

DOI: 10.13382/j.jemi.B2104048

基于数值仿真的 MED-TVC 喷射泵 参数优化与性能研究*

任建波 苗超 李强 张令品

(自然资源部天津海水淡化与综合利用研究所 天津 300192)

摘要:蒸汽喷射泵是低温多效蒸馏海水淡化系统(MED-TVC)的关键部件。为了提升其运行效率,对蒸汽喷射泵进行了结构优化与性能分析。在喷射泵优化过程中,使用计算流体力学(CFD)工具研究了混合室直径对于引射比的影响,得到了喷射器引射比与混合室直径以及临界背压之间的拟合二次函数关系式。研究表明,混合室直径的增大会使引射比上升,临界背压下降。在一次流压力与二次流压力分别固定为600和15 kPa时,通过将混合室直径从15.8增大至20.35 mm,其引射比可从0.485提升至0.746,性能提升可达53.8%,造水比可以从7.425提升到8.73,提升百分比约为17.58%。优化后的蒸汽喷射泵结构可有效提升海水淡化系统的日产水量,提高系统运行效率,降低能耗。

关键词:海水淡化;喷射泵;计算流体力学;正激波;内部流场

中图分类号: TN101; TH36 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 470

Parameter optimization and performance analysis of the ejector used in MED-TVC system based on numerical simulation

Ren Jianbo Miao Chao Li Qiang Zhang Lingpin

(The Institute of Seawater Desalination and Multipurpose Utilization, MNR(Tianjin), Tianjin 300192, China)

Abstract: The steam ejector is a key component of the low-temperature multi-effect distilled seawater desalination system (MED-TVC). To improve the efficiency of the system, the steam ejector has been optimized and analyzed for its structure. The influence of mixing chamber diameter on ejector ratio is studied using the computational fluid dynamics model (CFD) technology during the process of the ejector structure optimization, and the quadratic function relation between the mixing chamber diameter, the entrainment ratio, and the critical back pressure are obtained. The results show that the increase of mixing chamber diameter will lead to the increase of entrainment ratio and the decrease of critical back pressure. When the primary flow pressure and the secondary flow pressure are fixed at 600 and 15 kPa, respectively, by increasing the diameter of the mixing chamber from 15.8 to 20.35 mm, the ejection ratio can be increased from 0.485 to about 0.746, and the performance can be increased by 53.8%. The water production ratio can be increased from 7.425 to 8.73, and the percentage increase is about 17.58%. The optimized steam ejector structure can effectively increase the daily water output of the seawater desalination system, improve system operation efficiency, and reduce energy consumption.

Keywords: desalination; ejector; CFD; shock wave; inner flow field

0 引言

淡水资源是国家经济社会可持续发展的重要支撑,我国水资源严重短缺,且近年来对于淡水资源的过度开采和使用,导致淡水缺乏已经开始影响国计民生。海水

淡化技术是解决水资源缺乏的有效途径,而热压缩低温多效蒸馏(MED-TVC)是海水淡化主流技术之一,有淡化水质好、海水预处理简单以及可与电厂进行水电联产^[1]等优势,极具发展潜力。

蒸汽喷射泵是MED-TVC海水淡化系统的关键部件,主要起到回收再利用水蒸气和保持系统内部真空环

收稿日期: 2021-03-10 Received Date: 2021-03-10

* 基金项目:国家重点研发计划课题(2018YFC0408002)、中央级公益性科研院所基本科研业务费专项(K-JBYWF-2016-T01)、天津市科技计划项目(18YFYSZC00060)、天津市科技计划科技支撑重点项目(18YFZCSF00320)资助

境的作用^[2-3],通过优化其结构参数,可以大幅提高蒸汽喷射泵的能效,进而显著降低海水淡化系统造水成本。在喷射泵理论方面,学者做了大量研究工作^[4-6]。在一维模型的基础上,Cardemil 等^[7]基于真实气体模型,建立了一种新型的喷射泵热力学模型。但是该模型假设喷射泵工作在临界模式,工作状态的变化会使喷射泵偏离临界模式,在次临界模式工作时其性能会大幅降低。Chen 等^[8-9]提出一种能够计算次临界模式的喷射泵性能和全工况的热力学模型,他认为喷射泵的工作点与其内部混合室的压力有对应关系,并且在次临界模式下,混合式效率和混合压力负相关,但是计算精度较低。Li 等^[10]利用辨识部件效率的方式提高了喷射泵热力学模型的计算精度。

