

对称结构 DBD 等离子体激励器改善气膜冷却效率的数值模拟研究

俞建阳, 林燕, 陈浮

(哈尔滨工业大学能源科学与工程学院, 哈尔滨 150001)

摘要: 基于等离子体简化唯象模型, 采用大涡模拟方法研究了激励强度和电极间距对于对称结构 DBD 等离子体激励器气膜冷却效率的影响。结果表明: 由于等离子体激励的下拉诱导作用和展向动量注入效应, 发卡涡的上抛过程受到抑制, 壁面附近的展向速度增大, 并且诱导产生的反肾形涡对削弱了肾形涡对的强度和尺寸, 阻碍了高温主流向冷却射流底部的流动, 冷却射流的附壁性和展向扩张能力均增强, 气膜冷却效率提高。此外, 气膜冷却效率随激励强度的增大而增大, 随电极间距的增大而减小。

关键词: 气膜冷却; 等离子体气动激励; 激励强度; 电极间距

中国分类号: TK471

文献标识码: A

文章编号: 2096-4080 (2020) 03-0001-09

Numerical Simulation of the Elliptic Jets in Film Cooling Controlled by the Symmetrical DBD Plasma Actuators

YU Jianyang, LIN Yan, CHEN Fu

(Harbin Institute of Technology, School of Energy Science and Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: In the present work, the dielectric barrier discharge (DBD) plasma actuators which are asymmetric arranged are employed to investigate its influence on the flow control of the inclined jet in crossflow by numerical calculation. The results indicated that an overall improvement of the film cooling performance can be achieved by the control of the DBD plasma actuators. Hairpin vortices are produced downstream the cooling holes. They are noted to be suppressed when the plasma actuators are switched on. The spanwise velocity is found increased as well when the plasma is applied into the flow, leading to the weakening of washing of the high-temperature air towards the wall. What's more, the film cooling efficiency increases with the increase of actuation strength and decreases with the increase of electrode spacing.

Key words: Film cooling; Plasma actuation; Actuation strength; Gap of the electrodes

0 引言

气膜冷却是高性能航空发动机涡轮内部重要的冷却措施, 即通过离散孔以一定角度喷出的冷气流由于高温主流的压迫作用而向下游弯曲, 并

且在壁面上形成一层冷却气膜, 从而实现对涡轮叶片的冷却保护作用^[1]。但冷却射流与高温燃气相互作用产生的马蹄涡、发卡涡、尾迹涡等漩涡结构加剧了冷热流体之间的湍流掺混, 降低了气膜冷却效率, 因此, 气膜冷却流场内涡系结构的控

收稿日期: 2020-03-02; 修订日期: 2020-04-10

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项基金资助 (HIT. NSRIF. 2020051)

作者简介: 俞建阳 (1987-), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为等离子体气动激励机理及流动控制探索。

E-mail: yujianyang@hit.edu.cn

制成为了提高气膜冷却效率的关键^[2]。

国内外学者提出众多措施以改善气膜冷却流场内的涡系结构,提高气膜冷却效率。Zhou等^[3]将新月形凸台对称布置在气膜孔上游,发现诱导产生的流向涡削弱了肾形涡对的强度与尺寸,减少了冷却射流与高温主流的湍流掺混。Sarkar等^[4]研究发现肾形涡对的强度在下洗旋涡发生器的作用下被削弱,而在上洗旋涡发生器的作用下被加强。宋英杰等^[5]实验研究了涡发生器对强化气膜冷却性能的影响,发现涡发生器的引入改善了流场结构,提高了气膜冷却效率。Qin等^[6]实验研究了带复合角气膜孔的冷却特性,结果表明,复合角虽然使气膜孔下游近场的冷却效率提高,但冷热流体之间的湍流掺混加剧,远场处冷却流体的扩散加速。被动流动控制方式虽然能够提高气膜冷却效率,但是,由于其结构等问题不能被普遍应用于实际叶片中^[7]。主动流动控制技术在局部输入少量能量,从而获得流场结构与形态的改变,因此受到广泛关注,并且随着技术问题的解决,将在各类飞行器上广泛应用^[8]。

等离子体流动控制技术作为一种新型主动流动控制技术,具有无运动部件、体积小、质量小、消耗能量少、响应迅速、便于实时控制等优点^[9],已受到国内外学者的广泛关注,并且在平板边界层减阻、流动分离控制等领域已取得了较好的控制效果。何立明等^[10-11]首次将介质阻挡放电(DBD)等离子体流动控制技术应用于气膜冷却,发现冷却射流在等离子体激励的作用下竖直向下、水平向右加速流动,并且更加贴近壁面,其沿流向的覆盖范围伸长,气膜冷却效率提高。这一发现为等离子体流动控制技术在气膜冷却上的应用提供了新的思路。李国占等^[12-14]采用大涡模拟(LES)方法研究了不同射流角下等离子体激励、激励强度以及锯齿电极等离子体激励器对平板气膜冷却特性的影响,结果显示,由于等离子体气动激励的下拉诱导作用,冷却射流的附壁性增强,平板气膜冷却效果改善。赵子晨等^[15]采用RNG $k-\epsilon$ 湍流模型模拟研究,发现等离子体激励复合横向槽结构使反肾形涡对的强度增大,提高了冷却射流的附壁性和展向扩张能力。宋慧敏等^[16]实验研究了对称布局DBD等离子体激励器的电特性,探讨了其诱导的流动特性随激励电压等参数的变化规律。Dai等^[17-18]将DBD等离子体激励器对流场

