

文章编号:0253-4339(2020) 01-0056-06
doi:10.3969/j.issn.0253-4339.2020.01.056

CO₂ 两相喷嘴延迟膨胀过程机制研究

马 莉 邓建强 李亚飞

(西安交通大学化学工程与技术学院 西安 710049)

摘 要 本文针对 CO₂ 引射器主动流喷嘴渐扩段 3 个角度 0.076°、0.306°、0.612°,对比了均相平衡模型、延迟平衡型、延迟平衡耦合摩擦模型的模拟结果,并与文献实验数据作对比,探讨了非平衡相变和壁面摩擦两种流动机制对相应角度下喷嘴延迟膨胀过程的主导作用。结果表明:在本研究范围内,渐扩段角度较大($\theta_3=0.612^\circ$)时,均相平衡模型预测的压力分布与实验结果吻合较好;渐扩段角度处于中间值($\theta_2=0.306^\circ$)时,非平衡相变成为主导机制,延迟平衡模型模拟的压力分布平均误差为 11.87%;渐扩段角度较小($\theta_1=0.076^\circ$)时,壁面摩擦是导致喷嘴延迟膨胀的主要机制,延迟平衡模型耦合摩擦模型预测的压力分布平均误差为 15.10%,延迟平衡耦合摩擦模型后发现喷嘴真实喉部后移至渐扩段,延迟平衡模型预测的质量流量较均相平衡模型仅减小 0.029%~0.270%;渐扩段角度较小($\theta_1=0.076^\circ$)时,延迟平衡模型耦合摩擦模型预测的质量流量相比于均相平衡模型明显减小了 9.95%;当喷嘴渐扩角为 0.306°和 0.612°时,相比于均相平衡模型结果,延迟平衡模型耦合摩擦模型预测的质量流量分别减小了 0.31%和 0.088%。

关键词 两相喷嘴;非平衡相变;摩擦;CO₂

中图分类号:TB61;TB657.5

文献标识码:A

Research on the Mechanism of Delayed Expansion Process in a CO₂ Two-phase Nozzle

Ma Li Deng Jianqiang Li Yafei

(School of Chemical Engineering and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049, China)

Abstract In this paper, the motive nozzles of a CO₂ ejector with a diverging angle ranging from small to large (0.076°, 0.306°, and 0.612°) were investigated. The homogeneous equilibrium model (HEM), delayed equilibrium model (DEM), and DEM coupled with the friction model were presented and compared with the experimental data from related literature to analyze the dominant effects of the two flow mechanisms, non-equilibrium phase change, and wall friction on the delayed expansion process in the nozzle at corresponding angles. The results showed that within the ranges of this study, the pressure distribution predicted by the HEM was in good agreement with the experimental results for the large diverging angle at the θ_3 of 0.612°. Furthermore, the non-equilibrium phase change was the dominant mechanism in the nozzle with a middle diverging angle at the θ_2 of 0.306°, and the average error of the simulated nozzle pressure distribution was 11.87% with the DEM. In addition, wall friction was the dominant mechanism of the delayed expansion process in the nozzle with a small diverging angle at the θ_1 of 0.076°, and the average error of the predicted nozzle pressure distribution was 15.10% using the DEM coupled with the wall friction model. When the diverging angle was 0.076°, the simulation results of the DEM coupled with a friction model indicated that the real throat of the nozzle where the choking occurred moved to diverging section of the nozzle. The results also showed that the predicted mass flow rate with the DEM was only decreased by 0.029%–0.270% compared with that of HEM. However, compared with the result of HEM, the simulated mass flow rate using the DEM coupled with the friction model reduced by 9.95% significantly for a small diverging angle at the θ_1 of 0.076°. When the diverging angles were 0.306° and 0.612°, the mass flow rate predicted with the DEM coupled with the friction model decreased by 0.31% and 0.088%, respectively, compared with that of HEM.

