

# 重力热管弹状流工况的简化分析

唐志伟<sup>1</sup> 连晨舟<sup>2</sup> 蒋章焰<sup>3</sup> 马重芳<sup>1</sup>

(1. 北京工业大学, 北京 100022; 2. 清华大学, 北京 100084;

3. 中国科学院工程热物理研究所, 北京 100080)

**摘 要** 对重力热管弹状流工况进行简化分析, 定量描述工业热管工作过程中蒸发段内汽泡的喷涌现象, 给出液塞在弹状汽泡携带下的提升高度  $L_5$  和体积流量与两端压力间的定量关系。

**关键词** 重力热管; 弹状流; 喷涌现象

**中图分类号**: TK124 **文献标识码**: A **文章编号**: 0253-231X(2002)03-0345-03

## THE ANALYSES ON THE PERFORMANCE OF THE SLUG FLOW IN GRAVITY HEAT PIPES

TANG Zhi-Wei<sup>1</sup> LIAN Chen-Zhou<sup>2</sup> JIANG Zhang-Yan<sup>3</sup> MA Zhong-Fang<sup>1</sup>

(1. Beijing Polytechnic University, Beijing 100022, China; 2. Qinghua University, Beijing 100084, China;

3. Institute of Engineering Thermophysics, CAS, Beijing 100080, China)

**Abstract** This paper presents the detailed analyses and simplifications on the slug flow regimes inside gravity heat pipes. The slug flow in the evaporation section of industrially used heat pipes is quantitatively described. The result reveals the explicit relation of the lift length of the liquid slugs carried by vapour plug with volumetric flow rate and pressures at both ends of pipes.

**Key words** gravity heat pipe; slug flow; geyser boiling

## 1 引言

重力热管作为一种高效相变传热元件的优良特性, 已在低位余热回收中得到充分展示。然而要保证重力热管充分发挥其效能, 除了要注意相容性问题之外, 深入探究其内部耦合的汽-液两相流过程, 给出影响性能的关键作用参数及其定量关系, 也是至关重要的。热管蒸发段喷涌沸腾的机理及其定量关系, 仍是一个有待继续深入研究的问题。本文将从弹状流的角度对这一问题作简化分析。

## 2 弹状汽泡的形成及其对热管蒸发段液池的作用

管内垂直向上汽-液两相流的实验观测表明, 当  $0.25 \leq \varepsilon < 0.6 \sim 0.7$  时, 流型为弹状流, 并由此引发弹状汽泡携带位于其上的液塞提升的弹状流唧送作用<sup>[1,2]</sup>。可以认为当体积含汽量  $\varepsilon_1 = 0.25 - 0.05 = 0.20$  时开始向弹状流过渡, 而当体积含汽量  $\varepsilon_2 = 0.25 + 0.05$  时过渡完成<sup>[2]</sup>。对于重力热

管, 沸腾液膜携带的汽泡进入液池, 将是液池中形成弹状汽泡的重要激发因素。另一方面, 分析重力热管内部热力循环过程, 可以看出重力对冷凝液膜有两个作用: 一是使其克服摩擦力回流到蒸发段, 一是对液池中的液体起压缩作用, 使液池中的液体压力升高, 以保证循环的持续进行。回流冷凝液膜对液池的后一作用, 作为初步近似, 可按顶部近液面冲击液体射流处理。据此, 作为初步近似, 假定液膜透入射流与液池芯部液体在透入深度范围内互不掺混; 液池边界层在透入射流作用下受到压缩, 压力升高, 而液池芯部液体则按连通管原理、在压差的作用下向上涌动, 如图 1 所示。图中还示意表示液池中的压力、相应饱和温度以及液体温度的分布。遵循伯努利方程, 液膜透入深度  $H_P$  处的压力为:

$$p_2 = \rho_m[(p_s/\rho_m) + (u_{lm}^2/2) + gH_P] \quad (1)$$

蒸发段端部的压力为:

$$p_0 = \rho_m[(p_s/\rho_m) + (u_{lm}^2/2) + gL_4] \quad (2)$$

显然,  $p_0 > p_2 > p_s$ , 换句话说, 在热管蒸发段液池

收稿日期: 2002-01-16; 修订日期: 2002-03-18

基金项目: “973” 国家重点资助项目 (No.G2000026304)