的作用等效为电动体积力,通过雷诺平均方法探索了激励器沿展向对称布置对平板气膜冷却的影响,计算结果显示,等离子体激励诱导的流向涡对与肾形涡对旋转方向相反,削弱了肾形涡对的强度,从而使冷却流体的展向扩张能力得到提高。

本文以平板气膜冷却为研究对象,以等离子体激励器在气膜下游的对称布置为控制方法,在等离子体气动激励唯象模型的基础上,开展对称布局的DBD等离子体激励器改善气膜冷却效率的大涡模拟研究。通过上述研究,本文以揭示等离子体激励器诱导的射流结构与气膜冷却流场内涡系结构的耦合作用机理,探讨电极间距和激励强度与气膜冷却性能响应机制。

1 唯象模型和控制方程

1.1 唯象模型

本文采用典型非对称布置DBD等离子体激励器,如图1所示,其由绝缘介质、植入电极和裸露电极组成。当电压达到一定值时,空气被电离产生的等离子体在定向电场作用下运动,与周围流场中的中性气体分子相碰撞,产生动量交换,从而诱导周围空气产生向植入电极右侧的运动,形成“壁面射流”^[19]。

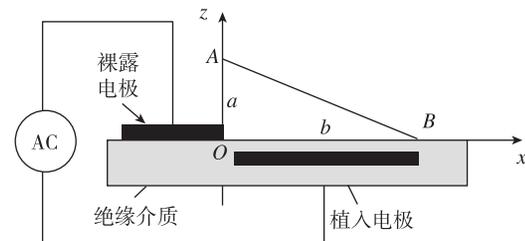


图1 唯象模型示意图

Fig. 1 The schematic of phenomenological model

本文忽略电磁力以及等离子体之间相互碰撞的影响,采用Shyy等^[20]提出的线性体积力模型模拟激励器对流场施加的电场力。如图1所示,该唯象模型假设电场力仅存在于三角形OAB区域内,且电场强度随着与O点距离的增大而呈现线性减小的趋势。O点电场强度 $E_o = V_o/l$, V_o 和 l 分别为O点的电压和两电极间的距离。三角形OAB区域内电场强度 $E = E_o - k_1x - k_2z$,其中, $k_1 = (E_o - E_b)/b$, $k_2 = (E_o - E_a)/a$,故 x 和 z 方向的电场力表达式为

$$F_{ex} = \rho_e e E_x f \Delta t \quad (1)$$

$$F_{ez} = \rho_e e E_z f \Delta t \quad (2)$$

式中, 电子数密度 $\rho_e = 10^{17}/\text{m}^3$, e 为元电荷, 电源频率 $f = 6 \text{ kHz}$, 交流电源每个周期内等离子体的作用时间 $\Delta t = 67 \mu\text{s}$, 其中下角标 x, z 分别表示参数在 x 与 z 方向的对应分量, 其详细说明参见文献 [20]。

为验证唯象模型的可靠性, 本文将激励器在交流电源电压为 4 kV 和频率为 3 kHz 的条件下在静止空气中诱导的流向速度计算结果与实验结果做对比。如图 2 所示, 激励器对流场的垂直扰动范围与流向速度 u 的峰值数值结果与实验结果相差较小, 唯象模型的可靠性得到了验证。

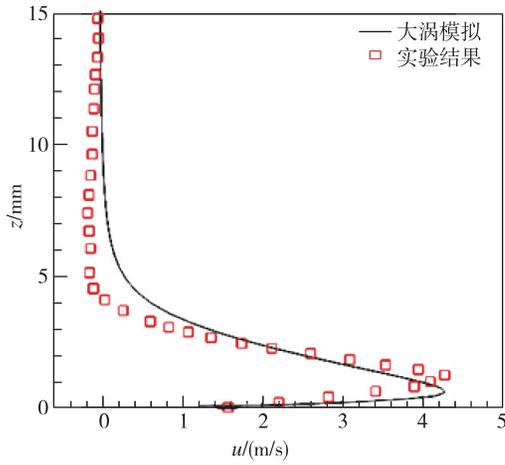


图 2 流向速度计算结果与实验结果^[20]对照

Fig. 2 Comparison of numerical streamwise velocity and experimental data^[20]

1.2 控制方程

本文将激励器对流场所施加的作用等效为体积力, 利用商业软件 Fluent 的 UDF 函数和 UDS 函数将体积力以动量源项的形式耦合到大涡模拟方程中, 进而实现对 DBD 等离子体激励器控制气膜冷却流场结构的模拟。

