of the rock hole boundary is established. On the basis of the numerical model, different influencing factors (nozzle pressure drop, confining pressure, permeability) are set to study the variation law of fluid pressurization in the hole. And the simulation results were compared with previous indoor experimental results to verify the reliability of the model. The results indicate that nozzle pressure drop and rock permeability are the two main controlling factors affecting the pressurization of jet flow in porous sandstone formations, while annular confining pressure has no effect on the pressurization of jet flow in the hole. In actual working conditions, hydraulic jet fracturing needs to be carried out at a formation permeability of less than 8D to achieve pressure boosting effect. The research results can provide a theoretical basis for the application of hydraulic jet fracturing technology in offshore medium and high permeability reservoir fracturing and the optimization design of offshore hydraulic jet fracturing hydraulics parameters.

Keywords: hydraulic injection; loose sandstone; fracturing; lost formation; jet pressurization; numerical simulation; sensitivity analysis; parameter optimization

渤海湾海上主力油气田以中高渗疏松砂岩储层为主, 非均质性强、岩石胶结强度弱, 长期生产带



来近井地层污染问题突出,低产低效井数量日益增多,亟需发展海上老井高效压裂增产技术^[1]。针对该区常用的筛管砾石充填完井,常规机械封隔压裂方法难以满足多层系定点分层压裂需求。水力喷射分段压裂技术集射孔、压裂、隔离一体化,高速射流产生伯努利效应,实现射孔孔内流体增压和环空水动力封隔双重作用,无需机械封隔器即可达到定点起裂、分段压裂的目的^[2-4]。该技术已在低渗透、非常规油气储层压裂改造中取得显著效果。王绪性等^[5]研究了水力喷射压裂工艺在海上的设计流程、喷嘴参数优选、施工排量确定、地面压力预测、压裂材料及施工管柱优选,同时以海上中低渗储层为例,探索了油管加砂压裂、油套环空补液的水力喷射压裂工艺技术及应用效果评价。杨攀等^[6]分析了为解决某些特殊水平井的压裂改造难题,在水力喷射压裂的基础上,结合连续油管的优势,考虑单井实际情况,对基础参数进行评价,对喷射工具进行优化组合以满足现场施工要求。然而针对海上疏松砂岩储层,因岩石渗透率远低于低渗透储层,孔内流体在孔眼壁面处滤失不可忽略,导致孔内流体增压作用减弱。射孔孔内是否具有足够的孔内流体增压,实现裂缝定点起裂,仍需深入研究。

射孔孔内流体增压是水力喷射分段压裂重要原理之一^[7]。前人针对低渗透储层,系统开展了水力喷射孔内压力分布和增压机理与特性的室内实验、数值模拟和全尺寸试验研究^[8-10]。结果表明,喷射压力、射孔直径、喷嘴直径等是孔内增压值的主控因素,建立了孔内增压值计算公式,发现实际工况下孔内增压 6~8 MPa 可有效实现裂缝定点起裂。然而前人研究仍缺乏考虑疏松砂岩储层高渗透条件下,孔内流体增压定量评价及其水动力封隔特性分析。

本文针对渤海湾盆地典型疏松砂岩储层,建立了考虑岩石渗透滤失条件下水力喷射压裂流体动力学模型,获得了水力喷射流体压力场和速度场分布,量化了岩石渗透率、喷嘴压降、井筒围压等关键参数对孔内流体增压值的影响规律,揭示了疏松砂岩高渗透滤失特性削弱孔内流体增压的作用机理,为海上水力喷射压裂参数优化设计提供理论依据。

1 水力喷射压裂流体动力学模型

针对高压水射流喷射进入射孔孔眼并返流至

井筒环空这一物理过程,建立考虑疏松砂岩渗透性的水力喷射压裂流体动力学模型,用于得到射孔孔眼和井筒环空中流体速度场和压力场分布,研究影响孔内流体增压值的主控因素。

1.1 物理模型

建立疏松砂岩水力喷射物理模型如图 1 所示,孔眼形状为两端细中间粗的纺锤体,模型边界包括可渗透性孔眼壁面、喷嘴入口、环空出口、套管与喷枪壁面边界等。为合理降低计算量,考虑该流动和流动边界具有轴对称性,采用二维轴对称几何模型。几何参数参考全尺寸实验获得的孔眼参数:孔眼深度 700 mm,入口处高 20 mm,孔深 440 mm 处具有最大孔眼高度 60 mm。喷嘴直径选用 4.5 mm。