与理论分析相比,计算流体力学模型(CFD)可以更好地揭示喷射泵内部工作流体的流动规律,进而实现喷射泵结构优化^[11-13]。伊朗阿米喀布尔理工大学 Sharifi 等^[14]分别使用两种完全不同的模型:二维轴对称模型(2-D)与三维(3-D)模型,来进行仿真并对二者的结果进行比较分析,并与实验结果进行对比,发现 2-D 轴对称模型与 3-D 模型仿真结果均与实验数据相吻合,证明了 2-D 轴对称模型的可行性。Wu 等^[15]使用 CFD 方法研究了混合室长度和收敛角对 TVC 性能的影响。计算结果表明混合室最优收敛角正切值在 0.04~0.05。而当混合室长度与一次流喷嘴喉部直径之比在 15~21 时,引射比达到最大。Ruangtrakoon 等使用 CFD 方法研究了喷嘴尺寸对其性能的影响,发现喷射泵内部两股流体混合时产生的激波位置和喷嘴扩张角对其性能影响很大。Yan 等^[16-17]通过 CFD 和实验验证,研究了喷嘴出口位置(nozzle exit position, NXP)、面积比(area ratio, AR)、喷嘴扩张角、混合时收敛角、混合室长度、扩散室长度对其性能的影响。Sharifi 等^[18]通过 CFD 方法优化了海水淡化系统中用于维持真空度的真空喷射泵结构,优化后的喷射泵可以在较低工作压力下运行,且能耗较低。

尽管目前在 TVC 结构与性能方面有许多相关研究,但是大多数都注重于通过优化喷射泵一次流喷嘴参数提升引射效率,仅有少量文献是在研究 MED-TVC 系统中蒸汽喷射泵混合室直径对于喷射泵性能的影响。考虑到在喷射泵引射比、内部能量损耗、部件效率和几何参数之间的复杂关系,保持其他关键部件尺寸不变,只改变混合室直径来进行优化十分必要。因此本文基于二维轴对称模型,研究了混合室直径对于喷射泵性能的影响。通过改变混合室直径,设计了多个喷射泵并在不同工况下进行分析,推导出了混合室直径与临界背压以及引射比之间的经验方程,并对喷射泵内部流场现象进行了分析。

1 喷射泵模型设计

1.1 喷射泵简介

蒸汽喷射泵的原理如图 1 所示。其结构主要包括一次流喷嘴、抽吸室、混合室和扩压室。工作机理可以描述为高压一次流在通过喷嘴时流体流速会被加速至超音速状态,高速一次流可以在抽吸室和混合室中形成一个低压区域,二次流由于此压差被抽吸室进入混合室。两股流体在边界层粘性剪切力的作用下,通过复杂的能量动量交换过程进行充分混合,在喷射泵内部产生斜激波列,并且伴有速度与压力的剧烈抖动。在扩压室入口处,工作流体混合均匀,流体速度快速下降且压力快速上升形成正激波。最后,流体在扩压室完成扩压过程并在出口排出。

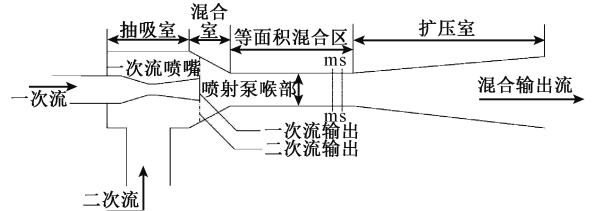


图 1 喷射泵基本结构

Fig. 1 The structure of the ejector

评价喷射泵的性能指标主要为引射比(entainment ratio, ER)和临界背压 $P_{c,cr}$ 。引射比 ER 表征喷射泵对二次流的吸收能力,为二次流与一次流质量流量之比。由下式得到:

$$ER = \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_p} \quad (1)$$

式中: \dot{m}_s 和 \dot{m}_p 分别为二次流与一次流质量流量。

衡量 MED-TVC 海水淡化系统的性能指标有造水比(gained output ratio, GOR),由下式得到:

$$GOR = \frac{\dot{m}_i (\approx n \times \dot{m}_d)}{\dot{m}_p} \quad (2)$$

式中: \dot{m}_i 、 \dot{m}_p 、 \dot{m}_d 、 n 分别为总蒸馏水参量、动力蒸汽质量流量、蒸汽喷射泵出口质量流量、蒸发的效数。

对于喷射泵而言,有:

$$\dot{m}_d = \dot{m}_p + \dot{m}_s \quad (3)$$

由此可得:

$$GOR \approx n \times (1 + ER) \quad (4)$$

因此, MED-TVC 系统的造水比 GOR 与喷射泵的引射比直接相关,通过提高蒸发器的效数 n ,或者提高喷射泵的引射比可以直接提高 GOR。

根据背压的不同,喷射泵的工作模式如图 2 所示可分为 3 种模式,分别为临界(双阻塞)模式、次临界(单阻塞)模式和回流模式。临界背压 $P_{c,cr}$ 是保证喷射泵可以持续以最优性能工作的临界点背压值。

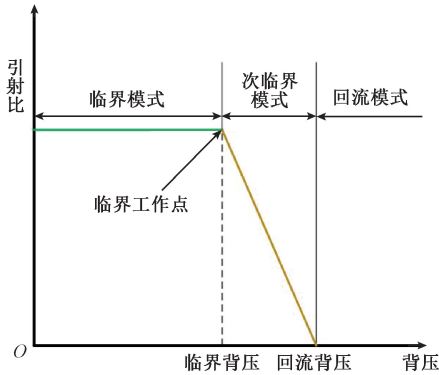


图 2 喷射泵工作特性曲线

Fig. 2 The performance curves of the ejector

当 $P_c \leq P_{c,cr}$ 时,喷射泵处于临界模式。增大喷射泵工作背压 P_c 但不超过其临界背压 $P_{c,cr}$ 时,引射比保持最大值不变。此时喷射泵对二次流的吸收效率最高且最稳定。

当 $P_{c,cr} \leq P_c \leq P_{c,re}$ 时 ($P_{c,re}$ 指回流背压),喷射泵处于次临界模式或单阻塞模式。继续增大喷射泵工作背压 P_c 但不超过其回流背压 $P_{c,re}$ 时,随着背压的上升,二次流质量迅速减少,引射比下降,并且当 $P_c = P_{c,re}$ 时,引射比为 0,喷射泵失去引射能力。

当 $P_c \geq P_{c,re}$ 时,喷射泵处于回流模式或者故障模式。继续增大喷射泵工作背压 P_c 超其回流背压 $P_{c,re}$ 时,一次流回流至抽吸室,引射比为负,喷射泵故障。

1.2 模型建立

蒸汽喷射泵是 MED-TVC 系统的重要组成部分,建立精确的喷射泵模型是其设计和优化的基础^[19-21]。

蒸汽喷射泵的混合室直径是直接影响喷射泵引射比、临界背压以及正激波位置等关键参数,并且对工作流在混合室内的质量、动量和压力等热力学状态也有着很大的作用。同时,在临界模式下混合效率对喷射泵性能有着重要影响^[2],而混合过程就发生在混合室区域内,所以研究混合室直径对于喷射泵引射比、临界背压以及正激波位置的影响,对于喷射泵的优化设计有着重要意义。为研究蒸汽喷射泵混合室直径对于性能的影响,本文以文献^[2]的喷射泵结构为基础,对喷射器建立了如下模型,其几何参数如表 1 所示。

1.3 控制方程

为分析喷射器性能,采用 Gambit 软件进行网格模型制作,并通过 Fluent 软件对模型进行迭代求解,使用稳态

表 1 喷射泵几何结构参数

Table 1 Geometric structure parameters of the ejector

喷射器结构	尺寸值 (mm)
喷嘴喉部直径	3.70
喷嘴入口直径	12.00
喷嘴出口直径	9.95
喷嘴渐缩段长度	10.00
喷嘴渐扩段长度	25.00
混合室入口直径	22.83
混合室长度	70.30
等面积混合区直径	15.80
等面积混合区长度	48.00
扩压室出口直径	28.40
扩压室长度	101.00

