Biom仿生微柱吸液芯，提升薄膜蒸发性能 on

Anand S 和 Chander Shekhar Sharma*

热流体研究实验室，机械工程系，印度理工学院罗帕尔分校，印度旁遮普邦鲁普纳加尔 140 001chander.sharma@iitrpr.ac.in，电话： +91-1881-232358

关键词：薄膜蒸发，仿生，毛细作用，干涸热通量，蒸发器吸液芯，热管理

摘要

可持续液冷解决方案被视为芯片行业热管理的未来。其中，热管和均热板等相变传热装置展现出巨大潜力。这些装置依赖于毛细驱动薄膜蒸发的物理机制，而该机制与装置所用蒸发器吸液芯的设计和优化密不可分。在此，我们介绍一种受翼状猪笼草唇缘启发的仿生蒸发器吸液芯设计，可显著增强蒸发冷却。该设计由微柱数组构成，每根微柱的侧壁上均有多个楔形结构。我们基于经过验证的数值模型，以干涸热通量和有效传热系数为指标评估楔形微柱的性能。楔角经过选择，使楔形微柱能够促使液体细丝沿微柱垂直壁面上升，从而显著增加蒸发薄膜面积。此外，液体弯月面的较大平均曲率可产生强大的毛细泵送压力，同时，楔形结构提高了吸液芯的整体渗透率。因此，我们的模型预测，与几何尺寸相近的传统圆柱微柱芯相比，楔形微柱芯可使干涸热通量提高 ~234%。此外，在干涸条件下，楔形微柱也能实现更高的有效传热系数，因此在传热效率方面优于圆柱形微柱。本研究为仿生楔形微柱作为高效蒸发器吸液芯在各种薄膜蒸发应用中的设计与能力提供了见解。

引言

为满足对高性能处理器日益增长的需求，微电子元件密度不断上升，这给热工程师带来了显著的热管理挑战。将这些微处理器芯片集成到小型移动设备中，会因寄生热积聚而提高设备的工作温度，并加剧温度不均匀性[1]。基于强制风冷和液冷的传统散热技术虽能满足冷却需求，但代价是泵送功率较高、噪声较大且组件更为笨重[2]。热管和均热板等两相传热器件的出现，通过薄膜蒸发和毛细泵送机制耗散多余热量，使电子设备得以实现可持续冷却[3]。在此，优化多孔芯吸结构的设计被视为提升这些器件热性能的关键，方法是在最大化毛细泵送压力的同时，尽量降低液体流经吸液芯所产生的黏性压力损失[2,4–7]。

在各种类型的吸液芯结构中，定义明确的微/纳结构因其在制造过程中能够精确控制设计参数，并且易于从基础层面理解传热传质的物理机制，而得到了广泛研究[8]。这类吸液芯由微柱数组构成，其在薄膜蒸发应用中的性能已通过实验和数值方法进行了研究。研究人员探索了具有各种微柱几何形状的吸液芯，例如金字塔形[9], 圆锥形[9,10], 扇形与簇状结构[11],矩形肋[12,13]，蘑菇形[14]，悬链面形[15]，和梯度立方体[16] 。此外，也有关于具有非均匀微柱分布[17] 和分段式微柱排列[7] 的吸液芯的报道。研究指出，与圆柱形微柱相比，液体弯月面薄膜区域的扩展是上述几何结构性能更高的根本原因。在建模方面，研究人员开发了多种数值模型，其中既有考虑弯月面形状变化的模型，也有未考虑这种变化的模型，用以优化微结构的几何尺寸，并预测干涸热通量和蒸发器过热度[5,6,8,18–20]。

本研究提出了一种用于增强薄膜蒸发的仿生微结构，该结构基于翼状猪笼草（猪笼草）的一种特定特征进行设计。这种植物的唇缘表面具有两级分层结构，由带有楔形角微腔的平行微沟槽组成。这些楔形角能够使液体在唇缘表面上被动

铺展，实际上表现为液体沿由两块板形成的楔形体角部毛细上升，如图1a插图所示。基于此，我们提出了一种用于蒸发器芯的微结构，由沿每个柱体垂直壁设置楔形结构的微柱组成。我们将这些微观特征称为楔形微柱。

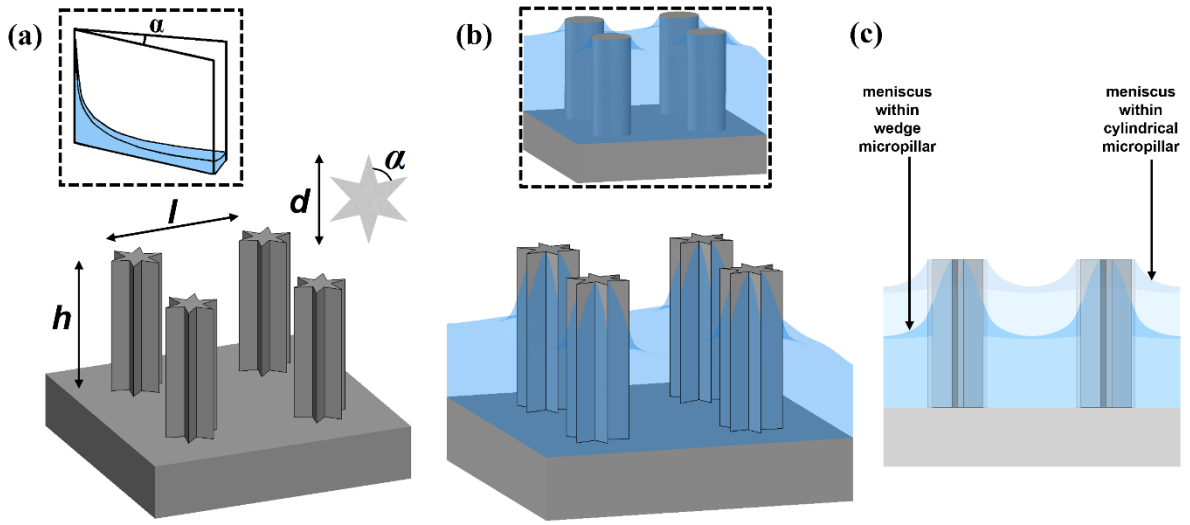


图1. (a) 仿生楔形微柱示意图，显示标称直径 d、节距 l、高度 h 和楔角 α 等几何参数。插图显示液体沿由两块板形成的楔形体边角毛细上升的情况，这与唇缘上微腔的特征相似，仿生楔形微柱即据此设计；(b) 仿生楔形微柱阵列内液-汽弯月面的形态，插图显示传统圆柱微柱内的相同形态；(c) 侧视图突出显示几何参数相同的楔形微柱和圆柱形微柱的弯月面曲率变化，位于 θ=15°（关于沿单元对角线的弯月面曲率变化，请参阅补充信息第1节）。

图1a示意性地展示了所提出的微柱形态，每个楔形结构的夹角为α；图1b则展示了相应的液体弯月面形态。图1b的插图展示了标称直径、高度和节距相同的圆柱形微柱几何结构及其弯月面形态。众所周知，当楔角α 满足$\alpha + 2\theta \leq \pi$ 时，楔形体可使润湿液体沿其表面上升，其中θ 为液体与楔形体固体表面之间的杨氏接触角[21]。据此，我们选择楔角，使液体在毛细作用下沿楔形体棱角形成并维持一条细丝，从而扩大薄膜区域，提高蒸发速率。如图1c所示，与传统圆柱形微柱几何结构相比，楔形微柱显著改变了弯月面形态

在接触角相同的情况下，微柱几何结构亦是如此。从本质上说，翼状猪笼草唇缘上的楔形结构可使液体沿表面铺展，而所提出微结构中沿微柱高度方向延伸的楔形结构则能使液体垂直于整体表面上升。我们采用经过验证的数值方法，分析这种仿生楔形微柱结构的流体输运和传热性能，并以干涸热通量和有效传热系数作为评估蒸发器芯热性能的两项关键指标。干涸热通量表示蒸发器可散发的最大热通量；超过这一数值后，储液槽便无法向蒸发器吸液芯补充冷却液。它取决于毛细泵送压力，以及液体冷却剂流经吸液芯时产生的黏性压降。有效传热系数表征蒸发散热的效率，取决于液体弯月面薄膜区域的范围。总蒸发量中有相当一部分集中在厚度仅数微米的液体弯月面内，因此，扩大薄膜区域可最大限度地降低界面热阻和薄膜导热热阻，从而提高有效传热系数[15,22]。结果表明，形态经过优化的楔形微柱有望实现显著优于当前先进吸液芯结构设计的被动薄膜蒸发冷却性能。

结果与讨论

微柱几何形状

我们详细讨论了仿生楔形微柱几何结构在吸液芯渗透率、干涸热通量和有效传热系数方面的性能。研究对象为长度 $L = 5$ mm、标称微柱直径 $d = 20\mu m$，高度 $h = 50\ \mu m$的微柱阵列。我们研究间隙节距 $l = 30\ \mu m$和 $50\ \mu m$（即节距与直径之比（l/d）分别为 1.5 和 2.5），以了解微柱密度的影响。我们还分析微柱圆周上的楔形结构数量对薄膜蒸发的影响。总体而言，我们将两种楔形微柱几何结构（圆周上分别有四个和六个楔形结构）的薄膜蒸发性能与传统圆柱形微柱进行了比较。

流体动力学性能

图2a比较了接触角为 50° 时，楔形和圆柱形微柱几何结构的单元中平面平均速度随压力梯度的变化。关于如何根据流体流动模型得到的速度大小等值线估算中平面平均速度，详见补充信息第2节。观察发现，对于任意给定的压力梯度，与密集阵列（l/d = *1*.5）相比，三种微柱几何结构在稀疏微柱阵列（l/d = *2*.5）中的中平面平均速度均较高。这是预期结果，因为更密集的柱体阵列会增大液体流经吸液芯时所受的流体动力阻力。更值得注意的是，在稀疏和密集阵列中，两种楔形微柱几何结构的中平面速度均高于圆柱形微柱，这表明楔形微柱在吸液过程中对液体流动的阻力较低。

通过考察给定单元中流动的渗透率，可以理解上述趋势。这里，渗透率表示液体在微柱阵列中流动的难易程度，并根据达西定律（$K = \frac{\mu U}{dp/dx}$）估算。图2b展示了三种微柱几何结构的渗透率随接触角和 l/d 比值的变化。图2b中可以看出三个明显特点。(a) 首先，对于任何一种微柱几何结构，较高的 l/d 比值都会带来较高的渗透率，这是因为可供液体流动的面积增加了。从图2c-e中，比较同一种微柱几何结构在 l/d 比值较高和较低时的单元示意图，也可以清楚地看出这一点。(b) 其次，与圆柱形微柱相比，楔形微柱在两种 l/d 比值下都能实现更高的渗透率。这可归因于楔形微柱的固相分数较低（定义为 $f_s = \frac{volume\ of\ solid}{total\ volume\ of\ unit\ cell}$），因此其流动面积更大。比如，六楔形微柱的 f_s 比圆柱形微柱低约62%（所有微柱几何结构的 f_s 值列于补充信息第3节）。从图2c-e中比较三种微柱几何结构在任意 l/d 比值下的单元示意图，也可以清楚地看出楔形微柱具有更大的可流动面积。(c) 第三，圆柱形微柱的渗透率不受接触角影响，而在较高 l/d 比值下，楔形微柱的渗透率会随着接触角降低而下降。这是因为接触角较低时，楔形微柱中的液体弯月面曲率显著增大