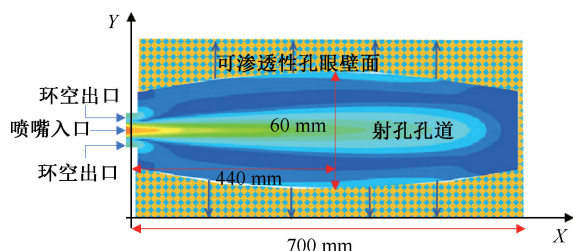


图 1 水力喷射压裂物理模型示意图

Fig. 1 Hydraulic jet fracturing physical model schematic

1.2 控制方程与边界条件

(1) 控制方程

水力喷射压裂流场属于典型的高速剪切流驱动下湍流流场,为此优选可适应强剪切湍流场模拟的雷诺应力模型^[11-15]。雷诺应力模型中没有采用涡黏度的各向同性假设,因此从理论上说比湍流模型理论要精确得多。雷诺应力模型不采用 Boussinesq 假设,而是直接采用雷诺应力平均方程 (N-S) 求解时间平均时的流体流动,同时求解耗散率方程,计算方程通用形式如式 (1) 所示^[16]。压力应变选项中选择 Stress-Omega 模型,该模型是基于 ω 方程与 LRR 模型的应力输运模型,适合对曲面上的流动和涡流建模,不需要对壁面反射项进行处理。

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho\varphi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\varphi) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v\varphi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w\varphi) = \\ \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial z}\right) \end{aligned} \quad (1)$$

当 $\varphi=1$ 时,为连续方程;当 $\varphi=u, v, w$ 时,为 x, y, z 方向动量方程;当 $\varphi=\kappa, \varepsilon$ 时,为湍动能和湍流耗散率方程。

式中: ρ 为液体密度, kg/m^3 ; t 为时间, s ; u, v, w 为 $x,$

y, z 方向速度, m/s ; κ 为湍动能, m^3/s ; ε 为湍流耗散率, 无因次; Γ 为扩散系数, 无因次。

(2) 边界条件

喷嘴入口边界选用压力入口, 其压力值等于喷嘴入口压力; 环空出口边界选用压力出口, 其压力值等于环空静液柱压力, 二者之差即为喷嘴压降; 孔眼轴线选用轴对称边界条件。

为模拟疏松砂岩孔眼壁面流体渗流过程, 将孔眼壁面设置为速度边界, 并给予负的入口速度, 其渗流速度采用达西定律计算, 即

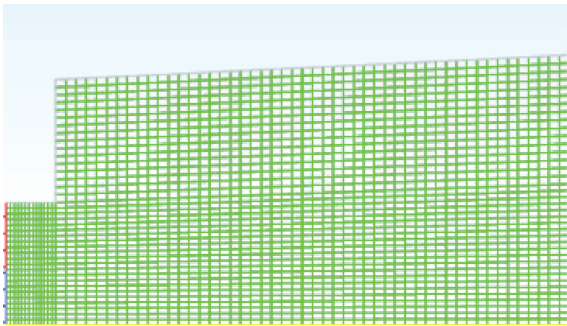
$$v = 10^{-4} \frac{K \Delta p}{\mu L}$$

(2)

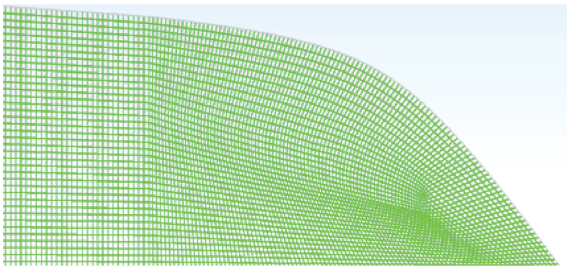
式中: v 为渗流速度, m/s ; μ 为压裂液黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; L 为岩石渗流距离, cm ; Δp 为压裂液通过岩石前后的压差, MPa ; K 为岩石绝对渗透率, D 。

1.3 模型网格划分

针对孔眼内流场压力梯度快速变化区域, 采用局部加密网格划分法(见图 2)。其中孔眼入口处水射流具有强剪切作用, 流体压力梯度变化大; 孔眼末端几何形状不规则, 为此分别在孔眼末端和孔眼入口处局部加密网格, 其他区域采用结构化四边形网格。模型总网格数 53 000 个, 其中 93.76% 的网格畸化数为 0; 最小网格面积 $5.98 \times 10^{-3} \text{ mm}^2$, 最大网格面积 0.763 mm^2 , 保证了网格质量。



