

非平衡闪蒸起始阶段气液换热过程的理论与实验研究

冯添黄瑞, 张寅, 李晓然, 吴伟烽

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 为解决三角闪蒸循环系统中膨胀腔内工质热力参数难以测定的问题,研究了闪蒸起始阶段气液相间换热的过程。搭建等效膨胀实验台,模拟水工质两相膨胀机腔内的闪蒸过程,采用高速摄影技术观测闪蒸腔内的气液相变。基于无量纲参数归一化方法建立气液界面传热模型,并与相同工况下实验台的实测数据进行对比。研究结果表明:在闪蒸腔内蒸发与排气建立动态平衡的过程中,起始阶段腔内压力呈V型变化,分为压力骤降、压力回升、准稳态3个阶段;采用所构建模型得到的预测值与实验值的吻合度大于94%;液体初始温度上升导致过热度增大,闪蒸强度提高,液体初始温度每升高10℃,过热度极值增大约15%,闪蒸速率增加约20%~30%;随着阀门开度从25%增大至70%,闪蒸气体通流面积增加,平均压降速率从54.73 kPa/s增加至122.47 kPa/s,导致液体内部温度梯度增大、局部过热度上升,闪蒸速率也由0.38 kg/s非线性提升至0.56 kg/s。该研究可为三角闪蒸循环系统两相膨胀机的设计与运行优化提供参考。

关键词: 闪蒸;起始阶段;等效膨胀;三角闪蒸循环

中图分类号: TK219 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtub202508011 **文章编号:** 0253-987X(2025)08-0112-10

Theoretical and Experimental Investigation of Gas-Liquid Heat Transfer During the Initial Stage of Non-Equilibrium Flash Evaporation

FENG Tianhuangrui, ZHANG Yin, LI Xiaoran, WU Weifeng

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To address the challenge in determining thermodynamic parameters of working mediums within the expansion chamber of triangular flash cycle systems, the heat transfer process between vapor and liquid phases during initial flash evaporation is investigated. An equivalent expansion test rig is established to simulate the flash evaporation process in a two-phase expander chamber using water as the working medium, with high-speed photography employed to observe vapor-liquid phase transitions. A heat transfer model at the vapor-liquid interface is developed based on dimensionless parameter normalization and validated against experimental data under identical operating conditions. The results demonstrate that during the establishment of dynamic equilibrium between evaporation and exhaust in the flash chamber, the initial chamber pressure exhibits a V-shaped variation pattern, comprising three distinct stages: rapid pressure drop, pressure recovery, and quasi-steady state; the proposed model achieves over

收稿日期: 2025-02-28。 作者简介: 冯添黄瑞(2001—),男,硕士生;吴伟烽(通信作者),男,教授,博士生导师。

基金

项目: 国家自然科学基金资助项目(5207060477)。

网络出版时间: 2025-03-31

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20250329.0040.002>

94% agreement with experimental measurements; increasing the initial liquid temperature enhances superheat degree and flash intensity; each 10 °C temperature rise leads to approximately 15% increase in maximum superheat and 20% to 30% improvement in flash rate; as the valve opening increases from 25% to 70%, the flow area for flash vapor expands, causing the average pressure drop rate to rise from 54.73 kPa/s to 122.47 kPa/s. This results in increased temperature gradients within the liquid, elevated local superheat, and a nonlinear enhancement of flash rate from 0.38 kg/s to 0.56 kg/s. This research provides valuable references for the design and operational optimization of two-phase expanders in triangular flash cycle systems.

Keywords: flash evaporation; start stage; equivalent expansion; triangular flash vaporization cycle

在余热回收和海水淡化领域,以有机朗肯循环(ORC)为代表的中低温热源余热回收系统受到广泛关注^[1]。在传统 ORC 系统中,低沸点工质会吸收来自低温热源的热量并被加热至过热蒸汽态,再通过膨胀机做功带动发电机转动,从而实现余热资源的回收。然而,在加热过程中,由于存在相态变化,工质过热段与热源之间的换热能力显著降低,导致换热面积需求量增大,生产成本增加。同时,这也降低了被加热工质与低温热源的温差匹配度,从而产生更多的烟损失^[2]。

近年来,三角闪蒸循环系统(TFC)作为有机朗肯循环系统的替代方案,在低品位热源发电方面展现出良好前景^[3]。与 ORC 系统最大的区别在于,TFC 系统并不将工质加热至过热态,而是仅将液体工质加热至饱和状态,膨胀机中的工作过程实际是两相膨胀过程,即过热液体闪蒸为蒸汽,蒸汽膨胀向外作功回收功率。由于该循环在工质压焓图中呈现三角形,故常被称为三角闪蒸循环系统。

在 TFC 系统中,由于工质在加热阶段无相变,工质与热源之间的温差较 ORC 系统小,因此大大降低了烟损失,使得系统整体效率有所提高,这便赋予了 TFC 系统更高的效率空间^[4]。Smith 等采用 Lysholm 双螺杆膨胀机进行了一系列实验^[4-6],在亚临界和超临界两种条件下比较了 TFC 系统与 ORC 系统,进一步验证了 TFC 系统在所有温度范围和任意流体组合中都具有十分优越的性能,且由于工质与低温热源都处于液态,液相流体之间的高效传热也使得 TFC 系统对工质有着更高的包容性^[7-8]。

作为 TFC 系统中的核心环节,两相膨胀中发生的气液两相间传热与传质对工质膨胀过程具有关键意义。然而,由于两相膨胀机通常采用螺杆膨胀机,其工作腔结构复杂,不便于直接测量腔内的闪蒸速率,故对两相膨胀的具体效率尚不明晰^[3,9-10]。

Miyatake 等^[11]首次采用不平衡分数(NEF)和不平衡温差(NETD)来描述闪蒸进行程度,NEF 越小,就代表越多的不平衡热能转化为蒸发潜热,闪蒸进行也更加充分。

