

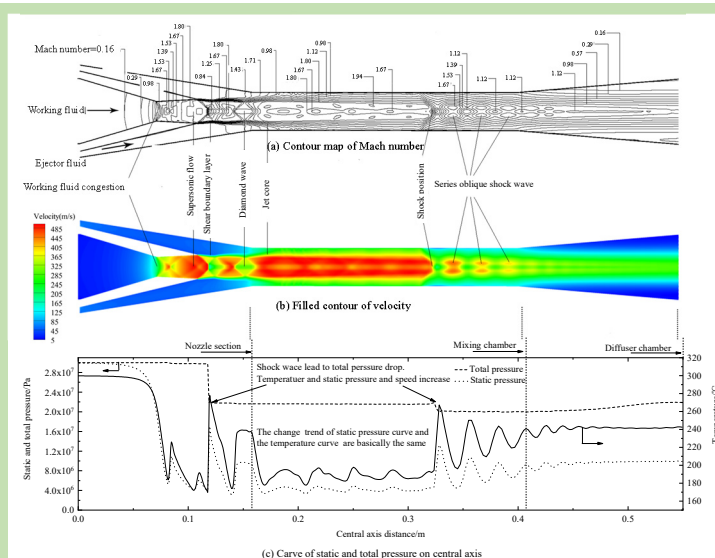
Performance of the steam ejector used for low pressure gas well drainage gas recovery

Zhiyi XIONG^{1,2*}, Yang LIU^{1,2}, Yuan LI³, Hongtao HUANG^{1,2}, Tao LI⁴

1. College of Mechanical and Transportation Engineering, China University of Petroleum, Beijing 102249, China
2. Beijing Key Laboratory of Process Fluid Filtration and Separation, Beijing 102249, China
3. Sinopec Sichuan to Eastern China Transmission Gas Pipeline Co. Ltd., Wuhan, Hubei 430020, China
4. Beijing Affairs Department of Changqing Oilfield Company, Beijing 100088, China

Abstract: At present, traditional drainage gas recovery technology is not suitable for low-pressure gas wells. In this work, a new type of ejector drainage gas recovery technology was proposed to solve this problem. High-pressure gas was used as a driving fluid to prevent secondary contamination. The problem of low efficiency was solved by forming a composite process with the foam scrubbing, and the ejector was the core of the technology. The aim of this study was to investigate the ejector flow characteristics for gas flow field by Computational Fluid Dynamics (CFD), the entrainment ratio was selected as the performance index, and the influence of ejector structure size and operation condition was obtained. The results showed that the ejection process both of pumping action and shear acceleration action existed in ejection process, and the shear acceleration action only made the ejection fluid to run up to sonic speed. The mass flow rate of ejection fluid was controlled by area and speed together, if the flow area was steady, and the gas speed could not increase in any condition, so that the flow state was in choking phenomenon. In the choking condition, the performance of ejector was determined by pumping action. Furthermore, the choking condition retarded with the increasing of diffused segment conical degree and area ration of the ejector nozzle. In addition, the shear acceleration action played the major role if the flow was not in choking condition. Operation parameters had an impact on shock wave intensity and ejector flow state, the increasing of operation pressure and the decreasing of outlet pressure would enhance entrainment ratio and cause the choking condition occur.

Key words: ejector; shock wave; jet core; effective ejection area; choking phenomenon



收稿: 2019-10-09, 修回: 2019-11-09, 网络发表: 2019-11-27, Received: 2019-10-09, Revised: 2019-11-09, Published online: 2019-11-27
作者简介: 熊至宜(1980-), 男, 湖南省衡阳市人, 博士, 副教授, 主要从事多相流分离技术、石油化工装备研究, E-mail: xiongzhii@cup.edu.cn.

引用格式: 熊至宜, 刘洋, 李元, 等. 低压气井排水采气用喷射器的性能. 过程工程学报, 2020, 20(7): 770-778.

Xiong Z Y, Liu Y, Li Y, et al. Performance of the steam ejector used for low pressure gas well drainage gas recovery (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2020, 20(7): 770-778, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.219309.

低压气井排水采气用喷射器的性能

熊至宜^{1,2*}, 刘洋^{1,2}, 李元³, 黄宏韬^{1,2}, 李涛⁴

1. 中国石油大学(北京)机械与储运工程学院, 北京 102249

2. 过程流体过滤与分离技术北京市重点实验室, 北京 102249

3. 中石化川气东送天然气管道有限公司, 湖北 武汉 430020

4. 长庆油田分公司北京办事处, 北京 100088

摘要: 目前传统排水采气工艺对于低压气井的适应性较差, 为解决此问题, 本工作提出了一种新型的喷射器复合排水采气工艺。通过采用高压气体作为驱动流体, 防止二次污染, 并通过与泡排组成复合工艺的方式解决效率低下的问题, 其中喷射器技术是核心。采用数值模拟的方法, 以引射比为性能指标, 通过对喷射器气相内部流场流动特征进行分析, 得到了喷射器的结构尺寸、运行工况对喷射器引射比的影响规律。结果表明, 喷射器在引射过程中存在抽吸作用和剪切加速作用; 剪切加速作用只能使引射流体最多被加速至音速; 在壅塞工况下, 喷射器运行表现主要由抽吸作用决定, 增加喷嘴渐扩段锥度和面积比, 能减缓壅塞工况。运行工况主要通过影响激波强度与喷射器运行状态影响喷射器运行表现, 工作压力的增大和出口压力的下降均会提高引射比, 但会导致壅塞状态的发生。壅塞工况下, 引射比受工作压力影响且与出口压力无关。

