

文章编号:1000-8055(2013)12-2703-06

## 工质对毛细管内延展弯月面蒸发传热的影响

黄晓明, 金鑫, 王超, 刘伟

(华中科技大学 能源与动力工程学院, 武汉 430074)

**摘 要:** 为分析工质对系统传热传质的影响,对薄膜传输模型进行了无量纲化求解,获得了弯月面薄膜区蒸发总传热量的近似解.结果表明:同样工况下不同工质的毛细蒸发特性有很大差别,其中理想蒸发量和汽化潜热是主要影响因素.理想蒸发量反映了工质的相变传质能力,而汽化潜热则影响其相变传热能力.通过研究可知:相比甲醇、戊烷等常用工质,氨具有较好的蒸发传输特性,因此采用氨工质的两相传输系统在性能上优于同温度范围其他工质.

**关键词:** 毛细驱动相变; 毛细蒸发; 工质物性; 蒸发传热; 分析解

中图分类号: V430; TK124

文献标志码: A

### Effect of working fluid on heat transfer of evaporating extended meniscus in capillary channel

HUANG Xiao-ming, JIN Xin, WANG Chao, LIU Wei

(School of Energy and Power Engineering,

Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

**Abstract:** To make a better understanding of the influence of working fluid on system, an approximate analytic solution of integral evaporating heat transfer in the thin film region of meniscus was obtained by solving the mathematic model of heat and mass transfer of thin film. According to the analysis, heat and mass transfer characteristic of an evaporation meniscus for different working fluids differed a lot even in the same working condition. Among all physical parameters, the influences of the ideal evaporation mass and the latent heat were dramatic. The ideal evaporation mass can reflect the mass transfer capability of the working fluid, and the latent heat can reflect the heat transfer capability of the working fluid. Through the present work, it's learnt that system with ammonia has better transfer capability than that with methanol or pentane.

**Key words:** capillary pumped phase change devices; capillary evaporation; properties of working fluid; evaporating heat transfer; analytical solution

微槽热管(MHP)、毛细泵环(CPL)和回路热管(LHP)等高效换热装置在微电子器件散热、航空航天热控等领域有着广阔的应用前景.这些装置工作机制、系统构造各有不同,但它们的共同之处在于均存在界面流体相变和毛细抽吸机制,微

细通道内的毛细蒸发是这类装置的重要传热环节.对毛细蒸发弯月面的薄膜蒸发机制的深入研究,有利于更好地利用毛细结构强化相变传热,从而提高整个装置的换热性能.

微细通道的毛细蒸发如图 1(a)所示,靠近接

收稿日期:2012-11-14

网络出版地址:<http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20131111.1602.010.html>

基金项目:国家自然科学基金(51106057);华中科技大学自主创新基金(2011QN150)

作者简介:黄晓明(1976—),女,浙江余姚人,副教授、硕士生导师,博士,主要从事航空航天热控研究.

触线附近的一个微小区域被称为延展弯月面,如图 1(b)所示. 延展弯月面是毛细蒸发弯月面传热传质的关键区域,也是研究的热点<sup>[1-3]</sup>. 按照蒸发机制的不同,可将延展弯月面分为 3 个区域:①吸附区,液膜完全受固体壁面吸附力作用,蒸发质量流率为零;②薄膜区,由毛细力和脱离压力共同控制;③固有弯月面区,这一区域液体的运动主要由毛细力控制,与宏观弯月面相连,液面曲率几乎不变. 其中薄膜区的质量与能量传输最为剧烈,机制也最为复杂.

