



间断蛇形短翅片强化扁平管传热研究

冯丽丽, 杜小泽*, 杨勇平, 杨立军

华北电力大学能源动力与机械工程学院暨国家火力发电工程技术研究中心, 北京 102206

* E-mail: duxz@ncepu.edu.cn

收稿日期: 2011-06-17; 接受日期: 2011-08-16

国家重点基础研究发展计划(“973”计划)资助项目(批准号: 2009CB219804)

摘要 针对火电机组空冷凝汽器典型扁平管结构上蛇形翅片长度大, 空气在翅片间流动对强化传热的效果受到边界层发展抑制的缺陷, 根据锯齿翅片破坏边界层发展强化传热的思想, 引入间断翅片结构强化火电空冷凝汽器扁平管空气侧传热. 将原有蛇形翅片断开为不连续的蛇形短翅片, 分别采用顺排、叉排方式将短翅片布置于扁平管管壁上. 通过数值模拟, 对短翅片的不同布置方式(顺排、叉排)、短翅片排数, 以及不同断开间距下, 间断蛇形短翅片间空气的流动与传热性能进行研究. 结果表明, 与原有连续结构相比, 在工程实际应用的空气流动速度范围内, 采用间断短翅片结构可以有效提高空气侧的传热性能, 且由于间断结构减小了空气与壁面的接触面积, 流动的压力损失增加受到抑制.

关键词
扁平管
间断短翅片
强化传热
直接空冷

1 引言

空冷技术是解决富煤缺水地区火力发电的重要选择, 近年来凭借其节水优势在我国北方地区得到了大力发展. 为弥补空气冷却能力低的不足, 火电机组汽轮机排汽的空冷凝汽器需采用翅片管束达到强化空气侧传热的目的. 空气在翅片间流动的阻力损失以及在扩展表面上的强化传热是影响凝汽器综合性能的关键因素, 也是火电空冷凝汽器优化设计的主要方向.

杨立军等人^[1, 2]对空冷凝汽器管束在不同管束夹角、不同空气温度, 以及不同环境风条件下, 对空气侧流场和温度场进行数值模拟, 发现不同的空冷凝汽器管束夹角显著影响流动与换热特性, 并提出降低环境风对空冷凝汽器性能不利影响的措施. 张凯峰等人^[3]进一步对翅片间距和高度进行研究, 发现各

种风速下都存在对流换热最强的翅片间距, 随着翅片高度增加, 对流换热系数减小. 以上的研究是针对连续性翅片进行的. 受火电空冷凝汽器典型的扁平管结构限制, 目前普遍采用的连续蛇形翅片长度一般较大, 空气在翅片间的流动受到边界层发展的影响, 对传热的强化作用受到抑制. 研究表明, 对流换热中温度场和速度场之间存在直接的依变关系, 其协同程度对传热效果具有明显影响^[4]. 采用锯齿或间断翅片结构作为扩展换热面, 并通过增加对近壁区流场的扰动达到强化传热的目的, 在航空、车辆、燃气轮机等工程技术领域已经得到广泛应用^[5-8]. 苑中显等人^[9, 10]在不同的雷诺数范围内, 通过数值计算研究沿流向间断性布置矩肋通道的流动与换热性能, 结果表明, 周期性间断矩肋通道具有较高的强化换热效果, 在 $Re=300\sim 800$ 范围内, 相对肋间距 $c/a=0.32\sim 0.64$, 相对肋排间距 $b/a=0.6$ 时, 以空气作为介质时通

道的强化换热效果 Nu/Nu_0 在 5 以上, 最大可达 10 以上. Saad 等人^[11]研究了矩肋翅片排列、翅片顶部到翅片围带的距离对流动换热的影响, 通过实验, 得出了努谢尔特数 Nu 随雷诺数 Re 的实验关联式, 其中包括各种几何参数如翅片高度、翅片厚度、翅片间距、翅片数和翅片顶部到翅片围带的距离的对换热的影响. Mutlu 等人^[12]对有围带的间断翅片进行实验研究, 并与增加交叉流后的有围带间断翅片进行比较, 结果表明, 交叉流对间断翅片的压降和换热均有一定的影响. 姜国栋^[13]应用热-质比拟技术对间断环面槽肋片管束进行传质与流动阻力实验, 结果表明, 与光板肋片管换热芯子比较, 间断环面槽肋片的传热与阻力都有很大提高, 但阻力增加更大. 在电子冷却和空调散热部件中, 同样有众多研究探讨了间断短肋结构对强化传热的影响^[14~16]. 近年来, 国内研究者进一步提出“焓”耗散的概念, 并将其引入到对换热设备设计的优化中^[17].

采用间断短翅片结构, 可以通过翅片的中断和交错阻碍流动和热边界层的发展, 同时气流在上游翅片产生的尾涡对下游翅片的传热产生扰动作用^[18, 19]. 本文借助该思想指导火电厂空冷凝汽器扁平管蛇形翅片结构的改进, 将连续蛇形翅片进行间断处理, 且分别采用顺排、叉排等不同方式将间断短翅片布置于扁平管管壁上, 并与原有连续翅片结构的流动与换热性能进行比较.

