

文章编号:0253-4339(2025)01-0132-08

doi:10.12465/j.issn.0253-4339.2025.01.132

两相 CO₂ 喷射器混合室长度和扩压室角度影响研究

龙俊安¹ 潘美娜² 施骏业^{1,3} 陈江平^{1,3}

(1 上海交通大学制冷与低温工程研究所 上海 200240; 2 南京航空航天大学能源与动力学院 南京 210016;

3 上海市高效冷却系统工程技术研究中心 上海 200240)

摘要 利用已验证的 CFD 模型研究不同工况下混合室长度和扩压室锥半角对喷射器升压性能的影响。结果表明:在给定工况下,存在最优的混合室长度和扩压室角度参数组合使喷射器的升压性能最高。两者对喷射器性能的影响具有强相关性;当混合室足够长时,掺混较为充分,混合流扩压时不易发生流动分离,扩压室锥半角在 0.5°~3°变化对喷射器性能的影响相对较小;而混合室较短时,扩压室壁面附近容易产生湍流损失,扩压室角度的影响较大。此外,最优结构参数受到运行工况的影响,随喷嘴入口压力和温度降低,最优混合室长度增加,最优扩压室角度减小。在研究工况和喷嘴配置下,喷射器最优混合室长度约为 38 mm,最优扩压室锥半角为 1°~1.5°。

关键词 两相流;CO₂ 喷射器;混合室;扩压器

中图分类号:TB61⁺1;TB657.5

文献标识码:A

Effects of Mixer Length and Diffuser Angle on Two-Phase CO₂ Ejector

Long Junan¹ Pan Meina² Shi Junye^{1,3} Chen Jiangping^{1,3}

(1. Institute of Refrigeration and Cryogenics, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai, 200240, China; 2. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing, 210016, China; 3. Shanghai High Efficient Cooling System Research Center, Shanghai, 200240, China)

Abstract This study employed a validated computational fluid dynamics (CFD) model to investigate the influences of the mixer length and diffuser angle on the ejector pressure-recovery performance. The results demonstrated that an optimal combination of mixer length and diffuser angle exists at which the ejector has the highest performance. The effects of these two geometrical parameters on the ejector performance were highly consistent. When the mixer length was sufficiently long, the mixing was sufficient, and the mixed flow was not subjected to separation during pressure recovery. Under these circumstances, the effect of the diffuser angle on the ejector performance was relatively trivial, varying between 0.5° and 3°. However, when the mixer length was short, the flow was prone to turbulent losses near the diffuser wall. In this case, the effect of the diffuser angle was significant. In addition, the optimal geometries were affected by the operating conditions. The optimal mixer length increased as the nozzle inlet pressure and temperature decreased, whereas the optimal diffuser angle decreased. Under the conditions and nozzle configuration investigated in this study, the optimal mixer length was approximately 38 mm and the optimal diffuser cone half angle was between 1° and 1.5°.

Keywords two-phase flow; CO₂ ejector; mixer; diffuser

为满足我国“双碳”(碳达峰、碳中和)目标和日渐严苛的环保法规要求,采用具有低全球变暖潜值(Global Warming Potential, GWP)的制冷剂有助于减少制冷空调设备的当量碳排放^[1]。天然工质二氧化碳(CO₂)不破坏臭氧层,GWP 极低,无毒,不可燃,被视为极具潜力的替代制冷剂之一。然而,跨临界 CO₂ 制冷系统节流损失较大,在高温环境下(高于 35 °C)运行时效率偏低,限制了 CO₂ 制冷系统的发展和推

广应用。使用喷射器替代膨胀阀作为节流机构是减少节流损失、提高系统性能系数(coefficient of performance, COP)的重要手段^[2]。M. Nakagawa 等^[3]研究表明,采用喷射器的 CO₂ 制冷系统 COP 相比常规系统提高了 26%。M. Haida 等^[4]将并联喷射器模组用于 CO₂ 商用冷冻系统中,使综合能效提高了 7%。日本电装将喷射器应用于汽车空调系统,使压缩机功耗降低了 20%^[5]。

基金项目:国家自然科学基金(51776119)资助项目。(The project was supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51776119).)