关键词: 喷射器; 激波; 射流核心; 有效引射区域; 壅塞现象

中图分类号: TH470.3030

文献标识码: A

文章编号: 1009-606X(2020)07-0770-09

1 前言

随着天然气井的不断开采, 地层气压力下降, 生产时的气流流速下降。当地层气流流速下降至一定程度时, 无法被带出的地层水就会滞留在井底, 这种现象被称为“气井积液”。很少有气井能生产完全干燥的天然气^[1], 大部分气井都存在气井积液的问题。

解决气井积液问题, 关键在于如何将井底积液排出, 基本的思路主要有提高携液能力和降低携液难度两个方向。在提高携液能力方面, 主要通过提高地层气体的速度和压力等方式提高携液能力, 对应的排水采气方法有泡排、优选管柱、气举、机抽、电潜泵、射流泵等。在降低携液难度方面, 主要通过改变地层积液的物理性质来降低地层积液被携带的难度, 对应的排水采气方法为泡排。低压气井的特征是产气量小和压力低, 现有的排水采气工艺大多具备各种不足之处。

目前有学者提出了一种适用于低压气井的喷射排水采气工艺, 其中关键技术是喷射器, 关于将喷射器应用于排水采气, 目前已经有一些研究成果。Chang 等^[2]利用超音速喷嘴实现液体雾化, 气液混合物被加速, 使其中的液滴分解为直径 10~50 μm 的液滴, 然后被高速气流夹带冲走, 研究了喷射器的气液混合流动过程。张洪杰等^[3]研究了高压气井作为动力气体引射低压气井的

应用, 通过实验证明了在保证高压气井产量的情况下可恢复低压气井的连续生产能力。冯琦^[4]研究了喷射器应用于排水采气工艺的可行性。张霄雷^[5]提出了应用于油气田开采的气体加速泵, 建立了连续气举和气体加速泵的举升效率模型。

有关喷射器的研究成果较多, 如在喷射器流动规律和壅塞特征^[6-15]等方向都有深入的研究, 另外, 也有很多学者^[16-23]研究了喷射器的关键尺寸对其性能的影响。本工作在研究喷射器流动规律和优化喷射器结构尺寸的基础上, 重点研究不同工况参数下喷射器的两相运行性能, 考察工况参数对于两相喷射器的性能影响规律。研究结果将为提高高压工作流体的能量利用效率、喷射器的不同工况结构设计、提高不同情况的气井适应性提供理论基础。

2 研究方法

2.1 研究对象

在前人的研究基础上, 采取数值模拟的方法, 研究喷射器的性能, 所研究喷射器的结构如图 1 所示, 具体尺寸数值见表 1。

2.2 数值模拟方法

对于所有的流动, FLUENT 均需求解连续性方程和

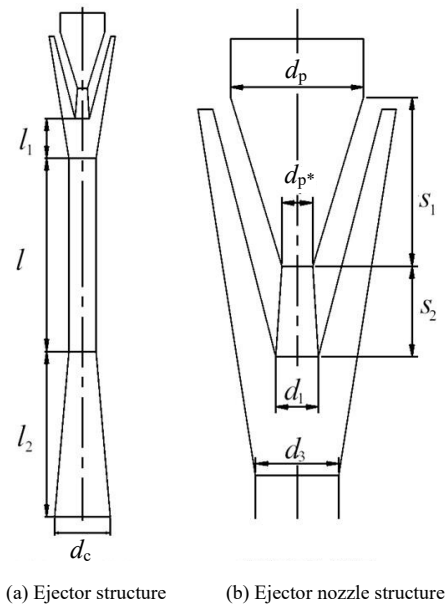


图 1 喷射器模拟结构示意图
Fig.1 The schematic diagrams of ejector simulation structure

表 1 喷射器模拟尺寸 Table 1 The simulation sizes of ejector	
Size type	Value/mm
Nozzle throat diameter, d_p^*	13
Nozzle inlet cross section diameter, d_p	60
Nozzle outlet cross section diameter, d_1	26
Mixing chamber diameter, d_3	35
Diffusion chamber outlet diameter, d_c	70
Nozzle outlet distance from the mixing chamber, l_c	50
Mixing chamber length, l	244
Expansion chamber length, l_2	209
Nozzle contraction length, s_1	26
Nozzle expansion section length, s_2	38

动量方程^[24]。对于可压缩流动或涉及热传导流动，还需求解能量方程。

在湍流模型的选取上，RNG $k-\varepsilon$ 模型中对方程增加

了附加源项 S_ε ，使模型对快速流动的计算准确性提高，其流动与本工作研究的喷射器流动类似，同时根据 Bartosiewicz 等^[25]研究结论可知，RNG $k-\varepsilon$ 模型在预测喷射器内部流场激波位置、强度及内流场参数上具备很好的适应性。所以本工作选取 RNG $k-\varepsilon$ 模型作为数值计算的湍流模型。

为验证湍流模型及数值模拟结果的正确性，利用本工作数值模拟方法与已发表文献的实验数据^[26]进行对比，喷射器的尺寸见表 2，图 2 对比了工作压力和出口压力分别为 0.45 和 0.18 MPa 时，引射压力的影响规律及引射压力为 0.11 MPa 时，出口压力的影响规律。由图 2(a)可以看出，模拟和实验的引射比均随引射压力上升而上升，基本呈线性递增规律。相较于实验，模拟中引射压力的上升对于引射比的提升作用偏弱，表现为在图 2(a)中模拟结果的变化曲线斜率低于实验结果的变化曲线斜率。由图 2(b)可以看出，模拟结果的引射比随出口压力减小而呈线性递增规律，在出口压力减小至一定限度后，引射比将独立于出口压力的变化而维持稳定。模拟结果和实验结果表现规律一致，但在数值上存在一定