Keywords two-phase nozzle; non-equilibrium phase change; friction; CO₂

采用引射器回收部分高压流体膨胀损失能量,可以减小压缩机功耗,能够显著提高跨临界 CO₂ 制冷系统能效。国内外学者采用热力学理论、实验以及数值模拟等不同方法对跨临界 CO₂ 引射膨胀制冷系统

进行了大量研究。理论分析表明,相比于传统的蒸气压缩制冷系统,引入引射器使制冷系统性能系数(coefficient of performance, COP)提高了 18%~30%^[1-4]。J. S. Lee 等^[5-6]实验研究发现,跨临界 CO₂ 引射膨胀循环 COP 比传统蒸气压缩循环 COP 提高了 15%~17%。

由于 CO₂ 引射器内部存在相变和壅塞,甚至激波等复杂的流动现象,实验研究其内部复杂流动,构建精确的理论模型对于指导其结构优化设计具有重要意义。2009 年, M. Nakagawa 等^[7]对比了测量的主动流喷嘴内压力分布和等熵理论预测结果,发现渐扩段角度较小时喷嘴内 CO₂ 膨胀过程偏离等熵膨胀,认为其流动机制与非平衡相变、壁面摩擦有关。2018 年, Li Yafei 等^[8]运用直接拍摄法结合压力传感器测量,获得了主动流喷嘴内 CO₂ 相变位置和压力分布。

构建热力学模型是研究 CO₂ 引射器内部流动和性能的有效方法。均相平衡模型(homogeneous equilibrium model, HEM)假设两相流体是具有均匀单相流体性质的混合物且两相始终处于温度和速度相等的平衡状态。2015 年, M. Palacz 等^[9]研究表明,当流体温度低于或者压力低于 CO₂ 的临界点时,均相平衡模型对 CO₂ 引射器主动流质量流量的预测精度降低,需要考虑非平衡相变的影响。目前,用于 CO₂ 引射器模拟的非平衡相变模型主要是均相弛豫模型(homogeneous relaxation model, HRM)和延迟平衡模型(delayed equilibrium model, DEM)。HRM 假设流体由饱和气相和亚稳态液相组成,将两相温度不同的非平衡状态恢复至相同温度的平衡状态视作弛豫过程。2017 年 M. Haida 等^[10]采用 HRM 对 CO₂ 引射器进行模拟,基于过冷水弛豫时间关系式进行改进,提出了适用于相应主动流入口压力范围的弛豫时间关系式。DEM 假设流体由饱和气相、饱和液相及亚稳态液相组成。2011 年, K. Banasiak 等^[11]基于 DEM 构建主动流喷嘴一维模型,实验验证了模型对于主动流质量流量的预测精度在±5%以内。2016 年,何阳等^[12]指出非平衡相变将延缓喷嘴中的膨胀过程,使喷嘴出口压力高于均相平衡模型预测值。

喷嘴渐扩段角度较小时,壁面摩擦对其内部流动影响不能忽略。2014 年, Ding Hongbing 等^[13]发现 N₂ 喷嘴渐扩段角度减小时,摩擦和多维流场使得边界层增大导致最小流通面积减小,从而临界质量流量降低。目前,采用零维模型进行 CO₂ 引射器性能分析时,通常将壁面摩擦作为流动不可逆因素采用等熵效率表征^[14]。基于一维模型^[11]模拟时,考虑了壁面摩擦,主要研究了非平衡相变模型对质量流量和引射比

的预测精度,没有研究壁面摩擦对喷嘴内流体膨胀过程的影响。

综上所述,现有研究专注于非平衡相变模型的发展,对不同喷嘴结构下的模型适用性很少探讨,喷嘴渐扩段角度较小时其流体膨胀过程明显偏离等熵膨胀,存在由非平衡相变和壁面摩擦两种流动机制综合作用导致引射器主动流喷嘴内两相流动延迟膨胀的可能。本文针对 CO₂ 两相喷嘴不同渐扩段角度下的膨胀过程,模拟分析了均相平衡、延迟平衡、延迟平衡耦合摩擦模型,并与文献实验结果进行对比,探讨不同流动机制对喷嘴延迟膨胀过程的影响。

1 数学模型

图 1 所示为跨临界 CO₂ 引射膨胀制冷系统原理。本文所构建引射器喷嘴模型进行了如下简化假设:1)一维稳态流动,均相流体;2)忽略气相与液相之间的速度滑移;3)忽略表面张力和热扩散的影响;4)不考虑湍流引起的黏性耗散作用。