2 物理数学模型

火电机组直接空冷凝汽器的基本传热元件主要采用扁平管蛇形翅片管束结构, 蛇形翅片钎焊在扁

平管的外表面, 弯曲的翅片与管壁形成空气的流动通道, 如图 1 所示. 传统蛇形翅片沿扁平管长轴方向连续布置, 如图 1(a)所示. 将连续蛇形翅片采用中间一次或多次断开的结构, 短翅片顺排或叉排布置于扁平基管上, 如图 1(b)和 1(c)所示, 并作为本文的物理模型.

考虑稳态流动与换热, 将空气看作不可压缩流体, 并忽略蛇形翅片与扁平管的接触热阻; 考虑到扁平管内部为蒸汽的凝结过程, 忽略管内壁的对流换热热阻和管壁导热热阻, 认为扁平管基管壁温恒定; 翅片和流体物性参数为常数. 将蛇形翅片简化为矩形翅片, 为避免入口、出口边界对计算结果的影响, 适当延长空气的入口、出口区域; 认为蛇形翅片扁平管在管长方向(z 方向)周期对称性. 计算区域及边界条件如图 2 所示.

空气在翅片间流动传热的控制方程组如下:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} u_i = 0, \quad (i=1, 2, 3), \quad (1)$$

$$\frac{\partial(u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\eta \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - u_i u_j \right), \quad (i, j=1, 2, 3; i \neq j), \quad (2)$$

$$\rho c_p \frac{\partial(u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{k_{eff} \partial T}{\partial x_i} \right), \quad (i=1, 2, 3). \quad (3)$$

在 x - y - z 直角坐标系中表示的边界条件如下.

入口处,

$$u = u_{in} = \text{const}, \quad v = w = 0, \quad T = T_{in} = \text{const}. \quad (4)$$

出口处,

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial x} = 0. \quad (5)$$

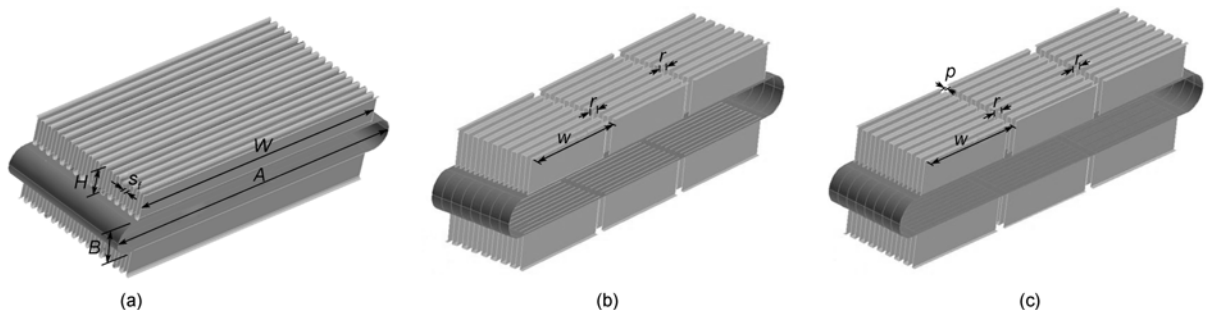


图 1 蛇形翅片扁平管结构的物理模型

(a) 连续蛇形翅片; (b) 间断蛇形翅片(顺排); (c) 间断蛇形翅片(叉排)

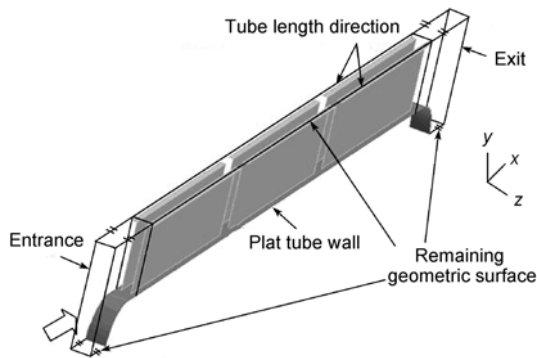


图2 计算区域及边界条件

扁平管管壁,
$$u = v = w = 0, \quad T = T_t = \text{const.} \quad (6)$$

翅片表面,
$$u = v = w = 0, \quad T = T_f. \quad (7)$$

扁平管管长方向,
$$v = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\partial w}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial y} = 0. \quad (8)$$

以空气侧总表面传热系数 $h = \frac{Q}{S \cdot \Delta T_m}$, $\text{W}/(\text{m}^2 \text{K})$, 表示其传热性能; 空气进出口的压力差 $\Delta P = P_{\text{in}} - P_{\text{out}}$ 表示流动性能. 其中, 对流换热量, $Q = mc_p \Delta T$, W ; 空气进出口温差 $\Delta T = T_{\text{out}} - T_{\text{in}}$, K ; m 为空气质量流量, kg/s ; c_p 为空气定压比热, J/kg K ; T_{out} 出口空气温度, K ; T_{in} 进口空气温度, K ; 对数平均温差, $\Delta T_m = \frac{(T_t - T_{\text{in}}) - (T_t - T_{\text{out}})}{\ln \left(\frac{T_t - T_{\text{in}}}{T_t - T_{\text{out}}} \right)}$, S 为空气侧有效换热