作者简介: 唐志伟 (1966-), 男, 湖南邵阳人, 副教授, 博士, 主要从事强化传热、过程节能、可再生能源开发利用等的研究。

中,上部要比下端更易于形成气泡。而液膜始发沸腾的过热度要比池式始发沸腾所需的过热度低<sup>[2]</sup>,因而在相同热流密度下,  $\varepsilon_f \geq \varepsilon_P$ , 此处  $\varepsilon_P$  为液池中的体积含汽量。按照前述泡状流向弹状流过渡的判据,  $\varepsilon_f = \varepsilon_P = 0.1$  时,在液膜透入深度处将出现弹状气泡,也就是说,液膜透入深度处就是弹状气泡的始发位置。一旦出现弹状气泡,液池液位将在汽提泵作用下发生上下间歇波动,这就是所谓喷涌沸腾(geyser boiling)。根据这一机理,可以把弹状气泡对液池的作用等效成图2所示的汽提泵,进而分析液体提升高度和提升量的变化规律。

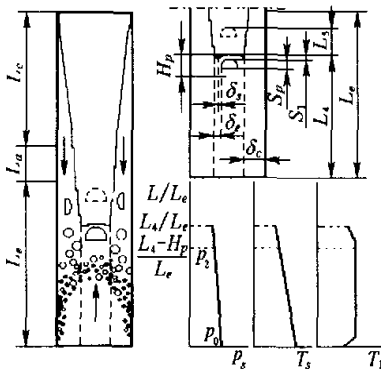


图1 热管蒸发段弹状流过程的简化物理数学模型

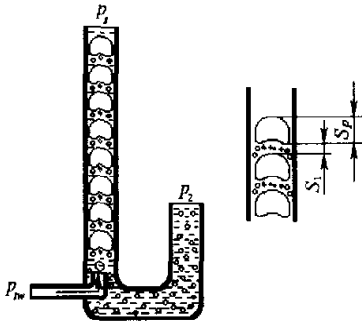


图2 等效汽泵及弹状气泡微元段

图2所示的弹状气泡微元段实际上由三部分组成:上升的弹状气泡、由弹状气泡载带提升并含有弥散小气泡的液塞、以及沿弹状气泡外周回流的薄液膜。弹状液流塞区的体积含汽量  $\varepsilon_s$  等于透入液膜的体积含汽量  $\varepsilon_f$  和液池的体积含汽量  $\varepsilon_P$  之和,即:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_f + \varepsilon_P \quad (3)$$

按照体积含汽量的定义:

$$\varepsilon = A_v dx / (A_v dx + A_l dx) = A_v / (A_v + A_l) \quad (4)$$

于是,若假定在弹状气泡区内所有气泡都在液池轴线聚并为弹状气泡,则弹状气泡区内的蒸汽体积流量

可根据蒸汽所占据的通道截面的份额按下式计算:

$$V_p = \{1 - [4\delta_e / (d_i - 2\delta_c)]\} u_p A_e \quad (5)$$

式中  $u_p$  是弹状气泡的绝对上升速度,  $A_e$  是液池与其上蒸汽空间的界面面积,  $\delta_e$  是扣除弹状气泡区后的液池间隙。

根据连续性要求,可求到:

$$V_{sl} = (\pi d_i L_e q_e / \rho_v h_{fg}) [(1/1.2\varepsilon_s) - 1] - (CA_p/1.2) \quad (6)$$

$$V_{sv} = (\pi d_i L_e q_e / \rho_v h_{fg}) \{1 - (1/\varepsilon_s) \{1 - [4\delta_s / (d_i - 2\delta_c)]\}\} \quad (7)$$

$$V_{pf} = (\pi d_i L_e q_e / \rho_v h_{fg}) \{(\varepsilon_s / 2) \{1 - [4\delta_s / (d_i - 2\delta_c)]\} - (1/1.2\varepsilon_s)\} + (CA_s/1.2) \quad (8)$$