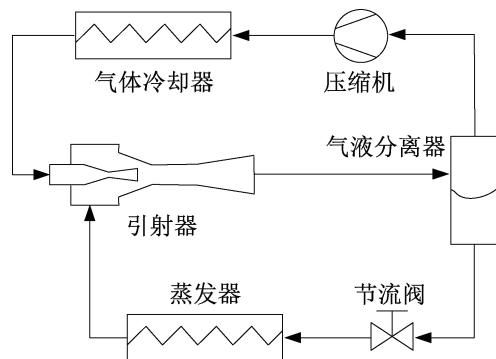


图 1 跨临界 CO₂ 引射膨胀制冷系统原理

Fig.1 Principle of transcritical CO₂ ejector expansion refrigeration system

基于上述假设,主动流喷嘴一维两相流动的控制方程组由质量、动量和能量守恒方程组成:

$$\frac{d}{dz}(A\rho_m w) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d(\rho_m A w_m^2)}{dz} + A \frac{dp}{dz} = -C\tau \quad (2)$$

$$\frac{d}{dz}[A\rho_m w(h_m + \frac{w^2}{2})] = 0 \quad (3)$$

1.1 均相平衡模型(HEM)

对于均相平衡模型(homogeneous equilibrium model, HEM),式(1)~式(3)可描述均相平衡状态下的两相流动。

混合相比焓 $h_{m, HEM}$:

$$h_{m, HEM} = x h_{g, sat} + (1 - x) h_{l, sat} \quad (4)$$

混合相比体积 $v_{m, \text{HEM}}$:

$$v_{m, \text{HEM}} = x v_{g, \text{sat}} + (1 - x) v_{l, \text{sat}} \quad (5)$$

1.2 延迟平衡模型 (DEM)

延迟平衡模型采用汽化指数表征亚稳态液相传递给饱和气/液相的质量分数。

汽化指数 y 的半经验计算式:

$$\frac{dy}{dz} = (C_1 \frac{C}{A} + C_2) (1 - y) \left[\frac{p_{\text{sat}}(T_{l, m}) - p}{p_{\text{critical}} - p_{\text{sat}}(T_{l, m})} \right]^{C_3} \quad (6)$$

式中: C_1 、 C_2 、 C_3 是经验参数, 这里采用文献[15]给出的值。

混合相比焓 $h_{m, \text{DEM}}$:

$$h_{m, \text{DEM}} = x h_{g, \text{sat}} + (y - x) h_{l, \text{sat}} + (1 - y) h_{l, m} \quad (7)$$

混合相比体积 $v_{m, \text{DEM}}$:

$$v_{m, \text{DEM}} = x v_{g, \text{sat}} + (y - x) v_{l, \text{sat}} + (1 - y) v_{l, m} \quad (8)$$

单相、饱和气液相及亚稳态液相 CO_2 的热力学参数均根据 refprop8.0 数据库^[16] 计算得出。

1.3 摩擦模型

两相流摩擦模型通常在动量方程中引入壁面摩擦的影响, 其中:

$$\tau = \frac{1}{2} f \rho_m w_m^2 \quad (9)$$

摩擦因子 f 根据 S. W. Churchill^[17] 模型得到:

$$f = 2 \left[\left(\frac{8}{Re_m} \right)^{12} + \frac{1}{(a_m + b_m)^{\frac{3}{2}}} \right]^{1/12} \quad (10)$$

式中: 经验参数 a_m 、 b_m 计算式详见文献[17]。

1.4 临界 (壅塞) 流动判别准则

引射器主动流喷嘴工况下应该存在壅塞流动, 发生壅塞时的工况称为临界工况。通过建立壅塞流动对应的数学形式来确定临界质量流量, 其控制方程组写成矩阵形式:

$$d\sigma_i/dz = N_i(\sigma, z)/\Delta(\sigma), \sigma = [p, v_m, w_m, y]^T \quad (11)$$

在数学上, 壅塞流动发生时满足: 必要条件 $\Delta(\sigma^*) = 0$; 相容性条件 $N_i(z^*, \sigma^*) = 0$ 。根据必要条件和相容性条件, 迭代求得临界质量流量。

壅塞发生时流体达到音速, 马赫数 $Ma = 1$ 。控制方程组在临界点具有奇异性, 其附近不能直接求解。为了消除方程组的奇异性, 本文采用变量置换法^[18], 引进新变量 l , 方程组转换为:

$$dz/dl = \Delta, d\sigma_i/dl = N_i \quad (12)$$

采用 4 阶龙格库塔法对上述方程组进行求解。

2 研究对象

本文以 M. Nakagawa 等^[7] 提出的矩形缩放型喷嘴为研究对象, 并使用其实验数据作对比, 其几何结构如图 2 所示, 研究渐扩段长度不变时, 渐扩段角度 $\theta_1 = 0.076^\circ$ 、 $\theta_2 = 0.0306^\circ$ 、 $\theta_3 = 0.612^\circ$ 这 3 种结构的喷嘴, 入口压力均为 9.1 MPa。