表 2 验证模拟结果的结构尺寸 ^[26] Table 2 Structure size ^[26] verifying simulation results	
Size type	Value/mm
Nozzle throat diameter, d_p^*	12.8
Nozzle inlet cross section diameter, d_p	50.00
Nozzle outlet cross section diameter, d_1	14.15
Mixing chamber diameter, d_3	25.4
Diffusion chamber outlet diameter, d_c	65
Nozzle outlet from mixing chamber inlet length, l_c	32
Mixing chamber cylinder length	180
Mixing chamber shrinkage length	3.6
Nozzle diverging length	5
Nozzle tapered length	55
Expansion chamber length	249.00

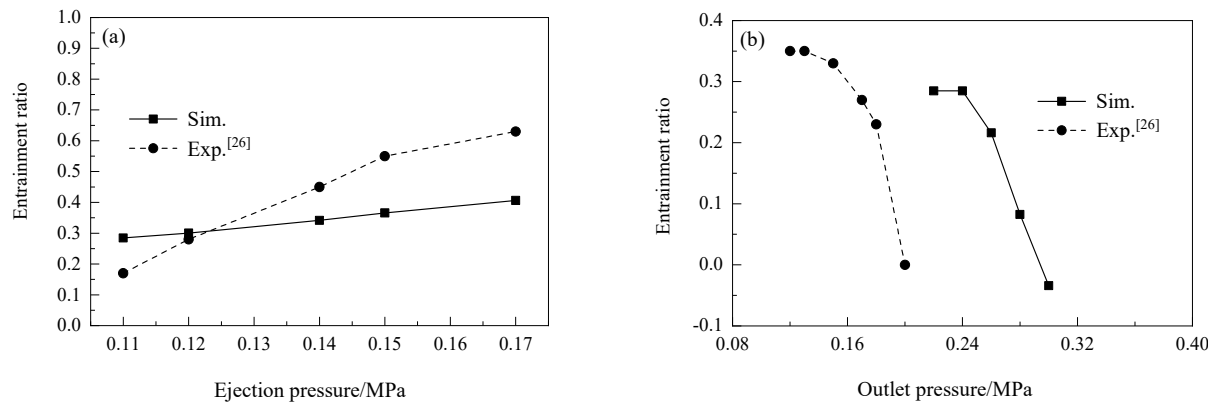


图 2 不同工况下模拟数据和实验数据^[26]的对比
Fig.2 Comparisons of simulation and experimental data^[26] under different pressures

误差。图 2(b)中出口压力增大不会引起引射比变化时的临界出口压力, 模拟结果要大于实验结果。

对于以上模拟结果与实验结果之间的误差, 分析其原因可能有如下几点: (1) 文献[26]只给出了关键结构的尺寸数据, 未给出的这部分结构尺寸数据可能与文献中的数据存在偏差, 进而导致模拟结果与实验结果的差异; (2) 为简化模型, 工作介质采用理想气体, 所选取的工作介质物性与实际情况不同, 可能对模拟结果产生影响。

工作流体入口和引射流体入口的边界条件均设为压力入口, 流体介质采用理想气体。关于近壁面流动的处理, 对高雷诺数流动下的近壁面流动可给出准确的结果。为使壁面函数产生效果, 需将第一个内节点布置在湍流充分发展的区域, 布置时通过 y^+ 值确定第一个内节点位置, 本工作中通过自适应网格加密网格控制 y^+ 值在 30~50 范围内。设定网格总数分别为 328 600, 685 620, 906 750, 1 036 928 和 1 269 118, 进行网格无关性验证发现, 网格数达 90 万后, 进一步增加网格数目, 引射比及内部流场参数的变化极小, 不会对模拟结果产生明显影响, 因此, 数值模拟的网格数目设为 90 万。

3 结果与讨论

3.1 喷射器内流场特征分析

通过对处于壅塞状态的喷射器的运行过程、内部流场参数及相关流动特征进行解释, 进而分析相关参数对喷射器内部流场及运行表现的影响规律。壅塞状态指喷射器达到的某种状态, 在此状态下, 喷射器引射比维持稳定, 增大工作压力或减小出口压力无法使引射比进一步增加, 其标志为混合室内部或出口部位出现压缩激波, 流体流速在压缩激波处出现急剧降低, 流体静压急剧升高。

图 3 为工作压力 30 MPa、引射压力 10 MPa、出口压力 15 MPa 的单相壅塞流场。工作流体由主入口的高压驱动进入喷嘴的渐缩段, 此时流体为亚音速流动, 且在流动的过程中压力下降, 速度持续上升, 在喷嘴的喉部达音速并发生壅塞(此处壅塞指流体的流动状态, 与喷射器的壅塞状态不同)。在流体发生壅塞时, 流体速度无法进一步增加, 所以在喷嘴的渐缩段, 工作流体无法加速至超音速状态。而在喷嘴的渐扩段, 由于喷嘴横截面的扩大, 工作流体发生膨胀, 压力进一步下降, 减小的压能转换为动能, 流体加速至超音速, 此时流体的马赫数大于 1。

在喷嘴的出口处, 可以看到在喷嘴内加速至超音速的流体由于压缩激波的作用, 静压突跃式的上升, 如图

3(c)轴向位置 0.12 m 处。静压的上升使流体再次膨胀, 实现加速。由于射流核心与周围流体在静压上的差距, 射流核心处的流体流动时, 周围的流体可以看作是某种扰动, 导致射流核心流体产生斜激波和膨胀波, 表现为菱形波的流动特征, 如图 3(a)和 3(b), 膨胀波的发生可从中心轴线处的静压曲线图观察得到, 如图 3(c)所示。菱形波状射流核心的产生表明高速工作流体和周围低速引射流体的动量交换不完全的半分离状态。且两股流体之间存在一个剪切边界层。当引射流体被抽吸进入喷嘴出口处混合区域时, 两股流体开始了相互之间的剪切掺混的动量交换作用, 使引射流体加速。相应的, 这种动量交换作用使工作流体动能下降, 形成的菱形波减弱, 这种减弱作用可由图 3(c)的静压曲线震动波幅减弱直观地观察到。