(a) 孔眼末端网格划分



(b) 孔眼起始端网格划分

图 2 局部网格划分
Fig.2 Local grid division

2 模型验证与数值模拟方案

为验证本模型的准确性, 与前人实验结果对比。制定数值模拟方案, 研究储层渗透性、喷嘴压降、环空围压等参数对孔内流体增压值的影响规律。

2.1 模型验证

根据前人实验不考虑孔眼壁面渗透性, 将本文模型退化, 忽略孔眼壁面流体渗流作用。如图 3 所示, 得到数值模拟与实验结果的变化趋势吻合, 平均相对误差 16.57%, 验证了该数值模型的准确性。

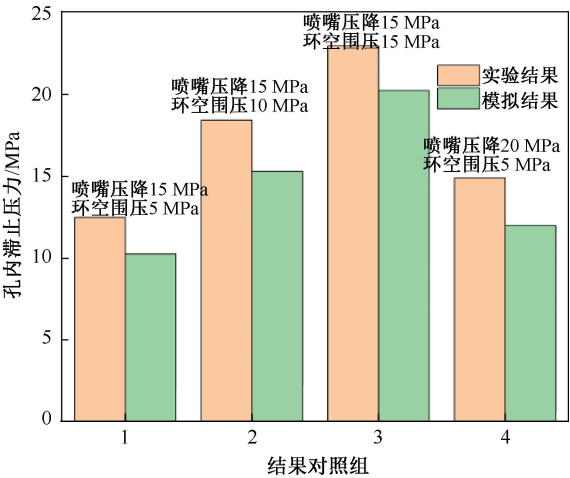


图 3 水力喷射孔内滞止压力数值模拟与实验结果对比
Fig.3 Comparison between the numerical simulation and experimental results of stagnation pressure in hydraulic injection hole

2.2 数值模拟方案

数值模拟方案如表 1 所示, 考虑水力喷射压裂实际工况, 设定喷嘴压降 15~35 MPa, 环空围压 10~30 MPa, 储层渗透率 0.1~10 D, 共计 24 组不同参数组合。疏松砂岩储层渗透率范围覆盖了渤海湾海上主力油气田。

表 1 数值模拟参数组合方案表

Table 1 Numerical simulation parameter combination scheme table

组别	喷嘴压降/MPa	环空围压/MPa	储层渗透率/D
对照组	30	20	1.0
#1	15, 20, 25, 30, 35	20	1.0
#2	30	10, 15, 20, 25, 30	1.0
#3	30	20	0.1, 0.5, 1, 5, 10
#4	15, 20, 25, 30, 35	20	0.1, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10

3 模拟结果及分析

针对模拟结果进行定性定量分析, 用于得到孔壁渗透条件下的流场特征。同时对影响孔内流体

增压的不同主控因素进行规律性分析并对其敏感性大小排序。

3.1 孔壁渗透条件下水力喷射压裂流场特征

图 4 为孔壁渗透边界条件下水力喷射孔内流体流线分布图,阐释了高速射流喷射进入孔眼后在起始段流体返流形成明显涡流,经孔眼外圈出口流出的物理过程,同时垂直孔眼壁面可见垂直于壁面方面的流体流动。图 5 对比了疏松砂岩储层孔眼壁面渗透边界和致密砂岩储层孔眼无渗透边界条件下孔眼内流体静压力场和速度场的差异性。结果表明,孔眼壁面无渗透条件下,孔眼壁面和跟端处均存在显著流体回流现象,回流速度分别达 33.7 m/s 和 96.6 m/s;然而在孔眼壁面渗透条件下,因部分流体沿孔眼壁面渗流滤失,孔眼壁面和跟端处流体回流现象显著减弱,回流速度分别降至 22.9 m/s 和 50.5 m/s。流体静压力场分布也可看出,相较于孔眼壁面无渗透条件下,孔眼壁面渗透作用导致孔

内流体滞止压力显著降低,从 30.4 MPa 降低至 27.9 MPa,孔内增压由 10.4 MPa 下降至 7.9 MPa,下降率达 24%。其根本原因是孔眼壁面渗透作用导致部分水力能量转移至岩石孔隙中,水动力封隔所得能量下降。这正是疏松砂岩与致密砂岩水力喷射压裂水动力封隔特性的不同之处。

