烧结多孔表面分布式阵列射流沸腾

崔付龙, 洪芳军*, 林涛, 李文韬

上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240

* 联系人, E-mail: mehongfj@sjtu.edu.cn

2019-08-10 收稿, 2019-09-19 修回, 2019-09-23 接受, 2019-11-26 网络版发表

国家自然科学基金(51776121)和国家重点研发计划(2017YFE0127100)资助

摘要 使用50, 100和200 μm 粒径的铜粉, 分别烧结制作了厚度为2倍粒径的多孔结构表面, 以新型环保电子冷却液HFE7000为工质, 进行了分布式阵列射流沸腾的换热性能实验, 并将实验结果与光滑表面进行了对比. 结果表明, 烧结多孔表面增加了对流换热面积, 增强了流体扰动, 大大强化了单相段换热性能, 且流量越高, 强化效果越显著; 100和200 μm 颗粒烧结表面的强化效果接近, 且明显好于50 μm 颗粒烧结表面, 表明粒径和厚度对传热性能具有重要影响. 在射流沸腾换热过程中, 多孔烧结表面提供了更多的气化核心和更大的换热面积, 但同时也增加了蒸汽逸出阻力, 100 μm 颗粒烧结表面强化效果最佳, 其最大沸腾换热系数比光滑表面提高了61%. 分布式射流是沸腾表面补液的主要途径, 由于HFE7000本身表面张力小、亲水性好, 多孔表面吸液能力对于临界热流密度(critical heat flux, CHF)的影响较小, 100 μm 颗粒烧结表面的CHF和光滑表面相比仅提高了17%. 尽管如此, 烧结多孔表面的核态沸腾偏离点(departure from nucleate boiling, DNB)与CHF之间的热流密度区间显著变大, 对实际应用过程有利.

关键词 烧结多孔表面, 分布式阵列射流, 沸腾强化, 临界热流密度

射流、喷雾和微通道是解决高性能芯片、脉冲激光和相控阵雷达等大功率电力、电子器件散热问题的关键技术途径^[1~3], 其中射流沸腾两相冷却的流动换热性能更好, 具有广阔的应用前景^[4,5]. 由于单孔射流覆盖换热面积小, 当热源面积较大时, 通常需将多个射流孔阵列排布. 传统阵列射流换热过程中, 上游完成换热的流体在向出口流动过程中形成横流, 影响下游区域射流流动, 导致传热性能下降和壁面均温性变差等^[6,7]. 分布式阵列射流在射流孔周边均匀布置回流孔, 将完成换热的流体及时排出, 各换热单元内流动沸腾相对独立, 解决了流量分配不均问题, 对提高沸腾换热系数和临界热流密度具有明显作用^[8]. 为进一步提高阵列射流沸腾换热性能, 适应更高热流密度的散热需求, 迫切需要在分布式阵列射流基础上进行沸腾强化表面的研究.

烧结多孔表面是强化沸腾换热的重要方法之一, 其在池沸腾换热过程中的研究较为成熟, 许多文献对多孔层烧结参数的影响进行了研究. Lu和Chang^[9]在光滑表面烧结形成多孔层, 其烧结材料为青铜, 烧结颗粒直径 d_p 约为115~150 μm , 厚度 L 分别为颗粒直径 d_p 的2, 5, 10和20倍. 以甲醇为工质进行池沸腾实验, 结果表明, 各烧结表面均明显强化了沸腾换热性能, 其中 $L/d_p=2$ 对应的烧结表面换热系数和临界热流密度(critical heat flux, CHF)强化效果最好. Webb^[10]总结分析了以R11为冷却工质的烧结表面池沸腾实验, 发现当烧结铜粉为导热性能较好的紫铜时, $L/d_p=4$ 对应的烧结表面强化效果最好; 当烧结铜粉为导热性能较差的青铜时, $2<L/d_p<6$ 对应的烧结表面强化效果最好且较为接近. Ha和Graham^[11]以水为工质, 研究了铜粉烧结层(紫铜, d_p 约为125~150 μm , L 约为0.3~2.0 mm)厚度对池沸腾换

引用格式: 崔付龙, 洪芳军, 林涛, 等. 烧结多孔表面分布式阵列射流沸腾. 科学通报, 2020, 65: 1760~1769

Cui F L, Hong F J, Lin T, et al. Distributed jet array impingement boiling on particle sintered porous surfaces (in Chinese). Chin Sci Bull, 2020, 65: 1760~1769, doi: 10.1360/TB-2019-0393