式中  $V_{sv}$  和  $V_{sl}$  分别为液塞中的蒸汽和液体的体积流量,  $V_{pf}$  为沿弹状气泡周围回流液膜的体积流量。

就热管内逆流汽-液两相流物理过程而言,作为初步近似,可不考虑液体沿弹状气泡周围的回流。通过实际数值计算也表明,  $V_{pf}$  要比  $V_{sl}$  小得多,可以忽略不计。于是有:

$$A_s \approx A_p \quad (9)$$

而由式(4)有:

$$A_p = \varepsilon_s A_e = \varepsilon_s (\pi/4) (d_i - 2\delta_c)^2 \quad (10)$$

假定弹状气泡为半球形,则:

$$d_p = 2(A_p/\pi)^{1/2} = \varepsilon_s^{1/2} (d_i - 2\delta_c) \quad (11)$$

对沸腾基本过程的热力学分析和实验研究已经揭示,一个胚泡要长大并脱离加热表面必须要有一定的过热度。此处取液膜沸腾平均过热度为  $5^\circ\text{C}$ 。此外,还应考虑到液膜透入深度处的压力  $p_2$  对弹状气泡内的压力的影响。如果不考虑弹状气泡上升时的摩擦损失,那么根据势能守恒原理,可以导出液塞在弹状气泡载带下的提升高度  $L_5$  和体积流量与两端压力间存在下列关系:

$$\rho_l g V_{sl} L_5 = p_s V_p \ln(p_{tw}/p_s) \quad (12)$$

从而可得:

$$L_5 = (p_s / \rho_l g) (V_p / V_{sl}) \ln(p_{tw}/p_s) \quad (13)$$

考虑到提升过程中的损失,上式右边应乘上效率  $\eta$  (根据气提泵的实验测定<sup>[1]</sup>,  $\eta \approx 0.55$ ), 于是:

$$L_5 = 0.55 (p_s / \rho_l g) (V_p / V_{sl}) \ln(p_{tw}/p_s) \quad (14)$$

弹状气泡通过  $L_5$  距离所用的时间为:

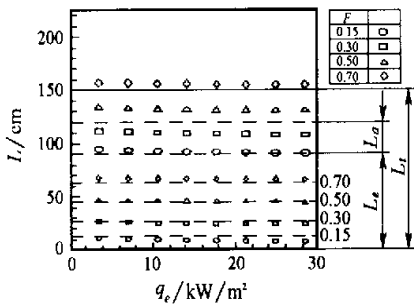
$$t = L_5 / u_p \quad (15)$$

液池的液位在弹状气泡作用下的波动频率为:

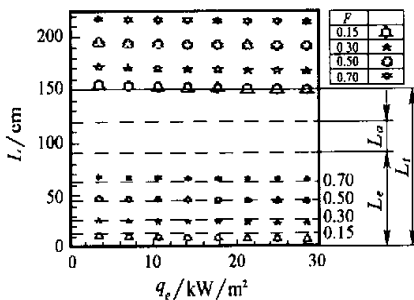
$$f = 1/t = u_p / L_5 \quad (16)$$

### 3 计算实例与讨论

对一根垂直放置的实验性碳钢 / 水热管在弹状流工况下的特性进行了计算。该热管长为 1500 mm(其中蒸发段长 900 mm, 绝热段长 295 mm, 冷凝段长 305 mm)、直径为 25 mm、管壁厚度为 3 mm。管壳材料为 20 g。图 3 示出在体积含汽量  $\varepsilon = 0.2$  的条件下, 弹状汽泡提升高度随热管工作温度和蒸发段热流密度的变化。图中下面 4 根虚线表示热管的静态液池液位, 其右侧标示的数据为相对于热管蒸发段长度的充液率; 下部较小的图形表示相应充液率下泡状流工况时的液池液位的变化; 上部较大的图形表示相应充液率下计算的弹状汽泡提升高度。可以看到, 弹状汽泡提升高度随热管工作温度和充液率的变化, 要比起随热管蒸发段热流密度的变化大得多。当热管工作温度为  $100^{\circ}\text{C}$ , 且充液率为 0.30 时, 上冲的弹状汽泡不会越过绝热段上部高度, 这时弹状汽泡的哪送作用将强化蒸发段的沸腾换热; 当充液率为 0.50 时, 弹状汽泡已冲入冷凝段, 就会对热管的换热特性起不利的影响。而当充液率为 0.70 时, 弹状汽泡已撞击到热管冷凝段端部, 这就对热管的换热性能和机械性能都有不利的影响了。若热管工作温度升高到  $120^{\circ}\text{C}$ , 那么在所给的全部充液率范围内, 弹状汽泡都将撞击到热管冷凝段端部。



(a)  $T = 100^{\circ}\text{C}$ ,  $\varepsilon = 0.2$



(b)  $T = 120^{\circ}\text{C}$ ,  $\varepsilon = 0.2$

图 3 弹状汽泡提升高度

弹状汽泡提升高度均按指数函数规律随热管工作温度和体积含汽量而变化, 分别如图 4、图 5 所示。若加上液池液位, 在许多情况下, 弹状汽泡都将撞击到热管冷凝段端部。弹状汽泡冲入冷凝段将降低凝结换热系数和换热面积, 导致蒸发段壁温升高。由图可见, 在  $\varepsilon = 0.2$ ,  $F = 0.3$ ,  $q_e = 17.69 \text{ kW/m}^2$  的条件下, 弹状汽泡只上冲到绝热处, 蒸发段壁温不会瞬时升高。

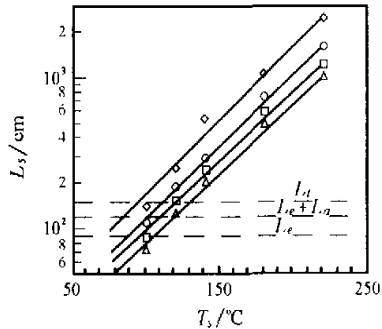


图 4  $L_s$  与  $T_s$  的关系

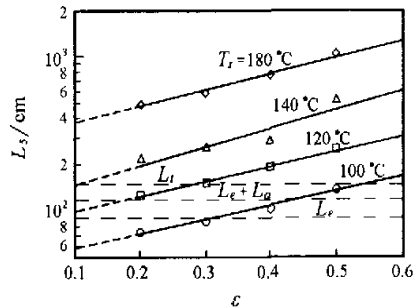


图 5  $L_s$  与  $\varepsilon$  的关系

### 4 结 论

从弹状流角度阐释重力热管喷涌沸腾的机理, 通过简化分析, 给出弹状汽泡提升高度  $L_s$  和体积流量与两端压力间的定量关系。弹状汽泡提升高度均按指数函数规律随热管工作温度和体积含汽量而变化, 这些结果可供重力热管性能实验、以及设计和运行时参考。

### 参 考 文 献

- [1] Kurul N, M Z Podowski. ANS. In: Proc. of National Heat Transfer Conference. Minneapolis, 1991
- [2] Hatta N, Fujimoto M, Isobe, J-S Kang. Theoretical Analysis of Flow Characteristics of Multiphase Mixtures in a Vertical Pipe. Int. J. Multiphase Flow, 1998, 24(4): 539-561