

文章编号:1000-582x(2000)05-0135-04

# 肋片强化传热的热力学判据

TK124

吴双应<sup>1</sup>, 苏芬仙<sup>2</sup>, 李友荣<sup>1</sup>, 刘江梅<sup>1</sup>

(1. 重庆大学热能工程学院, 重庆 400044; 2. 重庆建筑大学城建学院, 重庆 400045)

**摘要:**以热力学第二定律为基础,提出了肋片强化传热的热力学判据——加肋片后与加肋片前单位传热量的嫡产之比  $e_0$ ,并以矩形直肋片为例,在工程上常见的第三类边界条件及恒热流和恒壁温两种工况下,对以上热力学判据进行了分析和讨论,并把结果与传统的肋化判据结果进行了比较。研究表明,对肋片的强化传热,存在一临界雷诺数,且临界雷诺数随肋片的结构参数和热流密度的不同而有所差异,同时,肋片的强化传热效果还取决于肋片和流体的导热性能。

**关键词:**肋片; 强化传热; 判据

**中图分类号:** TK 124

热力学

文献标识码: A

工程上常采用在换热面上加肋片来增强传热,于是肋片作为一种常见的强化传热技术,在各行业的换热设备中得到了广泛的应用。肋片在强化传热的同时,其流动阻力一般也要增大。有关学者已对肋片的传热过程进行了大量的分析和研究,并在满足一定散热条件下,对肋片的结构进行了优化<sup>[1]</sup>,文献[2~5]则从热力学第二定律出发,在恒热流条件下,对矩形直肋、针肋等常见类型肋片的嫡产进行了分析,并以最小嫡产为目标,对其传热及流动过程中的几何尺寸进行了优化。但是,应当指出,以上的分析都忽略了这样一个问题,在换热面上加肋片在任何条件下都有效吗?即在工程应用中,在决定是否采用肋片类扩展表面时,应首先判断在换热面上设置肋片是否有利,只有在判断出在换热面上设置肋片有效时,其优化过程才显得有意义,这就是说在肋片强化传热时,存在着强化传热是否有效的判据问题,于是,作者从热力学第二定律出发,提出了肋片强化传热的热力学判据,并在工程上常见的第三类边界条件及恒热流和恒壁温两种工况下,对以上判据进行了分析和讨论,从而为工程上肋片强化传热的设计提供一定的参考。

## 1 矩形直肋片的传热分析

考虑如图1所示的矩形直肋片,肋高为  $b$ , 宽度(流体掠过的长度)为  $L$ , 厚度为  $\delta$ 。假定材料的导热系

数  $\lambda$  为常数,肋片表面的对流换热系数  $\alpha$  在整个肋表面上维持不变;掠过肋片周围的流体温度为  $t_\infty$ , 速度为  $u_\infty$ , 肋片内不含内热源,通过肋片的导热为一维稳态过程,其导热微分方程为

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} = m^2\theta \quad (1)$$

式中,  $\theta = t - t_\infty$ ,  $m = \sqrt{2\alpha/(\lambda\delta)}$ , ( $\delta \ll L$ )

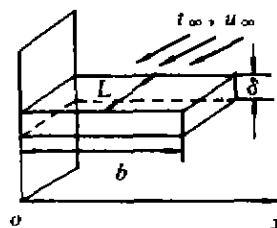


图1 矩形直肋片

(1)式通解为

$$\theta = c_1 e^{mx} + c_2 e^{-mx} \quad (2)$$

式中  $c_1, c_2$  为积分常数,对于不同的边界条件具有不同的值。

对于恒热流工况( $q = \text{const}$ ),第三类边界条件为:

$$x = 0, -\lambda \frac{d\theta}{dx} \Big|_{x=0} = q$$

$$x = b, \alpha(t_b - t_f) = \alpha\theta_b = -\lambda \frac{d\theta}{dx} \Big|_{x=b}$$

· 收稿日期:1999-12-23

作者简介:吴双应(1968-),男,安徽桐城人,重庆大学讲师、硕士。主要从事传热传质与热经济学方面的研究。

将以上条件代入(2)式,得肋片根部温度为:

$$\theta_0 = \frac{q}{\lambda m} \cdot \frac{1 + [a/(\lambda m)] \operatorname{th}(mb)}{\operatorname{th}(mb) + a/(\lambda m)} \quad (3)$$

