◀钻井技术与装备▶

# 直旋混合射流喷嘴的射流特性及破岩效果研究*

付 悦[1] 王 明[2] 李峰涛[3] 盖志亮[1] 付必伟[2] 刘人辉[2] 杨红斌[4]
（1. 中石油江汉机械研究所有限公司 2. 长江大学机械工程学院 3. 青海油田井下工程技术公司工程技术中心
4. 中国石油川庆钻探工程有限公司长庆井下技术作业公司）

付悦，王明，李峰涛，等. 直旋混合射流喷嘴的射流特性及破岩效果研究［J］. 石油机械，2026，54（10）：29-37.

Fu Yue，Wang Ming，Li Fengtao，et al. Jet characteristics and rock-breaking effect of the straight-swirling mixed jet nozzle［J］. China Petroleum Machinery，2026，54（10）：29-37.

**摘要：**自进式喷嘴是决定径向喷射钻井效果的核心元件，其结构参数和射流形式是影响破岩效果、导致其破岩性能达不到现场作业要求的主要原因。为了深入掌握直旋混合射流的形成机制及喷嘴结构参数对射流结构的影响，基于直旋混合射流的中心射流速度大、外围剪切速度大的优势，建立了直旋混合射流喷嘴的三维仿真模型，采用数值仿真技术和试验方法揭示直旋混合射流的形成过程，研究中心孔孔径对直旋混合射流特性的影响及3种喷嘴（直射流喷嘴、旋转射流喷嘴和直旋混合射流喷嘴）的破岩效果。研究结果表明：直旋混合射流具有较好的冲击破岩效果和剪切破岩效果，该射流的形成经历了高压射流分离为中心高速射流和外围旋流、中心高速直射流和旋流的混合及束窄增强3个阶段；随中心孔孔径增大，中心低速区逐渐减小，当中心孔孔径达到1.8 mm，中心低速区基本消失，可解决旋转射流孔底中心凸台问题；射流压力越大，射流扩散角越小，但是射流能量随靶距增大能耗损失越大；随射流压力增大，可提高射流有效靶距及破岩效果，但是卷吸效应增强，射流能量转化率变低；与直射流喷嘴相比，直旋混合射流喷嘴的射孔孔径增大94%，旋转射流喷嘴的射孔孔径增大124%。所得结果可为高效直旋混合射流喷嘴的结构设计提供理论依据。

**关键词：**水力径向钻井；自进式喷嘴；直旋混合射流；破岩性能；中心孔；中心低速区
**中图分类号：**TE921 **文献标识码：**A DOI：10.12473/CPM.202507072

# Jet Characteristics and Rock-Breaking Effect of the Straight-Swirling Mixed Jet Nozzle

Fu Yue[1] Wang Ming[2] Li Fengtao[3] Gai Zhiliang[1] Fu Biwei[2] Liu Renhui[2] Yang Hongbin[4]
（1. *Jianghan Machinery Research Institute Limited Company of CNPC*; 2. *School of Mechanical Engineering*, *Yangtze University*; 3. *Engineering Technology Center of Qinghai Oilfield Downhole Engineering Technology Company*; 4. *CCDC Changqing Downhole Technology Company*）

**Abstract**: Self-propelled nozzle is a key component determining the effect of radial jet drilling, and its structural parameters and jet type represent the primary factors affecting rock-breaking performance and causing it to fall short of field operational requirements. To gain an in-depth understanding of the formation mechanism of the straight-swirling mixed jet and the influence of nozzle structural parameters on the jet structure, a three-dimensional simulation model of the straight-swirling mixed jet nozzle was established based on its advantages of

* 基金项目：中国石油天然气集团有限公司重大技术推广专项“全系列连续管作业技术推广”（2022ZT01）；中国石油天然气集团有限公司科学研究与技术开发项目“200 ℃/105 MPa 连续管钻磨/射流作业工具研制”（2020B-4018）。

© Editorial Office of *China Petroleum Machinery*. OA under CC BY-NC-ND 4.0

high central jet velocity and high peripheral shear velocity. Numerical simulation and experimental methods were employed to reveal the formation process of the straight-swirling mixed jet, investigate the effect of the central-hole diameter on jet characteristics, and compare the rock-breaking performance of three types of nozzles (straight jet nozzle, rotary jet nozzle, and straight-swirling mixed jet nozzle). The results show that the straight-swirling mixed jet exhibits good impact and shear rock-breaking effects, and its formation involves three stages: separation of the high-pressure jet into a central high-velocity jet and a peripheral swirling flow, mixing of the central high-velocity straight jet with the swirling flow, and narrowing enhancement. As the central-hole diameter increases, the central low-velocity region gradually diminishes. When the central-hole diameter reaches 1.8 mm, the low-velocity region essentially disappears, solving the problem of central protrusion at the bottom of hole in rotary jet drilling. Higher jet pressure leads to a smaller jet diffusion angle but a greater energy loss with increasing standoff distance. Increasing the jet pressure improves the effective standoff distance and rock-breaking effect, but the entrainment effect is enhanced and the jet energy conversion rate becomes lower. Compared with the straight jet nozzle, the perforation diameter of the straight-swirling mixed jet nozzle increases by 94%, and that of the rotary jet nozzle increases by 124%. These results provide a theoretical basis for the structural design of high-efficiency straight-swirling mixed jet nozzles.