数学模型来进行喷射泵仿真计算,其控制方程包括能量守恒、动量守恒和连续性方程等定义如下。

连续性方程:

$$A \frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial}{\partial r}(\rho u_i A) = 0 \quad (5)$$

动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial \tau}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau}{\partial x_j} \quad (6)$$

能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial \tau}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E + P)] = \vec{\nabla} \cdot \left(\alpha_{eff} \frac{\partial \tau}{\partial x_i} \right) + \vec{\nabla} \cdot (u_j \tau_{ij}) \quad (7)$$

其中:

$$\tau_{ij} = \mu_{eff} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (8)$$

$$\rho = \frac{P}{RT} \quad (9)$$

方程基于压力计算进行设置,采用雷诺平均原理(RANS)对湍流行为进行了处理。其中 ρ 为密度, u 为速度, τ 、 α 、 E 、 μ 和 δ 分别表示剪切应力、有效导热系数、总能量、有效动态粘度以及 Kronecker 函数。

1.4 Realizable k - ϵ 湍流模型

由于 Realizable k - ϵ 湍流模型相比其他湍流模型可以更准确地预测蒸汽喷射泵内的强反向压力梯度与分层下的流体旋转与边界层分离现象,同时,文献^[22]使用该模型对喷射泵的性能进行了仿真与实验对比,结果显示模型可准确反映 MED-TVC 海水淡化系统蒸汽喷射泵内部超音速工作流体流动特性。因此本文采用 Realizable k - ϵ 湍流模型,其传输方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu\varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (11)$$

其中:

$$C_{1\varepsilon} = 1.44, C_2 = 1.90, \sigma_k = 1.00, \sigma_\varepsilon = 1.20$$

$$C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right], \eta = S \frac{k}{\varepsilon}, S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (12)$$

式中: k 和 ε 分别为湍流动能与湍流耗散率; σ_k 与 σ_ε 分别为对应于 k 和 ε 的湍流普朗特数; S_k 和 S_ε 均是用户自定义的源项; G_k 与 G_b 则各是由于平均速度梯度和浮力产生的湍流动能增量; Y_M 是可压缩湍流里波动扩张相对于总耗散的占比; μ_t 是涡粘性系数。

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (13)$$

1.5 仿真设置

在求解上述各类方程组时需要适当的边界条件与适当的求解器参数,近壁区域处理选择“标准壁函数”进行处理。仿真中工质为水蒸气,其密度根据理想气体特性所得,热力学性质如导热系数、分子量等是从 NIST 数据库中得。求解器采用压力基离散隐式求解器,压力-速度耦合采用 SIMPLEC 算法实现,对流项和扩散项分别为一阶迎风设置和一阶中心差分。为保证计算精度,在迭代中连续性方程计算残差设置为不超过 10^{-5} ,其他所有残差不超过 10^{-6} 并且喷射泵进出口质量流量之差不超过 10^{-7} kg/s 时,认为结果收敛。仿真的具体设置如表 2 所示。

表 2 仿真设置

Table 2 Simulation settings

选项	设置
求解器	密度基离散隐式求解器
湍流模型	可实现性 Realizable $k-\varepsilon$
近壁处理	标准壁面函数
压力-速度耦合	SIMPLEC 算法
对流项	一阶迎风
扩散项	一阶中心差分
工质	理想水蒸气

1.6 网格划分

喷射泵内部流场使用 2-D 轴对称模型进行模拟^[18, 22],网格划分首先通过软件 Gambit 建立蒸汽喷射泵的 2-D 轴对称模型,然后采用四边形结构网格进行划分。喷射泵 2-D 轴对称 CFD 模型的网格元素如图 3 所示。