对于恒温工况( $\theta_0 = \text{const}$ ),第三类边界条件为:

$$x = 0, \theta = t_0 - t_\infty = \theta_0$$

$$x = b, a(t_b - t_f) = a\theta_b = -\lambda \left. \frac{d\theta}{dx} \right|_{x=b}$$

将以上条件代入式(2),并由傅立叶定律得通过肋片的热流量为:

$$Q = \lambda mL \delta \theta_0 \frac{a/(\lambda m) + \operatorname{th}(mb)}{1 + [a/(\lambda m)] \operatorname{th}(mb)} \quad (4)$$

## 2 肋片强化传热的热力学判据

为了比较起见,在引出肋片强化传热的热力学判据之前,给出以热力学第一定律为基础的肋化判据结果,在文献[1]中指出,当肋片传热量随着肋片高度  $b$  的增加而增大时,设置肋片就能强化传热,即:

$$\frac{dQ}{db} > 0 \quad (5)$$

对于等截面矩形直肋片,在恒热流和恒温两种工况下,把传热量  $Q$  的计算结果代入上式得:

$$(\delta/2)/\lambda < 1/\alpha \quad (6)$$

也即加肋片后当肋片的导热热阻小于对流换热热阻的两倍时,肋片强化传热才有效。对于工程上用金属材料制成的肋片,由于导热系数  $\lambda$  都较大,上式一般都能成立,特别是在层流时,由于  $\alpha$  较小,强化传热更加有效。

由上述讨论可知,在工程上,如果单纯从传热量的角度来分析肋片的传热,肋片一般都能强化传热,肋片作为二次传热面,不仅能扩大传热面积,而且能促进流体的扰动,肋片在增加传热的同时,也增加了流阻,使得流体的可用能减少或动力成本增加,因此,肋片的增强传热,一方面改变了传热不可逆损失,一方面又增加了流动的不可逆损失。为了综合考虑以上效果,一般通过计算由肋片传热和流动引起的总熵产大小来反映,它能很好地协调温差传热的不可逆性和流动不可逆性,因而必然存在一最小熵产,这在文献[2~5]中已得到了证明。于是,对肋片的强化传热,一方面要追求获得很大程度的传热收益,另一方面又要追求花费最小程度的代价,即需计算肋片的单位传热量的总熵产,很显然,该值越小越好,同时把它与光滑表面单位传热量的总熵产进行比较,即得肋片强化传热的热力学判据为:

$$e_{\Pi} = \frac{(S_g/Q)_{\text{肋}}}{(S_g/Q)_{\text{光}}} \quad (7)$$

式中,下标“s”,“f”表示加肋前后的有关物理量,即  $e_{\Pi}$  为加肋片后与加肋片前的单位传热量的熵产之比,显然  $e_{\Pi} < 1$ ,肋片强化传热有效。

引入流体流过肋片的熵产一般表达式:

$$S_g = \frac{Q\theta_0}{T_\infty^2 + \theta_0/T_\infty} + \frac{(C_D/2)\rho u_\infty^3 A_f}{T_\infty} \quad (8)$$

式中右边第一项为由温差传热引起的熵产(W/K);第二项为粘性流动引起的熵产(W/K); $C_D$ 为流动阻力系数,对常见类型肋片,其计算可参阅文献[2~5],对复杂类型肋片,一般由实验确定; $A_f$ 为阻力计算面积( $\text{m}^2$ )。

对于恒热流工况,引入由边界层理论得到的二维平板的对流换热系数和表面摩擦阻力系数的计算式来近似计算矩形直肋片的对流换热系数  $\alpha$  和表面摩擦系数  $C_D$ ,即