从而减小了可供流动的横截面积。然而，在液体芯吸过程中，与圆柱形微柱相比，楔形微柱的流体动力阻力总体较低，这是因为在较低和较高 l/d 比值下的大多数接触角条件中，其渗透率都更高。

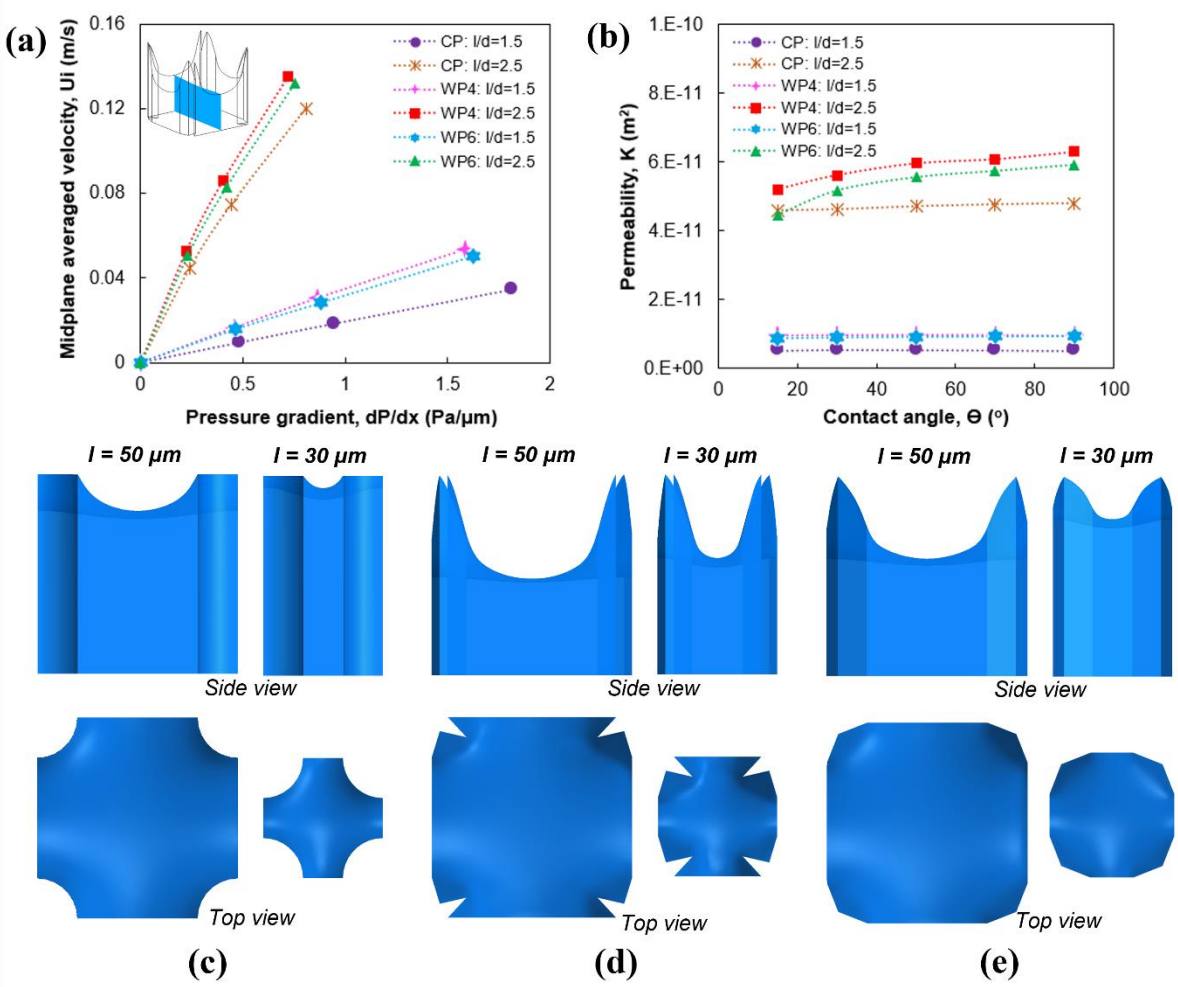


图2. (a) 对于不同类型的微柱几何形状，平均中平面速度（插图中的蓝色平面）随压力梯度的变化，θ=50°；(b) 不同类型微柱几何形状的流动渗透率随接触角的变化。图例中的 CP、WP4 和 WP6 分别表示圆柱形、四楔形和六楔形微柱。微柱的几何尺寸为 d=$20\mu m$，且 h=$50\mu m$。在 θ=15° 处稀疏和致密阵列单元的侧视图和俯视图示意图：(c) 圆柱形微柱；(d) 六楔形微柱；(e) 四楔形微柱。六楔形微柱的弯月面曲率最大，其次是四楔形微柱和圆柱形微柱。四楔形和六楔形微柱的固相分数都较低，因为它们的轮廓是通过从圆柱形微柱上去除材料而形成的。

热性能

图 3a 对比了在直径、高度和毛细输运长度相同的条件下，仿生楔形微柱阵列与圆柱形微柱阵列的预测干涸热通量 q''_{dryout}。与圆柱形微柱相比，楔形微柱在低、高清径比下的 q''_{dryout} 值均显著更高。此外，所有微柱几何形状的干涸热通量均随清径比增大而增加，这可归因于液体流经微柱阵列时渗透率提高。总体而言，预测清径比为 2.5 的六楔形微柱阵列在所有微柱几何形状中可实现最高的 q''_{dryout}，达到 688.2 W/cm^2，比清径比相同的圆柱形微柱阵列提高 234%。如图 3b 所示，这是楔形微柱的拉普拉斯压力梯度增大的结果，使这些几何结构具有更高的毛细泵送压力。这是因为楔形微柱的弯月面曲率更大，液体会沿楔形结构的角部上升。

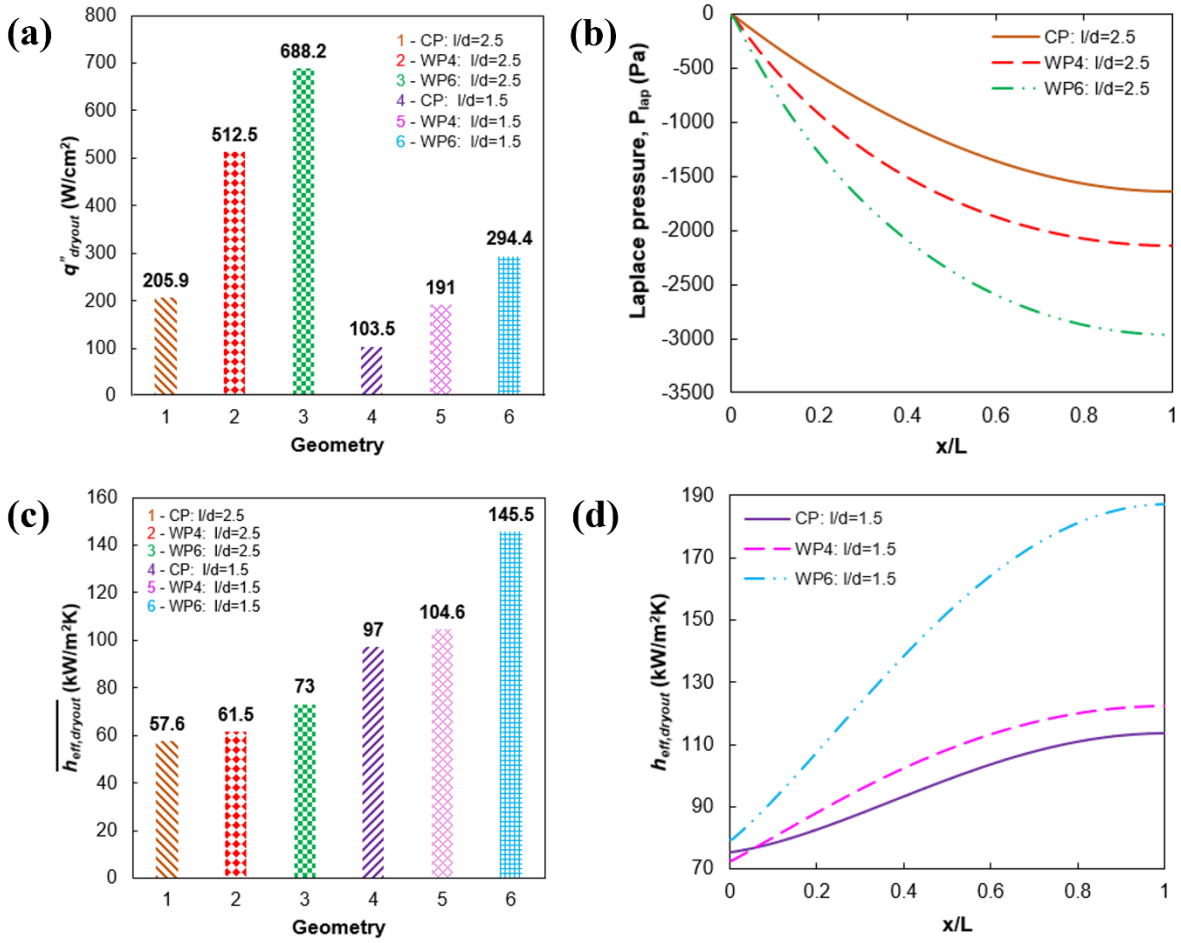


图 3. (a) 在 l = *30 μm* 和 *50 μm* 下，d = *20 μm*、h =*50 μm*、L = *5* mm 时不同类型微柱几何形状的干涸热通量；每个柱体上方的数字表示干涸

该几何结构对应的热通量值。(b) 清径比为 $= 2.5$ 时，不同微柱几何形状沿流动方向的拉普拉斯压力变化。(c) 不同微柱几何形状在干涸时刻整个毛细输运长度上的平均有效传热系数（即对应于三种几何结构各自的干涸热通量）。(d) 密集阵列清径比为 $= 1.5$ 时，三种微柱几何形状在干涸时刻沿毛细吸液方向的有效传热系数变化（清径比为 $= 2.5$ 的对应图见图 S3）。图例 CP、WP4 和 WP6 分别表示圆柱形、四楔形和六楔形微柱。

评估仿生楔形微柱的第二项指标，是干涸时的有效传热系数（$h_{eff,\ dryout}$）。图 3c 比较了三种微柱几何结构在干涸时，沿整个毛细输运长度的平均传热系数（$\overline{h_{eff\ dryout,}}$）。如图 3a 所示，对于任何一种微柱几何结构，稀疏微柱阵列（l/d = 2.5）的干涸热通量都更高。相反，密集阵列（l/d = 1.5）的 $\overline{h_{eff\ dryout}}$，更高，这是因为其整体热阻较低。例如，稀疏和密集阵列中的六楔形微柱，其 $\overline{h_{eff\ dryout}}$，值分别为 73 kW/m^2.K 和 145.5 kW/m^2.K。总体而言，六楔形微柱的 $\overline{h_{eff\ dryout}}$，值最高，其次是四楔形微柱。圆柱形微柱的 $\overline{h_{eff\ dryout}}$，值最低，稀疏和密集阵列分别为 57.6 kW/m^2.K 和 96.96 kW/m^2.K。

