

引射器关键结构参数优化设计及验证

刘培启, 王海涛, 武锦涛, 朱立志, 胡大鹏*

(大连理工大学 化工机械与安全学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 引射器的性能受几何尺寸影响, 相关设计方法给出的结果差异较大, 存在设计点偏离严重的问题. 针对小膨胀比煤层气井引射需要, 利用基于气体动力学理论的索科洛夫经验公式对引射器进行初步设计, 并通过 CFD 方法对其关键结构尺寸进行数值优化, 得到关键结构参数如喷嘴间距、混合室直径、混合室长度及扩压室长度等对引射器性能的影响规律. 对比分析理论设计和模拟优化得到的引射器几何尺寸, 发现 CFD 方法优化后的引射器等熵效率较理论设计高出 13% 左右, 并通过实验验证引射器在偏离设计工况时, 等熵效率急剧降低, 表明数值模拟设计的引射器效率最高, 在工程上为偏离设计工况的引射器设计提供了参考.

关键词: 引射器; 理论设计; 数值优化; 等熵效率

中图分类号: TE934

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb201701005

0 引言

煤层气属非常规天然气, 具有井口压力低、数量多、压力不均衡的现象. 如何利用高压气井引射低压气井, 避免低压气井排空造成能源浪费, 是一个具有现实意义的课题.

引射器作为一种输送天然气的常规装置, 主要依靠高压气体经过喷嘴时由于高速射流而形成的低压区, 引射低压气体, 并在装置中进行混合, 最终实现增加低压气体压力的目的^[1-2]. 由于它的结构简单、成本低廉, 操作又相对方便, 在很多工业领域都有广泛的应用.

有关引射器的设计自 20 世纪 40 年代开始经历了几十年的发展, 逐渐形成了以理论计算、数值模拟和实验研究等为主导的设计方法. Keenan 等^[3]通过建立一维质量、动量及能量的守恒方程, 提出了引射器的相关设计理论, 开创了引射器理论计算的先河. 之后索科洛夫等^[4]通过实验提出了引射器理论计算的设计公式及经验系数, 目前仍被大量采用. 随着计算机技术的发展及流体力学分析方法的完善, 引射器的二维分析方法有了较大发展, 学者们为了分析引射器内部复杂流动

现象, 确定最优的引射器结构, 纷纷将研究兴趣转移到数值仿真方面, 如 Sriveerakul 等^[5]考虑激波边界层相互作用, 通过 CFD 方法对制冷引射器进行了研究, 得到了混合流动结构; Ameer 等^[6]利用数值仿真给出了气液两相引射器的设计和操作的模型及数值计算方法, 为在制冷、传质等方面的引射器结构设计提供了参考. 为更好地满足引射器的工程应用, 往往需要通过实验对引射器的性能进行研究, 因此, 引射器研究中也就不乏实验研究, 如唐建峰等对气体引射器性能受结构参数的影响研究中提出的对理论计算的结构参数值进行实验优化, 为工程应用提供了一定的参考价值^[7]. 然而, 引射器相关设计方法得出的结构尺寸差异较大, 设计点偏离问题严重^[8], 即引射器受结构尺寸的影响较大, 对于给定工况下的引射器, 结构参数的微小变化都会引起引射器性能指标(如等熵效率)的巨大变化^[9-10], 实验又因成本较高不能对每个设计方法进行验证, 因此准确确定引射器的几何结构是促进引射器广泛应用的前提.

本文针对煤层气小膨胀比工况, 采用气体动力学函数法对引射器进行初步理论设计, 通过 CFD 数值模拟对关键结构进行模拟优化设计, 得

收稿日期: 2016-03-06; 修回日期: 2016-11-28.

基金项目: “十三五”国家科技重大专项资助项目(2016ZX05066005-002); 大连市高层次人才创新支持计划资助项目(2016RQ01).

作者简介: 刘培启(1981-), 男, 副教授, E-mail: lpq21cn@dlut.edu.cn; 王海涛(1989-), 男, 硕士, E-mail: wanghaitao04@163.com; 胡大鹏*(1963-), 男, 博士, 教授, 博士生导师, E-mail: hudp@dlut.edu.cn.