层流时:

$$\alpha = 0.664(\lambda_f/L) Re_L^{1/2} Pr^{1/3} \quad (9)$$

$$(L \ll b, Re_L < 2 \times 10^5)$$

$$C_D = 1.328 Re_L^{-1/2} \quad (10)$$

$$(L \ll b, Re_L < 2 \times 10^5)$$

紊流时:

$$\alpha = 0.0365(\lambda_f/L) Re_L^{4/5} Pr^{1/3} \quad (11)$$

$$C_D = 0.0736 Re_L^{-1/5} \quad (12)$$

于是,层流时,将式(3)、(9)、(10)代入式(8),得

$$e_{\Pi} = \frac{B_1/[B_2 Re_L^{1/4} F(Re_L) + q] + B_3 Re_L^{5/2}}{B_1/[B_4 Re_L^{1/2} + q] + B_5 Re_L^{5/2}} \quad (13)$$

$$\text{式中 } B_1 = L^2 r_\delta q^2$$

$$B_2 = 1.15(\lambda_f/\lambda)^{1/2} Pr^{1/6} L^{-1} r_\delta^{-1/2} T_\infty$$

$$B_3 = 1.328 \rho u_\infty^3 r_\delta L^{-1}$$

$$B_4 = 0.664(\lambda_f/L) Pr^{1/3} T_\infty$$

$$B_5 = 0.664 \rho u_\infty^3 r_\delta L^{-1}$$

$$F(Re_L) = \frac{a/(\lambda m) + \operatorname{th}(mb)}{1 + [a/(\lambda m)] \operatorname{th}(mb)}$$

$$\text{其中 } a/(\lambda m) = A_1 Re_L^{1/4}$$

$$mb = A_2 Re_L^{1/4}$$

$$A_1 = 0.576(\lambda_f/\lambda)^{1/2} Pr^{1/6} r_\delta^{-1/2}$$

$$A_2 = 1.15(\lambda_f/\lambda)^{1/2} Pr^{1/6} r_\delta r_\delta^{-1/2}$$

$$r_b = b/L \quad r_\delta = \delta/L$$

紊流时,将式(3)、(11)、(12)代入式(8)得

$$e_{\Pi} = \frac{B'_1/[B'_2 Re_L^{2/5} F(Re_L) + q] + B'_3 Re_L^{14/5}}{B'_1/[B'_4 Re_L^{4/5} + q] + B'_5 Re_L^{14/5}} \quad (14)$$

式中,  $B'_1$  的计算式同  $B_1$ , 而  $B'_2, B'_3, B'_4, B'_5$  的计算式只需把对应的  $B_2, B_3, B_4, B_5$  计算式中的系数分别改为 0.27、0.0736、0.0365 和 0.0368 即可; 且  $F(Re_L)$  值的计算式同前, 但

$$a/(\lambda m) = A'_1 Re_L^{2/5} \quad mb = A'_2 Re_L^{2/5}$$

其中  $A'_1, A'_2$  的计算式只需把对应的  $A_1, A_2$  计算式中的系数分别改为 0.135 和 0.27 即可。

对于恒壁温工况, 层流时, 将式(4)、(9)、(10)代入式(8)得

$$e_{II} = \frac{C_1 Re_L^{1/4} F(Re_L) + C_2 Re_L^{5/2}}{C_3 Re_L^{1/2} + C_4 Re_L^{5/2}} \cdot \frac{C_5 Re_L^{1/4}}{C_6 F(Re_L)} \quad (15)$$

式中

$$C_1 = 1.15(\lambda_1 \lambda)^{1/2} Pr^{1/6} L^2 r_b^{1/2} \theta_0^2$$

$$C_2 = 1.328 \rho v^3 r_b (T_\infty + \theta_0)$$

$$C_3 = 0.664 \lambda_1 Pr^{1/3} \theta_0^2 L^2 r_b$$

$$C_4 = 0.664 \rho v^3 r_b (T_\infty + \theta_0)$$

$$C_5 = 0.664 \lambda_1 Pr^{1/3}$$

$$C_6 = 1.15(\lambda_1 \lambda)^{1/2} Pr^{1/6} r_b^{-1/2}$$

$F(Re_L)$  的计算式同恒热流层流时的计算式。

紊流时, 将式(4)、(11)、(12)代入式(8)得

$$e_{II} = \frac{C'_1 Re_L^{5/2} F(Re_L) + C'_2 Re_L^{14/5}}{C'_3 Re_L^{4/5} + C'_4 Re_L^{14/5}} \cdot \frac{C'_5 Re_L^{2/5}}{C'_6 F(Re_L)} \quad (16)$$

