

结构参数对液态甲烷-丙烷喷射混合器 混合特性的影响

陈叔平¹ 高慧毅¹ 陈秋雄² 温永刚² 姚淑婷¹ 金树峰¹ 焦纪强¹

(¹ 兰州理工大学石油化工学院 兰州 730050)

(² 深圳市燃气集团有限公司 深圳 518040)

摘要: 为了优化液化天然气气质,探究结构参数对喷射混合器内部流场的影响,优化其结构,基于不同沸点低温液体互溶混合机理,以液态甲烷、液态丙烷为工质,分析了不同引射角度和喷嘴直径喷射混合器内两股流体的流动特性和混合效果。分析结果表明:液态甲烷和丙烷可互溶,引射角度发生变化时,速度核心发生了不同程度的偏移,随着引射角度的增加速度核心偏移程度逐渐得到改善。压降随着引射角度的增加呈现先减小后增大的变化趋势,混合流体出口压力呈增大的趋势,两股流体混合后引射流体质量分数沿中心轴线方向呈逐渐增加的趋势,当引射角度为90度时,两股流体混合后流场分布相对其它引射角度均匀,速度核心偏移现象较不明显,且压力降、混合流体出口压力及引射流体的质量分数最大。喷嘴直径过大时,喷射混合器出口位置出现了回流现象。随着喷嘴直径的增加喷射混合器内两股流体达到均匀混合所需的距离增大,压力降、混合流体出口压力及混合后引射流体质量分数逐渐减小,当喷嘴直径为13 mm时,压力降、混合流体出口压力和两股流体混合后引射流体的质量分数最大。

关键词: 喷射混合器 引射角 压降 数值模拟

中图分类号: TB613 文献标识码: A 文章编号: 1000-6516(2018)04-0049-08

Influence of structure parameters on the mixing properties of liquid methane-propane ejecting mixer

Chen Shuping¹ Gao Huiyi¹ Chen Qiuxiong² Wen Yonggang² Yao Shuting¹ Jin Shufeng¹ Jiao Jiqiang¹

(¹ School of Petrochemical Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China)

(² Shenzhen Gas Corporation Ltd, Shenzhen 518040, China)

Abstract: In order to optimize the liquefied natural gas (LNG) quality, the influence of the structural parameters on the internal flow field of the ejection mixer was investigated. Based on the intersoluble mixing mechanism of cryogenic liquids with different boiling points, using liquid methane and liquid propane as the working fluid, the flow characteristics and mixing performance of two fluids in ejection mixers with different suction angles and nozzle diameters were analyzed respectively. The following findings were concluded based on the result: The liquid methane and propane can be mixed with each other, when the suction angle of the mixer changes, some deviation of the velocity field comes up. The deviation degree for the velocity field core is gradually improved with the increase of the suction angle. The pressure drop decreases first and then in-

收稿日期: 2018-04-23; 修订日期: 2018-07-30

作者简介: 陈叔平,男,53岁,博士生导师、教授。

creases with the increase of the suction angle, the outlet pressure of the mixed fluid tends to increase, and the mass fraction of the ejected fluid tends to increase along the central axis after mixing. When the suction angle is 90° , the distribution of the flow field for the two fluids is more uniform with respect to the other suction angles, the velocity core deviation is not obvious, the pressure drop, the outlet pressure and the mass fraction of the ejected fluid are the largest. When the nozzle diameter is too large, reflux occurs at the outlet of the ejection mixer. With the increase of the nozzle diameter, the mixing distance to obtain the uniformity in the ejection mixer increases, the pressure drop, the outlet pressure of the mixed fluid and mass fraction of mixed fluid after mixing decrease gradually. When the nozzle diameter is 13mm, the pressure drop, the outlet pressure and the mass fraction of the ejected fluid is the largest.

Key words: ejection mixer; suction angle; pressure drop; numerical simulation

1 引言

随着我国能源结构改革力度的加深,液化天然气(LNG)的产量、进口量和供应量不断增加。由于其具有使用方便、经济性好、燃烧产物对环境污染小等优点,在城市供气、发电、冶金、化工、车用燃气等领域得到了广泛的应用。不同气源LNG组分、华白数及燃烧特性各不相同,在供给各个领域用户使用,存在燃气设施与所供燃气的匹配问题。目前,国内外应用比较广泛的LNG气质互换性判断指标为华白数。华白数是指燃气的热值与其相对密度平方根的比值,在相同压力下具有相同华白数的LNG在同一燃具上将释放出相同的热量。华白数过高,易造成不完全燃烧,烟气中一氧化碳浓度过高;华白数过低,易产生离焰现象,火焰不稳定,甚至熄灭。为满足各个领域的需求,提高经济效益、避免能源浪费,可通过低温液体喷射混合器调整LNG组分的含量来提高或降低LNG的华白数,统一其华白数、优化其品质。