**Keywords**: hydraulic radial drilling; self-propelled nozzle; straight-swirling mixed jet; rock-breaking performance; central-hole; central low-velocity region

## 0　引　言

水力径向钻井是一种有效提高油气井产量的技术，特别适用于枯竭油藏、边际油藏、稠油油藏和煤层气等低品质油气藏[1-2]。它可以沿垂直井的径向方向钻出多口水平井，增加油气井的产量。自进式喷嘴是决定径向喷射钻井效果的核心元件，其结构参数和射流形式是影响破岩效果、导致自进式喷嘴破岩性能达不到现场作业要求的主要原因。因此，设计高效钻进的自进式喷嘴，对于提高低品质油气藏的开采效率具有重要意义。

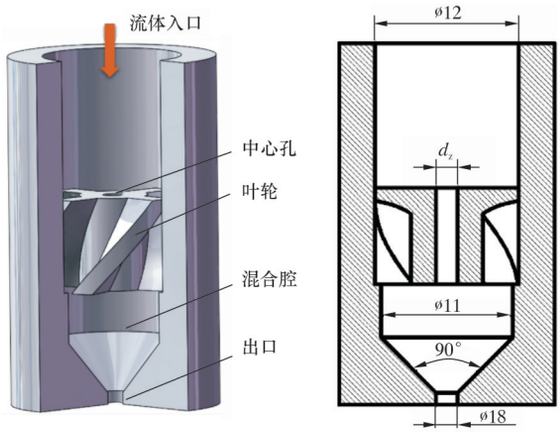
目前国内外学者对喷嘴的破岩效果进行了研究，并获得许多有价值的研究成果。Dunn 等[3-5]提出了多孔直射流喷嘴结构，研究表明，多孔直射流喷嘴产生的多股直射流能量集中，各射流之间存在叠加效果，增大了射流的有效冲击范围，即扩大了钻孔直径，但形成的孔眼形状不规则，孔底凹凸不平，不利于岩屑排出。钟银等[6-10]基于岩石抗压不抗剪的特性提出了旋转射流喷嘴，并通过理论和试验研究方法得到结论：与直射流相比，旋转射流更容易使岩石产生裂纹，破岩效率更高，钻孔孔径明显增大，孔形规则，形成的回流携岩能力更强。但是旋转射流中心存在低速区，在井底会形成中心凸台不利于喷嘴推进。为解决旋转射流中心存在低速区的问题，Buckman 等[11]设计了直旋混合射流喷嘴结构。吴德松等[12]基于 CFD 数值模拟和试验方法，得到了直旋混合射流喷嘴结构参数对流场特性的影响规律和喷嘴的破岩效果。毕刚等[13]通过试验方法对比 4 种喷嘴结构的破岩效果，发现直旋混合射流喷嘴的破岩效果较好。薛永志等[14]将冲蚀作用和漫流作用作为重要参量，分析了直旋混合射流喷嘴结构参数对射流流场特性的影响。徐昊等[15]研究了直旋混合射流喷嘴的水合物破碎效果。徐宝兴[16]研究了直旋混合射流喷嘴的冲击破岩特性。

以上研究多聚焦于直旋混合射流喷嘴的破岩效能与射流冲击动力学特性，对直旋混合射流的形成机制尚未充分阐释，且喷嘴结构参数对射流结构的影响仍缺乏深入探究，因此开展直旋混合射流喷嘴的射流形成机理与流场特性研究，不仅能完善直旋混合射流的理论体系，更可明确结构参数与射流性能间的内在关联，可为喷嘴结构的精准设计与优化提供科学依据。笔者基于直旋混合射流的中心射流速度大、外围剪切速度大的优势，建立了直旋混合射流喷嘴的三维仿真模型，采用数值仿真技术和试验方法揭示直旋混合射流的形成过程，研究中心孔孔径对直旋混合射流特性的影响及 3 种喷嘴的破岩效果。所得结果可为高效直旋混合射流喷嘴的结构设计提供理论依据。

## 1　直旋混合射流喷嘴结构

与旋转射流喷嘴不同，直旋混合射流喷嘴的叶轮中心带有一个中心孔，如图 1a 所示。直旋混合射流是在喷嘴不旋转的情况下，部分射流叶轮

加旋通道形成外围旋转射流，剩余射流经过中心孔形成高速轴向射流，2种射流在混合腔混合，经收缩段束窄作用增强后由出口射出。图1b为直旋混合射流喷嘴的关键结构参数示意图。与旋转射流喷嘴相比，中心孔孔径$d_z$是影响直旋混合射流喷嘴结构的关键参数。直旋混合射流喷嘴的主要结构参数如下：中心孔孔径0~1.8 mm，出口直径1.8 mm，叶片数量4，叶片出口角度45°，混合腔直径11 mm，喷嘴外径18 mm，喷嘴壁厚3 mm。




a. 三维模型　　b. 关键结构参数

图1　喷嘴模型与结构参数

Fig. 1　Nozzle model and structural parameters

## 2　数值模型

### 2.1　计算模型与网格离散化

#### 2.1.1　流体域与网格划分

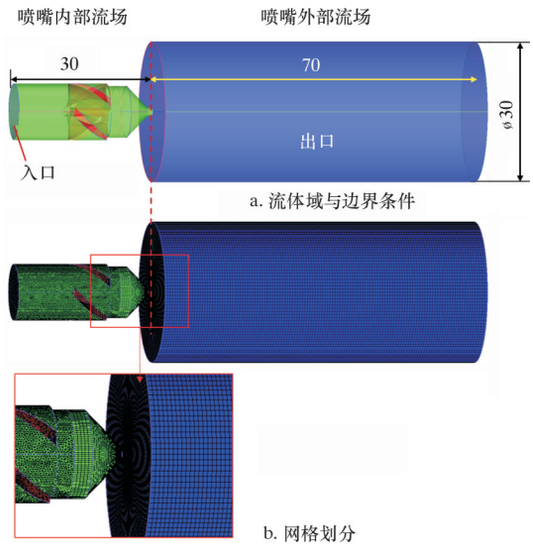
中心孔是区分旋转射流喷嘴和直旋混合射流喷嘴的特征，因此开展中心孔直径对直旋混合射流结构的影响研究。为了充分研究直旋混合射流的形成过程和发展规律，建立如图2a所示的计算流体域及边界条件，具体几何参数和边界条件见表1。图2b是直旋混合射流喷嘴的网格划分方案。网格采用混合网格划分方案，带有叶轮的部分结构复杂，采用适用性较好的四面体网格划分，其余部分采用结构体网格进行划分。