1.7 网格无关性测试与验证

为了验证 CFD 模型的网格无关性,保证仿真结果可靠,进行了网格无关性验证。共建立了 3 种网格密度不

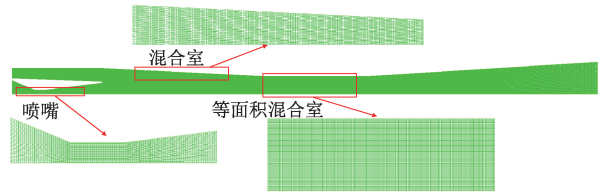


图 3 喷射泵计算域与网格

Fig. 3 Calculation domain and the grids of the ejector

同的 2-D 轴对称模型,分别为粗糙、中等和密集。粗糙的有 51 306 个网格;中等的有 110 230 个网格;密集的有 220 414 个网格。保持一次流压力 600 kPa、二次流压力 15 kPa 和背压 20 kPa 运行工况不变,对不同规格网格数进行了仿真,得到了相应的一次流质量流量、二次流质量流量和出口质量流量,通过误差对比可知,网格数由 51 306 增大至 110 230 时,喷射泵一次流质量流量仅增大 0.11%。二次流质量流量减小 1.00%,喷射泵出口质量流量减小 0.37%,因此引射比只下降了 1.06%;而在网格数由 110 230 增大至 220 414 时,对比网格数为 51 306 的结果,喷射泵一次流质量流量仅下降了 0.11%,二次流质量流量下降 0.28%,喷射泵出口质量流量下降 0.18%,因而引射比仅减少 0.13%。可以看出,三端口质量流量和引射比的波动均在误差范围内,因此网格数变化对于仿真结果的影响不大。

根据以上结果,综合考虑计算资源与精确度,最终确定采用由 110 230 个四边形单元组成的网格。此外,为提高扩压室流场特性计算速度,还对等面积混合室和扩压室的网格单元数进行了优化调整。

2 结果分析

2.1 混合室直径与喷射泵性能的关系

背压变化时蒸汽喷射泵的引射比工作特性曲线如图 4 所示,其中一次流固定 600 kPa,二次流固定 15 kPa。从图 4 可以看出,将混合室直径从 12.95 至 20.35 mm 时,喷射泵引射比可迅速提高 5 倍左右。但当混合室直径超过 15.8 mm 时,引射比变化速度略有下降,临界背压迅速下降。同时背压在小于临界背压的范围内变化时,喷射泵处于最佳临界状态;而当背压一旦超过临界背压,喷射泵引射比迅速下降甚至导致喷射泵产生回流。

当混合室直径较小时,引射比较低,二次流有效面积较小,导致此时的二次流质量流量相比较大的混合室直径时更小。当喷射泵混合室直径逐渐增大时,二次流有效面积也会随之增大,二次流质量流量也会随之迅速上升进而引射比快速增大。通过将混合室直径从 15.8 增大至 20.35 mm,可以使引射比从 0.485 提升至 0.746,提

升百分比约 53.8%。对应于造水比,如图 5 所示,混合室直径从 15.8 增大至 20.35 mm 可以使造水比从 7.425 提升到 8.73,提升百分比约为 17.58%。

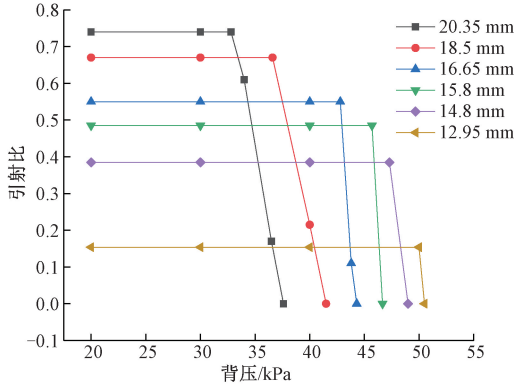


图 4 背压变化时蒸汽喷射泵的引射比工作特性曲线

Fig. 4 The performance curve of the ejector with different back pressure

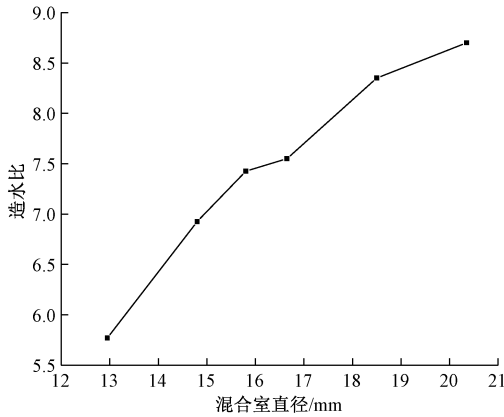


图 5 混合室直径与造水比的关系

Fig. 5 The relation curve of the mixing chamber diameter and the GOR

混合室直径与引射比之间的关系如图 6 所示,由图 6 可以得知,随着混合室直径增大,曲线虽然仍在上升但曲率却在下降,这表明引射比与混合室直径并不是简单的线性关系,设混合室直径为 x ,可以得到引射比 ER 与其拟合关系如下:

