

中国工程热物理学会

传热传质学学术会议

论文集

(下 册)

一九九九

苏州

中国工程热物理学会编



传热传质学目录

(下册)

四、相变换热 (续)

- 993114 竖直平壁上双组分混合液膜态沸腾换热解析研究 魏琪、杨世铭 IV -147-6
- 993117 毛细泵环 (CPL) 运行的可靠性分析和实验研究 曲伟、陈国封、侯增祺、马同泽 IV -153-6
- 993121 金属材料相变导热系数的研究 — 实验与数值模拟的结合 周子民、刘健君、李长庚、邓胜祥、彭勇文 IV -159-5
- 993130 竖直环隙流道内长聚合汽泡的形成机理 孙中宁、阎昌琪、杜泽、黄渭堂 IV -164-7
- 993131 凝华结霜霜层导热系数理论分析 顾祥红、孟繁炯 IV -171-6
- 993132 带肋片的相变材料容器系统的性能研究 赵朝义、袁修干、孙金镖、李潭秋 IV -177-6
- 993139 气体水合物结晶引导时间和结晶区域的实验研究 赵永利、郭开华、舒碧芬、曾丽 IV -183-6
- 993143 高效传热管内凝结换热性能及阻力性能的实验研究 解旭斌、王维城、王栋 IV -189-6
- 993144 金属园柱体在磁性液体中的非稳态淬冷沸腾换热 刘立志、马重芳、夏国栋、王磊 IV -195-5

五、多孔介质传热传质

- 993012 多孔介质单相渗流的热弥散模型 杜建华、王补宣 V -1-4
- 993013 松散砂渗透率 — 孔隙率与突破效应的相关性研究 周磊、胡雪蛟、杜建华、雷树业 V -5-5
- 993033 微重力下液体沸腾的地面实验探讨 黄勇军、彭晓峰、李笃中 V -10-6
- 993062 “热环”技术的初步理论分析和实验验证 王越、陈东、刘振义、徐尧润 V -16-6
- 993092 基于分形理论的多孔介质渗透率的研究 陈永平、施明恒 V -22-6
- 993093 快速干燥过程中多孔介质内部湿分迁移机理的研究 施明恒、王馨 V -28-5
- 993096 粘性耗散及变物性对多孔介质中对流换热的影响研究 姜培学、司广树、任泽需 V -33-8

993107	液固快速瞬态传质质量传递宏观物理行为研究	姜任秋、淮秀兰、刘登瀛、孟群	V -41-6
993112	多孔复合介质周期结构热传导和质扩散问题的多尺度数值方法	曹礼群、罗剑兰	V -47-7

六、数值模拟

993009	脉冲热源加热下热波在材料中传递的差分格式求解方法	李骥、张正芳、刘登瀛	VI -1-8
993043	直接模拟蒙特卡罗法对连续流体传热和流动的模拟	崔国民、蔡祖恢、李美玲	VI -9-6
993045	用于传热与流动计算的一种三角化剖分新方法	徐明海、王秋旺、陶文铨	VI -15-5
993048	高通量工程试验堆带肋多层套管元件流场及温度场数值模拟	黄俊、王秋旺、成昌锐、胡延东、陶文铨	VI -20-6
993049	导热泥强化传热作用的数值模拟	成昌锐、赵长颖、王秋旺、陶文铨	VI -26-6
993054	影响模拟生物组织冻结的若干因素	张洁、华泽钊	VI -32-8
993064	自由燃烧电弧中传热与流动的数值模拟	李和平、陈熙	VI -40-6
993065	拐形流道内烟气与水雾间热交换及分离的研究	徐君岭、卢万成、施建伟	VI -46-6
993075	热驱动薄膜式微型泵的模拟与实验	尹执中、胡桅林、过增元	VI -52-6
993076	前缘类防热结构的热响应特性计算研究 ...	杨德仪、桂业伟	VI -58-6
993077	不规则形状热结构计算中的任意坐标变换和代数网格生成技术	桂业伟	VI -64-6
993082	微槽通道内液体单相流动及传热特性的数值模拟	刘冬、杨立新、彭晓峰	VI -70-6
993097	轻型客车室内通风的数值模拟与实验研究	陈江平、孙召璞、阙雄才、陈芝久	VI -76-6
993124	印刷电路板 (PCBs) 温度分布的有限元计算	于胜学、陈晓明、华顺芳	VI -82-8
993134	人工土壤冻结过程的计算机模拟	苑中显、叶芳、陈峰、马董芳	VI -90-5
993137	钝头体气动加热问题的数值计算研究	董葳、刘洪、苑绪箕	VI -95-6

993140	湍流降膜吸收过程的数值解	司华峰、郭开华、舒碧芬	VI -101-6
993146	生物皮肤传质的研究	丁立、袁修干	VI -107-6
993147	强激光脉冲加热下金属表面上液体核化过程的汽泡行为	李骥、张正芳、刘登瀛	VI -113-8

七、测量及显示技术

993027	不在 13X 分子筛中的有效扩散系数测定及其分析	王勤、韩宝琦、陈光明	VII -1-8
993031	热针法对血液导热系数的测定	钟明、张全、程曙霞	VII -9-5
993032	一种可测定生物体体表热导系数的装置	程曙霞、罗大为、钟明、张爱丽	VII -14-6
993034	单颗种子导热系数的测定及传热过程实验研究	诸凯、褚治德、李汛、窦志林	VII -20-5
993084	冷态降膜的临界热流率预测方法的比较	王补宣、张金涛、彭晓峰、杜建华	VII -25-5
993090	半透光物质热扩散率测试方法的物理模型研究	刘雄飞、薛健、傅友君	VII -30-4
993100	功率器件热性能的测试与分析	朱德忠、李建军	VII -34-6
993101	用扫描热显微镜测量微小区域材质不均匀性的探讨	顾毓沁、晋宏师、孙晓毅、陈皓明、谢志刚	VII -40-8
993111	激光脉冲加热作用下的含湿多孔介质温湿信号的测量与分析	胡学功、刘登瀛、蒋方明	VII -48-6
993116	利用红外热像仪测量物体表面辐射率及其误差分析	杨立、宋智勇、金仁喜	VII -54-7
993125	超流氦中的沸腾实验研究及其光学测量	张鹏、村上正秀、王如竹	VII -61-6