笛卡尔直角坐标系下可压缩牛顿流体的控制方程表达式^[21]为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j E) = -\frac{\partial q_j}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j}(p u_j) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\sigma_{ij} u_j) \quad (5)$$

式中, ρ 为密度, u_i 为速度向量, p 为压力, E 为

单位质量的总能量, σ_{ij} 为黏性力张量, q_i 为热通量。

本文采用的主要无量纲参数如下:

D_c 作为激励器的激励强度, 以此表示电场力与惯性力之比

$$D_c = \frac{\rho_e e E_0 \delta}{\rho U_\infty^2} \quad (6)$$

式中, δ 为边界层厚度。

M 为吹风比, 表示气膜冷却射流的强度

$$M = \rho_c u_c / \rho_\infty u_\infty \quad (7)$$

绝热气膜冷却效率 η 用以表征冷却气膜对壁面的冷却效果

$$\eta = (T_\infty - T_{aw}) / (T_\infty - T_c) \quad (8)$$

式中, u_∞ , T_∞ 和 ρ_∞ 分别为高温主流的速度、温度和密度, u_c , T_c 和 ρ_c 分别为冷却射流出口的速度、温度和密度, T_{aw} 为壁面温度。本文利用 u_∞ 和 T_∞ 对流场参数进行无量纲处理, 则无量纲展向速度 U_y^* 和温度 T^* 的表达式分别为

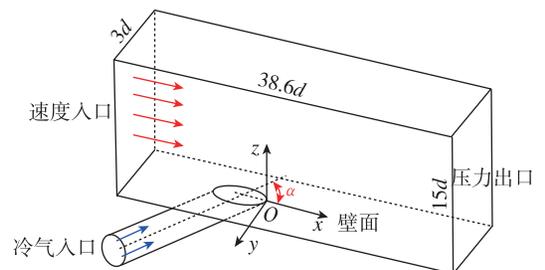
$$U_y^* = u_y / u_\infty \quad (9)$$

$$T^* = T / T_\infty \quad (10)$$

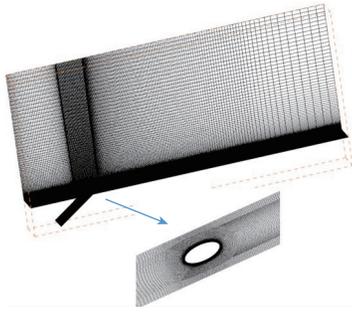
2 数值模拟方案

2.1 物理模型及边界条件

平板气膜冷却的物理模型参照 Sinha 等^[22] 和 Kohli 等^[23] 风洞实验建立。如图 3 (a) 所示, 气膜孔的尾缘作为坐标原点, 计算域的流向、展向和法向分别以 x 轴、 y 轴和 z 轴表示。物理模型参数为气膜孔的直径 $d = 12.5 \text{ mm}$, 长度为 $5.2d$, 与主流流向夹角 $\alpha = 35^\circ$, 整个流向计算域长为 $38.6d$ 、宽为 $3.0d$ 、高为 $15.0d$ 。利用 ICEM CFD 软件划分网格, 气膜孔周围局部网格如图 3 (b) 所示, 整个流场计算域网格总数约为 300 万, 其主要由六面体网格和 O 形网格组成, 并且对平板以及气膜孔表面附近的网格进行加密处理, 以保证平板表面第一层网格 $y^+ < 1$ 。



(a) 平板气膜冷却物理模型



(b) 气膜孔周围局部网格

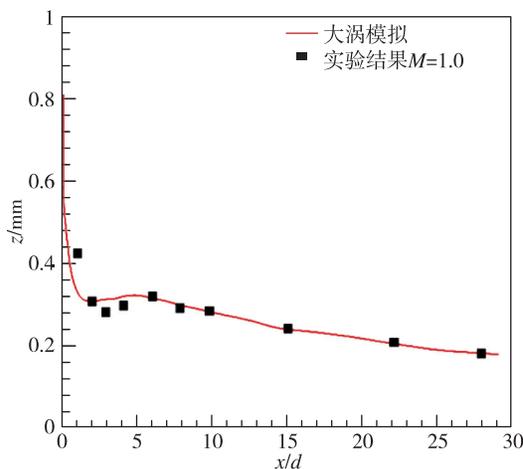
图3 计算网格

Fig.3 Computational mesh

本文模拟采用与 Sinha 等^[22] 和 Kohli 等^[23] 风洞实验相同的工况, 即主流为常温大气环境, 冷却射流为 CO_2 和 N_2 混合气体。流向计算域的左边界为速度入口, 主流来流速度 $u_\infty = 20 \text{ m/s}$, 温度 $T_\infty = 298 \text{ K}$, 边界层厚度 $\delta/d = 1$, 右边界为压力出口, 上边界为压力远场, 展向为周期性边界条件。气膜孔入口边界为均匀速度入口, 冷却射流温度 $T_c = 188 \text{ K}$, 密度比 $\rho_c/\rho_\infty = 1.6$, 吹风比 $M = 1.0$ 。平板与气膜孔表面为绝热无滑移壁面。