喷射混合器是一种高效的混合设备,其原理为利用高速高压主流体卷吸低速引射流体,在主流体剪切力和紊流扩散作用下,实现两股流体之间的能量交换和混合传质^[1-3]。针对常温介质在喷射混合器内的流动特性及结构变化对混合特性的影响,许多学者做过相应的研究工作。如E Rusly等^[4]在试验的基础上,对几种不同喷嘴结构的喷射混合器进行数值模拟,通过比较分析得出喷射混合器结构对其流动特性影响很大,在激波出现前喷射系数达到最大,喷嘴的位置是喷射混合器设计的重要参数;Egon Hasse等^[5]对主次流体同轴喷射混合器进行了实验与数值模拟研究,得到了同轴喷射混合器速度场和浓度场的分布,并与实验结果进行对比,验证了数值模型的准确性;Q Zaheer等^[6]利用FLUENT软件在以往RANS湍流模型

的基础上,引入LES模型,将模型分为三个区域,每个区域采用不同湍流模型,对液液喷射泵内部流场进行分析,得出了漩涡拉伸现象对喷射混合器的混合效果有较大的影响,选择恰当的湍流模型是研究混合器内部流场的前提;赵红妹等^[7]通过对常温液液喷射混合器不同进料方式下喷射混合过程的分析,得出了工作流体和引射流体不同进料方向与中心轴线之间的夹角会对混合效果产生影响;别海燕等^[8]运用CFD软件,对4种不同喷嘴出口形状的喷射混合器内部流场进行了模拟,研究发现相同工况下,喷嘴出口形状为椭圆形时,其混合效果最好,达到完全混合所需的时间最短;马连湘^[9]结构尺寸对液液喷射混合器转化率计算公式和混合性能的影响,发现喷嘴与混合段直径之比对转化率和混合效果影响显著;徐海涛等^[10-11]研究了蒸汽喷射混合压缩器结构参数、温度和操作压力对其工作性能的影响,发现存在最优喉嘴距与最优面积比。

目前,国内外学者对喷射混合器的研究多数集中在常温介质喷嘴位置、喷嘴出口形状、喉嘴距,截面比,混合段长度,混合段收缩角度等参数对喷射混合性能的影响。而针对低温介质引射流体入口角度和喷嘴直径对混合性能影响的研究还较为少见。基于此,结合前人所做工作,建立了不同引射流体入口角度(后续简称引射角) α 和喷嘴直径喷射混合器三维模型,采用 $k-\epsilon$ 湍流模型与多相流混合模型相结合的方法,对相同工况下引射流体的6种不同进液方式和4种喷嘴直径进行了数值模拟,以期为LNG气质优化提供一定的参考。

2 互溶混合机理及喷射混合器数值模型

2.1 低温液体互溶混合机理

利用喷射混合器进行液态甲烷与液态丙烷混合

过程涉及二者的相容性问题。溶解是指一种或一种以上的物质以分子或离子状态分散在液体分散媒的过程,其中被分散的物质称为溶质,分散媒称为溶剂。溶解的一般规律为相似相溶,指溶质与溶剂极性程度相似的可以相溶,可通过分子间力论、离子极化论、硬软酸碱论及 Gibbs 自由能变判断物质是否互溶,具体依据参数为溶解度参数、介电常数、Gibbs 自由能变。

2.1.1 溶解度参数

溶解度参数是基于溶液理论提出的研究混合物溶解性质的重要特征参数,表征了溶解度、汽化潜热和内聚能量密度的关系,广泛适用于非极性的溶液、极性溶液和缔合溶液。两种液体的溶解度参数接近则可以互溶,且越接近互溶性越好,在许多行业中,将溶解度参数作为选择溶剂、判断相容性的重要依据。液体溶解度参数用 δ 来表示,计算式为:

$$\delta_{sp} = \left(\frac{\Delta E}{V_m} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

$$\Delta H = \Delta E + RT \quad (2)$$

式中: δ_{sp} 为液体的溶解度参数 (J/m^3)^{1/2}; ΔE 为内聚能密度,表示单位体积物质的聚集在一起所需的能量 J/m^3 ; ΔH 为液体在温度 T 时的摩尔蒸发焓 J ; RT 为液体转化为气体时所需要的膨胀功 J ; V_m 为液体的摩尔体积 m^3 。

通过以上计算可知,甲烷的溶解度参数为 11.618 (J/m^3)^{1/2}、丙烷的溶解度参数为 13.091

(J/m^3)^{1/2},因此从溶解度参数的角度来判断它们是可互溶的。

2.1.2 极性程度

相对介电常数简称介电常数,用符号 ϵ 表示,是溶剂的一个重要性质,它表征溶剂对溶质分子溶剂化以及隔开离子的能力。介电常数随分子偶极矩和可极化性的增大而增大。介电常数大的溶剂,有较大隔开离子的能力,同时也具有较强的溶剂化能力。介电常数的计算式为:

$$\epsilon = \frac{C_x}{C_0} \quad (3)$$

式中: C_0 为两块极板之间为真空的时候测试电容器的电容值 C ; C_x 为两块极板之间充满均匀电介质时的电容值 C 。

按照介电常数 ϵ 大小,液体可分为极性 ($\epsilon = 30-80$)、半极性 ($\epsilon = 5-30$)、非极性 ($\epsilon = 0-5$) 三种。根据相溶相似原理,非极性分子组成的溶质易溶于非极性分子组成的溶剂,极性分子组成的溶质易溶于极性分子组成的溶剂。介电常数可通过实验的手段获得,表 1 为一些常用液体的介电常数。由表 1 可知,当温度为 -162 °C 时液态甲烷的介电常数为 1.675,液态丙烷的介电常数为 1.683。因此从介电常数的角度来判断甲烷、丙烷均为非极性,且介电常数极为相近是可互溶的。

表 1 常用液体的介电常数

Table 1 Dielectric constants of common liquids

物质	温度/°C	介电常数	物质	温度/°C	介电常数
液态二氧化碳	-57	1.585	液氯	-185	1.9
液氢	-253	1.058	液态甲烷	-162	1.675
液氮	-270.8	1.22	液态乙烷	-162	1.44
液氧	-185	1.465	液态丙烷	-162	1.683
液氮	-196	0.31	液态丁烷	-162	1.774

2.1.3 Gibbs 自由能变

吉布斯自由能 G 又叫吉布斯函数,是一个重要的热力学函数。在实际应用中,通常用吉布斯自由能的变化作为溶剂与溶质是否互溶及恒温、恒压过程自发与平衡的判据。吉布斯自由能的变化量可以定义为:

$$\Delta G = \Delta H - T\Delta S \quad (4)$$

吉布斯自由能该变量表明状态函数 G 是体系所具有的在等温等压下做非体积功的能力。反应过程

种 G 的减少量是体系做非体积功的最大限度,体现了反应进行的方向和方式。 $\Delta G < 0$,自发过程,表示溶质可以与溶剂互溶; $\Delta G \geq 0$,非自发过程,表示溶质与溶剂不互溶。

2.2 喷射混合器结构

喷射混合器由主流体入口、引射流体入口、吸入室、喷嘴、混合段、喉段、扩散室段及其它附属部件组成,其结构如图 1 所示。该喷射混合器基本尺寸为主流体入口直径 $\Phi 80$ mm,引射流体入口直径 $\Phi 25$ mm、

喷嘴直径 $\Phi 13\text{ mm}$ α 为引射角,喉段直径 $\Phi 78\text{ mm}$,混合段、喉段与扩散段总长度 450 mm 。

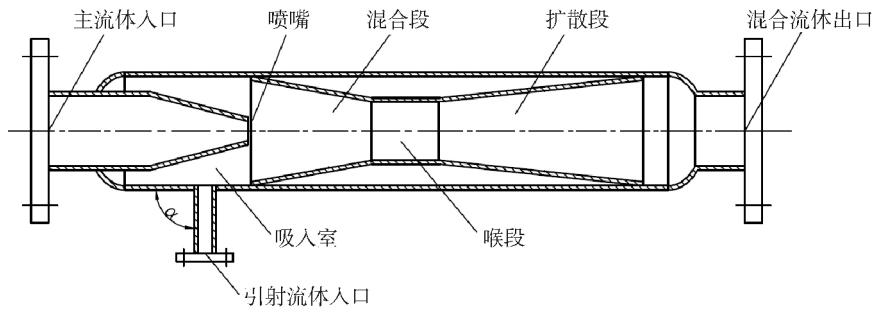


图1 喷射混合器结构示意图

Fig.1 Structure of ejector

2.3 计算模型

由于本文研究的主要内容为结构参数对液态甲烷-丙烷喷射混合器内部流动特性的影响,且喷射混合器具有对称性,为提高计算效率,在进行数值模拟时仅对喷射混合器内部流体流动空腔部分的一半进行建模,结合上述喷射混合器结构及基本尺寸参数,在保证混合器的其它结构参数不变的情况下,以喷嘴所在位置为零点,即喷嘴处 $x=0$,对6种不同引射角

$\alpha(90^\circ、75^\circ、60^\circ、45^\circ、30^\circ、20^\circ)$ 和4种不同喷嘴直径(13 mm、16 mm、19 mm、22 mm)的喷射混合器分别建立流体模型,使用ICEM软件分别对10种流体模型划分非结构网格并对局部区域进行加密处理,图2引射角度为 90° 、喷嘴直径为13 mm时,喷射混合器内部流体网格模型。根据引射角度不同,网格单元数在67万—91万,节点数在11万—16万。

