

水平管内非共沸混合物 R50/R170 两相流摩擦压降实验

庄晓如^{1,2}, 陈高飞¹, 宋庆路^{1,2}, 汤奇雄^{1,2}, 杨志强^{1,2}, 邹鑫¹, 公茂琮^{1,2*}

1. 中国科学院理化技术研究所, 中国科学院低温工程学重点实验室, 北京 100190;

2. 中国科学院大学未来技术学院, 北京 100049

* 联系人, E-mail: gongmq@mail.ipc.ac.cn

2017-05-10 收稿, 2017-08-27 修回, 2017-08-28 接受, 2017-09-28 网络版发表

国家自然科学基金(51625603, 51506210)资助

摘要 开展了非共沸混合物R50/R170在管内径为4 mm的水平管内两相流摩擦压降实验研究. 实验测量的压力范围为1.5~2.5 MPa, 质量流率范围为99~255 kg m⁻² s⁻¹, 干度范围为0~0.9, R50/R170混合物的初始浓度组分比(摩尔分数)分别为0.27:0.73, 0.54:0.46和0.7:0.3. 分析了质量流率、饱和压力、干度和浓度组分对摩擦压降的影响, 结果表明浓度组分对摩擦压降的影响主要是由气相密度差异造成的. 将所获得的实验数据与20个经典两相流摩擦压降关联式进行对比分析, 得到Friedel的关联式对本实验数据预测最好, 其平均绝对相对偏差为19.26%, 且有87.45%的数据点在±30%的平均相对偏差范围内.

关键词 摩擦压降, 非共沸混合物, R50/R170, 两相流, 水平管

随着人们对环保问题的重视, 传统的氟利昂制冷剂由于破坏臭氧层及引起温室效应而被禁止或限制使用, 寻找高效且对环境友好的新型制冷剂已成为制冷行业的重要任务. 甲烷(R50)和乙烷(R170)属于碳氢化合物(HCs), 也是天然气的重要成分, 具有优良的环境友好性和热力学性能, 作为制冷剂组元已在多元混合工质节流制冷系统中得到了广泛应用^[1,2]. 另外, 两相流摩擦压降是水平管内流动特性的重要参数之一, 其可用于计算系统的动力输送特性, 且在流动过程中也可通过压力分布估算流体物性的变化. 因此, 研究其对制冷系统换热设备的设计及优化有着重要的意义.

近年来, 关于HCs的两相流摩擦压降特性研究已有大量的报道. Wen等人^[3]测试了R290, R600a和R290/R600a(质量分数比为0.5:0.5)在管内径为2.46 mm的两相流摩擦压降实验数据. 工况为质量流率范围205~510 kg m⁻² s⁻¹, 干度范围0.15~0.84和热流密

度5.2 kW m⁻². 实验得到所有工质的压降均随着干度和质量流率的增大而增大, 且均大于R134a, 因为他们的气相密度均小于R134a. Park等人^[4]进行了R290, R600a和R1270在管内径为8.8 mm的两相压降实验研究. 工况为饱和温度40℃, 质量流率范围100~300 kg m⁻² s⁻¹, 干度范围0.1~0.9, 热流密度范围7.3~7.7 kW m⁻². 得到了与Wen等人^[3]相似的结论, 随着干度和质量流率的增大, 所有工质的压降也均增大. Lee等人^[5]测试了R290和R600a在管内径范围为5.8~10.07 mm的两相压降实验数据. 工况为饱和温度40℃, 质量流率范围35.5~210.4 kg m⁻² s⁻¹. 得到他们的两相压降均大于R22和R134a, 且随着干度和质量流率的增大及管内径的减小, 两相压降增大. Del Col等人^[6]进行了R290在管内径为0.96 mm、饱和温度为40℃和质量流率范围为100~800 kg m⁻² s⁻¹的全干度范围两相流摩擦压降实验研究, 发现在高质量流率时, 摩擦压降随着干度增大时会出现一拐点, 当干度

引用格式: 庄晓如, 陈高飞, 宋庆路, 等. 水平管内非共沸混合物 R50/R170 两相流摩擦压降实验. 科学通报, 2018, 63: 471–480

Zhuang X R, Chen G F, Song Q L, et al. Experimental investigation on two-phase frictional pressure drop of zeotropic mixtures of R50/R170 in a horizontal tube (in Chinese). Chin Sci Bull, 2018, 63: 471–480, doi: 10.1360/N972017-00509

大于该拐点干度时,两相压降随干度增大而增大的斜率明显变大.这可能是由于气相流速较大导致气相夹带液滴的现象出现,使得两相压降增大. Milkie^[7]测试了正戊烷和正戊烷/R245fa(质量分数比为0.55:0.45)在管内径为7.75和14.45 mm的两相流摩擦压降实验数据.工况为对比压力范围0.04~0.24和质量流率范围150~600 kg m⁻² s⁻¹.得到摩擦压降随着质量流率和干度的增大而增大,但随着管内径和对比压力的增大而减小,且混合物与纯质摩擦压降的差异主要是由其气相密度不同引起的. Macdonald等人^[8]进行了R290和R170/R290(质量分数比为0.33:0.67和0.67:0.33)在管内径为7.75和14.45 mm、饱和温度范围为30~94℃(对比压力范围为0.25~0.95)、质量流率范围为150~450 kg m⁻² s⁻¹的两相流摩擦压降实验研究,发现随着质量流率与干度的增大和饱和压力与管内径的减小,摩擦压降增大.

虽然目前已有大量关于HCs两相流摩擦压降特性的研究,但对于非共沸混合物R50/R170的相关研究还极为缺乏.本文开展了非共沸混合物R50/R170在水平管内的两相流摩擦压降特性的实验研究,分析了质量流率、饱和压力、干度和浓度组分对摩擦压降的影响,并将所获得的实验数据与20种经典两相流摩擦压降关联式进行对比,找出预测结果较好的

关联式.

1 实验装置及测量方法

1.1 实验系统

如图1所示的是实验系统流程图,该系统可用于测试流动冷凝传热系数和两相流摩擦压降与流型数据,系统详细介绍可见文献[9,10],本文主要针对其两相流摩擦压降实验数据进行分析.