热的影响。结果发现, 烧结层越薄, 换热系数提高越明显; 烧结层越厚, CHF提高越明显。Sarangi等人^[12]以水为工质研究了烧结铜粉直径在池沸腾换热的影响, 实验时保持多孔结构烧结层厚度为4倍烧结铜粉颗粒直径($L/d_p=4$)。结果发现, 100 μm 颗粒烧结表面换热系数高于50和200 μm 铜粉颗粒烧结表面, 而50 μm 颗粒烧结表面的CHF最高。以上文献结果均表明, 烧结多孔结构在池沸腾换热过程中对沸腾换热系数和CHF具有明显的强化效果, 且烧结多孔层的几何参数对强化效果的影响较大。

烧结多孔表面应用于射流沸腾换热强化的研究文献目前仍较少。Zhao等人^[13]以HFE7000为工质研究了单孔射流沸腾换热性能, 对比了光滑铜表面与金属丝网烧结多孔结构表面的实验结果, 发现烧结多孔表面对CHF的强化程度超过50%。Rau和Garimella^[14]分别在光滑表面和针肋表面烧结铜粉颗粒(紫铜, d_p 小于20 μm , L 约为150 μm), 以HFE7100为工质进行单孔射流沸腾实验。结果发现, 烧结多孔层对光滑表面和针肋表面均有明显强化效果, 针肋烧结复合表面换热性能最佳, CHF最高可达光滑表面的2.42倍。以上文献仅对烧结表面的单孔射流沸腾强化效果进行了验证, 并未对烧结层参数作进一步研究。Joshi和Dede^[15]以HFE7100为工质进行传统阵列射流沸腾换热实验, 在针肋结构表面烧结制作了3种不同参数的多孔结构表面(紫铜, $L=250 \mu\text{m}$, $L/d_{p,\max}=2$), 分别使用细粉

(10~30 μm)、粗粉(75~100 μm), 以及肋根烧结粗粉、针肋烧结更粗粉(150~177 μm)形成复合结构。结果表明, 烧结多孔结构可以有效降低壁面成核过热度, 提高换热系数, 但对CHF的影响较小, 单一粗粉(75~100 μm)烧结表面换热性能最好。

本文搭建了泵驱动两相流体回路, 将分布式阵列射流与颗粒烧结多孔表面相结合, 以HFE7000为工质, 在保持 $L/d_p=2$ 不变条件下, 实验研究了紫铜粉颗粒直径 d_p 对换热性能的影响, 并对传热特性和强化效果进行了详细分析。本文研究结果对射流沸腾在高热流电子元件冷却中的应用具有一定的指导意义。

1 实验装置和方法

1.1 泵驱动两相流体回路

图1所示为搭建的泵驱动两相流体回路实验系统示意图。回路系统包括磁驱动齿轮泵、涡轮流量计、颗粒过滤器、分布式射流测试段、板式换热器(冷凝器)、储液罐、隔膜式蓄能器、脱气膜等主要部件, 以及管路和阀门等配件。回路安装完成后, 首先使用真空泵对整个系统长时间抽真空(约1 h), 去除环路内不凝性气体; 之后打开储液罐下方球阀, 对整个环路充灌工质; 结束后, 关闭球阀将储液罐与系统环路隔断。更换测试段时, 先关闭测试段两端阀门, 仅对测试段部分管路进行抽真空。运行时, 冷却工质HFE7000经齿轮泵增

图1 (网络版彩色)两相流体回路实验系统图

Figure 1 (Color online) Schematic of two-phase flow loop

压后,依次流经涡轮流量计和颗粒过滤器,经过测试段完成换热,之后经板式换热器冷却至过冷状态后再次回到齿轮泵前,完成一次循环.齿轮泵前和测试段出口均采用可视化石英管连接,实时监测环路内流体的相态.支路上的隔膜蓄能器内部分为气侧和液侧两部分,液侧与环路相通,气侧连接氮气.调节气侧氮气充灌量,改变环路实际容积,从而控制环路系统压力并维持压力稳定.此外,在另一支路上还连接了脱气膜组件,通过真空泵保持内部负压状态,对支路上流经此处的工质在线除气.工质充罐完毕开始正式实验前,环路内工质需经此处循环连续除气约1 h.测试段出入口分别布置了高精度压力传感器(GE UNIK-5000, 0~300 kPa, 精度0.04% fs)和T型铠装热电偶(精度0.5°C),用于测量出入口压力和温度.