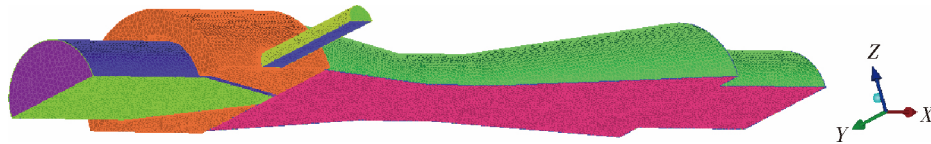


图2 喷射混合器内部流体网格模型

Fig.2 Internal fluid meshing model of ejector

在探究不同结构参数模型内部流体混合特性研究时,以液态甲烷为主流体,液态丙烷为引射流体,喷射混合器的2个入口边界均选用速度入口边界。主流体和引射流体速度分别设为 0.68 m/s 和 0.2 m/s ,静压分别设为 0.22 MPa 和 0.11 MPa ,初始温度分别设为 111.15 K 和 249.15 K ;出口边界选用压力出口边界条件,静压设为 0.1 MPa ;湍流壁面函数采用scalable函数。假设内部流体为恒定、不可压缩流体。采用Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型和Mixture模型,为保证收敛精度,动量方程、湍动能及湍流耗散率方程均采用二阶迎风格式离散,压力-速度耦合采用SIMPLE算法。

3 模拟结果及分析

3.1 引射角度的影响

3.1.1 速度分布

图3为不同引射角度下喷射混合器中心截面处

的速度分布云图。喷射混合器内最大速度出现在喷嘴出口位置附近,液态甲烷在高压的驱动下自主流体入口进入喷射混合器后,经喷嘴高速喷出,与引射流体入口进入的液态丙烷在混合段、喉段及扩散段的前半部分进行动能与压力能的均衡及两股流体的均匀混合,最终混合流体历经扩散段的扩压作用,增压后排出喷射混合器。在混合初始阶段,两股流体存在一定的速度差,随着两股流体流动距离的不断增长,二者之间的速度差逐渐减小,最终达到均匀混合。其次,引射角度增加时,两股流体达到均匀混合所需的距离不断增长。此外,引射角度不同时速度场的速度核心发生了不同程度的偏移现象,随着引射角度的增加这一现象逐步得到了改善。产生速度核心偏移现象是由于流动初始阶段主流体与引射流体流动方向存在一定的夹角,且喷嘴及吸入室结构对两流体有一定的阻挡作用,致使引射流体在喷嘴周围分布不均匀而引起的。当引射角度发生变化时,引射流体在喷嘴

周围的分布也发生变化,从而引起速度核心不同程度偏移,速度核心偏移现象严重时使得流体对喷射混合器内壁产生巨大的冲击,长此以往会对设备的正常运行造成一定的影响。其中引射角度为 90°的喷射混合器,两股流体经喷嘴喷出后的速度场分布相对其它 5 种引射结构的喷射混合器均匀,速度核心偏移也不明显。

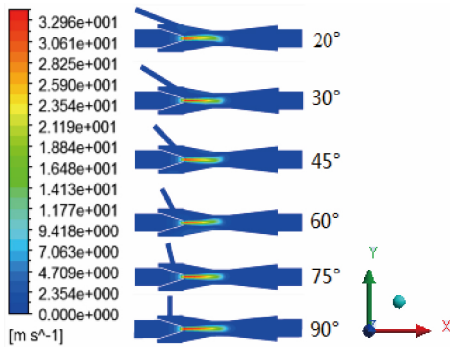


图 3 不同引射角度中心轴面的速度分布
Fig. 3 Velocity field of central axial section with different suction angles

3.1.2 压力分布

图 4 为 6 种不同引射角度喷射混合器沿中心轴线的压力分布曲线,总体而言喷射混合器内部压力沿中心轴线先减小后增大,且在 0 m 即喷嘴的位置附近出现压力最低点。在 0.018 m 位置处,引射角度为 90°的喷射混合器其对应压力低于其它 5 种引射角度喷射混合器压力,其对应值为 0.086 3 MPa。此外,混合流体在 0—0.2 m 区域内,引射角度为 90°的喷射混合器的压力曲线上升较其它 5 种引射角度的曲线明显,说明在此区域内引射角度为 90°的喷射混合器

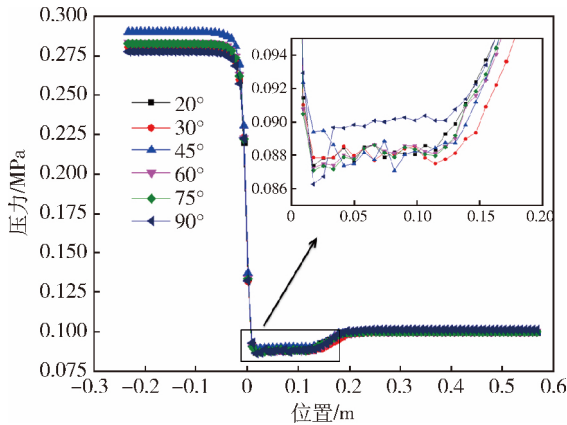


图 4 不同引射角度中心轴线压力分布曲线
Fig. 4 Static pressure distribution along central axis with different suction angles