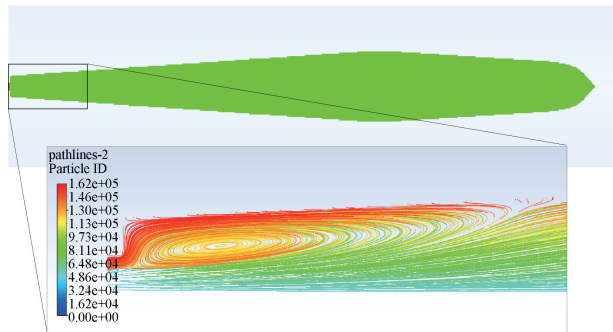


图 4 水力喷射孔内流体流动流线图
Fig. 4 Streamline diagram of fluid flow inside the hydraulic injection hole

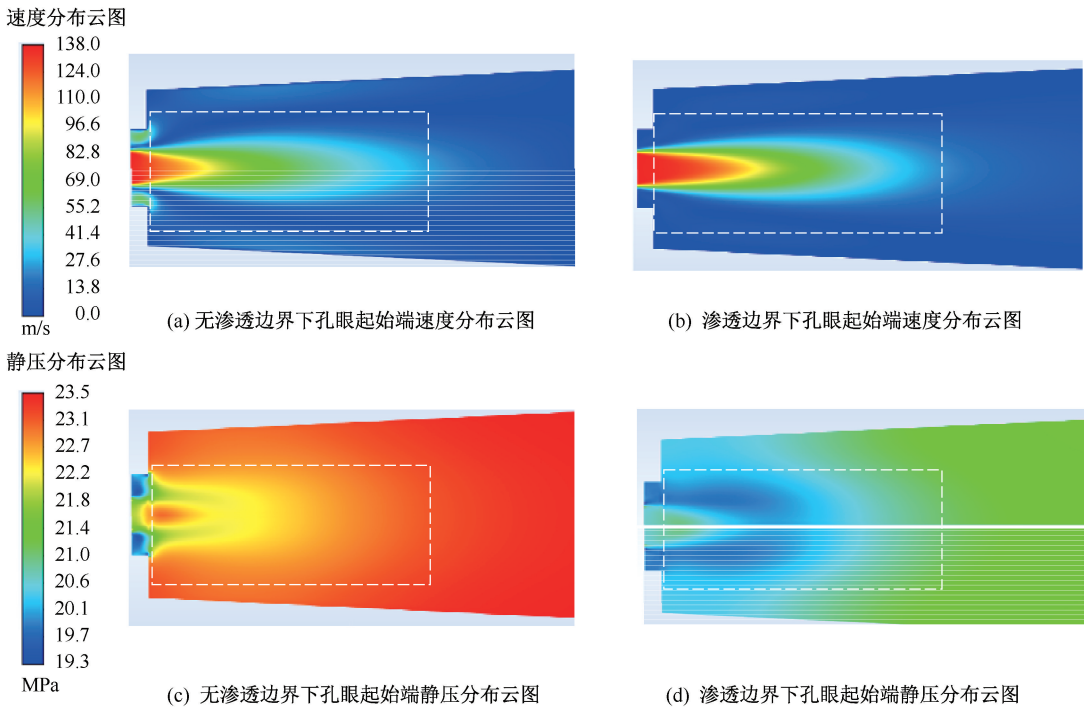


图 5 有无渗透边界条件下孔眼起始端速度和静压力分布云图
Fig. 5 Velocity and static pressure distribution contour maps at the inlet of the hole with and without permeable boundary conditions

图 6 对比了不同储层渗透率条件下孔眼轴线方向流体静压力分布。结果表明,孔内流体滞止现象不随储层渗透率而改变,但是孔内滞止压力值随储层渗透率升高而降低,进一步验证了孔眼壁面渗透性是影响孔内流体增压的重要因素之一。

3.2 影响孔内流体增压的主控因素分析

(1) 储层渗透率对孔内流体增压的影响

储层渗透率分别取 0.1、0.5、1.0~10 D,涵盖了海上疏松砂岩储层渗透率变化范围。如图 7 所示,孔内滞止压力和孔内流体增压值均随储层渗透率的增大呈现非线性降低。以渤海油田 JX1-1-A16 油田为例,储层平均渗透率 1 931 mD,孔内流体增压可达 12 MPa。