实验研究中,测试段内部相变压力维持在218~232 kPa内,对应相变温度 $T_s=(60\pm 1)^\circ\text{C}$.通过调节冷水机内冷却水温度,控制测试段入口温度 $T_{in}=(35\pm 0.3)^\circ\text{C}$,过冷度为 25°C .改变支路上针阀开度或齿轮转速,控制流过测试段的主路流量 $Q=0.4\text{ L/min}$.

1.2 射流测试段和沸腾换热面

图2(a)所示为分布式射流测试段示意图,包括不锈钢上盖板、硅胶垫片、不锈钢孔板、透明PC板、聚酰

亚胺板、不锈钢背板、加热模块和支撑云母块等主要部分,各部分经6根M6螺栓固定,外部包裹保温棉,进一步减少热损失.其中,透明PC板构成射流腔,其厚度决定了射流距离,本文研究的射流距离 $H=4\text{ mm}$.不锈钢孔板上布置10个射流孔、12个回流孔,通过如图2(b)所示“蛇”形通道,实现射流流体和回流流体的分隔.射流孔直径 $D_j=1\text{ mm}$,回流孔直径 $D_c=2\text{ mm}$,相邻射流孔及相邻回流孔的间距 $S=5\text{ mm}$,射流孔、回流孔与换热面的位置对应关系如图2(c)所示.

加热模块包括加热铜块和加热面两部分.为降低接触热阻,接触面上使用霍尼韦尔PTM790X相变材料填充.加热铜块底部插入8根额定功率250 W的加热棒对铜块加热,上部布置2层热电偶,每层3个,用于计算有效热流密度.加热面顶部的换热面尺寸为 $11\text{ mm}\times 20\text{ mm}$,底部布置3个热电偶,用于计算换热面平均温度.上述热电偶均为T型,标定后的测量精度为 0.3°C .热流密度和加热面温度的具体计算方法见下文.

本文测试了3种铜粉烧结多孔表面和一个光滑对照表面.烧结多孔表面如图3所示.分别使用270, 150和70目筛网过滤,获得直径 d_p 约为50, 100和200 μm 的铜粉颗粒(实际铜粉范围分别为45~63, 90~106和180~212 μm),并在高温无氧环境条件下,将其烧结至光滑铜表面上,烧结厚度为2倍的铜粉直径(烧结时采

图2 (网络版彩色)分布式阵列射流测试段示意图. (a) 测试段整体剖面图; (b) “蛇”形通道示意图; (c) 射流孔布置示意图

Figure 2 (Color online) Schematic of distributed jet array test section. (a) Sectional view of the test section; (b) detail of the “snake” shaped structure; (c) schematic of jet hole arrangement

图3 (网络版彩色)不同颗粒大小的烧结多孔表面实物图与扫描电子显微镜图

Figure 3 (Color online) Photos and scanning electronic microscopy images of sintered porous coated surfaces with different particle sizes

用特殊工艺,将铜粉逐层烧结至换热面),即 $L/d_p=2$ 。所有的烧结表面均采用电解铜粉,相较于形状颗粒较为规则的水雾铜粉,其铜粉颗粒上存在许多细小枝梢,对提高多孔表面的气化核心、换热面积和吸液能力有利。

1.3 多孔表面吸液能力测试平台

为比较烧结多孔表面的吸液能力,借鉴文献[16,17]的方法,设计了如图4所示的测试装置。由于室温23°C开放环境条件下HFE7000挥发性太大,本文使用表面张力较为接近的无水乙醇作为标定工质。将0.5 mm内径毛细标定管一端浸入乙醇中,然后取出,在表面张力和重力共同作用下,毛细管底部形成弯液面,内部保持一定的液位高度。将测试表面置于水平升降平台上,缓慢抬起直至其接触到毛细管底部弯液面。由于多孔表面毛细吸液能力较强,毛细管内的乙醇被迅

速吸收至多孔结构内部。使用高速相机对毛细管内液位变化过程进行捕捉,得到毛细管内液位随时间的变化,以此对多孔表面的吸液能力进行评估。

1.4 数据处理与误差分析

忽略加热铜块向周围区域的散热,假设其内部为一维导热过程,根据傅里叶导热定律以及热流连续性,计算得到换热面热流密度 q 为

$$q = k \frac{\frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 (T_{1-i} - T_{2-i})}{\Delta z_1}, \quad (1)$$