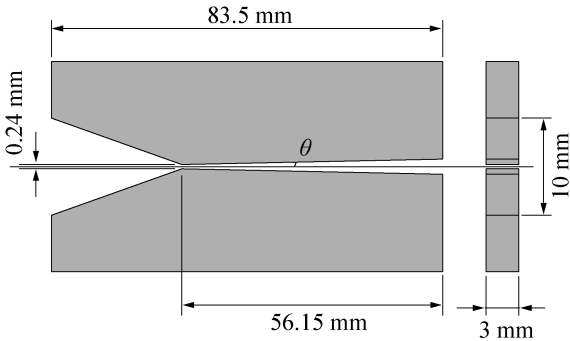


图 2 缩放型喷嘴结构

Fig.2 The structure of the converging-diverging nozzle

3 结果与讨论

3.1 均相平衡模型的适用性

忽略非平衡相变和壁面摩擦的影响, 仅采用均相平衡模型 (HEM) 模拟得到不同渐扩段角度的喷嘴内压力分布, 并与 M. Nakagawa 等^[7] 的实验数据进行对比, 如图 3 所示。由图 3 可知, 随着渐扩段角度增加, 模型预测结果与实验数据越吻合, 表明渐扩段角度较大时, CO_2 在喷嘴中膨胀降压由超临界态进入两相态时趋于平衡相变过程, 壁面摩擦对流动主体的影响也较小, 接近于等熵膨胀, HEM 可达到很好的预测效果。对于喷嘴 θ_1 和喷嘴 θ_2 , HEM 与实验结果偏差较大, 实验测得的压力分布均高于 HEM 计算值, 平均

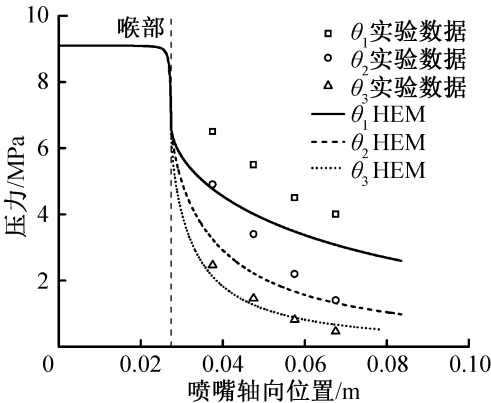


图 3 不同喷嘴结构下, HEM 模拟的压力分布与实验对比

Fig.3 Pressure distribution simulated by HEM and experimental data in three nozzles

误差分别为 24.84% 和 24.55%, 表明喷嘴膨胀过程被延迟, 为延迟膨胀现象。模拟计算喷嘴 θ_3 曲线稍短, 未到达喷嘴出口处, 这是由于该处模拟超出 ref-prop8.0 数据库中 CO₂ 有效物性的下限, 故近出口处未获得其压力分布。

3.2 考虑非平衡相变

针对喷嘴渐扩段角度较小时 (θ_1 和 θ_2), 采用延迟平衡模型 (DEM) 预测其压力分布, 并与均相平衡模型 (HEM) 模拟结果和 M. Nakagaua 等^[7] 的实验数据作对比。图 4 所示为喷嘴 θ_1 和喷嘴 θ_2 , DEM 和 HEM 模拟的压力分布与实验数据对比。由图 4 可知, 对于喷嘴 θ_1 和喷嘴 θ_2 , DEM 计算的喷嘴渐扩段内压力分布均高于 HEM 的模拟结果, 平均误差分别降低为 17.43% 和 11.87%。这主要是由于非平衡相变过程中, 存在亚稳液相的 CO₂, 减缓了流体膨胀过程。因此, DEM 对于喷嘴 θ_2 的预测结果与实验数据吻合更好, 表明该结构下非平衡相变是导致喷嘴延迟膨胀的主要机制。然而, DEM 得到的喷嘴 θ_1 内压力分布与实验数据仍存在较大差异。