收稿日期:2023-11-22;修回日期:2023-12-10;录用日期:2024-01-24

喷射器一般由主喷嘴、引射腔、混合室和扩压室等结构组成。结构参数对两相喷射器膨胀功回收效率有重要影响。T. Niimi 等^[6]的实验研究表明,当喷嘴的喉口和出口尺寸给定时,喷嘴渐扩段长度为 15 mm 时喷嘴效率最高,长度为 10 mm 或 20 mm 时,喷嘴效率均出现一定程度的衰减。Li Yafei 等^[7]通过实验表明,在给定的喷嘴渐扩段长度下,过大的渐扩角度引起主流过膨胀,导致喷射器性能衰减,渐扩角约为 2° 时喷射器性能最优。张西平等^[8]的可视化研究发现喷嘴距通过改变主流膨胀轮廓来影响喷射器性能,随喷嘴距增加,主流膨胀长度变长,有效引射区域增加,有利于提高引射比,但喷嘴距过长时会产生回流涡损失,引射比和升压比均下降。M. Nakagawa 等^[3,9]实验研究了喷射器混合室的直径和长度对跨临界 CO₂ 制冷系统性能的影响,发现直径和长度取值不合理会导致喷射循环 COP 衰减,严重时甚至低于常规循环,但未揭示其内在机理。龙俊安等^[10]通过数值模拟研究了混合室直径对喷射器性能的影响,发现混合室直径过小时扩压室入口存在剧烈的激波损失,而直径过大时混合流体速度衰减过快,动能耗散增加,升压性能降低。S. Elbel 等^[11]对比了扩压室扩张角分别为 5°、10° 和 15° 时的喷射器效率,结果表明 5° 时效率最高。Li Yafei 等^[12]利用数值模拟分别研究了混合室直径、混合室长度和扩压室角度 3 个结构参数各自的影响,并指出 3 个参数各自均存在最优值,偏离最优值会引起分离涡或摩擦损失增加,导致引射比衰减。Li Yafei 等^[13]引入响应曲面法,研究引射腔角度、喷嘴距、混合室宽度、混合室长度和扩压室角度之间的两两相互作用及其对引射性能的影响,并重点分析了引射腔角度和喷嘴距对喷射器性能的影响机制。Liu Guangdi 等^[14]同样利用响应曲面法分析了喷嘴距、混合室直径和混合室长度之间的相互作用和影响,但机理性的阐述较少。

现有关于喷射器关键结构参数影响的研究仍存在一定局限性,大多针对喷嘴渐扩段长度、渐扩角度、混合室直径(或宽度)和喷嘴距,对于混合室长度和扩压室角度的影响研究较少,或未阐明影响机理,或未考虑两者间的相关性。本文利用数值模型研究上述两个结构参数以及运行工况对喷射器内部流动和性能的影响规律。

1 两相喷射器的工作原理

1.1 喷射式制冷系统

喷射式制冷系统工作原理如图 1 所示。压缩机排出的高温高压制冷剂经过冷凝器或气冷器冷却后

进入喷射器,通过喷射器的喷嘴节流变为两相制冷剂。喷射器利用高压制冷剂在节流过程释放的膨胀功实现蒸发器出口处低压制冷剂的预压缩,从而提高压缩机吸气压力,减少压缩机功耗。喷射器出口处的两相制冷剂经过分离,气态制冷剂回到压缩机,而液体重新进入蒸发器,完成循环。

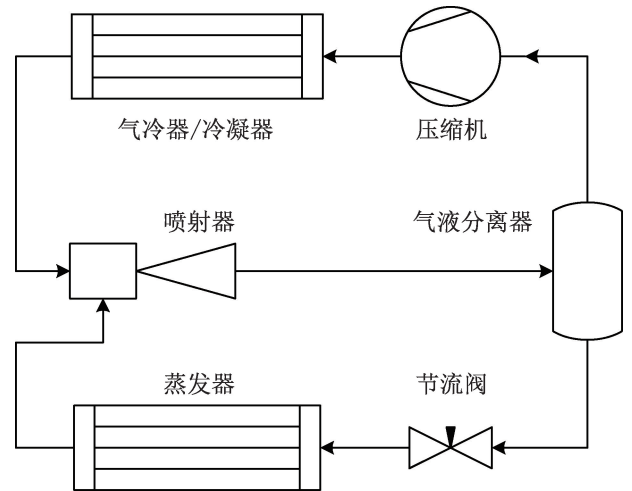


图 1 喷射式制冷系统原理

Fig.1 Principle of ejector refrigeration system

1.2 喷射器内部流动过程

图 2 所示为喷射器内部射流发展示意图。喷射器一般由喷嘴、引射腔、混合室和扩压室等结构组成。高压制冷剂在喷嘴内膨胀加速,高速主射流由喷嘴喷出后卷吸引射来流。在混合室内,两股流体因存在速度差而发生动量交换,主射流的核心区逐渐减小直至消失,同时射流边界逐渐向径向延伸。在扩压室内,混合流体减速升压。根据混合的均匀程度和扩压室角度的不同,扩压室壁面附近可能发生流动分离。根据已有研究^[15],两相 CO₂ 喷射器在跨临界运行时喷嘴出口是超声速的,这意味着下游流动状态和结构参数的变化基本不会影响到喷嘴,因此喷嘴的设计一般可单独考虑。然而,射流在混合室或扩压室内衰减为亚声速,混合室结构参数的变化会影响到扩压室内的流动状态。因此在设计或优化喷射器时,混合室和扩压室的结构参数需要综合考虑。其中,混合室的长度和扩压室的角度两个结构参数是影响喷射器膨胀功回收效率的重要因素,本文将重点研究两者的影响。

用于回收膨胀功的两相喷射器,其性能一般通过引射比和升压比(或绝对压升)来衡量。引射比定义为引射流与主射流的流量比:

$$\omega = m_s / m_m \quad (1)$$

升压比定义为喷射器出口压力 p_{ex} 与引射压力 p_s 之差:

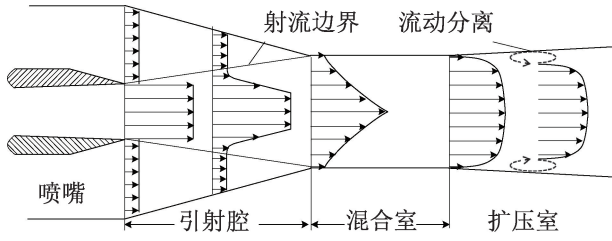


图2 喷射器内部射流发展
Fig.2 Jet mixing process in ejector

$$\Delta p = p_{ex} - p_s \quad (2)$$

2 两相喷射器模型

2.1 数学模型及验证

利用 ANSYS Fluent 软件建立两相混合流的非平衡模型,主要考虑气液两相间的非平衡传质而忽略相间速度滑移。稳定流动的连续方程、动量方程和能量方程为:

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (3)$$

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (4)$$

$$\nabla \cdot \sum_i [\alpha_i \mathbf{u}_i (\rho_i e_i + p)] = \nabla \cdot (\lambda \nabla T + \boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{u}) \quad (5)$$

其中,气相体积分数的控制方程为:

$$\nabla \cdot (\alpha_v \rho_v \mathbf{u}) = \sum S \quad (6)$$

两相喷射器内部的非平衡传质过程包括由压力不平衡引起的空化相变^[16],以及由热力不平衡引起的沸腾相变^[17],两类相变模型分别定义如下:

$$S_{cav} = C_{cav} \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_v \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}} (1 - \alpha_v) \quad (7)$$

$$S_{boil} = C_{boil} \sqrt{\frac{M}{2\pi G T_v}} (p_v - p) \quad (8)$$

数值模拟采用基于压力的稳态求解器。压力使用 PRESTO! 离散,密度、动量、能量采用二阶迎风离散方法求解。采用 Coupled 算法求解压力速度耦合。M. Majchrzyk 等^[18]详细对比了不同的湍流模型,并认为 Standard $k-\omega$ 湍流模型的精度相对较高,对 CO₂ 喷射器引射流量的求解误差仅约为 5%,因此本文采用 Standard $k-\omega$ 湍流模型。

模型利用实测数据验证,表 1 所示为 3 个工况下模拟结果与实测值的对比。实验数据通过已有研究^[19]中披露的实验方法获取,故此处不再赘述。实验测试的喷射器结构参数见 2.2 节。在 $p_m = 7.5 \sim 11.5$ MPa、 $T_m = 294 \sim 307$ K 工况下,主流流量和压升的预测误差均在 $\pm 5\%$ 以内,模型精度较高。

表 1 CO₂ 喷射器模拟值与实测值对比

Tab.1 Comparison between simulated and measured values of CO₂ ejector

参数	p_m /MPa	T_m /K	p_s /MPa	T_s /K	ω	$m_{m,exp}/$ (kg/s)	$m_{m,sim}/$ (kg/s)	流量误差/ %	$\Delta p_{exp}/$ kPa	$\Delta p_{sim}/$ kPa	压升误差/ %
工况 1	11.46	307.1	3.46	300.7	0.63	0.054 8	0.054 3	-0.9	663	692	4.4
工况 2	9.49	300.6	3.50	277.5	0.68	0.049 6	0.049 0	-1.2	452	458	1.3
工况 3	7.53	294.5	3.49	276.7	0.72	0.043 4	0.041 7	-4.1	254	253	-0.3

2.2 几何模型

根据喷射器的结构特点,将喷射器简化为二维轴对称模型,图 3 所示为二维轴对称喷射器结构,各结构参数的具体数值如表 2 所示。其中,参数组合为 $L_{mix} = 38$ mm、 $\theta = 1.5^\circ$ 的喷射器样件用于实验测试并验证模型。

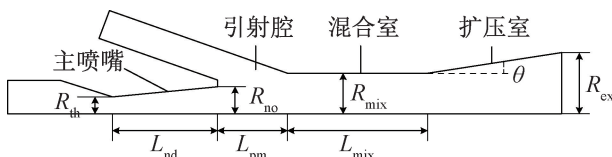


图3 二维轴对称喷射器结构

Fig.3 Two-dimensional axisymmetric ejector geometries

2.3 边界条件

数值模拟的边界条件设置:主喷嘴入口和引射入

表 2 喷射器的结构参数

Tab.2 Geometrical parameters of ejector

喷射器结构参数	数值
喷嘴喉部半径 R_{th} /mm	0.45
喷嘴出口半径 R_{no} /mm	0.6
喷嘴长度 L_{nd} /mm	11.5
喷嘴距 L_{pm} /mm	4
混合室半径 R_{mix} /mm	1.45
混合室长度 L_{mix} /mm	12, 25, 38, 51
扩压室锥半角 $\theta/(\circ)$	0.3, 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3
扩压室出口半径 R_{ex} /mm	4.5

口均采用压力边界条件,给定压力和温度;出口采用

流量边界条件,给定出口总流量(即主流量和引射流量之和)。出口压力 p_{ex} 由模型迭代求解得到,则喷射器的压升 Δp 可由式(2)求得。讨论的 4 个工况如表 3 所示,均在实验验证范围内。