被测流体在换热器中冷凝并冷却成过冷流体,通过磁力循环泵驱动经过质量流量计进入加热段中,加热段用于控制流体进入传热测试段的干度.被测流体在传热测试段内冷凝放热,通过导热铜条将热量输送至制冷系统的冷却介质.离开传热测试段后,被测流体流经绝热压降测试段进行两相流摩擦压降的测试,最后回到换热器中再次冷凝和冷却并进行下一次的循环.在传热测试段两端进出口分别设置观察管用于观察两相绝热及流动冷凝的流型变化,并通过高速摄像机进行记录分析.

绝热压降测试段是一段长为1 m,管内径为4 mm,厚度为1 mm的水平不锈钢管段.在其进出口之间安装了高精度压差传感器用于测量被测流体流经压降测试段的压降值,且在其入口处还安装了高精度压

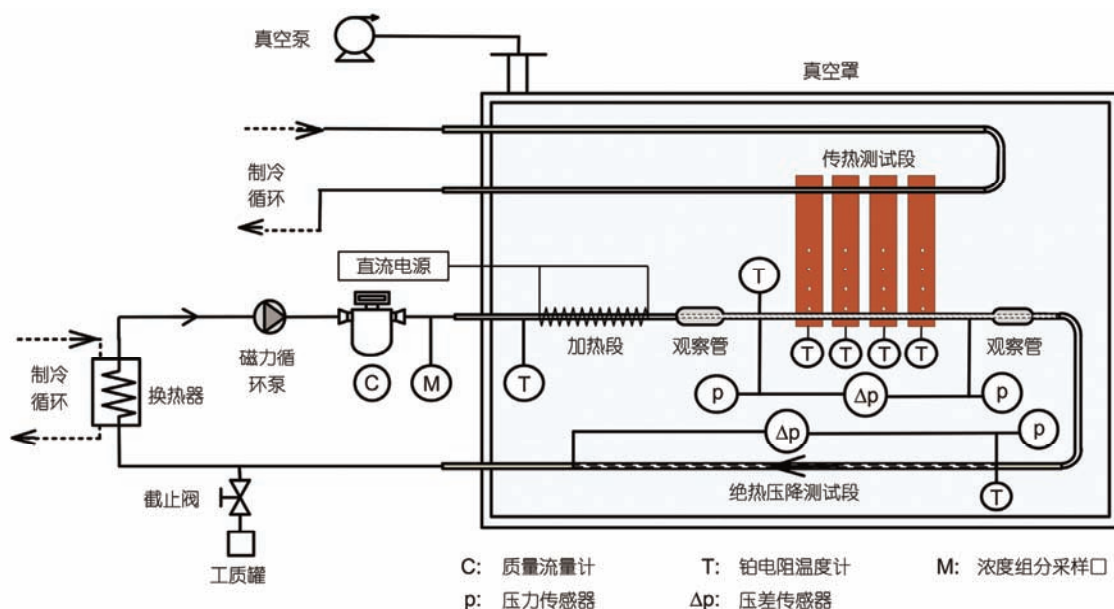


图1 (网络版彩色)实验系统流程图

Figure 1 (Color online) Schematic view of the experimental apparatus

力传感器用于测量压降测试段的入口绝对压力。

1.2 测量方法和不确定度分析

一般,管内两相流的总压降可由摩擦压降、重力压降和动力压降组成:

$$\Delta p_{\text{fric}} = \Delta p_{\text{total}} - \Delta p_{\text{grav}} - \Delta p_{\text{mon}}. \quad (1)$$

式中, Δp_{total} 为两相流总压降, kPa; Δp_{grav} 为重力压降, kPa, 由于压降测试段为水平状态, 则 Δp_{grav} 为零; Δp_{mon} 为动力压降, kPa, 由于压降测试段绝热, 则 Δp_{mon} 也为零。所以, 实验中压差传感器所测得的数据可认为即是摩擦压降 Δp_{fric} 。

另外, 本文是通过相平衡和热焓计算被测流体的热力学平衡干度, 相平衡计算采用Peng-Robinson (PR)方程^[11]结合Van der Waals(VDW)混合规则^[12]计算。对于每个实验数据点, 已知测量参数有 X_{init} 、 T_{sub} 、 M 、 Q_{preh} 、 Q_{HT} 、 p_{in} 和 p_{out} 。其中, X_{init} 为采样口所测得的被测流体全液相状态下混合物中易挥发性组分(本文中为R50)的初始浓度; T_{sub} 为加热段入口处被测流体温度, K, 实验中保证其为过冷态; M 为被测流体的质量流量, kg s^{-1} ; Q_{preh} 为加热段加热功率, W; Q_{HT} 为传热测试段总冷凝量, W; p_{in} 和 p_{out} 分别为传热测试段入口和出口压力, MPa。由热焓计算可得:

$$Q_{\text{preh}} = M(H_{\text{in}} - H_{\text{preh}}). \quad (2)$$

式中, H_{in} 为传热测试段入口焓值, J kg^{-1} ; H_{preh} 为加热段入口焓值, J kg^{-1} , 其一般为过冷态, 可通过Refprop V9.1^[13]查询得到:

$$H_{\text{preh}} = f(T_{\text{sub}}, p_{\text{HT}}, X_{\text{init}}). \quad (3)$$

则传热测试段的入口干度可通过相平衡和热焓计算得到:

$$x_{\text{in}} = \frac{H_{\text{in}} - H(T_{\text{b}}, p_{\text{in}}, X_{\text{init}})}{\Delta H_{\text{m}}}. \quad (4)$$

式中, T_{b} 为定压条件下混合物初始浓度组分所对应的泡点温度, K; ΔH_{m} 为定压条件下相变过程混合物的热焓变量, J kg^{-1} 。他们均可通过相平衡计算得到。