在混合室内, 多数的引射流体加速至音速, 此时, 靠近工作流体加速至音速的引射流体达到临界状态, 无法进一步加速至超音速。有效引射区域可从喷射器混合室的壁面及射流核心之间的环形空间估计。在壅塞工况下, 引射流体的流量维持稳定, 可得知此时的有效射流区域范围在混合室内是稳定的。

在混合室内靠近出口的位置出现了激波, 且激波下游流体出现了一系列的斜激波, 静压由于斜激波的影响波动上升, 在此过程中速度逐步下降, 且靠近壁面的流体会下降至亚音速状态, 见图 3(a)和 3(c)。在整个喷射器流动过程中, 流体在喷嘴出口处及混合室靠近出口处出现了压缩激波, 流体经过压缩激波时, 虽然静压上升, 但损失了部分总压, 此时喷射器处于壅塞状态, 如图 3(c)所示。

3.2 结构参数对引射比的影响

3.2.1 渐扩段锥度的影响

渐扩段锥度表征喷嘴本身结构特征, 为喷嘴出口截面直径与喷嘴喉部直径之差与喷嘴扩张段长度的比值。不同渐扩段锥度下喷射器的引射比如图 4 所示。可以看出, 喷嘴渐扩段锥度对引射效率的影响趋势整体呈先增后减的单峰趋势, 主要分为三个阶段(以图中虚线为界): 第一阶段, 引射比随渐扩段锥度的上升而增加, 在到达 I 工况点的峰值后为第二阶段, 进一步增加渐扩段锥度反而使引射比下降。如果渐扩段锥度增大至一定程度则进入第三阶段, 喷射器完全无法工作, 出现倒吸, 如图 4 中 K 工况点。喷嘴出口处出现压缩激波, 工作流体在经过压缩激波后, 速度骤降, 且渐扩段锥度越大经过喷嘴出口处的压缩激波后的工作流体速度反而越小, 见图 5 马赫数曲线。