2.2 数值模拟方法验证

本文采用计算流体力学软件 Fluent 对气膜冷却流场进行求解。为了验证数值模拟方法的可靠性, 本文以 $2 \times 10^{-5} \text{ s}$ 作为时间步长, 通过大涡模拟计算得到无等离子体激励下的平板中心线上的气膜冷却效率 η_c 沿流向的分布规律, 并与实验结果进行了比较, 如图 4 所示。从整体上看, 气膜孔下游区域的中心线上, 气膜冷却效率与实验结果

图4 中心线冷却效率数值模拟结果与实验结果^[22-23]对照Fig.4 Comparison of numerical centerline film cooling efficiency and experimental data^[22-23]

相吻合, 平均误差小于 1.5%。因此, 本文采用的数值模拟方法具有一定的可靠性。

3 计算结果及分析

对称结构 DBD 等离子体激励器的布置方式如图 5 所示。长度 $L = 1.5d$ 、高度 $a = 0.12d$ 、宽度 $b = 0.24d$ 的两个 DBD 等离子体激励器沿展向对称布置在气膜孔尾缘, 两激励器之间的展向距离为 $Rada$ 。

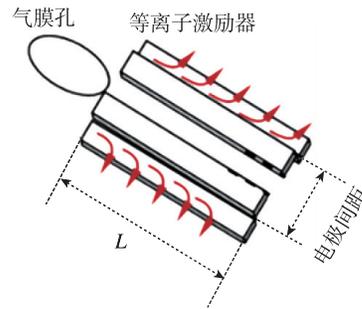
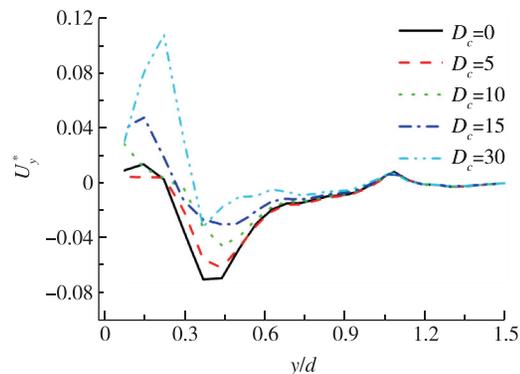


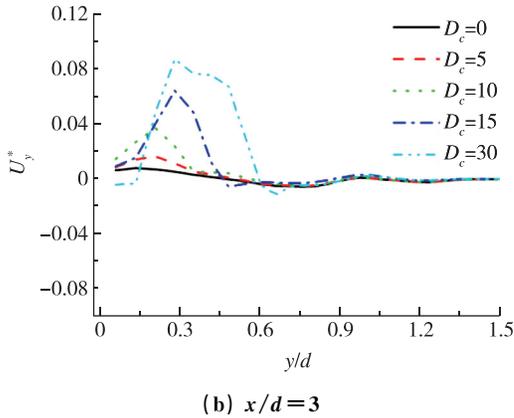
图5 DBD 等离子体激励器沿展向对称布置的示意图

Fig.5 The diagram of DBD plasma actuator arranged in spanwise direction

3.1 激励强度

图 6 给出了 $Rada = 5 \text{ mm}$ 的条件下, 不同激励强度时壁面附近时均展向速度沿平板展向的分布曲线图。如图 6 所示, 当激励强度 $D_c = 0$ 时, 即无等离子体激励的作用, 在 $x/d = 1$ 位置处, 由于肾形涡对高温主流的卷吸作用, 壁面附近存在负值的展向速度, 沿流向发展, 在 $x/d = 3$ 位置处, 在 $y/d < 0.5$ 区域内壁面附近存在正值的展向速度。施加等离子体激励后, 由于其展向动量注入效应, 壁面附近的展向速度增大, 当激励强度 $D_c = 30$ 时, 壁面附近的展向速度几乎均为正值。随着激励强度的增大, 展向速度增大, 冷却射流