表 3 CO₂ 喷射器运行工况

Tab.3 Operating conditions of CO₂ ejector

工况	T_m/K	p_m/MPa	T_s/K	p_s/MPa	ω
C1	312.8	11.5			0.59
C2	306.8	11.5	278.2	3.5	0.63
C3	300.7	9.5			0.68
C4	294.7	7.5			0.73

3 结果与分析

3.1 混合室长度对喷射性能的影响

为了阐明各结构参数影响喷射器性能的内在机理,本节重点分析 L_{mix} 对喷射器内部混合和扩压流动过程的影响。以工况 C2(下同)和 $\theta=2^\circ$ 时为例,图 4 所示为不同 L_{mix} 下喷射器中轴线上压力分布。由图 4 可知,在距离混合室入口 12 mm 处的上游,压力分布几乎相同,流体在进入混合室后随即开始升压,这是因为混合室内射流发生动量交换,射流动能开始回收。不同的是, $L_{mix}=12$ mm 时射流最早进入扩压室,压力最先有明显的恢复,但总压升却是 4 个长度下最小的。当 $L_{mix} \geq 38$ mm 时,随着 L_{mix} 值增大,混合室内的压升增加,总压升也逐渐增加。推测这是因为 L_{mix} 增大使混合室内射流动量交换更充分,有利于膨胀功的回收。当 $L_{mix}=51$ mm 时,在距离混合室入口 38 mm 处,射流压力停止上升,随后压力反而有轻微下降,总压升相比 $L_{mix}=38$ mm 时也略有减少。这是因为混合室过长时,沿程阻力损失较大,导致混合室末

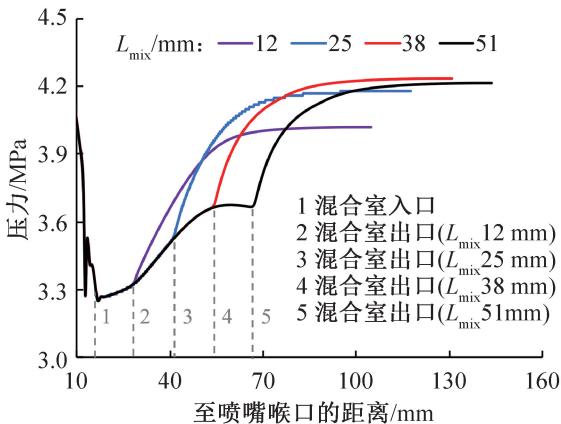


图 4 不同 L_{mix} 下喷射器轴线上压力分布

Fig.4 Ejector axial pressure profiles with varying L_{mix}

端产生压降,造成总压降低。

为进一步分析混合室长度对混合扩压流动的影响机理,取 θ 为 2° 、 L_{mix} 分别为 12 mm 和 38 mm 时喷射器内部速度和湍动能分布进行分析,如图 5 所示。当混合室长度较短(12 mm)时,两股射流在混合室内动量交换不够充分,在混合室出口即扩压室入口截面上,速度沿径向分布不均匀,射流核心和壁面附近存在较大的速度差,如图 5(a) 所示。由此造成的后果是:混合流进入扩压室后形成了一个湍动能强度较高的区域,如图 5(b) 所示,表明此处发生流动分离,产生严重的湍流损失。当混合室长度适中(38 mm)时,射流混合较为充分,进入扩压室后速度缓慢逸散,湍动能强度较低,湍流损失较小,射流动能较为平稳地转化为压升,因而喷射器性能提高。

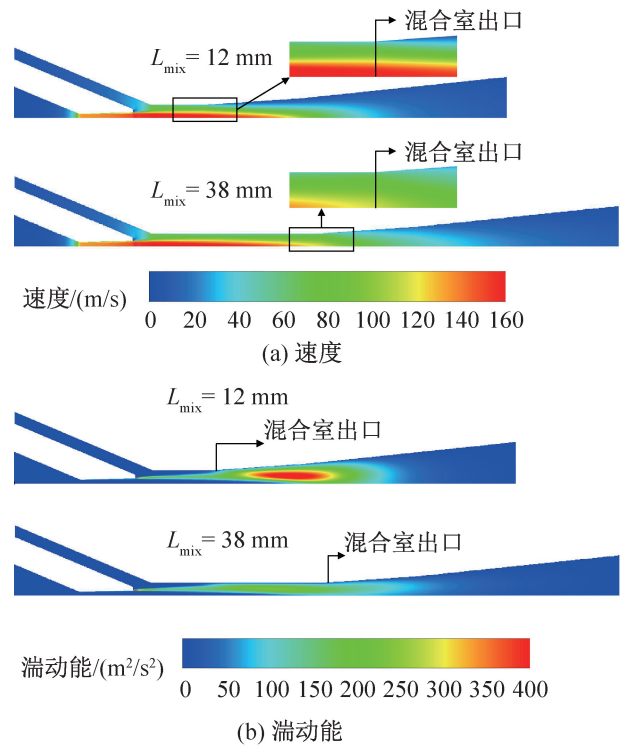


图 5 两个典型 L_{mix} 值下喷射器内部速度和湍动能分布

Fig.5 Ejector velocity and turbulent kinetic energy profiles with two typical L_{mix} values