八、工业应用、换热器及其它

993025	气 — 气热管换热器离散型设计计算方法研究	韩春福、于绍文、胡居传、任静茹	VIII -1-6
993029	一种更为合理的评价热管传热性能的方法 — 管内等效对流换热系数法	闫小克、唐志伟、俞昌铭、李杰、张红、王岚、张丽英	VIII -7-7
993035	蔬菜种子的干燥动力学及其活性	褚治德、杨俊红、孟宪玲、王强、郑阳、诸凯、李春英、吴树明	VIII -14-5
993036	蔬菜种子干燥的内部水分扩散机理与优化传热传质	杨俊红、褚治德、吕灿仁、江菊元	VIII -19-6

993051 换热器熵产分析方法的讨论	徐志明、王建国、杨善让、张晓晖、朱广东 VIII -25-5
993074 平板型太阳能集热器吸热板芯温度场分析的一种简易方法	马远、赵军、马一太、方承超 VIII -30-6
993094 干燥过程中物料收缩特性及其复水特性的实验研究	蔡亮、虞维平、施明恒 VIII -36-6
993110 垂直—倾斜半环组合对撞流干燥的实验研究	李成植、刘登瀛、徐成海、淮秀兰 VIII -42-8
993115 不同倾角条件下混合工质两相闭式热虹吸管传热特性的实验研究	魏琪、袁朗 VIII -50-8
993119 废弃物颗粒在流化床中的横向扩散特性	魏小林、田文栋、黎军、吴东垠、盛宏至 VIII -58-6
993128 不同布置形式百页窗翅片通道热力性能的试验研究	张力、谷操、顾维藻、刘文艳 VIII -64-6
993138 钢水热管应用下空气加热炉的设计研究	王明刚 VIII -70-5
993148 几种不同结构电机空冷器的性能研究	茅文焯、陈建良、姚文江 VIII -75-15

九、辐射换热

993004 一维辐射—吸收—各向同性散射系统温度场和介质散射率同时逆求解重建	原萍、张晓梅、盛锋、周怀春、郑楚光 IX -1-5
993102 用蒙特卡洛法解析纤维层的辐射热传递	李炳熙、别如山、杨励丹、工藤一彦 IX -6-6
993015 不透明表面漫反射下两层散射性介质内的瞬态耦合换热	王平阳、谈和平、夏新林 IX -12-8
993017 有限体积法求解圆柱形散射介质内辐射与导热耦合换热	贺志宏、谈和平、刘林华 IX -20-8
993018 射线踪迹法解一维各向异性散射介质内的辐射换热	谈和平、王平阳、阮立明 IX -28-10
993089 煤粉炉内未燃尽炭粒辐射特性的实验测量和计算模型研究	邢华伟、郑楚光、乔瑜、周琥、柳朝晖 IX -38-6

竖直平壁上双组分混合液膜态沸腾换热解析研究

魏 琪

(江苏理工大学动力机械工程系 镇江 212013)

杨世铭

(上海交通大学工程热物理与能源研究所 上海 200030)

摘要: 本文应用近似解析方法对双组分混合液在竖直平壁上的膜态沸腾换热进行了理论分析, 得到了其平均膜态换热系数的解析计算式, 并通过三种典型的双组分混合液例证了传质过程对换热的影响。

关键词: 沸腾换热 膜态沸腾 混合工质

1、引言

在低温工程中, 由于室温和流体之间温差极大, 低温液体与器壁之间的换热过程几乎不可避免地处于膜态沸腾的工况下, 所以, 研究膜态沸腾有重要的应用价值。

目前, 已有很多单组分液体膜态沸腾换热的实验和理论研究工作[1, 2]。但是, 尽管多组分混合液体在低温工程中有着越来越广泛的应用, 却仅有很少的关于多组分混合液的膜态沸腾的实验和理论工作[3]。

由于膜态沸腾时, 液体的汽化不是直接发生在加热面上, 而是发生在离开加热面的汽液分界面上, 所以膜态沸腾表现出与加热面状况无关的特征。这使得膜态沸腾有可能通过解析方法求解。

本文试图应用近似解析方法对双组分混合液在竖直平壁上的膜态沸腾进行分析, 得出其平均膜态沸腾换热系数的解析式, 并通过三种典型的双组分混合液例证传质过程对传热过程的影响。

2、理论分析

Bromley[4]最早对单组分液体在竖直平壁上的膜态沸腾进行了理论分析。本文对双组分混合液在竖直平壁上的膜式沸腾的理论分析主要基于 Bromley 的假定, 但由于双组分混合液沸腾时, 其传热和传质过程紧密地联系在一起, 传热过程受到传质过程的制约, 故须考虑混合液中传热和传质过程的相互影响。其物理模型和坐标系如图 1 所示。假定 [3, 4]:

- (1) 膜内蒸汽的流动是稳定层流状态, 加速度可以不计;
- (2) 膜内蒸汽的热物性是常量, 按平均膜温取值;
- (3) 膜外液体处于静止状态, 对蒸汽的运动无影响;
- (4) 热量靠穿过蒸汽膜的导热过程传递, 蒸汽膜内的对流传热和传质与辐射的影响可忽略;
- (5) 蒸汽过热的显热与潜热一并考虑, 引入有效汽化潜热