Guo 等^[12]通过水池闪蒸实验发现,当剧烈闪蒸终止时,蒸汽温度并不总是与水温相同,闪蒸室中的水温可能会向一个平衡温度波动,且在相对较长的时间内仍然存在不明显蒸发,因此闪蒸的最终温度会受初始温度和初始液面高度的影响。Zhang 等^[13]观察不同初始条件下 NaCl 溶液的闪蒸现象,根据 NEF 将闪蒸分为两个阶段,即 NEF 迅速下降的剧烈闪蒸阶段和 NEF 逐渐趋近于 0 的稳定闪蒸阶段,并提出闪蒸中主要能量的转换发生在快速蒸发阶段。

基于 Kanno 和 Shikazono 的研究工作^[1-2],Galoppi 等^[14]采用混合模型研究了往复式两相膨胀机,进一步印证了两相绝热蒸发主要由液相和气液界面之间的热传递所主导。Yang 等^[15-16]研究了 NaCl 溶液静态闪蒸过程中的传热特性和能量转换效率(ECE),由于瞬时过热度被视为闪蒸过程中的驱动力,因此 ECE 取决于蒸汽的携带效应。

理论计算方面,西安交通大学 Yan 等^[17]在对 NaCl 溶液闪蒸过程的研究中,定义瞬态传热系数描述企业界面之间的热传递强度,结果表明相关实验关联式在瞬态传热系数较大区段具有较高的精度。清华大学王超等^[18]在对低压加热条件下水膜蒸发特性的研究中,将闪蒸腔中的气体视为理想气体,基于理想气体热力学方程建立闪蒸一维数学模型,以描述闪蒸腔内液相蒸发部分转化为气相、且气相不断排出腔体的过程。该构想解决了以往闪蒸的研究中难以实时测定工质蒸发量,进而推算闪蒸做功潜力的问题。

然而,闪蒸过程发生的主要区间实际上并不完

全处于稳态。Dewangan 等^[19]在低温水闪蒸二次成核理论的研究中发现,处于 5 bar 压力下的过热水从闪蒸开始到达到平衡压力 1 bar 的压降过程仅发生在 0.5 ms 之内。此外,根据其二次蒸发理论,在时间尺度较小的闪蒸现象中存在着热力参数分布不均匀的非稳态区。Chi 等^[20]开展薄液膜闪蒸特性实验指出,由于重力的影响,不同深度液体的饱和温度不同。因此,在闪蒸过程中,液体内部的过热现象并不均匀。以上现象均表明,与闪蒸整体过程不同,闪蒸起始阶段存在着参数剧烈变化和平衡建立过程。

上述研究中,闪蒸过程的时间尺度普遍较大。以螺杆膨胀机为例,膨胀机的转速通常为 3 000 r/min,膨胀机内的闪蒸过程历时小于 0.02 s。从已经公开的实验结果来看,膨胀机内的闪蒸过程很有可能处于非平衡闪蒸的起始阶段,即处于闪蒸启动时因容积膨胀引起的压力快速下降和闪蒸启动后的压力快速恢复阶段。Miyatake 等^[11]在对双螺杆闪蒸机理的研究中也有提到,其实验所得结论仍需要经过两相膨胀机实际工况在时间尺度上的验证。

由上可知,膨胀机内的闪蒸过程必然处于热力参数剧烈变化的非平衡状态。为进一步理解膨胀机内的闪蒸过程,假设闪蒸蒸汽获取的热量最终通过汽液界面换热得到,本文分别对气液两相模型进行建模,并通过无量纲参数归一化方法拟合两相界面的传热系数,开展了闪蒸起始阶段汽液换热过程的理论与实验研究。

1 闪蒸起始阶段的热力学模型

1.1 闪蒸过程的热力学控制方程

由于闪蒸腔内液体不断闪蒸转变为气相,且气体不断从闪蒸腔内逸出,换热并不充分,因此闪蒸腔内气液两相存在着明显温差,整个过程不应被视为稳态过程,不适合对其进行整体建模。另一方面,考虑到闪蒸起始阶段中,大量气泡上浮并在气液界面发生破裂,两相之间存在着剧烈的物质交换,而气泡产生和破裂过程又难以单独建模。由此,本文将闪蒸腔分为气液两相进行建模。

对于闪蒸腔起始阶段的物理过程,其工质流动和能量变化如图 1 所示。图中, m_f 、 m_s 为闪蒸质量和排气质量, Q_{liq} 、 Q_{vap} 、 Q_A 分别为液相对壁面的传热量、气相对壁面的传热量以及气液界面的换热量。

对于闪蒸腔内的液相工质而言,部分液相通过闪蒸转变为气相,使得液相质量不断减小。对于闪蒸腔内的气相工质而言,一边有液相转变而来的气

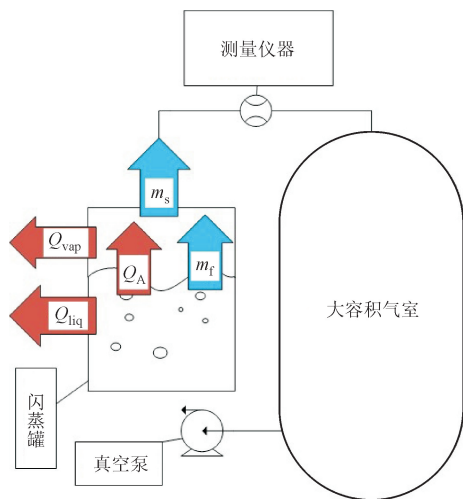


图 1 闪蒸物理过程

Fig. 1 Flash evaporation physical process

体加入,一边由于闪蒸腔与真空罐间存在压差导致气体流出闪蒸腔。气液两相工质均为开口系统,分别建立液、气相质量守恒方程如下

$$\frac{dm_{liq}}{dt} = -\frac{dm_f}{dt} \quad (1)$$

$$\frac{dm_{vap}}{dt} = \frac{dm_f}{dt} - \frac{dm_s}{dt} \quad (2)$$

式中: m_{liq} 、 m_{vap} 分别为闪蒸腔内液相和气相的质量; t 为闪蒸进行的时间。

对于闪蒸腔内的液相工质而言,过热的液相工质将一部分显热转化为潜热,气相吸收液相闪蒸的这部分气体能量,气液相均为开口系统,由此建立能量守恒方程。根据计算,闪蒸腔壁面对腔内气液的总加热量与气液界面的换热量相差 3 个量级,故可忽略闪蒸腔壁面对腔内气液的加热作用。闪蒸起始阶段的能量方程简化为

$$c_{p,liq} \frac{d(m_{liq} T_{liq})}{dt} = -\frac{dm_f}{dt} (c_{p,liq} T_{sat} + \gamma) \quad (3)$$

$$\frac{d(m_{vap} u_{vap})}{dt} = \frac{dm_f}{dt} (c_{p,liq} T_{sat} + \gamma) \quad (4)$$