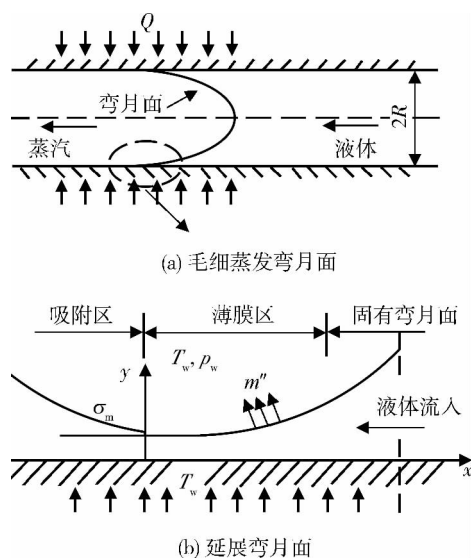


图 1 毛细通道内蒸发弯月面分析示意图  
Fig. 1 Schematic of evaporating meniscus in capillary channel

尽管尺度微小,延展弯月面薄膜区热质传输对毛细相变换热装置的影响不容忽视. Hallinan 和 DasGupta 等<sup>[4-5]</sup>探讨了延展弯月面非等温传热效应对微孔内热质传输过程的影响,指出传统毛细蒸发传热理论中等温静态假设会导致虚假冷却边界. Ranjan 等<sup>[6-7]</sup>在建立小型热管的三维数学模型时,特别指出毛细微孔汽液相变特性对系统蒸发换热有着重要影响,并建立了微观区和宏观区耦合的物理数学模型.

对薄膜区传热传质的实验研究和数值研究都表明:工质的热物性对蒸发传热量和界面稳定性有着重要影响. Wee 等<sup>[8]</sup>基于薄膜传热传质理论,通过数值分析的方法讨论了工质的极性作用对延展弯月面蒸发传热的影响,指出极性工质受到固体分子作用更为复杂,造成薄膜区长度明显延长并抑制蒸发. 文献还讨论了双元工质对抑制热毛细作用的影响. Buffone 等<sup>[9]</sup>的实验研究表

明:甲醇相对于戊烷、乙醇等工质,蒸发界面失稳的临界温度梯度要高很多. 黄晓明等<sup>[10-11]</sup>对薄膜区传热传质特性与稳定性的理论分析也表明:热物性是影响弯月面稳定蒸发的重要因素.

为更好地指导毛细相变回路系统的工质选择,本文从对这类装置起到关键作用的毛细蒸发机制出发,通过对弯月面薄膜区传热传质方程数学模型的求解,获得了薄膜区总传热量的近似分析解. 基于该分析解,探讨了工质物性参数对薄膜区总传热量的影响,提出了能够强化毛细蒸发传热的工质应具备的物性特点.

## 1 薄膜区蒸发传热数学模型

薄膜区内工质的流动受到毛细力  $p_c$  和脱离压力  $p_d$  共同作用,因而采用 Wayner 等<sup>[12]</sup>提出的增广杨-拉普拉斯方程描述,即

$$p_v - p_l = p_d + p_c \quad (1)$$

其中  $p_v$  和  $p_l$  分别表示弯月面蒸汽侧、液体侧的压力. 毛细压力  $p_c = \sigma K$ , 式中  $\sigma$  为液体表面张力,  $K$  为界面曲率,在直角坐标下有  $K \approx \delta''$ ,  $\delta''$  为液膜厚度沿长度方向的 2 阶导数.  $\delta$  为薄膜厚度. 对非极性工质有

$$p_d = -\frac{A}{\delta^3} \quad (2)$$

式中  $A$  为修正 Hamerkar 常数.

由于薄膜区厚度极薄,通常认为薄膜区的长度方向远大于厚度方向,润滑理论 (lubrication theory) 适用,故可忽略  $y$  方向上的动量变化. 由薄膜区动量守恒可得薄膜区液体速度分布函数

$$u = \frac{1}{\mu} \left( \frac{dp_l}{dx} \right) \left( \frac{y^2}{2} - \delta y \right) \quad (3)$$

式中  $\mu$  为液体动力黏度.