面积, $S = S_{\text{tube}} + \eta_{\text{fin}} S_{\text{fin}}$, 其中 $\eta_{\text{fin}} = \frac{T_{\text{fin}} - T_{\text{air}}}{T_{\text{tube}} - T_{\text{air}}}$ 代表翅片的肋效率, $T_{\text{air}} = \frac{1}{2}(T_{\text{in}} + T_{\text{out}})$, T_{fin} 为翅片表面温度, K ; T_{tube} 为扁平管表面温度, K ; p_{in} 进口截面平均压力, Pa ; p_{out} 出口截面平均压力, Pa .

选择了 4 种湍流模型进行验证, 分别是层流模型、标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型、 $\text{RNG } k-\varepsilon$ 模型和低雷诺数 $k-\varepsilon$ 湍流模型. 将典型连续翅片结构在标准工况下空气侧表面传热系数模拟结果与机组的实际设计值进行对比, 比较结果见表 1. 发现在所讨论的参数范围内,

表1 不同计算模型计算结果的比较

Numerical calculation model	Surface heat transfer coefficient of air-side, h ($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$)
Laminar model	22.46
Stand $k-\varepsilon$ model	49.72
$\text{RNG } k-\varepsilon$ model	22.36
Stand low- Re $k-\varepsilon$ model	38.9
Design value on standard conditions	31.1

低雷诺数 $k-\varepsilon$ 湍流的分析结果最为接近. 将其作为本文的分析模型模型.

采用 SIMPLEC 处理速度和压力的耦合问题, 控制方程离散格式为二阶迎风格式. 利用 CFD 方法进行分析计算, 用 Gambit 软件生成研究对象的几何模型, 并划分网格和设定边界条件, 然后用 FLUENT 计算软件进行求解. 经网格适应性计算, 数值解独立于网格数, 整个计算区域采用 770000 个网格计算.

3 结果及讨论

计算域的几何参数见表 2, 其中, 扁平管长轴长为 A , 短轴长为 B , 管壁厚 δ_t , 蛇形翅片总宽为 W , 翅片高 H , 翅片厚 δ_f , 翅片间距为 s_f , 叉排节距为 p . 短翅片宽为 $w = [W - (n-1) \times r]/n$, n 为短翅片排数. 断开间距用 r 表示.

实际工程应用中, 电站空冷凝汽器进口空气流速在 1~3 m/s 的范围内. 本文在进口空气流速 $u_{\text{in}} = 1 \sim 5 \text{ m/s}$ 的范围内, 将间断短翅片 ($n=2, 3, 5$) 与原有连续蛇形翅片 ($n=1$) 的流动与换热特性进行比较.

3.1 短翅片顺排布置

图 3 和 4 分别给出了短翅片顺排布置于扁平基管上, 在不同短翅片排数, 以及不同断开间距下, 空气侧表面传热系数 h 和压降 ΔP 随进口空气流速 u_{in} 的变化. 如图 3 所示, 各种条件下, 短翅片排数 n 相同时, 随着风速 u_{in} 的增大, h 也在增大. 在风速 1 m/s 到 2 m/s 时, 随着风速的增大, 热边界层的厚度逐渐减小, 使得 h 增加的幅度较大; 而在 2~3 m/s 时, 翅片间空气流速的增加不足以再减薄翅片表面热边界层

表2 扁平管蛇形翅片的尺寸(mm)