对引射流体的卷吸效果最好,有较多的引射流体进入混合室使得压力上升较其它引射结构喷射混合器明显。

3.1.3 压降和出口压力

压力降为混合流体出口压力与喷射混合器内部最低点处压力的差值,压降越大,表明喷射混合器的卷吸能力越强,是评价喷射混合器混合效果的重要指标。图 5 为混合流体出口压力及压力降随引射角度的变化曲线,由图可知,随着引射角度的增加,喷射混合器的压力降先减小后增大。由于压力降表征了喷射混合器卷吸能力,其值越大,表明喷射混合器的卷吸能力越强。此外,混合流体出口压力随着引射角的增加而增大,出口压力越大,表明通过引射流体入口卷吸进入混合器的引射流体越多,与主流体之间进行速度交换的流体也越多;进而动能转化为压力能的量就越多。故当引射角度为 90°时,喷射混合器的压降和混合流体的出口压力最大,其值分别为 0.015 MPa 和 0.101 3 MPa。

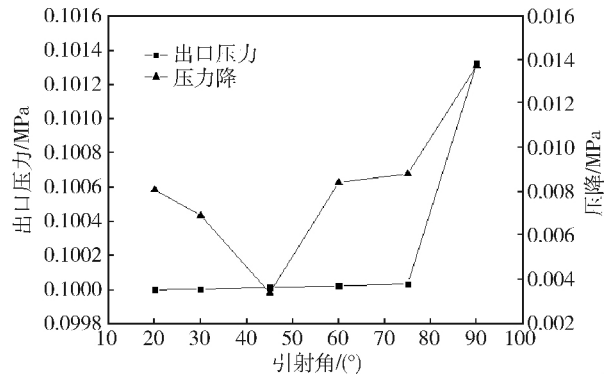


图 5 不同引射角度对混合流体出口压力和压降的影响
Fig. 5 Influence of suction angle on mixed fluid outlet pressure and pressure drop

3.1.4 质量分数分布

图 6 为 6 种引射角度下沿喷射混合器中心轴线的引射流体质量分数分布曲线,引射角度不同时,沿喷射混合器中心轴线方向,引射流体的质量分数整体呈逐渐增大的趋势,且引射角度为 90°的喷射混合器的引射流体质量分数曲线斜率大于其它 5 条曲线的斜率,即同一位置处引射角度为 90°的喷射混合器混合之后引射流体的质量分数更高,说明该结构喷射混合器对引射流体的卷吸效果更好。

3.2 喷嘴直径的影响

3.2.1 速度分布

图 7、图 8 分别为不同喷嘴尺寸的喷射混合器中心截面处速度分布云图和沿中心轴线速度分布曲线。

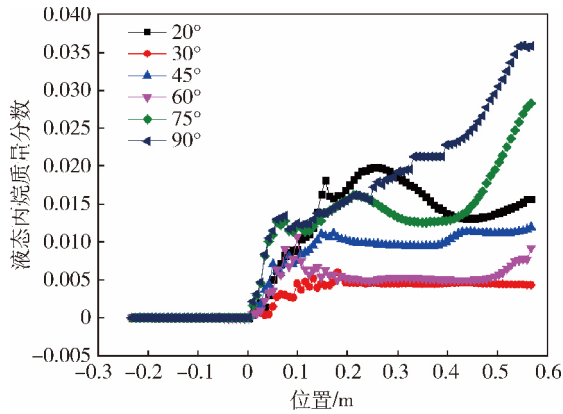


图6 不同引射角度中心轴线引射流体质量分数分布曲线
 Fig.6 Mass fraction of suction flow along central axis with different suction angles