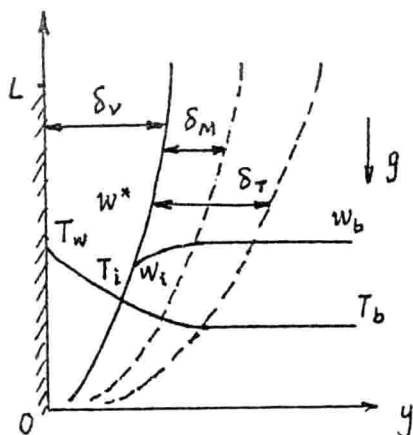


图 1

量方程和能量方程为

$$g(\rho_b - \rho_v) + \mu_v \frac{\partial^2 u_v}{\partial y_v^2} = 0 \quad (3)$$

$$K_v \frac{\partial^2 T_v}{\partial y_v^2} = 0 \quad (4)$$

对于液体边界层，考虑到传质影响，有

$$K_L \frac{\partial^2 T_L}{\partial y_L^2} = 0 \quad (5)$$

$$D_L \frac{\partial^2 W_L}{\partial y_L^2} = 0 \quad (6)$$

边界条件为

$$y_v = 0, \quad u_v = 0, \quad T_v = T_w \quad (7)$$

$$y_v = \delta_v (y_L = 0), \quad u_{v_i} = 0 \quad (8)$$

$$T_v = T_L = T_i \neq T_b \quad (9)$$

$$W_{2v_i} = W_{2i}^*(T_i), \quad W_{2L_i} = W_{2i}^*(T_i) \quad (10)$$

$$H = h_{LV} + 0.5C_{pV}\Delta T_V \quad (1)$$

来代替 h_{LV} ，其中 $\Delta T (= T_w - T_i)$ 为蒸汽膜内温度梯度；

$$(6) \text{ 传热边界层厚度比 } \xi_T = \delta_T / \delta_v$$

和传质边界层厚度比 $\xi_M = \delta_M / \delta_v$ 与加热面位置 x 无关，并有

$$\xi_T / \xi_M = Sc_L^{1/3} / Pr_L^{1/3} \quad (2)$$

(7) 在加热壁和汽液分界面上，速度无滑移。

对于蒸汽边界层，可分别写出其动

$$m_{2V_i} = \rho_L D_L \left(\frac{\partial W_{2L}}{\partial y_L} \right)_i + W_{2L_i} (m_1 + m_2)_{L_i} \quad (11)$$

其中, W , m 分别为质量分数和质量通量

$$y_L \geq \delta_T \quad T_L = T_b \quad (12)$$

$$y_L \geq \delta_M \quad W_{2L} = W_{2b} \quad (13)$$

应该注意到, 正如方程 (9) 所示, 除非在共沸状态, 汽液分界面上温度 T_i 通常不等于双组分液体混合物的饱和温度 T_b ; 此外, 方程 (11) 表示双组分混合液组分 2 在分界面上的质平衡。

利用边界条件 (7) — (13) 求解方程 (3) — (6), 可得

$$u_V = \frac{g(\rho_b - \rho_V) \delta_V^2}{2\mu_V} \left[\left(\frac{y_V}{\delta_V} \right) - \left(\frac{y_V}{\delta_V} \right)^2 \right] \quad (14)$$

$$T_V = T_w - \Delta T_V \left(\frac{y_V}{\delta_V} \right) \quad (15)$$

$$T_L = T_i - \Delta T_L \left(\frac{y_L}{\delta_L} \right) \quad (16)$$

$$W_L = W_{2L_i} - \Delta W_{2L} \left(\frac{y_L}{\delta_M} \right) \quad (17)$$

其中, $\Delta T_V = T_w - T_i$, $\Delta T_L = T_i - T_b$ 和 $\Delta W_{2L} = W_{2i} - W_{2b}$ 。

通过蒸汽膜传导的热量将维持液体在汽液分界面上不断汽化, 从而使蒸汽膜内的蒸汽流量不断增加, 汽膜变厚。其热平衡方程为

$$H \frac{d}{dx} \int_{\delta_V}^{\delta_V} \rho_V u_V dy = -K_V \frac{dT_V}{dy_V} \Big|_i + K_L \frac{dT_L}{dy_L} \Big|_i \quad (18)$$

上式右侧第二项是由于液体混合物中易挥发性组分在汽液分界面上更多的蒸发, 使得分界面液侧有温度梯度而产生的导热热量。

相似地, 其质平衡方程为

$$\frac{d}{dx} \int_0^{\delta_v} \rho_v u_v dy = m_1 + m_2 = -\frac{\rho_L D_L}{W_{2Li} - W_{2Vi}} \left(\frac{dW_{2L}}{dy_L} \right)_i \quad (19)$$

将方程 (14) -- (16) 代入方程 (18), 得

$$\frac{d\delta_v^3}{dx} = \left[\frac{12\mu_v K_v \Delta T_v}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H} - \frac{12\mu_v K_L \Delta T_L}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H\xi_T} \right] \frac{1}{\delta_v} \quad (20)$$

将方程 (14) 和 (17) 代入方程 (19), 得

$$\frac{d\delta_v^3}{dx} = \left[\frac{12\mu_v K_L \Delta T_L}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H\xi_T} \frac{\text{Pr}_L}{\text{Sc}_L} \frac{\xi_T}{\xi_M} \frac{H}{C_{pv}} \frac{\frac{\Delta W_{2L}}{W_{2Li} - W_{2Vi}}}{\Delta T_L} \right] \frac{1}{\delta_v} \quad (21)$$

分别解方程 (20) 和 (21), 得

$$\delta_v = \left[\frac{16\mu_v K_v \Delta T_v x}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H} - \frac{16\mu_v K_L \Delta T_L x}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H\xi_T} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (22)$$

和

$$\delta_v = \left[\frac{16\mu_v K_L \Delta T_L x}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H\xi_T} \left(\frac{\text{Pr}_L}{\text{Sc}_L} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{H}{C_{pL}} \frac{\frac{\Delta W_{2L}}{W_{2Li} - W_{2Vi}}}{\Delta T_L} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (23)$$