图 3d 展示了三种微柱几何结构的密集阵列在各自干涸热通量下，$h_{eff,\ dryout}$ 沿毛细输运长度的变化。显然，对于任何一种微柱几何结构，$h_{eff,\ dryout}$ 都会沿毛细输运长度增加。这是因为蒸发会使弯月面曲率增大。稀疏阵列的 $h_{eff,\ dryout}$ 变化情况相似。已知 $h_{eff,\ dryout}$ 后，可使用公式（7）计算蒸发器温度沿毛细输运长度的变化（详情请参阅补充信息第 4 节）。在相同热通量负载下比较这三种微柱几何结构时，从 h_{eff} 来看，各种结构的性能相近（请参阅补充信息第 5 节，其中比较了圆柱形微柱在干涸热通量下三种微柱几何结构的 h_{eff} ）。总而言之，在较低热负荷下，楔形微柱几何结构的散热效率与圆柱形微柱相近（因为两者的传热系数相当）。然而，与圆柱形微柱相比，它不仅能在干涸前承受显著更高的热负荷，还能以更高的效率耗散这些更高的热负荷

（由于干涸条件下传热系数更高）。

与圆柱形微柱相比，楔形微柱的整体传热系数更高，这是因为这种微柱几何结构的整体热阻更低。整体热阻由以下部分组成：(i) 微柱、主体液体和薄膜区域的导热热阻；(ii) 薄膜区域和主体弯月面上的界面热阻，详见补充信息第6节。如图2c–e所示，由于液-汽界面的曲率更大，楔形微柱的主体液体导热热阻显著降低。另一方面，界面热阻取决于可用于蒸发的薄膜面积大小。这是因为液体弯月面中的蒸发很大一部分集中在该薄膜面积内。对于任意给定的弯月面，我们将薄膜面积定义为膜厚为 $5\,\mu m$ 或更小的弯月面区域[7,12]。图4a根据这一液膜厚度标准，展示了单个六楔形微柱周围的薄膜区域。我们以薄膜面积分数来量化所有微柱几何结构的该薄膜区域面积，薄膜面积分数定义为薄膜面积与单元投影面积之比。图4b展示了干涸条件下所有微柱几何结构的薄膜面积分数。六楔形微柱的薄膜面积分数最高，其次是四楔形微柱和圆柱形微柱。此外，在薄膜面积分数方面，密集阵列优于稀疏阵列。这与图3c所示的 $\overline{h_{eff\ dryout}}$，值一致。因此，可以通过设计仿生楔形微柱几何结构，显著提高干涸热通量和有效传热系数。

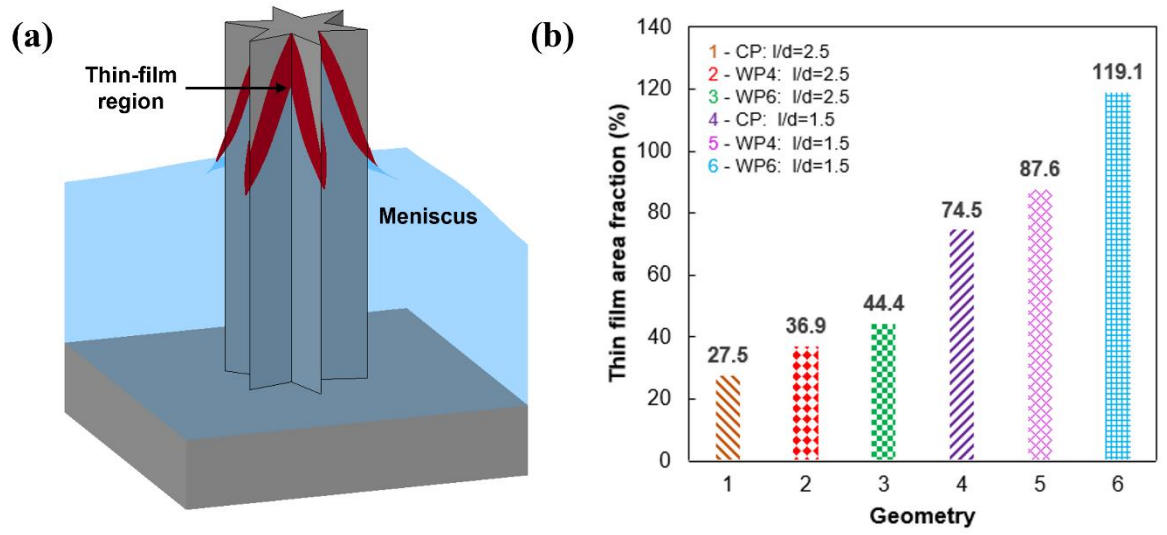


图 4. (a) 六楔形微柱内形成的液体弯月面薄膜区域示意图；(b) 不同微柱几何形状在干涸时刻的薄膜面积分数（定义为薄膜面积与单元投影面积之比）。此处，CP、WP4 和 WP6 分别指圆柱形、四楔形和六楔形微柱。

所提出的典型微柱几何结构可采用标准微加工技术制造，包括光刻和深反应离子刻蚀。在制造过程中，楔形微柱的尖角可能会被钝化，形成一个虽小但非零的曲率半径；根据光学光刻工艺的分辨率，该半径约为一微米。这可能影响毛细上升，因此在实际应用中需要予以考虑。另一方面，通过适当的化学处理调节表面的润湿状态，使其趋向超亲水性（降低 θ），可以进一步增强所制造楔形微柱的毛细作用[2]。

数值框架

开发该数值建模框架旨在预测干涸热通量和有效传热系数[8,23]；该框架整合了单元级模型和器件级模型[19]。单元模型用于计算弯月面形状和几何参数（如微柱间距和形态）对压降和传热的影响。为此，通过总能量最小化原理，根据微结构几何形状估算平衡弯月面形状。随后，通过三维流动和热计算流体动力学模拟，获得与各弯月面形状对应的压降和传热特性。接下来，建立器件级模型来模拟蒸发器吸液芯的性能。将吸液芯离散为一组有限体积或单元，并通过质量、动量和能量守恒，考虑冷却液沿毛细吸液方向流动时弯月面形状、冷却剂速度和压力的变化，以预测干涸热通量。单元定义如图 5a 所示。此外，器件级模型还可得出有效传热系数沿流动方向的变化，并用于计算蒸发器表面温度分布。

平衡弯月面界面

液-汽界面轮廓及其沿冷却剂流动方向的变化，对于预测干涸热通量和蒸发器温度至关重要[8,19,24,25]。为此，我们使用 Surface Evolver[26,27] 计算给定单元的三维（3D）弯月面形状，并基于总能量最小化方法求得平衡静态弯月面形状。总能量平衡以表面能（E_s）表示，如方程（1）所示。由于邦德数较低（~ 10^{-4}），因此忽略重力势能。

$$E_s = \iint_{A_{lv}} \gamma_{lv}\, dA - \iint_{A_{sl}} \gamma_{lv} \cos\theta\, dA \tag{1}$$

此处 γ_{lv} 为液-汽表面张力，A_{lv} 和 A_{sl} 分别为液-汽表面积和固-液表面积。Surface Evolver 采用梯度下降算法，使弯月面逐步演化至最低能量状态；在每次迭代中，每个顶点所受的力由表面能的负梯度确定。我们设定的收敛条件为：经过 10 次迭代后，表面积变化小于 0.01% [22]，从而得到图 5a 所示单元的平衡弯月面。随后，将所得弯月面表面作为点云导入 CAD 软件，以创建三维液体域，如图 5b 所示；该液体域随后用于流体流动和热分析。我们计算了接触角从 90° 到 15° 范围内的多种弯月面形状。器件级模型需要每个单元的平均压力和流动面积信息。因此，根据力平衡方程（2），可得到与各弯月面曲率对应的平均拉普拉斯压差 $P_{lap} = P_v - P_l$。此处 P_v 和 P_l 分别为蒸汽压力和液体压力。

$$-P_{lap} = \frac{\gamma_{lv} \cos\theta P_w}{A_{pm}} \tag{2}$$

其中，P_w 和A_{pm} 分别为润湿周长和弯月面投影面积。由于发现楔形微柱周边弯月面的接触角沿接触线变化显著，因此在上述拉普拉斯压力计算中考虑了这种变化（有关拉普拉斯压力计算的更多详情，请参阅补充信息第 7 节）。对于给定几何形状的微柱，单元中平面的横截面积 A_i 被视为器件模型中的可用流动面积。该面积表示为弯月面形状（P_{lap}）的函数，即：

$$A_i = f(P_{lap}) \tag{3}$$

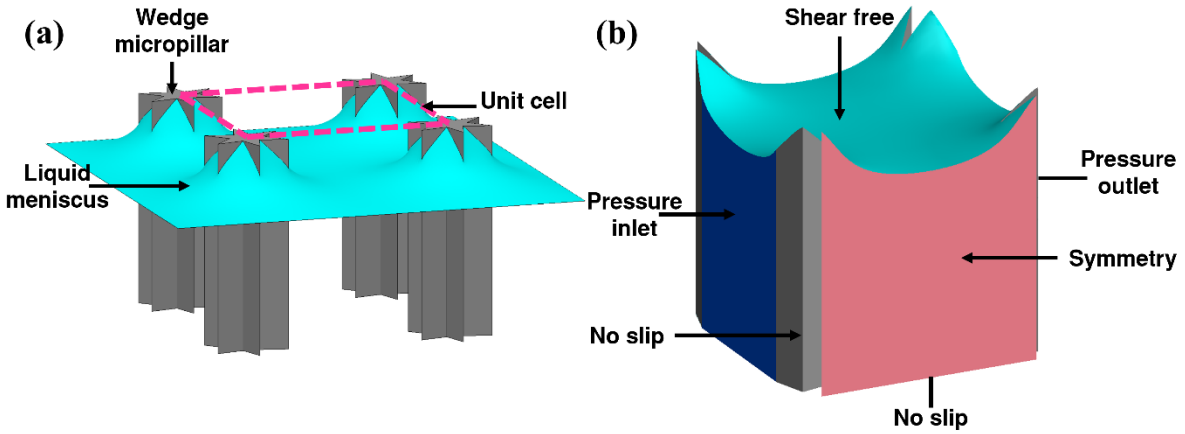


图 5. (a) 由 Surface Evolver 生成的弯月面平衡形状，展示了一个楔形微柱单元；(b) 单元流体流动模型所施加的边界条件包括压力入口和出口（深蓝色）、单元底部和微柱壁处的无滑移条件（灰色）、两个侧面上的对称边界（红色），以及液体-蒸气界面弯月面上的无剪切表面（青色）。