同理, 传热测试段的出口干度:

$$Q_{\text{HT}} = M(H_{\text{in}} - H_{\text{out}}), \quad (5)$$

$$x_{\text{out}} = \frac{H_{\text{out}} - H(T_{\text{b}}, p_{\text{out}}, X_{\text{init}})}{\Delta H_{\text{m}}}. \quad (6)$$

本文将传热测试段的出口干度作为压降测试段的入口干度。

表1所示的是实验中各测量参数的设备型号和测量范围及其不确定度。混合物的浓度组分由北京分析仪器厂的SP3400型号气相色谱仪测量得到, 其测量不确定度为 $\pm 0.01\%$ 。实验中气相色谱仪所测量的混合物来自质量流量计出口处的采样口, 为了保证所测得的混合物浓度组分为进入传热测试段混合物的总浓度组分, 要求流量计出口被测流体为全液相。根据文献[14]中的计算方法, 得到摩擦压降的不确定度为40 Pa, 干度的最大扩展相对不确定度为11.74%。

2 实验结果分析及关联式对比

2.1 实验结果

本文对非共沸混合物R50/R170(初始浓度组分为(摩尔分数)0.27:0.73、0.54:0.46和0.7:0.3)在压力范围为1.5~2.5 MPa, 质量流率范围为99~255 $\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$, 干度范围为0~0.9, 管内径为4 mm的水平管内两相流摩擦压降特性进行了实验研究, 分析了质量流率、饱和压力、干度和浓度组分对摩擦压降的影响。

表1 测量参数的不确定度

Table 1 Measurement instruments and their uncertainties

参数	仪器	测量范围	测量不确定度
温度	PT100温度计	80~373 K	$\pm 0.1 \text{ K}$
压力	Mensor 6000压力传感器	0~5 MPa	0.02%
压差	GE UNIK 5000压差传感器	0~100 kPa	0.04%
质量流量	EMERSON高准科里奥利流量计ELITE系列	0~108 kg h^{-1}	0.1%
直流电压	Keithley 2700数据采集器	0~300 V	0.005%
电流	ZW1659T电流表	0.03~15 A	0.2%
长度	游标卡尺	0~300 mm	$\pm 0.02 \text{ mm}$

图2所示的是不同质量流率下, R50/R170混合物摩擦压降随干度的变化. 可以看到, 摩擦压降随质量流率的增大而增大, 且随着干度的减小, 质量流率对摩擦压降的影响程度减小. 这是因为质量流率越大, 气液相流速越大, 导致流体与壁面间的摩擦力增大, 使得摩擦压降增大. 另外, 随着干度的减小, 更多气相转换成液相, 在一定质量流率下, 会使得气相流速减小, 而两相摩擦压降中气相摩擦压降一般占主导地位, 所以使得质量流率对摩擦压降的影响程度减小.

图3所示的是不同饱和压力下, R50/R170混合物摩擦压降随干度的变化. 可以看到, 摩擦压降随着饱和压力的增大而减小. 在低干度时, 饱和压力对摩擦压降的影响很小, 而随着干度的增大, 饱和压力对摩擦压降的影响程度增大. 饱和压力对摩擦压降的影响有两方面的原因: (1) 在一定质量流率和干度下, 饱和压力越大, 气相密度和黏度越大, 使得气相流速越小, 从而导致摩擦压降减小; (2) 随着饱和压力增大, 液相密度和黏度反而减小, 气液相密度比增大, 使得两相流速差减小, 也会导致摩擦压降减小. 此外, 在低干度下, 由于空隙率较小, 气相流速的变化对摩擦压降的影响程度较小, 导致饱和压力对摩擦压降的影响很小. 随着干度的增大, 空隙率增大, 增强了饱和压力对摩擦压降的影响程度.

图2和3也展示了干度在不同工况下对R50/R170混合物摩擦压降的影响. 可以看到, 摩擦压降均先随着干度的增大有明显的增大趋势, 但在较高干度区间, 增大程度会变得平缓甚至有略微下降的趋势. 另外, 随质量流率的增大和饱和压力的减小, 干度对摩擦压降的影响程度增大. 这是因为干度越大, 空隙率越大, 更多的液相转换成气相, 在一定质量流率下, 气相流速会增大, 从而导致摩擦压降增大. 另外, 根据两相流型观察可得, 在较高干度时, R50/R170混合物的流型大多处于平滑-环状流. 该流型的液膜较为平滑, 流速的增大对汽液相界面湍流度的影响程度较弱, 导致摩擦压降在较高干度区间受干度的影响程度减弱. 另外, 随质量流率的增大和饱和压力的减小, 气相流速均增大, 增强了干度对摩擦压降的影响程度.

图4所示的是在定质量流率和饱和压力的条件下, 不同初始浓度组分比下摩擦压降随干度的变化. 其中, 纯质R50的实验数据来自文献[10]. 可以看到, 纯质R50的摩擦压降低于R50/R170混合物, 而初始浓