组合方程 (22) 和 (23), 得

$$\delta_v = \left[\frac{16\mu_v K_v \Delta T_v x}{g\rho_v(\rho_b - \rho_v)H(1 + F_M)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (24)$$

$$\text{其中修正因子 } F_M = (W_{2Li} - W_{2Vi}) \left(\frac{\text{Sc}_L}{\text{Pr}_L} \right)^{\frac{2}{3}} \frac{C_{pL}}{H} \left(\frac{\Delta T_L}{\Delta W_{2L}} \right) \quad (25)$$

$$\text{已知[3]} \quad \frac{\text{Sc}_L}{\text{Pr}_L} = \frac{\alpha_L}{D_L} \quad (26)$$

并且

$$(W_{2Li} - W_{2Vi}) \left(\frac{\Delta T_L}{\Delta W_{2L}} \right) \approx (x_2 - y_2) \left(\frac{dT_L}{dx_2} \right) \quad (27)$$

结合式 (1), 则有

$$F_M \approx \left[(x_2 - y_2) \left(\frac{\alpha_L}{D_L} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{C_{PL}}{h_{LV}} \right) \left(\frac{dT_L}{dx_2} \right) \right] \frac{(Sc_L / Pr_L)^{\frac{1}{6}}}{(1 + 0.5 C_{PV} \Delta T_V / h_{LV})} \quad (28)$$

$$= \frac{F(Sc_L / Pr_L)^{\frac{1}{6}}}{1 + 0.5 C_{PV} \Delta T_V / h_{LV}}$$

式中 F 是 Calus 等[5]所提出的双组分混合液池沸腾修正因子。

由此可得竖直平壁上双组分混合液膜态沸腾的局部换热系数为

$$\alpha(x) = \frac{K_V}{\delta_V(x)} = 0.5 \left[\frac{g \rho_V (\rho_b - \rho_V) H (1 + F_M) K_V^3}{\mu_V \Delta T_V x} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (29)$$

沿高度 L , 其平均膜态沸腾换热系数为

$$\bar{\alpha}_{mix} = \frac{1}{L} \int_0^L \alpha(x) dx = 0.667 \left[\frac{g \rho_V (\rho_b - \rho_V) H (1 + H_M) K_V^3}{\mu_V \Delta T_V L} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (30)$$

显然, 当 $F_M = 0$ 时, 有

$$\bar{\alpha} = 0.667 \left[\frac{g \rho_V (\rho_b - \rho_V) H K_V^3}{\mu_V \Delta T_V L} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (31)$$

这就是 Bromley 得到的单组分液体在竖直平壁上膜态沸腾的平均换热系数。

3、结果与讨论

相平衡的概念是研究双组分混合液沸腾的基础。图 2 是乙醇-苯, 水-甲醇和水-乙醇这三种典型的双组分混合液在大气压下的相平衡图和 F 因子图。从图上可以看出, 当加入水中的甲醇或乙醇质量分数达到 0.1 时, F 因子达到极大值, 当加入乙醇中苯的质量分数约为 0.1 时或加入苯中乙醇的质量分数约为 0.1 时, F 因子达到极大值, 在共沸点 $F=0$ 。

取壁面过热度=250k, 竖直平壁高度 $L=100\text{mm}$, 我们计算了上述三种典型双组分混合液在竖直平壁上膜态沸腾的平均换热系数, 如图 3 所示。图中实线和虚线分别表示按式 (30) 和式 (31) 计算的平均换热系数。图中结果显示, 双组分混合液膜态沸腾时, 第二种组分的存在使膜态沸腾换热强度有所增大, 这与核态沸腾刚好相反, 该性质已被实验所证实[6]。原因是易挥发组分的蒸发会使汽液相界面处的饱和温度增高。正如图 1 所示, 在远离汽液相界面的液体仍然维持初始的饱和温度, 则在相界面处与远离相界面的液体之间产生了一个温度梯度, 从而有附加的热量通过导热从相界面传给液体, 导致换热强度增大。如当水中加入 10%~20% 质量分数的甲醇或乙醇时, 尽管整个混合液的热特性与水的热特性差别不大, 但膜态沸腾换热系数却增大 10%~20%。

4、结束语

本文应用近似解析方法对双组分混合液在竖直壁上的膜态沸腾换热进行了理论分析, 该工作为多组分混合液膜态沸腾换热研究提供了理论依据。

参考文献

[1] 施明恒, 甘永平, 马重芳编著, 沸腾和凝结, 高等教育出版社出版, 1995 年
[2] Sakurai, A., Film heat transfer, Proceeding of 9th Int. Heat Transfer Conf., 1990, 2, 157-168
[3] Liu, M.H. et al., A general correlation for pool film heat transfer from a horizontal cylinder to saturated binary liquid mixtures, Int. J. Heat Mass Transfer, 1998, 41, 2321-2334
[4] Bromley, L.A., Heat transfer in stable film boiling, Chem. Engng Prog., 1950, 46, 221-227
[5] Calus, W.F. et al., Pool boiling--binary liquid mixtures, Int. J. Heat Mass Transfer, 1974, 17, 249-256
[6] Kautzky, D.E. et al., Film boiling of a mixture on a horizontal plate, Int. J. Heat Mass Transfer, 1967, 10, 253-256

An Analytical Study of Film Boiling Heat Transfer
on a Vertical Surface with Boiling Liquid Mixtures

WEI Qi

(Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212013)

YANG Shiming

(Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200030)

Abstract-- An approximate analytical solution of theoretical pool film boiling model of binary liquid mixtures on a vertical surface is derived. A general correlation for predicting its heat transfer coefficient is then proposed. As examined by three binary systems, it predicts the extent of mass diffusion effect on pool film boiling heat transfer of binary mixtures.