到引射器各关键结构最优尺寸;对比两种方法获得的引射器结构参数,并通过实验验证模拟优化的可行性,为引射器装置的设计方法给出建议。

1 引射器的性能评价指标

在引射器的研究过程中,其性能评价是用引射系数 ϵ 和工作效率 μ 来衡量的。引射系数 ϵ 是低压流体与高压流体的质量流量之比,即

$$\epsilon = M_l / M_h \quad (1)$$

式中: M_l 、 M_h 分别为低压流体和高压流体的质量流量。

工作效率 μ 表示低压流体获得的工作能力与高压流体损失的工作能力的比值,即

$$\mu = \frac{M_l(e_m - e_l)}{M_h(e_h - e_m)} = \epsilon \frac{e_m - e_l}{e_h - e_m} \quad (2)$$

其中 e 为流体的单位工作能力,即单位质量流体在可逆状态下可做的功。

在两股流体都是气体的引射器中,工作效率 μ 也可理解为低压气体被压缩至中压所吸收的能量与高压气体膨胀至中压所释放的能量之比。若将这两个过程近似看作等熵过程,便可对其进行计算,从而引入等熵效率 $\eta^{[11-13]}$ 来表征气体引射器的性能。

低压气体经等熵压缩后吸收的功:

$$\begin{aligned} W_l &= \Delta H_l = m_l c_p (T_m - T_l) = \\ & m_l \frac{Rk}{k-1} (T_m - T_l) = \\ & m_l \frac{Rk}{k-1} T_l \left(\frac{T_m}{T_l} - 1 \right) \end{aligned} \quad (3)$$

等熵过程中满足 $T_l p_l^{\frac{1-k}{k}} = T_m p_m^{\frac{1-k}{k}}$, 则

$$\begin{aligned} W_l &= \Delta H_l = m_l \frac{Rk}{k-1} T_l \left(\frac{T_m}{T_l} - 1 \right) = \\ & m_l T_l \frac{Rk}{k-1} \left(\left(\frac{p_m}{p_l} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right) \end{aligned} \quad (4)$$

高压气体经等熵膨胀后释放的功:

$$\begin{aligned} W_h &= \Delta H_h = m_h c_p (T_h - T_m) = \\ & m_h \frac{Rk}{k-1} (T_h - T_m) = \\ & m_h \frac{Rk}{k-1} T_h \left(1 - \frac{T_m}{T_h} \right) \end{aligned} \quad (5)$$

等熵过程中满足 $T_h p_h^{\frac{1-k}{k}} = T_m p_m^{\frac{1-k}{k}}$, 则

$$\begin{aligned} W_h &= \Delta H_h = m_h \frac{Rk}{k-1} T_h \left(1 - \frac{T_m}{T_h} \right) = \\ & m_h T_h \frac{Rk}{k-1} \left(1 - \left(\frac{p_m}{p_h} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

因此,引射器的等熵效率公式为

$$\eta = \frac{W_l}{W_h} = \frac{m_l T_l \left(\left(\frac{p_m}{p_l} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right)}{m_h T_h \left(1 - \left(\frac{p_m}{p_h} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right)} \quad (7)$$

其中 m_l 、 m_h 分别为低压气体和高压气体的质量流量; T_l 、 T_m 、 T_h 分别为低压气体、混合气体及高压气体的温度; p_l 、 p_m 、 p_h 分别为低压气体、混合气体及高压气体的压力; k 为空气绝热指数。

2 引射器结构优化

2.1 引射器结构的初步设计

引射器的结构示意图如图 1 所示。本文主要对引射器结构进行优化研究,以理想空气为引射介质,对给定工况:高压气体和低压气体的状态参数分别是 $p_h = 0.15$ MPa, $T_h = 283$ K 和 $p_l = 0.10$ MPa, $T_l = 293$ K, 即膨胀比 $p_h/p_l = 1.5$; 混合气体的压力 p_m 分别取 0.110、0.115 和 0.120 MPa, 即压缩比 p_m/p_l 分别为 1.10、1.15 和 1.20, 根据索科洛夫在文献[4]中给出的引射器各结构尺寸的经验公式,如喷嘴临界面积(喉部面积)由流量计算公式得出:

$$A_* = m_h / \rho_h^* a_h^* \quad (8)$$

其中 ρ_h^* 、 a_h^* 分别为高压气体临界密度和临界速度,并由式(8)可求得喉部直径 D_* 。

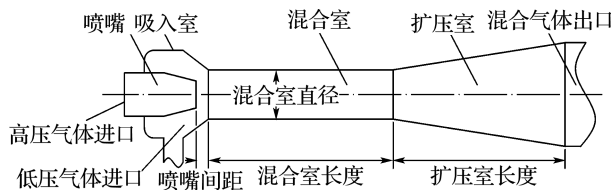


图 1 引射器结构示意图

Fig. 1 Schematic of structure of ejector

同样根据文献中给出的其他结构计算关系式,利用 MATLAB 编写一维计算程序,计算得出不同压缩比下引射器的喷嘴喉部直径 D_* 、喷嘴与混合室的距离(喷嘴间距) L_c 、混合室直径 D_m 、混合室长度 L_m 及扩压室长度 L_d 等关键结构的尺寸,如表 1 所示。