喷射混合器内部速度云图的整体分布与上一节图3

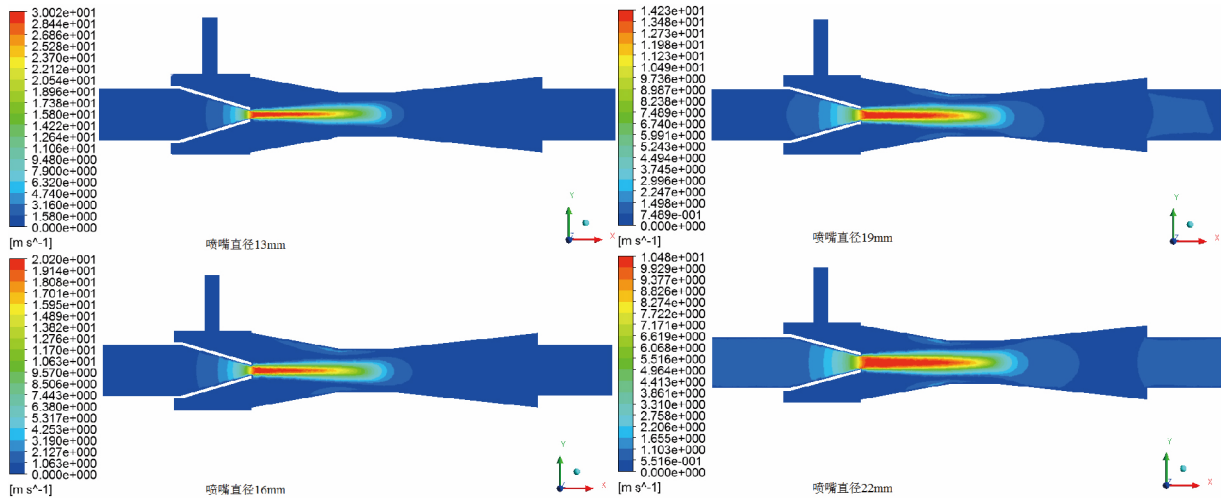


图7 不同喷嘴直径中心轴面的速度分布

Fig.7 Velocity field of central axial section with different nozzle diameters

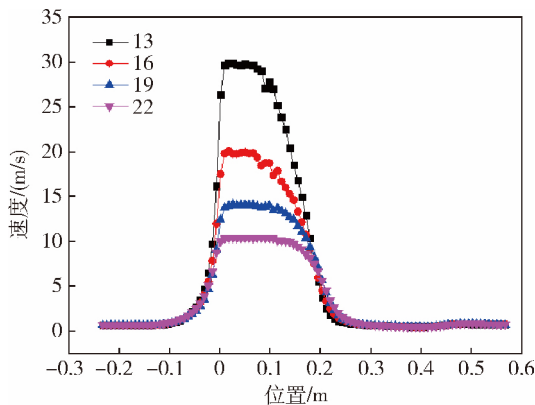


图8 不同喷嘴直径中心轴线的速度分布曲线
 Fig.8 Velocity distribution along central axis with different nozzle diameters

不同引射流体入口角度喷射混合器内部速度云图分布相同,不再赘述。由图7可以看出,随着喷嘴直径的增加,两股流体达到均匀混合所需的距离逐渐增大,且在混合器出口位置处出现了不同程度的回流现象,该现象严重时会对两股流体的均匀混合产生一定的影响。由图8得,喷射混合器内流体速度沿中心轴线方向呈先增大后减小的趋势。4种喷射混合器中两股流体达到均匀混合后的速度值基本一致,而在 $x = 0$,即喷嘴出口位置,当喷嘴直径增加时,喷嘴出口流体的速度逐渐减小,说明随着喷嘴直径的增加,主流体对引射流体的卷吸能力减弱,有较少的引射流体进入喷射混合器。4不同种喷嘴尺寸喷射混合器中,喷嘴直径为13 mm的喷射混合器,两股流体经喷嘴喷出后的速度最大,且速度场分布较为均匀,出口无回流,对引射流体的卷吸效果最好。

3.2.2 压力分布

图9为不同喷嘴直径喷射混合器沿中心轴线的压力分布曲线,总体而言喷射混合器内部压力沿中心轴线先减小后增大。当喷嘴直径增大时,主流体经喷嘴喷出后,在喷嘴附近一定位置处形成的最低压力逐渐增大,即喷嘴直径为13 mm喷射混合器对引射流体的卷吸效果最好。此外,随着喷嘴直径的增大,主流体的入口压力逐降低。这主要是因为,在操作参数和其它结构参数不变的情况下,由图7可知,随着喷嘴直径的增大,主流体经喷嘴喷出后,速度逐渐减小,主流体获得的动能越小,而这部分动能主要来自于主流体压力能的转化,故喷嘴直径越大,主流体的入口

压力越小。

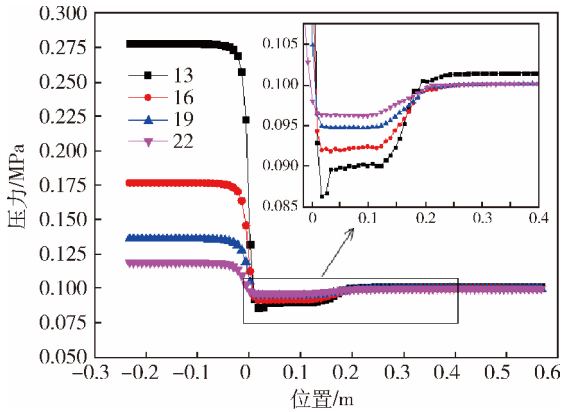


图 9 不同喷嘴直径中心轴线的压力分布曲线

Fig. 9 Static pressure distribution along central axis with different nozzle diameters

3.2.3 压力降和出口压力分布

图 10 为混合流体出口压力及压力降随喷嘴直径的变化曲线。由图可知,随着喷嘴直径的增加,喷射混合器的压力降和混合流体出口压力均呈逐渐减小的变化趋势。故当喷嘴直径为 13 mm 时,喷射混合器的压降和混合流体的出口压力最大,该结构喷射混合器对引射流体的卷吸效果最好。