A	B	δ_t	W	H	δ_f	s_f	p
220	20	1.5	190	19	0.35	2.8	0.7

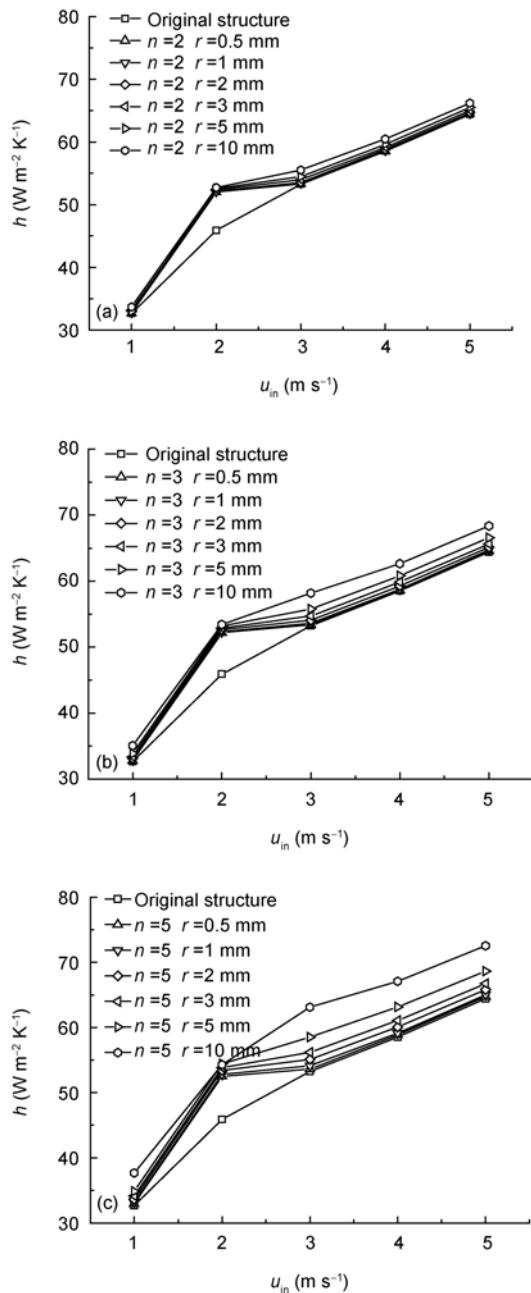


图 3 顺排结构短翅片不同排数和间断距离下, 空气侧表面传热系数随进口空气流速的变化
(a) $n=2$; (b) $n=3$; (c) $n=5$

的厚度, 使得 h 增加的趋势缓慢; 当风速大于 3 m/s 后, 间断翅片结构对边界层的扰动作用变得更加明显, 成为强化传热的主导因素, 因而 h 随着风速增加又有大幅的增加。

采用短翅片间断结构, 表面传热系数 h 与原有连

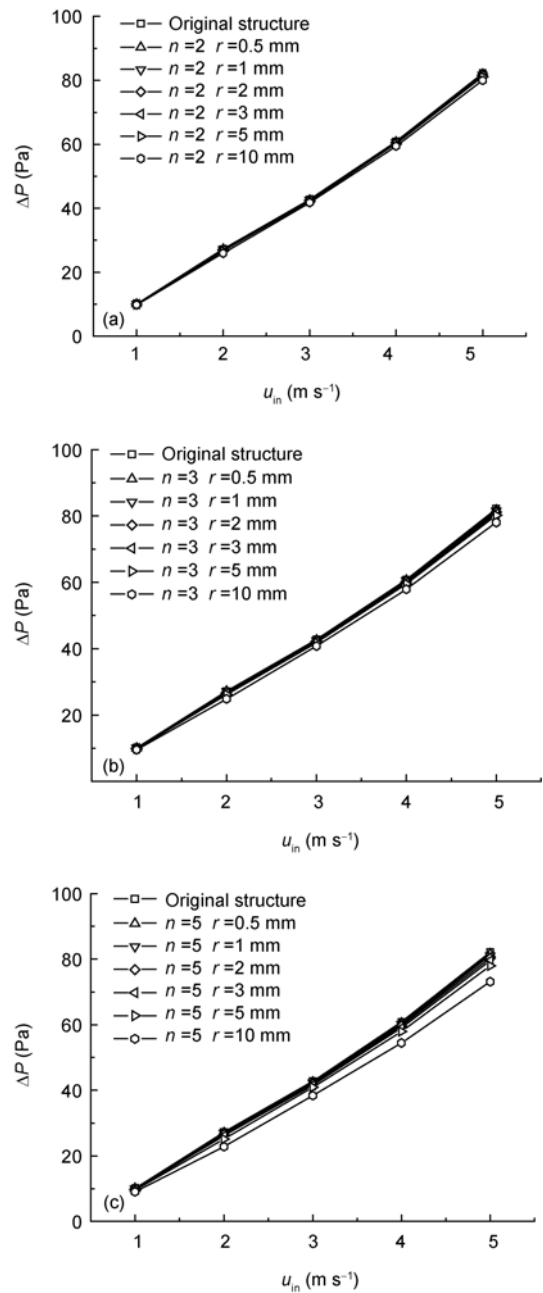


图 4 顺排结构短翅片不同翅片排数和间断距离下, 空气侧进出口压降随进口空气流速的变化
(a) $n=2$; (b) $n=3$; (c) $n=5$

续翅片相比都会有明显增加, 说明间断翅片结构具有强化传热的作用。翅片的间断破坏了热边界层的持续发展, 边界层沿短翅片长度方向上周期性地形成, 使整个翅片换热面的边界层具有起始段较薄, 热阻较小的特点, 从而强化了换热。在相同短翅片排数

n 下, h 还随着断开间距 r 的增大而增大, 但是在 $r \leq 5$ mm 时, h 的增加并不很明显, 而当 r 达到 10 mm 时, h 明显增大, 说明翅片断开间距的增加进一步强化了对壁面边界层的破坏作用. 从图 3 所示结果中可以得到, 在断开间距 r 从 0.5~10 mm 变化时, 空气侧表面传热系数 h 的增加幅度可达到 3.04%~10.27%.