流体流动模型

通过三维流体流动模拟，计算液体冷却剂流经单元时的速度分布和压降，并将其表示为弯月面形状的函数。使用 ANSYS FLUENT 求解器[28]，对图 2b 所示的单元区域求解质量守恒方程（方程 (4)）和动量守恒方程（方程 (5)）。

$$\nabla.(\rho V) = 0 \tag{4}$$

$$\nabla.(\rho VV) = -\nabla p + \nabla.(\mu \nabla V) \tag{5}$$

图2b展示了边界条件，例如入口和出口处设置的压力边界条件、单元底部和微柱壁上的无滑移条件、两个侧面上的对称边界，以及液-汽界面弯月面上的无剪切表面。根据 NIST 数据库[29]中 100°C 的饱和温度，选取液体的热物理性质。对于此处的蠕动流条件，采用 SIMPLEC 技术进行压力-速度耦合。计算流体力学模拟过程中，连续性和动量方程的收敛标准均设为 10^{-6}。根据补充信息第 8 节中详细介绍的网格无关性检验，整个单元模拟均采用网格无关网格。利用单元求解数据，将单元中平面处的平均速度（U_i）定义为弯月面形状（P_{lap}）和沿图中所示流动方向的压力梯度（$\frac{dP}{dx}$）的函数，如方程（6）所示，

$$U_i = f\left(P_{lap}, \frac{dP}{dx}\right) \tag{6}$$

有关中平面平均速度估算的更多详情，请参阅补充信息第2节。此外，这些数据还用于器件级模型，以预测干涸热通量。

传热模型

对于每个单元，均进行稳态热模拟，以根据输入热通量（q''）和蒸发器壁面过热度（$\Delta T_e = T_e - T_{sat}$），按照公式（7）估算蒸发产生的有效传热系数（h$_{eff}$），其中 T_e 是固液界面处蒸发器表面的温度，T_{sat} 是饱和蒸气温度。传热模型考虑了基底的厚度（详见补充信息第9节），且在此模拟中，液体域内的热传导占主导，对流作用较弱（佩克莱数 ~ 10^{-1}）。通过求解守恒方程（7-9）来模拟共轭传热。假设基底传出的热通量通过液汽界面弯月面的蒸发耗散。本计算研究采用的边界条件包括：柱体顶面采用绝热条件，四个侧面均采用对称条件；弯月面界面处通过 Schrage模型实现蒸发的对流传热系数[30]，；基底底面施加输入热通量，如补充信息第9节的图 S8a 所示。对于蒸发主导传热的情况，Schrage方程（9）给出了传热系数（h$_{lv}$）；对于许多实际的薄膜蒸发冷却应用而言，这一假设是合理的。

$$h_{eff} = \frac{q''}{\Delta T_e} \tag{7}$$

$$\nabla.[V(\rho C_p T)] = \nabla.(k\nabla T) \tag{8}$$

$$h_{lv} = \frac{2\sigma}{2-\sigma}\left(\frac{{h_{fg}}^2}{T_v \nu_{fg}}\right)\left(\frac{\bar{M}}{2\pi \bar{R} T_v}\right)^{1/2}\left[1 - \frac{P_v \nu_{fg}}{2h_{fg}}\right] \tag{9}$$

此处 σ 表示蒸发适应系数，其取值为 0.052[8], h$_{fg}$。ν_{fg}、 T_v、 P_v、 $\bar{M}$ 和 $\bar{R}$ 分别表示水在饱和条件下的汽化潜热、汽液比容差、蒸气温度、蒸气压、摩尔质量和通用气体常数。根据补充信息第 8 节中详细说明的网格无关性检验，所有单元模拟均采用网格无关网格。随后，有效传热系数（h$_{eff}$）表示为弯月面形状（P_{lap}）的函数：

$$h_{eff} = f(P_{lap}) \quad (10)$$

除流体流动数据外，还将方程 (10) 输入器件级模型，以获得沿流动 [8,10]方向分布的有效传热系数。

器件级模型

采用一维有限体积离散方法，建立器件级模型，以模拟长度为 L 的楔形微柱芯吸结构森林中的薄膜蒸发（图 6a）[19]。由于流动模式在 y 方向具有周期性，我们实际上只对吸液芯中从 x = *0* 到 x = L 的一排单元进行建模，如图 6b 所示。此处，一个单元/有限体积包含四分之一个微柱，以及由四根柱体围住的液体体积[19] （见图 5a）。我们假定所考虑的系统处于饱和条件，因此整个计算域内的蒸气压 $P_v = P_{sat}$。微结构通过毛细芯吸从储液槽中抽取液体。如图 6b 所示，从储液槽（位于 x = *0*）开始，由于蒸发，弯月面曲率沿流动方向（远离储液槽）增大。这导致沿流动方向的液体压力 $P_l(x)$ 降低，并以相对于蒸气压的相对压力（$P_{lap}(x) = P_v - P_l(x)$）表示。沿 x 产生的有利压力梯度使液体冷却剂能够向该方向吸液。随着热通量增加，整个吸液芯中的蒸发速率也随之提高，导致所有单元中的弯月面曲率增大。最终，当施加的热通量等于干涸热通量时，最后一个单元中的弯月面曲率达到最大值。此最大弯月面曲率对应于局部接触角减小至后退接触角。进一步蒸发会使接触线从微柱顶边缘脱钉并后退，从而导致液体干涸。因此，最后一个单元中的接触角减小至后退接触角，可作为检测干涸热通量的判据[19]。模型中，工质为水，固体材料为硅；在整个建模过程中，后退接触角取值为 15° [31]。

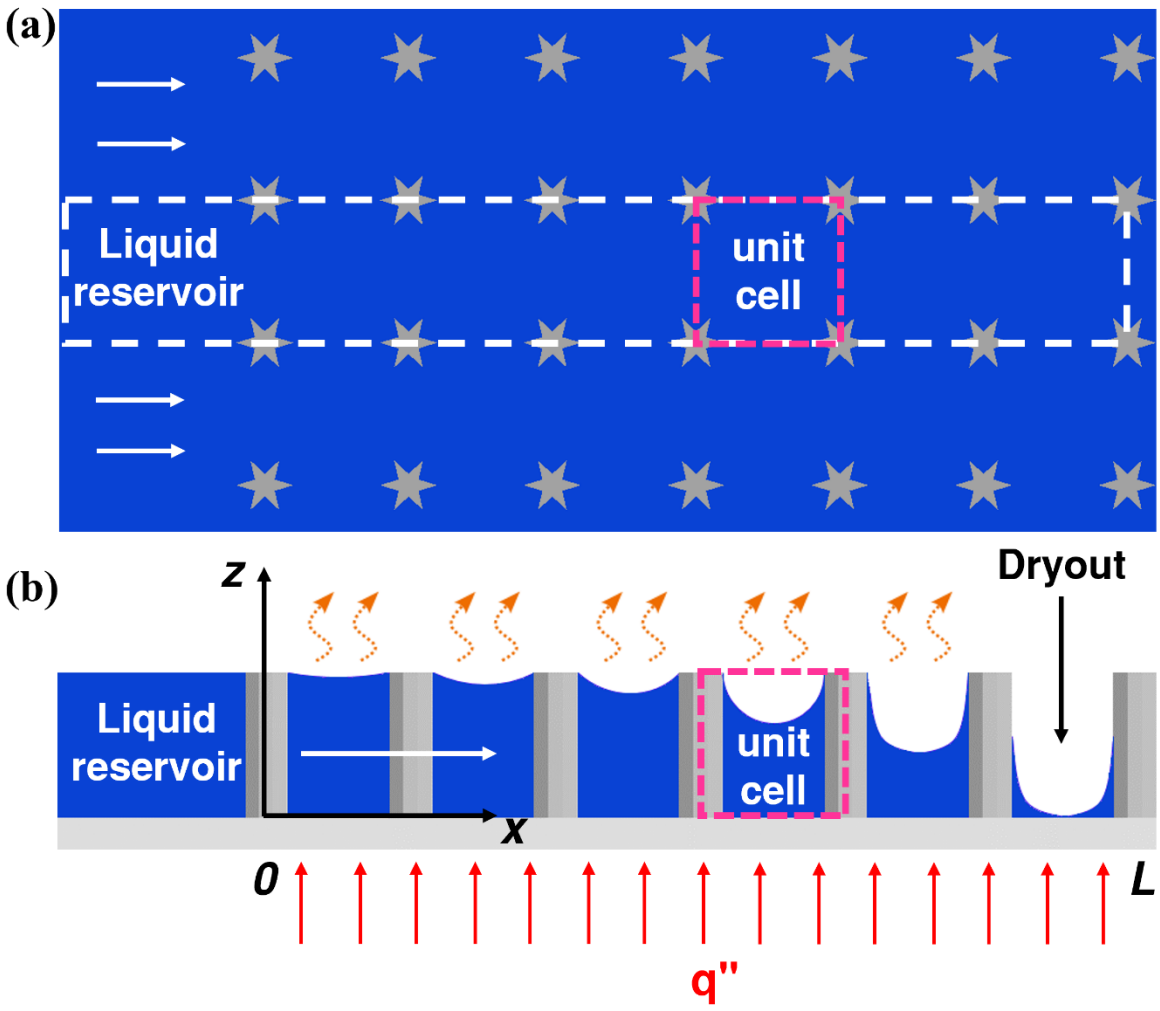


图6. 楔形微柱芯的森林结构示意图，突出显示模型的计算域，其中液体从液体储液器沿 x 方向流动；(a) 长度为 L 的数组俯视图；(b) 单排单元的侧视图，显示弯月面曲率沿流向的变化以及最后一个单元中的干涸。

对于给定的微柱阵列几何结构和输入热通量条件（q''），器件级模型基于相邻两个单元中平面处的质量守恒和焓守恒，将从储液槽（位于 x = *0* ）开始到 x = L 的各单元耦合起来。这得到焓平衡方程（11）：

$$\rho(A_{i-1}U_{i-1} - A_iU_i)h_{fg} = q''l^2 \tag{11}$$

其中，ρ、A_i和 U_i 分别为单元的密度、中平面面积和平均速度。代入方程(3)和(6)后，使用内部 MATLAB 脚本通过迭代法求解方程(11)，并采用以下边界条件：(a) 在 x = *0*, $P_{lap_i} = 0$ 处，即储液槽处的弯月面平均曲率为零；(b) 在 x = *0*, $\rho A_0U_0 = \frac{q\,lL}{h_{fg}}$ 是假定的液体流入质量，对应于从

整个数组行中蒸发的总质量。由此可得P_{lap_i}的分布，进而得到沿流动方向的U_i。为预测干涸热通量，将后退接触角准则作为限制条件施加于最后一个单元（x = L），此处对应的P_{lap_i}接近最大毛细压力。根据方程(10)，将 h_{eff} 随毛细吸液方向变化的分布作为器件级模型中蒸发的对流边界条件，以获得蒸发器基底温度（T_e）分布（详情见补充信息第9节）。

数值框架的验证

通过对具有圆柱形微柱的蒸发器吸液芯进行建模，验证所开发的数值框架。其几何参数为 d = *10 μm, l =30 μm, h = 25 μm, t = 100 μm, and L = 5* mm。拉普拉斯压力、干涸热通量、有效传热系数和蒸发器过热度的变化建模结果与 Zhu 等人[19] 和 Vaartstra 等人[8] 的结果高度吻合，详情见《补充信息》第 10 节。