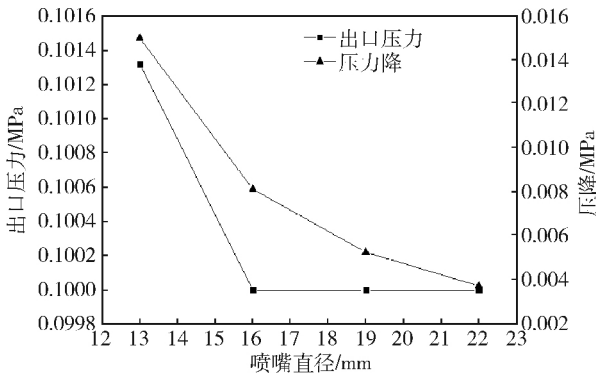


图 10 不同喷嘴直径对混合流体出口压力和压力降的影响

Fig. 10 Influence of nozzle diameter on mixed fluid outlet pressure and pressure drop

3.2.3 质量分数分布

图 11 为不同喷嘴直径下沿喷射混合器中心轴线的引射流体质量数分布曲线,从图中可以看出,沿喷射混合器中心轴线方向,引射流体的质量分数总体呈增大的趋势。随着喷嘴直径的增加,两股流体混合后引射流体的质量分数逐渐降低。即喷嘴直径为 13 mm 的喷射混合器混合后引射流体质量分数更高,说明该结构喷射混合器对引射流体的卷吸效果更好。

当喷嘴直径大于等于 19 mm 时,两股流体混合后引射流体的质量分数几乎为零,只有较少的引射流体进入喷射混合器,喷射混合器对引射流体的卷吸效果较差。

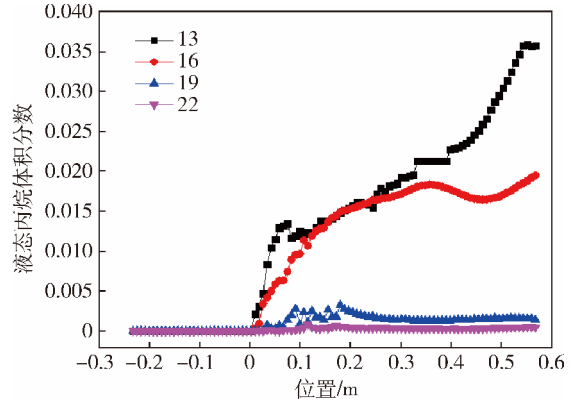


图 11 不同喷嘴直径中心轴轴线引射流体质量分数分布曲线

Fig. 11 Mass fraction of suction flow along central axis with different nozzle diameters

4 结论

基于非共沸点低温液体互溶混合机理,借助计算流体力学软件,对不同引射角度和喷嘴直径液态甲烷-丙烷喷射混合器混合特性的影响规律进行了研究。计算结果表明:

(1) 液态甲烷-丙烷可互溶,因此借助喷射混合器通过调整 LNG 组分含量来优化其气质是可行的。

(2) 不恰当的引射流体入口角度会导致喷射混合器内流体速度场的偏移,进而使得喷嘴出口附近流体呈不对称分布;随着引射流体入口角度的增加,速度场的偏移状况逐步得到了改善,喷射混合器内流体达到均匀混合所需的距离增大;压降随着引射角度的增加呈现先减小后增大的变化趋势,混合流体出口压力呈增大的趋势,当引射角度为 90° 时,压降及混合流体出口压力最大,其值分别为 0.015 MPa 和 0.1013 MPa;混合后引射流体质量分数沿中心轴线方向呈逐渐增加的趋势,当引射角度为 90° 时,两股流体混合后引射流体的质量分数最大。综合分析,在一定操作参数和其它结构参数不变的情况下,6 种不同引射流体入口角度中,最佳引射角度为 90°。

(3) 当喷嘴直径过大,即喷嘴直径大于等于 19 mm 喷射混合器出口位置出现了回流现象。喷嘴出口位置附近的速度,即喷射混合器内的最大速度,随

着喷嘴直径的增大逐渐减小;当喷嘴直径为 13 mm 时,喷射混合器内形成的压力降、混合流体出口压力及混合后引射流体的质量分数最大。故在一定操作参数和其它结构参数不变的情况下,4 种不同喷嘴直径中,最佳喷嘴直径为 13 mm。

参 考 文 献

- 1 刘传超. 液液喷射器引射结构的数值模拟及优化研究[D]. 青岛:中国海洋大学,2015.
Liu Chuanchao. Simulation and optimization of suction structure of liquid-liquid ejector[D]. Qingdao: Ocean University of China, 2015.
- 2 刘成炎,闫继位,陈琪,等. 双流体喷射制冷系统理论研究[J]. 低温工程,2016(3):11-16.
Liu Chengyan, Yan Jiwei, Chen Qi, et al. A theoretical study on ejector refrigeration system with binary fluids [J]. Cryogenics, 2016(3): 11-16.
- 3 赵宏,李斌,金诚,等. 氦气/液氧喷射泵水调试验[J]. 低温工程,2008(2):37-39.
Zhao Hong, Li Bing, Jin Cheng, et al. Experimental investigation of helium/liquid oxygen ejector at water bench [J]. Cryogenics, 2008(2): 37-39.
- 4 Rusly E, Aye L, Charters W W S, et al. CFD analysis of ejector in a combined ejector cooling system [J]. International Journal of Refrigeration, 2005, 28: 1092-1101.
- 5 Hassel E, Jahnke S, Kornev N. Large-eddy simulation and laser diag-