进而获得薄膜区某流动截面液体的质量流率为

$$\Gamma = \rho \int_0^\delta u dy = -\frac{\delta^3}{3\nu} \frac{dp_l}{dx} \quad (4)$$

其中  $\nu$  为液体的运动黏度.

基于润滑理论,薄膜区界面蒸发质量流率  $m''$  与薄膜区内液体质量流量  $\Gamma$  之间有

$$m'' = -\frac{d\Gamma}{dx} \quad (5)$$

Wayner 等<sup>[12]</sup>基于分子运动论和克拉伯龙方程将  $m''$  表示成界面处温度和压力跳跃的函数

$$m'' = a(T_i - T_v) - b(p_c + p_d) \quad (6)$$

式中  $T_i$  为气液界面温度;  $T_v$  为界面蒸气侧的温度. 系数  $a$  和  $b$  定义如下:

$$a = C \left( \frac{M}{2\pi RT_i} \right)^{1/2} \left( \frac{p_{v,s} M h_{fg}}{RT_v T_i} \right) \quad (7)$$

$$b = C \left( \frac{M}{2\pi RT_i} \right)^{1/2} \left( \frac{p_{v,s} V_1}{RT_i} \right) \quad (8)$$

式中  $C$  是调节系数,对非极性工质取 2.0;  $M$  为工质千摩尔质量;  $R$  为通用气体常数;  $h_{fg}$  为工质在温度  $T_i$  下的汽化潜热. 式(6)中的薄膜界面温度  $T_i$ , 根据液膜局部热平衡可得

$$T_i = -(m'' h_{fg} / \kappa_1) \delta + T_w \quad (9)$$

式中  $\kappa_1$  为液体导热系数,  $T_w$  为壁面温度. 联合式(1)~式(9)可得薄膜区厚度分布函数

$$\frac{d}{dx} \left[ \left( \sigma \delta''' - \frac{3A\delta'}{\delta^4} \right) \frac{\delta^3}{3\nu} \right] = -m'' \quad (10)$$

式(10)即为薄膜区厚度分布函数.

## 2 模型无量纲化

本文对上述数学模型的无量纲化与文献[13-14]类似, 引入如下特征量, 定义各无量纲变量为

$$\eta = \frac{\delta}{\delta_0}, \quad \xi = \frac{x}{x_0}, \quad \theta = \frac{T_i - T_v}{T_w - T_v} \quad (11)$$

$$\Pi^* = \frac{\Pi}{\Pi_0} = \frac{1}{\eta^3}, \quad \tilde{m}'' = \frac{m''}{m''_{id}}, \quad u^* = \frac{u}{u_0}$$

其中特征厚度  $\delta_0$  取吸附区厚度, 也是薄膜区最小厚度. 根据吸附区  $m'' = 0$ , 有

$$\delta_0 = \left( \frac{a}{b} \frac{A}{T_w - T_v} \right)^{1/3} = \left( \frac{V_1 T_v A}{M h_{fg} \Delta T} \right)^{1/3} \quad (12)$$

$m''_{id}$  为界面理想蒸发质量流率, 即忽略界面压差对蒸发的抑制作用后的蒸发质量流率

$$m''_{id} \approx a(T_w - T_v) \quad (13)$$

通过  $m''_{id}$  定义特征速度  $u_0$ , 即  $\rho_0 u_0 = m''_{id}$ .

通常情况下, 薄膜区的液膜斜率足够小, 因而在这里忽略  $p_c$  的影响, 可得简化后的无量纲薄膜区厚度的方程

$$-\frac{A}{x_0^2 \nu m''_{id}} \frac{d}{d\xi} \left[ \frac{1}{\eta} \frac{d\eta}{d\xi} \right] = \frac{1}{1 + \left[ \frac{h_{fg} m''_{id}}{(\kappa_1 / \delta_0) \Delta T} \right] \eta} \left( 1 - \frac{1}{\eta^3} \right) \quad (14)$$