由表 1 可以看出,不同压缩比下,喷嘴喉部直径的计算结果不变,这是由于在小膨胀比($p_h/p_l = 1.5$)下,喉部气流速度还未达到超音速,改变压缩比后,喉部高压气体的密度及速度受影响不大,由式(8)确定的喉部截面积也基本不变,因此,在

基于理论设计结果进行引射器结构模拟优化时,可不考虑喷嘴喉部直径的影响。

表1 引射器关键结构理论设计结果

Tab.1 The result of theory design for the key structure of ejector

压缩比	D^*/mm	L_c/mm	D_m/mm	L_m/mm	L_d/mm
1.10	14.9	56.7	23.0	183.8	160.9
1.15	14.9	41.2	21.6	172.8	151.2
1.20	14.9	26.3	20.3	162.7	142.4

2.2 引射器结构的模拟优化

根据引射器的初步设计结果,采用CFD方法,建立引射器的数值模型,如图2所示。

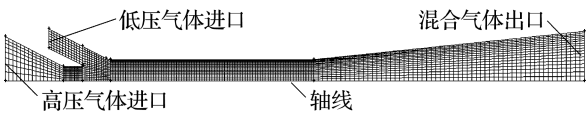


图2 引射器计算区域及网格划分

Fig.2 Computation domain and mesh of ejector

根据引射器结构的对称性,采用轴对称模型求解,即选用其截面的一半作为计算区域。由于引射器的结构比较规整,可以采用四边形的结构化网格。为保证数值计算时的收敛性,对喉部和混合区的网格进行了加密。并针对数值计算精确性的要求,对网格进行了独立性分析,喉部网格尺寸设置为 $0.5\text{ mm}\times0.5\text{ mm}$ 。计算时选用 Realizable $k-\epsilon$ 的湍流模型。

模拟优化时保持各进出口气体状态参数与初步设计时相同,对主要结构参数包括喷嘴间距 L_c 、混合室直径 D_m 、混合室长度 L_m 及扩压室长度 L_d 进行优化时,采用控制变量法,即保证其他3项参数不变,不断改变目标参数进行分析,根据模拟的高压气体流量和低压气体流量等结果,计算出引射器的引射系数 ϵ 和等熵效率 η ,绘制出各结构参数对 ϵ 和 η 的影响曲线。

2.2.1 喷嘴间距 L_c 在研究喷嘴间距对引射器性能的影响时,保持其他结构参数的初步设计值不变,通过前后移动喷嘴改变它的大小,考察不同压缩比 p_m/p_1 下喷嘴间距的大小对引射器性能的影响。

图3和4给出了不同压缩比下,引射系数、等熵效率与喷嘴间距之间的关系曲线。由图可以看出,给定压缩比下,引射器存在最优的喷嘴间距使得引射系数和等熵效率最高,其中引射系数的变

化约为4%,等熵效率的变化约为2%。

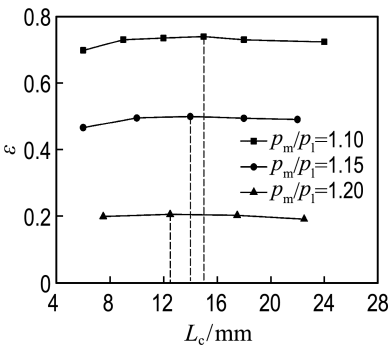


图3 L_c 对 ϵ 的影响

Fig.3 Effect of L_c on ϵ

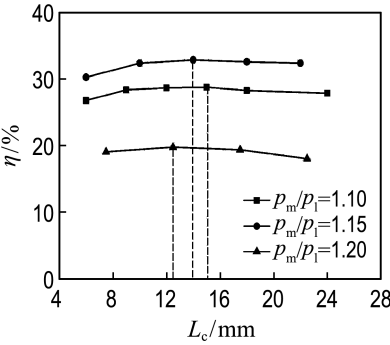


图4 L_c 对 η 的影响

Fig.4 Effect of L_c on η

原因分析:从能量角度来看,喷嘴间距越小,沿程摩擦损失越小,引射系数越高,但是较小的喷嘴间距在减小摩擦损失的同时,也缺少足够的距离来夹带低压气体,因此引射系数并不高;当喷嘴间距增大时,低压气体是通过高压气体的剪切作用被引射到混合室的,高压气体在进入混合室之前有足够的距离来夹带低压气体,因此低压气体流量随着增大,引起引射系数增加;喷嘴间距继续增加,吸入室内会出现回流,使得引射系数降低。