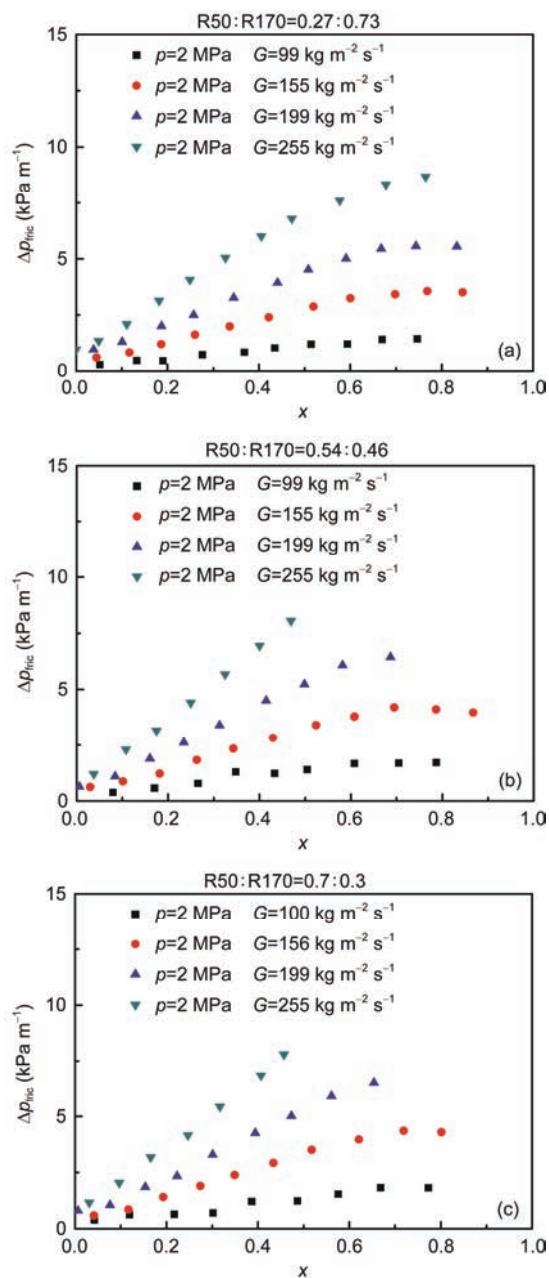


图2 (网络版彩色)R50/R170 混合物摩擦压降在不同质量流率下随干度的变化. (a) R50:R170=0.27:0.73; (b) R50:R170=0.27:0.73; (c) R50:R170=0.27:0.73

Figure 2 (Color online) The change of frictional pressure drop of R50/R170 mixtures with vapor quality for several mass fluxes. (a) R50:R170=0.27:0.73; (b) R50:R170=0.27:0.73; (c) R50:R170=0.27:0.73

度组分比为0.27:0.73的R50/R170混合物摩擦压降也明显低于另外两种初始浓度组分比的混合物. 另外, 在低干度区间, 他们的差别不明显, 而在较高干度区间, 随着质量流率和干度的增大及饱和压力的减小,

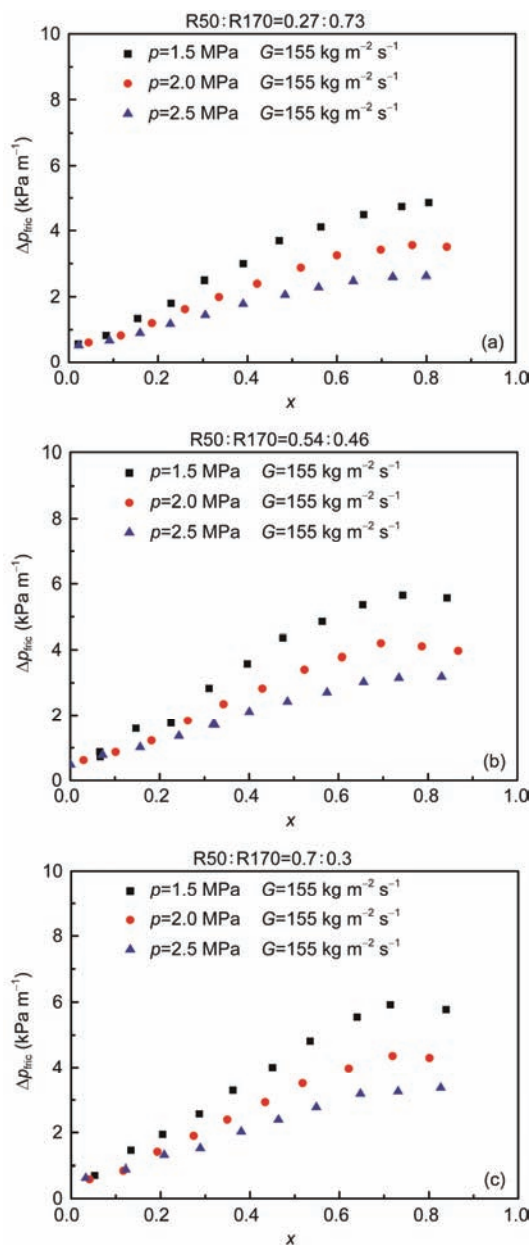


图 3 (网络版彩色)R50/R170 混合物摩擦压降在不同饱和压力下随干度的变化. (a) R50:R170=0.27:0.73; (b) R50:R170=0.27:0.73; (c) R50:R170=0.27:0.73

Figure 3 (Color online) The change of frictional pressure drop of R50/R170 mixtures with vapor quality for several saturation pressures. (a) R50:R170=0.27:0.73; (b) R50:R170=0.27:0.73; (c) R50:R170=0.27:0.73

他们的差别越明显. 由于两相摩擦压降中气相摩擦压降一般占主导地位, 则出现以上现象的原因可能主要与他们的相特性有关. 在低干度区间, 由于空隙率较小, 使得气相流速的变化对摩擦压降的影响较小, 所以导致纯质R50和R50/R170混合物的摩擦压

降差别不明显. 另外, 由于纯质R50的气相密度高于R50/R170混合物, 而初始浓度组分为0.27:0.73的混合物气相密度也高于另外两种初始浓度组分的混合物. 所以, 在一定质量流率和干度下, 纯质R50的气相流速最小, 接着是初始浓度组分为0.27:0.73的混合物. 而气相流速越小, 导致摩擦压降越小. 随着质量流率和干度的增大及饱和压力的减小, 他们的气相流速差别越大, 所以他们的摩擦压降差别也越明显.