(a) $x/d = 1$

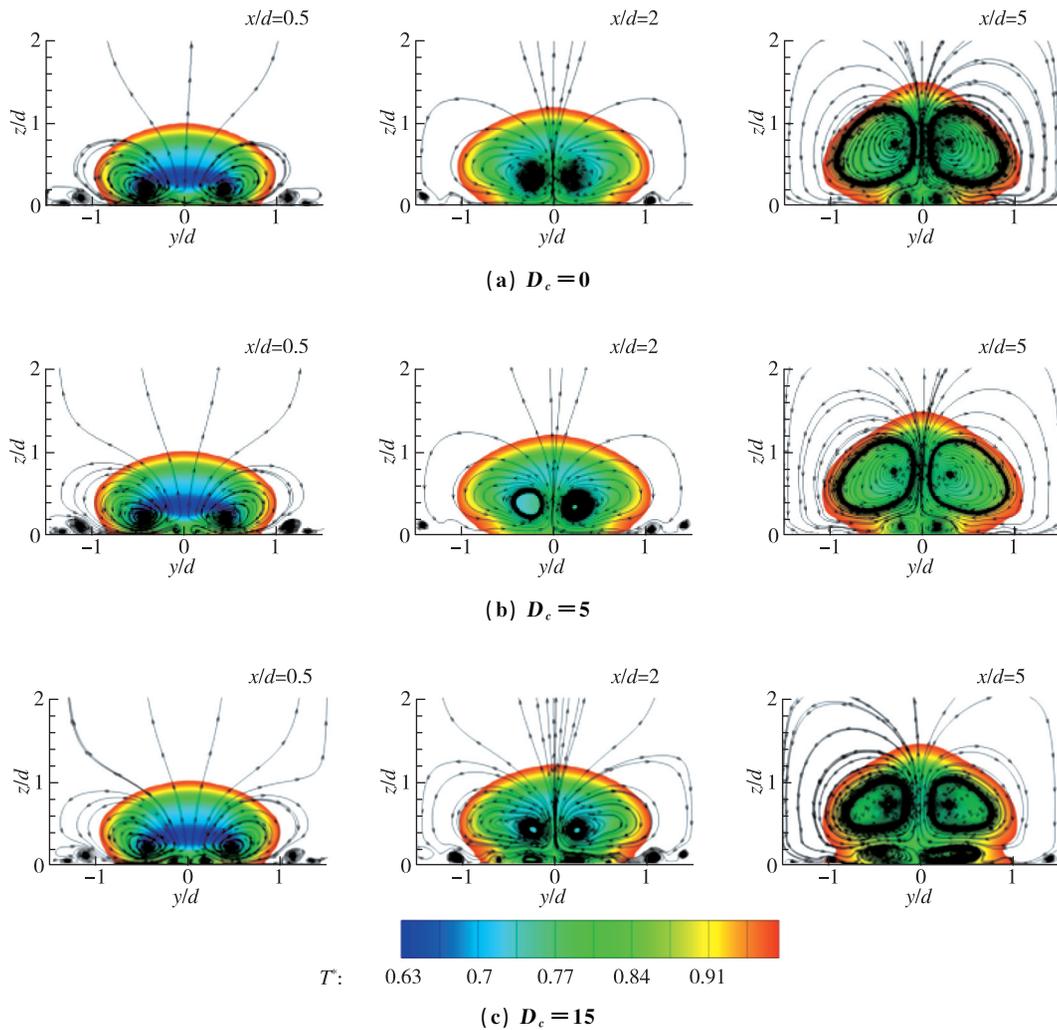


(b) $x/d=3$
 图 6 壁面附近时均展向速度沿平板展向的分布
 Fig. 6 The profiles of time-averaged spanwise velocity near the flat plate

的展向扩张能力增强。

图 7 为不同激励强度下气膜孔下游横截面上的时均温度云图和流线分布图。随着冷却射流向下

游的发展, 肾形涡对不断卷吸周围高温主流至冷却射流底部, 抬升冷却射流, 降低气膜冷却效率, 并且肾形涡对逐渐远离壁面, 强度减小, 影响范围增大。当 $D_c=0$ 时, 冷却射流具有分裂成上下两部分的趋势, 其中, 肾形涡对控制区内流体温度逐渐升高, 冷却效率随之降低, 壁面涡控制区内流体的附壁性较好。一方面, 施加等离子体激励后, 由于其产生的下拉诱导作用与动量注入效应, 冷却射流的附壁性与展向扩张能力增强, 高温主流向射流底部的流动受到阻碍, 壁面温度降低, 气膜冷却效率提高。另一方面, 等离子体气动激励诱导产生反肾形涡对, 其与肾形涡对的旋转方向相反, 削弱了肾形涡对的强度和尺寸, 同时卷吸壁面附近低温流体沿展向扩张, 进一步增强了冷却射流的展向扩张能力, 减小了其流向厚度, 增大了壁面低温区的展向范围, 提高了气膜冷却效率。



(a) $D_c=0$
 (b) $D_c=5$
 (c) $D_c=15$
 图 7 气膜孔下游横截面上的时均温度云图和流线分布
 Fig. 7 The contours of time-averaged temperature and streamlines in the cross-sections downstream cooling hole

当 $Rada = 5 \text{ mm}$ 的条件时, 不同激励强度下气膜冷却流场内法向高度上瞬态 Q 等值面分布如图 8 所示。发卡涡是从冷却射流背风侧依次脱落而形成的离散的大尺度旋涡结构, 其由水平涡腿、涡头与垂直涡腿组成, 决定了高温主流与冷却射流之间的掺混过程。高温主流边界层遇到冷却射流后, 由于冷却射流的阻碍作用, 在气膜孔上游卷起而形成马蹄涡, 使得高温主流与气膜孔上游冷却射流的湍流掺混加剧。随着冷却射流向下游的发展, 发卡涡的涡头向壁面外侧抛出, 这是由于高温主流对其施加的库塔-儒科夫斯基升力是朝向壁面外侧的。沿流向发展, 发卡涡的法向高度增大, 同时不断卷吸周围高温主流至冷却射流底部, 抬升冷却射流, 随后, 发卡涡变形、拉伸而破碎成小尺度的近壁条带结构, 其与发卡涡相比使得高温主流与冷却射流的湍流掺混减弱。施加等离子体激励后, 由于其产生的下拉诱导以及展向诱导作用, 发卡涡的上抛过程受到抑制, 并且沿展向伸长, 此外, 发卡涡仅持续较短的距离便破碎成近壁条带结构。随着激励强度的增大, 发卡涡的法向高度减小, 展向覆盖范围增大, 其向下游发展所持续的距离缩小, 近壁条带结构沿展向的覆盖范围增大。