式中: $c_{p,liq}$ 为液相比定压热容; T_{liq} 、 T_{sat} 分别为液相温度和罐内压力下对应的饱和态温度; γ 为汽化潜热; u_{vap} 为气相比内能。

1.2 气液界面闪蒸方程

求解闪蒸起始阶段能量方程的关键在于求解液体的闪蒸速率。文献中一般采用热力学平衡模型或闪蒸模型求解液体闪蒸速率。热力学平衡模型假设在闪蒸过程中气液相充分换热,液体与气体温度相同,该模型一般适用于闪蒸速率较慢情况。闪蒸模型假设气液界面存在温差,液相工质通过对流传热

向气相传热传质。在闪蒸起始阶段,大量气泡初生并在气液界面发生破裂,这种气泡弥散传播行为促进了液体扰动,加强了闪蒸起始过程中气液界面的对流传热。本文中,闪蒸得到的气体从液相逃逸后直接流出闪蒸腔,并不再与液体接触,因此闪蒸腔内气相与液相的换热往往是不充分的,实验中测得的气液温度不一致也说明了这一推断的合理性。因此,本文应采用闪蒸模型。根据能量守恒原则,建立气液界面的闪蒸模型如下

$$\frac{dm_t}{dt}\gamma = A_s h (T_{liq} - T_{vap}) \tag{5}$$

式中: A_s 为闪蒸界面面积,即闪蒸腔横截面面积; h 为气液界面处的对流换热系数; T_{vap} 为气相温度。

根据文献[21-22],闪蒸起始阶段气液界面处的对流换热系数 h 与努塞尔数 Nu 之间的隐式关系为

$$Nu = 0.48Ja^{-0.18} \left(\frac{k\Delta T}{\rho_{liq}uh} \right)^{0.65} \left(\frac{\rho_{liq}ul}{\mu} \right)^{0.82} \cdot \left(\frac{c_{p,liq}\mu}{k} \right)^{-0.71} \left(\frac{\rho_{liq}}{\rho_{vap}} \right)^{0.036} \tag{6}$$

式中: u 为特征速度; l 为特征长度; ρ_{liq} 、 ρ_{vap} 分别为液相和气相密度; μ 为动力黏度; k 为导热系数; ΔT 为过热度; Ja 为雅各布数,定义为气液相变中显热与潜热的比值。

根据文献[23],池沸腾的特征长度应为拉普拉斯长度,计算式为

$$l = \sqrt{\frac{\sigma_{liq}}{g(\rho_{liq} - \rho_{vap})}} \tag{7}$$

式中: g 为重力加速度,取 9.8 m/s; σ_{liq} 为液相表面张力。

根据文献[24-26],逃逸气泡直径 d 可由 Cole 关联式求出,计算式为

$$d = \sqrt{\frac{Bo\sigma_{liq}}{g(\rho_{liq} - \rho_{vap})}} \tag{8}$$

式中: Bo 为邦德数, $Bo = 0.2Ja$ 。

式(6)~式(8)中共有 10 个物理量,其量纲均由 4 个基本量的量纲组成,分别为质量的量纲 M、时间的量纲 T、温度的量纲 Θ 以及长度的量纲 L。不同物理量的单位及其对应的量纲如表 1 所示。

采用量纲分析法,将物理量 l 、 u 、 c_p 、 ρ 作为基本物理量,逐一与其余各量组成无量纲量。无量纲量采用幂指数形式,指数值待定。建立方程如下

$$\Pi_1 = hl^{a_1} u^{b_1} c_p^{c_1} \rho^{d_1}; \Pi_2 = hl^{a_2} u^{b_2} c_p^{c_2} \rho^{d_2} \tag{9}$$

$$\Pi_3 = hl^{a_3} u^{b_3} c_p^{c_3} \rho^{d_3}; \Pi_4 = hl^{a_4} u^{b_4} c_p^{c_4} \rho^{d_4} \tag{10}$$

$$\Pi_5 = hl^{a_5} u^{b_5} c_p^{c_5} \rho^{d_5}; \Pi_6 = hl^{a_6} u^{b_6} c_p^{c_6} \rho^{d_6} \tag{11}$$

式中: Π_i ($i = 1 \sim 6$) 为用于构筑 Nu 的 6 个无量纲

量; a_i 、 b_i 、 c_i 、 d_i ($i = 1 \sim 6$) 均为各基础变量对应的待定指数。

表 1 不同物理量的单位及量纲

Table 1 Unit and dimension of different physical quantities

物理量	单位	量纲
h	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$	$MT^{-3}\Theta^{-1}$
u	$m \cdot s^{-1}$	LT^{-1}
l	m	L
ρ	$kg \cdot m^{-3}$	ML^{-3}
μ	$Pa \cdot s$	$ML^{-1}T^{-1}$
c_p	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	$L^2T^{-2}\Theta^{-1}$
σ	$N \cdot m^{-1}$	MT^{-2}
d	m	L
ΔT	K	Θ
k	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	$ML\Theta^{-1}T^{-3}$

采用量纲和谐原理决定上述待定指数。以式(9)中的 Π_1 为例,将物理量的量纲列出,得到

$$M^0T^0\Theta^0L^0 = (MT^{-3}\Theta^{-1})L^{a_1}(LT^{-1})^{b_1}(L^2T^{-2}\Theta^{-1})^{c_1}(ML^{-3})^{d_1} \tag{12}$$

将量纲相同项合并,由于式(12)左侧为无量纲量,根据量纲和谐原理,可以推得等号右侧的各量纲指数为 0,故有

$$\begin{cases} 1 + d_1 = 0 \\ -3 - b_1 - 2c_1 = 0 \\ -1 - c_1 = 0 \\ a_1 + b_1 + 2c_1 - 3d_1 = 0 \end{cases} \tag{13}$$