结论

本研究提出了一种仿生楔形微柱几何结构，其灵感源自翼状猪笼草的唇缘表面，可用于通过毛细供液薄膜蒸发实现冷却。我们采用经过验证的数值建模方法评估了楔形微柱几何结构的性能，该方法将基于单元的分析整合到一维器件级模型中。该模型采用能量最小化方法生成平衡弯月面形状，并将所得形状用于单元级流体流动和热分析。随后，通过连接各单元，将单元级分析结果整合到器件级模型中，以预测干涸热通量、平均和局部有效传热系数以及蒸发器壁面过热度。在估算拉普拉斯压力时，我们的建模框架还考虑了楔形微柱接触线上的接触角不均匀性。利用该模型，我们探究了微柱密度以及沿微柱周边的楔形结构数量所产生的影响。具体而言，我们将具有六个和四个楔形结构的两种楔形微柱几何结构与传统圆柱形

微柱进行了比较。楔形微柱显著提高了流体流动的渗透率，加之其毛细压力较高，因此能够提升其干涸热通量。总体而言，六楔形微柱稀疏阵列的干涸热通量最高，比基准圆柱微柱稀疏阵列高出 ~234%。此外，与圆柱形微柱相比，在干涸条件下，楔形微柱具有更高的薄膜面积分数和更大的弯月面曲率，因此有效传热系数更高。

相关内容

沿单元对角线的弯月面曲率；速度等值线及中平面平均速度的估算；不同微柱几何形状的固相分数（f_s）；在相应干涸热通量下不同微柱几何形状的热性能；在相同热通量下不同微柱几何形状的热性能；热阻网络；楔形微柱周边不同接触角下的拉普拉斯压力计算；网格无关性检验；单元及器件级传热模型；数值模型的验证。

致谢

作者衷心感谢科学与工程研究委员会（SERB）、科学技术部和印度政府通过核心研究资助（CRG/2018/004539）为本研究提供的资金支持。我们还感谢 Susquehanna University 的 Prof. Kenneth A. Brakke 就 Surface Evolver 代码提供的见解，以及 IIT Ropar 热流体研究实验室的 Siddhartha S. S. 在弯月面三维 CAD 轮廓方面提供的帮助。

参考文献

(1) Agostini, B.；Fabbri, M.；Park, J. E.；Wojtan, L.；Thome, J. R.；Michel, B. 高热通量冷却技术的最新进展。Heat Transf. Eng. 2007，28 (4)，258–281。https://doi.org/10.1080/01457630601117799。

(2) Adera, S.；Antao, D.；Raj, R.；Wang, E. N. 微柱芯的薄膜蒸发设计。《国际传热与传质杂志》2016年，101，280–294。
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.04.107。 (3) Faghri, A. 热管科学与技术的综述与进展。传热学杂志 2012，134 (12)，1–18。https://doi.org/10.1115/1.4007407。
(4) Ćoso, D.；Srinivasan, V.；Lu, M. C.；Chang, J. Y.；Majumdar, A. 薄液膜蒸发和沸腾状态下双孔隙芯中的强化传热

《传热学杂志》2012，134（10），1–11。https://doi.org/10.1115/1.4006106。（5）Somasundaram, S.；Zhu, Y.；Lu, Z.；Adera, S.；Bin, H.；Mengyao, W.；Tan, C. S.；Wang, E. N. 蒸发器微柱芯的热设计优化。《国际热科学杂志》2018，No. IEEE 15，592–597。https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.07.036。（6）Wang, R.；Jakhar, K.；Antao, D. S. 用于捕捉局部界面效应的微柱阵列薄膜蒸发统一建模框架。Langmuir 2019，35，12927–12935。
https://doi.org/10.1021/acs.langmuir.9b02048。（7）Liu, T.；Asheghi, M.；Goodson, K. E. 毛细供液蒸发用梯度混合微柱芯的多目标优化。Langmuir 2021。
https://doi.org/10.1021/acs.langmuir.1c02429。（8）Vaartstra, G.；Lu, Z.；Wang, E. N. 微柱芯薄膜蒸发干涸热通量与局部温度的同步预测。《国际传热与传质杂志》2019，136，170–177。
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.02.074。（9）Ranjan, R.；Patel, A.；Garimella, S. V.；Murthy, J. Y. 用于被动式均热器的微柱结构吸液与热特性。《国际传热与传质杂志》2012，55（4），586–596。
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.10.053。（10）Pujahari, A.；Dasgupta, S.；Bhattacharya, A. 不同柱体拓扑结构微柱阵列蒸发性能评估。《国际热科学杂志》2021，168（4月），107044。
https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2021.107044。（11）Sharratt, S.；Peng, C.；Ju, Y. S. 具有更优相变传热性能的微柱蒸发器吸液芯。《国际传热与传质杂志》2012，55（21–22），6163

6169. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.06.036. (12) Ranjan, R.; Murthy, J. Y.; Garimella, S. V. 毛细芯结构中薄膜蒸发的微尺度模型。《国际传热与传质杂志》2011, 54 (1–3), 169–179.
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.09.037. (13) Farokhnia, N.; Irajizad, P.; Sajadi, S. M.; Ghasemi, H. 面向薄膜蒸发的合理微纳结构化。《物理化学杂志C辑》2016年, 120 (16), 8742–8750. https://doi.org/10.1021/acs.jpcc.6b01362. (14) Rojo, G.; Ghanbari, S.; Darabi, J. 用于毛细驱动相变冷却装置的复合铜-碳纳米管微柱的制造与热表征

《纳米与微尺度热物理工程》2019年，23（4），317–333。
https://doi.org/10.1080/15567265.2019.1675830。（15）Bang, S.; Ryu, S.; Ki, S.; Song, K.; Kim, J.; Kim, J.; Nam, Y. 超亲水悬链线形铝微柱蒸发器芯。《国际传热与传质杂志》2020年,

158，120011。https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120011。

（16）Jiang, H.; Wang, X.; Li, X.; Xu, J.; Qi, H.; Shan, D. 新型垂直尺寸梯度微结构表面的增强蒸发性能。《国际传热与传质杂志》2022年，199，123478。https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123478。（17）Wilke, K. L.; Kalinina, K. B.; Zhu, Y.; Preston, D. J.; Antao, D.; Adera, S.; Wang, E. N. 非均匀变渗透率吸液结构中干涸热通量的提升。《国际传热会议》2018年，2018-Augus (January)，1017–1024。https://doi.org/10.1615/ihtc16.bae.024136。（18）Wei, M.; He, B.; Liang, Q.; Somasundaram, S.; Tan, C. S.; Wang, E. N. 均匀硅微柱蒸发器的优化与热表征。《国际传热与传质杂志》2018年，127，51–60。https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.06.128。（19）Zhu, Y.; Antao, D. S.; Lu, Z.; Somasundaram, S.; Zhang, T.; Wang, E. N. 微柱吸液结构中干涸热通量的预测与表征。Langmuir 2016年，32（7），1920–1927。https://doi.org/10.1021/acs.langmuir.5b04502。（20）Horner, D.; Ravi, S.; Moghaddam, S. 单孔微柱吸液结构，II——优化与理论极限。《应用热工程》2014年，73（1），1378–1386。https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2014.04.055。（21）Concus, P.; Finn, R. 楔形体中毛细表面的行为。《美国国家科学院院刊》1969年，63（2），292–299。https://doi.org/10.1073/pnas.63.2.292。（22）Ranjan, R.; Murthy, J. Y.; Garimella, S. V. 微结构的吸液与薄膜蒸发特性分析。传热学杂志 2009年，131（10），1–11。https://doi.org/10.1115/1.3160538。（23）Vaartstra, G.; Zhang, L.; Lu, Z.; Díaz-Marín, C. D.; Grossman, J. C.; Wang, E. N. 毛细供液薄膜蒸发器件。《应用物理学杂志》2020年，128（13）。https://doi.org/10.1063/5.0021674。（24）Xiao, R.; Enright, R.; Wang, E. N. 微柱阵列中液体传播的预测与优化。Langmuir 2010年，26（19），15070–15075。https://doi.org/10.1021/la102645u。（25）Byon, C.; Kim, S. J. 弯月面对微柱阵列渗透率的影响。《微机械与微工程杂志》2011年，21（11）。https://doi.org/10.1088/0960- 1317/21/11/115011。（26）Brakke, K. A. The Surface Evolver。《实验数学》1992年，1（2），141–165。https://doi.org/10.1080/10586458.1992.10504253。（27）Brakke, K. A. Surface Evolver 手册，版本 2.70。萨斯奎哈纳大学数学系，2013年。（28）ANSYS FLUENT 理论指南，2020 R1 版。ANSYS Inc.，美国，2020年。（29）水的饱和性质。https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi?TLow=1&THigh=150&TInc=1&Applet=on&D igits=5&ID=C7732185&Action=Load&Type=SatP&TUnit=C&PUnit=atm&DUnit=k g%2Fm3&HUnit=kJ%2Fkg&WUnit=m%2Fs&VisUnit=Pa*s&STUnit=N%2Fm&Ref

状态=DEF。

(30) Van Carey, P.《液体-蒸气相变现象：传热设备中汽化与冷凝过程热物理学导论》，第二版；CRC出版社，2007年。https://doi.org/10.1201/9780203748756。（31）Raj, R.；Maroo, S. C.；Wang, E. N.《石墨烯润湿性》。《纳米快报》2013年，13（4），1509–1515。https://doi.org/10.1021/nl304647t。

补充信息

用于增强薄膜蒸发的仿生微柱芯

Anand S 和 Chander Shekhar Sharma*

热流体研究实验室，机械工程系，印度理工学院罗帕尔分校，印度旁遮普邦鲁普纳加尔 140 001chander.sharma@iitrpr.ac.in，电话：+91-1881-232358

目录表

第1节：沿单元对角线的弯月面曲率 第2节：速度等值线及中平面平均速度的估算 第3节：不同微柱几何形状的固相分数（f_s） 第4节：不同微柱几何形状在各自干涸热通量下的热性能 第5节：不同微柱几何形状在相同热通量下的热性能 第6节：热阻网络 第7节：楔形微柱周边接触角变化时的拉普拉斯压力计算 第 8 节：网格无关性检验 第9节：单元与器件级传热模型 第10节：数值模型的验证