令  $x_0 \equiv \sqrt{A / \nu m''_{id}}$ , 并定义特征热阻比

$$K_r = \frac{h_{fg} m''_{id}}{(\kappa_1 / \delta_0) \Delta T} = \frac{a h_{fg}}{\kappa_1 / \delta_0} \quad (15)$$

由前期对薄膜区完整模型(无简化条件)的数值求解结果(参考文献[10])可知,  $\eta$  的值很快趋于较大值, 因此  $1 - 1/\eta^3 \approx 1$ , 则式(14)转化为

$$-\frac{d}{d\xi} \left( \frac{1}{\eta} \frac{d\eta}{d\xi} \right) = \frac{1}{1 + K_r \eta} \quad (16)$$

相应的两个边界条件为

$$\xi \rightarrow 0: \eta = 1 \text{ 及 } d\eta/d\xi \rightarrow 0 \quad (17)$$

## 3 弯月面总传热量分析

### 3.1 总传热量 $Q_t$ 的近似解

对稳定蒸发的弯月面, 其总传热量等于界面蒸发液体的总汽化潜热, 即

$$Q_t = \int_0^l m''(x) h_{fg} dx \quad (18)$$

式中  $l$  为薄膜区总长度.

根据式(5)给出的  $m''(x)$  与  $\Gamma$  之间的关系可知, 弯月面总蒸发量等于薄膜区末端 ( $x = l$ ) 液体的质量流率, 则式(18)可变为

$$Q_t = \Gamma h_{fg} |_{x=l} = \frac{A h_{fg}}{\nu} \left( \frac{1}{\delta} \frac{d\delta}{dx} \right)_{x=l} \quad (19)$$

因此在求取  $Q_t$  的近似解时, 可取  $\eta \rightarrow \infty$ , 即

$$Q_t = \frac{A h_{fg}}{\nu x_0} \left( \frac{1}{\eta} \frac{d\eta}{d\xi} \right)_{\eta \rightarrow \infty} \quad (20)$$

由式(16)可得

$$\frac{1}{\eta} \frac{d\eta}{d\xi} = \sqrt{2} \sqrt{\ln \left[ \frac{(1 + K_r) \eta}{1 + K_r \eta} \right]} \quad (21)$$

则薄膜区总热传输量的近似分析解为

$$Q_t = \frac{A h_{fg}}{\nu x_0} \sqrt{2 \ln \frac{1 + K_r}{K_r}} \quad (22)$$

由式(22)可以看出, 除决定薄膜蒸发传热条件的过热度  $\Delta T$  和蒸发温度  $T_v$  外, 工质的热物性参数对  $Q_t$  有很大影响. 式(22)还可以写为

$$Q_t = m''_{id} h_{fg} x_0 \sqrt{2 \ln(1 + K_r^{-1})} \quad (23)$$

观察  $Q_t$  的组成, 可以将其分为两部分. 一部分是由特征热阻比  $K_r$  决定的函数  $\sqrt{2 \ln(1 + K_r^{-1})}$ , 另一部分为  $m''_{id} h_{fg} x_0$ , 反映了薄膜区理想最大传热量.

### 3.2 特征热阻比 $K_r$ 值的讨论

分析定义式(15)可知,  $K_r$  是薄膜区最小导热热阻与理想蒸发热阻的比值, 它反映了薄膜导热热阻与蒸发换热热阻两个特征量的关系. 蒸发薄膜两个热阻如图 2 所示(图中  $h_{lv}$  为界面蒸发传热系数),  $q''_{men}$  为通过液面的热流,  $R_{cond}$  为弯月面导热阻,  $R_{evap}$  为界面蒸发热阻. 当  $K_r \rightarrow 0$ , 表明导热热阻相对蒸发换热热阻可以忽略不计, 则  $T_{lv} \approx T_w$ , 此时薄膜蒸发换热条件良好, 蒸发传热量也较大, 其对应的典型情况如薄膜区前端液膜极薄

时的传热. 当  $K_r \rightarrow \infty$ , 表明薄膜导热热阻相对蒸发换热热阻极大, 对应薄膜厚度较大的情况, 此时,  $T_{lv} \approx T_v$ , 蒸发传热量很小, 典型的情况如固有弯月面区薄膜较厚的情况.