#### 2.1.2　边界条件

由于喷嘴射流流场主要受喷嘴入口和出口的压差影响，为此分析中设置了各边界的类型，如表1所示。

### 2.2　控制方程

数值模型计算结果的精度由湍流模型决定，因此针对不同工况选择合理的湍流模型对于提高计算结果精度具有重要作用。在旋转射流的数值仿真方面，Rehbinder等[17]采用RNG $k$–$\varepsilon$模型对旋转射流的射流流场进行了预测。其研究表明：与标准$k$–$\varepsilon$模型不同，RNG $k$–$\varepsilon$模型在$\varepsilon$的传输方程中增加了$R$项，提高了复杂旋转流动的模拟精度。考虑到喷嘴内部有着剧烈的旋流，流线弯曲程度也较大，具有强烈的扰动性和各项性，为了较好地模拟自进式多孔射流喷嘴和自进式旋转射流喷嘴内部高旋度和高弯曲度的流动情况，笔者计算时采用RNG $k$–$\varepsilon$模型。其控制方程表示如下[17-21]。




a. 流体域与边界条件

b. 网格划分

图2　流体域及网格划分图

Fig. 2　Fluid domain and grid partitioning

表1　边界条件

Table 1　Boundary conditions

| 边界 | 边界类型 | 数值 | 单位 |
|---|---|---|---|
| 入口 | 压力入口 | 20 | MPa |
| 出口 | 压力出口 | 大气压 | MPa |
| 壁面 | 无滑移壁面 | — | — |

连续性方程：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot\left(\rho \boldsymbol{U}\right)=0 \tag{1}$$

动量方程：

$$\frac{\partial(\rho \boldsymbol{U})}{\partial t}+\nabla\cdot\left(\rho \boldsymbol{U}\boldsymbol{U}\right)-\nabla\cdot\left(\mu_{\mathrm{eff}}\nabla \boldsymbol{U}\right)=-\nabla p'+\nabla\cdot\left(\mu_{\mathrm{eff}}\nabla \boldsymbol{U}\right)^{\mathrm{T}}+B \tag{2}$$

湍流脉动动能方程：

$$\frac{\partial\left(\rho k\right)}{\partial t}+\nabla\cdot\left(\rho \boldsymbol{U}k\right)=\nabla\cdot\left[\left(\mu+\frac{\mu_{\mathrm{t}}}{\sigma_k}\right)\nabla k\right]+P_k-\rho\varepsilon \tag{3}$$

湍流耗散率方程：

$$\frac{\partial\left(\rho\varepsilon\right)}{\partial t}+\nabla\cdot\left(\rho \boldsymbol{U}\varepsilon\right)=\nabla\cdot\left[\left(\mu+\frac{\mu_{\mathrm{t}}}{\sigma_\varepsilon}\right)\nabla\varepsilon\right]+\frac{\varepsilon}{k}\left[C_{\varepsilon1}P_k-C_{\varepsilon2}\rho\varepsilon\right] \tag{4}$$

其中涡黏系数和湍动能生成项分别为：

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{5}$$

$$P_k = \mu_t \nabla \boldsymbol{U} \cdot \left(\nabla \boldsymbol{U} + \nabla \boldsymbol{U}^{\mathrm{T}}\right) - \frac{2}{3}\nabla \cdot \boldsymbol{U}\left(3\mu_t \nabla \cdot \boldsymbol{U} + \rho k\right) + P_{\mathrm{kb}} \tag{6}$$

式中：$\rho$为流体密度，kg/m$^3$；$\boldsymbol{U}$为流体雷诺时均速度矢量，m/s；$p'$为修正时均压力，Pa；$\mu_{\mathrm{eff}}$为有效黏度，Pa·s；$B$为体积力源项，N/m$^3$；$\mu$为流体分子动力黏度，Pa·s；$\mu_t$为湍流黏度，Pa·s；$P_k$为湍动能生成项，Pa/s；$P_{\mathrm{kb}}$为浮力生成项，Pa/s；$k$为湍动能，m$^2$/s$^2$；$\varepsilon$为湍动能的耗散率，m$^2$/s$^3$；$C_{\varepsilon 1}$、$C_{\varepsilon 2}$、$C_\mu$、$\sigma_k$和$\sigma_\varepsilon$均为模型常数，取值分别为1.42、1.68、0.085、0.717 9和0.717 9。

### 2.3　网格无关性验证

图3为最大射流速度与网格数量之间的关系曲线。由图3可以看出：当网格数量超过102万后，最大射流速度基本稳定。为此后续分析中均采用网格数量为102.482 4万的划分方案，不同壁面对应的$y$+值在30~60范围内，满足模拟壁面附近的湍流流动计算要求。

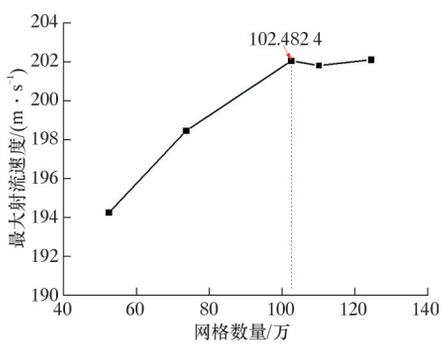



图3　网格无关性计算结果验证图

Fig. 3　Grid independence verification

图4为射流截面速度分布云图与破岩效果图。由图4可以看出：直旋混合射流中心存在比外围速度小的低速区，形成了外围高速度和中心低速区的截面速度分布规律，从而导致井眼外围射孔深度较大，中间形成台阶。由此表明：所建模型能准确解释射流的破岩规律。

## 3　结果分析

### 3.1　直旋混合射流的形成过程

为了研究直旋混合射流喷嘴的内部流场特征，截取如图5所示的4个截面及对应的速度矢量图。截面1反映部分流体在叶轮作用下形成旋流，另一部分流体在叶轮中心孔通道内形成高速的直射流。