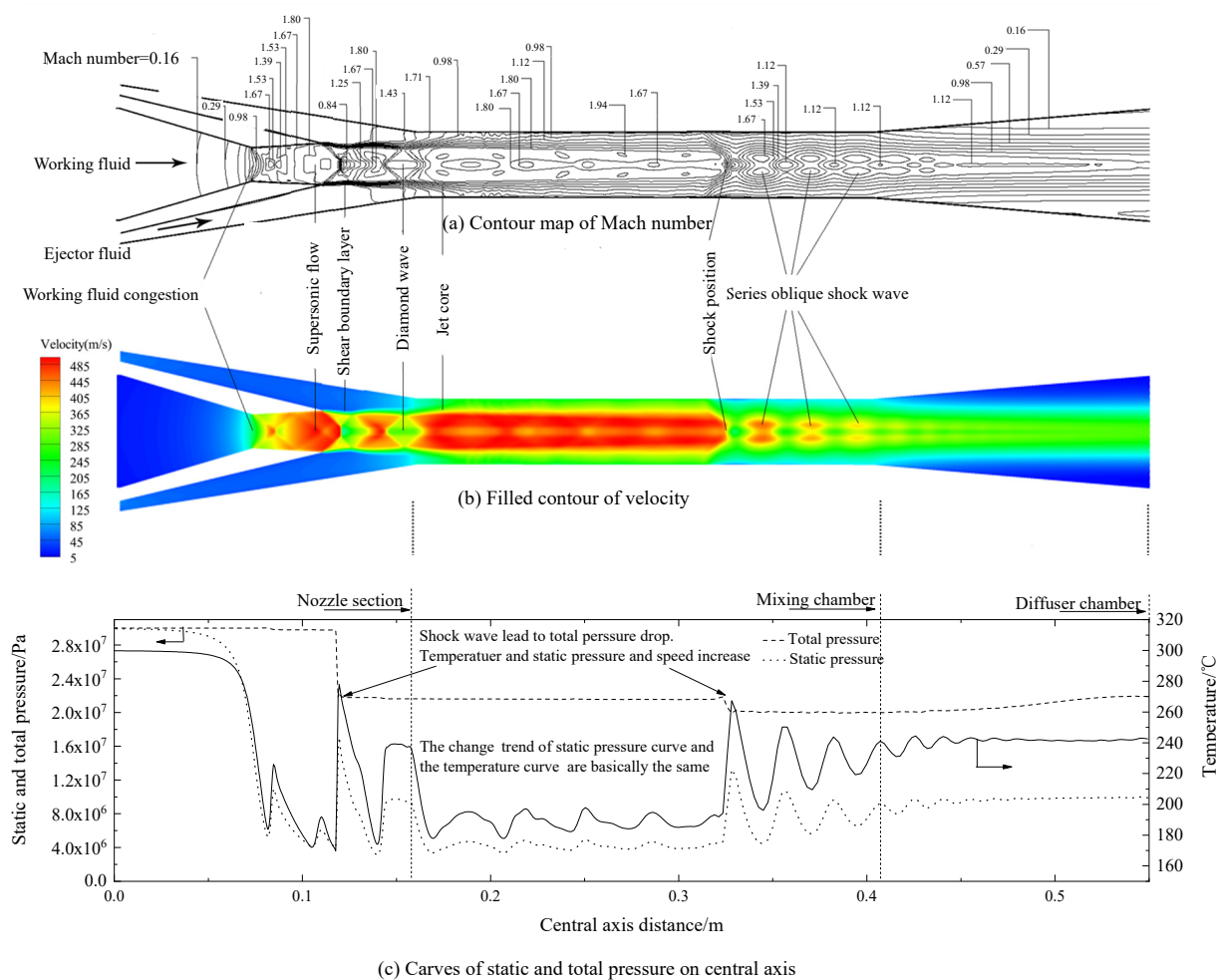


图3 喷射器内部单相流场
Fig.3 Ejector internal single phase flow field

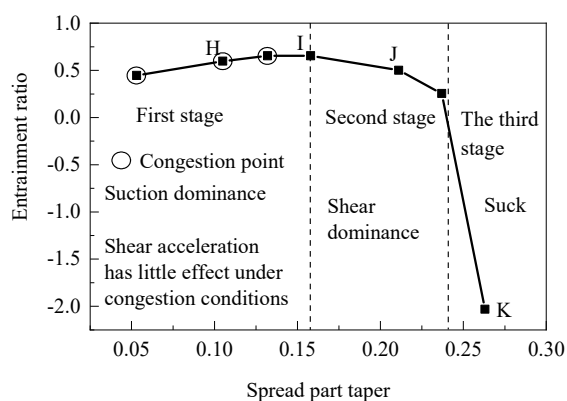


图4 渐扩段锥度对引射比的影响
Fig.4 Effect of spread part taper on entrainment ratio

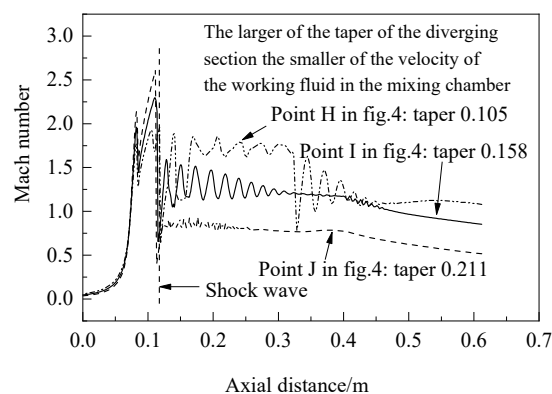


图5 系列工况点下中轴线马赫数曲线
Fig.5 Curves of Mach number on central axis at varied working conditions

当混合室内的工作流体流速降低到一定程度,将无法带动引射流体加速,此时喷射器处于倒吸的异常工况,如图4中工况点K。在较大渐扩段锥度下,位于混合室内的工作流体速度反而越小,工作流体对引射流

体的剪切加速作用效果下降,这显然是不利于喷射器正常运行的。

渐扩段锥度的增大虽然产生了两种对喷射器运行完全相反的影响,但在渐扩段锥度确定的情况下,存在

一个对喷射器运行表现起主导作用的影响因素。在渐扩段锥度较小时, 由抽吸作用主导, 在渐扩段锥度较大时, 由剪切加速作用主导。抽吸作用与剪切加速作用相互抗衡, 使渐扩段锥度对引射比的影响呈先增后减的单峰趋势。

3.2.2 混合室喷嘴面积比的影响

混合室喷嘴面积比为喷嘴出口截面与混合段截面面积之比, 其对引射效率的影响趋势整体呈先增后减的单峰趋势, 如图6所示, 主要分为三个阶段(以图中虚线为界), 第一个阶段引射比处于壅塞工况, 如图中L, M, N工况点, 引射比随面积比上升而增加。第二阶段中随面积比增大, 壅塞状况逐渐消失, 此时喷射器的引射比达峰值。在此基础上进一步增加面积比则进入第三阶段, 引射比下降, 当面积比增大至一定程度, 使喷射器完全无法工作, 出现倒吸, 如图6中Q工况点。

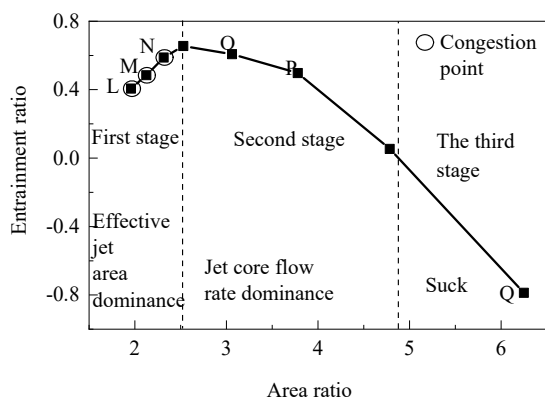


图6 面积比对引射比的影响
Fig.6 Effect of area ratio on entrainment ratio

因为壅塞工况下引射流体无法加速至超音速, 以马赫数等于1为界, 马赫数大于1的区域被认为是工作流体, 小于1的区域被认为是引射流体。当喷射器面积比较大时, 引射流体具有较大的有效引射区域, 这意味着更大的引射流体流量。图7为不同工况下的中心轴线马赫数曲线, 可以发现, 面积比较大大会使射流核心流速减小, 即工作流体对引射流体的加速作用越小。但在壅塞工况点L, M, N下, 不同的面积比对应的混合室内的射流核心流速基本一致, 表明壅塞工况下面积比的改变对射流核心的加速作用影响较小。因此, 在非壅塞工况下, 射流核心流速主导喷射器运行, 增大面积比使引射比下降。而在壅塞工况下, 有效引射面积主导喷射器的运行, 增大面积比使引射比上升。