3.2 扩压室角度对喷射性能的影响

为了阐明扩压室角度对混合流体扩压过程和喷射性能的影响机制,取 L_{mix} 分别为 12 mm 和 38 mm、 θ 取不同值时,喷射器内部速度和湍动能分布进行分析,结果分别如图 6 和图 7 所示。

由图 6 可知,当混合段较短时,射流混合不充分,扩压室入口沿径向的速度分布不均匀;若 θ 较小(0.5°),则扩压过程速度耗散较慢,扩压室壁面附近尚能维持较高的速度,壁面不易发生流动分离,表现

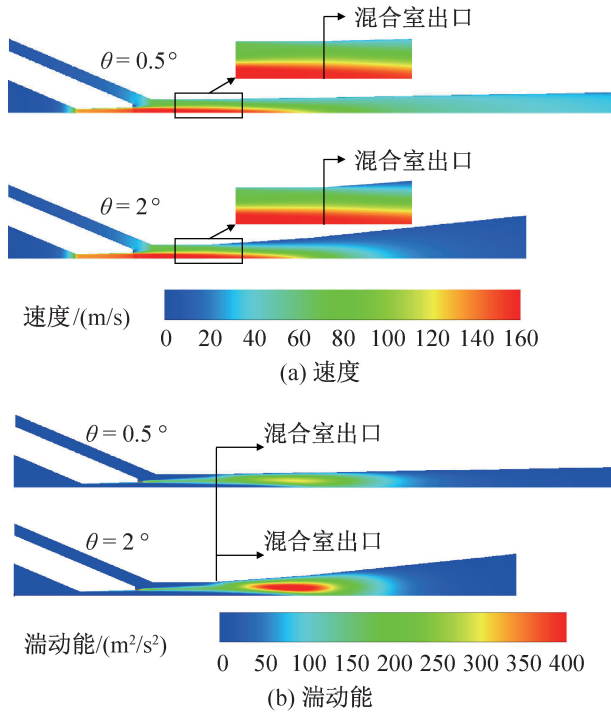


图 6 $L_{\text{mix}} = 12 \text{ mm}$ 时不同 θ 喷射器内部速度和湍动能分布
Fig.6 Ejector velocity and turbulent kinetic energy profiles with different θ when L_{mix} is 12 mm

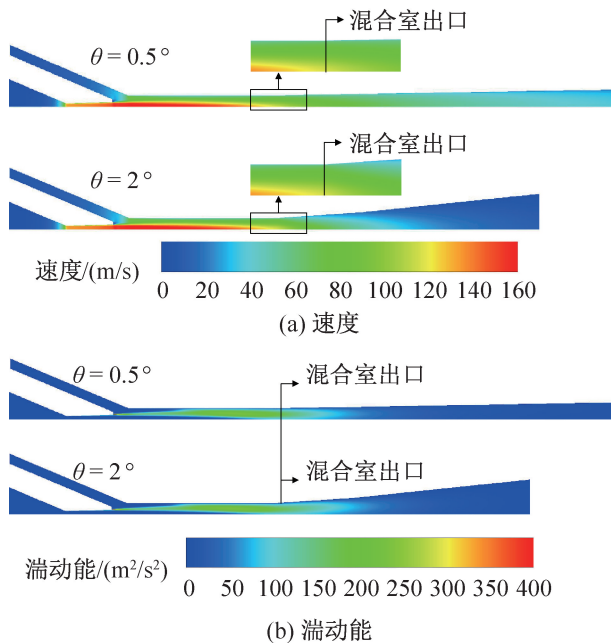


图 7 $L_{\text{mix}} = 38 \text{ mm}$ 时不同 θ 喷射器内部速度和湍动能分布
Fig.7 Ejector velocity and turbulent kinetic energy profiles with different θ when L_{mix} is 38 mm

为壁面附近湍动能较小;若 θ 较大(2°),不均匀射流进入扩压室后,壁面附近速度迅速衰减,容易发生流动分离,表现为湍动能较大。因此, L_{mix} 较小时,为减少湍流损失,最优 θ 值较小。

由图 7 可知,当混合段较长时,射流混合较为充分,扩压室入口径向速度分布较为均匀, θ 从 0.5° 变化至 2° 时,扩压室前半部分的壁面附近始终能够维持较高的速度,避免了严重的流动分离,故此时 θ 的影响相对较小。由于扩压室出口直径固定,扩压室角度减小会使其轴向长度迅速增大,沿程阻力损失增加。因此, L_{mix} 较大时,为减少沿程阻力损失,最优 θ 值也应增加。