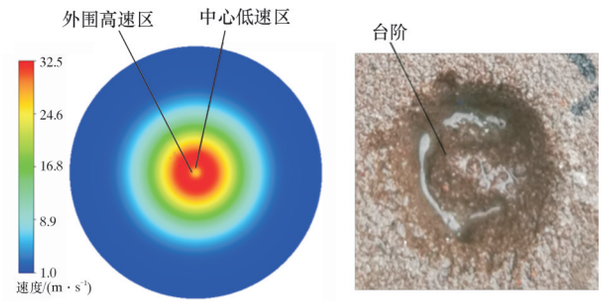



图4　射流速度分布云图与破岩效果

Fig. 4　Jet velocity distribution contour and rock-breaking effect

观察截面2可知，流体进入混合腔以后，在中心直射流与外围旋流的相互作用下，形成中心高速直射流和外围旋转射流的直旋混合射流。在截面3位置，射流束在收缩段的束窄作用下，更多的旋转切向能量转化为轴向射流能量，同时直射流与旋转射流的相互作用增强也消耗了旋转射流的能量，导致该截面的切向速度与截面2的切向速度基本一致。从截面3到截面4的过程中，在收缩段束窄作用下射流的轴向速度和切向速度快速增大，最终从喷嘴出口喷出形成中心高速直射流，外围高速旋转射流的直旋混合射流束。

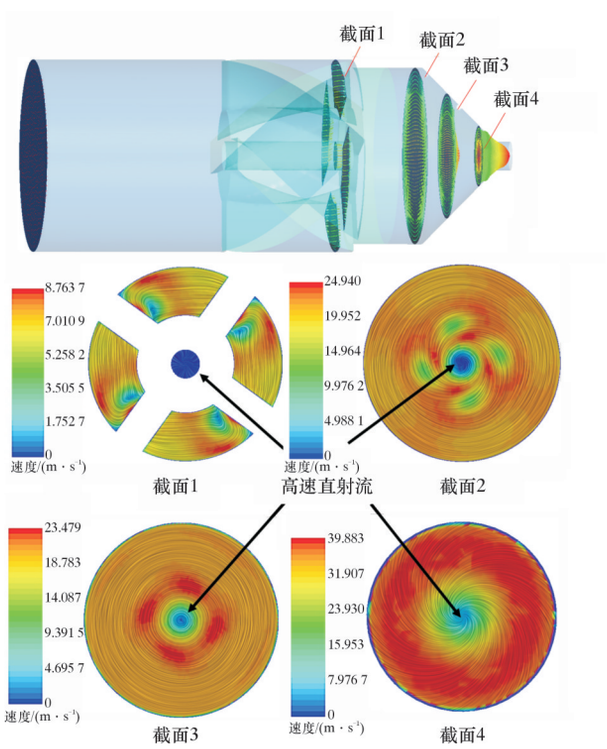



图5　横截面切向速度矢量云图

Fig. 5　Cross-sectional tangential velocity vector contours

图6为从截面2到截面3的过程中沿径向的轴向速度和切向速度分布曲线。图6a显示在截面2上由于中心轴向射流与外围旋转流的相互作用较小，

所以中心区域的轴向速度明显高于近中心区域。由图6b可以看出，截面2和截面3的切向速度大小基本一致，说明收缩段束窄作用主要体现在射流的轴向速度上。流体从截面2到截面3的过程中，在收缩段的束窄作用下，中心区域的轴向速度增大；同时在中心区域高速射流的卷吸作用下，近中心区域轴向速度明显增大，但近壁面区域射流因黏滞流阻效应轴向速度略微降低。从截面3到截面4的过程中，收缩段束窄作用进一步增强，导致射流的轴向速度快速上升和切向速度快速上升，形成中心区域高速轴向射流和外围高速切向射流的直旋混合射流，保证了射流的轴向冲击破碎能力和剪切破碎能力。

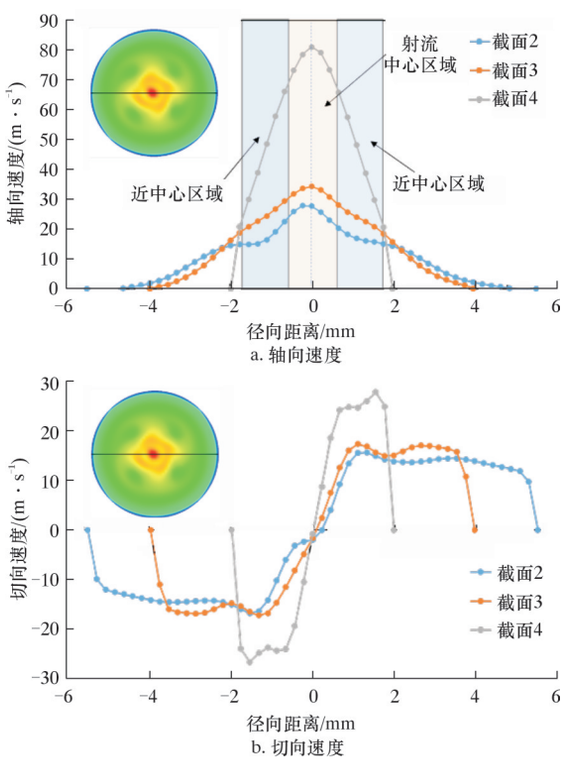



图6　横截面的轴向速度和切向速度分布曲线

Fig. 6　Cross-sectional axial and tangential velocity distribution curves

### 3.2　中心孔孔径对直旋混合射流特性的影响

图7为叶轮式直旋混合射流喷嘴的截面速度分布云图。中心孔径 $d_z$ 在0~1.8 mm范围内。由于中心轴向射流能量较小，在射流束外围旋转射流的卷吸作用下，中心轴向射流速度衰减较快，在射流中心区域存在明显的低速区，导致射流在井底的冲击破碎能力较差，容易形成中心凸台。中心孔孔径达到1.8 mm后，中心低速区基本消失，此时射流中心的冲击破碎效果有明显的改善。从图7还可以看出，随中心孔孔径增大，中心轴向射流能量增大，旋流能量减弱，射流的集束性增强，使射流核心长度增加，扩散角减小（由18°减小至14°）。因此，随中心孔孔径增大，可以使射流冲击破岩效果增强，钻孔孔径减小。