第1节：沿单元对角线的弯月面曲率

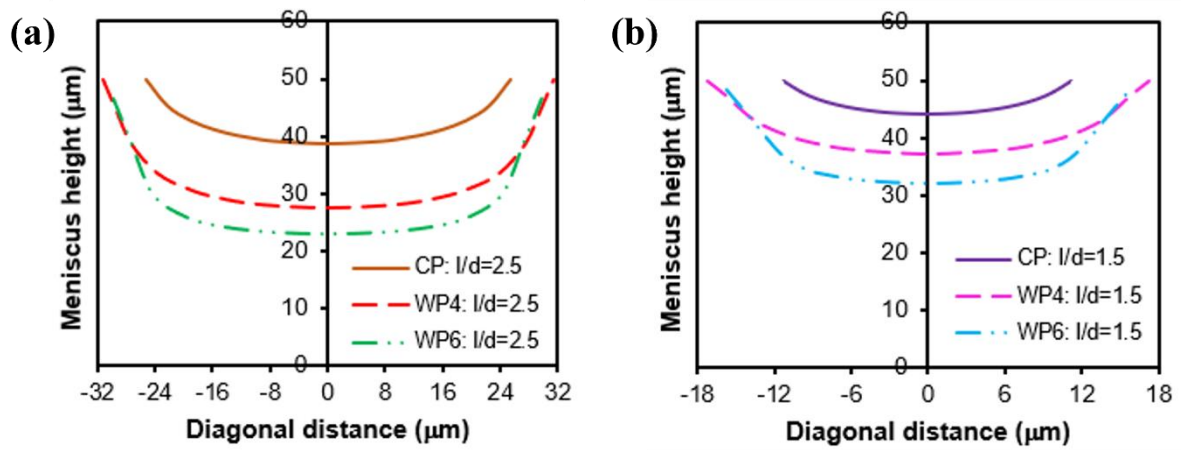


图 S1. 三种微柱几何形状的（a）稀疏阵列和（b）密集阵列单元中，弯月面曲率沿对角线的变化。

图 S1a 和图 S1b 展示了在干涸发生时，三种微柱几何形状的稀疏阵列和密集阵列中，弯月面沿单元对角线的曲率变化。与圆柱形微柱相比，楔形微柱的主体液体弯月面更低，角部上升更高。

第2节：速度等值线及中平面平均速度的估算

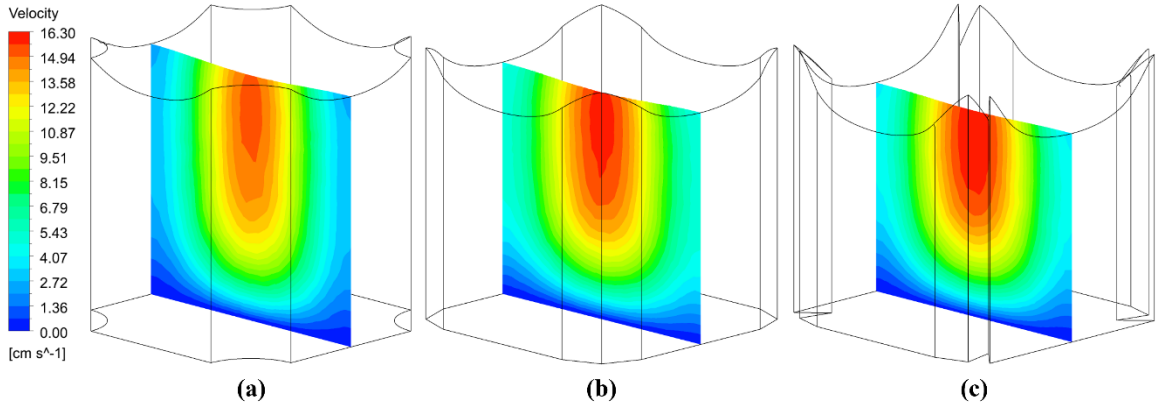


图 S2. 压降为 30 Pa 时，（a）圆柱形、（b）四楔形和（c）六楔形微柱几何形状在中平面的速度等值线，d=*20 μm*，l=*50 μm*，h=*50 μm*，且为 $\theta=50^{o}$

根据三维单元流体流动模拟，按照正文中所述的边界条件，获得了流动的速度分布。对于压力驱动流动，图 S2 比较了圆柱形、四楔形和六楔形微柱几何形状在中平面处的单元速度等值线，其中 d=*20 μm*，l=*50 μm*，h=*50 μm*，且 $\theta=50^{o}$ for

压降为 30 Pa。任一给定单元中平面处的面积平均速度（U_i）计算为 $U_i = \frac{1}{A_{MP}} \iint u(x, y, z)\ dydz|_{x=l/2}$，其中 A_{MP} 为中平面面积，u为 x 方向速度。

第3节：不同微柱几何形状的固相分数（f_s）

固相分数（f_s）定义为单元内微柱的体积与单元总体积之比。

表S1. 不同微柱几何形状的几何参数

几何形状	d（μm）	l（μm）	h（μm）	f_s
圆柱	20	30	50	0.349
	20	50	50	0.1256
四楔形	20	30	50	0.1257
	20	50	50	0.0452
六楔形	20	30	50	0.134
	20	50	50	0.048

第4节：不同微柱几何形状在各自干涸热通量下的热性能

主文稿中讨论了密集阵列的 $h_{eff,\ dryout}$ 沿毛细输运长度的变化，并在图S3a中重现以供参考。如图S3b所示，稀疏阵列的 $h_{eff,\ dryout}$ 变化也类似。例如，对于密集阵列和稀疏阵列中的六楔形微柱阵列，$h_{eff,\ dryout}$ 值从储液槽（x/L=*0*处）到阵列中心（x/L=*1*处）分别变化了 *~136*% 和 *~118*%。因此，密集阵列和稀疏阵列的蒸发器温度在储液槽与中心之间分别相差 *~15* ^{o}C 和 *~49* ^{o}C，从而在吸液芯中形成温度梯度，如图S3c和图S3d所示。

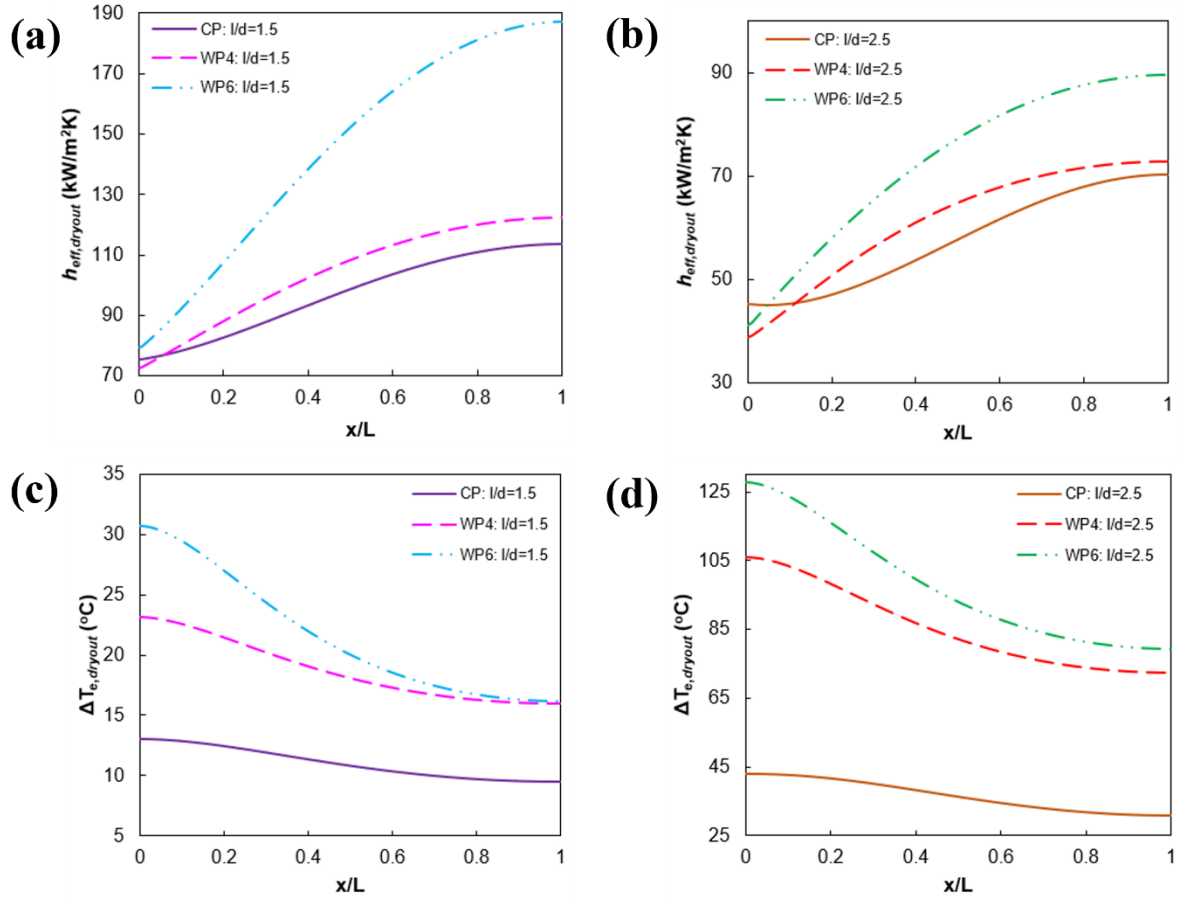
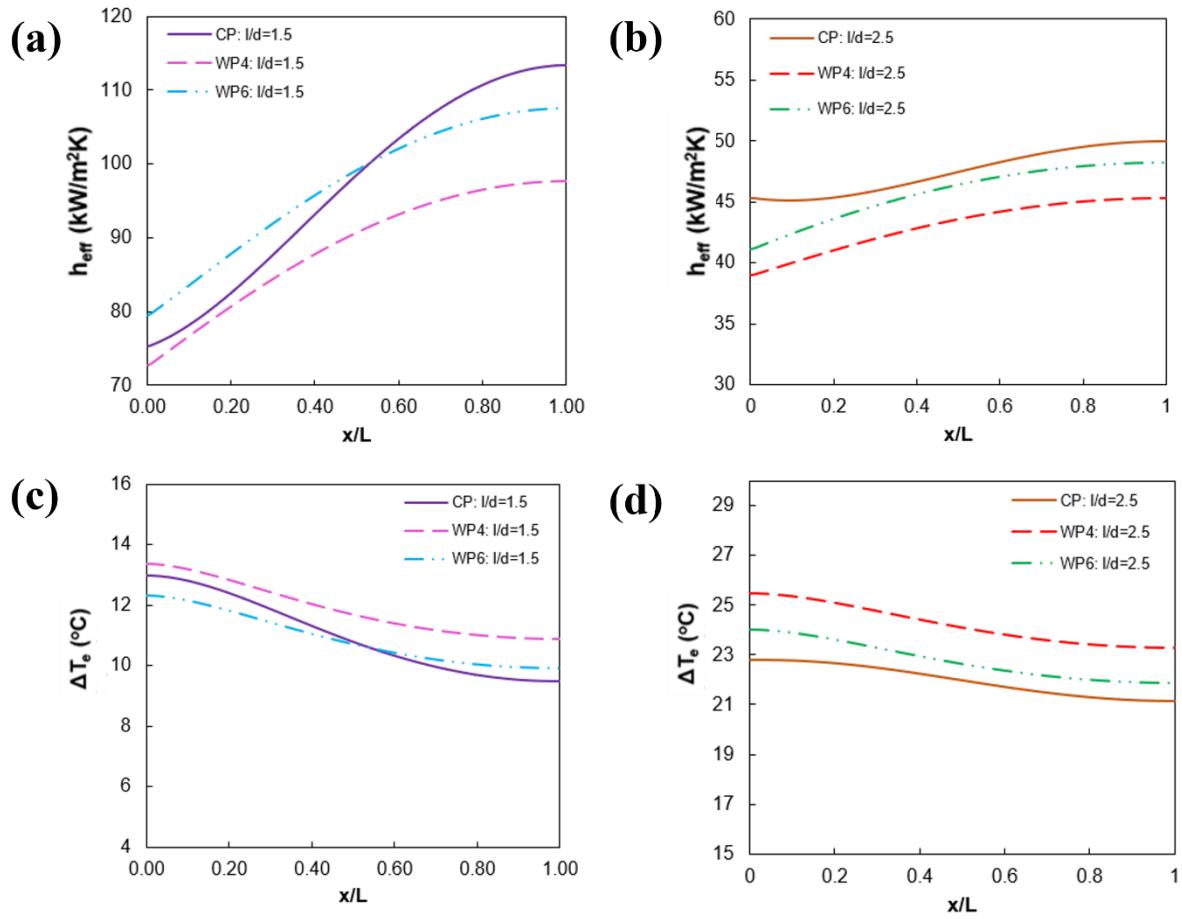