3.3 结构参数对喷射性能的共同影响

K. Banasiak 等^[20]曾指出,喷射器各结构参数的影响并非相互独立,而是高度相关的。因此,需要考虑 L_{mix} 和 θ 的共同影响。图 8 所示为 4 种工况下混合室长度和扩压室锥半角对 CO_2 喷射器升压性能的影响。在固定的工况下,若给定 L_{mix} , Δp 随 θ 先增后减;若给定 θ , Δp 随 L_{mix} 先增后减。由图 8 可知,不同的 L_{mix} 值对应的最佳 θ 值不尽相同: L_{mix} 越大,对应的最佳 θ 值越大。此外,当 L_{mix} 较小,例如 $L_{\text{mix}} = 12 \text{ mm}$ 时, Δp 对 θ 的变化较为敏感;而当 L_{mix} 较大,例如 $L_{\text{mix}} = 51 \text{ mm}$ 时, Δp 随 θ 的变化相对较小。由此可知, L_{mix} 和 θ 两个参数对喷射器性能的影响是非独立的,具有强相关性。设计或优化喷射器时,依次独立地优化每一个结构参数不一定能够得到全局最优的参数组合,而需要考虑各参数的共同影响。例如,在工况 C2 下优化 L_{mix} ,若预先给定 θ 为 0.5° ,则 12 mm 在 4 个 L_{mix} 值中相对最优,但实际上 $L_{\text{mix}} = 38 \text{ mm}$ 、 $\theta = 1.5^\circ$ 时性能更好。

此外,由图 8 还可知,最优结构参数组合还受喷射器运行条件的影响。在本文讨论的有限个组合中,工况 C1 对应的最优 L_{mix} 在 25 mm 附近,最优 θ 约为 1.5° ,而对其余几个工况,最优 L_{mix} 约取 38 mm,最优 θ 为 $1^\circ \sim 1.5^\circ$ 。

3.4 运行工况对最优结构参数的影响

根据 3.3 节,最优结构参数还会随运行工况的改变而改变。喷嘴进口压力和温度的变化直接影响喷嘴出口射流状态。图 9 所示为工况 C1/C2/C4 对应的相对最优结构参数下,喷射器内部速度和湍动能分布。C1 工况下,喷嘴出口速度大,两股流体间的速度差大,混合室湍流强度高,混合较快。相比 C1 工况, C2/C4 工况下主流喷出速度较小,两股流体间的速度差较小,混合室内湍流强度较低,因而需要更长的混合室才能充分混合。相比 C2 工况,虽然 C4 工况在相同混合室长度(38 mm)下混合也较为充分,但混合流整体速度较低,在扩压流动中更容易发生流动分离,因此最优扩压室角度更小。