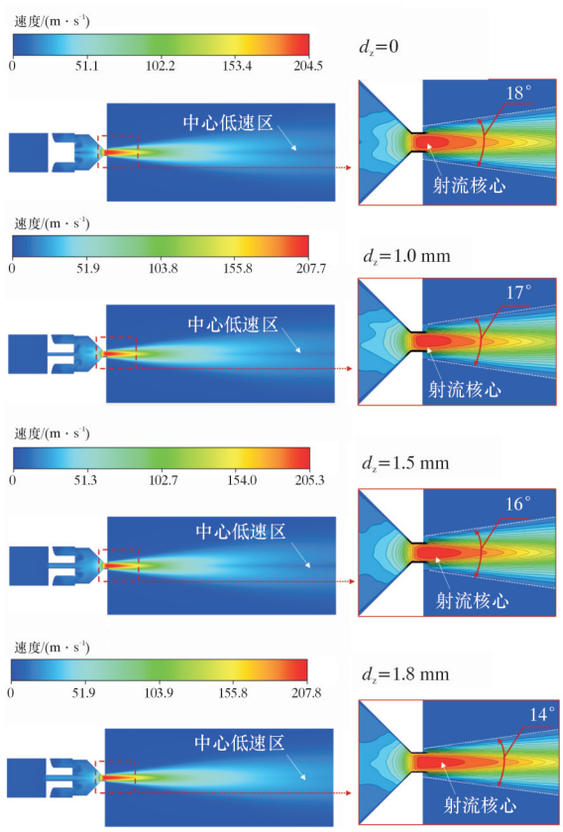



图7　轴截面速度分布云图

Fig. 7　Axial-sectional velocity distribution contours

图8为不同中心孔孔径下直旋混合射流喷嘴外部流场轴心速度衰减曲线。由图8可看出，随中心孔孔径增大，射流中心区域的射流能量增大，外围旋转射流的能量减小，外围旋转射流的卷吸能力减弱，从而导致射流轴心速度衰减梯度减小。这说明中心孔孔径增大有利于射流冲击破岩。

图9为不同靶距下横截面的速度分布云图。由图9可以看出：随靶距增大，在外围旋转射流的卷

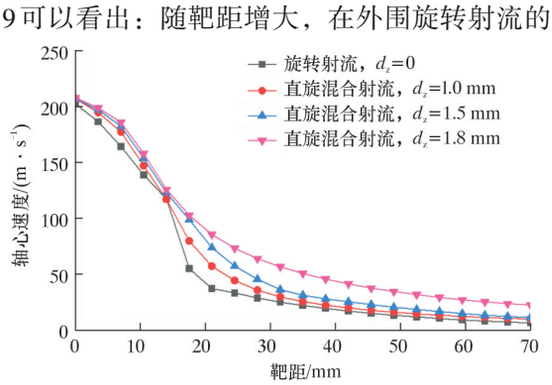



图8　轴心速度衰减曲线

Fig. 8　Axial velocity attenuation curves

吸作用下，中心区域的速度逐渐减小，并形成中心低速区域；随着中心孔孔径增大，轴向射流能量增大，此时中心区域的射流速度增量抵消了外围旋转射流卷吸作用的消耗量，使中心区域的低速区逐渐消失。

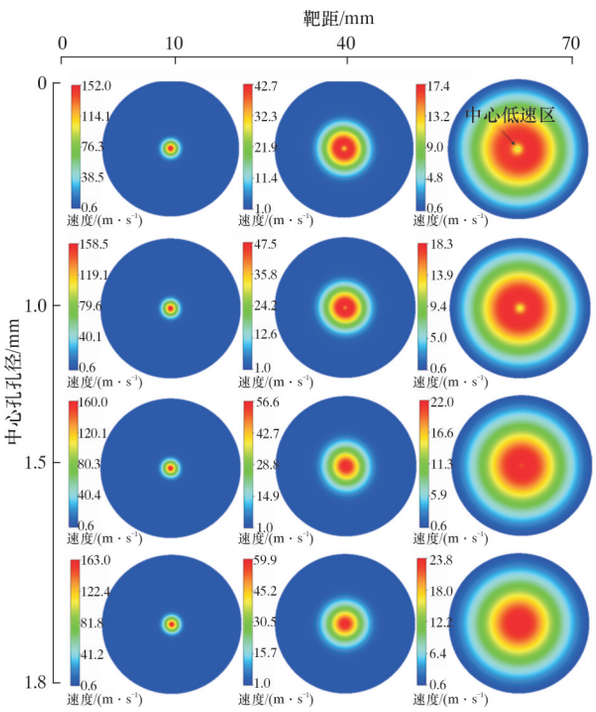



图 9　横截面的速度分布云图

Fig. 9　Cross-sectional velocity distribution contours

图 10 为距喷嘴出口 40 mm 处的横截面沿径向的速度分布曲线。由图 10 可以看出，随着中心孔孔径增大，通过中心孔的高压水流量增大，通过叶片的旋转流流量减小，中心区域射流速度逐渐增大，且衰减速度减小，因此靶距为 40 mm 截面中心低速区逐渐消失。当中心孔孔径为 1.8mm 时，中心低速区消失，此时射流具有较强的冲击破岩效果。

综上，当 $d_z$=1.8 mm 时，直旋混合射流喷嘴既具有较好的冲击破岩效果，也具有较强的剪切破岩效果，同时可消除中心低速区，防止射孔孔底形成台阶。

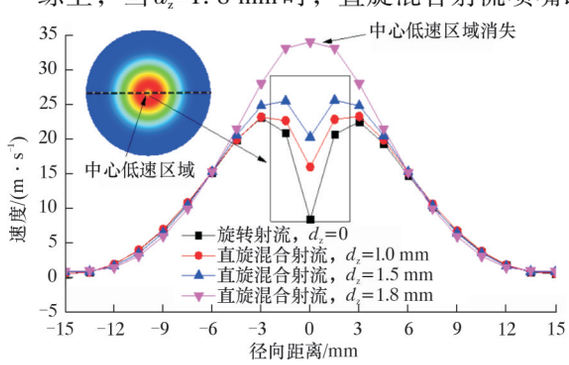



图 10　不同中心孔孔径下横截面的速度分布曲线

Fig. 10　Cross-sectional velocity distribution curves under different central-hole diameters

