

## 微小狭缝肋矩形通道多目标优化

孔德海, 陈少秋, 刘存良, 郭 涛  
(西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710072)

**摘 要:** 开展了矩形通道内微小狭缝肋的换热和流阻性能的多目标优化研究。选取缝宽、相邻缝间距、狭缝的前端面和后端面与壁面距离四个参数作为优化变量, 采用非支配排序遗传算法(NSGA-II)获得了 Pareto 最优解。分析了 Pareto 最优前沿面上四种优化方案下微小狭缝肋的流动和传热特性。结果表明: 优化后的微小狭缝肋的换热能力与实心肋相当, 而流动阻力有所降低, 肋壁的换热均匀性得到显著提高。

**关 键 词:** 内部冷却; 微小狭缝肋; 多目标优化; 强化传热; 流动阻力

中图分类号: V232.4

文献标志码: A

## Multi-objective optimization of rectangular channel with miniature slit ribs

KONG Dehai, CHEN Shaoqiu, LIU Cunliang, GUO Tao

(School of Power and Energy, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** A multi-objective optimization study of the heat transfer and flow resistance characteristics of the miniature slit ribs in a rectangular channel was carried out. Four parameters were selected as the optimization variables: the slit width, the distance between adjacent slits, and the distance between the front and rear ends of the slit and the wall surface, and the Pareto optimal solution was obtained by using the non-dominated sorting genetic algorithm (NSGA-II). The flow and heat transfer characteristics of the miniature slit ribs under the four optimization schemes on the Pareto optimal front surface were analyzed. The results showed that the optimized miniature slit ribs provided nearly the same heat transfer as the solid ribs, while the flow resistance was reduced, and the uniform heat transfer of the ribbed wall was significantly improved.

**Keywords:** internal cooling; miniature slit ribs; multi-objective optimization; heat transfer enhancement; flow resistance

扰流肋对流冷却是航空发动机涡轮叶片内部冷却的一种主要冷却方式。通常在涡轮叶片中部区域的蛇形冷却通道中布置各种形式的肋片扰流器, 当冷气流过肋壁时, 由于边界层的分离和再附着, 通道的换热能力提高的同时也伴随着流动

阻力的显著增加<sup>[1-2]</sup>。此外, 通道壁面布置实体肋时, 肋前和紧邻肋后方会产生流动滞止区和回流区, 显著恶化了近肋区域的换热特性, 导致肋壁温度分布不均匀, 进而引发涡轮叶片的结构变形与破坏。因此, 如何进一步优化肋片的几何形状

收稿日期: 2021-09-17

基金项目: 国家自然科学基金(52006180); 中央高校基础科研基金(3102020OQD702); 国家科技重大专项(2017-III-0001-0025)

作者简介: 孔德海(1988—), 男, 副教授, 博士, 主要从事航空发动机热端部件先进冷却技术研究。

通信作者: 刘存良(1983—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事航空发动机热端部件先进冷却技术和精细化热分析研究。

E-mail: liucunliang@nwpu.edu.cn

引用格式: 孔德海, 陈少秋, 刘存良, 等. 微小狭缝肋矩形通道多目标优化[J]. 航空动力学报, 2023, 38(5): 1025-1037. KONG Dehai, CHEN Shaoqiu, LIU Cunliang, et al. Multi-objective optimization of rectangular channel with miniature slit ribs[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(5): 1025-1037.

实现高效低阻的同时提高肋壁表面温度分布的均匀性是现阶段冷却技术的重要研究课题。

与实心肋相比,可穿透肋通道由于流动阻力的降低,其综合热性能得到显著的提高<sup>[3-14]</sup>,且其肋壁的温度分布更加均匀,因而受到许多学者的广泛关注。Huang 等人<sup>[4]</sup>首先实验研究了可穿透直肋开设阵列圆孔时不同的开孔率对通道中湍流传热和流阻特性的影响。研究表明与实心肋相比,可穿透肋不仅具有较高的综合热性能,同时还有利于有效除紧邻其后方的热斑。Buchlin<sup>[5]</sup>利用红外热像仪对穿孔肋底部阵列穿孔时不同孔型下的对流传热特性进行了研究。实验结果表明,紧邻穿孔肋后方区域的局部表面传热系数相比于实心肋后方区域显著增加。具有收缩-扩张间断排列的切比雪夫孔型的穿孔肋具有最优的传热性能。Tariq 等人<sup>[6]</sup>利用热线/冷线风速仪、瞬态液晶及流动可视化技术精细测量了开设单个直缝的方肋尾迹区的流动和传热特性。研究表明从直缝流出的流体与从肋片顶部分离再附着的剪切层的相互作用改变了肋下游的近壁流动结构和尾迹区流场的平均和脉动特性,近肋区域的传热系数与直缝的尺寸和肋的有效开孔率有关。Nuntadusit 等人<sup>[7]</sup>实验和计算研究了开设阵列单排圆孔时开孔高度和倾角对肋下游局部传热和流动特性的影响。研究发现倾斜穿孔的肋由于能够显著提高其附近区域的传热特性因而具有最优的平均传热性能,并且倾角越大其传热性能越优异。

针对狭缝的类型,Tariq 等人<sup>[8]</sup>详细实验研究了带有连续直缝和斜缝的五边形肋的传热增强特性。研究发现斜缝肋在夹缝中形成的类似射流直接冲击在肋下游的壁面上,能够有效地消除实心肋附近形成的二次回流泡。相比于实心肋和直缝肋,斜缝肋具有较优异的传热增强特性和较低的压损。Panigrahi 等人<sup>[9]</sup>运用粒子图像测速(PIV)技术研究了实心肋和具有不同类型狭缝(直缝、分离直缝和分离斜缝)的可穿透肋周围的湍流流动结构。研究发现与实心肋相比,可穿透肋具有更小的流动再附着长度。斜缝和分离器是非常重要的结构设计参数,可以用来控制近壁面纵向涡的产生。随后进一步研究了带有该可穿透肋阵列的 U 型通道的传热增强特性,实验结果表明与实心肋和斜缝肋相比,分离斜缝肋具有最优的综合热性能<sup>[10]</sup>。Kong 等人<sup>[11]</sup>对肋下壁面与平板之间形成收缩型、扩张型和固定截面三种类型的狭缝

的情况进行了实验和计算研究。详细地分析了三种类型的狭缝及其几何参数对湍流分离流的结构和局部传热特性的影响。研究表明,带有收缩型狭缝的肋由于流阻显著降低,其综合热性能相比于实心肋最大提高了 15%。朱强华等人<sup>[12]</sup>数值研究了开孔肋孔排高度对大宽高比矩形通道流动传热的影响,发现存在最优的孔排高度使开孔肋达到最优的综合热性能。李麟等人<sup>[13]</sup>数值研究了夹缝宽度对分离式柱肋冷却通道内的流动和传热的影响。研究发现分离式柱肋存在最优的夹缝宽度使得通道的冷却效果最佳。Zheng 等人<sup>[14]</sup>数值研究了肋中间开缝时不同类型的夹缝及尺寸下的流动结构和传热特性来优化夹缝肋阵列矩形通道的传热增强和压力损失特性。上述研究表明可穿透肋的流动换热特性与夹缝的结构参数紧密相关。目前大多数的研究都只聚焦于狭缝的形状和缝高的研究,而对于狭缝的缝宽和缝间距的研究还比较少,以至于很难获得狭缝肋通道最优的综合热性能。

近年来,多学科优化问题以及单一学科的多目标优化问题引起了很多学者的注意。将自动多目标优化方法与传统的计算流体力学(CFD)方法相结合对于设计高效的冷却结构是非常有益的<sup>[15-17]</sup>。对针肋阵列<sup>[18]</sup>、球凹阵列<sup>[19-20]</sup>、椭圆形凹陷阵列<sup>[21]</sup>、针肋-凹陷组合结构<sup>[22]</sup>的多目标优化结果表明,优化算法具有不显著增加计算成本的前提下提高冷却结构换热性能的能力。Dennis 等人<sup>[23]</sup>采用遗传算法(GA)对涡轮叶片圆形内冷通道进行优化。以最小的冷气用量为优化目标,获得了冷却通道的数量和通道半径的最优参数组合。Kim 等人<sup>[24]</sup>对三维斜肋阵列进行了优化研究。以肋的宽高比、肋倾角为优化变量,传热增强因子和相对摩擦因子的线性组合作为优化的目标函数。Lee 等人<sup>[25]</sup>和 Seo 等人<sup>[26]</sup>分别运用多目标进化算法(MOEA)和对弧形肋和靴形肋内冷通道进行了多目标优化研究,旨在获得最大的传热性能的同时保持最小的流动压力损失的 Pareto 最优解。Luo 等人<sup>[27]</sup>运用非支配排序遗传算法(NSGA-II)结合雷诺平均纳维斯托克斯(RANS)模拟来优化三角翼诱导的球凹/球凸结构的强化传热特性。凹陷的深度、排布方式、三角翼的长度和宽度、倾角及间距作为优化变量,传热增强因子和相对湍动能为优化目标函数,获得了 Pareto 最优解。结果表明相比于三角翼结构,优化后的三角翼/球