3.2.3 喷嘴距的影响

喷嘴距为喷嘴与混合室的相对距离, 即喷嘴出口截

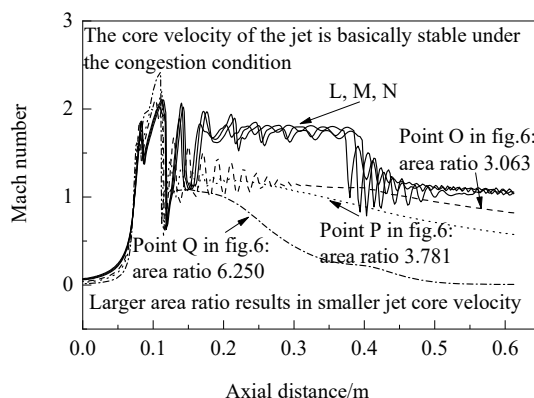


图7 系列工况点下中轴线马赫数曲线
Fig.7 Curves of Mach number on central axis at varied working conditions

面与混合段入口截面之间的距离。喷嘴距影响喷嘴流出的自由流束的发展, 进而影响流体能量的损耗^[20]。喷嘴距较小时, 喷嘴出口处的射流核心将直接出现在混合室入口段部分, 来自引射入口的流体无法充分与射流核心接触实现动量交换。喷嘴距增大, 喷嘴逐渐远离混合室入口时, 射流核心也逐渐从混合室内部向上游移动, 使工作流体与引射流体的接触范围增大, 其动量交换更充分, 此时引射流体的被加速效果明显。因此, 喷嘴距对引射比的影响是有利的, 与 Rao 等^[12]的研究结论一致。但这种影响的效果随喷嘴距增大而不断削弱, 当喷嘴距增大到一定程度时, 对引射比不再产生影响, 如图8所示。

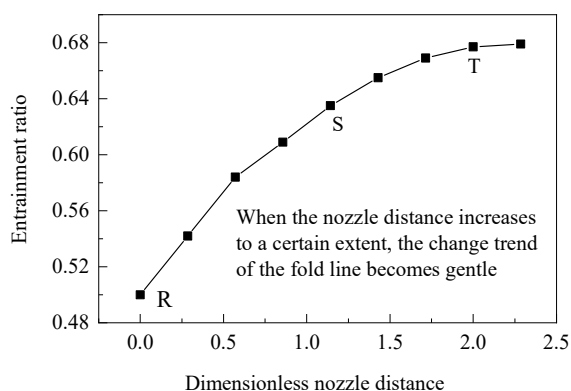


图8 喷嘴距对引射比的影响
Fig.8 Effect of nozzle distance on entrainment ratio

当射流核心与引射流体的接触面已经足够大, 动量交换足够充分后, 在此基础上希望通过增大喷嘴距, 增大动量交换效率以提高引射比是不现实的, 如图9所示, 工况点S和T的马赫数等值线基本一致, 证明了较高的喷嘴距无法进一步影响喷射器运行的情况。

3.3 运行工况对引射比的影响

图10为不同工作压力下引射比曲线, 升压比为出口压力与引射压力的比值。在不同工况作用下, 喷射器的运行情况可被概括为三种情况: 壅塞流、非壅塞流和倒吸。减小出口压力导致引射比上升, 这是因为流体在到达出口时压力必须提升至出口条件压力, 强制使流体的动能向压力能的转换, 在此过程中出现了不可逆损失。激波强度越强, 其不可逆损失越严重, 喷射器运行表现越差。图11为中心轴线上的静压曲线。可以看出,

工作压力最大为30 MPa的工况点A的压力损失最大, 其次是工作压力为25 MPa的工况点F, 压力损失最少的工作压力为20 MPa的工况点G, 工作压力的增高使混合室内的激波强度增强, 进而导致总压损失升高。总压损失对于引射比的影响是不利的^[27], 总压损失较多的工况, 如工况点A, 其壅塞工况下的极限引射比越低, 总压损失较少的工况点G, 其壅塞工况下的极限引射比较高。

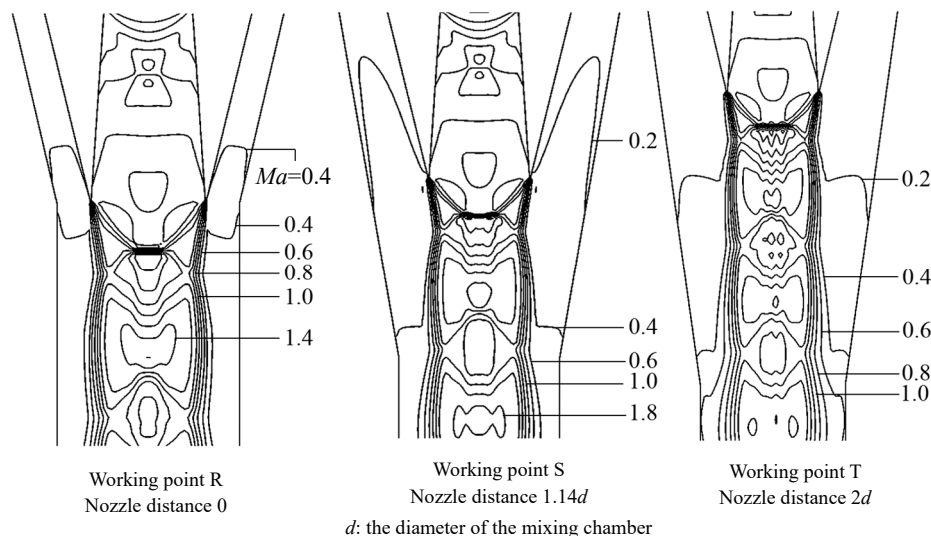


图9 系列工况点喷嘴出口区域的马赫数等值线
Fig.9 Contour lines of Mach number at varied working conditions