如图 4 所示, 在各种翅片间断排数和断开距离下, 随着进口空气流速 u_{in} 的增大, 沿翅片流动的压力损失 ΔP 也随之增大. 但与原有连续翅片的压降相比, 无论断开间距的大小, 压降都有所减小, 且随着断开间距 r 的增大, 压降 ΔP 减小幅度也增大. 尽管采用间断翅片结构会促使流动边界层的间断, 使之重新发展, 有可能增加流动的阻力系数, 但采用间断结构, 同样减小了空气与壁面的摩擦面积, 在本文讨论的工程应用流速范围内, 总的流动阻力仍呈现下降的趋势. 根据图 4 所示结果, 对不同短翅片排数, 断开间距 r 从 0.5~10 mm 变化时, 压降 ΔP 可降低 0.35%~6.73%.

图 5 所示为相同进口空气流速下, 不同断开间距下翅片表面局部表面传热系数 h_x 沿翅片长度方向的变化. 与原有连续翅片结构相比, 采用短翅片间断布置, 在每个短翅片入口处局部表面传热系数都会呈现阶跃式增加, 表明翅片的间断破坏了热边界层的发展, 降低了短翅片入口处的壁面传热热阻. 且随着断开间距的增加, 翅片间断对热边界层的扰动作用会进一步增强, 在下一个翅片入口处边界层的重新发展会对传热强化起到更加显著的作用, 因而局部表面传热系数阶跃上升的幅度更大.

3.2 短翅片叉排布置

图 6 和 7 所示为短翅片叉排布置于扁平基管, 在不同的短翅片排数下, 翅片断开间距对空气侧表面传热系数 h 和压降 ΔP 的影响规律. 不同短翅片结构下空气侧表面传热系数 h 随进口空气流速 u_{in} 的变化如图 6 所示. 从图 6 可知, 随着空气流速的增加, 各种条件下表面传热系数都呈现增加的趋势. 与原有连续结构相比, 间断短翅片的交叉排列对边界层的扰动和破坏作用更为显著, 因而可以起到更为明显的强化传热效果. 与顺排短翅片相比, 叉排短翅片排数 $n=2$ 和 3 时, 短翅片间断距离对表面传热系数增加的影响不是特别显著, 居于次要地位. 如果翅片进一步缩短, 翅片排数 n 增加至 5, 则翅片排数和间断间

距都会对表面传热系数的变化起到明显作用. 随着风速的增加, 表面传热系数增加的趋势逐渐放缓, 说明在低进口空气流速下, 改变空气侧流速对改善传热的效果更明显.