其中, T_{2-i} 为中间一层3个热电偶测温数据, T_{1-i} 为底部一层3个热电偶测温数据, $\Delta z_1=5$ mm为这两层热电偶的垂直距离, $k=380$ W/(m K)为铜块的导热系数。

换热面温度由换热面底部3个热电偶(T_{3-i})的平均

图4 (网络版彩色)多孔表面吸液能力测试平台示意图

Figure 4 (Color online) Schematic of the testing apparatus for wickability of porous surfaces

温度计算得出:

$$T_w = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 T_{3-i} - \frac{q \Delta z_2}{k}, \quad (2)$$

其中, $\Delta z_2 = 5.5 \text{ mm}$ 为该层热电偶至换热面顶部的距离.

根据以上计算得到的热流密度和换热面温度以及冷却流体入口温度, 射流冷却(单相或两相)的换热系数 h 计算如下:

$$h = \frac{q}{T_w - T_{in}}. \quad (3)$$

热流密度和换热系数的不确定度参照文献[8]的方法, 根据误差传递方程式(4)和(5)计算, 得出本文研究的热流密度的相对误差范围为1.05%~10.81%, 换热系数的相对误差范围为3.17%~12.31%.

$$\left(\frac{U_q}{q}\right)^2 = \sum_{i=1}^3 \left(\frac{U_{T_{1-i}}}{\sum_{i=1}^3 (T_{1-i} - T_{2-i})} \right)^2 + \sum_{i=1}^3 \left(\frac{U_{T_{2-i}}}{\sum_{i=1}^3 (T_{1-i} - T_{2-i})} \right)^2, \quad (4)$$

$$\left(\frac{U_h}{h}\right)^2 = \left(\frac{U_q}{q}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_w}}{T_w - T_{in}}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_{in}}}{T_w - T_{in}}\right)^2. \quad (5)$$

2 实验结果与讨论

2.1 多孔表面吸液能力比较

图5所示为各烧结多孔表面吸液能力比较示意图, 横坐标为时间 Δt , 纵坐标 ΔH 为毛细管内的初始液位高

图5 (网络版彩色)不同烧结多孔表面对应的毛细管内液位差随时间的变化

Figure 5 (Color online) The variation of liquid level in capillary tube with time for different porous surfaces

度 H_0 与 Δt 时间后的液位高度 H_t 之差, 即 $\Delta H = H_0 - H_t$. 由于本文3种烧结表面的吸液能力都较强, 毛细管底部弯液面接触到多孔层后, 液体被迅速吸至多孔结构内部, 各表面最终获得了较为接近的 ΔH , 也即毛细管内初始液位高度. 50, 100和200 μm 颗粒烧结表面完全吸收毛细管内液体分别经历了1.44, 0.67和0.58 s, 即200 μm 烧结表面吸液能力最强, 但与其与100 μm 烧结表面差距较小. 如图5中0~0.3 s数据放大图所示, 在0~0.1 s时间内, 3种表面对应的液位高度变化速度较为接近, 烧结多孔层内主要是垂直方向吸液, 液体进入多孔层后主要用于填满毛细管下方的多孔层内部孔穴, 之后多孔结构的吸液主要依靠在水平方向上向四周扩展, 此时各表面的吸液能力差异逐渐扩大, 这与文献[16,17]的实验现象相似. 如图5所示, 50和100 μm 颗粒烧结表面吸液速度转变点对应时间分别约为0.1和0.2 s, 而对于200 μm 颗粒烧结表面, 其烧结层厚度高达400 μm , 垂直方向吸液量较大, 并未观察到其吸液速度的明显变化.

2.2 多孔表面单相换热性能

图6所示为单相换热系数 h 随流量 Q 的变化曲线. 实验时控制热流密度 $q = 20 \text{ W/cm}^2$, 保证实验过程始终处于单相对流换热状态. 由图6可见, 烧结表面对单相换热系数具有明显强化效果, 且流量越高, 强化效果越好. 100 μm 颗粒烧结表面的单相换热系数 h 在低流量 (0.4 L/min) 时最高可达光滑表面的3.47倍, 高流量 (1.2 L/min) 时最高可达光滑表面的3.90倍.