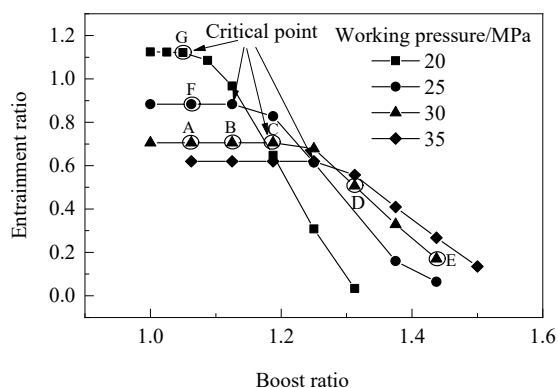


图10 不同工作压力下升压比对引射比的影响
Fig.10 Effects of boost ratio on entrainment ratio at varied working pressures

根据有效引射面积及引射流体流率的变化分析结果(图12), 可推断出壅塞工况出现的原因: 引射流体在被抽吸进入喷射器内部后, 与工作流体之间存在速度差, 由于流体间的粘性剪切作用, 引射流体得以加速,

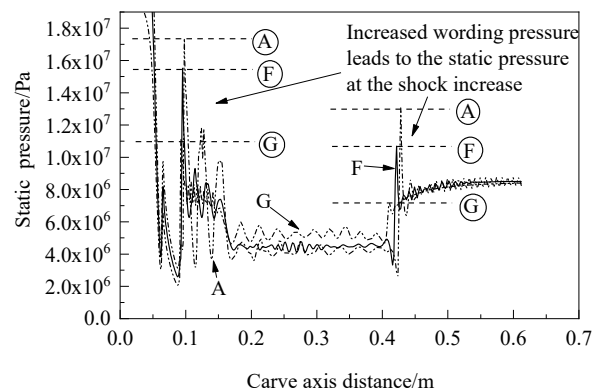


图11 中心轴线上静压曲线
Fig.11 Carves of static pressure on central axis

但最多被加速至音速。在这样的状态下, 增大工作流体压力或减小出口压力等变化, 无法使引射流体速度进一步增大。另外, 在有效引射面积不变的情况下, 表现为引射流体流率维持稳定, 此时, 喷射器处于壅塞状态。

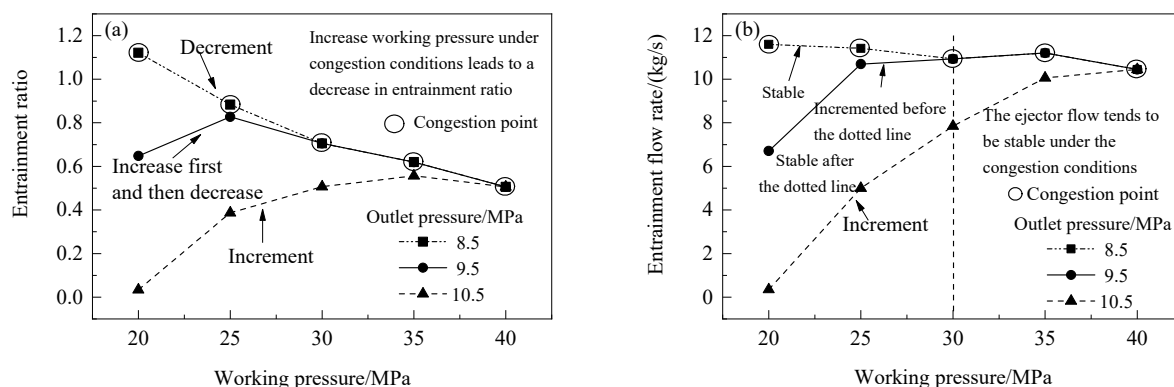


图 12 引射比和引射流率折线

Fig.12 Line graphs of entrainment ratio and entrainment flow rate

4 结 论

讨论了3种结构参数和运行工况对喷射器运行效果的影响,以引射比为评价指标。通过对喷射器内部流场分布,中心轴线上的参数变化及相关分析,得到如下结论:

(1) 喷射器引射过程主要分为两部分:一个是引射流体由于压差作用被抽吸进入喷射器的抽吸作用,第二个是混合室入口区域由于工作流体对引射流体的剪切加速作用。其中,剪切加速作用主要受有效引射区域和射流核心流速两个因素影响,有效引射区域以马赫数为1为边界进行判定。

(2) 工作流体的剪切加速作用只能使引射流体最高被加速至音速,而无法突破至超音速状态。引射流体的质量流率由过流面积和过流速度决定,过流面积维持稳定,而过流速度无法进一步增加的情况下,引射流体质量流率将维持稳定,处于“壅塞状态”。

(3) 在壅塞工况下,喷射器运行表现主要由抽吸作用决定。增大渐扩段锥度可使引射比上升,但同时减轻壅塞工况,壅塞工况完全消除时,喷射器运行表现则由剪切作用决定,而面积比主要是通过改变剪切作用影响喷射器运行表现。

(4) 出口压力和工作压力对于喷射器运行表现的影响与喷射器内部流场中激波强度紧密相关。在壅塞工况下,改变出口压力对引射比基本无影响,增大工作压力会引起引射比降低。

参考文献

- [1] Lea J, Nickens H, Wells M. Gas well deliquification [M]. 2nd Ed. Burlington: Gulf Professional Publishing, 2003: 4-5.
- [2] Chang P, Bai B F. An improved method of gas well deliquification using supersonic nozzle [J]. International Journal of Heat and Mass

Transfer, 2017, 108: 2262-2272.