2.2 实验数据与文献关联式比较

本文选取了20个经典两相流摩擦压降关联式进行对比, 其中4个为均相模型, 16个为分相模型. 另外, 对于关联式的评估主要采用了3种通用指标: 平均绝对相对偏差(mean absolute relative deviation, MARD)、平均相对偏差(mean relative deviation, MRD)和平均相对偏差在 $\pm 30\%$ 以内的数据点占总数据量的比例(η), 具体定义如下:

$$\text{MARD} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{\Delta p_{\text{fric,cal}} - \Delta p_{\text{fric,exp}}}{\Delta p_{\text{fric,exp}}} \right| \times 100, \quad (7)$$

$$\text{MRD} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\frac{\Delta p_{\text{fric,cal}} - \Delta p_{\text{fric,exp}}}{\Delta p_{\text{fric,exp}}} \right] \times 100. \quad (8)$$

表2所示的是各摩擦压降关联式计算结果与本文实验数据的对比, 可见对于R50/R170混合物, 预测精度最高的是Friedel^[28]的关联式, 其MARD为19.26%, 且有87.45%的数据点在 $\pm 30\%$ 的平均相对偏差范围内; 其次是Kim等人^[18]的关联式, 其MARD为21.85%, 且有68.40%的数据点在 $\pm 30\%$ 的平均相对偏差范围内. 另外, 大部分关联式对本实验数据的预测偏小, 除了Lockhart等人^[30]的关联式, 且其对本实验数据的预测较差. Whalley^[35]指出其仅适用于低质量流率($G < 100 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)工况下, 而本文的质量流率几乎均大于 $100 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, 这可能是其对本实验数据预测较差的原因.

图5展示了6个预测结果最好的关联式计算结果与实验数据对比的散点图. 这6个关联式分别为Hossain等人^[15], Kim等人^[18], Zhang等人^[23], Yan等人^[24], Müller-Steinhagen等人^[27]以及Friedel^[28]关联式, 均为分相模型. 可见, 分相模型相较于均相模型预测精度较高. 由图5可得, Hossain等人^[15]的关联式对高摩擦压降数据预测优于低摩擦压降数据. 相反地,

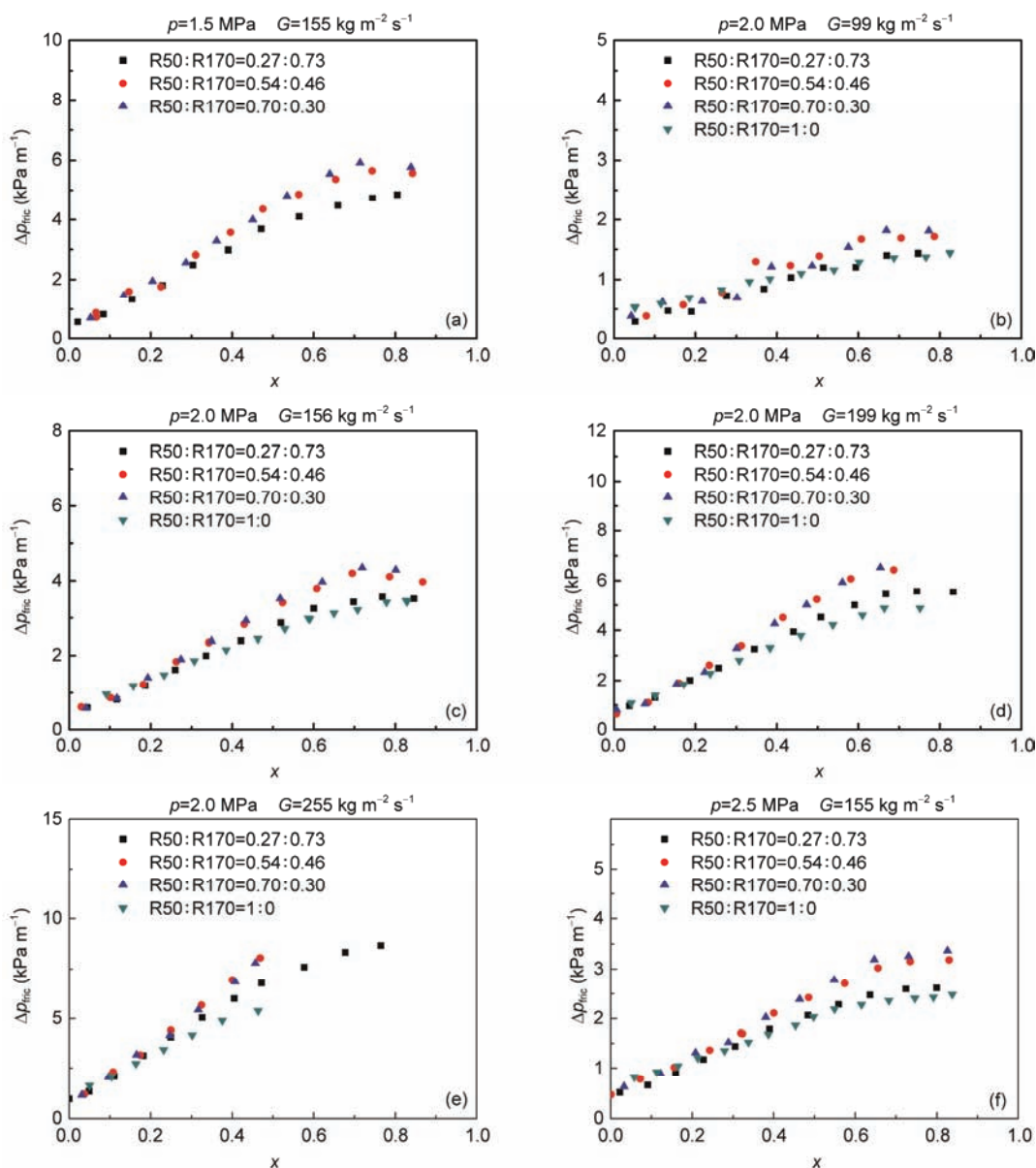


图4 (网络版彩色)R50/R170 混合物摩擦压降在不同初始浓度组分比下随干度的变化. (a) $p=1.5$ MPa, $G=155$ kg $m^{-2} s^{-1}$; (b) $p=2$ MPa, $G=99$ kg $m^{-2} s^{-1}$; (c) $p=2$ MPa, $G=156$ kg $m^{-2} s^{-1}$; (d) $p=2$ MPa, $G=199$ kg $m^{-2} s^{-1}$; (e) $p=2$ MPa, $G=255$ kg $m^{-2} s^{-1}$; (f) $p=2.5$ MPa, $G=155$ kg $m^{-2} s^{-1}$