求解式(13)可得: $a_1 = 0$, $b_1 = -1$, $c_1 = -1$, $d_1 = -1$ 。类似地,求出式(9)~式(11)中所有的幂指数,得到无量纲数 $\Pi_1 \sim \Pi_6$,表示如下

$$\Pi_1 = \frac{h}{uc_p\rho} = \frac{Nu}{RePr} = St; \Pi_2 = \frac{ul\rho}{\mu} = Re \tag{14}$$

$$\Pi_3 = \frac{ul\rho c_p}{k}; \Pi_4 = \frac{l\rho u^2}{\sigma} = We \tag{15}$$

$$\Pi_5 = \frac{l}{d} = Bo; \Pi_6 = \frac{u^2 c_p}{\Delta T} \tag{16}$$

式中: Pr 为普朗克数; St 为斯坦顿数; We 为韦伯数。

综上所述,式(6)可改写成

$$Nu = f\left(Re, Pr, \frac{ul\rho}{k}, We, Bo, \frac{u^2 c_p}{\Delta T}\right) \tag{17}$$

首先,设置参数初始化,已知初始工质的气液温度、闪蒸腔内的压力及闪蒸腔内工质流经阀门的质量流量,求得汽化潜热、液体的比定压热容、液体密度和气体密度。反算过程采取时间迭代法,设置时

间步长 Δt 为 0.01 s。由于时间步长较短,可认为在一个时间步长内的热力学状态参数,如工质温度、闪蒸腔内压力等保持不变。进一步地,将现有参数代入式(1)~式(5)及式(17),求出工质在闪蒸起始阶段中的热力学变化,如闪蒸质量、气液质量变化、气液换热量以及 Nu 有关的相关无量纲数。

根据反算,已知实验中各时刻闪蒸腔内工质流经阀门的质量流量、工质温度及闪蒸腔内压力,通过时间迭代法就可以反推出各时刻闪蒸腔内工质的 Nu 以及一系列相关参数,对其进行拟合就可得到实验拟合 Nu 数关联式

$$Nu = 1.4 Re^{0.78} Pr^{-19.6} \left(\frac{ul\rho c_p}{k} \right)^{0.76} \cdot We^{1.26} Bo^{-3.47} \left(\frac{u^2 c_p}{\Delta T} \right)^{-1.32} \quad (18)$$

1.3 计算模型

采用 MATLAB 编程,对闪蒸起始阶段的数学方程进行求解,并在 MATLAB 中调用 NISTREFPROP 数据库查询工质物性。采用时间迭代法对闪蒸起始阶段的模型进行求解,其算法流程如图 2 所示。图中, $t_{\text{initial stage}}$ 为闪蒸起始阶段的结束时间, p 为闪蒸罐内压力, Y 为单位质量汽化潜热, Q 为工质干度。

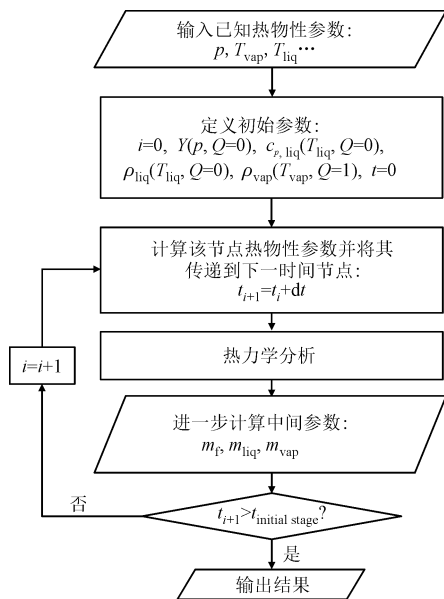


图2 闪蒸起始阶段模型求解算法流程

Fig. 2 Algorithm flowchart for solving the model in the initial stage of flash evaporation

首先,在程序中输入已知实验台的结构参数(例如闪蒸腔直径、闪蒸腔腔体高度)和实验工况参数(例如实验初始工质温度、液面高度等)。然后,对当前时刻的参数进行初始化设置,例如工质的初始热

力学参数。接着,在一个时间步长内,假设工质的温度、闪蒸腔内压力不变,采用质量、能量守恒方程及气液界面闪蒸方程,求得下一时刻的工质参数,例如闪蒸腔内的压力变化、温度变化及闪蒸质量等。最后,当闪蒸腔内压力进入稳定下降阶段,计算时间超过闪蒸起始阶段时间,停止计算并输出计算结果,迭代计算完成。

2 实验台搭建

2.1 实验台结构和设备

为了探究两相膨胀机工作腔中两相膨胀过程的影响因素,同时考虑到膨胀机工作腔体狭小难以进行物理量的测量,本文将采用等效膨胀方法搭建闪蒸实验台。等效膨胀方法^[15]利用质量守恒原理,将流出闪蒸腔的蒸汽换算成闪蒸腔内实时工况下的蒸汽容积,从而得到两相膨胀过程的蒸汽容积变化曲线。通过调节阀门开度,改变闪蒸腔气体流出速率,使得蒸汽容积变化曲线更加逼近两相膨胀机工作腔的容积变化曲线,从而利于通过闪蒸实验台研究近似膨胀腔容积变化规律下的闪蒸相变过程。

本文通过改进后的闪蒸起始阶段实验台,以水为工质模拟两相膨胀机工作腔中的闪蒸过程,并对闪蒸起始阶段的热力学参数进行测量。采用真空罐为闪蒸实验腔提供具有一定真空度的背压,闪蒸腔内饱和液体受到压力骤降的影响,产生过热度,从而发生闪蒸;由于真空罐与闪蒸腔间存在压差,闪蒸腔内的气体将会不断流出闪蒸腔。

实验中,主要测量仪器包括温度测量设备、压力测量设备、流量测量设备以及数字采集系统等,其中 T 型露端式快速响应热电偶的量程为 0~200 °C,测量精度为 ± 0.32 K, HM80A 压阻式压力传感器的量程为 0~1 MPa 全量程测量误差为 $\pm 0.25\%$, 涡街流量计的量程为 0~100 m³ · h⁻¹, 读数误差为 1%。