$$ER = -0.0075x^2 + 0.3291x - 2.8456 \quad (14)$$

同样,二次流质量流量 \dot{m}_s 也是曲率呈现逐渐减小的趋势,其与混合室直径 x 的拟合关系如下:

$$\dot{m}_s = -7 \times 10^{-5}x^2 + 0.0031x - 0.0264 \quad (15)$$

可以看出, \dot{m}_s 、 ER 与 x 是在一定范围内的二次函数关系,而一次流质量流量几乎无任何变化,因此混合室直径改变对于一次流并无显著影响。

混合室直径与临界背压关系如图 7 所示,喷射泵引射比随着混合室直径的增大而增大,但临界背压随着混

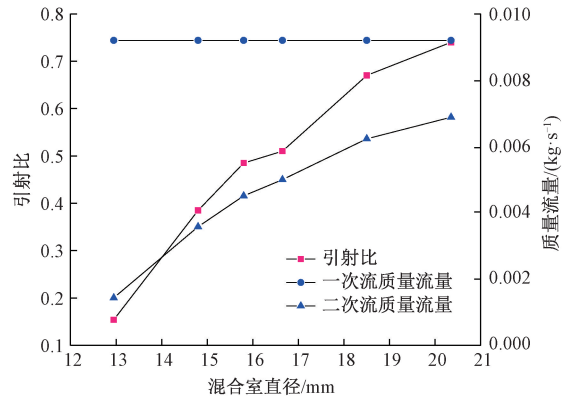


图 6 混合室直径与质量流量关系曲线

Fig. 6 The relation curve of the mixing chamber diameter and the mass flow rate

合室直径的增大而减小。混合室直径与临界背压基本呈线性关系,可以得到拟合公式如下:

$$P_{e,cr} = -2.47298x + 83.3581 \quad (16)$$

临界背压随混合室直径在一定范围内变大而减小,据此可以得出,由于混合室直径的改变,对于在混合室中发生的一次流与二次流混合过程以及喷射泵性能有很大的影响。

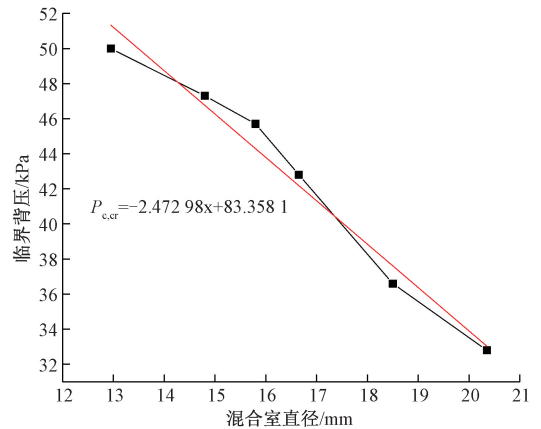


图 7 混合室直径与临界背压关系曲线

Fig. 7 The relation curve of the mixing chamber diameter and the critical back pressure

2.2 背压与正激波位置与喷射器性能的关系

当流体速度由超音速向亚音速转变时会产生正激波,一般来说正激波很薄,其厚度只有几个分子自由程。在一次流压力与二次流压力分别固定为 600 和 15 kPa 时,以混合室直径为 20.35 mm 时的仿真马赫数云图对比如图 8 所示。

从图 8 可以看出,背压对于喷射泵性能的影响是通过改变正激波位置来实现的。背压逐渐增大会使正激波朝着混合室方向回移,但是在背压小于临界背压时,正激波位置始终处于扩压室内,此时引射比以及喷射泵性能