Kim等人^[18]和Zhang等人^[23]的关联式对低摩擦压降数据预测优于高摩擦压降数据. 另外, Zhang等人^[23]的关联式是在Mishima等人^[26]关联式基础上引进了表面张力的影响, 其预测结果得到明显的改进, 可见对于本实验工况, 表面张力具有一定的影响作用. Yan等人^[24]的关联式则高估低摩擦压降的数据而低估高摩擦压降的数据. Müller-Steinhagen等人^[27]的关联式

均低估了R50/R170混合物的实验数据. Whalley^[35]也指出当液气相黏度比 (μ_l/μ_v) 小于1000且质量流率低于2000 kg $m^{-2} s^{-1}$ 时推荐使用Friedel^[28]的关联式. 而本文实验工况下的 $(\mu_l/\mu_v)=6.79\sim13.27$ 且质量流率范围为99~255 kg $m^{-2} s^{-1}$, 在推荐使用范围内, 这或许是Friedel^[28]的关联式对本文实验数据预测较好的原因.

表 2 R50/R170 混合物两相流摩擦压降实验数据与关联式计算结果的对比偏差

Table 2 Deviations between calculated and experimental frictional pressure drop of R50/R170 mixtures

关联式	MRD(%)	MARD(%)	η (%)
分相模型			
Hossain等人 ^[15]	-25.07	25.88	67.53
López-Belchí等人 ^[16]	-72.51	72.51	0.00
Xu等人 ^[17]	-87.41	87.41	0.00
Kim等人 ^[18]	-20.56	21.85	68.40
Li等人 ^[19]	-47.75	47.75	6.06
Zhang等人 ^[20]	-23.04	24.08	62.77
Sun等人 ^[21]	-37.52	37.52	19.48
Chen等人 ^[22]	-88.69	88.69	0.00
Zhang等人 ^[23]	-54.62	54.62	0.43
Yan等人 ^[24]	-8.16	31.54	51.08
Wang等人 ^[25]	-31.23	34.79	40.26
Mishima等人 ^[26]	-74.54	74.54	0.00
Müller-Steinhagen等人 ^[27]	-34.49	34.49	24.68
Friedel ^[28]	-17.95	19.26	87.45
Chisholm ^[29]	-68.75	68.75	0.00
Lockhart等人 ^[30]	62.93	72.48	16.45
均相模型			
Lin等人 ^[31]	-50.25	50.25	3.03
Beattie等人 ^[32]	-47.17	47.17	7.36
Cicchitti等人 ^[33]	-42.18	42.18	5.63
McAdams等人 ^[34]	-53.22	53.22	0.43

3 总结

本文研究了非共沸混合物R50/R170在水平管内的两相流摩擦压降特性, 分析了质量流率、饱和压力、干度和浓度组分对摩擦压降的影响, 主要得到以下结论: (1) 摩擦压降随质量流率的增大而增大, 且随着干度的减小, 质量流率对摩擦压降的影响程度减小. (2) 摩擦压降随着饱和压力的增大而减小, 且随着干度的增大, 饱和压力对摩擦压降的影响程度增大. (3) 摩擦压降先随着干度的增大有明显的增大趋势, 但在较高干度区间, 增大程度会变得平缓甚至有略微下降的趋势. 另外, 随质量流率的增大和饱和压力的减小, 干度对摩擦压降的影响程度增大.

纯质R50的摩擦压降低于R50/R170混合物, 而初始浓度组分为0.27:0.73的R50/R170混合物摩擦压降也明显低于初始浓度组分为0.54:0.46和0.7:0.3的混合物. 另外, 在低干度区间, 他们的差别不明显, 而在较高干度区间, 随着质量流率和干度的增大及饱和压力的减小, 他们的差别越明显. 分析得到主要是由他们的气相密度差异造成的.

本文将所获得的实验数据与20个经典两相流摩擦压降关联式进行了对比分析, 得到Friedel^[28]的关联式对本文实验数据预测最好, 其平均绝对相对偏差为19.26%, 且有87.45%的数据点在 $\pm 30\%$ 的平均相对偏差范围内.