凹-球凸结构的综合热性能增加了 72%。Min 等人<sup>[28]</sup>将应用于传热反问题的形状设计方法应用于肋的形状优化研究。结果表明,相对于光滑通道,优化前后带肋通道的综合热性能从 1.9% 提高到了 11.8%。

本文继续之前对可穿透微小肋射流涡强化换热特性的研究<sup>[11]</sup>,旨在结合多目标优化方法进一步探究狭缝的几何参数包括:缝宽、缝间距、狭缝的前后端面距离壁面的高度对可穿透微小肋通道的流动换热特性的影响。以换热增加因子和相对摩擦因子的倒数为优化目标函数,采用 NSGA-II 优化算法结合三维 RANS 分析获得了 Pareto 最优前沿,详细分析了雷诺数为 40 000 时不同优化方案下的狭缝结构参数对其传热流阻特性的影响,为先进高效低阻冷却结构的设计提供有益的参考。

## 1 物理模型和数值方法

### 1.1 物理模型

带肋通道的三维模型和周期性流域如图 1 所示。计算区域由三部分组成:入口段、工作段、出口段。通道的横截面为  $300 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}$  的矩形,宽高比为 3.75 : 1。通道的入口和出口长度分别为 400 mm 和 500 mm 以消除进出口效应。周期性直肋布置在工作段的下壁面上,其长度为 200 mm。肋片具有  $3.2 \text{ mm} \times 3.2 \text{ mm}$  的横截面,肋高  $h=3.2 \text{ mm}$ ,阻塞比  $h/D_h=0.0254$ ,  $D_h$  为冷却通道当量直径,肋间距( $p$ )与肋高( $h$ )之比  $p/h$  固定为 10。

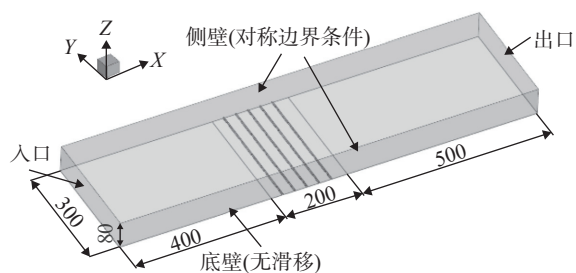


图 1 计算区域和边界条件示意图(单位: mm)

Fig. 1 Schematic view of the computational domain and boundary conditions (unit: mm)

图 2 展示了微小狭缝肋的几何结构及狭缝在肋片中的布局。狭缝位于肋片的底部和下壁面之间,其中  $h_1$ 、 $h_2$  分别为狭缝的前端面和后端面距离壁面的距离,  $L_0$  为狭缝缝宽,  $B_0$  为相邻狭缝的距离。

### 1.2 计算方法和边界条件

三维不可压缩黏性湍流流动和传热特性数值计算在 ANSYS FLUENT 中完成。对流项和扩散

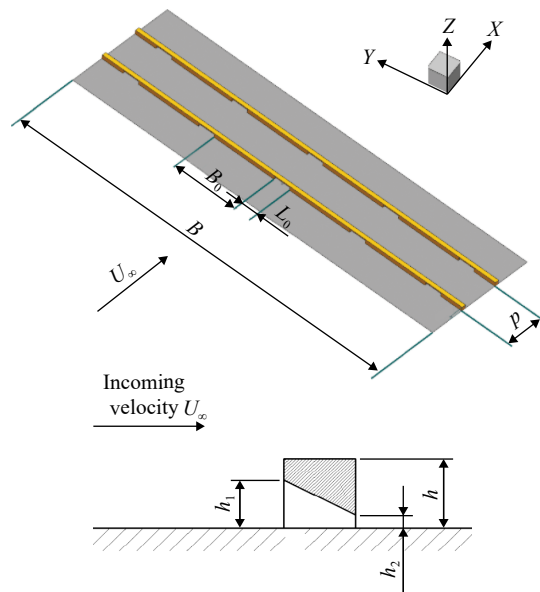


图 2 狭缝肋的布置和它的截面形状示意图

Fig. 2 Schematic diagram of slit rib configuration and its cross-section shape

项均选择高分辨率的二阶离散格式。连续项、速度及湍流项残差收敛标准为  $1.0 \times 10^{-25}$ , 而能量残差的收敛标准为  $1.0 \times 10^{-28}$ 。工作介质为常物性不可压缩空气。计算区域的边界条件如图 1 所示,入口处给定速度入口边界条件,流动的湍流强度为 5%,进口温度为 297.15 K。出口给定压力边界条件,通道的下壁面设置均匀热流密度为  $350 \text{ W/m}^2$ ,通道两侧壁设置对称边界条件,其余所有壁面均为绝热无滑移边界条件。空气的入口雷诺数  $Re=40\ 000$ 。

### 1.3 网格划分和无关性验证

采用 ICEM CFD 对计算模型划分六面体结构化网格,如图 3 所示。对近壁面以及肋片附近的网格进行加密处理,第一层网格高度为  $0.02 \text{ mm}$ ,以保证首层网格高度  $y^+ < 1$ 。

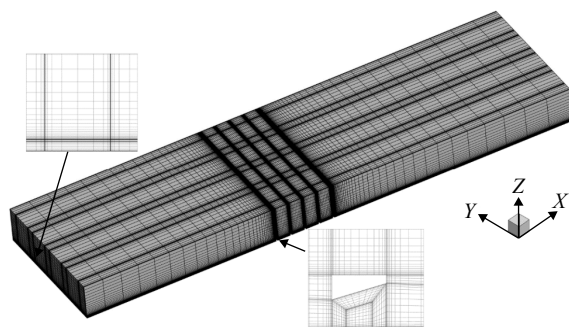


图 3 狭缝肋结构全局和局部的六边形网格结构示意图

Fig. 3 Schematic of structured hexagonal global and local mesh structures of the slit rib

基于微小狭缝肋冷却通道的全局平均努塞尔数和进出口压力损失完成网格无关性验证。表 1 为雷诺数  $Re=40\ 000$  时微小狭缝肋的网收敛性结果。采用网格收敛因子 GCI(grid convergence index, 记为  $I_{gc}$ ) 方法来评价数值计算精度引起的平均离散误差。分别生成了单元数量为 151 万、272 万和 446 万的三种不同数量的网格。其中  $\Delta p$  和  $Nu$  分别为工作段进出口压差和全局平均努塞尔数,  $\varphi_1$ 、 $\varphi_2$ 、 $\varphi_3$  分别为 151 万、272 万和 446 万网格下的变量值,  $\varphi_{ext}^{21}$  为外推值,  $e_{ext}^{21}$  为外推值相对误差,  $I_{gc, fine}^{21}$  为细网格收敛指数。总体来说, GCI 的值对于全局平均努塞尔数和压降分别只有 0.048% 和 0.80%, 表明网格收敛的数值不确定性已经足够小。因此考虑到节约计算资源, 采用单元数量为 272 万的网格结构进行进一步研究。

表 1 微小扩张型狭缝肋的网格收敛性结果  
Table 1 Grid convergence results for miniature diffuser slit rib

| 参数                     | $\Delta p/\text{Pa}$ | $Nu$   |
|------------------------|----------------------|--------|
| $\varphi_1$            | 1.192                | 100.64 |
| $\varphi_2$            | 1.171                | 101.34 |
| $\varphi_3$            | 1.172                | 100.94 |
| $\varphi_{ext}^{21}$   | 1.193                | 100.00 |
| $e_{ext}^{21}/\%$      | 0.038                | 0.64   |
| $I_{gc, fine}^{21}/\%$ | 0.048                | 0.80   |