Key Words: Boiling Heat Transfer, Film Boiling, Binary Mixtures

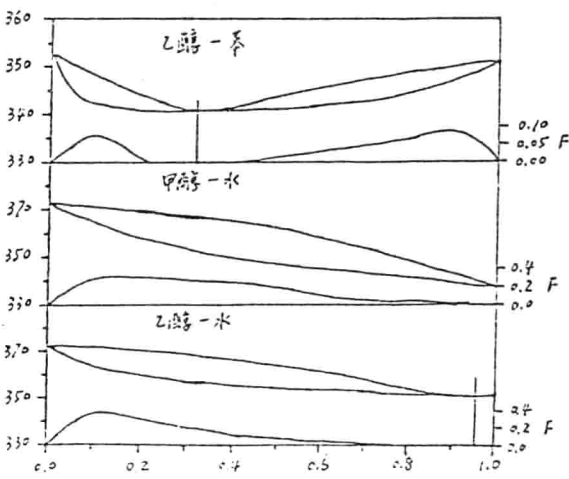


图2 相平衡图和F因子图

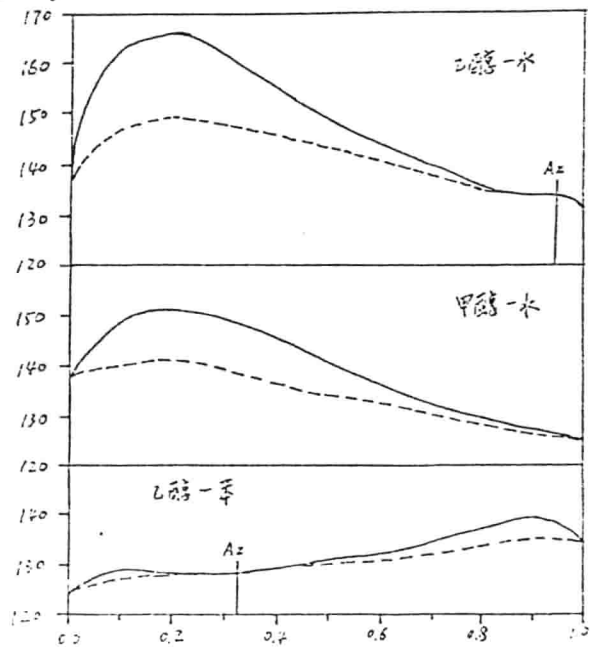


图3 换热系数与质量分数关系

毛细泵环(CPL)运行的可靠性分析和实验研究

曲伟 *陈国封 **侯增祺 马同泽

中国科学院工程热物理研究所(北京 2706 信箱, 100080)

*哈尔滨电站工程有限责任公司 **中国空间技术研究院第五零一设计部

摘 要

对影响 CPL 运行可靠性的因素进行了分析。采用正常和加速两种实验方法在铝-氨 CPL-I 实验台上断续地进行了可靠性实验研究。实验结果表明: 在现有的实验条件下, CPL-I 在 23-40℃ 的温度范围内共运行了 3000 小时左右, 其热量输运性能没有明显的下降, 表现出良好的可靠性, 为将来 CPL 的实际长寿命应用提供了依据。

关键词: CPL 运行可靠性, 正常和加速, 热量输运性能

1. 前言

毛细泵环(CPL)是一种先进的控温装置, 它采取相变传热方式并应用毛细力来克服工质循环流动产生的阻力。采用 CPL 进行控温的诸多优点特别适应微重力空间中工作的大型航天器。目前, 各航天大国对 CPL 的研究可谓轰轰烈烈, 在大型航天器的应用背景下, CPL 的可靠性问题不容忽视, 而对此问题的研究还未见报道。

影响 CPL 可靠性的因素有: 管壳材料的强度, 蒸发器、冷凝器和储液器的工作机理, 管路中工质的非稳态运行特性, 工质和采用材料的相容性等。如果要使 CPL 投入使用, 则必须首先解决前三个因素影响的问题。因此, 可靠性和寿命问题一般是指制造材料和工质的相容性问题。

由于 CPL 技术相对较新, CPL 系统较庞大、结构等具有特殊性, 即使有一定量的不凝性气体, 它们在系统中的存在也具有位置不确定性。它们对 CPL 性能的影响程度最终也由不凝性气体的多少和其在环路的什么位置聚集决定。不凝性气体可能在环路中冷凝器和储液器的滞留区停留, 也可能被工质吸收并在环路中循环, 还可能被壳体或毛细芯吸收。不凝性气体在 CPL 工作时可能被蒸汽流带到某处积聚起来, 通常认为, 一定量的不凝性气体如果滞留于蒸发器的毛细芯中, 则会使蒸发器失效。如果不凝气体的生成量被回流液带到气体捕集器, 在相应的压力下其容积超过捕集器的空间时, 就会形成气塞, 阻断工质的正常循环。如果无气体捕集器, 较为严重的情况是: 在 CPL 运行时在蒸汽管路中的不凝性气体将被蒸汽赶到冷凝器, 在那里蒸汽凝结, 不凝性气体不凝结。如果不凝性气体的量不多, 这种影响不致影响系统运行; 如果不凝性气体的量较多, 则凝液或者沿冷凝器流道壁面流过气体, 或者凝液在冷凝器出口流道中建立液桥。后一种情况会使液体回流管中形成不凝性的气泡, 气泡将随冷凝液向蒸发器移动, 在蒸发器入口的毛细芯处气泡将阻碍液体的正常回流而使蒸发器的正常运行工况遭破坏。因此,

要想针对 CPL 的某一部分进行相容性研究十分困难,较可靠的办法只能是使 CPL 在正常和加速情况下运行,通过实验结果来推算可靠性。

目前,制造 CPL 所采用的材料和工质与传统空间热管的相似,即铝、不锈钢、氨。但 CPL 蒸发器毛细芯通常还都采用细小的玻璃球,有时还在不锈钢丝网上烧结镍粉。在 CPL 的实际应用之前,必须研究的问题是:CPL 的可靠性如何,在一定的运行时间内能不能产生对 CPL 的正常运行产生影响的不凝性气体。