图 7 所示为叉排短翅片结构对空气流动压力损失

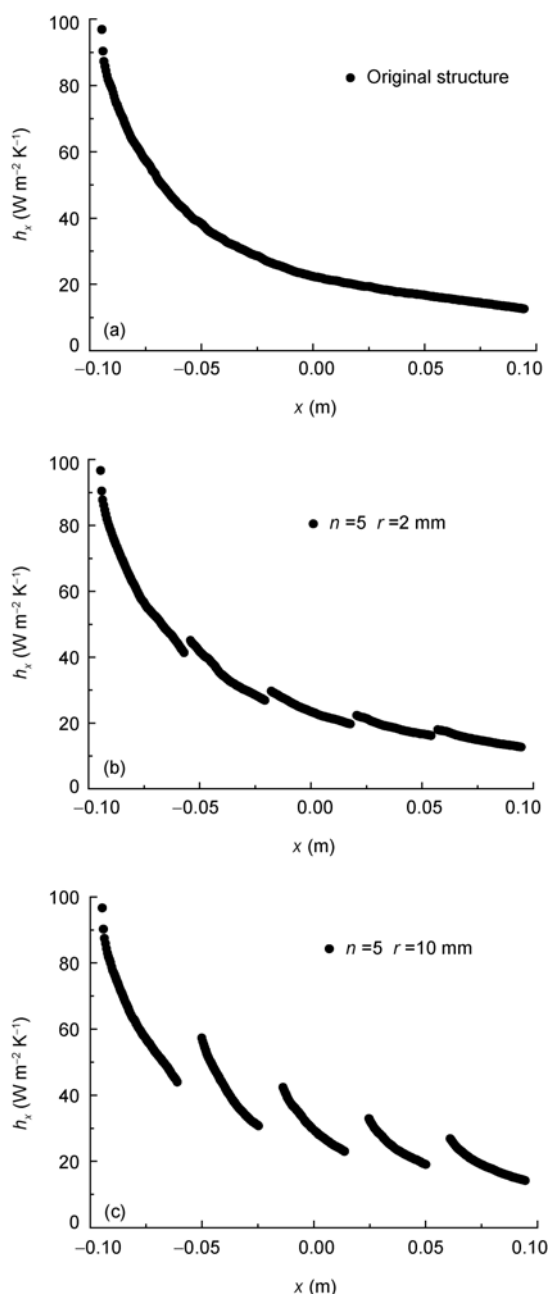


图 5 进口风速 $u_{in}=3$ m/s 时, 连续与顺排间断翅片表面局部传热系数 h_x 沿翅片长度方向的变化

(a) 原始结构; (b) $n=5$, $r=2$ mm; (c) $n=5$, $r=10$ mm

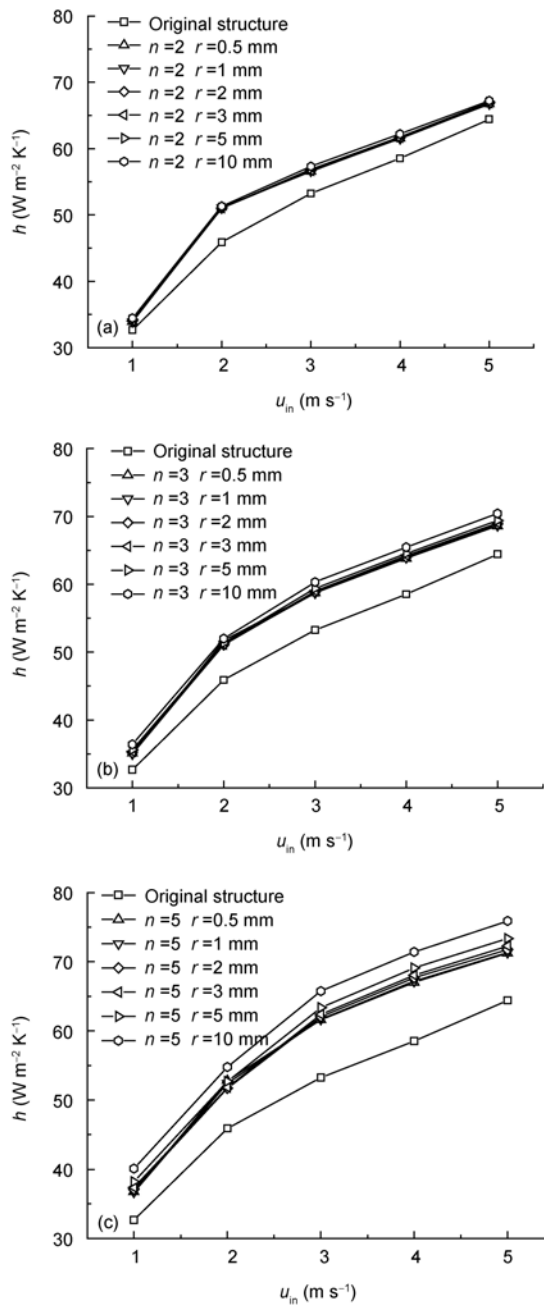


图 6 叉排结构短翅片不同排数和间隙距离下, 空气侧表面传热系数随进口空气流速的变化
(a) $n=2$; (b) $n=3$; (c) $n=5$

的影响。由于叉排结构对流动边界层扰动更为剧烈, 尽管采用间断布置会减小空气流动与壁面间的接触面积, 但当短翅片间断距离在 r 在 0.5~5 mm 之间变化时, 与连续翅片结构相比, 不同短翅片排数下空气的进出口压降 ΔP 仍会呈现上升的趋势, 且随着风速的增加而增加。

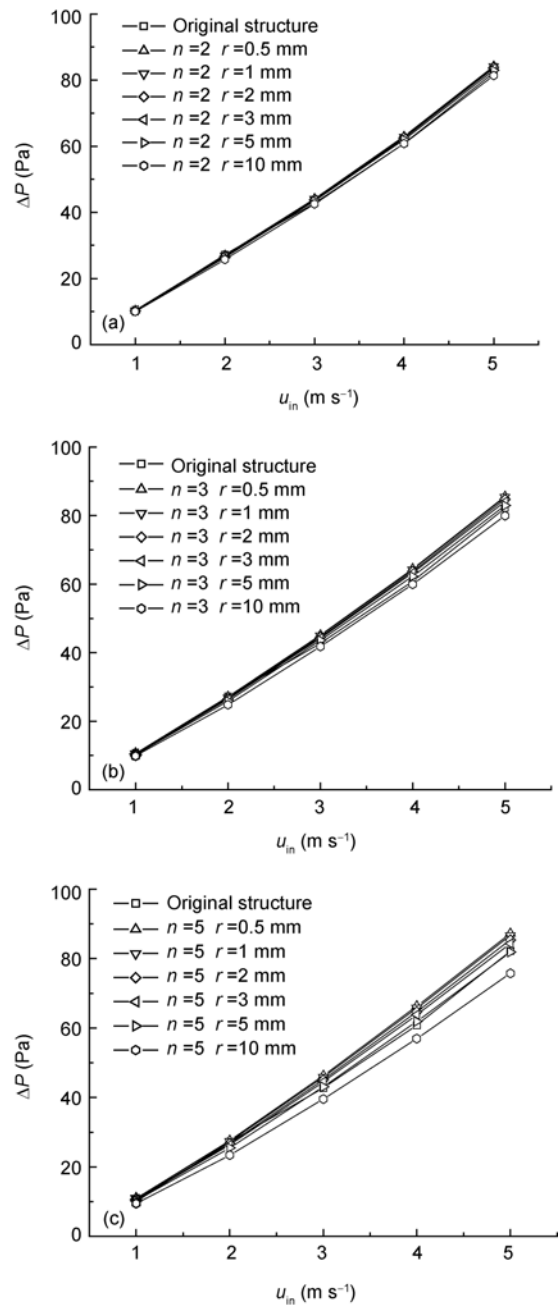


图 7 叉排结构短翅片不同翅片排数和间隙距离下, 空气侧进出口压降随进口空气流速的变化
(a) $n=2$; (b) $n=3$; (c) $n=5$

根据图 6 和图 7 所示结果, 对不同短翅片排数, 断开间距分别为 r 从 0.5~5 mm 变化时, 与连续翅片结构相比, 空气侧表面传热系数 h 的增加幅度在 9.52%~11.02% 之间; 压降 ΔP 的变化在 4.38%~0.13% 之间, 随着间断距离增加增幅减小。而间断距离 r 为