### 3.3　射流压力对直旋混合射流特性的影响

图 11 为不同工作压力下直旋混合射流喷嘴的轴截面速度分布云图。由图 11 可以看出，随着射流压力增大，射流的扩散角逐渐减小。（由 15.50° 减小到 13.13°）。这是因为随着射流压力增大，射流经过喷嘴出口后轴向动量的增幅大于切向。增大射流压力可以增强射流的集束性，也可同时增强射流冲击作用和剪切作用，提高射流有效靶距及破岩效果。

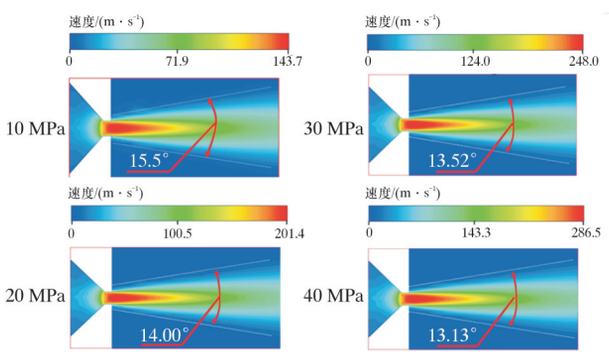



图 11　不同工作压力下直旋混合射流轴截面速度分布云图

Fig. 11　Axial-sectional velocity distribution contours of straight-swirling mixed jet under different operating pressures

图 12 为不同射流压力条件下直旋混合射流喷嘴外部流场轴心速度衰减曲线。由图 12 可知，随着射流压力增大，轴心速度逐渐增大，衰减规律基本保持一致。由于压力越大射流的旋流速度越大，此时形成的卷吸效应越强，导致轴心速度衰减越快，射流能量转化为破岩能量的效率降低。

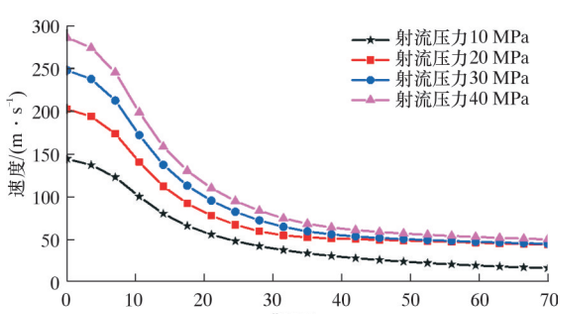



图 12　不同射流压力下外部流场轴心速度衰减曲线

Fig. 12　External flow-field axial velocity attenuation curves under different jet pressures

图 13 为不同射流压力下距喷嘴出口 40 mm 处的横截面沿径向的速度分布曲线。由图 13 可知，随射流压力增大，射流的轴向速度和切向速度均

增大，故横截面的速度整体增大。但是随切向速度增大，射流卷吸效应增强，使射流能量衰减越快，导致射流从中心至外围的衰减速度越快，射流能量转化为破岩能量的效率降低。因此，增大射流压力可提高射流的破岩效果，但是射流卷吸效应越强，能量损耗越大。

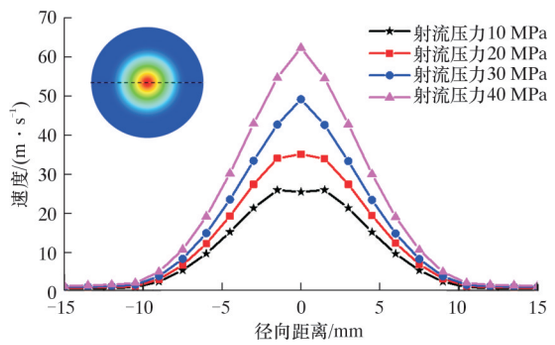



图 13　不同射流压力下横截面的速度分布曲线

Fig. 13　Cross-sectional velocity distribution curves under different jet pressures

### 3.4　直旋混合射流喷嘴的破岩效果分析

图 14 为高压射流破岩试验系统。该系统主要设备包括高压泵、控制箱、高压软管、试验喷嘴（直射流喷嘴、旋转射流喷嘴与直旋混合射流喷嘴）、喷嘴座。试验压力为 20 MPa，射孔靶距为 20 mm，射流冲击时间为 30 s，岩石门限压力为 15 MPa。




图 14　高压射流破岩试验系统

Fig. 14　High-pressure jet rock-breaking test system

图 15 为 3 种喷嘴结构图。直射流喷嘴没有加旋叶轮，射流在收缩段的束窄效应下具有较好的冲击性能。旋转射流喷嘴具有 1 个加旋叶轮，使射流变为三维的旋转射流。直旋混合射流喷嘴的加旋叶轮中心包含 1 个中心孔，使射流既具有较强的旋转剪切效果，也能保证中心具备较强的轴向冲击力。

图 16 为直射流喷嘴、直旋混合射流喷嘴（$d_z$=1.8 mm）和旋转射流喷嘴（$d_z$=0）的射孔试验结果。直射流喷嘴的射孔孔径约为 10 mm，直旋混合射流喷嘴的射孔孔径约为 19.4 mm，旋转射流喷嘴的射孔孔径约为 22.4 mm。与直射流喷嘴相比，直旋混合射流喷嘴的射孔孔径增大 94%，旋转射流