图 3 给出了式(22)中与  $K_r$  相关的函数随  $K_r$  值的变化. 由图也可看出,  $K_r \rightarrow 0$  和  $K_r \rightarrow \infty$  对  $Q_i$  函数的影响, 与上述讨论一致. 由图 3 还可知, 为获得较大  $Q_i$ , 工质应具有较小的  $K_r$  值.

图 4 给出了几种典型热管工质的  $K_r$  值. 氨的  $K_r$  值最大, 戊烷其次, 甲醇最小. 其主要原因是氨

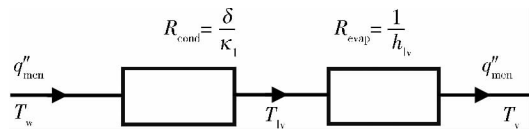


图 2 蒸发薄膜热阻关系图

Fig. 2 Thermal resistance of an evaporating thin film

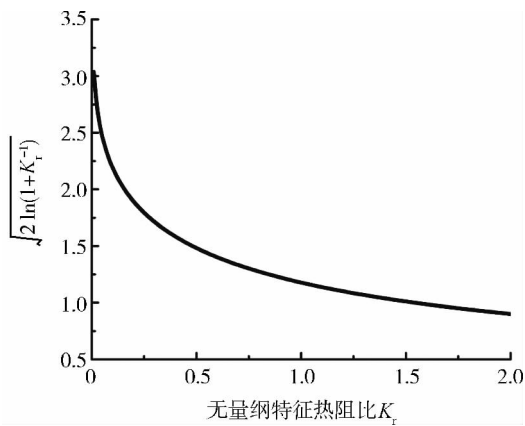


图 3  $\sqrt{2 \ln(1 + K_r^{-1})}$  的值随  $K_r$  的变化

Fig. 3 Variation of  $\sqrt{2 \ln(1 + K_r^{-1})}$  with different  $K_r$

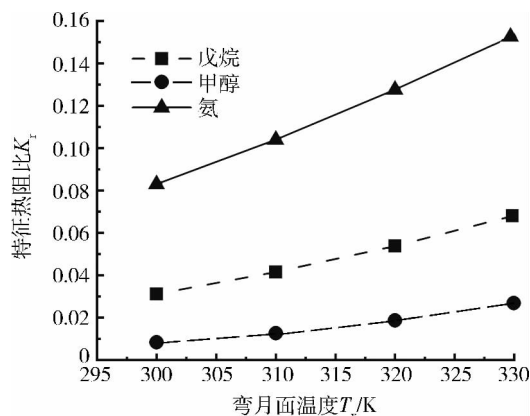


图 4 几种典型工质  $K_r$  值随的  $T_v$  变化

Fig. 4 Value of  $K_r$  for several typical working fluid with different  $T_v$

的物性决定了其吸附区薄膜厚度略大于戊烷和甲醇, 使其  $K_r$  值增大. 但总体来说, 三种典型工质的  $K_r$  值都不大, 因此  $\ln(1 + K_r^{-1})$  的变化范围在 2~3 之间, 相较于下面讨论的  $m''_{id} h_{fg} x_0$ , 其影响较小. 观察图 4 还可知, 对同种物质来说, 弯月面工作条件对其特征无量纲热阻也有影响. 随着  $T_v$  的升高,  $K_r$  值增大, 会对工质蒸发传热产生一定抑制作用.