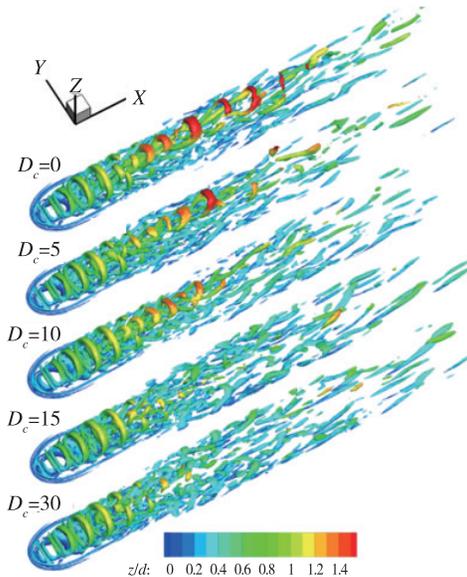
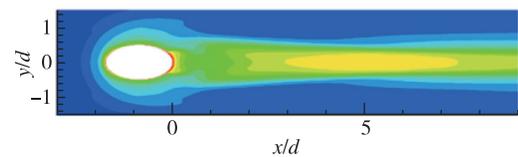


图 8 气膜冷却流场内法向高度着色的瞬态 Q 等值面 ($Q = 5 \times 10^5$)

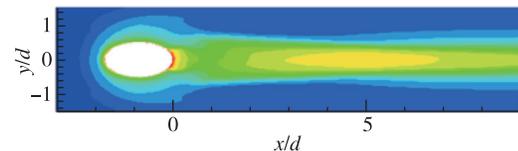
Fig. 8 Instantaneous Q iso-surface colored by the normal height in the flow field

从图 9 中的平面气膜冷却效率可知, 在紧邻气膜孔下游位置处, 由于壁面附近存在流动分离现

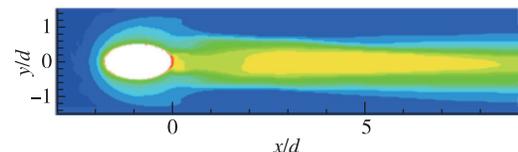
象, 气膜冷却效率较低, 随后由于冷却射流的再附, 气膜冷却效率增大。沿流向发展, 由于肾形涡对的诱导作用, 高温主流被卷吸至冷却射流底部, 冷却射流被抬离壁面, 高温主流与冷却射流的湍流掺混剧烈, 气膜冷却效率减小。施加等离子体激励后, 由于其产生的下拉诱导作用和动量注入效应, 流动分离现象减轻, 冷却射流的再附位置提前, 气膜冷却效率增大。随着冷却射流沿流向的发展, 由于等离子体激励诱导产生的反肾形涡对削弱了肾形涡对的强度与尺寸, 使得冷却射流的展向扩张能力增强, 壁面低温区的展向范围增大, 气膜冷却效率提高。同时随着激励强度的增大, 冷却射流的展向扩张能力也得以增强。



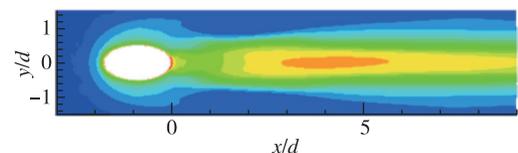
(a) $D_c = 0$



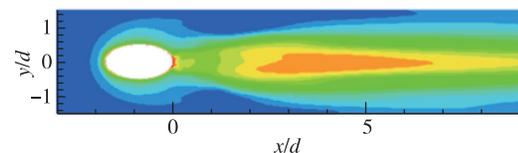
(b) $D_c = 5$



(c) $D_c = 10$



(d) $D_c = 15$



(e) $D_c = 30$

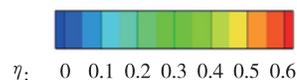


图 9 平板表面气膜冷却效率云图

Fig. 9 The film cooling efficiency on the flat plate

3.2 电极间距

图 10 为在激励强度 $D_c = 15$ 时, 不同电极间距下法向高度着色的三维时均流线分布图。高温主流边界层在气膜孔上游发生分离, 一部分流体围绕气膜孔边缘以螺旋状向下游运动, 另一部分流体缠绕着冷却射流向下游发展而进入流动分离区, 使分离区内气膜冷却效率降低。当电极间距较小时, 流动分离程度减轻, 冷却射流的法向高度略有减小, 附壁性增强, 这可能是较小电极间距下更多的冷却流体受等离子体激励的下拉诱导作用以及动量注入效应的影响导致的。