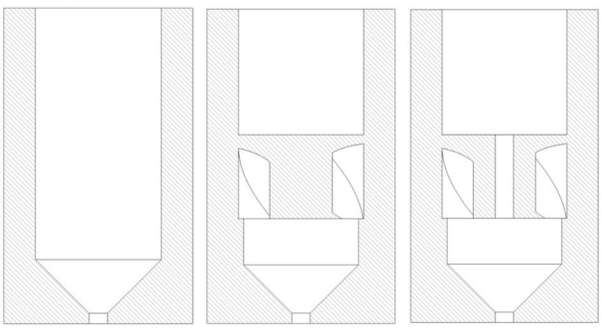



图 15　3 种喷嘴结构

Fig. 15　Structures of three nozzles

喷嘴的射孔孔径增大 124%。因为与直射流喷嘴相比，旋转射流的扩散性较好，直旋混合射流喷嘴和旋转射流喷嘴的射孔孔径较大；同时直旋混合射流的中心轴向速度较大，中心射流冲击破岩效果较好，有效消除了旋转射流钻孔孔底的中心凸台。并且直旋混合射流与旋转射流相比扩散角较小，导致其钻孔孔径略微变小。

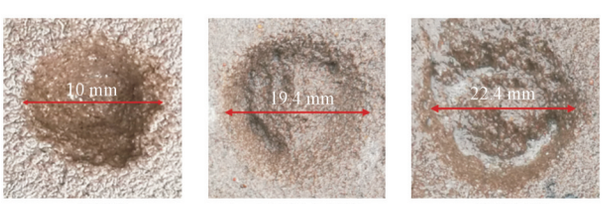



图 16　3 种喷嘴射孔试验结果

Fig. 16　Perforation test results of three nozzles

图 17 为 3 种喷嘴射孔孔眼参数的柱状图。与直射流喷嘴相比，直旋混合射流喷嘴和旋转射流喷嘴的孔眼直径显著增大，孔眼深度明显减小。与旋转射流喷嘴相比，直射流喷嘴和直旋混合射流喷嘴的孔底台阶高度较小。这是因为直旋混合射流的中心轴向速度比旋转射流喷嘴的大，故中心冲击破岩效果较好，有效消除了旋转射流钻孔孔底的中心凸台，增大了射孔孔眼深度。同时直旋混合射流喷嘴的孔眼深度约为旋转射流喷嘴的 1.4 倍。

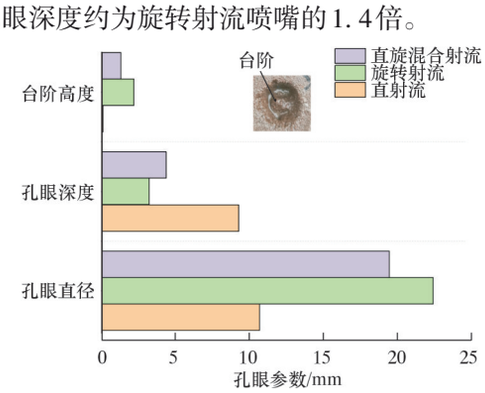



图 17　3 种喷嘴射孔孔眼参数柱状图

Fig. 17　Perforation parameters of three nozzles

## 4　结论与认识

（1）通过内部流场分析得到直旋混合射流具有较好的冲击破岩效果和剪切破岩效果，该射流的形成经历了高压射流分离为中心高速射流和外围旋流、中心高速直射流和旋流的混合及束窄增强3个阶段。

（2）随中心孔孔径增大，中心低速区逐渐减小，当中心孔孔径达到1.8 mm，中心低速区基本消失，可解决旋转射流孔底中心凸台问题。随中心孔增大，射流中心区域的冲击破岩效果增强，但是射流的扩散角逐渐减小，钻孔孔径逐渐减小。射流压力越大，射流扩散角越小，但是射流能量随靶距增大能耗损失越大。随射流压力增大，可提高射流有效靶距及破岩效果，但是卷吸效应增强，射流能量转化率变低，因此选择合适的射流压力可有效降低能量损耗。

（3）高压射流试验结果表明，与直射流喷嘴相比，直旋混合射流喷嘴的射孔孔径增大94%，旋转射流喷嘴的射孔孔径增大124%。直旋混合射流喷嘴与旋转射流相比，孔眼深度约为旋转射流喷嘴的1.4倍，射孔孔底台阶显著减小。

（4）由于仿真研究方法较为理想，忽略了喷嘴加工误差、工作参数不稳定等带来的影响，后续可进一步通过可视化试验验证直旋混合射流形成过程；还可以采用多目标优化算法对喷嘴的叶轮参数、喷嘴出口长径比、作业参数等进行优化，并结合破岩试验，获得高效直旋混合射流喷嘴设计理论与方法。

### 参　考　文　献


[1] 刘家炜，胡强法，吕维平，等. 高围压对锥直型喷嘴射流性能影响的试验研究［J］. 流体机械，2024，52（12）：8-15，100.
Liu Jiawei，Hu Qiangfa，Lü Weiping，et al. Experimental study on the effect of high confining pressure on the jet performance of conical straight nozzle［J］. Fluid Machinery，2024，52（12）：8-15，100.

[2] 毕刚，马东军，李根生，等. 水力喷射侧钻径向水平井眼延伸能力［J］. 断块油气田，2016，23（5）：643-647.
Bi Gang，Ma Dongjun，Li Gensheng，et al. Extension ability of hydra-jet sidetracking of radial horizontal well［J］. Fault-Block Oil and Gas Field，2016，23（5）：643-647.

[3] Dunn R P. Method of and apparatus for horizontal drilling：US07/211889［P］. 1988-06-27.

[4] 许亚优，田佳阔，戴兴茹，等. 基于Fluent数值模拟的径向水射流钻头前端结构参数优化［J］. 矿业研究与开发，2024，44（12）：212-220.
Xu Yayou，Tian Jiakuo，Dai Xingru，et al. Optimization of front-end structural parameters of radial water jet bit based on Fluent numerical simulation［J］. Mining Research and Development，2024，44（12）：212-220.

[5] 雷真杰. 水射流多孔喷嘴打击力特性及破岩研究［D］. 重庆：重庆科技学院，2023.
Lei Zhenjie. Study on the striking force characteristics and rock breaking of the water jet multi-hole［D］. Chongqing：Chongqing University of Science and Technology，2023.