#### 1.4 湍流模型选择

数值计算的精度与湍流模型密切相关, 为了选择合适的能够准确描述带肋通道的流动和传热特性的湍流模型, 本文选择四种常用的两方程模型: 带有 Kato-Launder 修正的 standard  $k-\varepsilon$  (SKE-KL)、realizable  $k-\varepsilon$  (RKE)、 $k-\omega$  SST (MSST) 和低雷诺数的  $k-\varepsilon$  (AKN) 湍流模型进行验证, 并选用与本文具有相似物理模型的文献 [29] 实验测量结果进行对比。图 4 比较了不同雷诺数下带有微小实心肋通道的相对平均传热和流阻特性的实验测量结果 [29] 和不同模型的预测值。其中  $Re$  为流动入口的雷诺数,  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$ 、 $f/f_0$  分别为相对平均努塞尔数和相对摩擦因子。可以发现低雷诺数的 AKN 模型的预测精度最高, 在变化趋势上与实验结果保持一致, 相对努塞尔数和摩擦因子的预测值与实验值的最大偏差分别为 9.6% 和 13.8%。因此, 选取低雷诺数的 AKN 模型进行进一步的流动和传热特性研究。

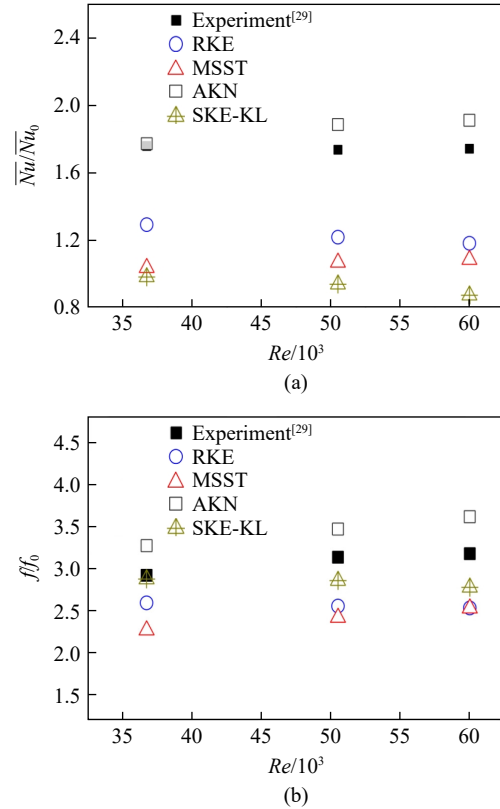


图 4 不同雷诺数下预测的可穿透微小肋通道相对平均努塞尔数和相对摩擦因子对比

Fig. 4 Comparisons of the predicted relative average value of the Nusselt numbers and the friction factor for channel with miniature slit ribs at different  $Re$

#### 1.5 数据处理

雷诺数定义如下:

$$Re = uD_h/\nu \quad (1)$$

式中  $u$  为入口流向速度;  $\nu$  为入口空气的运动黏度。

努塞尔数可以定义为

$$Nu = \frac{qD_h}{(T_w - T_f)\lambda} \quad (2)$$

式中  $q$  为冷却通道壁面热流密度;  $T_w$  为通道内壁面局部温度;  $T_f$  为参考温度, 取进出口冷却空气温度的平均值;  $\lambda$  为空气的导热系数。

带肋矩形通道的摩擦因子定义为

$$f = \frac{2\Delta p}{\rho u^2} \cdot \frac{D_h}{L} \quad (3)$$

式中  $\rho$  为空气密度;  $L$  为冷却通道工作段的长度。

综合热性能  $\eta$  定义为

$$\eta = \frac{\overline{Nu}/\overline{Nu}_0}{(f/f_0)^{1/3}} \quad (4)$$

其中  $\overline{Nu}$  和  $f$  是带肋通道的平均努塞尔数和摩擦

因子,  $\overline{Nu}_0$  和  $f_0$  分别为光滑通道内充分发展湍流的平均努塞尔数和摩擦因子, 分别由 Dittus-Boelter 关联式和 Blasius 方程给出:

$$\overline{Nu}_0 = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (5)$$

$$f_0 = 0.316 Re^{-0.25} \quad (6)$$

其中  $Pr$  为流体的普朗特数。

## 2 优化细节

本文的优化过程在 ISIGHT 2019 软件中完成, 优化流程如图 5 所示。优化过程由优化平台(基于 ISIGHT 优化软件<sup>[30]</sup>)、UG 建模、ICEM 网格生成、Fluent 三维 RANS 仿真、后处理组成。设计变量包括狭缝宽度  $L_0$ 、相邻狭缝间距  $B_0$ 、狭缝的前端面离壁面距离  $h_1$  和后端面离壁面距离  $h_2$ 。由于本文旨在开展微小肋条件下(固定堵塞比和肋间距)狭缝参数的多目标优化研究, 因而肋高和肋间距不作为优化变量。

表 2 显示了当前优化的设计变量及其设计空间。选取传热增强因子和相对摩擦因子的倒数作为优化目标函数。优化目标确定为寻找两个目标函数的最大值。

采用最优拉丁超立方采样方法(OLHS)生成 27 个设计点并通过 RANS 分析计算得到的这些点的目标函数值。一般来说, 多目标优化问题(MOOP)没有一个使所有目标函数均为最优的解,

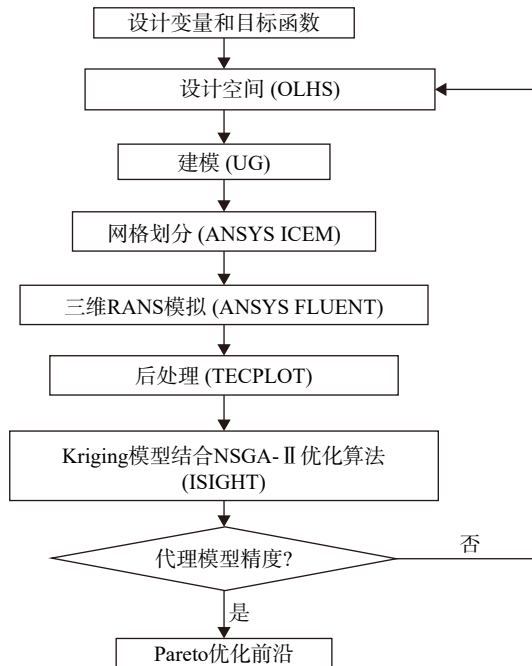


图 5 多目标优化程序流程图

Fig. 5 Flowchart of the multi-objective optimization procedure

而多采用的是 Pareto 最优解, 单个解与其他解的优劣需要被 Pareto 支配决定。NSGA-II 是一种基于 Pareto 最优解的多目标优化算法<sup>[31]</sup>, 它采用了快速非支配排序算法、拥挤度和拥挤度比较算子, 并引入精英策略, 降低了计算的复杂度, 使 Pareto 最优解前沿中的个体能均匀地扩展到整个 Pareto 域, 保证了种群的多样性。本文采用基于 Kriging 方法<sup>[32]</sup>的 NSGA-II 多目标优化算法获得 Pareto 最优解前沿。

表 2 设计变量和设计空间

Table 2 Design variables and design space

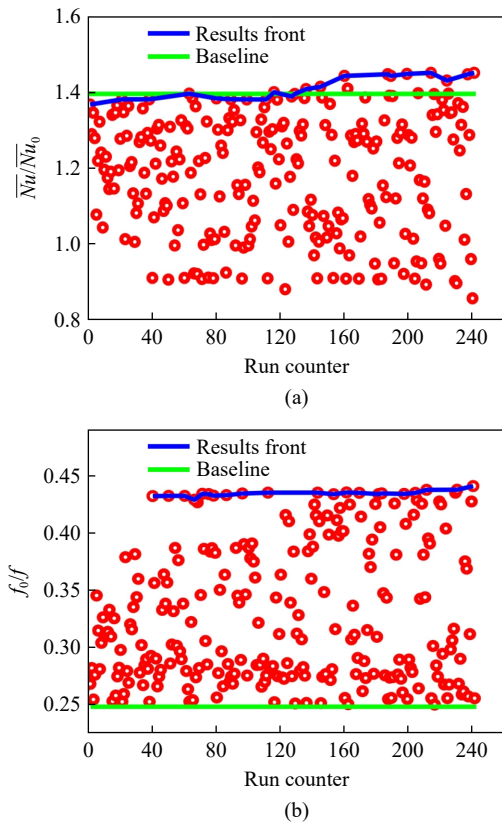
| 变量    | 基准值/mm | 最小值/mm | 最大值/mm |
|-------|--------|--------|--------|
| $L_0$ | 20     | 1      | 50     |
| $B_0$ | 20     | 1      | 50     |
| $h_1$ | 2.2    | 0.1    | 3.2    |
| $h_2$ | 0.6    | 0.1    | 3.2    |