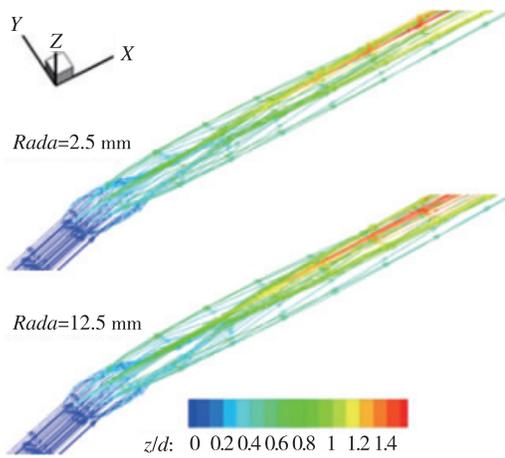
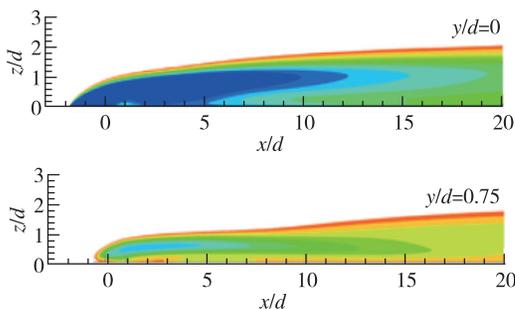
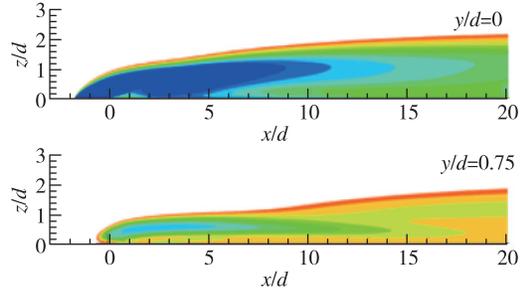


图 10 法向高度着色的三维时均流线分布
Fig. 10 The time-averaged three-dimensional streamlines colored by the normal height

如图 11 所示, 随着冷却射流沿流向的发展, 壁面附近温度因流动分离而升高, 随后因冷却射流发生再附而降低, 最后由于冷却射流的抬升而升高。随着冷却射流沿展向的扩张, 壁面附近温度逐渐升高。当电极间距 $Rada$ 较小时, 等离子体激励更为有效地抑制了冷却射流的抬升过程, 最终导致流动分离区减小, 壁面附近低温区沿流向的延伸范围增大, 法向高度减小, 壁面附近随之温度降低。



(a) $Rada = 2.5$ mm

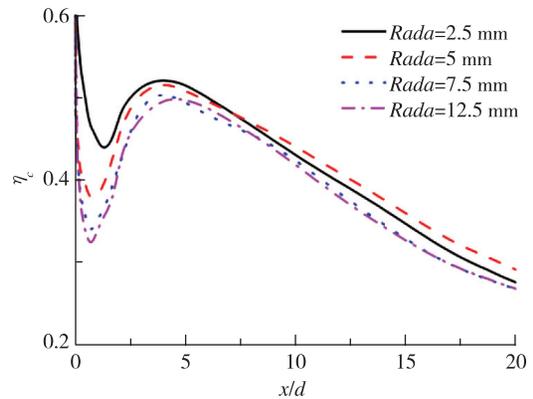


(b) $Rada = 12.5$ mm

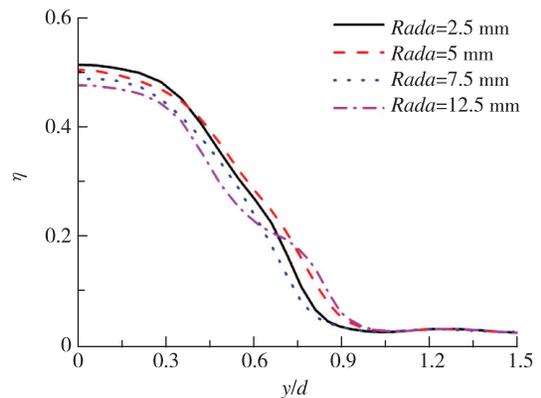
图 11 不同展向位置处的时均温度云图

Fig. 11 The contours of time-averaged temperature

如图 12 (a) 所示, 随着电极间距的减小, 中心线气膜冷却效率逐渐增大, 尤其在紧邻气膜孔下游位置处的中心线气膜冷却效率改善最为明显, 这是流动分离现象随电极间距的减小而减轻导致的。但是, 在 $x/d > 7.5$ 的范围内, 较小电极间距下的等离子体激励诱导更多冷却射流向展向扩张, 从而使得距气膜孔较远的下游处中心线上的冷却射流量减少, 因而在 $Rada = 5$ mm 时, 中心线气膜冷却效率高于 $Rada = 2.5$ mm 工况。



(a) 中心线气膜冷却效率



(b) 展向气膜冷却效率 ($x/d = 3$)