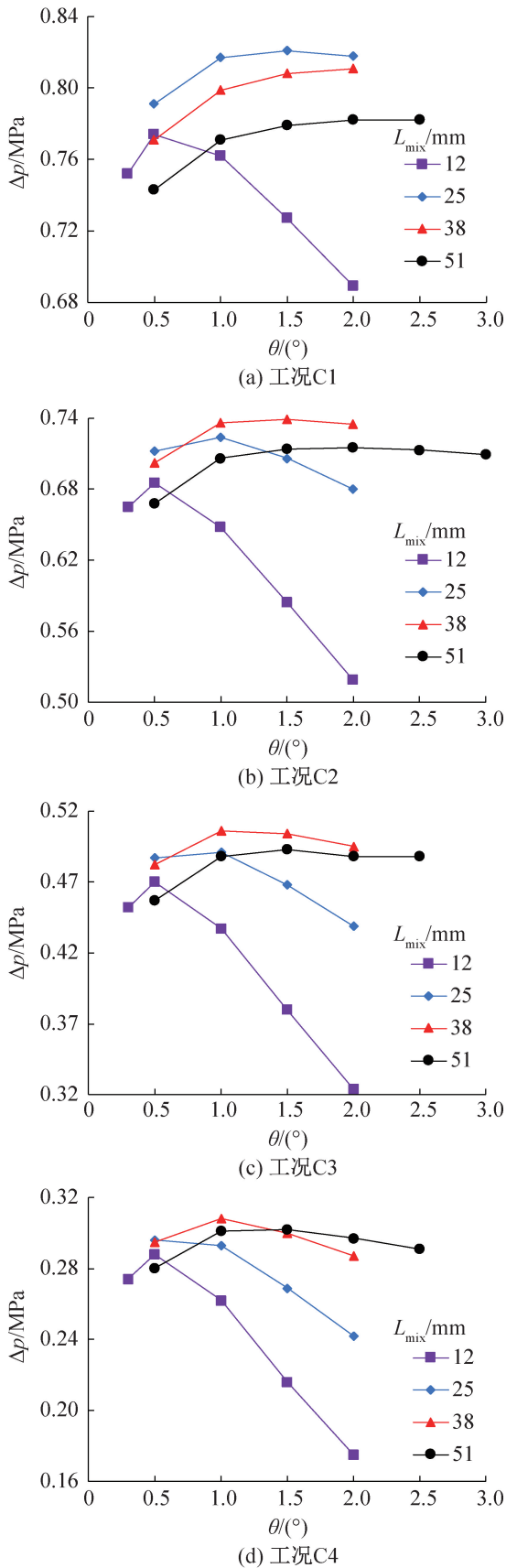


图 8 L_{mix} 和 θ 对 CO₂ 喷射器性能的影响

Fig.8 Effects of L_{mix} and θ on the performance of CO₂ ejector

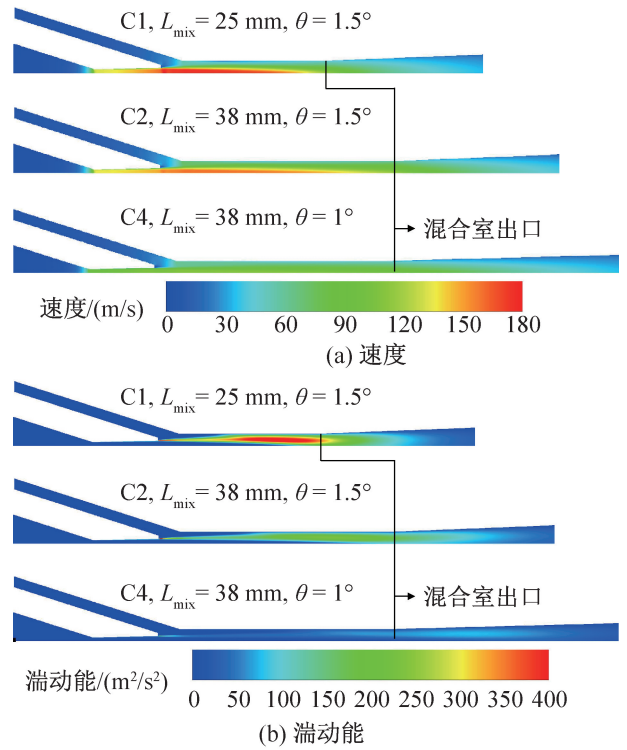


图 9 在工况 C1/C2/C4 对应的最优结构参数下喷射器内部速度和湍动能分布

Fig.9 Ejector velocity and turbulent kinetic energy profiles under condition C1/C2/C4 with the optimal geometries

4 结论

本文利用已验证的 CFD 模型研究 CO₂ 喷射器混合室长度和扩压室角度对喷射器性能的综合影响,同时考虑了运行工况对最优结构参数的影响。通过仿真模型分析喷射器内部射流速度分布和湍动能分布,揭示上述参数对喷射器性能的影响机制,得到如下结论:

1) 存在最优的混合室长度 L_{mix} 和扩压室角度 θ 的参数组合使给定引射比下喷射器压升最高。对于给定的 θ , 当 L_{mix} 小于其最优值时, 随 L_{mix} 增加, 混合室内射流掺混越充分, 喷射器性能越好; 当 L_{mix} 超过其最优值后, 继续增加 L_{mix} 会导致混合室沿程阻力损失增加, 喷射器压升反而降低。对于给定的 L_{mix} , θ 过大时, 扩压室壁面附近湍流损失较大, 喷射器性能下降; 若 θ 过小, 扩压室轴向长度增加, 导致额外的沿程阻力损失, 压升降低。对工况 C1, 最优 L_{mix} 约为 25 mm, 最优 θ 约为 1.5°; 而对本文其余几个工况, 最优 L_{mix} 约为 38 mm, 最优 θ 为 1°~1.5°。

2) L_{mix} 和 θ 的影响具有一定的关联性: 当 L_{mix} 较大时, 混合室内掺混较充分, 扩压室入口速度沿径向的分布较为均匀, 扩压时不易发生流动分离, θ 对压

升的影响较小;而当 L_{mix} 较小时,不充分掺混导致扩压室入口速度分布不均,扩压室壁面附近容易产生湍流损失, θ 对性能影响较为显著。

3)喷射器主喷嘴入口压力温度越低,主流喷出速度越小,与引射流之间的速度差越小,混合室内掺混越慢,最优 L_{mix} 值越大,且充分混合后两相混合流的流速越低,扩压时越容易发生流动分离,其最优 θ 值也越小。

符号说明

- ω ——引射比
- m ——质量流量, kg/s
- Δp ——喷射器压升, Pa
- p ——压力, Pa
- T ——温度, K
- ρ ——密度, kg/m³
- u ——速度矢量, m/s
- τ ——应力张量, N/m²
- e ——比内能, kJ/kg
- λ ——导热系数, W/(m·K)
- α ——气相体积分数
- S ——传质速率, kg/(m³·s)
- C ——经验系数
- k ——湍动能, m²/s²
- σ ——表面张力, N/m
- M ——分子量, kg/kmol
- G ——气体常数, J/(kg·K)
- R ——半径, m
- L ——长度, m
- θ ——角度, (°)

下标

- ex——喷射器出口
- exp——实验值
- sim——模拟值
- s——引射流
- m——主射流
- v——气相
- l——液相
- i ——两相中任一相
- cav——空化相变
- boil——沸腾相变
- th——喷嘴喉口
- no——喷嘴出口
- nd——喷嘴渐扩段
- pm——预混合段
- mix——等截面混合室

参考文献

[1] 俞彬彬, 龙俊安, 王丹东, 等. 电动汽车热泵全生命周期气候性能评估模型与环保制冷剂减排分析[J]. 科学通报, 2023, 68(7): 841-852. (YU Binbin, LONG Jun'an, WANG Dandong, et al. Life cycle climate performance (LCCP) evaluation model for electric vehicle heat pumps and emission reduction analysis of low-GWP refrigerants[J]. Chinese Science Bulletin, 2023, 68(7): 841-852.)

[2] YU Binbin, YANG Jingye, WANG Dandong, et al. An updated review of recent advances on modified technologies in transcritical CO₂ refrigeration cycle[J]. Energy, 2019, 189: 116147.