图 S3. 沿毛细吸液方向的有效传热系数变化：(a) 稠密数组和 (b) 稀疏数组。对于所有微柱几何形状，在各自的干涸热通量下，沿毛细吸液方向的蒸发器壁面过热度分布：(c) 稠密数组和 (d) 稀疏数组。此处 CP、WP4 和 WP6 分别指圆柱形、四楔形和六楔形微柱。

第 5 节：相同热通量下不同微柱几何形状的热性能

我们分析了三种微柱几何形状在相同热通量负载下的热性能，该负载等于密集圆柱形微柱阵列的干涸热通量（103.5 W/cm^2）。图S4展示了密集和稀疏阵列中 h_{eff} 以及蒸发器壁面过热度（ΔT_e）沿流动方向的分布。在这一低热通量条件下，楔形微柱几何结构的散热效率与圆柱形微柱相当，这可从其沿整个毛细输运长度的平均传热系数（$\overline{h_{eff}}$）看出。对于密集阵列，六楔形、四楔形和圆柱形微柱的 $\overline{h_{eff}}$ 值分别为 97.16 kW/m^2.K、88.82 kW/m^2.K 和 96.96 kW/m^2.K。同样，

对于稀疏阵列，六楔形、四楔形和圆柱形微柱的 $\overline{h_{eff}}$ 值分别为 45.8 kW/m^2.K、43.1 kW/m^2.K 和 47.5 kW/m^2.K。上述 $\overline{h_{eff}}$趋势是由于所有微柱几何形状的热阻相近，这是由沿毛细吸液方向的弯月面曲率相当所致。因此，如图S4c和图S4d所示，它们沿毛细吸液方向的 ΔT_e值也相近。



图S4. 沿毛细吸液方向，(a) 稠密阵列和 (b) 稀疏阵列的有效传热系数变化；以及在相同热通量 103.5 W/cm^2，（即圆柱形微柱的干涸热通量）下，所有微柱几何形状沿毛细吸液方向的蒸发器壁面过热度分布：(c) 稠密阵列和 (d) 稀疏阵列。此处，CP、WP4 和 WP6 分别指圆柱形、四楔形和六楔形微柱。

第6节：热阻网络

如图S5a所示，考虑一个简化的热阻网络[1]，以定性理解与圆柱形微柱相比，仿生楔形微柱几何结构热性能提升的原因。整体热阻网络可视为由微柱的导热热阻（R_P）、主体

液体（R_l）和薄膜区域（R_{TF}）的导热热阻，以及薄膜区域（$R_{int,\ TF}$）和主体弯月面（$R_{int,\ l}$）上的界面热阻组成。

$$R_P = \frac{L_P}{A_P k_P} \tag{S1}$$

$$R_l = \frac{L_l}{A_l k_l} \tag{S2}$$

$$R_{TF} = \frac{L_{TF}}{A_{TF} k_l} \tag{S3}$$

$$R_{int,TF} = \frac{1}{A_{int,TF} h_{lv}} \tag{S4}$$

$$R_{int,l} = \frac{1}{A_{int,l} h_{lv}} \tag{S5}$$

此处，L_P、L_l和L_{TF}分别为柱体、主体液体和薄膜区域的长度/厚度。A_P、A_l和A_{TF}分别为柱体、主体液体和薄膜区域的横截面积，k_P和k_l分别为柱体和液体的热导率。$A_{int,\ TF}$和$A_{int,\ l}$分别为薄膜区域和主体液体弯月面的界面面积。此外，h_{lv}为根据Schrage模型[2]计算得到的蒸发等效传热系数。通过比较图S5b和图S5c所示特定$\theta = 15^o$下圆柱形和六楔形微柱单元的总热阻，可以推断，六楔形微柱单元中R_P的贡献有所增加，这是由于导热的横截面积减小所致；而热阻的所有其他组成部分（方程S2–S5）则有所降低，这是因为：（i）对于R_l，主体液体厚度较小（L_l），且主体液体横截面积较大（A_l）；（ii）对于R_{TF}和$R_{int,\ TF}$，薄膜区域的横截面积（A_{TF}）和界面面积（$A_{int,\ TF}$）分别较大；（iii）对于$R_{int,\ l}$，主体液体弯月面的界面面积（$A_{int,\ l}$）较大。

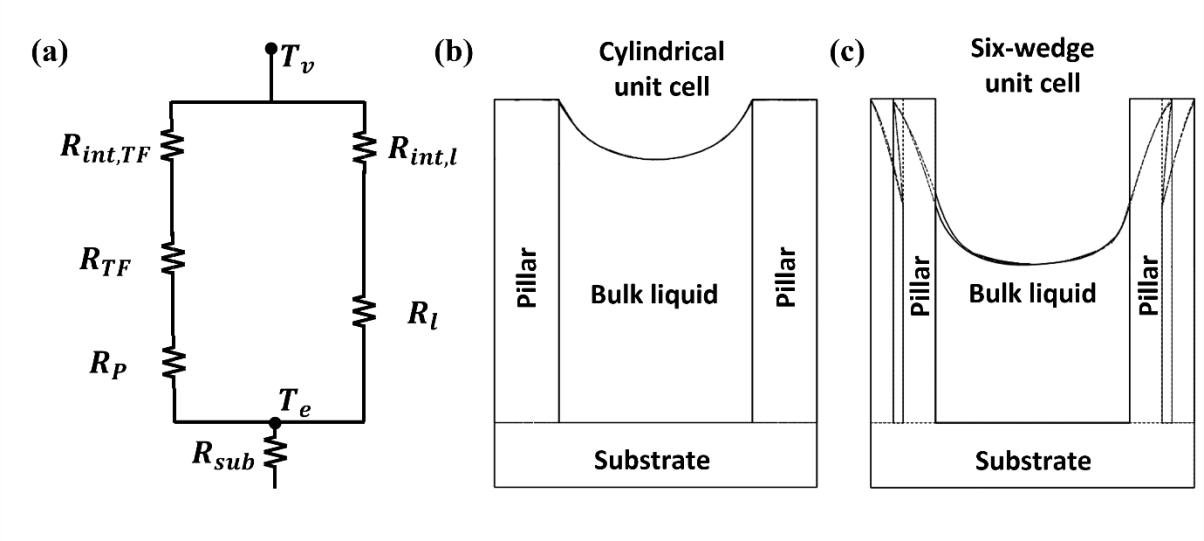


图 S5。（a）微柱单元的热阻网络示意图，用于比较微柱几何形状的定性热性能。（b）圆柱形和（c）六楔形微柱几何形状的单元。

第 7 节：沿楔形微柱周边接触角变化时的拉普拉斯压力计算

拉普拉斯压力通过力平衡分析（方程（S6））计算，计算中考虑润湿周长（P_w）、接触角的余弦值（cos θ）、表面张力（γ_{lv}）和弯月面投影面积（A_{pm}）。通常假设微柱周边的弯月面接触线始终保持恒定角度[3]。对于圆形接触线，这一假设成立；但对于楔形微柱几何结构，液体沿尖角上升并钉扎在微柱顶部时，接触角会沿接触周界显著变化，如图S6b所示。在计算单元内的平均拉普拉斯压力时，必须考虑这种变化。因此，我们通过构建垂直于接触线和微柱壁的平面，测量接触角沿接触线的变化，如图S6a插图所示。接触角的余弦值表示为润湿周长的函数（方程（S7）），并在计算拉普拉斯压力时沿接触线长度积分。

$$-P_{lap} = \frac{\gamma_{lv} \cos\theta P_w}{A_{pm}} \tag{S6}$$

$$\cos\theta\, P_w = \int_0^{P_w} f(P_w)\, dP_w \tag{S7}$$

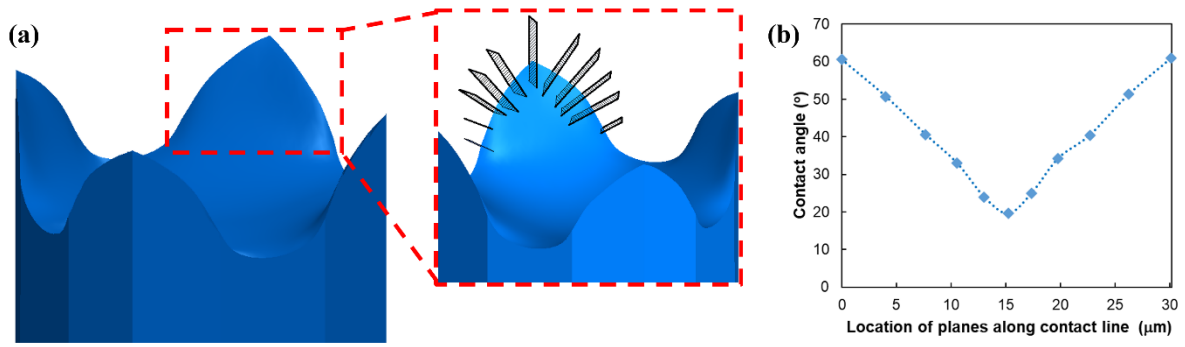


图 S6。（a）在具有 θ=15° 的四楔形微柱单元内形成的液体弯月面。插图中突出显示了各种平面的构造；（b）在具有四楔形微柱的吸液芯单元内形成的液体弯月面，其接触线上的接触角变化。