[6] 钟银，陈述，赵玉红，等. 旋转射流除垢作用机理的数值模拟研究［J］. 石油机械，2025，53（7）：112-121，148.
Zhong Yin，Chen Shu，Zhao Yuhong，et al. Numerical simulation study on the descaling mechanism of high-pressure swirling jet［J］. China Petroleum Machinery，2025，53（7）：112-121，148.

[7] 郭瑞昌，李根生，黄中伟，等. 多孔式射流钻头流场数值模拟研究［J］. 流体机械，2010，38（4）：13-17.
Guo Ruichang，Li Gensheng，Huang Zhongwei，et al. Numerical simulation study on flow field of multi-hole jet bit［J］. Fluid Machinery，2010，38（4）：13-17.

[8] 贾建超，廖华林，于怀彬，等. 水力喷射径向钻孔器的流场特性［J］. 断块油气田，2020，27（1）：122-125.
Jia Jianchao，Liao Hualin，Yu Huaibin，et al. Study on flow field characteristics of hydraulic jet radial drill［J］. Fault-Block Oil and Gas Field，2020，27（1）：122-125.

[9] Chi Huanpeng，Li Gensheng，Huang Zhongwei，et al. Maximum drillable length of the radial horizontal micro-hole drilled with multiple high-pressure water jets［J］. Journal of Natural Gas Science and Engineering，2015，26：1042-1049.

[10] 杜玉昆，王瑞和，艾飞，等. 切向注入式旋转射流喷嘴携岩能力研究［J］. 钻采工艺，2008，31（6）：14-16.
Du Yukun，Wang Ruihe，Ai Fei，et al. Study on cuttings carrying capacity of a tangential injection type of swirl jet nozzle［J］. Drilling & Production Technology，2008，31（6）：14-16.

[11] Buckman W G，Dotson T L，Mcdaniels M D，et al. Nozzle for jet drilling and associated method：USA，6668948［P］. 2003-12-30.

［12］ 吴德松，廖华林，杨斌．直旋混合射流喷嘴结构参数对流场特性的影响［J］．水动力学研究与进展，2014，29（4）：421-428.
Wu Desong， Liao Hualin， Yang Bin. Study on the influence of nozzle structural parameters of straight-swirling integrated jet on flow field characteristics［J］. Chinese Journal of Hydrodynamics， 2014， 29（4）：421-428.

［13］ 毕刚，李根生，屈展，等．自进式旋转射流钻头破岩效果［J］．石油学报，2016，37（5）：680-687.
Bi Gang， Li Gensheng， Qu Zhan， et al. Rock breaking efficiency of the self-propelled swirling jet bit［J］. Acta Petrolei Sinica， 2016， 37（5）：680-687.

［14］ 薛永志，李俊，丁亮亮，等．超临界$CO_2$直旋混合射流破岩机理及喷嘴结构影响规律［J］．振动与冲击，2025，44（1）：232-242.
Xue Yongzhi， Li Jun， Ding Liangliang， et al. Rock breaking mechanism of supercritical $CO_2$ straight-swirling mixed jet and influences of nozzle structure［J］. Journal of Vibration and Shock，2025，44（1）：232-242.

［15］ 徐昊，张思，吴墨染，等．天然气水合物直旋混合射流破碎规律研究［J］．石油机械，2025，53（2）：89-97.
Xu Hao， Zhang Si， Wu Moran， et al. Crushing of natural gas hydrate by straight-swirling mixed jet［J］. China Petroleum Machinery， 2025， 53（2）：89-97.

［16］ 徐宝兴．直旋混合射流形成机理与冲蚀岩石特性研究［D］．淮南：安徽理工大学，2024.
Xu Baoxing. Study on the formation mechanism of the straight spiral mixed jet and the characteristics of the erosion rock［D］. Huainan： Anhui University of Science & Technology， 2024.

［17］ Rehbinder G. Investigation of water jet pulses generated by an impact piston device［J］. Applied Scientific Research， 1983， 40（1）： 7-37.

［18］ Fu Biwei， Zhang Si， Liu Shaohu， et al. Drilling performance analysis of a new type of direct-rotating mixed-jet nozzle［J］. Journal of Petroleum Science and Engineering， 2021， 200： 108302.

［19］ 高亚斌，向鑫，郭晓亚，等．钻孔水射流冲击破煤岩特性及机制研究［J］．振动与冲击，2022，41（23）：51-59，85.
Gao Yabin， Xiang Xin， Guo Xiaoya， et al. Characteristics and mechanism of coal and rock breaking with water jet impact in drill hole［J］. Journal of Vibration and Shock， 2022， 41（23）： 51-59， 85.

［20］ 宋剑，李根生，胡永堂，等．同轴直射流与旋转射流组合的双射流湍流流场数值模拟［J］．水动力学研究与进展，2004，19（5）：671-675.
Song Jian， Li Gensheng， Hu Yongtang， et al. Numerical simulation of dual jet turbulent flow with combined coaxial swirling and round jet［J］. Chinese Journal of Hydrodynamics， 2004， 19（5）： 671-675.

［21］ 任嘉，张瑶，沈正帆．基于修正RNG $k$-$\varepsilon$模型的叶片泵非设计工况数值模拟［J］．舰船科学技术，2014，36（10）：101-105.
Ren Jia， Zhang Yao， Shen Zhengfan. Numerical prediction for performance of centrifugal pump under off-design operation with modified RNG $k$-$\varepsilon$ turbulence model［J］. Ship Science and Technology， 2014， 36（10）： 101-105.

**第一作者简介：**付 悦，高级工程师，生于1986年，2013年毕业于长江大学机械设计及理论专业，获硕士学位，现从事连续管井下工具及工艺研究工作。地址：（430000）湖北省武汉市。电话：（027）83567933。email：fuyuedr@cnpc.com.cn。

通信作者：王 明。email：2219460235@qq.com。

**修改回稿日期：**2026-07-25

（本文编辑　王刚庆）