## 3 结果分析与讨论

### 3.1 优化结果

优化完成后, 对得到的结果进行分析。图 6(a) 显示了传热增强因子  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  与运行次数(run counter)之间的关系, 同时给出了计算结果的前沿面。从图中可以看出, 随着运行次数的增加, 前沿面上的点的强化传热系数不断增加, 当运行到 214 次时,  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  到达最大值, 约为 1.45 左右, 此时  $L_0=12.33$  mm,  $B_0=5.78$  mm,  $h_1=0.17$  mm,  $h_2=0.51$  mm。与基准值 1.39 相比, 前沿面上的点的值有很大的提升。图 6(b) 显示了相对摩擦因子的倒数  $f_0/f$  与运行次数之间的关系。与基准值 0.247 相比, 前沿面上点的  $f_0/f$  值基本维持在一个很高水平, 远高于基准值。而当运行到 240 次时,  $f_0/f$  到达最大值, 约为 0.44 左右, 此时  $L_0=35.66$  mm,  $B_0=2.66$  mm,  $h_1=3.11$  mm,  $h_2=2.04$  mm, 并且前沿面的  $f_0/f$  几乎维持在 0.4 左右的水平上, 这说明与实心肋相比, 狭缝肋具有减小流动阻力的优势。

图 7 显示了  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  与  $f_0/f$  之间的关系, 同时给出了 Pareto 最优前沿。本文优化的目标就是取得这两个函数值的最大值, Pareto 最优前沿面上的每一个点都代表着由两个目标函数的最大值组成的对, 从图中可以看到, 前沿面上没有一个点能在两个目标函数上同时取得极值, 这说明  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  和  $f_0/f$  是相互作用的, 高  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  伴随着相对较低的  $f_0/f$ , 而高  $f_0/f$  通常显示出较低的  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$ 。考虑到在不过分损失传热能力的情况下, 稍微牺

图 6  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  和  $f_0/f$  随运行次数的变化Fig. 6  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  and  $f_0/f$  versus the run counter

牲一点传热性能,以获得较小的压力损失,因此从 Pareto 最优前沿上选择了四种优化方案,即 Opt 1、Opt 2、Opt 3 和 Opt 4。此外加入了微小实心肋作为基准方案,以便进一步详细讨论优化结果并分析其传热性能和流动情况。

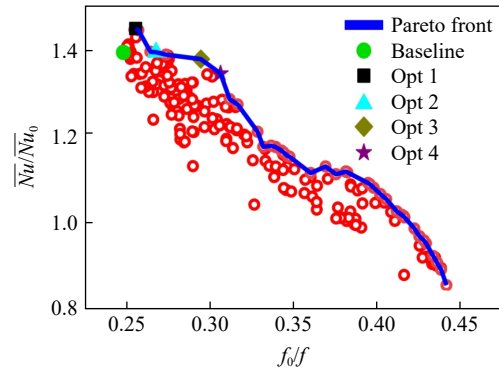


图 7 由 NSGA-II 得到的 Pareto 前沿

Fig. 7 Pareto-optimal front searched by the NSGA-II

另外,为了验证本文所采用的代理模型的精度和可靠性,表 3 给出了基准方案和四种优化方案的目标函数值,其对应的 RANS 计算结果也呈现在表中。对于传热特性,采用 Kriging 方法预测的目标函数值与通过 RANS 的计算结果相差不到 5%,而对于阻力损失特性,两种方法的相对误差最大达到了 12%,但仍在可接受范围内。这些误差可能是由于设计的样本点并没有很好地覆盖整个设计空间以及 Kriging 代理模型和 RANS 计算本身的精度所导致。总的来说,Kriging 模型具有较高的精度预测 RANS 模拟结果,采用 Kriging 模型可以获得可靠的优化设计点。此外,从表 3 可以看出,与基准方案的  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  值相比,四种优化方案的  $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$  值没有发生显著变化,这意味着优化后的狭缝肋的换热能力与实心肋相差不大。

表 3 Pareto 优化设计结果

Table 3 Results of Pareto optimal designs

| 方案       | 设计变量            |                 |                 |                 | 目标函数值(Kriging model)            |         | 目标函数值(RANS)                     |         | 预测精度误差/%                        |         |
|----------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|---------------------------------|---------|---------------------------------|---------|---------------------------------|---------|
|          | $L_0/\text{mm}$ | $B_0/\text{mm}$ | $h_1/\text{mm}$ | $h_2/\text{mm}$ | $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$ | $f_0/f$ | $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$ | $f_0/f$ | $\overline{Nu}/\overline{Nu}_0$ | $f_0/f$ |
| Baseline | 0               | 0               | 0               | 0               |                                 |         | 1.451 4                         | 0.285 3 |                                 |         |
| Opt 1    | 12.33           | 5.78            | 0.17            | 0.51            | 1.450 8                         | 0.255 2 | 1.409 5                         | 0.291 4 | 2.93                            | 12.42   |
| Opt 2    | 12.50           | 49.54           | 0.50            | 0.39            | 1.346 5                         | 0.306 0 | 1.426 5                         | 0.294 2 | 5.61                            | 4.01    |
| Opt 3    | 13.72           | 1.50            | 0.71            | 0.28            | 1.396 1                         | 0.267 3 | 1.391 2                         | 0.299 4 | 0.35                            | 10.72   |
| Opt 4    | 12.33           | 44.89           | 0.16            | 0.51            | 1.379 9                         | 0.294 2 | 1.413 2                         | 0.293 6 | 2.36                            | 0.204   |

### 3.2 狭缝肋流动和传热特性分析

图 8 所示为雷诺数为 40 000 时各个方案下狭缝中心流向截面上的流线和流向速度( $V_x$ )分布云图,选取第三个肋片附近的截面进行分析。对于实心肋,可以看到肋片对其前方来流的阻滞作用造成气流的分离和流向方向的改变在其下游形成了一个较大的低速回流区( $0 \leq X/h \leq 2$ ),同时在其

内侧壁面产生了一个二次流角涡区,显著削弱了该区域的传热性能。而对于狭缝肋,由于部分主流流经狭缝形成了二次射流,与肋后方的低速回流区相互作用,改变了肋壁附近上下游的流动结构。狭缝的形式不同,产生的影响也不一样。可以看出,流体流过 Opt 1 方案和 Opt 4 方案的流场特性与 Opt 2 和 Opt 3 方案的流场特性有明显区

别。在 Opt 1 和 Opt 4 方案中 ( $h_1 < h_2$ ), 狭缝的形状呈扩张型, 肋片前方主流的一部分冲进狭缝通道, 在狭缝中减速扩张, 形成的低速二次射流将肋后方形成的低速回流区抬离下壁面并提高了紧邻肋片下游壁面附近气流的速度。与实心肋相比, 狭缝肋后方的回流区范围得到了有效收缩, 并沿流向向肋下游移动。在 Opt 2 和 Opt 3 方案中 ( $h_1 > h_2$ ), 狭缝的形状呈收缩型。相比于扩张型狭缝 (Opt 1 和 Opt 4 方案), 收缩型狭缝出口处形成的高速二次射流增加了与肋后方回流区的混合强度, 肋后方的回流区 ( $0.6 \leq X/h \leq 2.2$ ) 也变得更小, 回流区的上边界和壁面上再附着点的位置沿流向向肋下游也移动得更远。

图 9 给出了各个方案下第三排肋片附近狭缝中心流向截面上的流向湍动能 ( $K$ ) 分布云图。从图中可以看出, 各个方案下的湍动能的最大值都

出现在紧邻肋片前缘左上角附近区域。然而, 相比于实体肋, 狭缝肋 (Opt 1~Opt 4 方案) 上表面高端动能区域的大小有不同程度的收缩, 这是由于部分流体从肋底穿过, 从而减小了主流的湍流强度所致。此外, 当肋片底部穿缝形成狭缝肋时, 肋片后方的分离流结构发生了显著的变化, 具有较高湍动能的区域的长度也变小, 这也与图 8 中展示的肋下游主回流区的大小密切相关。Opt 1 和 Opt 4 方案下扩张型狭缝肋片尾流回流区的大小与实体肋相近, 因而其下游可以看到具有较大的高端动能影响区。与 Opt 1 和 Opt 4 方案相比, Opt 3 与 Opt 2 方案下收缩型狭缝肋下游的高端动能区的影响范围明显减小。Opt 3 方案与 Opt 2 方案虽然都具有收缩型狭缝, 然而 Opt 3 方案中肋后方高端动能区的影响范围比 Opt 2 方案中相应的区域要小得多, 这是由于 Opt 3 方案中的狭缝