如图6所示, 100 μm 烧结表面换热系数明显高于

图6 (网络版彩色)单相段平均换热系数随体积流量的变化曲线

Figure 6 (Color online) The effect of flow rate on single-phase heat transfer coefficient

50 μm 烧结表面, 但与200 μm 烧结表面性能较为接近, 表明单相换热性能的强化并不单一取决于有效换热面积的增大, 还与流体在多孔层内的强制对流效果密切相关。如图7射流腔内流体流动示意图所示, 流体射流进入烧结多孔层内, 滞止后形成水平方向的壁面射流到达对冲区, 在流体对冲和顶部回流孔抽吸的共同作用下, 经回流孔流出射流腔。当烧结铜粉颗粒较小时, 多孔层内孔隙也相应较小, 流体在多孔层内的流动阻力大, 射流流体较难进入多孔层, 内部流动速度较低, 对流换热性能强化的作用不明显; 随烧结颗粒直径的增加, 多孔层内孔隙增大、烧结层增厚, 多孔层内对流换热效果增强; 但当烧结层厚度过大时, 射流流体垂直方向阻力过大, 难以到达多孔层底部, 流体在多孔层底部近壁面处的水平流动速度较低, 不利于对流换热系数的提高。因此, 只有当控制铜粉颗粒直径和烧结层厚度均在合理范围内时, 才可以保证射流流体在多孔层内特别是多孔层底部区域具有较高的流动速度, 从而获得较好的对流换热性能强化效果。Rau和Garimella^[14]认为烧结多孔表面强化射流单相换热性能的主要原因是, 其提高了换热面的表面粗糙度, 增加了壁面射流

边界层湍流度, 但其烧结表面使用的铜粉颗粒直径较小($d_p < 20 \mu\text{m}$), 烧结层相对较厚($L = 150 \mu\text{m}$, $L/d_p > 7.5$), 射流流体在烧结多孔层内流动阻力较大, 因此其对流换热效果较弱, 这与本文烧结颗粒直径较大($d_p > 50 \mu\text{m}$)、烧结层相对较薄($L/d_p = 2$)的情况截然不同。

2.3 多孔表面沸腾换热性能

图8(a)和(b)所示分别为流量 $Q = 0.4 \text{ L/min}$ 时各换热面的沸腾曲线(热流密度-壁面过热度)和换热系数-热流密度曲线。可见, 随着热流密度的提高, 各表面的沸腾换热系数均呈现先上升后下降, 最后达到临界热流密度的变化趋势。和光滑表面相比, 烧结多孔表面的沸腾曲线均明显向左偏移, 对沸腾换热性能的强化效果较为明显。图9所示为各换热面的核态沸腾偏离点(departure from nucleate boiling, DNB)及其对应的最大换热系数($h_{\max}$), 以及临界热流密度的对比图。可以看出, 100和200 μm 颗粒烧结表面的换热系数明显高于50 μm 颗粒烧结表面, 但是两者之间的差别相对较小。100 μm 颗粒烧结表面性能最佳, 和光滑表面相比, 其 $h_{\max}$ 增加了61%, 而CHF仅提高了17%。

图7 (网络版彩色)射流腔内流动示意图

Figure 7 (Color online) Schematic of the fluid flow in jet chamber

图8 (网络版彩色) $Q = 0.4 \text{ L/min}$ 时的沸腾换热特性曲线。(a) 沸腾曲线; (b) 换热系数-热流密度曲线

Figure 8 (Color online) Characteristic curves of boiling heat transfer at $Q = 0.4 \text{ L/min}$. (a) Boiling curves; (b) heat transfer coefficient-heat flux curves

图9 (网络版彩色)各表面DNB, CHF和 $h_{\max}$ 对比
Figure 9 (Color online) Comparison of DNB, CHF and $h_{\max}$ for different surfaces

烧结多孔层可以明显降低池沸腾换热的核态沸腾起始点(onset of nucleate boiling, ONB)对应的壁面过热度^[11]。从本文的阵列射流沸腾曲线来看, 多孔烧结层和光滑表面的成核过热度较为接近, 主要原因是在分布式阵列射流沸腾换热过程中, 如图7所示, 回流孔正下方的流体对冲区边界层较厚, 流动换热性能较差, 此区域最先产生气泡。由于本文实验过冷度较大($\Delta T_{\text{sub}} = 25^\circ\text{C}$), 此时其他位置仍处于单相换热状态^[6], 即沸腾换热所占比重较低, 而本文的沸腾曲线横坐标是壁面平均过热度, 因此并未捕捉到气泡成核时的局部壁面过热度变化。