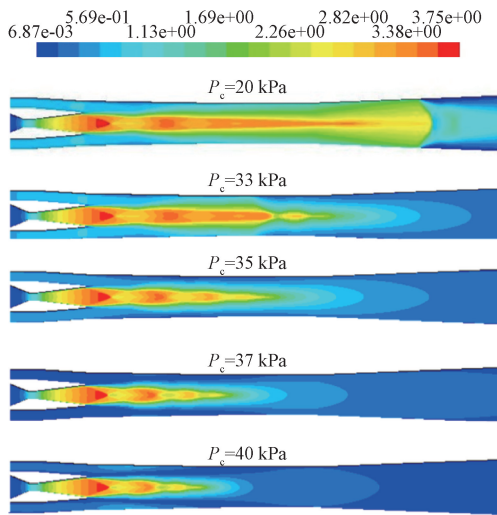


图 8 混合室直径为 20.35 mm 时的马赫数云图

Fig. 8 Contours of velocity inside the ejector

(The diameter of the mixing chamber is 20.35 mm)

不受影响;而当背压升高到超过临界背压时,正激波位置随之进入混合室内,引射比快速减小,进而使喷射泵性能下降;在背压等于甚至大于回流背压时,正激波继续回移,引射比减小直至降低成负,喷射泵处于回流模式无法对二次流进行引射。

在喷射泵工作流体达到超音速时,其边界是正激波,在保持一次流以及二次流压力和温度不变的情况下,使喷射泵状态处于临界模式时,正激波的状态和位置能表征此时喷射泵的引射比和临界背压之间存在联系。控制背压使正激波位于扩压室内,就能使喷射泵稳定的处于临界模式从而获得最高的引射性能。此外,在保持一次流和二次流压力不变时,通过调整喷射泵混合室直径来使正激波朝着喷射泵喷射出口移动,可以使喷射泵的临界背压减小,引射比得到提升。

3 结 论

本文对热压缩低温多效蒸馏海水淡化系统中的蒸汽喷射泵关键结构参数与性能进行了研究与优化,得到如下结论,本文得到了喷射器引射比与混合室直径之间二次函数拟合关系式,根据关系式可以看出,喷射器混合室直径存在最优解,在结构优化过程中需根据实际条件,并结合喷射泵运行状态,选择最优混合室直径。通过改变混合室直径,得到了正激波位置与喷射泵性能的关系、背压与正激波的关系以及混合室直径对喷射泵临界背压、喷射泵整体性能的影响。研究发现随混合室直径的增大,喷射器临界背压逐渐减小,引射比逐渐增大,从而提高系统日产水量,降低造水成本。通过将混合室直径从

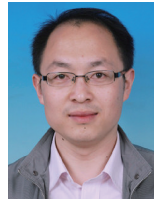
15.8 增大至 20.35 mm,可以使引射比从 0.485 提升至 0.746,提升百分比约 53.8%,对应于造水比,从 7.425 提升到 8.73,提升百分比约为 17.58%。

参考文献

- [1] ELSAYED M L, MESALHY O, MOHAMMED R H, et al. Effect of input parameters intensity and duration on dynamic performance of MED-TVC plant [J]. Applied Thermal Engineering, 2018 (137): 475-86.
- [2] CHEVALIER S, GE N, LEE J, et al. Novel electrospun gas diffusion layers for polymer electrolyte membrane fuel cells: Part II. In operando synchrotron imaging for microscale liquid water transport characterization [J]. Journal of Power Sources, 2017 (352): 281-90.
- [3] GAO S, ZHAO H, WANG X, et al. Study on the performance of a steam ejector with auxiliary entrainment inlet and its application in MED-TVC desalination system [J]. Applied Thermal Engineering, 2019 (159): 113925.
- [4] 许文达, 张涛, 毕英, 等. 气体可压缩性对涡街流量计计量性能影响分析 [J]. 电子测量与仪器学报, 2013, 27(9): 797-802.
XU W D, ZHANG T, BI Y, et al. Xin Longhai. Analysis the compressibility impact of gas on vortex flowmeter measurement performance [J]. Journal of Electronic Measurement and Instrument, 2013, 27(9): 797-802.
- [5] GALANIS N, SORIN M. Ejector design and performance prediction [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2016 (104): 315-329.
- [6] LIU J, WANG L, JIA L, et al. Thermodynamic model for all modes performance analysis of supersonic ejector considering non-uniform distribution of flow field [J]. International Journal of Refrigeration, 2018 (96): 17-24.
- [7] CARDEMIL J M, COLLE S. A general model for evaluation of vapor ejectors performance for application in refrigeration [J]. Energy Conversion and Management, 2012 (64): 79-86.
- [8] CHEN W X, LIU M, CHONG D T, et al. A 1D model to predict ejector performance at critical and sub-critical operational regimes [J]. International Journal of Refrigeration, 2013, 36(6): 1750-1761.
- [9] CHEN W X, SHI C Y, ZHANG S P, et al. Theoretical analysis of ejector refrigeration system performance under overall modes [J]. Applied Energy, 2017 (185): 2074-2084.
- [10] LI F L, TIAN Q, WU C Z, et al. Ejector performance prediction at critical and subcritical operational modes [J]. Applied Thermal Engineering, 2017, (115): 444-454.