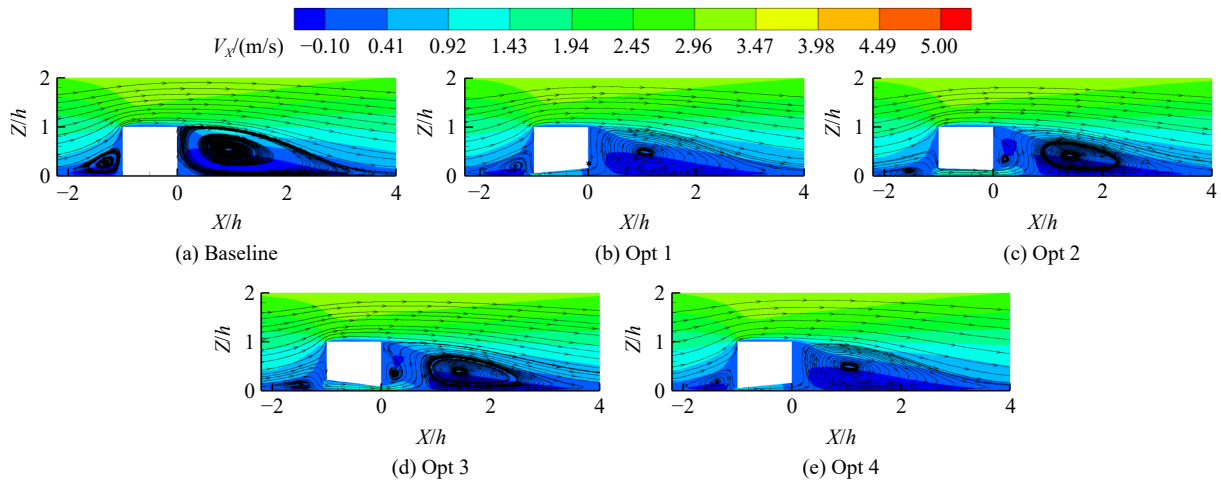


图 8 狭缝中心流向截面上的流线和流向速度分布 ( $Re=40\ 000$ )

Fig. 8 Streamlines and streamwise velocity contours on the central streamwise plane of the slit ( $Re=40\ 000$ )

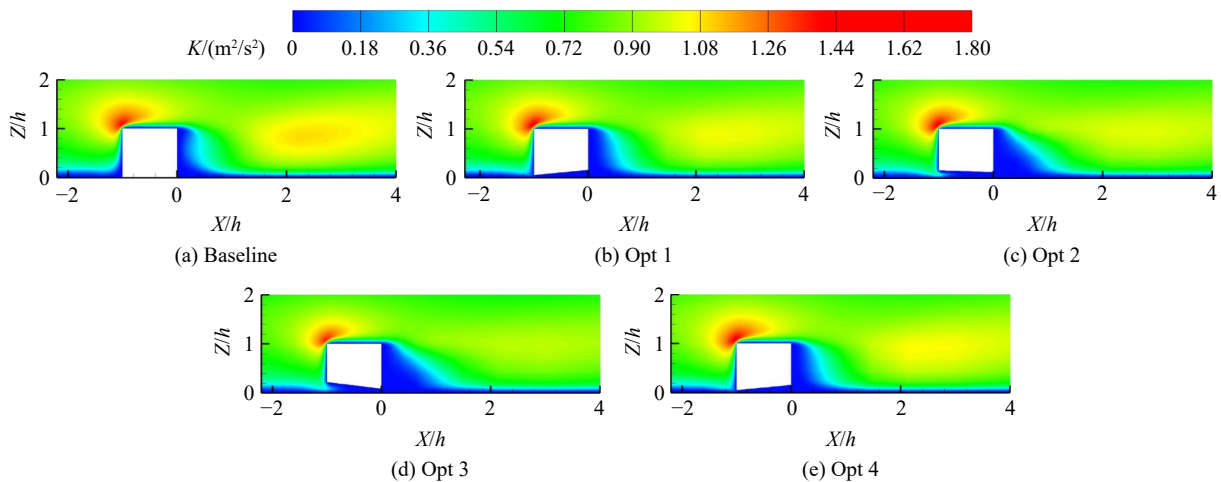


图 9 狭缝中心流向截面上的湍动能分布

Fig. 9 Contours of turbulence kinetic energy on the central streamwise plane of the slit

肋的狭缝出口截面面积更小,使得从肋底通道产生的高速射流与主流掺混的强度更大,进而肋片后方的回流区得到了更加有效的抑制所致。

图 10 为各个方案下第三排肋附近不同展向横截面( $X=0.5h$  和  $X=2h$ )上的流线和湍动能分布云图。 $X=0.5h$  截面(图 10(a))处于二次回流区,横截面上的流线从壁面向上抬起流入肋片下游的剪切层,形成了上升流,在大约 0.8 倍的肋高和 1.6 倍的肋高处分别存在一条平行于展向的分离线和附着线。夹缝的存在并没有显著地改变紧

邻肋下游混合区内的流型。显著的区别是在  $0 \leq Z/h \leq 1$  近壁区域内,狭缝两端的流线变得弯曲。

对于带有收缩型狭缝的 Opt 2 和 Opt 3 优化方案而言,狭缝正后方的流动结构非常复杂,尤其是 Opt 3 方案中,产生了明显的结点-鞍点线<sup>[33]</sup>,这是由于相邻狭缝两端产生的二次角涡相互作用所致。此外,优化方案下狭缝肋下游( $1 \leq Z/h \leq 2$ )范围内的湍动能有显著的增加,这是由于从肋底穿过的射流与从肋顶分离的剪切流相互作用引起的,从而导致肋后方近壁区的换热增强。当进一步

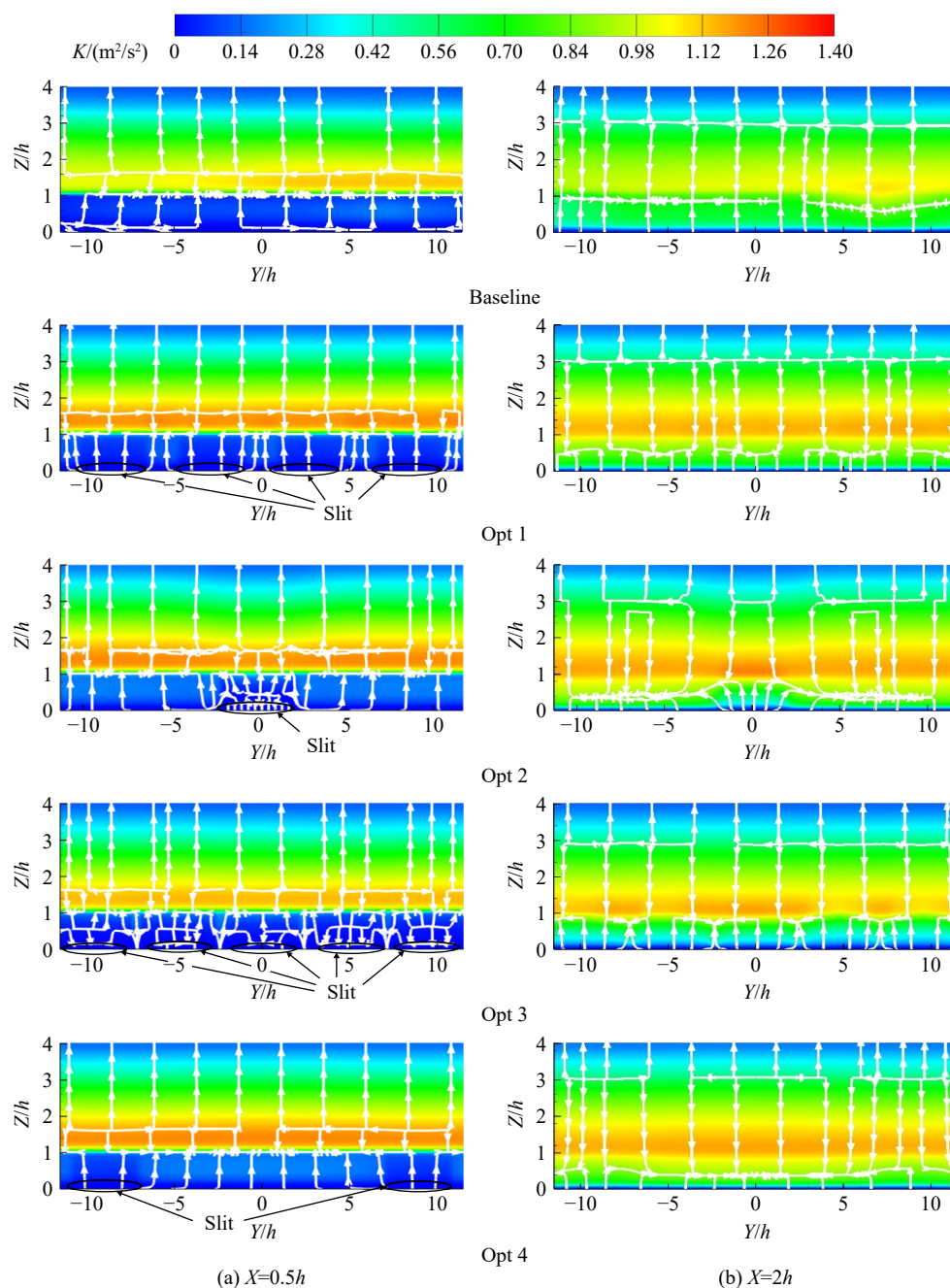


图 10 不同展向截面上的流线和湍动能分布

Fig. 10 Streamlines and contours of turbulence kinetic energy on various spanwise cross-sections