广义上讲,环路热管(LHP)也属于 CPL。俄罗斯对 LHP 的不凝性气体影响实验说明,不凝性气体的影响不大。例如^[1],某个小型的 LHP 内部容积为 650 毫升,充入约 250 克氨,在 15 年的设计寿命中,由于铝和氨间发生的电化学反应而产生不凝性气体的量是 1.4×10^{-3} 克。实验时如果加入不凝性气体的量比上述不凝性气体的量大一个数量级,LHP 的热量输运性能也无明显下降。但是,LHP 必定是小型的,结构与 CPL 不尽相同,而且俄罗斯的镍毛细芯制造水平也比较高,因此不能将对 LHP 的研究结果直接应用于 CPL,必须对 CPL 的可靠性进行研究。

本文的研究目的是对 CPL 的可靠性进行分析和实验研究,通过正常和加速等运行实验来间接检验 CPL 管路材料、毛细芯材料与工质的相容性。主要看能不能产生对 CPL 的运行产生严重影响的足够量不凝性气体,为将来 CPL 的长寿命应用提供依据。

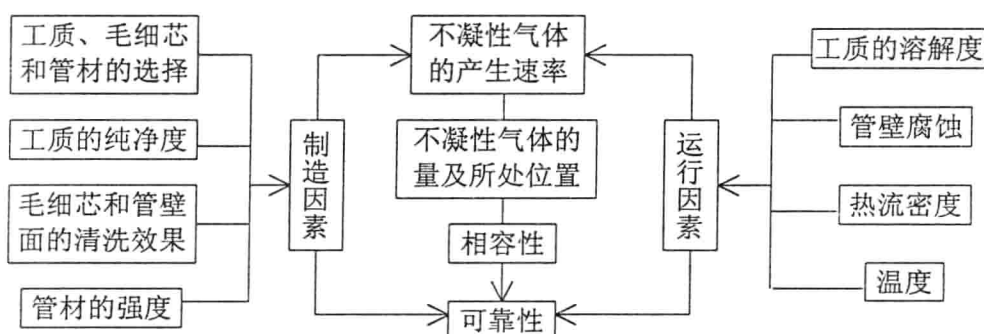


图1 影响 CPL 相容性、可靠性的因素分析示意图

2. 材料与工质的相容性分析

根据对传统热管相容性的研究报道,可能导致不凝性气体产生的因素有:壳体和毛细芯的清洁性,工质的纯度和对不凝性气体的溶解度,制造工艺水平,工质和壳体、毛细芯间的(电)化学反应,管材壳体的强度和抗腐蚀能力以及运行条件等。

传统的空间热管实验已经验证了铝、不锈钢、镍等材料与氨工质的相容性。例如,在恒定和可变热导热管中,铝-氨热管已经有了无数成功应用多年的范例;镍为航天热管中较新采用的材料,前苏联制造的铝-镍-氨环路热管(LHP)在工作几年后也没有产生异常现象。

CPL-I 实验台采用铝材管路,工质采用氨,毛细芯材料采用不锈钢丝网和细小的玻璃球。现在对目前已有的铝、不锈钢和氨等的相容性研究结果进行综述:

引起材料与工质不相容的一种情况是因电化学过程而产生了不凝性气体,于是导

致传热元件的性能衰退；另一种情况是工质与毛细芯或管材直接发生化学反应而产生了不凝性气体；再一种情况是腐蚀：毛细芯受到腐蚀会引起渗透率、有效毛细孔径和孔隙率的变化，从而影响了蒸发器的性能。管壁受到腐蚀后，强度下降，严重时会引起腐蚀穿孔，引起泄漏，使传热元件运行完全失效。图 1 总结了影响 CPL 相容性的常见因素。

对铝或铝合金-氨热管，寿命实验表明其性能没有衰退^[2-5]。实验用的铝或铝合金有 L2、LF2、LF21、美国牌号为 6061、6063(相当于 LD1、LD2)等，实验温度为 20℃到 60℃。前西德 Munzel 等对铝-氨热管进行的寿命实验时间长达 2.5 年，发现有少量不凝性气体产生，这是由于氨中含有水分的缘故。铝与水长时间缓慢反应产生了氢气，但热管性能无明显变化。美国的 Cewis 研究中心的研究者进行了氨-铝热管加水实验：先将一定量的水故意加入工质，让热管在高温、重力状态下运行一段时间，足以使表面钝化后将工质放掉后，再次充装氨工质进行实验，结果表明工业用氨经蒸馏之后充入铝(L2、LF2)槽管内，在 20℃-40℃的条件下运行了数千小时，并无不凝气体产生的迹象。制造过程时不进行烘烤(去掉水分)的热管中气体的产生速率小于进行过烘烤过的热管中气体的产生速率，这是因为水的存在促进了铝表面的钝化，有利于降低气体的生产速率。因此，铝-氨这一组合是能长期相容的，但需注意控制工质中的水。

虽然不锈钢-氨的相容性已被很多实验所证实，但一些研究者在进行氨-铝-不锈钢热管的相容性实验时发现了问题。前西德的 Munzel 等用 6061 铝合金作管壳，用 304 不锈钢作管芯，工作温度为 60℃，数天之后很快产生了不凝性气体。即使将这段气体放掉，很快又会产生出新的不凝性气体，气体产生的速率随时间而下降，但并不停止。研究者认为这是由于在不同的金属之间产生了电化学作用，在有很少量水的情况下也会产生氢气，产生的氢气量取决于水的初始含量。恩奈格的实验表明，在温度为 49℃时，铝 6061-不锈钢 304-氨这一组合产生的氢气的速率比完全采用铝管的情形大，但在温度超过 80℃时两种情形产生的不凝性气体的量相差不多，而且不凝性气体的量均很小，对热管性能无大的影响。Waters 在温度为 20℃时进行了铝-不锈钢-氨热管的寿命实验，结论是此两种材料和工质的组合能长期工作，但温度较高时，可能会产生气体，运行条件不同的实验可能会导致不同的结果。