(2) 喷嘴压降对孔内流体增压的影响

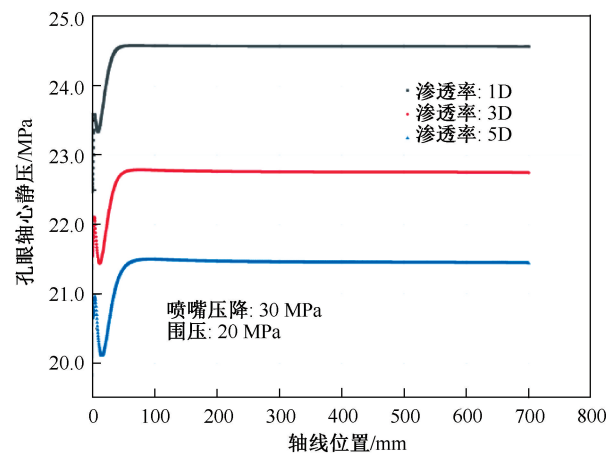


图 6 不同渗透率条件下轴心静压变化曲线
Fig. 6 Variation curve of axial static pressure under different permeability conditions

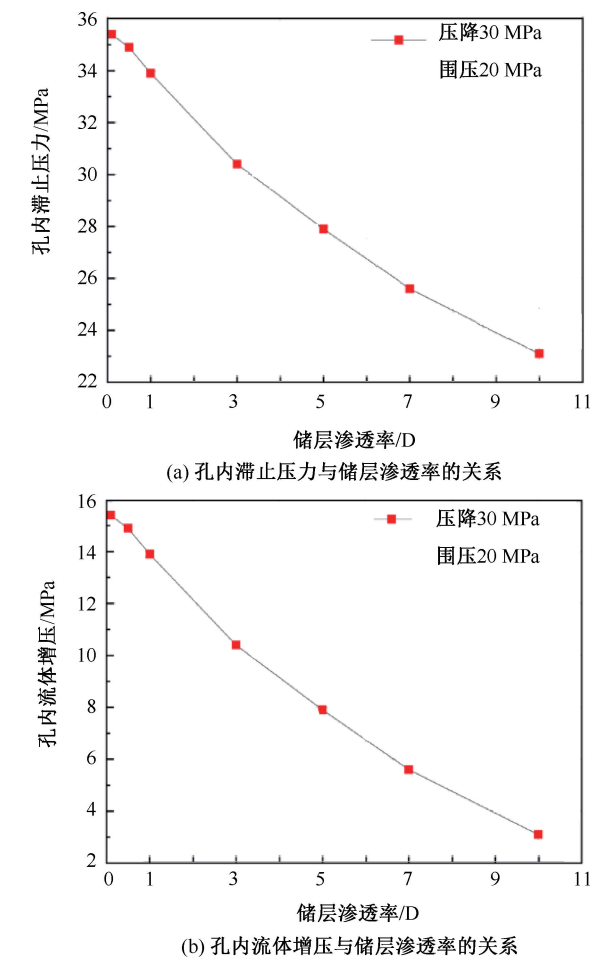


图 7 储层渗透率对孔内流体增压的影响规律
Fig. 7 Influence of reservoir permeability on fluid pressurization inside the hole

喷嘴压降分别取 15 MPa、20 MPa、25 MPa、30 MPa、35 MPa,如图 8 所示,孔内滞止压力与喷嘴压降均呈线性递增关系,其原因是喷嘴压降与射流动能成正比,而动能最终会转化为孔内滞

止压力能。孔内流体增压值也随着喷嘴压降的增大而增大,但孔内流体增压值的增长斜率随储层渗透率升高而降低。其原因是孔内滞止压力增大促使该压力和储层孔隙压力差随之增大,从而加剧了孔眼壁面渗流作用,削弱了孔内流体增压作用。