图 3 给出了闪蒸起始阶段的实验台结构。由图可见,打开压力控制调节阀后,闪蒸腔内压力降低,气体流经流量计进入真空罐内,闪蒸腔内原饱和液体因闪蒸腔压力下降变为过热液体发生闪蒸,液体的部分显热转变为汽化潜热,液体温度下降,部分液体变为气相。由于闪蒸腔与真空罐内存在压力差,闪蒸腔内液体不断发生闪蒸转变为气体,闪蒸腔气体接收新补充进来的气体后又不断流出闪蒸腔并进入真空罐,使得真空罐内压力不断升高。如此循环往复,直到最后闪蒸腔与真空罐达到压力平衡,闪蒸结束。实验过程中,真空罐式中的初始压力保持在 5 kPa。

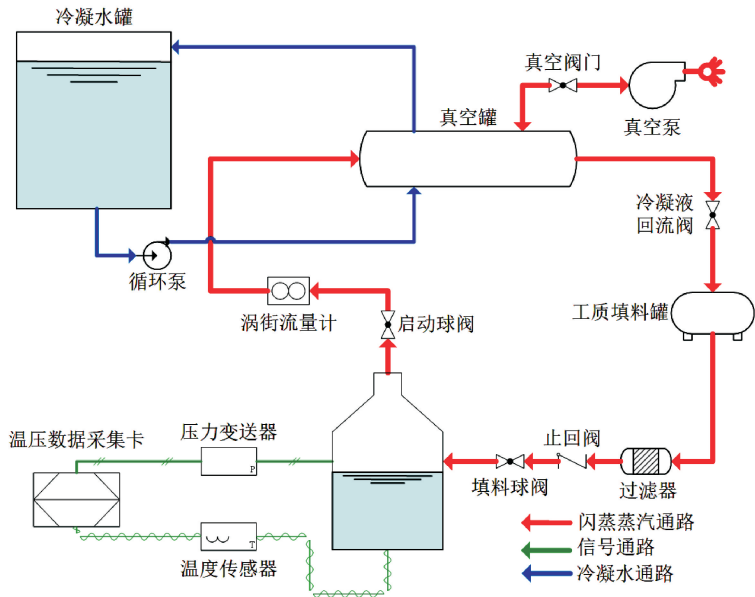


图 3 闪蒸起始阶段实验台结构示意图

Fig. 3 Structural experimental setup in the initial stage of flash evaporation

2.2 实验参数不确定性分析

实验中,影响结果的主要因素有初始温度、初始液面高度和初始阀门开度(对应初始压降速率)。结合测量设备的精度,采用 Moffat 提出的恒概率组合分析方法^[27],求得实验中各测量变量的不确定度 S ,计算式如下

$$R = x_1^a x_2^b x_3^c \cdots \tag{19}$$

$$S = \frac{\partial R}{R} = \sqrt{\left(a \frac{\partial x_1}{x_1}\right)^2 + \left(b \frac{\partial x_2}{x_2}\right)^2 + \left(c \frac{\partial x_3}{x_3}\right)^2 + \cdots} \tag{20}$$

式中: R 为各设备的测量变量; $x_j (j = 1, 2, \cdots)$ 为设备中与 R 测量直接相关的变量; a, b, c 为描述 x_j 与 R 指数关系的参数。由于 x_j 存在不确定度,导致测量变量 R 也存在一定的不确定度。实验主要的测量变量和计算得到的各变量不确定度如表 2 所示。

表 2 实验主要的测量变量和各变量的不确定度

Table 2 Main measurement variables and uncertainties of each variable in the experiment

测量变量	数值及范围	不确定度
温度/℃	100~120	5.2×10^{-3}
液面高度/m	0.110, 0.140, 0.175	9.09×10^{-3}
时间/s	80~126	1.25×10^{-5}
压力/kPa	99.6~198.7	2.51×10^{-2}
压降速率/(kPa · s ⁻¹)	54.73~151.89	2.51×10^{-2}

3 实验结果

以初始液面高度为 17.5 cm、初始温度为 100 ℃、阀门开度为 100%时的工况为例进行分析。高速摄

影机拍摄的、启始阶段实验开始后闪蒸腔内的气液相变化情况如图 4 所示。采用 120 帧快速摄影,选取每张图片间隔为 0.033 s。为使得罐内气泡和液相区域的边界更加清晰,并进一步明显化实验现象,在拍摄后对图像进行高通滤波核卷积处理,图 4 即

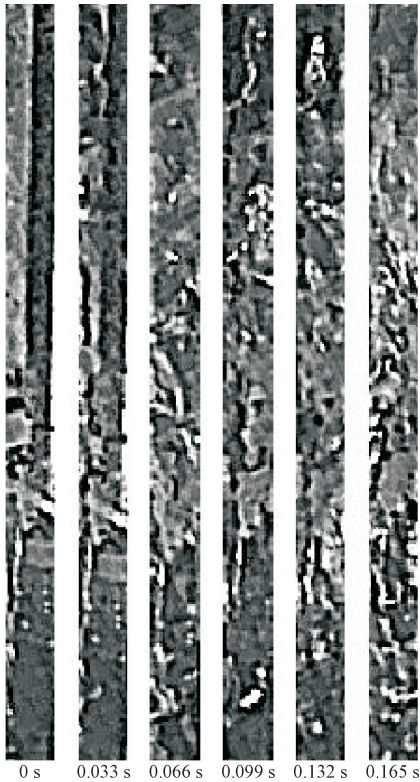


图 4 闪蒸腔内气液相变化和闪蒸现象

Fig. 4 Changes in gas-liquid phase and flash evaporation phenomenon with the flash evaporation chamber