减小烧结铜粉颗粒直径、增加烧结多孔层厚度, 一方面可以提高气化核心数目, 增大实际换热面积, 对强化沸腾换热过程有利; 另一方面, 也降低了烧结层内孔隙率, 增加了气泡逸出通道长度, 造成烧结层内部的气体逸出阻力增大, 引起实际相变温度上升, 进而导致壁面温度上升, 不利于沸腾换热。因此, 存在最优的颗粒直径(对孔隙大小和孔隙率都有影响)以及烧结厚度, 使得烧结多孔表面强化效果最佳。如前文所述, 本文研究的烧结层厚度和颗粒直径比固定为 $L/d_p = 2$, 3种烧结表面对应的多孔层厚度分别为100, 200和400 μm 。由于100和200 μm 颗粒烧结表面的传热面积更大, 气体逸出阻力更小, 其换热系数明显高于50 μm 颗粒烧结表面。低热流密度条件时, 壁面过热度较低, 大孔隙的气化核心率先被激活, 且由于200 μm 换热面积更大, 因此颗粒烧结表面的换热系数更大; 而随着热流密度增加, 100 μm 颗粒烧结表面更小的气化核心被激活, 同时由于烧结层厚度远小于200 μm 颗粒烧结表面, 气体逸出

阻力更小, 因此其换热系数反而更高。

文献[11]结果表明, 多孔表面池沸腾的CHF与吸液能力呈线性相关关系。而本文实验发现, 多孔烧结表面对提高分布式射流CHF的能力十分有限, 且吸液能力最强的200 μm 烧结表面的CHF还稍低于吸液能力稍差的100 μm 颗粒烧结表面。分析认为, 池沸腾无外加流动驱动力, 烧结多孔层的吸液能力对换热面的补液至关重要, 吸液能力越强, 换热面越不易烧干, CHF也就越高; 而对于本文所研究的分布式阵列射流沸腾, 如图7所示, 射流孔均匀布置在换热面上方, 流体射流冲击进入到多孔层内, 随后形成沿壁面水平方向的流动, 具有较大的速度(见上文关于单相换热的讨论), 且射流孔间距离较小, 因此阵列射流对多孔层内水平方向的补液起到了关键作用。此外, 本文使用的冷却工质HFE7000表面张力只有水的十分之一, 具有很好的亲水性, 在铜表面本身就具有很好的毛细润湿能力。因此, 与Joshi和Dede^[15]研究传统阵列式射流时的实验结论一致, 虽然烧结多孔层的吸液能力额外提高了水平方向的补液能力, 但对整体补液能力的影响比重较小, 故其对CHF的强化效果较弱。

对比光滑表面数据还可以看出, 各烧结表面到达最高沸腾换热系数, 即DNB后, 仍需经历较长的热流密度区间才会出现CHF; 对于100 μm 颗粒烧结表面, 两者之间的热流密度差最大, 为25 W/cm^2 。我们认为可能原因有两个: 一方面烧结多孔结构具有吸液能力, 通过相邻区域的水平补液, 可以避免大范围的突然烧干; 另一方面, 高热流密度条件下, 气化率较高, 气泡在多孔层底部产生后, 逸出阻力较大, 继而提高了实际相变温度, 换热面在烧干之前就出现了换热系数的提前降低。这对于实际应用非常有利, 可对CHF的发生提供预警, 避免换热面温度突升造成散热元件损坏^[14]。

2.4 多孔表面的可靠性

多次长时间沸腾实验后, 烧结表面并未发现明显的颗粒脱落, 但是如图10所示, 对烧结多孔结构进一步放大后发现, 原本光滑的铜粉颗粒烧结表面在多次沸腾实验后遍布微小斑点。分析认为, 大量气泡在多孔结构内部成核, 而射流腔内流体扰动较大, 来流的过冷度较高, 气泡在向上逸出的过程中, 受到过冷流体的冲击破碎形成小气泡, 气泡破碎瞬间释放的能量在铜粉颗粒表面形成一定冲击并留下斑点。但是, 对比多次沸腾实验结果, 发现传热性能的可重复性仍较高, 表面微小

图 10 烧结多孔层表面在沸腾实验前后的扫描电子显微镜图

Figure 10 The scanning electronic microscopy image of porous structure surfaces before and after boiling experiments

斑点并未对换热性能产生明显影响. 尽管如此, 烧结多孔表面的长期可靠性仍有待进一步的验证.