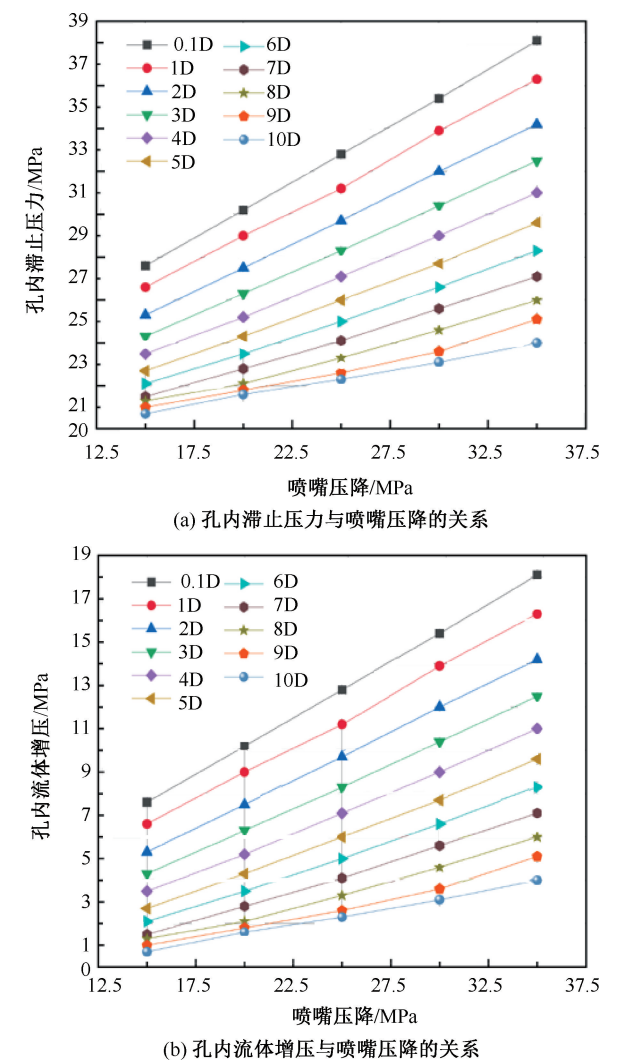


图 8 喷嘴压降对孔内流体增压的影响规律
Fig. 8 Influence of nozzle pressure drop on fluid pressurization inside the hole

高喷嘴压降可获得高孔内流体增压值,提升水力喷射定点起裂能力。然而受到地面泵压和喷嘴寿命的限制,喷嘴压降不宜过大。实际应用中喷嘴压降一般不超过 35 MPa。

(3) 环空围压对孔内流体增压的影响
环空围压分别取 10 MPa、15 MPa、20 MPa、25 MPa、30 MPa。如图 9 所示,孔内滞止压力随环空围压的增加而增加,但是孔内流体增压值不随环空围压的变化而变化。其原因是环空围压相当