第 8 节：网格无关性检验

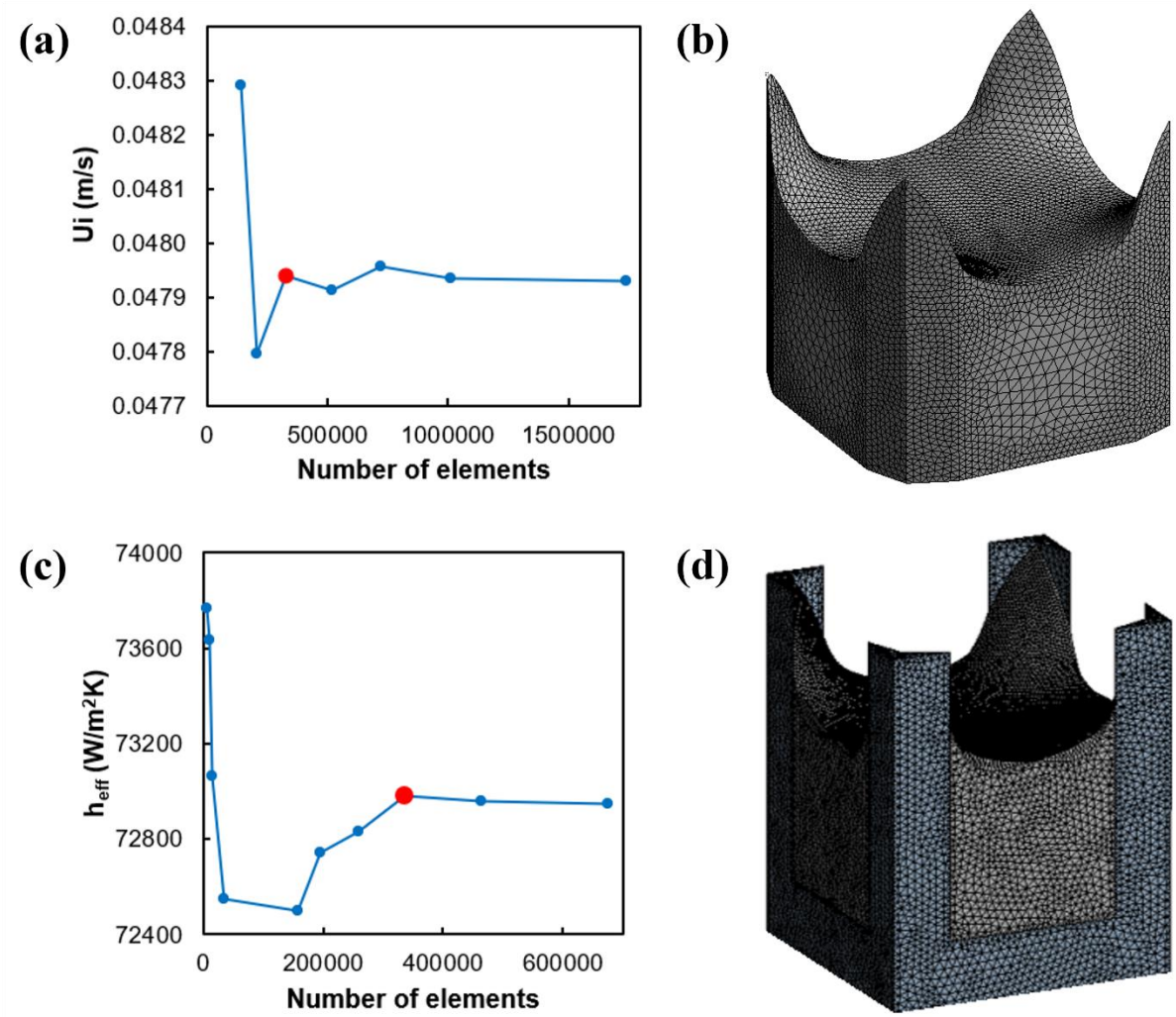


图 S7. 四楔形微柱单元的网格无关性检验：(a) 流体流动模拟的中平面平均速度和 (b) 所选网格区域；稳态热模拟的网格无关性检验：(c) 有效传热系数和 (d) 所选网格区域；其中 *d=20 μm, l=50 μm,h=50 μm, and* $\theta=15^o$

此处详细说明了网格细化对四楔形微柱单元流体流动模拟和稳态热模拟的影响，其中 d=*20 μm,* l=*50 μm*，h=*50 μm*，且$\theta=15^o$。图 S7a 显示了在施加 0.3 *Pa/μm*压力梯度时，单元的中平面平均速度随单元格数量的变化。所选网格（图 S7a 中以红色标记的数据点）为最优网格，包含 326106 个单元格，平均单元尺寸为 8.5E-7 m；与下一级网格细化相比，结果变化仅为 0.1%，处于允许范围内。用于流体流动模拟的网格区域如图 S7b 所示。

同样，图 S7d 展示了用于稳态热模拟的网格划分计算域，图 S7c 展示了在施加 500 W/cm^2 热通量时，单元的有效传热系数随单元格数量的变化关系。这里同样选取了最优网格（335204 个单元格，平均单元尺寸为 7E-7 m；图 S7c 中以红色标记的数据点），使得进一步细化网格不会改变结果。同样，对其他接触角对应的所有单元均进行了网格无关性检验。

第9节：单元与器件级传热模型

针对每个单元进行稳态热模拟，根据正文中公式（7）给出的输入热通量（q''）和蒸发器壁面过热度（$\Delta T_e = T_e - T_{sat}$），确定蒸发导致的有效传热系数（h$_{eff}$）。单元稳态传热模型中采用的边界条件（图 S8a）包括：液-汽界面弯月面上的对流（黄色）、侧面的对称边界（深蓝色）、裸露微柱上的绝热边界（红色），以及基底底面的热通量。如正文所述，$h_{eff} = f(P_{lap})$与用于确定干涸热通量的器件级模型相耦合，从而确定给定几何结构下沿微柱阵列分布的有效传热系数。沿毛细吸液方向变化的有效传热系数（$h_{eff} = f(x)$）与其他边界条件一同应用于长度为 L 的整个数组（如图 S8b 所示），以确定蒸发器基底温度（T_e）的分布。

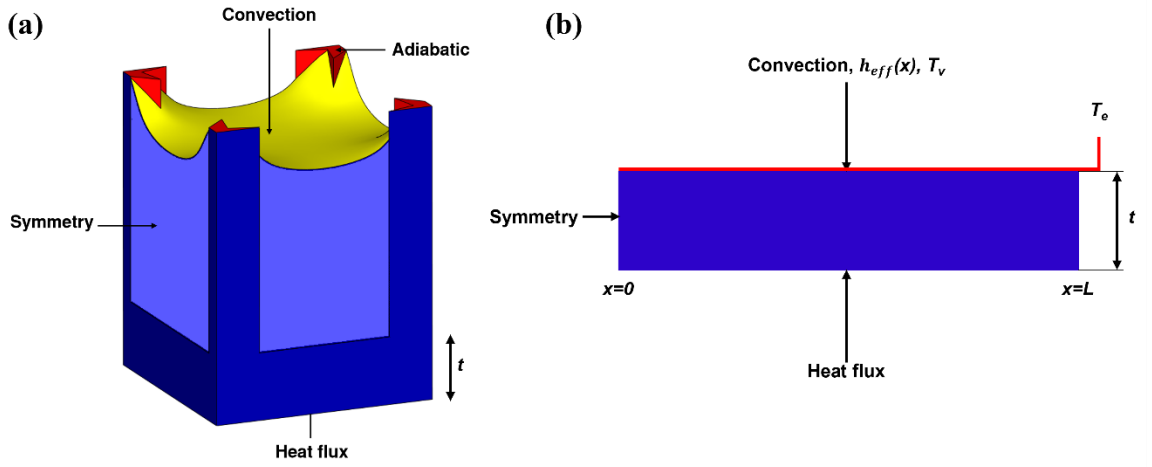


图 S8. (a) 单元稳态传热模型中施加的边界条件包括：液-汽界面弯月面上的对流（黄色）、侧面上的对称条件（深蓝色）、裸露柱体表面上的绝热条件（红色）、与液体接触的柱体表面上的共轭传热条件，以及基底底面的热通量；(b) 器件级稳态传热模型中施加的边界条件包括：蒸发器底座上的对流、侧面上的对称条件，以及基底底面的热通量。

第 10 节：数值模型的验证

本数值模型通过考察圆柱形微柱几何结构进行验证，其中 d=*10* μm，l=*30* μm，h=*25* μm，t=*100* μm，L=*5* mm。将沿毛细吸液方向（x/L）的拉普拉斯压力（P_{lap}）变化与 Zhu 等人[3] 的数据进行对比，如图 S9a 所示，结果吻合良好，证实了基于 Surface Evolver 的建模方法能够出色地预测界面形状。当前模型预测的干涸热通量为 81.76 W/cm^2，而 Zhu 等人[3] 和 Vaarstra 等人[4] 模型预测的结果分别为 76.1 W/cm^2 和 82 W/cm^2。这进一步证实了当前建模方法的准确性。我们还验证了在施加与干涸热通量相对应的热通量时，沿毛细吸液方向分布的有效传热系数（h$_{eff}$），如图 S9b 所示。结果发现，当前模型给出的平均 h_{eff} 为 76.88 kW/m^2.K，而 Vaarstra 等人[4] 模型的结果为 75.5 kW/m^2.K，再次证明了基于 Surface Evolver 的数值建模方法具有出色的准确性。

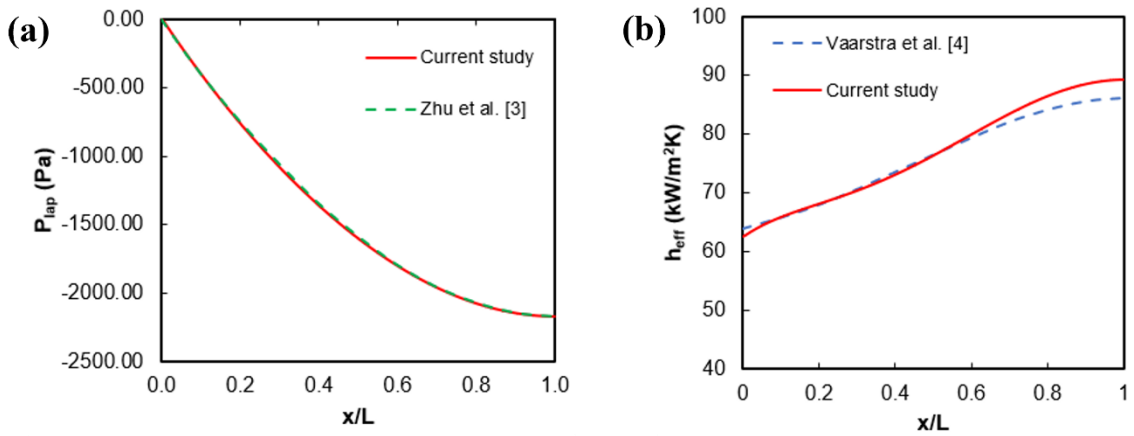


图 S9. 与文献数据对比验证：(a) 拉普拉斯压力；(b) 沿微柱阵列长度方向的有效传热系数。

参考文献

(1) Liu, T.; Asheghi, M.; Goodson, K. E. 毛细供液蒸发用梯度混合微柱芯的多目标优化。Langmuir 2021年。https://doi.org/10.1021/acs.langmuir.1c02429. (2) Van Carey, P. 液体-蒸气相变现象：传热设备中汽化与冷凝过程热物理学导论，第二版；CRC出版社，2007。https://doi.org/10.1201/9780203748756. (3) Zhu, Y.; Antao, D. S.; Lu, Z.; Somasundaram, S.; Zhang, T.; Wang, E. N. 微柱吸液结构中干涸热通量的预测与表征。Langmuir 2016年，32 (7)，1920–1927。https://doi.org/10.1021/acs.langmuir.5b04502. (4) Vaartstra, G.; Lu, Z.; Wang, E. N. 微柱芯中薄膜蒸发干涸热通量与局部温度的同步预测。《国际传热与传质杂志》2019年，136，170–177。https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.02.074.