式中,  $C'_1 \sim C'_6$  的计算式只需把对应的  $C_1 \sim C_6$  计算式中的系数分别改为 0.27、0.0736、0.0365、0.0368、

0.0365 和 0.27 即可; 而  $F(Re_L)$  的计算式同恒热流紊流时的计算式。

### 3 计算结果分析与讨论

为了和文献[2~5]计算工况一致, 作者主要讨论恒热流层流工况下的肋片强化传热效果问题。计算过程中, 肋片材料分别取碳钢( $\lambda = 43 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ ) 和铜( $\lambda = 38 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ ), 流体分别取空气和水, 且流体温度  $T_\infty$  均为 300 K。所得曲线图如下所示。

图 2~图 5 分别给出了恒热流情况下空气-钢组合层流时不同参数下的热力学第二定律判据  $e_{II}$  随雷诺数  $Re_L$  的变化关系曲线。由图可见:  $e_{II}$  随  $Re_L$  的增大单调递增, 且在  $Re_L$  较大时,  $e_{II}$  递增较快, 但存在一临界雷诺数  $Re_{L, cr}$ , 当  $Re_L < Re_{L, cr}$  时,  $e_{II} < 1$ , 强化传热有效; 当  $Re_L > Re_{L, cr}$  时,  $e_{II} > 1$ , 强化传热无效; 且临界雷诺数随结构参数和热流密度不同而有所差异; 从图中还可看出,  $e_{II}$  随结构参数  $L$  的增大而减小, 强化效果增强; 随  $r_b$  的增大而增大, 强化效果减弱; 随  $r_b$  的增大而减小, 强化效果增强; 随热流密度  $q$  的增加而减小, 强化效果亦增强。

图 6 给出了层流时恒热流工况下四种常见流体-金属组合(水-钢、水-铜、空气-钢、空气-铜)  $e_{II}$  随  $Re_L$  变化的关系曲线。由图可见:  $e_{II}$  随  $Re_L$  的增大而单调递增;  $e_{II}$  随材料物性参数即导热系数  $\lambda$  的增大而减小, 强化效果增强;  $e_{II}$  随流体导热系数  $\lambda_f$  的增大而增大, 强化效果减弱。由此可见,  $\lambda$  越大, 肋化效果越明

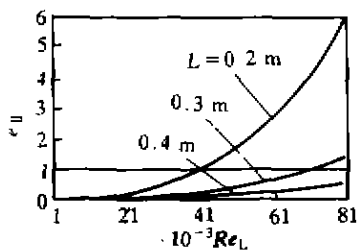


图 2 层流时恒热流工况下  $e_{II} - Re_L$  曲线图  
(空气-钢,  $q = 400 \text{ W/m}^2, r_b = 10, r_s = 1/10$ )

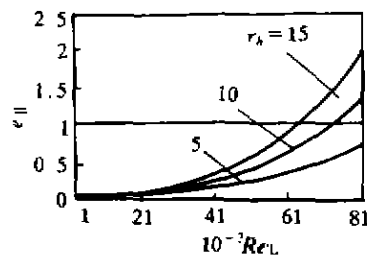


图 3 层流时恒热流工况下  $e_{II} - Re_L$  曲线图  
(空气-钢,  $q = 400 \text{ W/m}^2, L = 0.3 \text{ m}, r_s = 1/10$ )

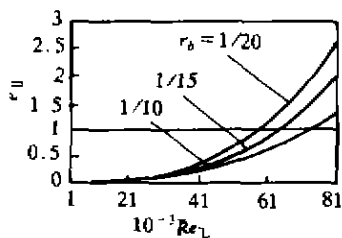


图 4 层流时恒热流工况下  $e_{II} - Re_L$  曲线图  
(空气-钢,  $q = 400 \text{ W/m}^2, L = 0.3 \text{ m}, r_b = 10$ )

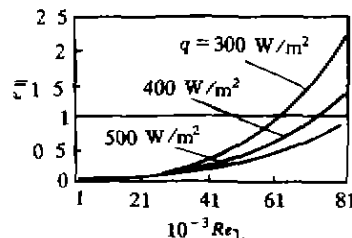


图 5 层流时恒热流工况下  $e_{II} - Re_L$  曲线图  
(空气-钢,  $L = 0.3 \text{ m}, r_b = 10, r_s = 1/10$ )