2.2.2 混合室直径 D_m 在研究混合室直径对引射器性能的影响时,喷嘴间距尺寸取优化后的值,并保持其他结构参数的初步设计值不变,仅改变混合室直径,考察不同压缩比 p_m/p_1 下混合室直径对引射系数和等熵效率的影响。

图5和6给出了不同压缩比下,引射系数、等熵效率与混合室直径之间的关系曲线。由图可以看出,给定压缩比下,当混合室直径偏离最优值时,引射系数和等熵效率均会急剧下降,波动约为6%。

原因分析:混合室直径偏小时,混合室内气体

的流通截面积较小,低压气体的卷吸受限,使得引射系数偏小;混合室直径增大时,混合室的作用在减弱,高压气体和低压气体混合不充分,影响了设备的性能.

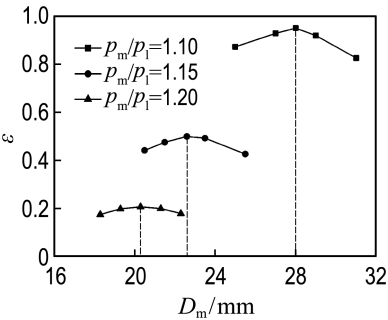


图 5 D_m 对 ε 的影响
Fig. 5 Effect of D_m on ε

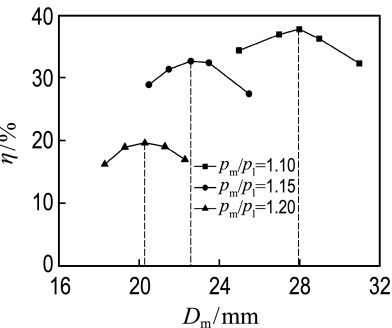


图 6 D_m 对 η 的影响
Fig. 6 Effect of D_m on η

2.2.3 混合室长度 L_m 在研究混合室长度时,喷嘴间距及混合室直径取优化值,并保持其他结构参数的初步设计值不变,仅改变混合室长度,考察不同压缩比 p_m/p_1 下混合室长度对引射器性能的影响.

图 7 和 8 给出了不同压缩比下,引射系数、等熵效率与混合室长度之间的关系曲线. 由图可

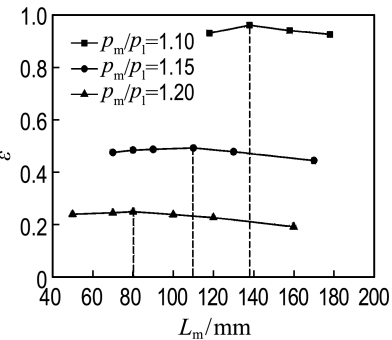


图 7 L_m 对 ε 的影响
Fig. 7 Effect of L_m on ε

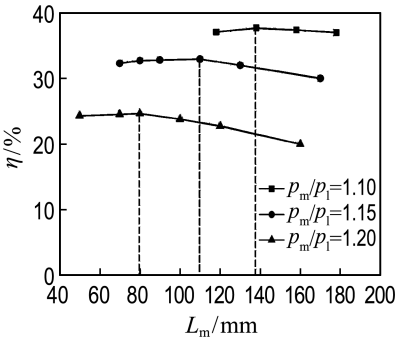


图 8 L_m 对 η 的影响
Fig. 8 Effect of L_m on η

以看出,给定压缩比下,引射系数和等熵效率均随着混合室长度的增加,呈现先增大后减小的趋势,但在给定的混合室长度范围内变化幅度不大.

原因分析:混合室长度偏小,会导致高低压气体混合不充分;偏大时,摩擦损失又比较大,因此存在着最优的混合室长度. 又由于高低压气体的膨胀比较小($p_h/p_1=1.5$),两股气体很快实现能量传递,所需的混合段长度较小,因此曲线比较平坦.

2.2.4 扩压室长度 L_d 在研究扩压室长度时,喷嘴间距、混合室直径及混合室长度取优化值,其他结构参数保持初步设计值不变,仅改变扩压室长度,考察不同压缩比 p_m/p_1 下扩压室长度对引射器性能的影响.

图 9 和 10 给出了不同压缩比下,引射系数、等熵效率与扩压室长度之间的关系曲线. 由图可以看出,给定压缩比下,扩压室长度对引射系数及等熵效率的影响均不大,本文中不同压缩比下扩压室长度均取 140 mm.