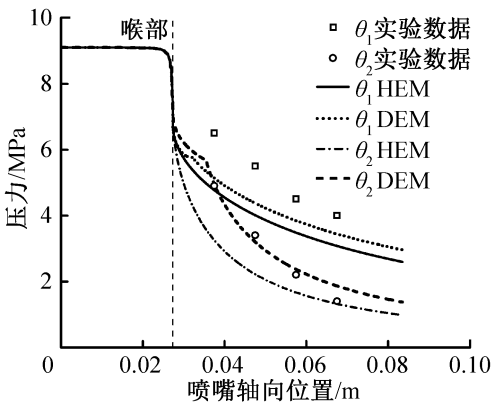


图 4 喷嘴 θ_1 和喷嘴 θ_2 , DEM 和 HEM 模拟的压力分布与实验数据对比

Fig.4 Pressure distributions simulated by DEM, HEM and experimental data in nozzle of θ_1 and nozzle of θ_2

3.3 考虑摩擦

当喷嘴渐扩段角度为最小值 θ_1 时, 进行 DEM 耦合摩擦模型压力分布的模拟, 并分别与均相平衡、延迟平衡模型模拟结果、M. Nakagcoua 等^[7] 的实验数据进行对比, 如图 5 所示。由图 5 可知, DEM 耦合摩擦模型得到的压力分布与实验数据更为吻合, 平均误差进一步降低为 15.10%, 主要原因是喷嘴渐扩段角度较小时, 壁面摩擦使流体的膨胀不足, 速度较小, 使超音速区域移动到喷嘴渐扩段, CO₂ 壅塞位置下移, 相应的流体快速膨胀阶段也移至渐扩段, 表明该结构下壁面摩擦成为导致喷嘴延迟膨胀的主要机制。模型

预测的喷嘴壅塞位置即真实喉部位于渐扩段, 本课题组近期实验也间接证实了该结论。具体实验装置描述见文献[8], 此处不再赘述。

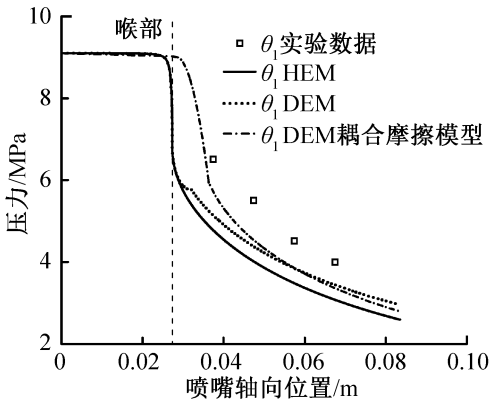


图 5 喷嘴 θ_1 , DEM 模型耦合摩擦模型模拟的压力分布与实验数据对比

Fig.5 Pressure distribution simulated by DEM coupled with friction model and experimental data in nozzle of θ_1

喷嘴渐扩段角度取极限, 即 0°, 可视化图像如图 6 所示。由亮变暗的交界面是相变位置, 位于喉部之后。一般流体流经缩放喷嘴在喉部发生壅塞后, 流速由亚音速变为超音速, 反之亦然。液相 CO₂ 的声速为 10² 量级, 而两相 CO₂ 的声速为 10¹ 量级, 由于相变后流体声速突然降低, 而流体速度一直在增加, 通常情况下 CO₂ 速度将由亚音速变为超音速。因此相变发生在喷嘴渐扩段内, 即真实喉部位于渐扩段。

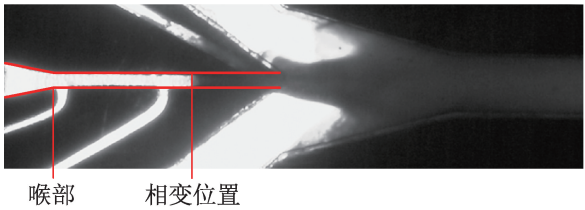


图 6 喷嘴渐扩段角度 0° 下可视化图像

Fig.6 Visualization images of the nozzle with divergent angle equal to 0°

3.4 临界质量流量

表 1 所示为 3 种模型预测的不同喷嘴结构的临界质量流量对比。由计算结果可知, 对于 3 个喷嘴渐扩段角度, DEM 预测值与 HEM 结果差别均不大, DEM 预测的质量流量比 HEM 结果小 0.029% ~ 0.270%, 所以非平衡相变对临界质量流量的影响可以忽略。对于喷嘴 θ_1 , 相对于 HEM 结果, DEM 耦合摩擦模型得到的临界质量流量明显减小, 预测的质量流量减小了 9.95%。原因主要是当渐扩段角度较小时, 壁面摩擦对喷嘴内流体流动的干扰增强, 使壅塞