10 mm 时, 空气侧表面传热系数 h 增加了 13.34%, 压降 ΔP 则减小了 4.45%.

图 8 给出了相同进口空气流速条件, $u_{in}=3\text{ m/s}$, 不同断开间距下, 叉排短翅片表面局部表面传热系数 h_x 随翅片长度方向的变化. 对叉排结构, 同样可以看到, 翅片的间断可以使表面传热系数明显上升. 且断开间距越大, 对壁面边界层的扰动作用越明显, 表面传热系数上升的幅度也会增加.

3.3 短翅片间断结构面积减小对传热的影响

与连续蛇形翅片结构相比, 采用间断蛇形短翅片结构会使翅片的总传热面积减小, 从而使空气侧的总传热量受到削弱. 表 3 为在所讨论的风速范围内, 与连续蛇形翅片相比, 不同间断结构下翅片侧总传热面积减小的百分比与表面传热系数 h 增加的平均百分比对照表. 当短翅片排数取为 $n=2$, 间断距离 $r=0.5\text{ mm}$ 时, 翅片面积减小了 0.26%, 而顺排布置的

短翅片空气侧表面传热系数增大了 2.75%, 叉排布置的短翅片空气侧表面传热系数增大了 6.02%. 但随着间断距离的增加, 面积减少的比例逐渐增高, 会削弱表面传热系数增加使换热量增加的效果. 不过 $n=2$ 时, 在各种间断距离和布置方式下, 短翅片空气侧表面传热系数增加的百分比都高于传热面积减小的百分比. 而当 $n=3$ 时, 当间断距离达到 $r=10\text{ mm}$, 顺排布置的短翅片表面传热系数增大的平均百分比会小于面积减小的百分比, 意味着总的传热量将会下降. 当 $n=5$ 时, 顺排布置的短翅片间断距离 $r\geq 3\text{ mm}$ 时, 表面传热系数的增大百分比就会小于面积减小的百分比. 与连续翅片相比, 由于采用短翅片叉排布置方式使表面传热系数增加的幅度更大, 与顺排布置相比, 可以在更大的断开距离范围内起到增加总换热量的作用. 如表 3 中所示, 采用叉排布置, 在各种结构短翅片排数和断开间距下表面传热系数增加的比例都高于翅片面积减小的比例.

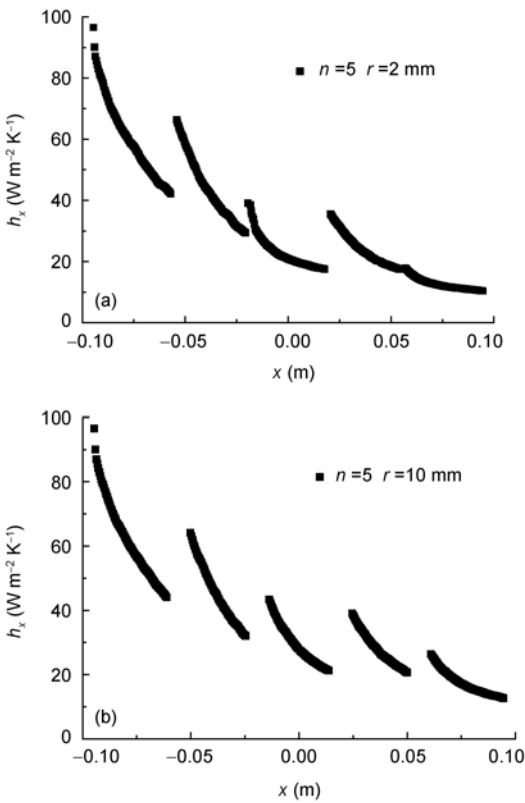


图 8 进口风速 $u_{in}=3\text{ m/s}$ 时, 叉排间断翅片表面局部传热系数 h_x 沿翅片长度方向的变化
(a) $n=5, r=2\text{ mm}$; (b) $n=5, r=10\text{ mm}$

表 3 翅片面积减小的百分比与表面传热系数 h 增加的平均百分比对照表

n	r (mm)	Reduction percentage of fin area (%)	h the average percentage increase (%)	
			In-line arrangement	Staggered arrangement
2	0.5	0.26	2.75	6.02
	1	0.53	2.94	6.06
	2	1.05	3.35	6.09
	3	1.58	3.71	6.19
	5	2.63	4.26	6.46
	10	5.26	5.67	7.11
3	0.5	0.53	2.98	8.94
	1	1.05	3.27	9.12
	2	2.11	4.05	9.19
	3	3.16	4.88	9.43
	5	5.26	6.32	10.07
	10	10.53	9.24	11.84
5	0.5	1.05	3.41	13.60
	1	2.11	4.06	13.69
	2	4.21	5.55	13.94
	3	6.32	7.07	14.59
	5	10.53	9.93	16.52
	10	21.05	15.90	21.08