于流场的环境压力,对孔内流体增压没有影响。由此推断,孔内射流增压值不会随着井深的增加而变化。

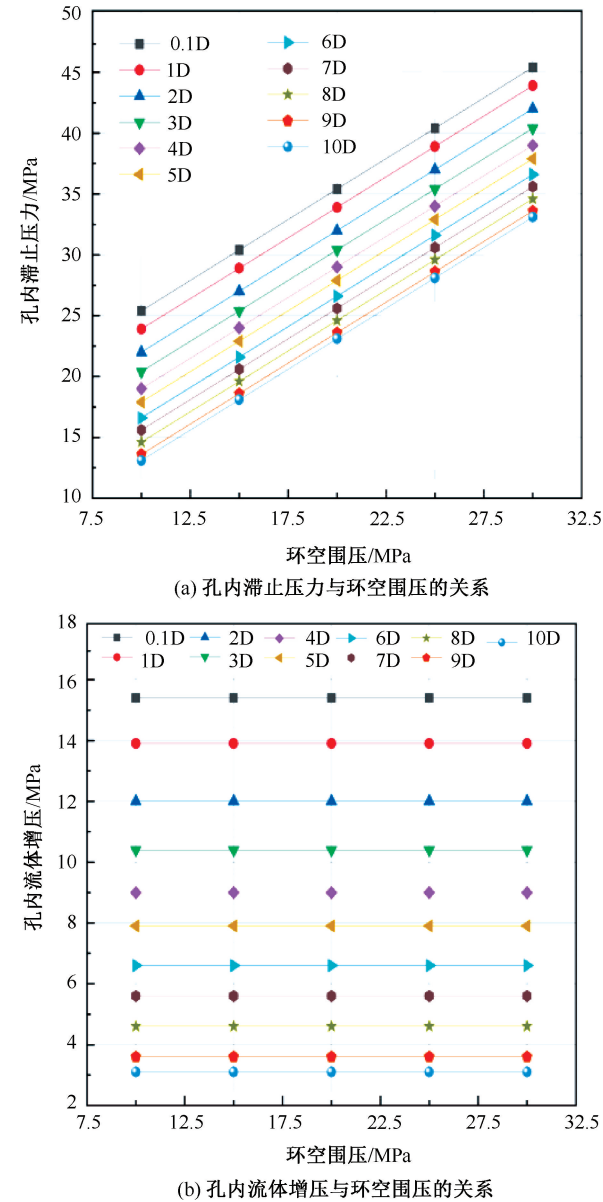


图9 环空围压对孔内流体增压的影响规律
Fig.9 Influence of annular confining pressure on fluid pressurization inside the hole

(4)敏感性分析

采用雷达图方式评价影响疏松砂岩储层水力喷射孔内流体增压的主控因素排序(见图10),在相同增幅下孔内流体增压受储层渗透率影响最大,其次为喷嘴压降,环空围压大小对其无影响。

敏感性分析表明,影响疏松砂岩水力喷射孔内流体增压的关键参数排序:储层渗透率大于喷嘴压降大于环空围压。

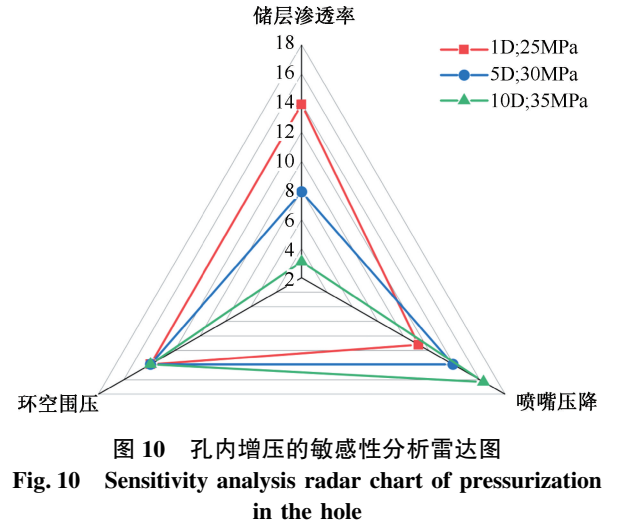


图10 孔内增压的敏感性分析雷达图
Fig.10 Sensitivity analysis radar chart of pressurization in the hole

4 结论

- (1)疏松砂岩高渗透性是降低其水力喷射压裂水动力封隔能力的关键因素,部分水力能量耗散在孔眼壁面渗流过程。
 - (2)孔内流体增压值随储层渗透率升高呈现非线性递减;喷嘴压降与孔内流体增压值呈现线性增加关系,但孔内流体增压值的增长斜率随储层渗透率升高而降低;环空围压对孔内流体增压值无显著影响。
 - (3)敏感性分析表明,影响疏松砂岩水力喷射孔内流体增压的关键参数排序:储层渗透率>喷嘴压降>环空围压。
 - (4)水力喷射孔内流体增压值预测对中高渗疏松砂岩储层至关重要,本文计算条件下,渤海湾海上主力油气田均具备较强的水动力封隔能力,无需机械封隔器即可达到定点起裂、分段压裂的目的。
- 致谢:感谢中海石油(中国)有限公司天津分公司渤海石油研究院和中国石油大学(北京)高压水射流实验室为本论文提供的项目支持与技术指导。

参考文献

[1] 彭建峰,廖云虎,龚云蕾,等.南海西部疏松砂岩储层的增产技术探索[J].石化技术,2018,25(8):125.
PENG Jianfeng, LIAO Yunhu, GONG Yunlei, et al. Exploration of stimulation techniques for unconsolidated sandstone reservoirs in the western South China Sea[J]. Petrochemical Industry Technology, 2018, 25(8): 125.

[2] SURJAATMADJA J B, GRUNDMANN S R, MCDANIEL B, et al. Hydrjet fracturing: an effective method for placing many fractures in openhole horizontal wells [R]. SPE 48856, 1998.