原因分析:由于高低压气体的膨胀比较小($p_h/p_1=1.5$),混合室内气体流速较低,没有达到超音速状态,因此作为压力恢复阶段的扩压室长度对引射系数、等熵效率影响较弱.

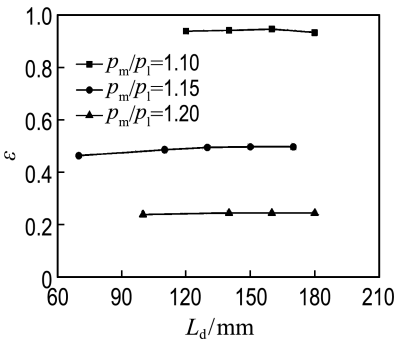


图 9 L_d 对 ε 的影响
Fig. 9 Effect of L_d on ε

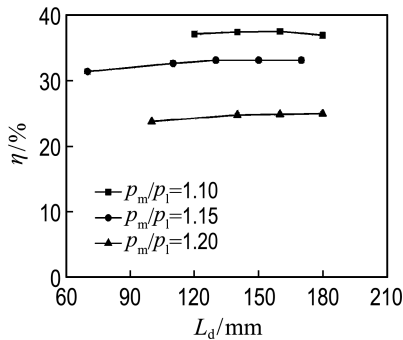


图 10 L_d 对 η 的影响
Fig. 10 Effect of L_d on η

根据模拟优化结果，得出引射器关键结构尺

寸的优化值 S_2 ，并与初步设计值 S_1 进行对比，如表 2 所示。

由表 2 可以看出，引射器关键结构设计中，在本文给定的压缩比下，喷嘴间距 L_c 的模拟优化值比初步设计值小 52.5%~73.5%，且随着压缩比增加，两者差异逐渐减小；混合室直径 D_m 在此压缩比范围内的模拟优化值比初步设计值大 0~21.7%，且两者差异随压缩比增加呈逐渐减小的趋势；混合室长度 L_m 在此范围内模拟优化值要比初步设计值小 24.9%~50.8%，且两者差异随压缩比增加呈逐渐增大的趋势；扩压室长度 L_d 的误差范围在 1.7%~12.9%，相对较小。

表 2 引射器初步设计与模拟优化结果对比

Tab. 2 The comparison of the initial design and the simulation design for ejector

压缩比	喷嘴间距 L_c /mm			混合室直径 D_m /mm			混合室长度 L_m /mm			扩压室长度 L_d /mm		
	S_1	S_2	相对误差/%	S_1	S_2	相对误差/%	S_1	S_2	相对误差/%	S_1	S_2	相对误差/%
1.10	56.7	15.0	73.5	23.0	28.0	21.7	183.8	138	24.9	160.9	140	12.9
1.15	41.2	14.0	66.0	21.6	22.6	4.6	172.8	110	36.3	151.2	140	7.4
1.20	26.3	12.5	52.5	20.3	20.3	0	162.7	80	50.8	142.4	140	1.7

根据以上分析，不同压缩比下理论设计的引射器结构(S_1)与模拟优化的引射器结构(S_2)的等熵效率如图 11 所示。可以看出，在小膨胀比下，模拟优化结构的等熵效率明显高于理论设计结构，两者相差约 13%，且随着压缩比的降低两者差值呈逐渐增大的趋势。

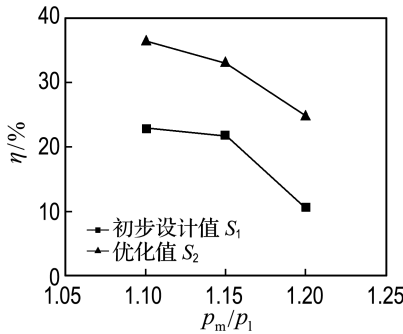


图 11 引射器设计值 S_1 和优化值 S_2 对应的等熵效率的对比
Fig. 11 Comparison of η between ejector design value S_1 and optimum value S_2