- [11] 彭育辉, 吴智洲, 陈祥榛, 等. 天然气喷射阀动态流量的实时精确计量 [J]. 仪器仪表学报, 2018, 39(6): 12-17.
PENG Y H, WU ZH ZH, CHEN X ZH, et al. Real-time metering method for dynamic flow of natural gas injector[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2018, 39(6): 12-17.
- [12] 薛浩渊, 王雷, 贾磊. MED-TVC 两级真空喷射泵模型分析及设计 [J]. 仪器仪表学报, 2019, 40(07): 114-120.
XUE H Y, WANG L, JIA L. Model analysis and design of the two-stage vacuum ejector used in MED-TVC system [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2019, 40(7): 114-120.
- [13] 陈佳, 袁朝辉, 郭强, 等. 射流管伺服阀前置级的动态流场分析 [J]. 仪器仪表学报, 2017, 38(7): 1732-1738.
CHEN J, YUAN ZH H, GUO Q, et al. Dynamic flow field analysis of the prestage of jet pipe servo valve [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2017, 38(7): 1732-1738.
- [14] SHARIFI N B M. Thermodynamic evaluation of high compressible steam flow in vapor compression systems used in desalination processes [J]. Desalination and Water Treatment, 2015, 54(7): 1782-1792.
- [15] WU H Q, LIU Z L, HAN B, et al. Numerical investigation of the influences of mixing chamber geometries on steam ejector performance [J]. Desalination, 2014(353): 15-20.
- [16] YAN J, CAI W, LI Y. Geometry parameters effect for air-cooled ejector cooling systems with R134a refrigerant [J]. Renewable Energy, 2012 (46): 155-163.
- [17] YAN J, LIN C, CAI W J, et al. Experimental study on key geometric parameters of an R134A ejector cooling system [J]. International Journal of Refrigeration, 2016 (67): 102-108.
- [18] SHARIFI N, SHARIFI M. Reducing energy consumption of a steam ejector through experimental optimization of the nozzle geometry [J]. Energy, 2014 (66): 860-867.
- [19] MAZINI M T, YAZDIZADEH A, RAMEZANI M H. Dynamic modeling of multi-effect desalination with thermal vapor compressor plant [J]. Desalination, 2014 (353): 98-108.
- [20] BATAINEH K M. Multi-effect desalination plant combined with thermal compressor driven by steam generated by solar energy [J]. Desalination, 2016 (385): 39-52.
- [21] GU W, WANG X, WANG L, et al. Performance investigation of an auto-tuning area ratio ejector for MED-TVC desalination system [J]. Applied Thermal Engineering, 2019 (155): 470-479.
- [22] SHARIFI N, BOROOMAND M. An investigation of thermo-compressor design by analysis and experiment; Part 1. Validation of the numerical method [J]. Energy Conversion and Management, 2013 (69): 217-227.

作者简介



任建波, 2003 年于大庆石油学院获得学士学位, 2006 年于天津大学获得硕士学位, 2010 年于天津大学获得博士学位, 现为自然资源部天津海水淡化与综合利用研究所高级工程师, 主要研究方向为海水淡化关键节能技术。

E-mail: jepsonren@163.com

Ren Jianbo received his B. Sc. degree from Daqing Petroleum Institute in 2003, M. Sc. degree from Tianjin University in 2006, and Ph. D. degree from Tianjin University in 2010. Now he is a senior engineer in Institute of Seawater Desalination and Multipurpose Utilization, MNR (Tianjin). His main research interest includes key energy saving technologies of seawater desalination.