- nostic measurement of mixing in a coaxial jet mixer [J]. Chemical Engineering Science, 2006, 61(11): 2908-2912.
- 6 Zaheer Q, Masud J. Visualization of flow field of a liquid ejector pump using embedded LES methodology [J]. Journal of Visualization, 2017(4): 0417-0429.
- 7 赵红妹,毕荣山,郑世清,等. 液液喷射器不同进料方式下混合过程的 CFD 模拟[J]. 计算机与应用化学,2006,1(23):46-48.
- 8 别海燕,李红春,安维中,等. 喷嘴结构对液液喷射混合器性能影响的 CFD 模拟 [J]. 计算机与应用化学,2016,10(33):1068-1073.
- 9 马连湘,毕荣山,郑世清. 结构参数对液液喷射混合器性能的影响 [J]. 化学工程,2008,36(12):33-36.
Ma Lianxiang, Bi Rongshan, Zheng Shiqing. Effect of geometric parameters on performance of liquid-liquid jet reactors. [J]. Chemical Engineering (China), 2008, 36(12): 33-36.
- 10 徐海涛,桑芝富. 蒸汽喷射器喷射系数的热力学模型 [J]. 化工学报,2004,55(5):704-709.
Xu Haitao, Sang Zhifu. Thermodynamic models for calculating entrainment ratio of steam-jet ejector [J]. Journal of Chemical Industry and Engineering (China), 2004, 55(5): 704-709.
- 11 徐海涛,桑芝富. 结构参数对蒸汽喷射压缩机性能的影响 [J]. 南京工业大学学报,2003,25(3):28-33.
Xu Haitao, Sang Zhifu. Performance of Steam-Jet Ejector on the effect of geometric parameters [J]. Journal of Nanjing University of Technology, 2003, 25(3): 28-33.

(上接第 42 页)

缩机的功耗,给出了 3 种外输量下的最优保冷循环流量。以 5 月上旬外输量为例,得到每日最优保冷循环流量,并与现有接收站采用固定保冷循环流量的操作方式相比最多可节约功耗 8.03%,证明了此研究方法的可行性,同时也说明了接收站应根据不同外输量采用灵活的保冷循环方案。

参 考 文 献

- 1 熊茂涛,赵普俊,余波,等. 液化天然气加气机检定装置研制 [J]. 低温工程,2011(6):26-31.
Xiong Maotao, Zhao Pujun, Yu Bo, et al. Research of LNG dispensers verification device [J]. Cryogenics, 2011(6): 26-31.
- 2 李亚军,陈行水. 液化天然气接收站蒸发气体再冷凝工艺控制系统优化 [J]. 低温工程,2011(3):44-49.
Li Yajun, Chen Xingshui. Optimization of control system to BOG recondensation process at LNG receiving terminal [J]. Cryogenics, 2011(3): 44-49.
- 3 Kanbur B B, Xiang L, Dubey S, et al. Cold utilization systems of LNG: A review [J]. Renewable & Sustainable Energy Reviews, 2017, 79: 1171-1188.

- 4 仇德朋,陈景生. LNG 接收站卸料系统的预冷方案分析 [J]. 能源化工,2017,38(2):50-54.
- 5 吕寻贞,张磊,李亚军,等. LNG 接收站 BOG 蒸发量及波动性分析 [J]. 低温工程,2014(2):70-76.
Lv Xunzhen, Zhang Lei, Li Yajun, et al. BOG production and fluctuation in LNG receiving terminal [J]. Cryogenics, 2014(2): 70-76.
- 6 Y M Kurle, Q Xu, S Palanki. Dynamic simulation study on effect of liquefied natural gas temperature on jetty boil-off gas generation at liquefied natural gas exporting terminals [R]. 13th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 2017.
- 7 Kurle Y M, Wang S, Xu Q. Simulation study on boil-off gas minimization and recovery strategies at LNG exporting terminals [J]. Applied Energy, 2015, 156(1): 628-641.
- 8 Lee C J, Lim Y, Han C. Operational strategy to minimize operating costs in liquefied natural gas receiving terminals using dynamic simulation [J]. Korean Journal of Chemical Engineering, 2012, 29(4): 444-451.
- 9 李亚军,陈蒙. LNG 接收站 BOG 多阶压缩再液化工艺优化分析 [J]. 化工学报,2013,64(3):986-992.
- 10 Park C, Lee C J, Lim Y, et al. Optimization of recirculation operating in liquefied natural gas receiving terminal [J]. Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers, 2010, 41(4): 482-491.