4 结论

1) 将扁平管外连续的蛇形翅片通过中间间断, 变为叉排或顺排的短翅片结构, 可以有效提高翅片表面传热系数, 且由于叉排结构对边界层的扰动作用更为明显, 传热系数增加的幅度更大。

2) 采用短翅片间断结构, 由于空气流与壁面接触面积减小, 可以有效抑制因边界层扰动导致的流

动压力损失增加。当间断短翅片顺排布置时, 与连续翅片相比压力损失还可以减小。

3) 综合考虑间断短翅片对表面传热系数增加和传热面积减小的作用, 与连续翅片相比, 采用顺排布置方式, 选择适当的短翅片排数以及较小的翅片断开间距, 可以在流动阻力减小的前提下增加总换热量; 采用叉排布置, 对不同翅片排数和断开间距, 都可以在流动阻力较小的增加程度下提高总换热量。

参考文献

- 1 Yang L J, Du X Z, Yang Y P. Measures against the adverse impact of natural wind on air-cooled condensers in power plant. *Sci China Tech Sci*, 2010, 53(5): 1320–1327
- 2 杨立军, 周健, 杜小泽, 等. 扁平管外蛇形翅片空间的流动与换热性能数值模拟. *工程热物理学报*, 2007, 28(1): 122–124
- 3 张凯峰, 杨立军, 杜小泽, 等. 空冷凝汽器波形翅片扁平管束外空气流动传热特性. *中国电机工程学报*, 2008, 28(26): 24–28
- 4 过增元, 李志信, 周森泉, 等. 换热器中的温差场均匀性原则. *中国科学 E 辑: 技术科学*, 1996, 26(1): 25–31
- 5 DeJong N C, Zhang L W, Jacobi A M, et al. A complementary experimental and numerical study of the flow and heat transfer in offset strip-fin heat exchangers. *J Heat Trans*, 1998, 120(3): 690–698
- 6 Burton R L, Jacobi A M, Michna G J. An experimental study of the friction factor and mass transfer performance of an offset-strip fin array at very high Reynolds numbers. *J Heat Trans*, 2007, 129(9): 1134–1140
- 7 Eckert E G, Goldstein R J, Patankar S V, et al. Heat transfer—A review of 1981 literature. *Int J Heat Mass Trans*, 1982, 25(12): 1783–1812
- 8 Liu W, Liu Z C, Wang Y S, et al. Flow mechanism and heat transfer enhancement in longitudinal-flow tube bundle of shell-and-tube heat exchanger. *Sci China Ser E-Tech Sci*, 2009, 52(10): 2952–2959
- 9 苑中显, 王秋旺, 马重芳, 等. 带间断性矩肋的平行平板通道中三维流动与换热的数值模拟. *工程热物理学报*, 1998, 19(6): 720–723
- 10 苑中显. 矩肋强化换热通道中三维湍流流动与换热特性的数值模拟. *北京工业大学学报*, 1999, 25(2): 1–6
- 11 Saad A E, Shamloul M M, Ahmed M A, et al. Investigation of turbulent heat transfer and fluid flow in longitudinal rectangular-fin arrays of different geometries and shrouded fin array. *Exp Therm Fluid Sci*, 2002, 26(8): 879–900
- 12 Mutlu I, Al-Shemmeri T T. The effect of crossflow on heat transfer augmentation with interrupted longitudinal fins. *Exp Therm Fluid Sci*, 1994, 8(1): 91–100
- 13 姜国栋. 间断环面槽肋片管束的传热和流动阻力. *化工学报*, 2000, 51(5): 604–608
- 14 Chang S W, Su L M, Yang T L, et al. Enhanced heat transfer of forced convective fin flow with transverse ribs. *Int J Therm Sci*, 2004, 43: 185–200
- 15 Dogana M, Sivrioglu M. Experimental investigation of mixed convection heat transfer from longitudinal fins in a horizontal rectangular channel. *Int J Heat Mass Trans*, 2010, 53(9-10): 2149–2158
- 16 唐景春, 马骋骋, 宿向超, 等. 空调空气冷却器间断型翅片和平翅片的传热效果对比. *能源技术*, 2010, 31(5): 259–262
- 17 Guo J F, Xu M T, Cheng L. Principle of equipartition of entranspy dissipation for heat exchanger design. *Sci China Tech Sci*, 2010, 53: 1309–1314
- 18 顾维藻. 强化传热. 北京: 科学出版社, 1990. 445–451
- 19 Wang S P, Chen Q L, Zhang B J, et al. A general theoretical principle for single-phase convection heat transfer enhancement. *Sci China Ser E-Tech Sci*, 2009, 52(12): 3521–3526