远离肋片向下游移动时,在 $X=2h$ 截面处(图10(b))分离线和附着线的位置发生了显著的变化,这是由于 $X=2h$ 截面处于主回流区内,狭缝的存在抑制了主回流区的发展,进而影响了主回流泡的大小。另外,相比于实心肋,夹缝肋下游高湍流区的影响范围的在法向上明显变大,尤其是优化方案 Opt 2 和 Opt 4 中增加得较为明显。

不同方案下第三排肋片附近狭缝中心流向截面的展向涡量云图如图11所示。这里展向涡量定义为 $\omega_y = \partial u / \partial Z - \partial w / \partial X$ 。其中 $u$ 、 $v$ 、 $w$ 分别是流向、展向、法向三个方向上的速度分量。各个方案下展向涡强度较高的区域主要分布在肋前

缘回流区、肋顶分离泡以及肋后混合区( $0.8 \leq Z/h \leq 1.5$ ),其中位于肋后混合区内的高涡量区的影响范围比较大。值得注意的是,在近壁区剪切层内部 $0 \leq Z/h \leq 2$ 区域可以看到狭长的高涡量带,而在近壁处 $0 \leq Z/h \leq 0.05$ 区域的涡量在流动附着区附近改变了符号,这是由于剪切层在壁面上流动附着后沿着相反的方向流动所致。狭缝的存在对紧邻肋后方的涡强度产生显著的影响,尤其是 Opt 2 和 Opt 3 方案下肋后角区出现了较高强度的展向涡,符号与混合区的展向涡量相反,这些涡量比较大的区域也对应着图8中 Opt 2 和 Opt 3 方案下肋下游的二次回流泡。

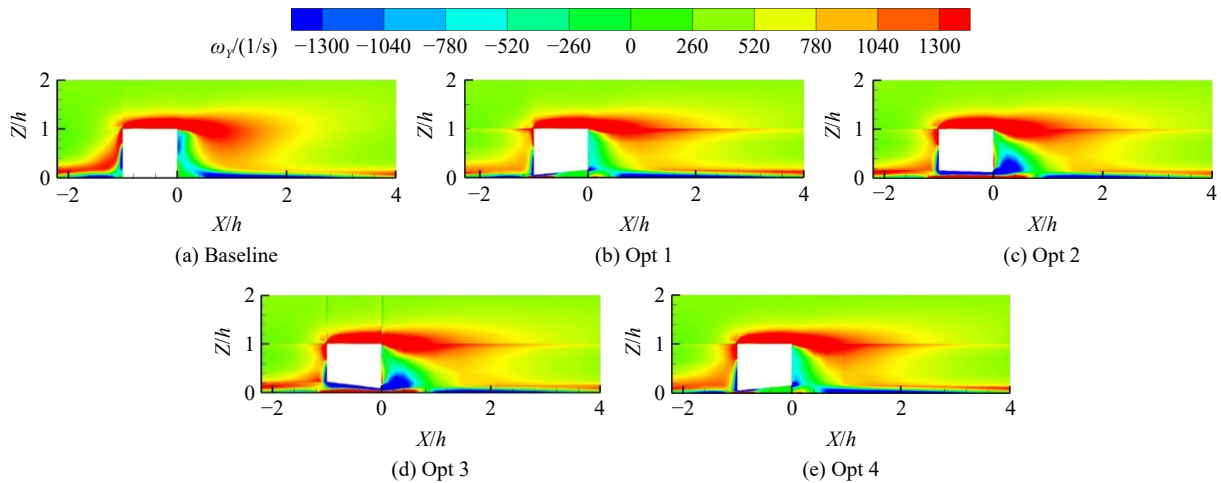


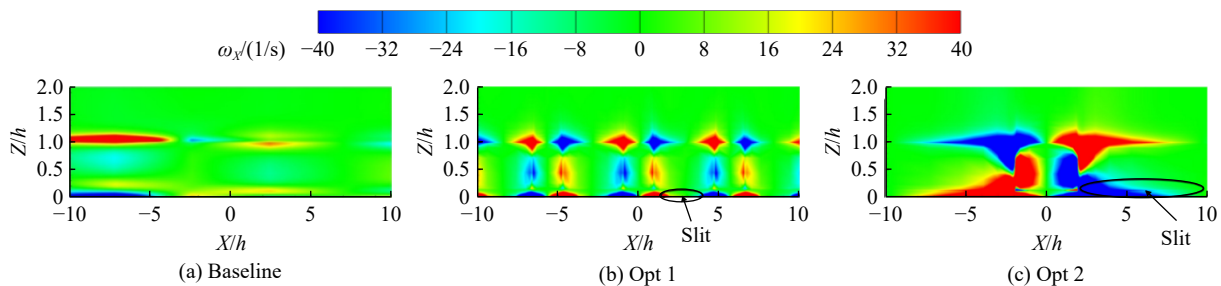
图11 狭缝中心流向截面上的展向涡量分布

Fig. 11 Contours of span vorticity on the streamwise center plane of the slit

图12显示了第三排肋后方展向截面( $X=0.5h$ )上的流向涡量分布,这里的流向涡量定义为 $\omega_x = \partial w / \partial Y - \partial v / \partial Z$ 。从图中可以看到,实体肋后方高流向涡量分布与图11中实体肋后方高展向涡量区域相似,都出现在从近壁面区到剪切层混合区 $0 \leq Z/h \leq 1$ 的区域。狭缝的出现改变了肋后方流向涡量分布,在狭缝的两端出现了高的流向涡量区,且正负涡量交替出现。不同的优化方案中狭缝肋的缝宽和缝间距不一样,Opt 3 中在狭

缝两端产生的角涡发生合并,高涡量区的影响范围较大。

图13所示为各个优化方案下的 $X$ - $Z$ 中心截面肋侧壁面的温度分布云图,并与参考方案实心肋进行比较。同样选取第三根肋片附近的截面进行分析。由图可见,在紧邻实心肋的后方存在一个严重的局部高温区。当底壁与肋片底部之间存在狭缝时,该区域会明显变小(Opt 1 和 Opt 4 方案),或完全消失(Opt 2 和 Opt 3 方案)。