3 实验验证

根据引射器不同压缩比下的模拟优化结果加工制造了 3 套引射器，建立引射器的实验平台，对

不同压缩比下引射器的性能进行实验验证。图 12 是实验装置实物图，其主要由外壳、喷嘴、混合室及扩压室组成。

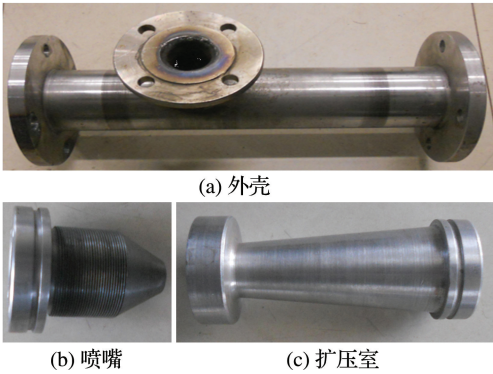


图 12 引射器关键结构实物图
Fig. 12 Photos of the main structure of ejector

实验流程如图 13 所示，高压气体经压缩机增压后，存储于集气罐中，通过缓冲罐稳定高压气体，高压气体流量由文丘里流量计测量，通过阀门 V-1 控制高压气体的压力。混合气体的压力由 V-2 控制，其流量由转子流量计测量。低压气体直接来自周围大气，减少了低压进气段的流动损失，低压气体的流量即为高压气体和混合气体的流量差值。

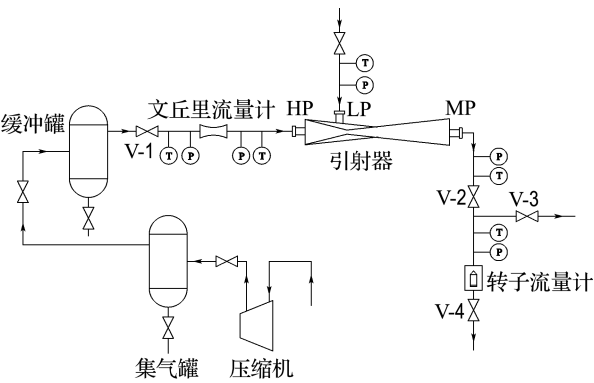


图 13 实验流程示意图

Fig. 13 Schematic diagram of experimental process

实验中温度测量仪采用美国 Dallas 公司的数字式温度传感器,其温度测量范围为 $-55 \sim 125\text{ }^{\circ}\text{C}$,误差 $\leq 0.5\%$. 流量测量仪选用喉部直径为 8 mm 的文丘里流量计,以及量程 $600\text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,最小刻度为 $10\text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,精度等级为 1.5 的转子流量计. 实验中各位置的压力表参数如表 3 所示.

表 3 各位置的压力表参数

Tab. 3 Parameters of pressure gauges in different positions

位置	量程/MPa	最小刻度/MPa	精度等级
高压气体进口处	0~0.25	0.005	1.6
混合气体出口处	0~0.1	0.002	1.6
转子流量计前	0~0.1	0.002	1.6
文丘里流量计前	0~1.0	0.005	0.4

由于喷嘴间距可通过螺纹调节,操作简单,实验中通过改变喷嘴间距对引射器结构的优化结果进行验证. 实验时,保持高压气体压力为 0.15 MPa ,更换不同压缩比下的混合室及扩压室构件(模拟优化的尺寸),通过改变喷嘴间距,得到不同压缩比下,引射系数、等熵效率与喷嘴间距的关系曲线,如图 14 和 15 所示.

由图 14 和 15 可知,引射系数和等熵效率在喷嘴间距偏离模拟优化值时呈明显下降趋势,证明模拟优化结构的效率最高.

为考察偏离设计工况时,引射器性能受影响的严重程度,实验时保持高压气体压力 0.15 MPa 不变,更换压缩比为 1.10、1.15、1.20 时混合室及扩压室的工件(模拟优化的尺寸),固定每种工况下模拟优化的喷嘴间距,通过改变混合气体的压力,调节压缩比,考察操作工况偏离设计点对引射器性能的影响,如图 16 和 17 所示.

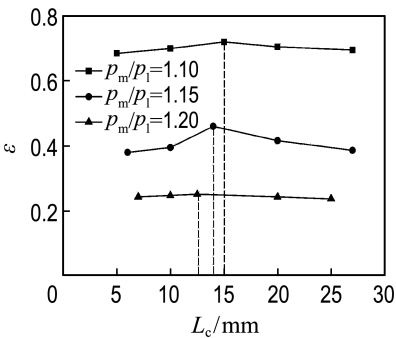


图 14 L_c 对 ϵ 的影响 (实验)

Fig. 14 Effect of L_c on ϵ (Experiment)

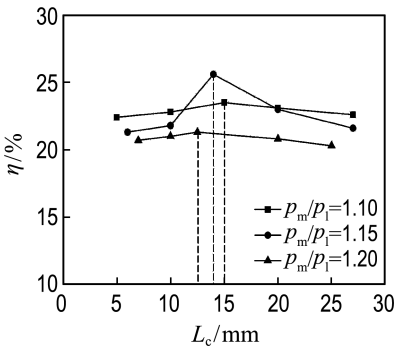


图 15 L_c 对 η 的影响 (实验)