位置发生在渐扩段内,体现为延迟膨胀现象更为明显,临界质量流量显著降低。对于喷嘴 θ_2 和喷嘴 θ_3 , 壁面摩擦对临界质量流量影响很小,DEM 耦合摩擦模型预测的质量流量相比于 HEM 结果分别减小了 0.31% 和 0.088%,可以忽略。

表 1 模拟的临界质量流量对比
Tab.1 Comparson of predicted critical mass flow

模型	临界质量流量/(kg/s)		
	喷嘴 θ_1	喷嘴 θ_2	喷嘴 θ_3
HEM	0.033 05	0.035 18	0.034 27
DEM	0.032 98	0.035 10	0.034 26
DEM 耦合摩擦	0.029 76	0.035 07	0.034 24

4 结论

本文采用均相平衡模型、延迟平衡模型、延迟平衡模型耦合摩擦模型,分别模拟了 3 种不同渐扩段角度的喷嘴内流体膨胀过程,并与文献实验数据进行了对比,得到如下结论:

- 1) 当渐扩段角度较大($\theta_3=0.612^\circ$)时,使用均相平衡模型预测的喷嘴压力分布与实验结果相吻合,摩擦和非平衡相变的影响可以忽略;当渐扩段角度减小($\theta_2=0.306^\circ$)时,非平衡相变成为导致喷嘴延迟膨胀的主要机制,延迟平衡模型模拟的压力分布平均误差为 11.87%;当喷嘴渐扩段角度进一步减小($\theta_1=0.076^\circ$)时,壁面摩擦是导致喷嘴延迟膨胀的主要机制,并影响其压力分布,延迟平衡模型耦合摩擦模型模拟的压力分布平均误差为 15.10%;对喷嘴进行设计优化时,需要采用相应的模型模拟。
- 2) 喷嘴渐扩段角度较小时,延迟平衡模型耦合摩擦模型后发现壅塞位置即真实喉部位于渐扩段内,本课题组可视化实验结果间接证实了该现象。
- 3) 相比于均相平衡模型,延迟平衡模型预测的质量流量仅减小了 0.029%~0.270%;喷嘴渐扩段角度较小时($\theta_1=0.076^\circ$),延迟平衡模型耦合摩擦模型后,模拟的临界质量流量相比于均相平衡模型结果减小了 9.95%;当渐扩段角度较大时($\theta_2=0.306^\circ$, $\theta_3=0.612^\circ$),延迟平衡模型耦合摩擦模型后,模拟的临界质量流量相比于均相平衡模型的预测值差别不大,分别减小了 0.31% 和 0.088%。

符号说明

- A——流通截面积, m^2
- C——周长, m

- f ——摩擦因子
- h ——比焓, J/kg
- Re ——雷诺数
- p ——压力, Pa
- w ——速度, m/s
- x ——气相质量分数
- y ——汽化指数
- z ——轴向坐标, m
- θ ——渐扩段角度, ($^\circ$)
- ρ ——密度, kg/m^3
- τ ——切应力, Pa
- ν ——比体积, m^3/kg

下标

- g——气相
- l——液相
- m——混合相
- l, m ——亚稳态液相
- sat——饱和态

参考文献

[1] LI Daqing, GROLL E A. Transcritical CO₂ refrigeration cycle with ejector-expansion device[J]. International Journal of Refrigeration, 2005, 28(5): 766-773.

[2] 邓建强, 姜培学, 卢涛, 等. 跨临界二氧化碳蒸气压缩/喷射制冷循环性能比较[J]. 工程热物理学报, 2006, 27(3): 382-384. (DENG Jianqiang, JIANG Peixue, LU Tao, et al. Performance comparison of trans-critical CO₂ vapor-compression/ejection refrigeration cycle[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2006, 27(3): 382-384.)

[3] SUN Fangtian, MA Yitai. Thermodynamic analysis of transcritical CO₂ refrigeration cycle with an ejector[J]. Applied Thermal Engineering, 2011, 31(6): 1184-1189.