为卷积后的灰度图像,其中白色部分为沸腾气泡密集的区域,深色部分为液相区域。

当阀门未开启时,气液稳定受热,处于平衡状态。一旦打开阀门,闪蒸腔与后面的低压腔相连,闪蒸腔内气体从高压闪蒸腔流向后面低压腔,腔内的饱和液体暴露在低压下,出现闪蒸现象。初始闪蒸现象比较温和,如图4中0~0.099 s时刻的图像所示,被称为温和闪蒸阶段。可以看到,液面由平静慢慢变得与气泡掺混加剧,出现被称为“泡沫层”的气液掺混层。此时,闪蒸现象逐渐从气液界面传播侵入下面平静的液体,这可能是由于深度越深的液体压强越大,对应的饱和温度越高。在阀门打开前,液体各液面温度相差不超过0.5℃,可近似认为液体温度均匀。因此,深度越深的液体在静水压作用下仍处于未饱和状态。随着阀门开启,闪蒸腔内压力下降,深度较深的液体逐步达到饱和再变成过热液体,闪蒸现象也逐步从气液界面深入到液体深处。如图4中0.132~0.165 s时刻的图像所示,随着气液界面抵达液相底部,闪蒸现象已从初始的温和状态变为剧烈变化,并维持到起始阶段结束。因此,此阶段被称为剧烈闪蒸阶段,从温和闪蒸过渡进入剧烈闪蒸的整个阶段则被称为闪蒸起始阶段。

4 数据分析

4.1 起始阶段 V 型压降

基于1.2节中所述的气液两相界面换热关系式(18),以及质量能量关系式(1)~(4),以初始温度120℃、初始液面高度14 cm、阀门开度100%的工况为例进行理论计算。为使得计算结果具有足够的实验数据支撑,在相同工况下反复进行多次实验,并将闪蒸罐中实际测得的压力取平均值。图5给出了计算和实验得到的闪蒸起始阶段罐内压力的变化对比。可以看出,计算和实验结果吻合较好。

由图5还可以看出,闪蒸起始阶段,闪蒸罐内的压力先急剧下降,然后在极短时间内回升,到达一定程度后再次下降,进入剧烈闪蒸阶段;在一段时间后产生拐点,闪蒸速率快速下降,进入温和闪蒸阶段。整个过程呈现出一种V型走向,因而被称为闪蒸V型起始阶段。这是一个建立动态平衡的过程,在闪蒸进入稳定膨胀阶段之前,由于压力快速降低产生的过热度,饱和液体开启闪蒸过程,但闪蒸产生的大量气体又会因为其快速膨胀而导致腔内压力的回升,从而抑制闪蒸发生。这一双向变化是构成起始阶段压力V型变化的主要原因。

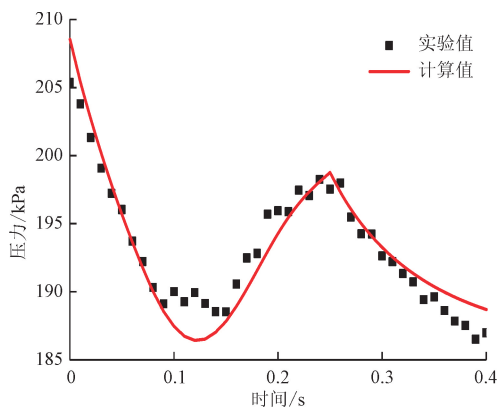


图5 闪蒸起始阶段的V型压降现象

Fig. 5 V-shaped pressure drop phenomenon in the initial stage of flash evaporation

为进一步阐明压力变化的主要控制因素,将闪蒸V型起始阶段分为压力骤降、压力回升、准稳态3个阶段。在压力骤降阶段,阀门开启瞬间气相快速流出导致腔内压力快速降低,液体过热度迅速释放,引发剧烈闪蒸,进而导致闪蒸罐内压力进入回升阶段。在此过程中,闪蒸产生的大量蒸汽部分补偿了流出气体,同时蒸汽膨胀抑制压降,形成局部压力回升,直到蒸汽持续流出到一定程度后,腔内压力进入缓慢下降的准稳态,由剩余过热度驱动的闪蒸速率开始逐渐降低。这一动态过程表明:闪蒸起始阶段的能量转换受控于压力与过热度的反馈机制,这与Leidenfrost效应中的自维持蒸发^[28]十分类似。

4.2 初始温度对闪蒸速率的影响

为进一步验证计算模型的准确性,通过改变阀门开度和初始温度开展反复实验,将同一时刻下压力的理论计算值与实验值进行比对,得到的结果如图6所示。结合3组实验数据对拟合模型进行评估,发现计算压力值的误差在-1.85%~5.82%,与实验结果的吻合度最高可达94.18%,表明其在一

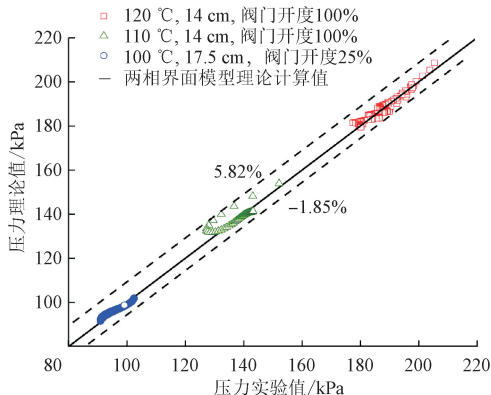


图6 闪蒸起始阶段压力理论值与实验值的对比

Fig. 6 Comparison between theoretical and experimental values of pressure in the initial stage of flash evaporation

定温度和压力范围内对闪蒸起始阶段的拟合效果较好。

理论计算中,选择初始温度分别为 100、110、120 ℃,初始液面高度分别为 14.0、17.5 cm,阀门开度分别为 25%、100%,对应于实验中的最小阀门开度和最大阀门开度。在保持闪蒸罐的初始液面高度为 17.5 cm、阀门开度为 100%的前提下,改变初始温度可以调节闪蒸腔与真空罐间的初始压差,从而改变闪蒸起始阶段的过热度。在闪蒸起始阶段,初始温度升高时,过热度极大值与最大闪蒸速率的关系如图 7 所示。

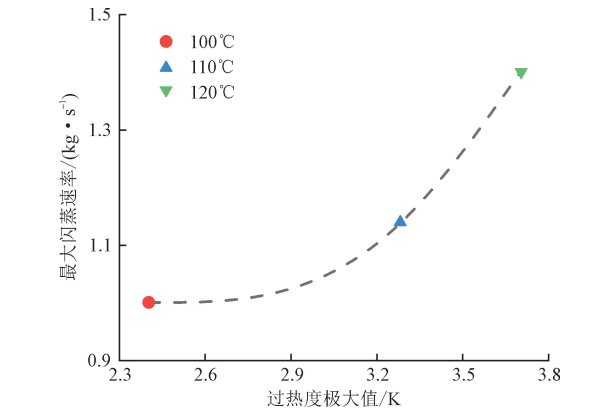


图 7 不同初始温度下过热度极大值与最大闪蒸速率的关系
Fig. 7 Relationship between the maximum superheat and the maximum flash rate at different initial temperatures