Fig. 15 Effect of L_c on η (Experiment)

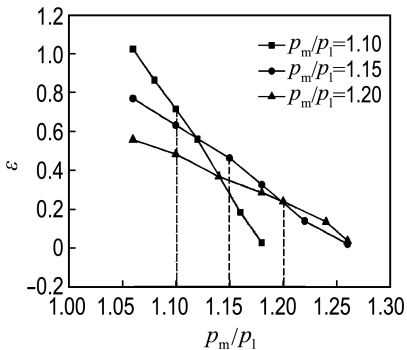


图 16 p_m/p_i 对 ϵ 的影响

Fig. 16 Effect of p_m/p_i on ϵ

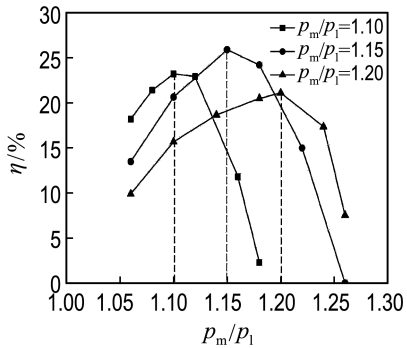


图 17 p_m/p_i 对 η 的影响

Fig. 17 Effect of p_m/p_i on η

图 16 和 17 分别为引射器结构固定时, 压缩比对引射系数和等熵效率的影响的关系曲线. 由图可以看出, 引射系数随压缩比的增大而减小, 且压缩比越大, 减小的趋势越平缓; 等熵效率在设计点时达到最高, 偏离设计点时急剧降低, 说明在本文设计工况条件下, 采用模拟优化设计的引射器结构性能最好, 验证了模拟优化设计的优越性, 同时也说明引射器对操作工况的变化敏感, 工作范围较窄, 进一步说明准确设计引射器几何结构的必要性.

4 结 论

(1) 混合室直径偏离最优值时, 引射系数和等熵效率均会急剧降低, 是影响小膨胀比引射器性能最明显的结构参数;

(2) 对小膨胀比工况, 混合室长度和扩压室长度影响均较小, 设计时可忽略优化过程;

(3) 小膨胀比工况下, 模拟优化的引射器结构比理论设计的结构等熵效率高出 13% 左右;

(4) 实验结果显示引射器等熵效率偏离设计点时急剧降低, 证明引射器优化设计的结构性能最高.

参考文献:

- [1] 周谟仁. 流体力学泵与风机[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1985.
ZHOU Moren. *Fluid Mechanics Pump and Draught Fan* [M]. Beijing: China Building Industry Press, 1985. (in Chinese)
- [2] KUMAR N S, OOI K T. One dimensional model of an ejector with special attention to Fanno flow within the mixing chamber [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2014, **65**(1/2):226-235.
- [3] KEENAN J H, NEUMANN E P, LUSTWER K F. An investigation of ejector design by analysis and experiment [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1950, **17**:299-309.
- [4] 索科洛夫 Е Я, 津格尔 H M. 喷射器[M]. 黄秋云, 译. 北京: 科学出版社, 1977.
SOKOLOV E Я, JIN GEER H M. *Ejector* [M]. HUANG Qiuyun, trans. Beijing: Science Press, 1977. (in Chinese)
- [5] SRIVEERAKUL T, APHORNRATANA S, CHUNNANOND K. Performance prediction of steam ejector using computational fluid dynamics: Part 1. Validation of the CFD results [J].

International Journal of Thermal Sciences, 2007, **46**(8):812-822.