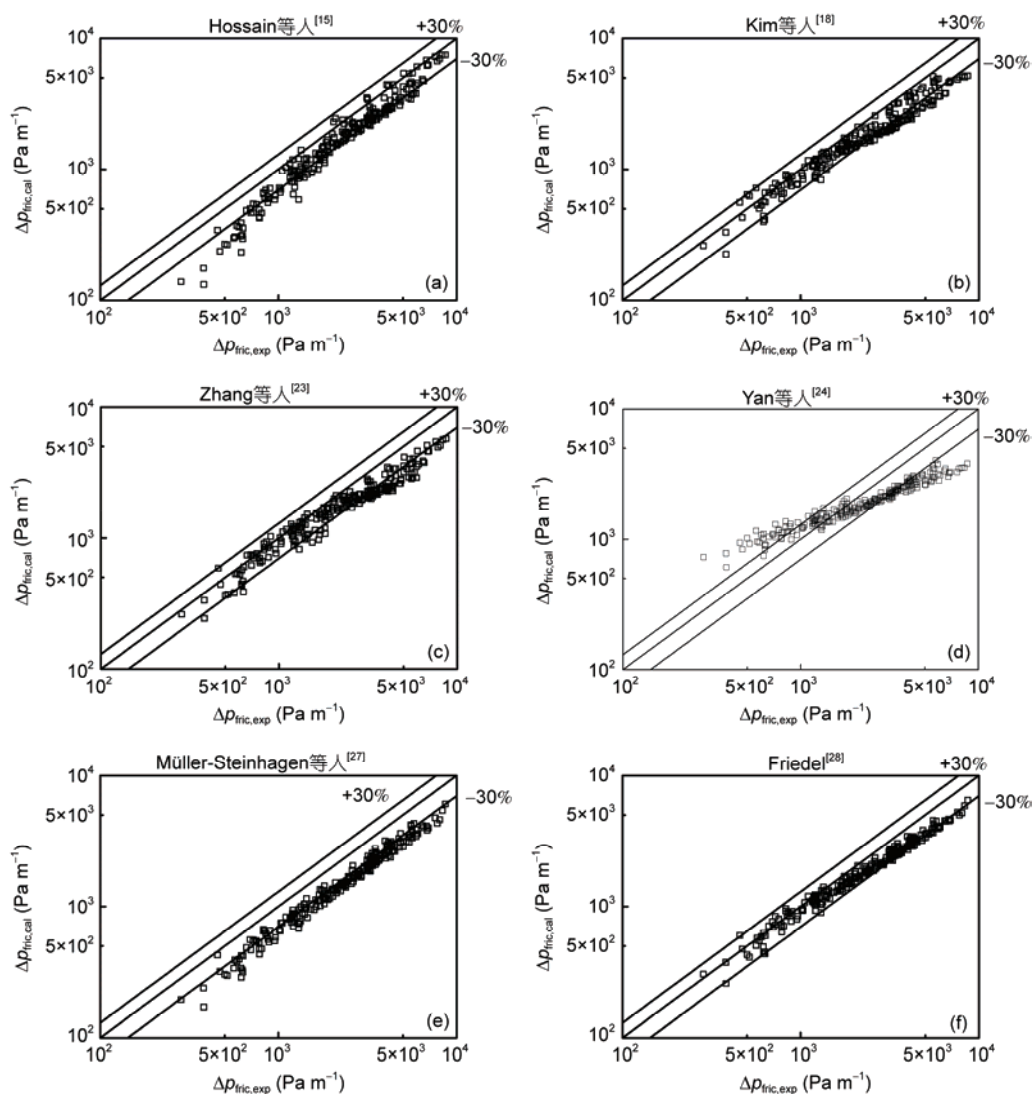


图5 R50/R170混合物两相流摩擦压降实验值与关联式计算值的对比

Figure 5 Comparison between the experimental frictional pressure drop and the calculated data for R50/R170 mixtures

参考文献

- 1 Luo E, Gong M Q, Zhou Y, et al. The research and development of cryogenic mixed-refrigerant Joule-Thomson cryocoolers in CL/CAS. *Adv Cryog Eng*, 2000, 45: 299–306
- 2 Gong M Q, Wu J F, Luo E C. Performances of the mixed-gases Joule-Thomson refrigeration cycles for cooling fixed-temperature heat loads. *Cryogenics*, 2004, 44: 847–857
- 3 Wen M Y, Ho C Y, Hsieh J M. Condensation heat transfer and pressure drop characteristics of R290 (propane), R600 (butane), and a mixture of R290/R600 in the serpentine small-tube bank. *Appl Therm Eng*, 2006, 26: 2045–2053
- 4 Park K J, Jung D, Seo T. Flow condensation heat transfer characteristics of hydrocarbon refrigerants and dimethyl ether inside a horizontal plain tube. *Int J Multiphase Flow*, 2008, 34: 628–635
- 5 Lee H S, Son C H. Condensation heat transfer and pressure drop characteristics of R290, R600a, R134a and R22 in horizontal tubes. *Heat Mass Transfer*, 2010, 46: 571–584
- 6 Del Col D, Stefano B, Matteo B, et al. Condensation heat transfer and pressure drop with propane in a minichannel. *International Refrigeration and Air Conditioning Conference*. Guangdong, 2012. 1347

- 7 Milkie J A. Condensation of hydrocarbon and zeotropic hydrocarbon/refrigerant mixtures in horizontal tubes. Master Dissertation. Atlanta: Georgia Institute of Technology, 2014
- 8 Macdonald M, Garimella S. Hydrocarbon condensation in horizontal smooth tubes: Part I—measurements. *Int J Heat Mass Trans*, 2016, 93: 75–85
- 9 Zhuang X R, Gong M Q, Zou X, et al. Experimental investigation on flow condensation heat transfer and pressure drop of R170 in a horizontal tube. *Int J Refrigeration*, 2016, 66: 105–120
- 10 Zhuang X R, Chen G F, Zou X, et al. Experimental investigation on flow condensation of methane in a horizontal smooth tube. *Int J Refrigeration*, 2017, 78: 193–214
- 11 Peng D Y, Robinson D B. A new two-constant equation of state. *Ind Eng Chem Fund*, 1976, 15: 59–64
- 12 Van der Waals J. Molekulartheorie eines Körpers, der aus zwei verschiedenen Stoffen besteht. *Z Phys Chem-Leipzig*, 1890, 5: 133–173
- 13 Lemmon E W, Huber M L, McLindon M O. NIST Standard Database 23, Version 9.1. 2013
- 14 Taylor B N, Kuyatt C E. Guidelines for Evaluating and Expressing the Uncertainty of NIST Measurement Results, 1994
- 15 Hossain M A, Afroz H M, Miyara A. Two-phase frictional multiplier correlation for the prediction of condensation pressure drop inside smooth horizontal tube. *Proced Eng*, 2015, 105: 64–72
- 16 López-Belchí A, Illán-Gómez F, Vera-García F, et al. Experimental condensing two-phase frictional pressure drop inside mini-channels. Comparisons and new model development. *Int J Heat Mass Trans*, 2014, 75: 581–591
- 17 Xu Y, Fang X. A new correlation of two-phase frictional pressure drop for condensing flow in pipes. *Nucl Eng Des*, 2013, 263: 87–96
- 18 Kim S M, Mudawar I. Universal approach to predicting two-phase frictional pressure drop for adiabatic and condensing mini/micro-channel flows. *Int J Heat Mass Trans*, 2012, 55: 3246–3261
- 19 Li W, Wu Z. Generalized adiabatic pressure drop correlations in evaporative micro/mini-channels. *Exp Therm Fluid Sci*, 2011, 35: 866–872
- 20 Zhang W, Hibiki T, Mishima K. Correlations of two-phase frictional pressure drop and void fraction in mini-channel. *Int J Heat Mass Trans*, 2010, 53: 453–465
- 21 Sun L, Mishima K. Evaluation analysis of prediction methods for two-phase flow pressure drop in mini-channels. *Int J Multiphase Flow*, 2009, 35: 47–54
- 22 Chen Y, Yang K S, Chang Y J, et al. Two-phase pressure drop of air-water and R410A in small horizontal tubes. *Int J Multiphase Flow*, 2001, 27: 1293–1299
- 23 Zhang M, Webb R L. Correlation of two-phase friction for refrigerants in small-diameter tubes. *Exp Therm Fluid Sci*, 2001, 25: 131–139
- 24 Yan Y Y, Lin T F. Condensation heat transfer and pressure drop of refrigerant R134a in a small pipe. *Int J Heat Mass Trans*, 1999, 42: 697–708
- 25 Wang C C, Chiang C S, Lu D C. Visual observation of two-phase flow pattern of R22, R134a, and R407C in a 6.5 mm smooth tube. *Exp Therm Fluid Sci*, 1997, 15: 395–405
- 26 Mishima K, Hibiki T. Some characteristics of air-water two-phase flow in small diameter vertical tubes. *Int J Multiphase Flow*, 1996, 22: 703–712
- 27 Müller-Steinhagen H, Heck K. A simple friction pressure drop correlation for two-phase flow in pipes. *Chem Eng Process: Process Intens*, 1986, 20: 297–308
- 28 Friedel L. Improved friction pressure drop correlations for horizontal and vertical two-phase pipe flow. In: *European Two-phase Flow Group Meeting*. Ispra: 1979, Paper E2
- 29 Chisholm D. Pressure gradients due to friction during the flow of evaporating two-phase mixtures in smooth tubes and channels. *Int J Heat Mass Trans*, 1973, 16: 347–358
- 30 Lockhart R, Martinelli R. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chem Eng Prog*, 1949, 45: 39–48
- 31 Lin S, Kwok C, Li R Y, et al. Local frictional pressure drop during vaporization of R12 through capillary tubes. *Int J Multiphase Flow*, 1991, 17: 95–102
- 32 Beattie D, Whalley P. A simple two-phase frictional pressure drop calculation method. *Int J Multiphase Flow*, 1982, 8: 83–87
- 33 Cicchitti A, Lombardi C, Silvestri M, et al. Two-phase cooling experiments-pressure drop, heat transfer and burnout measurements. *Energ Nucl*, 1960, 7: 407–425
- 34 McAdams W, Woods W, Heroman L. Vaporization inside horizontal tubes-II-benzene-oil mixtures. *Trans ASME*, 1942, 64: 193–200
- 35 Whalley P B. *Multiphase Flow and Pressure Drop: Heat Exchanger Design Handbook*. Washington DC: Hemisphere, 1983