3 结论

本文以HFE7000为工质, 对铜粉烧结多孔表面的分布式阵列射流沸腾性能进行了实验研究, 重点关注了颗粒直径对换热性能强化效果的影响, 得到的主要结论如下:

(1) 烧结多孔表面增加了对流换热面积, 增强了流体扰动, 对单相段换热性能具有明显强化效果, 且流量越高, 强化效果越明显; 颗粒直径和烧结层厚度对强化效果影响较大, 100与200 μm 颗粒烧结表面强化效果较为接近, 且明显高于50 μm 颗粒烧结表面.

(2) 烧结多孔结构可以提高气化核心数, 增大沸腾

换热面积, 强化沸腾换热性能. 但烧结层也会增大气泡逸出阻力, 厚度过大对沸腾换热性能提高起抑制作用. 因此, 存在最佳的烧结颗粒直径. 本文实验铜粉颗粒直径为100 μm 时, 换热性能达到最佳状态, 其最大沸腾换热系数比光滑表面提高了61%.

(3) 由于分布式射流是沸腾表面的主要补液途径, 且HFE7000表面张力小、亲水性较好, 增加烧结多孔层对换热面整体补液能力影响较小, 因此CHF强化效果较弱. 强化效果最好的100 μm 颗粒烧结表面比光滑表面的CHF提高了17%.

(4) 烧结多孔结构内部气泡逸出阻力较大, 造成多孔层底部相变压力提高, 而且多孔层具有一定的吸液能力, 二者共同作用下造成DNB与CHF之间的热流密度区间被明显拉长.

参考文献

- Agostini B, Fabbri M, Park J E, et al. State of the art of high heat flux cooling technologies. *Heat Transf Eng*, 2007, 28: 258–281
- Ebadian M A, Lin C X. A review of high-heat-flux heat removal technologies. *J Heat Transf*, 2011, 133: 110801
- Mudawar I. Assessment of high-heat-flux thermal management schemes. *IEEE Trans Comp Packag Technol*, 2001, 24: 122–141
- Cui F L, Zhan K J, Hong F J. Experimental study on heat transfer performance of jet impingement-pin fin microchannel hybrid evaporator (in Chinese). *Chin J Refrig Tech*, 2017, 37: 1–6 [崔付龙, 詹可敬, 洪芳军. 射流-针肋微通道混合型蒸发器换热特性的实验研究. 制冷技术, 2017, 37: 1–6]
- Patil N G, Hotta T K. A review on cooling of discrete heated modules using liquid jet impingement. *Front Heat Mass Transf*, 2018, 11: 16
- Hong F J, Zhang C Y, He W, et al. The local and average heat transfer characteristic of confined jet array impingement boiling of aqueous ethylene glycol solutions. In: *Proceedings of the ASME 2013 4th International Conference on Micro/Nanoscale Heat and Mass Transfer*, American Society of Mechanical Engineers, 2013
- Andrews G, Hussain C. Full coverage impingement heat transfer-the influence of crossflow. In: *Proceedings of the 23rd Joint Propulsion Conference*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1987
- Cui F L, Hong F J, Cheng P. Comparison of normal and distributed jet array impingement boiling of HFE-7000 on smooth and pin-fin surfaces. *Int J Heat Mass Transf*, 2018, 126: 1287–1298
- Lu S M, Chang R H. Pool boiling from a surface with a porous layer. *AIChE J*, 1987, 33: 1813–1828
- Webb R L. Nucleate boiling on porous coated surfaces. *Heat Transf Eng*, 2007, 4: 71–82
- Ha M, Graham S. Pool boiling characteristics and critical heat flux mechanisms of microporous surfaces and enhancement through structural