- [6] AMEUR K, AIDOUN Z, OUZZANE M. Modeling and numerical approach for the design and operation of two-phase ejectors [J/OL]. *Applied Thermal Engineering*, 2016, **109**(A):809-818.
- [7] 唐建峰, 史明亘, 刘 杨, 等. 结构参数对气体引射器性能的影响[J]. 流体机械, 2012, **40**(12):1-5.
TANG Jianfeng, SHI Minggen, LIU Yang, *et al.* Research on the impact of structure parameters on the air ejector performance [J]. *Fluid Machinery*, 2012, **40**(12):1-5. (in Chinese)
- [8] PEREIRA P R, VARGA S, SOARES J, *et al.* Experimental results with a variable geometry ejector using R600a as working fluid [J]. *International Journal of Refrigeration-Revue Internationale Du Froid*, 2014, **46**:77-85.
- [9] MCGOVERN R K, PRAKASH NARAYAN G, LIENHARD J H. Analysis of reversible ejectors and definition of an ejector efficiency [J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2012, **54**:153-166.
- [10] 耿利红, 马新灵, 魏新利, 等. 喷射器几何结构对压缩/喷射制冷循环性能的影响研究[J]. 高校化学工程学报, 2015, **29**(5):1073-1081.
GENG Lihong, MA Xinling, WEI Xinli, *et al.* Effects of ejector geometry on performance of compression / ejection refrigeration cycle [J]. *Journal of Chemical Engineering of Chinese Universities*, 2015, **29**(5):1073-1081. (in Chinese)
- [11] 魏 丽. 气波引射器的参数优化及实验研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2012.
WEI Li. Parameter optimization and experimental study of gas wave ejector [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2012. (in Chinese)
- [12] 朱立志. 结构和操作参数对气波引射器性能的影响[D]. 大连: 大连理工大学, 2013.
ZHU Lizhi. Impacts of structural and operating parameters on performance of gas wave ejector [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2013. (in Chinese)
- [13] 俞鸿儒. 热分离器内的流动[J]. 大连工学院学报, 1984, **23**(4):1-8.
YU Hongru. Flow in thermal separator [J]. *Journal of Dalian Institute of Technology*, 1984, **23**(4):1-8. (in Chinese)
- [14] BULUSU K V, GOULD D M, Jr GARRIS C A. Evaluation of efficiency in compressible flow

- ejectors [C] // **2008 Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, IMECE 2008**. New York: ASME, 2009:531-554.
- [15] AZOURY P H. **Engineering Applications of Unsteady Fluid Flow** [M]. New York: John Wiley & Sons Inc, 1992.
- [16] AKBARI P, NALIM M R. Review of recent developments in wave rotor combustion technology [J]. **Journal of Propulsion and Power**, 2009, **25**(4):833-844.
- [17] 胡湘韩, 阚瑞清. 喷射泵技术及其应用 [M]. 哈尔滨: 黑龙江科技出版社, 1990.
HU Xianghan, KAN Ruiqing. **The Technology and Applications of Jet Pump** [M]. Haerbin: Heilongjiang Science and Technology Press, 1990. (in Chinese)
- [18] VARGA S, OLIVIRA A C, DIACONU B. Influence of geometrical factors on steam ejector performance - A numerical assessment [J]. **International Journal of Refrigeration**, 2009, **32**(7): 1694-1701.
- [19] RUANGTRAKOON N, THONGTIP T, APHORNATANA S, *et al.* CFD simulation on the effect of primary nozzle geometries for a steam ejector in refrigeration cycle [J]. **International Journal of Thermal Sciences**, 2013, **63**:133-145.
- [20] 蒋仲安, 罗 晔, 牛 伟. 矿井空气幕隔断巷道风流影响因素分析及实验 [J]. 采矿与安全工程学报, 2013, **30**(1):149-153.
JIANG Zhongan, LUO Ye, NIU Wei. Influencing factors of air curtain in cutting off roadway airflow [J]. **Journal of Mining and Safety Engineering**, 2013, **30**(1):149-153. (in Chinese)
- [21] SARKAR J. Geometric parameter optimization of ejector-expansion refrigeration cycle with natural refrigerants [J]. **International Journal of Energy Research**, 2010, **34**(1):84-94.

Optimum design and verification of ejector's main structural parameters

LIU Peiqi, WANG Haitao, WU Jintao, ZHU Lizhi, HU Dapeng*

(School of Chemical Machinery and Safety Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: The ejector's performance could be affected easily by the geometric dimension, and different design methods would lead to quite different results, the design point would be seriously deviated. In order to meet the needs of ejection in coal-bed methane with small expansion ratio, the gas ejector is designed according to the Sokolov empirical formulas which are based on aerodynamics theory, and the key structural dimensions are simulated and optimized by CFD method. The influence rule of the ejector's key structural parameters, such as the nozzle distance, the mixing chamber diameter, the mixing chamber length and the diffuser chamber length on the ejector performance is obtained. By comparing the results of theoretical design and numerical simulation, the isentropic efficiency of the ejector which was optimized by CFD method is about 13% higher than that of using theoretical design. Then, it is verified through experiments that the isentropic efficiency of the ejector will sharply reduce when the operating condition deviates from the design condition. It is proved that the ejector designed by numerical simulation has the higher efficiency, which provides reference to the design of ejector deviating from the design point in engineering.

Key words: ejector; theoretical design; numerical optimization; isentropic efficiency