[4] AHAMMED M E, BHATTACHARYYA S, RAMGOPAL M. Thermodynamic design and simulation of a CO₂ based transcritical vapour compression refrigeration system with an ejector[J]. International Journal of Refrigeration, 2014, 45: 177-188.

[5] LEE J S, MO S K, MIN S K. Experimental study on the improvement of CO₂ air conditioning system performance using an ejector[J]. International Journal of Refrigeration, 2011, 34(7): 1614-1625.

[6] 李倩, 郭宪民, 李卫国, 等. 跨临界 CO₂ 两相流引射制冷系统性能实验研究[J]. 制冷学报, 2012, 33(5): 15-19. (LI Qian, GUO Xianmin, LI Weiguo, et al. Experimental investigation on the performance of the transcritical CO₂ two-phase ejector refrigeration cycle[J]. Journal of Refrigeration, 2012, 33(5): 15-19.)

[7] NAKAGAWA M, BERANA M S, KISHINE A. Supersonic

- two-phase flow of CO₂ through converging—diverging nozzles for the ejector refrigeration cycle [J]. *International Journal of Refrigeration*, 2009, 32(6): 1195–1202.
- [8] LI Yafei, DENG Jianqiang, MA Li, et al. Visualization of two-phase flow in primary nozzle of a transcritical CO₂ ejector[J]. *Energy Conversion and Management*, 2018, 171: 729–741.
- [9] PALACZ M, SMOLKA J, FIC A, et al. Application range of the HEM approach for CO₂ expansion inside two-phase ejectors for supermarket refrigeration systems [J]. *International Journal of Refrigeration*, 2015, 59: 251–258.
- [10] HAIDA M, SMOLKA J, HAFNER A, et al. Modified homogeneous relaxation model for the R744 trans-critical flow in a two-phase ejector[J]. *International Journal of Refrigeration*, 2018, 85: 314–33.
- [11] BANASIAK K, HAFNER A. 1D Computational model of a two-phase R744 ejector for expansion work recovery[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2011, 50(11): 2235–2247.
- [12] 何阳, 张早校, 薛长乐, 等. 基于延迟均衡的 CO₂ 两相引射器模型研究[J]. *制冷学报*, 2016, 37(4): 1–6. (HE Yang, ZHANG Zaoxiao, XUE Changle, et al. A CO₂ two-phase ejector model based on delayed equilibrium model[J]. *Journal of Refrigeration*, 2016, 37(4): 1–6.)
- [13] DING Hongbing, WANG Chao, ZHAO Yakun. Influence of divergent section on flow fields and discharge coefficient of ISO toroidal-throat sonic nozzle[J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2014, 40: 19–27.
- [14] ZHENG Lixing, DENG Jianqiang. Research on CO₂ ejector component efficiencies by experiment measurement and distributed-parameter modeling [J]. *Energy Conversion and Management*, 2017, 142: 244–256.
- [15] LORENZO M D, LAFON P, SEYNHAEVE J M, et al. Benchmark of delayed equilibrium model (DEM) and classic two-phase critical flow models against experimental data [J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2017, 92: 112–130.
- [16] LEMMON E W, HUBER M L, MCLINDEN M O. NIST standard reference database 23: reference fluid thermodynamic and transport properties, REFPROP[DB]. Version 8.0. National Institute of Standards and Technology, 2007.
- [17] CHURCHILL S W. Friction factor equation spans all fluid flow regimes [J]. *Chemical Engineering*, 1977, 84(7): 91–92.
- [18] BILICKI Z, DAFERMOS C, KESTIN J, et al. Trajectories and singular points in steady-state models of two-phase flows[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 1987, 13(4): 511–533.

通信作者简介

邓建强,男,教授,博士生导师,西安交通大学化学工程与技术学院,(029) 82668566, E-mail: dengjq@mail.xjtu.edu.cn。研究方向:制冷与热泵技术,过程流体机械。

About the corresponding author

Deng Jianqiang, male, professor, Ph. D. supervisor, School of Chemical Engineering and Technology, Xi'an Jiaotong University, +86 29-82668566, E-mail: dengjq@mail.xjtu.edu.cn. Research fields: refrigeration and heat pump technology, process fluid machinery, residual pressure recovery technology.