### 3.3 理想蒸发传热量 $m''_{id} h_{fg} x_0$ 的讨论

$m''_{id}$  为忽略界面压差的理想蒸发质量流率, 也是在一定传热条件下薄膜的最大蒸发率. 由式(13)可知,  $m''_{id}$  与薄膜蒸发的传热条件 ( $T_v, \Delta T$ ) 有很大关系, 此外物性参数中饱和蒸汽压  $p_v$  以及汽化潜热  $h_{fg}$  也使得不同工质在同样工作条件下存在较大差异. 表 1 给出了三种典型工质的基本参数, 由表中给出的数据可以看出, 氨的  $p_v$  和  $h_{fg}$  远大于其他两种工质, 因此其  $m''_{id}$  值在相同传热条件下远大于其他两种工质, 如图 5 所示. 戊烷的汽化潜热远小于其他两种工质, 这对其蒸发传热影响较大, 在总体传热性能上, 戊烷要劣于其他两种工质.

表 1 几种工质物性参数的比较 (300 K)

Table 1 Comparison of thermoproperties for typical working fluids (300 K)

热物性	氨	戊烷	甲醇
$p_v$ / Pa	1 066 600	73 600	18 800
$h_{fg}$ / (kJ/kg)	1 187	361	1 166
$\kappa_l$ / (W/(m · K))	0.48	0.111	0.209
$\sigma$ / (N/m)	0.086	0.0484	0.0564
$\mu_l$ / $10^{-7}$ (N · s/m <sup>2</sup> )	2.16	3.46	8.12

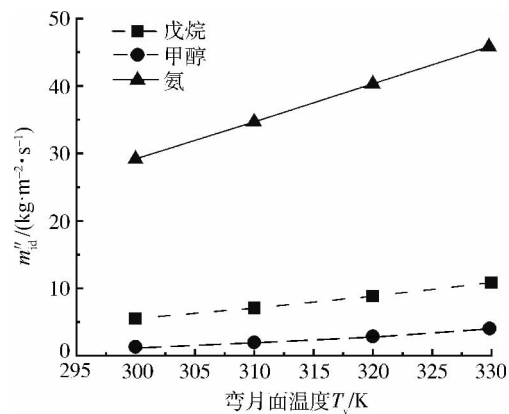


图 5 不同工质  $m''_{id}$  随弯月面温度  $T_v$  的变化

Fig. 5 Value of  $m''_{id}$  for typical working fluids with different meniscus temperature  $T_v$

薄膜区长度特征量  $x_0 \equiv \sqrt{A/\nu m''_{id}}$ .  $m''_{id}$  越大的工质,  $x_0$  越小. 弯月面的工作原理可以很好地解释这一现象. 当界面蒸发质量流率较大时, 弯月面不得不增大接触角, 以产生更大的毛细抽吸力, 从而获得足够的液体补充界面蒸发. 接触角增大, 意味着弯月面的厚度增长更快, 薄膜区长度也会减小, 因此, 表征薄膜区长度的特征量  $x_0$  也随之减小. 图 6 给出了三种工质在同样  $\Delta T$  条件下, 随蒸发温度  $T_v$  的变化. 由图可知, 在同样条件下, 蒸发特性最好的氨的特征量  $x_0$  最小, 且随着  $T_v$  的改变, 三种工质的  $x_0$  都随之减小.

综合  $m''_{id} h_{fg} x_0$ , 由于  $x_0$  是  $m''_{id}^{-0.5}$  的函数, 因此当  $m''_{id}$  增大仍然会使  $Q_t$  提高. 图 7 给出了三种工质总传热量  $Q_t$  随  $T_v$  的变化规律. 可以看到,  $m''_{id}$  较大的氨, 在各种蒸发温度  $T_v$  下, 其薄膜区