- [3] 张洪杰, 朱琳, 解永海, 等. 天然气引射技术在低压积液气井中的试验与应用 [J]. 新疆石油天然气, 2014, (2): 76-80, 8.
- Zhang H J, Zhu L, Xie Y H, et al. Experiment and application of natural gas injection technology in low pressure liquid gas well [J]. Xinjiang Oil & Gas, 2014, (2): 76-80, 8.
- [4] 冯琦. 射流泵排水采气数值模拟研究 [D]. 西安: 西安石油大学, 2014: 28-39.
- Feng Q. Jet pump drainage gas recovery numerical simulation research [D]. Xi'an: Xi'an Shiyou University, 2014: 28-39.
- [5] 张霄雷. 低压气井井口喷射引流工具试制 [D]. 成都: 西南石油大学, 2014: 32-66.
- Zhang X L. Trial production of injection and drainage tools for well head of low pressure gas well [D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2014: 32-66.
- [6] Riffat S B, Omer S A. CFD modelling and experimental investigation of an ejector refrigeration system using methanol as the working fluid [J]. International Journal of Energy Research, 2001, 25(2): 115-128.
- [7] Rusly E, Lu A, Charters W W S, et al. Ejector CFD modeling with real gas model [C]//Mechanical Engineering Network of Thailand the 16th Conference. 2002: 150-155.
- [8] Dvorak V, Safarik P. Supersonic flow structure in the entrance part of a mixing chamber of 2D model ejector [J]. Journal of Thermal Science, 2003, (4): 344-349.
- [9] Dvorak V, Safarik P. Transonic instability in entrance part of mixing chamber of high-speed ejector [J]. Journal of Thermal Science, 2005, (3): 68-73, 81.
- [10] 戴征舒, 陈光明, 张华, 等. 喷射器极限工况特性实验研究 [J]. 制冷学报, 2017, (5): 114-118.
- Dai Z S, Chen G M, Zhang H, et al. Experimental study on the characteristic of the ejector [J]. Journal of Refrigeration, 2017, (5): 114-118.
- [11] Sriveerakul T, Aphornratana S, Chunnanond K. Performance prediction of steam ejector using computational fluid dynamics: part 2. flow structure of a steam ejector influenced by operating pressures and geometries [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2007, 46(8): 823-833.
- [12] Rao S M V, Jagadeesh G. Observations on the non-mixed length and unsteady shock motion in a two dimensional supersonic ejector [J]. Physics of Fluids, 2014, 26(3): 243-247.

- [13] 杨勇, 李熠桥, 沈胜强, 等. 蒸汽喷射器中的激波效应 [J]. 工程热物理学报, 2014, (7): 1419–1423.
Yang Y, Li Y Q, Shen S Q, et al. Shock effect in a steam ejector [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2014, (7): 1419–1423.
- [14] Ariaifar K, Buttsworth D, Sharifi N, et al. Ejector primary nozzle steam condensation: area ratio effects and mixing layer development [J]. Applied Thermal Engineering, 2014, 71(1): 519–527.
- [15] Lamberts O, Chatelain P, Bartosiewicz Y. New methods for analyzing transport phenomena in supersonic ejectors [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2017, 64: 23–40.
- [16] 夏在超, 李建新, 高德, 等. 几何结构对喷射器性能影响的CFD分析及实验研究 [J]. 制冷学报, 2014, (3): 45–49.
Xia Z C, Li J X, Gao D, et al. CFD analysis and experimental study on the effect of geometries for the performance of an ejector [J]. Journal of Refrigeration, 2014, (3): 45–49.
- [17] Sharifi N, Sharifi M. Reducing energy consumption of a steam ejector through experimental optimization of the nozzle geometry [J]. Energy, 2014, 66(4): 860–867.
- [18] Wang L, Yan J. Numerical study on optimization of ejector primary nozzle geometries [J]. International Journal of Refrigeration, 2017, 76: 219–229.
- [19] Pianthong K, Seehanam W, Behnia M, et al. Investigation and improvement of ejector refrigeration system using computational fluid dynamics technique [J]. Energy Conversion & Management, 2007, 48(9): 2556–2564.
- [20] Fedorov A E, Verbitsky V S, Goridko K A. Experimental studies and analysis of gas-jet device's operation characteristics for oil and gas production in abnormal operating conditions [C]//Russian Petroleum Technology Conference and Exhibition. 2016: 8–21.
- [21] Cowans N, Stamatopoulou A, Spencer K, et al. An experimental investigation of a steam ejector refrigerator: the analysis of the pressure profile along the ejector [J]. Applied Thermal Engineering, 2004, 24(2/3): 311–322.
- [22] Chen W X, Chen H Q, Shi C Y, et al. A novel ejector with a bypass to enhance the performance [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 93: 939–946.
- [23] 刘传超, 别海燕, 安维中, 等. 液液喷射混合器最佳引射角度的CFD模拟 [J]. 计算机与应用化学, 2014, (12): 1439–1443.
Liu C C, Bie H Y, An W Z, et al. CFD simulation of optimum ejection angle of liquid–liquid ejector mixer [J]. Computers and Applied Chemistry, 2014, (12): 1439–1443.
- [24] 于勇. FLUENT入门与进阶教程 [M]. 第1版. 北京: 北京理工大学出版社, 2008: 45–49.
- [25] Bartosiewicz Y, Aidoun Z, Desevaux P, et al. Numerical and experimental investigations on supersonic ejectors [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2005, 26(1): 56–70.
- [26] 李海军. 喷射器性能、结构及特殊流动现象研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2004: 48–51.
Li H J. Study of the performance, configuration and particular flow phenomena of an ejector [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2004: 48–51.
- [27] Bartosiewicz Y, Aidoun Z, Mercadier Y. Numerical assessment of ejector operation for refrigeration applications based on CFD [J]. Applied Thermal Engineering, 2006, 26(5/6): 604–612.