[3] NAKAGAWA M, MARASIGAN A R, MATSUKAWA T, et al. Experimental investigation on the effect of mixing length on the performance of two-phase ejector for CO₂ refrigeration cycle with and without heat exchanger[J]. International Journal of Refrigeration, 2011, 34(7): 1604-1613.

[4] HAIDA M, SMOLKA J, PALACZ M, et al. Numerical investigation of an R744 liquid ejector for supermarket refrigeration systems[J]. Thermal Science, 2016, 20(4): 1259-1269.

[5] YOICHIRO K, GOTA O, SHAN Zhiwei. Ejector energy-saving technology for mobile air conditioning systems[J]. SAE International Journal of Passenger Cars - Mechanical Systems, 2017, 10(1): 102-110.

[6] NIIMI T, NAKAGAWA M. Experimental research on the two-phase flow nozzle performance of the ejector for carbon dioxide [C]//9th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics. Malta: HEFAT, 2012.

[7] LI Yafei, DENG Jianqiang, MA Li. Experimental study on the primary flow expansion characteristics in transcritical CO₂ two-phase ejectors with different primary nozzle diverging angles[J]. Energy, 2019, 186: 115839.

[8] 张西平, 邓建强, 李亚飞, 等. 不同喷嘴距的 CO₂ 两相引射器实验研究[J]. 制冷学报, 2021, 42(4): 20-27. (ZHANG Xiping, DENG Jianqiang, LI Yafei, et al. Experimental investigation on the CO₂ two-phase ejector with different nozzle exit positions [J]. Journal of Refrigeration, 2021, 42(4): 20-27.)

[9] NAKAGAWA M, MARASIGAN A R, MATSUKAWA T. Experimental analysis of two-phase ejector system with varying mixing cross-sectional area using natural refrigerant CO₂ [J]. International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration, 2010, 18(4): 297-307.

[10] 龙俊安, 宋霞, 施骏业, 等. 两相 CO₂ 喷射器混合室直

- 径优化与模拟分析[J]. 制冷学报, 2023, 44(1): 122-128. (LONG Jun'an, SONG Xia, SHI Junye, et al. Optimization and analysis of mixer diameter of two-phase CO₂ ejectors[J]. Journal of Refrigeration, 2023, 44(1): 122-128.)
- [11] ELBEL S, HRNJAK P. Experimental validation of a prototype ejector designed to reduce throttling losses encountered in transcritical R744 system operation [J]. International Journal of Refrigeration, 2008, 31(3): 411-422.
- [12] LI Yafei, DENG Jianqiang. Numerical investigation on the performance of transcritical CO₂ two-phase ejector with a novel non-equilibrium CFD model [J]. Energy, 2022, 238: 121995.
- [13] LI Yafei, DENG Jianqiang, HE Yang. Numerical study on the interaction of geometric parameters of a transcritical CO₂ two-phase ejector using response surface methodology and genetic algorithm [J]. Applied Thermal Engineering, 2022, 214: 118799.
- [14] LIU Guangdi, ZHAO Hongxia, DENG Jianqiang, et al. Performance improvement of CO₂ two-phase ejector by combining CFD modeling, artificial neural network and genetic algorithm [J]. International Journal of Refrigeration, 2023, 154: 151-167.
- [15] YAZDANI M, ALAHYARI A A, RADCLIFF T D. Numerical modeling of two-phase supersonic ejectors for work-recovery applications [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2012, 55(21/22): 5744-5753.
- [16] SINGHAL ASHOK K, ATHAVALE MAHESH M, LI Huiying, et al. Mathematical basis and validation of the full cavitation model [J]. Journal of Fluids Engineering, 2002, 124(3): 617-624.
- [17] CAREY V P. Liquid-vapor phase-change phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation processes in heat transfer equipment [M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2020.
- [18] MAJCHRZYK M, DZIUIROWICZ D, HAIDA M, et al. Detailed numerical investigation of the CO₂ two-phase ejector 3-D CFD model based on the flow visualisation experiments [J]. Chemical Engineering and Processing - Process Intensification, 2022, 182(1): 109195.
- [19] 李浩, 张振宇, 宋霞, 等. 带喷射器的跨临界CO₂车用空调系统实验研究 [J]. 上海交通大学学报, 2021, 55(2): 179-187. (LI Hao, ZHANG Zhenyu, SONG Xia, et al. Experimental study of a transcritical CO₂ mobile air conditioning system with an ejector [J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2021, 55(2): 179-187.)
- [20] BANASIAK K, PALACZ M, HAFNER A, et al. A CFD-based investigation of the energy performance of two-phase R744 ejectors to recover the expansion work in refrigeration systems: an irreversibility analysis [J]. International Journal of Refrigeration, 2014, 40: 328-337.

通信作者简介

陈江平,男,博士,教授,上海交通大学制冷与低温工程研究所,021-34206775,E-mail: jpchen_sjtu@163.com。研究方向: 制冷与低温工程、车用空调技术。

About the corresponding author

Chen Jiangping, male, Ph. D., professor, Institute of Refrigeration and Cryogenics, Shanghai Jiao Tong University, 86-21-34206775, E-mail: jpchen_sjtu@163.com. Research fields: refrigeration and cryogenics, automotive air conditioning technology.