由图 7 可见,初始温度分别为 100、110、120 ℃时,温度每提升 10 ℃,过热度极大值增加约 15%,最大闪蒸速率提升 20%~30%。从热力学角度来看,过热度为闪蒸中转化为蒸发潜热的驱动力,在闪蒸腔内初始压力高于大气压的情况下,提高初始温度可以直接提升液体的初始过热度 ΔT ,而闪蒸质量 m_f 又与 ΔT 正相关,即单位时间的闪蒸量得到提升。从动力学角度来看,高温下液体黏度降低,气泡脱离阻力减小,生成频率提高,进一步强化了界面传热系数。上述变化趋势与经典 Nukiyama 曲线^[29]相吻合,进一步佐证了闪蒸起始阶段的传热机制介于核态沸腾与过渡沸腾之间。

4.3 阀门开度对闪蒸速率的影响

保持初始温度为 100 ℃、初始液面高度为 17.5 cm,通过改变闪蒸罐阀门开度,调节闪蒸起始阶段的压降速率。图 8 给出了闪蒸起始阶段平均压降速率与阀门开度的关系。由图可见,平均压降速率与阀门开度几乎呈线性关系,且随阀门开度变大,平均压降速率均匀上升。

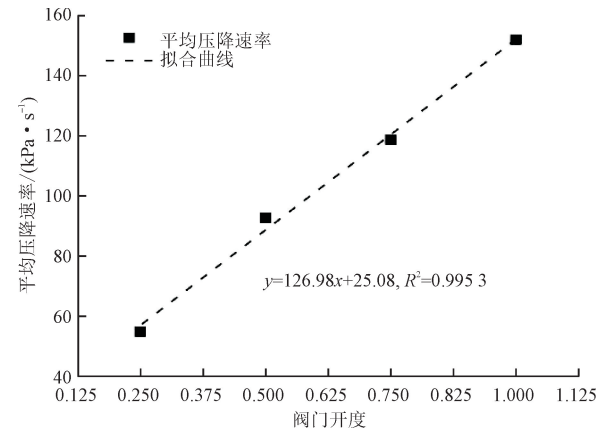


图 8 工质平均压降速率随阀门开度的变化
Fig. 8 Average pressure drop rate of the working fluid varies with the valve opening

为进一步阐明阀门开度对过热度极大值的影响机理,图 9 给出了起始阶段中过热度极大值和平均压降速率随阀门开度增大的变化情况。由图可见,将阀门开度从 25% 加大至 70%,过热度极大值从 2.01 K 提高至 2.29 K。这是由于随着阀门开度增大,气体流出闪蒸腔的速率增加,闪蒸起始阶段平均压降速率也从 54.73 kPa/s 提升至 122.47 kPa/s,对应压力下液体的饱和温度下降也越快,进一步导致过热度极大值的增大,为工质闪蒸提供更多蒸发潜热,从而提高了闪蒸速率。

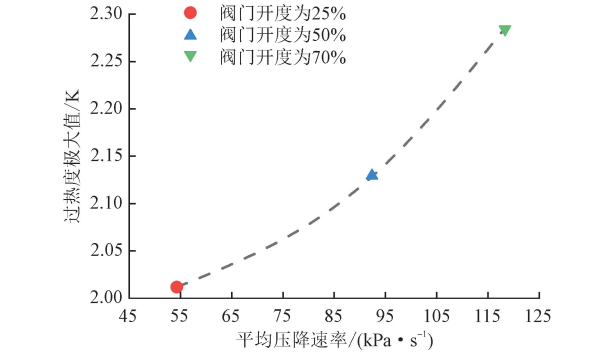


图 9 不同阀门开度下平均压降速率与过热度极大值的关系
Fig. 9 Relationship between the average pressure drop rate and the maximum superheat at different valve openings

为进一步验证上述结论,通过温度压力补偿涡街质量流量计对出口闪蒸速率进行了测量,得到结果如图 10 所示。由图可见,随着阀门开度从 25% 增加至 70%,平均压降速率提高,闪蒸速率从 0.38 kg/s 非线性提升到 0.56 kg/s,其变化趋势与过热度极大值高度相似。这进一步表明在该温度和

压力范围内,平均压降速率变化引起过热度极大值升高是工质闪蒸速率增大的直接原因。此外,平均压降速率越大,闪蒸速率的增大也越明显。这一现象与 Dewangan 等^[19]提出的二次成核理论相一致,即高压差下液体内部微观空穴被激活,引发多点闪蒸,进而增强了闪蒸速率。

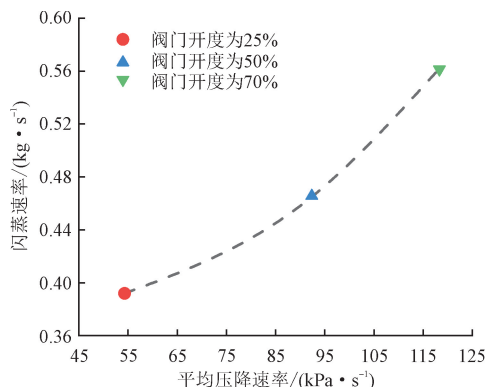


图10 不同阀门开度下平均压降速率与闪蒸速率的关系

Fig. 10 Relationship between average pressure drop rate and flashing rate at different valve openings

5 结 论

通过理论建模与实验分析,揭示了 90~150 °C、5~220 kPa 工况下,水工质非平衡闪蒸起始阶段的热力学特性及关键影响因素。得到如下主要结论。

(1) 闪蒸起始阶段压力变化呈现独特的“V 型”特征,表明闪蒸初期存在动态平衡建立过程,压力骤降与回升交替主导相变强度。

(2) 基于无量纲参数的气液界面传热模型能够有效预测闪蒸起始阶段的压力与温度演变,模型与实验结果的吻合度达 94 % 以上,验证了理论方法的可靠性。

(3) 初始温度与阀门开度是调控闪蒸强度的核心参数,初始温度每升高 10 °C,过热度极大值增加约 15 %,闪蒸速率提升 20 %~30 %;阀门开度增大可线性提高压降速率,进而强化闪蒸效应。

本研究为 TFC 系统中两相膨胀机的设计与运行优化提供了重要参考。未来研究可进一步结合多相流动态模拟及高精度传感器,深入解析复杂工况下闪蒸的非稳态传热机制。

参考文献:

[1] KANNO H, SHIKAZONO N. Experimental and modeling study on adiabatic two-phase expansion in a cylinder [J].