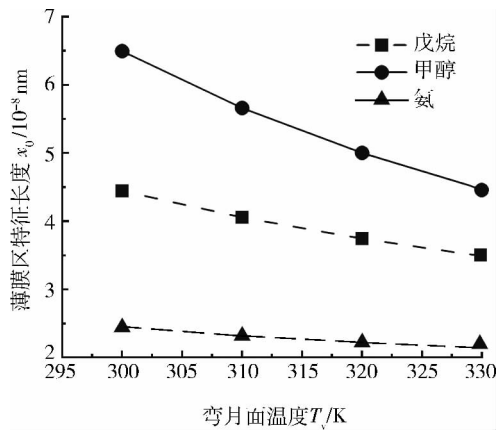


图 6 各种工质  $x_0$  随  $T_v$  的变化

Fig. 6 Value of  $x_0$  for typical working fluids with different meniscus temperature  $T_v$

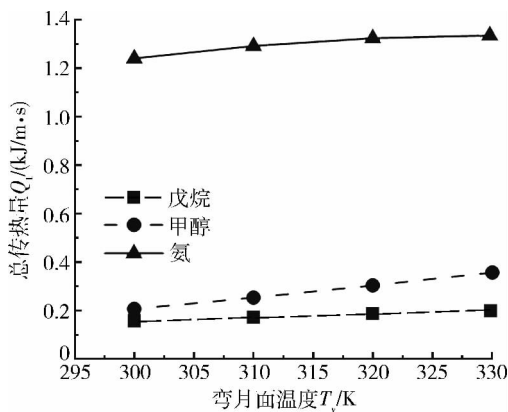


图 7 不同工质总传热量  $Q_t$  随  $T_v$  的变化 ( $\Delta T=1\text{K}$ )

Fig. 7 Total heat flux  $Q_t$  for typical working fluids with different  $T_v$  under  $\Delta T=1\text{K}$

总传热量  $Q_t$  都远远大于其他两种工质. 对甲醇和戊烷来说, 尽管甲醇的蒸发特性不如戊烷, 但其汽化潜热是戊烷的 3 倍左右, 因此, 其总体蒸发传热特性要大于戊烷, 如图 7 所示.

由于  $m''_{id}$  受薄膜过热度  $\Delta T$  的影响也较大, 因此当  $\Delta T$  增大时, 几种工质的  $Q_t$  都有较大的增长, 特别是氨, 如图 8 所示. 因此对毛细芯来说, 若有局部烧干现象的发生, 氨工质的传热极限应将会有较大提前.

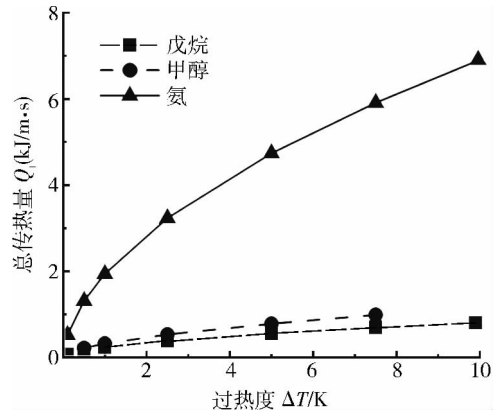


图 8 不同工质总传热量  $Q_t$  随  $\Delta T$  的变化 ( $T_v=300\text{K}$ )

Fig. 8 Total heat flux  $Q_t$  for typical working fluids with different  $\Delta T$  under  $T_v=300\text{K}$

## 4 结 论

本文基于薄膜区传热传质方程获得了毛细蒸发弯月面薄膜区总传热量的分析解, 并基于该分析解, 对工质热物性在强化毛细蒸发传热方面的作用进行了深入讨论, 获得如下结论:

1) 工质热物性对毛细管内的蒸发传热有较大影响, 在同样工作条件下 ( $T_v, \Delta T$ ), 几种工质的蒸发传热特性有较大差别, 因而可通过工质的选取, 提高该类装置传输特性.

2) 从弯月面薄膜蒸发总传热量近似分析解可以看出, 特征热阻比  $K_r$  越小, 对弯月面蒸发传热越有利. 但总体来说, 其影响较小.