- [3] LI G, HUANG Z, TIAN S, et al. Investigation and application of multistage hydrjet-fracturing in oil and gas well stimulation in China[R]. SPE 131152, 2010.
- [4] SURJAATMADJA J B, MCDANIEL B W, SUTHERLAND R L. Unconventional multiple fracture treatments using dynamic diversion and downhole mixing [R]. SPE 77905, 2002.
- [5] 王绪性,冯青,李湾,等.海上中低渗储层水力喷射压裂技术[J].油气井测试,2021,30(1):46-51.
WANG Xuxing, FENG Qing, LI Wan, et al. Hydraulic jet fracturing technology for offshore medium and low permeability reservoirs [J]. Well Testing, 2021,30(1):46-51.
- [6] 杨攀,张平,严开峰,等.煤层气水平井大直径连续油管水力喷射压裂技术[J].煤炭技术,2021,40(4):40-43.
YANG Pan, ZHANG Ping, YAN Kaifeng, et al. Hydraulic sand jet fracturing technology of large coiled tubing in CBM horizontal well [J]. Coal Technology, 2021,40(4):40-43.
- [7] 田守崙,李根生,黄中伟,等.水力喷射压裂机理与技术研究进展[J].石油钻采工艺,2008,175(1):58-62.
TIAN Shouceng, LI Gensheng, HUANG Zhongwei, et al. Research progress in hydraulic jet fracturing mechanism and technology [J]. Oil Drilling & Production Technology, 2008,175(1):58-62.
- [8] 夏强,黄中伟,李根生,等.水力喷射孔内射流增压规律试验研究[J].流体机械,2009,37(2):1-5.
XIA Qiang, HUANG Zhongwei, LI Gensheng, et al. Experimental study on the pressurization law of jet in hydraulic jet holes [J]. Fluid Machinery, 2009,37(2):1-5.
- [9] 盛茂,李根生,黄中伟,等.水力喷射孔内射流增压规律数值模拟研究[J].钻采工艺,2011,34(2):42-45.
SHENG Mao, LI Gensheng, HUANG Zhongwei, et al. Numerical simulation study on the pressurization law of jet in hydraulic jet holes [J]. Drilling & Production Technology, 2011,34(2):42-45.
- [10] 李根生,牛继磊,刘泽凯,等.水力喷砂射孔机理实验研究[J].石油大学学报(自然科学版),2002,26(2):31-34.
LI Gensheng, NIU Jilei, LIU Zekai, et al. Experimental study on the mechanism of hydraulic sandblasting perforation [J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2002,26(2):31-34.
- [11] CHORIN A J. A numerical method for solving incompressible viscous flow problems[J]. Journal of Computational Physics, 1997, 135(2):118-125.
- [12] CHORIN A J. Numerical solution of the Navier-Stokes equations [J]. Mathematics of Computation, 1968, 22(104):745-762.
- [13] 张雅,刘淑艳,王保国.雷诺应力模型在三维湍流流场计算中的应用[J].航空动力学报,2005,20(4):572-576.
ZHANG Ya, LIU Shuyan, WANG Baoguo. Application of Reynolds stress model in three-dimensional turbulent flow field calculation [J]. Journal of Aerospace Power, 2005, 20(4):572-576.
- [14] 刘海生,贺会群,艾志久,等.雷诺应力模型对旋流器内流场的数值模拟[J].计算机仿真,2006,23(9):243-245.
LIU Haisheng, HE Huiqun, AI Zhijiu, et al. Numerical simulation of flow field in hydrocyclone by Reynolds stress model [J]. Computer Simulation, 2006,23(9):243-245.
- [15] 夏强.水力喷射压裂孔内压力分布及水力参数研究[D].北京:中国石油大学(北京),2009.
XIA Qiang. Pressure distribution of hydraulic perforation study and hydraulic parameters optimization design on hydrjet-fracturing [D] Beijing: China University of Petroleum (Beijing), 2009.
- [16] 曲海,李根生,黄中伟,等.水力喷射压裂孔内压力分布研究[J].西南石油大学学报(自然科学版),2011,33(4):85-88.
QU Hai, LI Gensheng, HUANG Zhongwei, et al. Jetting pressure field in formation cavities during hydrjet fracturing [J]. Journal of Southwest Petroleum University (Science & Technology Edition), 2011,33(4):85-88.

编辑 穆立婷

第一作者简介:兰夕堂,男,1987年出生,硕士,工程师,2014年毕业于西南石油大学石油与天然气工程专业,现从事油气田增产改造理论与技术研究工作。电话:022-66501176; Email:lanxt@cnooc.com.cn。通信地址:天津市滨海新区海洋高新区渤海石油管理局大厦B座,邮政编码:300452。