综上所述，现有的相容性研究结果只能为选取工质、材料组合提供参考。至于 CPL 工质与材料是否相容必须由 CPL 的可靠性实验来证明。

3. CPL-I 的可靠性影响因素分析

在管材强度、启动、非稳态等其它问题解决后，CPL 的可靠性主要取决于所选材料与工质的相容性。检查相容性的可靠性实验必须首先保证 CPL-I 在环路制造过程中不出现问题，然后才能在正常和加速等条件下进行 CPL-I 的长期测试。

根据图 1 中对影响 CPL 的可靠性因素进行分析，制造 CPL-I 与常规航天热管的制造材料相似，采用的工质相同，因此对毛细芯、管壳等的清洗和处理步骤采用与航天热管相同的制造工艺。这种制造工艺是比较完善和成熟的：

(1) 工质：CPL-I 所采用的工质为高纯蒸馏氨，工质中没有溶解的不凝性气体和其它杂质成分，含水量可以忽略，纯净度能够得到保证。

(2) 蒸发器的毛细芯和管材：CPL-I 蒸发器的毛细芯采用 200 目和 350 目两种不锈钢丝网和细小的玻璃球，清洁度同样能得到保证。蒸发器和其它环路的管壳材料采用 L2 铝，其内表面经过碱水的严格清洗，内表面不会有沉积状杂质。另外，管壳材料和焊接点都是足够厚的，强度条件能够得到保证，整个环路能经得起一定的振动和加速度冲击。

(3) 制造工艺：蒸发器是 CPL 的关键部件，毛细材料的填充应保证外层不锈钢丝网与蒸发器壁槽顶贴紧不松动；管路焊接由高级焊工来完成，焊缝质量相当好；对 CPL 充装工质前对其进行高度抽真空(内部压力为 1Pa 左右)，可以认为制造完成时 CPL-I 内不凝气体的含量是微乎其微的；对 CPL 充装工质的量经过精确计算，可以保证 CPL-I 的控温要求；对环路充入工质的位置在蒸发器的入口、隔离器处，保证了毛细芯中不存在微量不凝性气体，充装完工质后采用冷焊工艺来密封系统。

(4) 运行工况：为检验工质与管壳、毛细芯的相容性，工质必须与管壳、毛细芯不发生反应，应进行正常和加速两种实验。根据以前的分析，相容性受温度和热流密度的影响也较大。一般来说，工质对温度比较敏感，这对产生不凝性气体的影响较大；蒸发器热流密度较大时也可能使(电)化学反应加速进行，因此对 CPL-I 的相容性实验是在正常和加速两种情况下进行的。

应该说 CPL-I 在制造过程中可靠性是能够得到保证的，关键是看 CPL-I 在正常和加速两种情况下长期运行情况。如果 CPL-I 在长时间运行后不产生不凝性气体，或产生不凝性气体的速度极其缓慢，或 CPL-I 的运行工况对一定量的不凝性气体不敏感，那么可以说设计正常的 CPL 系统是具有可靠性的，能够有较长的工作寿命。

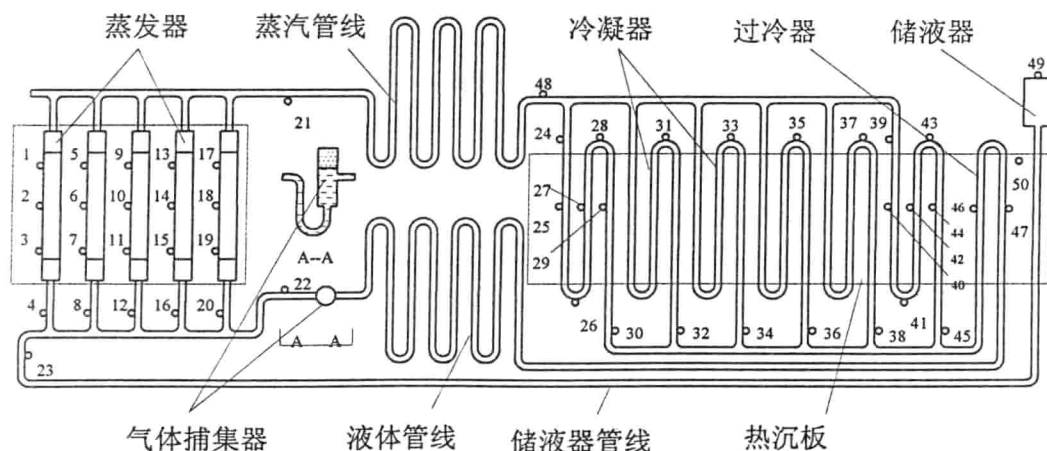


图 2 CPL-I 实验台结构及热电偶布置简图

4. 实验台简介

CPL-I 实验台包括主环路部分和辅助部分。主环路部分包括蒸发器、冷凝器、过冷器、储液器、气体捕集器和相应的连接管线。辅助部分包括加热电源、设备电源、制冷机组、热电偶、多路开关、数字万用表、继电器、计算机和测温软件等。图 2 示出了

CPL-I 实验台热电偶的测点位置及编号。

实验台充装的工质为氨，充装量可保证储液器有效地对系统进行控温。CPL-I 实验台的热传输能力为 30 Kw.m。制冷机组包括一台特制的制冷机、一台离心式循环泵，冷却液采用工业酒精。循环泵的扬程为 12 米。制冷机空载时冷液最低温度可达 -20°C ，CPL-I 在最大功率下运行时冷凝器进口处冷液温度最低可达 $5-10^{\circ}\text{C}$ 左右。对 CPL-I 来说冷液先对流冷却冷凝器的冷板。