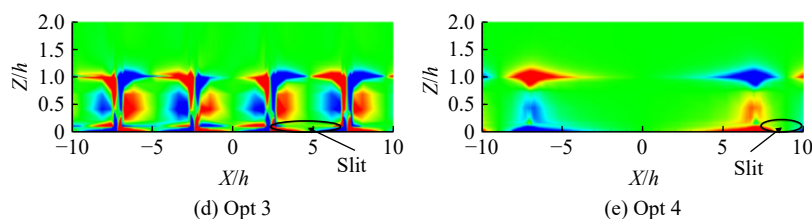
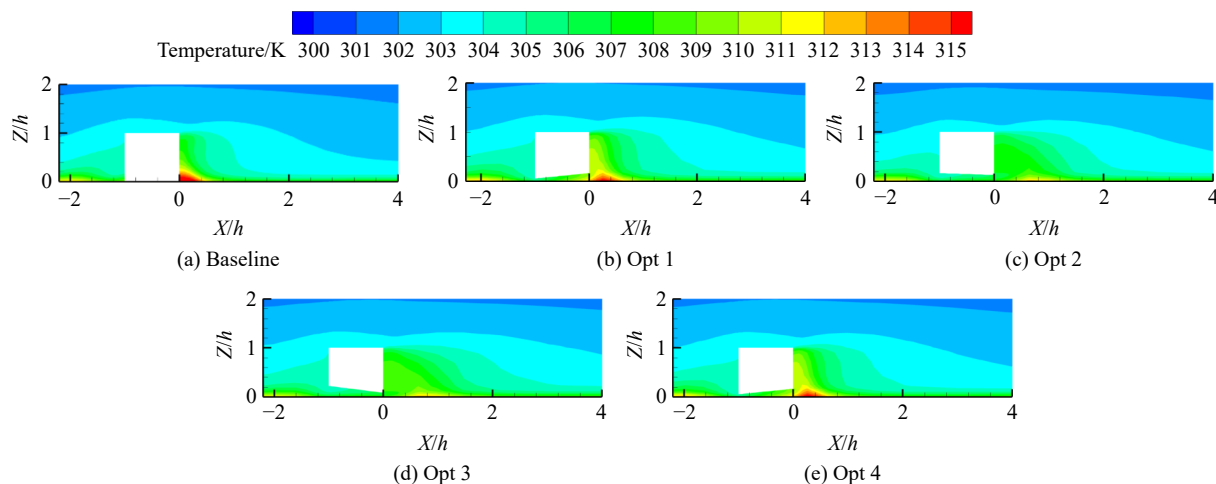
图 12 展向截面  $X=0.5h$  上的流向涡量分布Fig. 12 Contours of streamwise vorticity on cross-section  $X=0.5h$ 图 13  $X$ 、 $Z$  中心截面上第三排肋片附近的温度分布Fig. 13 Temperature contours on the  $X$ 、 $Z$  central plane of the third rib

图 14 给出了各个优化方案下肋侧壁面的局部努塞尔数分布, 同样给出了基准方案的努塞尔数分布以作对比。对于实心肋, 可以看到肋片后方再附着线附近换热特性显著增强, 而在肋片前后紧邻肋片的区域传热增加因子显著小于 1, 表明该区域的换热较光滑通道显著减弱。因此, 实心肋壁面的努塞尔数分布极不均匀, 这也与文献 [4-12] 报道的结果相同。当肋底与壁面之间存在狭缝时, 对于所有优化的方案, 肋片后方紧邻肋片的区域的传热增强因子显著增大, 换热得到了有效的增强。总的来说, 狭缝肋下游附着线附近大部分区域内的换热较实心肋有所削弱, 而在肋片的上下游临近区域内换热有不同程度的增强, 因此狭缝肋的壁面努塞尔数分布与实心肋相比在均匀性上有所改善。

### 3.3 狭缝肋流动和传热特性分析

图 15 为在入口雷诺数  $Re=40\,000$  的情况下, 不同方案通道底面的平均相对换热系数、相对摩擦因子以及综合热性能之间的比较。从图 15(a) 可以看到各个优化方案的相对平均努塞尔数随着雷诺数的增加而增加, 且与基准方案相比, 值都

要小一些。在雷诺数小于 40 000 时, 五种方案之间相对平均努塞尔数的差别很小, 但是当雷诺数逐渐增大时, 差距逐渐增大。当考虑相对摩擦因子随雷诺数的变化时 (图 15(b)), 可以看到, 优化后的各个方案的摩擦因子与基准方案相比有轻微的降低, 且都随着雷诺数的增加而增加。其中 Opt 3 方案的产生的流动阻力最小, 阻力减小最大达到了 5%。与基准方案相比, 优化后的狭缝肋的减阻效果并不明显, 这可能是由于本文中优化的目标是保证最大的传热增强因子和最小的摩擦因子的同时, 尽可能地提高换热强度, 因而整体的穿孔率偏低 (分别为 7%、3%、13% 和 2.6%) 所致。

由图 15(c) 可知, 狭缝肋的综合热性能随着雷诺数的增加而增加。优化方案中 Opt 2 收缩型狭缝肋的  $\eta$  值最高, 与实心肋的综合热性能相当。值得注意的是, 本文中未考虑肋片表面的换热和肋片加入引起换热面积的增加, 实际上, 涡轮叶片内部的肋片通常由金属材料制造, 具有良好的导热性能, 因而后续需要进一步考虑两者的影响以衡量冷却通道的整体换热能力。

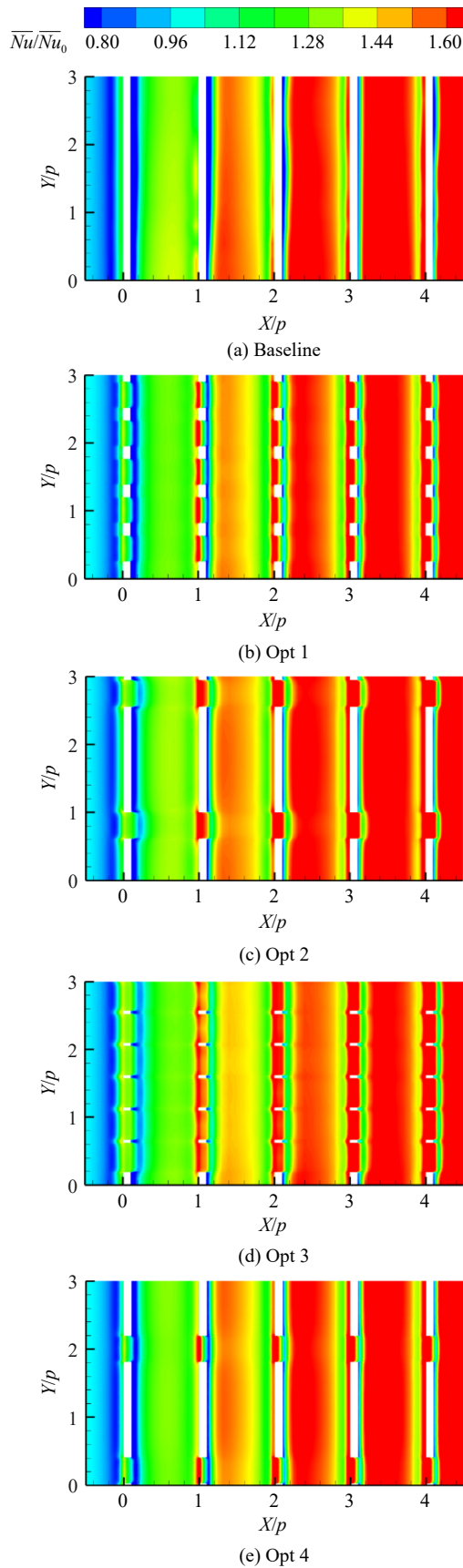


图14 肋壁表面的相对局部努塞尔数分布

Fig. 14 Relative local Nusselt number contour on rib walls

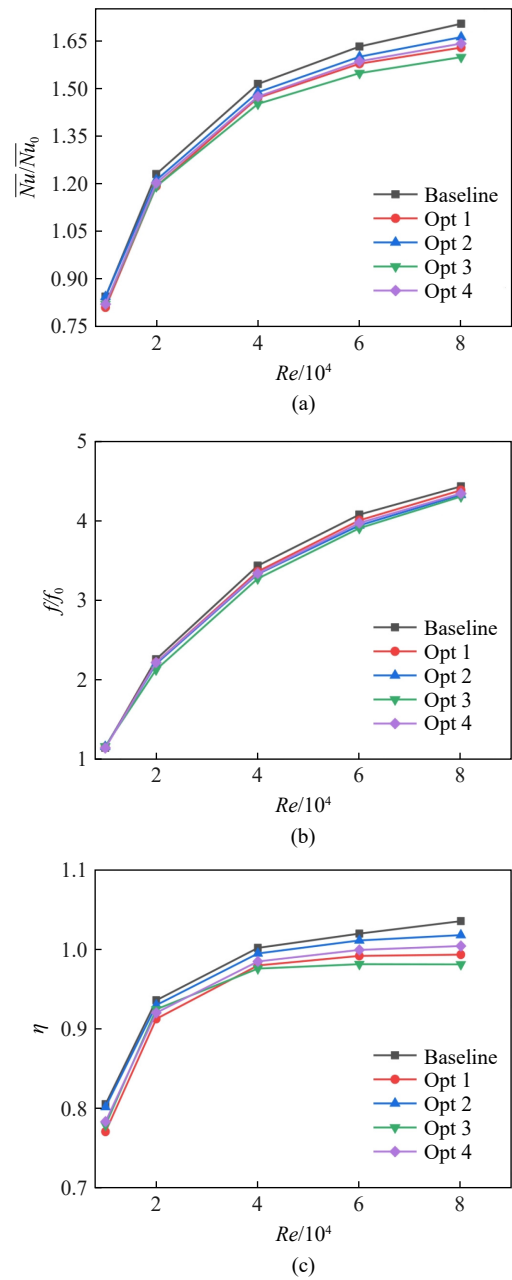


图15 相对平均努塞尔数、相对摩擦因子和综合热性能随雷诺数的变化

Fig. 15 Variations of relative averaged Nusselt number, relative friction factor and thermal-hydraulic performance with  $Re$ 