Summary for “水平管内非共沸混合物 R50/R170 两相流摩擦压降实验”

Experimental investigation on two-phase frictional pressure drop of zeotropic mixtures of R50/R170 in a horizontal tube

Xiaoru Zhuang^{1,2}, Gaofei Chen¹, Qinglu Song^{1,2}, Qixiong Tang^{1,2}, Zhiqiang Yang^{1,2}, Xin Zou¹ & Maoqiong Gong^{1,2*}

¹Key Laboratory of Cryogenics, Technical Institute of Physics and Chemistry, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

²School of Future Technology, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

*Corresponding author, E-mail: gongmq@mail.ipc.ac.cn

In recent years, due to the environmental issues, suitable substitutes are being searched to replace the traditional chlorinated refrigerants. With zero ozone depleting potential, low global warming potential and high thermodynamic performance, the hydrocarbons are suitable selections in refrigerators and heat pump systems. As hydrocarbons, R50 and R170 are also the important parts of the natural gas and often-used components in mixture refrigerants for the low-temperature Joule-Thomson refrigerator. As the flow characteristics play important parts in the design and optimization of the heat exchangers in refrigerators and air-conditioning systems, the two-phase frictional pressure drop should be well examined and analyzed. Although there are massive experimental studies on two-phase frictional pressure drop of hydrocarbons in horizontal tubes, the published experimental investigations for zeotropic mixtures of R50/R170 are rare. Therefore, it's desirable to conduct an experimental investigation on two-phase frictional pressure drop of zeotropic mixtures of R50/R170 in a horizontal tube and find a suitable correlation.

In this paper, two-phase frictional pressure drop of R50/R170 mixtures (0.27:0.73, 0.54:0.46 and 0.7:0.3 by mole) was studied experimentally in a horizontal tube with inner diameter of 4 mm. The tests were carried out at saturation pressures from 1.5 MPa to 2.5 MPa for mass fluxes from $99 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ to $255 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, vapor qualities from 0 to 0.9. The uncertainty for the pressure drop was 40 Pa and the uncertainties for the vapor quality with a 95% confidence interval were less than 11.74% under the employed operation conditions. The effects of mass flux, saturation pressure, vapor quality and concentration on two-phase frictional pressure drop were examined and analyzed. Some conclusions can be drawn that (1) the frictional pressure drops increase with the increasing mass flux and the impact becomes more obvious when the vapor quality increases; (2) the frictional pressure drops decrease with the increasing saturation pressure and the impact enhances when the vapor quality increases; (3) the frictional pressure drops increase with the increasing vapor quality and then change to be smooth even decline at high vapor qualities. And the effect of vapor quality enhances as the mass flux increases and the saturation pressure decreases; (4) the frictional pressure drops of pure R50 are lower than that of all R50/R170 mixtures and the frictional pressure drops of the initial concentration of R50/R170 mixtures at 0.27:0.73 are also lower than that of other two initial concentrations of R50/R170 mixtures. Their differences are not obvious at low vapor qualities, while the differences enhance when the mass flux and vapor quality increase as well as the saturation pressure decreases. The influence of concentration may be mainly related to the difference of the vapor densities. In addition, the experimental data were compared with twenty well-known frictional pressure drops correlations. The comparison results showed that the Friedel correlation showed the best agreement with a mean absolute relative deviation of 19.26% and 87.45% of points in the deviation bandwidth of $\pm 30\%$.

frictional pressure drop, zeotropic mixture, R50/R170, two-phase flow, horizontal tube

doi: 10.1360/N972017-00509