热电偶、多路开关、数字万用表、继电器、计算机和测温软件通过控温电源可实现对储液器壁面的温度控制。热电偶为铜-康铜型。CPL-I 的主环路部分共布置了 50 个温度测点。

热电偶通过冰点补偿采用补偿导线接到型号为 HT8740A 的多路开关上，多路开关的输出端与型号为 8840A 的数字万用表相联。计算机主板上装有 IEEE-488 接口板通过电缆与多路开关、数字万用表相联。用 GW-BASIC 语言编制的软件可进行 50 路-14 秒的数据采集和对储液器进行温度控制。

5. 可靠性实验及结果

在可靠性实验中为了用较短的实验时间来模拟较长时间的工作，可以采用加速实验方法。所谓加速，就是提高 CPL 的工作温度及蒸发器的输入功率，在加速实验时 CPL 是在超过额定工况的条件下工作的。因为通常情况下化学反应速度和工质对不凝性气体的溶解度都随温度升高而加快或加大。因此如果毛细芯等材料与工质不相容，提高工作温度与蒸发器的热流密度，则在较短时间内用加速的方法能达到在较长时间内正常工作时的检测目的。

如果航天器中热管的运行温度以某一周期波动，也可能导致产生不凝性气体，虽说其影响一般较小，但也是可能的。例如空间应用的热管可能由于周期性的电离辐射而失效。前苏联的研究者认为电离辐射对热管工作的影响不可忽略而美国人认为可以忽略，这可能是由于卫星或飞船的轨道不同所至。在航天器上工作的 CPL 可能会受到电离辐射，可靠性实验通过改变 CPL 的运行温度和蒸发器的加热功率等实验来粗略模拟这种工况。

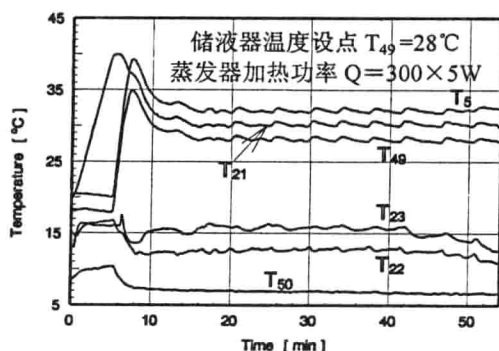


图3 CPL-I 实验台的一个运行实验

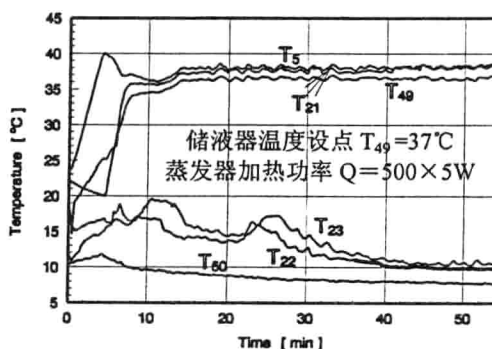


图4 CPL-I 实验台的一个加速运行实验

如图 2 所示, 点 5、21、22、23、49 和 50 各温度测点都很具有代表性, 它们温度值分别代表: 第二个蒸发器头部的壁面温度、蒸汽的温度、蒸发器入口前主回路和储液器管路的温度、储液器的饱和蒸汽温度和冷凝器热沉的温度。

图 3 和图 4 示出了 1992 年 6 月到 1996 年 7 月间在 CPL-I 上进行的可靠性实验中有代表性的两个工况。可靠性实验有时是正常的(时间最长一次实验连续运行时间达 160 小时), 有时是加速的。实验可以间断进行, 因为上面提及的腐蚀及不凝性气体的产生都是积累性的, 所以认为间断工作和连续工作对不凝性气体产生的效果是等同的。把正常和加速条件下得到的实验结果经过分析后可以外推 CPL-I 的长期特性。运行累计时间超过 3000 小时, 可见, CPL-I 实验台在较长的时间里其性能变化基本反映不出来, 这与 CPL-I 内工质与管壁材料、毛细芯相容并且具有较高的制造工艺水平是分不开的。

6. CPL-I 的可靠性实验结论

1 在国内现有的制造工艺水平下的 CPL-I 实验台在 23-40℃工作温度范围内(多数工况在 30-38℃间)运行了 3000 小时以上, 其热量输运性能并没有明显的下降, 说明所选的工质、毛细芯、管壳之间是相容的。

2 只要 CPL 无先天制造方面的不足, CPL 能够启动成功达到相对稳定的运行工况, 可以说 CPL 是能够长时间运行的、具有可靠性。

参 考 文 献

- [1] Dr. Walter etc., Experimental Study of Loop Heat Pipe Behavior in the presence of Non-condensable Gases. 10th International Heat Pipe Conference, Stuttgart, Germany, September 21-25, 1997, A2-10.
- [2] 李亭寒, 华诚生. 热管设计与应用. 化学工业出版社, 1982: 311-319
- [3] P.C.Bandopadhyay etc. The Effect of Non-condensable Gas on the Performance of Planar Heat Pipes Used for Space Heating. 9th International Heat Pipe Conference, Albuquerque, New Mexico, USA, 1-5 May, 1995: 173-177
- [4] G.L.Fleishman etc. Manufacture of Long Life Ammonia/Aluminum/Stainless Steel Heat Pipes. 9th International Heat Pipe Conference, Albuquerque, New Mexico, USA, 1-5 May 1995: 890-898
- [5] C.L.Tien and S.J. Chen, Non-condensable Gases in Heat Pipes. Fifth International Heat Pipe Conference, Pre-Prints II, C1, pp.2-6. Tsukuba Science City, Japan, May 14-18, 1984
- [6] C.J. Tu and C.Y. Wang. Non-condensable Gas Effect on Condensation in a Separate Type Two-Phase Closed Thermosyphon. 传热学的研究与进展, 高等教育出版社, 1995: 119-129