- modification. [Appl Phys Lett](#), 2017, 111: 091601
- 12 Sarangi S, Weibel J A, Garimella S V. Effect of particle size on surface-coating enhancement of pool boiling heat transfer. [Int J Heat Mass Transf](#), 2015, 81: 103–113
- 13 Zhao Z, Peles Y, Jensen M K. Microjet impingement boiling on a structured-porous surface. In: Proceedings of the ASME 2012 Third International Conference on Micro/Nanoscale Heat and Mass Transfer, American Society of Mechanical Engineers, 2012
- 14 Rau M J, Garimella S V. Confined jet impingement with boiling on a variety of enhanced surfaces. [J Heat Transf](#), 2014, 136: 101503
- 15 Joshi S N, Dede E M. Effect of sub-cooling on performance of a multi-jet two phase cooler with multi-scale porous surfaces. [Int J Therm Sci](#), 2015, 87: 110–120
- 16 Rahman M M, Ölçeroğlu E, McCarthy M. Role of wickability on the critical heat flux of structured superhydrophilic surfaces. [Langmuir](#), 2014, 30: 11225–11234
- 17 Zhou J, Liu B, Qi B, et al. Experimental investigations of bubble behaviors and heat transfer performance on micro/nanostructure surfaces. [Int J Therm Sci](#), 2019, 135: 133–147

Summary for “烧结多孔表面分布式阵列射流沸腾”

Distributed jet array impingement boiling on particle sintered porous surfaces

Fulong Cui, Fangjun Hong^{*}, Tao Lin & Wentao Li

School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

^{*} Corresponding author, E-mail: mehongfj@sjtu.edu.cn

Due to the excellent heat transfer performance and adaptability in dealing with local hot spots, jet array impingement boiling is promising for the high heat flux cooling in a variety of power electrical and electronic devices, such as high-performance CPU, IGBT, and laser diode. A distributed jet array with effusion ports adjacent to jet holes can extract spent flow immediately to avoid the negative crossflow effect in a normal jet array. Consequently, the heat transfer coefficient (HTC) and critical heat flux (CHF) can be both improved greatly. In order to further improve the heat transfer performance of distributed jet array impingement boiling, enhanced boiling surfaces could be used. Particle sintered porous surfaces have been widely investigated in pool boiling and achieved significant enhancement effect owing to the increased nucleation sites and wetting areas. Although several studies on the sintered porous structure have been done for jet impingement boiling, none is for distributed jet array.

In this paper, a pumped two-phase loop was built up and three kinds of porous surfaces were experimentally investigated to enhance the distributed jet array impingement boiling of dielectric coolant, HFE7000. The porous structures were sintered with the copper particles of 50, 100 and 200 μm in diameter on a target surface of 11 mm $\times$ 20 mm and had a fixed thickness to particle size ratio of 2.0. A distributed jet array with 10 jet holes and 12 effusion holes was used. The diameters of the jet and effusion holes were 1 mm and 2 mm, respectively, while the distances between jet holes or effusion holes were 5 mm. The volume flow rate through the test section was 0.4 L/min, and the liquid inlet temperature and phase change saturation temperature were controlled at 35 and 60°C, respectively. An experimental apparatus was also established up to compare the wickability of the three porous surfaces. The 100 and 200 μm particles sintered surfaces were proved to have the better wickability.

The experimental results turn out that the single-phase heat transfer is significantly improved due to the increased heat transfer area and flow turbulence within the porous structures, and the enhancement ratio increases with the increasing of flow rate. The porous surfaces sintered with 100 and 200 μm particles have close heat transfer performances, which are much better than that sintered with 50 μm particles. As for boiling heat transfer regime, the porous structures can provide more nucleation sites but at the same time will increase the flow resistance of effusion vapor. As a trade-off, the best performance is achieved by 100 μm particle, with its largest heat transfer coefficient upon DNB (departure from nucleate boiling) increased by 61% compared with that of the smooth surface. The wickability of porous layer however has no obvious effect on CHF due to the dominant role of distributed jet impingement on liquid feeding as well as the low surface tension of HFE7000. The maximum enhancement of CHF by 17% is acquired using the 100 μm particle sintered porous surface. Nevertheless, the heat flux range between DNB and CHF is greatly extended for the porous surfaces, which is beneficial to practical applications. A number of spots are found to be randomly distributed on the original smooth particle surfaces after many times of boiling experiments, but seem to have little influence on heat transfer performance. The long-term durability of the enhancement surface however needs further investigation.

sintered porous surface, distributed jet array impingement, boiling enhancement, critical heat flux

doi: [10.1360/TB-2019-0393](https://doi.org/10.1360/TB-2019-0393)