International Journal of Heat and Mass Transfer, 2015, 86: 755-763.

[2] KANNO H, SHIKAZONO N. Experimental study on two-phase adiabatic expansion in a reciprocating expander with intake and exhaust processes [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, 102: 1004-1011.

[3] BIANCHI G, KENNEDY S, ZAHER O, et al. Numerical modeling of a two-phase twin-screw expander for trilateral flash cycle applications [J]. International Journal of Refrigeration, 2018, 88: 248-259.

[4] SMITH I K. Development of the trilateral flash cycle system: part 1 fundamental considerations [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part A Journal of Power and Energy, 1993, 207(3): 179-194.

[5] SMITH I K, PITANGA MARQUES DA SILVA R. Development of the trilateral flash cycle system: part 2 increasing power output with working fluid mixtures [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part A Journal of Power and Energy, 1994, 208(2): 135-144.

[6] SMITH I K, STOŠIĆ N, ALDIS C A. Development of the trilateral flash cycle system: part 3 the design of high-efficiency two-phase screw expanders [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part A Journal of Power and Energy, 1996, 210(1): 75-93.

[7] LI Xiaoran, WU Weifeng, ZHANG Yin, et al. Characteristics study of non-equilibrium flash for two-phase expansion based on equivalent expansion experiments [J]. Applied Energy, 2024, 358: 122551.

[8] WU Weifeng, WANG Qi, ZHANG Zhao, et al. Influence of evaporating rate on two-phase expansion in the piston expander with cyclone separator [J]. Thermal Science, 2020, 24(Part B): 2077-2088.

[9] NIU Lu, HOU Yu, SUN Wan, et al. The measurement of thermodynamic performance in cryogenic two-phase turbo-expander [J]. Cryogenics, 2015, 70: 76-84.

[10] VASUTHEVAN H, BRÜMMER A. Theoretical investigation of flash vaporisation in a screw expander [C]//IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Bristol, United Kingdom: IOP Publishing, 2017: 012077.

[11] MIYATAKE O, MURAKAMI K, KAWATA Y, et al. Fundamental experiments with flash evaporation [J]. Heat Transfer-Japanese Research, 1973, 2(4): 89-100.

[12] GUO Y L, YAN J J, CHONG D T, et al. Experi-

- mental investigation on some key variables during pool water flash evaporation [J]. AIP Conference Proceedings, 2010, 1207(1): 380-385.
- [13] ZHANG Dan, CHONG Daotong, YAN Junjie, et al. Experimental study on static flash evaporation of aqueous NaCl solution at different flash speed: heat transfer characteristics [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2013, 65: 584-591.
- [14] GALOPPI G, SECCHI R, FERRARI L, et al. Radial piston expander as a throttling valve in a heat pump: focus on the 2-phase expansion [J]. International Journal of Refrigeration, 2017, 82: 273-282.
- [15] YANG Qingzhong, ZHAO Bingchao, ZHANG Dan, et al. Experimental study on heat transfer characteristics in static flash evaporation of aqueous NaCl solution [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, 102: 1093-1099.
- [16] YANG Qingzhong, ZHANG Dan, YAN Junjie, et al. Experimental study on energy conversion in static flash evaporation of aqueous NaCl solution [J]. Desalination, 2018, 430: 56-63.
- [17] YAN Junjie, ZHANG Dan, CHONG Daotong, et al. Experimental study on static/circulatory flash evaporation [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2010, 53(23/24): 5528-5535.
- [18] 王超, 陈学, 胥蕊娜, 等. 低压加热条件下水膜蒸发特性 [J]. 中国科学院大学学报, 2018, 35(2): 188-192.
WANG Chao, CHEN Xue, XU Ruina, et al. Water film heating evaporation under low pressure [J]. Journal of University of Chinese Academy of Sciences, 2018, 35(2): 188-192.
- [19] DEWANGAN K K, DAS P K. Numerical simulation of flash evaporation in the presence of secondary nucleation [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2021, 142: 103703.
- [20] CHI Jun, SHEN Shengqiang, MU Xingsen. Experimental study on thermal characteristics of pure water flashing evaporation from thin-liquid film [J]. Applied Thermal Engineering, 2023, 233: 121075.
- [21] 栾振博. 管内水过冷流动沸腾传热系数关联式研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2020: 10-18.
- [22] 陶文铨. 传热学(第五版) [M]. 北京: 高等教育出版社, 2019.
- [23] PIORO I L, ROHSENOW W, DOERFFER S S. Nucleate pool-boiling heat transfer: I review of parametric effects of boiling surface [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004, 47(23): 5033-5044.
- [24] COLE R, PAPAIZIAN J M, WILCOX W R. Bubble departure radii at solidification interfaces [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1980, 23(2): 219-224.
- [25] HAMZEKHANI S, MANIAVI FALAHIEH M, AKBARI A. Bubble departure diameter in nucleate pool boiling at saturation: pure liquids and binary mixtures [J]. International Journal of Refrigeration, 2014, 46: 50-58.
- [26] KIM J, KIM M H. On the departure behaviors of bubble at nucleate pool boiling [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2006, 32(10/11): 1269-1286.
- [27] Moffat R J. Contributions to the theory of single-sample uncertainty analysis [J]. Journal of Fluids Engineering, 1982, 104(2): 250-258.
- [28] LEIDENFROST J G. De aquae communis nonnullis qualitatibus tractatus [M]. Duisburg ad Rhenum: Ovenius, 1756.
- [29] NUKIYAMA S. The maximum and minimum values of the heat Q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1966, 9(12): 1419-1433.

(编辑 李慧敏 陶晴)