## 4 结 论

本文采用 Kriging 模型和改进的非支配排序遗传算法(NSGA-II)相结合的优化方法对矩形通道中狭缝肋结构进行了多目标优化。从优化得到的最优前沿上选取了四组优化方案,并与实心肋的情况进行了比较,分析比较了通道内的流动结构、阻力损失、强化传热系数和强化换热因子。根据研究结果,可以得到以下结论:

1) 在实心肋底部布置狭缝显著改变了通道内的流动结构,抑制了肋后回流涡的发展。优化得到的四个狭缝肋结构的压力损失均低于实心肋,表明夹缝肋相比于实心肋具有较低的流阻优势。

2) 与实心肋相比,优化后的四种狭缝肋结构整体的换热能力与实心肋相差不大。但狭缝肋能明显改善肋后方存在局部热点的情况,提高温度分布的均匀性。当狭缝类型为收缩型时,局部热点甚至会完全消失。

3) 对比不同的优化方案,Opt 2 方案收缩型狭缝肋的 $\eta$ 值最高,与实心肋的综合热性能相当。

## 参考文献:

- [1] LIGRANI P. Heat transfer augmentation technologies for internal cooling of turbine components of gas turbine engines[J]. *International Journal Rotating Machinery*, 2013, 2013(3): 1-32.
- [2] DZYUBENKO B V, KUZMA-KICHTA Y A, LEONTIEV A I, et al. Intensification of heat and mass transfer on macro-, micro-, and nanoscales[M]. Danbury, Connecticut, US: Begell House, 2016.
- [3] ISAEV S A, ZHDANOV V L, NIEMANN H J. Numerical study of the bleeding effect on the aerodynamic characteristics of a circular cylinder[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2002, 90(11): 1217-1226.
- [4] HUANG J J, LIOU T M. Augmented heat transfer in a rectangular channel with permeable ribs mounted on the wall[J]. *ASME Journal of Heat Transfer*, 1994, 116(4): 912-920.
- [5] BUCHLIN J M. Convective heat transfer in a channel with perforated ribs[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2002, 41(4): 332-340.
- [6] TARIQ A, PANIGRAHI P K, MURALIDHAR K. Flow and heat transfer in the wake of a surface-mounted rib with a slit[J]. *Experiments in Fluids*, 2004, 37(5): 701-719.
- [7] NUNTADUSIT C, WAE-HAYEE M, BUNYAJITRADULYA A, et al. Thermal visualization on surface with transverse perforated ribs[J]. *International Communication Heat Mass Transfer*, 2012, 39(5): 634-639.
- [8] TARIQ A, SHARMA N, MISHRA M. Aerothermal characteristics of solid and slitted pentagonal rib turbulators[J]. *ASME Journal of Heat Transfer*, 2018, 140(6): 061901.1-061901.14.
- [9] PANIGRAHI P K, SCHROEDER A, KOMPENHANS J. Turbulent structures and budgets behind permeable ribs[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2008, 32(4): 1011-1033.
- [10] QAYOUM A, PANIGRAHI P. Experimental investigation of heat transfer enhancement in a two-pass square duct by permeable ribs[J]. *Heat Transfer Engineering*, 2019, 40(8): 640-651.
- [11] KONG Dehai, AFANASIEV V N, ISAEV S A, et al. Jet vortex heat transfer in turbulent air flow around a plate with a slit rib[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 146: 118867.1-118867.17.
- [12] 朱强华, 崔苗, 高效伟. 肋开孔高度对大宽高比矩形通道流动传热的影响[J]. *推进技术*, 2014, 35(12): 1630-1638.
- [13] 李麟, 饶宇, 万超一. 狭缝宽度对分离式柱肋冷却通道内传热与流动影响的数值计算[J]. *上海交通大学学报*, 2014, 48(6): 756-760.
- LI Lin, RAO Yu, WAN Chaoyi. Numerical calculation of the effect of slit width on heat transfer and flow in a separated column fin cooling channel[J]. *Journal of Shanghai Jiao Tong University*, 2014, 48(6): 756-760. (in Chinese)
- [14] ZHENG Daren, WANG Xinjun, YUAN Qi. The flow and heat transfer characteristics in a rectangular channel with convergent and divergent slit ribs[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 141: 464-475.
- [15] LI Hongwei, XU Boshi, LU Guolong, et al. Multi-objective optimization of PEM fuel cell by coupled significant variables recognition, surrogate models and a multi-objective genetic algorithm[J]. *Energy Conversion and Management*, 2021, 236: 114063.1-114063.12.
- [16] ALIMOHAMMADI H R, NASEH H, OMMI F. A novel framework for liquid propellant engine's cooling system design by sensitivity analysis based on RSM and multi-objective optimization using PSO[J]. *Advances in Space Research*, 2021, 67: 1682-1700.
- [17] MASTRIPPOLITO F, AUBERT S, DUCROS F. Kriging meta-models-based multi-objective shape optimization applied to a multi-scale heat exchanger[J]. *Computers and Fluids*, 2021, 221: 104899.1-104899.22.
- [18] LI Ping, KIM K Y. Multiobjective optimization of staggered elliptical pin-fin arrays[J]. *Numerical Heat Transfer: Part A Applications: An International Journal of Computation and Methodology*, 2008, 53(4): 418-431.
- [19] LEE K D, KIM K Y. Objective function proposed for optimization of convective heat transfer devices[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, 55(11/12): 2792-2799.
- [20] LEI Xiangshu, SHUANG Jingjing, YANG Peng, et al. Parametric study and optimization of dimpled tubes based on response surface methodology and desirability approach[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 142: 118453.1-118453.14.
- [21] KIM H M, MOON M A, KIM K Y. Multi-objective optimization of a cooling channel with staggered elliptic dimples[J]. *Energy*, 2011, 36(5): 3419-3428.
- [22] LI Ping, LUO Yaoyuan, ZHANG Di, et al. Flow and heat transfer characteristics and optimization study on the water-cooled microchannel heat sinks with dimple and pin-fin[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 119: 152-162.
- [23] DENNIS B, YEGOROV I, DULIKRAVICH G S, et al. Optimization of a large number coolant passages located close to the surface of a turbine blade[J]. *ASME Paper GT2003-38051*, 2003.
- [24] KIM H M, KIM K Y. Optimization of three-dimensional angled ribs with RANS analysis of turbulent heat transfer[R]. *ASME Paper GT2004-53346*, 2004.
- [25] LEE S M, KIM K Y. Multi-objective optimization of arc-shaped ribs in the channels of a printed circuit heat exchanger[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2015, 94: 1-8.
- [26] SEO J W, AFZAL A, KIM K Y. Efficient multi-objective optimization of a boot-shaped rib in a cooling channel[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2016, 106: 122-133.
- [27] LUO L, DU W, WANG S, et al. Multi-objective optimization of a solar receiver considering both the dimple/protrusion depth and

- delta-winglet vortex generators[J]. [Energy](#), 2017, 137: 1-19.
- [28] MIN C, CHEN J, YANG X, et al. Inverse simulation to optimize the rib-profile in a rectangular flow-channel[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2020, 114: 104567.1-104567.9.
- [29] LI Y, RAO Y, WANG D, et al. Heat transfer and pressure loss of turbulent flow in channels with miniature structured ribs on one wall [J]. [International Journal of Heat and Mass Transfer](#), 2019, 131: 584-593.
- [30] VELDEN A, KOCH P, WUJEK B. ISIGHT-FD: a tool for multi-objective data analysis[R]. AIAA 2008-5988, 2008.
- [31] BEKELE E G, NICKLOW J W. Multi-objective automatic calibration of SWAT using NSGA- II [J]. *Journal of Hydrology*, 2007, 341 (3): 165-176.
- [32] MARTIN J D, SIMPSON T W. Use of kriging models to approximate deterministic computer models[J]. [AIAA Journal](#), 2005, 43(4): 853-863.
- [33] DELERY J M, ROBERT L, HENRI W. Toward the elucidation of three-dimensional separation[J]. [Annual Review of Fluid Mechanics](#), 2001, 33(1): 129-154.

(编辑: 陈 越)