3)  $m''_{id}$  和  $h_{fg}$  随总传热量的影响最大.  $m''_{id}$  较大意味着蒸发特性好, 而  $h_{fg}$  则反映了蒸发相变传热能力. 氨是几种工质中蒸发传热性能最好的, 但可能会在高热流密度下, 使传热极限较早发生.

以上结论可以很好地解释目前在相关的实验研究中, 氨系统的传热性能通常要优于其他同温度范围的工质<sup>[15]</sup>. 本研究对指导毛细驱动两相装

置工质选择和理解薄膜区传热传质机理有着重要意义。

### 参考文献:

- [1] Maroo S C, Chung J N. Heat transfer characteristics and pressure variation in a nanoscale evaporating meniscus[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2010, 53(15/16): 3335-3345.
- [2] Dhavaleswarapu H K, Murthy J Y, Garimella S V. Numerical investigation of an evaporating meniscus in a channel [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2012, 55(4): 915-924.
- [3] Harmand S, Sefiane K, Lanciala N, et al. Experimental and theoretical investigation of the evaporation and stability of a meniscus in a flat micro-channel[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2011, 50(10): 1845-1852.
- [4] Hallinan K P, Chebaro H C, Kim S J, et al. Evaporation from an extended meniscus for non-isothermal interfacial conditions[J]. Journal of Thermo-physics and Heat Transfer, 1994, 8(4): 709-716.
- [5] DasGupta S, Schonberg J A Jr., Wayner P C. Investigation of an evaporating extended meniscus based on the augmented Young-Laplace equation[J]. ASME Journal of Heat Transfer, 2006, 115(1): 201-210.
- [6] Ranjan R, Murthy J Y, Garimella S V. A microscale model for thin-film evaporation in capillary wick structures[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2011, 54(1/2/3): 169-179.
- [7] Ranjan R, Murthy J Y, Garimella S V. Analysis of the wicking and thin-film evaporation characteristics of wick microstructure[J]. ASME Journal of Heat Transfer, 2009, 131(10): 101001. 1-101001. 11.
- [8] Wee S K, Kihm D K, Pratt D M, et al. Microscale heat and mass transport of evaporating thin film of binary mixture [J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2006, 20(2): 320-327.
- [9] Buffone C, Sefiane K, Easson W. Marangoni-driven instability of an evaporating liquid-vapor interface[J]. Physical Review E, 2005, 71(5): 056302. 1-056302. 8.
- [10] 黄晓明, Kaya T. 蒸发毛细弯液面热质传输特征及其稳定性分析[J]. 西安交通大学学报, 2010, 44(3): 21-25. HUANG Xiaoming, Kaya T. Heat and mass transfer characteristics and stability of capillary evaporating meniscus [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2010, 44(3): 21-25. (in Chinese)
- [11] 黄晓明, Kaya T. 基于线性稳定分析的显示蒸发毛细弯液面稳定判据[J]. 宇航学报, 2010, 31(5): 1487-1494. HUANG Xiaoming, Kaya T. A linear stability analysis based explicit stability criterion of capillary evaporating meniscus[J]. Journal of Astronautics, 2010, 31(5): 1487-1494. (in Chinese)
- [12] Wayner P C Jr., Kao Y K. The interline heat transfer coefficient of an evaporating wetting film [J]. International Journal of Heat Mass Transfer, 1976, 19(5): 487-492.
- [13] Schonberg J A, Wayner P C Jr. Analytical solution for the integral contact line evaporative heat sink[J]. Journal of Thermophysics, 1990, 6(1): 128-134.
- [14] Wang H, Garimella S V, Murthy U Y. An analytical solution for the total heat transfer in the thin-film region of an evaporating meniscus [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2008, 51(25/26): 6317-6322.
- [15] Launay S, Sartre V, Bonjour J. Parametric analysis of loop heat pipe operation: a literature review [J]. International Journal Thermal Sciences, 2007, 47(6): 621-636.