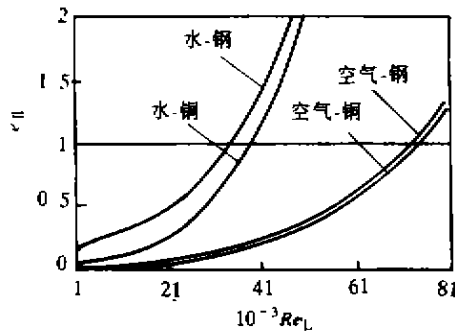


图6 层流时恒热流工况下四种常见流体-金属组合的  $e_{II} - Re_L$  曲线图

( $q = 400 \text{ W/m}^2, L = 0.3 \text{ m}, r_b = 10, r_a = 1/10$ )

显,因此应尽可能选用导热性能优良的材料制造肋片;而  $\lambda_f$  越小,  $\alpha$  越小,采用肋片将收到的强化效果越明显。

最后需要指出的是,作者提出的热力学判据结果与传统的肋化判据结果存在着异同。对传统的肋化判据,前已讨论过,在工程上,一般的肋片都能增加传热量,不存在临界雷诺数;同时,传统的肋化判据结果(5)(6)式与热流密度无关;另外,从该式还可看出,在其它条件不变的情况下,肋片强化传热效果随雷诺数  $Re_L$  的减小而增强(因  $\alpha$  越来越小);结构参数对肋片强化传热的影响亦不同于作者提出的判据结果。但有一点共同的是,对肋片应尽可能选用导热性能优良的材料来制造,对流体,如果导热系数越小,则强化传热效

果越好。

对于恒壁温和紊流时的情况,也可用同样的方法进行计算和分析。

#### 4 结论

1) 从热力学第二定律出发,提出了肋片强化传热的热力学判据;分别在恒热流和恒壁温两种工况下,以矩形肋片为例,给出了上述热力学判据的计算式;

2) 在层流时恒热流工况下,讨论了雷诺数  $Re_L$ 、结构参数、热流密度以及流体和材料物性参数对上述热力学判据的影响,并把结果与传统的肋化判据结果进行了比较。

#### 参考文献:

- [1] 张洪济. 热传导[M]. 北京: 高等教育出版社, 1992. 88~104.
- [2] POULIKAKOS D, BEJAN A. Fin Geometry for Minimum Entropy Generation in Forced Convection[J]. ASME, Journal of Heat Transfer, 1982, 104: 616~623.
- [3] LEE D J, LIN W W. Second Law Analysis on Fractal-Like Fin Under Crossflow[J]. AIChE Journal, 1995, 41(10): 2314~2317.
- [4] 苏亚欣, 骆仲泱, 岑可法. 换热器肋片的最小熵产优化研究[J]. 化工学报, 1999, 50(1): 118~124.
- [5] 苏亚欣, 高翔, 骆仲泱等. 最小熵产的矩形肋片优化研究[J]. 电站系统工程, 1998, 14(5): 3~7.

## Thermodynamic Criterion of Enhanced Heat Transfer on Finned Surface

WU Shuang - ying, SU Fen - xian, LI You - rong, LIU Jiang - mei

(College of Thermal Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

**Abstract:** Based on the second law of thermodynamics, a thermodynamic criterion of enhanced heat transfer on finned surface—the ratio of entropy generation for unit heat flux between finned and smooth surface is suggested. Considering rectangle straight fin as an example, the thermodynamic criterion is analyzed and discussed on the condition of constant heat flux and constant wall temperature with the third boundary condition, and compared with the traditional criterion of enhanced heat transfer on finned surface. Some useful conclusions are gotten. The results show that a critical Reynolds Number exists for enhanced heat transfer on finned surface and which varies with the structure parameters and heat flux of finned surface, furthermore, the effect of enhanced heat transfer on finned surface depends on the heat conduction performance of finned surface and fluid.

**Keywords:** fin; enhanced heat transfer; criterion

(责任编辑 刘道芬)