图 12 平板气膜冷却效率

Fig. 12 The film cooling efficiency on the flat plate

从图 12 (b) 可知, 在 $y/d < 0.4$ 区域内, 随电极间距的减小, 展向气膜冷却效率增大。在 $0.4 \leq y/d \leq 1.0$ 区域内, 展向气膜冷却效率随电极的减小而增大的规律消失, 这是由等离子体激励的展向动量注入效应沿展向扩张而逐渐减小导致。在 $y/d > 1.0$ 区域内, 由于冷却射流量的减少, 展向气膜冷却效率较低, 在不同电极间距下大小基本相同。

4 结论

本文采用大涡模拟方法数值模拟研究了对称结构 DBD 等离子体激励器的激励强度和电极间距对改善气膜冷却性能的影响, 主要结论如下:

1) 随着激励强度的增大, 由于等离子体激励的下拉诱导作用以及展向动量注入效应, 发卡涡的法向高度减小, 壁面附近的展向速度增大, 冷却射流的附壁性和展向扩张能力均增强。

2) 等离子体激励诱导产生的反肾形涡对削弱了肾形涡对的强度和尺寸, 并且卷吸壁面附近低温流体沿展向扩张, 进一步增强了冷却射流的展向扩张能力, 提高了气膜冷却效率。

3) 随着电极间距的减小, 等离子体激励诱导更多的冷却流体沿展向扩张, 从而抑制冷却射流的抬升过程。同时, 冷却射流的展向扩张能力和附壁性均增强, 分离区略有减小, 中心线上在一定轴向范围内气膜冷却效率提高。

参考文献

- [1] 葛绍岩, 徐靖中. 气膜冷却[M]. 北京: 科学出版社, 1985.
- [2] 王文三. 涡轮中气膜孔型及叶片气膜冷却的流动和冷却机理研究[D]. 中国科学院工程热物理研究所, 2012.
- [3] Zhou W, Hu H. Improvements of film cooling effectiveness by using Barchan dune shaped ramps[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, 103:443-456.
- [4] Sarkar S, Ranakoti G. Effect of vortex generators on film cooling effectiveness[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2016, 139(6):V001T04A007.
- [5] 宋英杰, 张超, 宋立明, 等. 射流角与吹风比影响涡发生器强化气膜冷却性能的实验研究[J]. *推进技术*, 2017, 38(12):2761-2770.
- [6] Qin Y, Li X, Ren J, et al. Effects of compound angle on film cooling effectiveness with different streamwise pressure gradient and convex curvature[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 86(2):482-491.
- [7] 张浩, 李录平, 唐学智, 等. 重型燃气轮机涡轮叶片冷却技术研究进展[J]. *燃气轮机技术*, 2017, 30(2):1-7.
- [8] 战培国, 程娅红, 赵昕. 主动流动控制技术研究[J]. *航空科学技术*, 2010(5):2-6.
- [9] Moreau E. Airflow control by non-thermal plasma actuators[J]. *Journal of Physics D Applied Physics*, 2007, 40(3):605-636.
- [10] 何立明, 苏建勇, 白晓峰, 等. 等离子体气动激励改善气膜冷却效率的数值研究[J]. *空军工程大学学报(自然科学版)*, 2008, 9(3):1-5.
- [11] 何立明, 赵子晨, 肖阳, 等. 等离子体气动激励对二维气膜冷却效果影响的机理[J]. *空军工程大学学报(自然科学版)*, 2016, 17(5):1-7.
- [12] 李国占, 刘华坪, 陈浮, 等. 不同射流角下等离子体激励对平板气膜冷却影响的数值研究[J]. *航空动力学报*, 2017, 32(9):2088-2094.
- [13] 李国占, 陈浮, 李林熹, 等. 不同等离子体激励强度下气膜冷却特性的大涡模拟研究[J]. *推进技术*, 2017, 38(1):141-147.
- [14] 李国占, 俞建阳, 刘华坪, 等. 锯齿电极等离子体激励器对气膜冷却效率影响的数值研究[J]. *推进技术*, 2017, 38(11):2548-2554.
- [15] 赵子晨, 何立明, 肖阳, 等. 等离子体气动激励复合横向槽结构提高气膜冷却效率的数值研究[J]. *推进技术*, 2017, 38(7):1579-1587.
- [16] 宋慧敏, 张明莲, 贾敏, 等. 对称布局等离子体气动激励器的放电特性与加速效应[J]. *高电压技术*, 2011, 37(6):1465-1470.
- [17] Dai S J, Xiao Y, He L M, et al. Computational study of plasma actuator on film cooling performance for different shaped holes[J]. *Aip Advances*, 2015, 5(6):659-667.
- [18] Dai S J, Xiao Y, He L M, et al. Film-cooling of cylindrical hole with downstream surface dielectric barrier discharge actuators[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 90:825-837.
- [19] Roth J R, Sherman D M, Wilkinson S P. Electrohydrodynamic flow control with a glow-discharge surface plasma[J]. *AIAA Journal*, 2000, 38(7):1166-1172.
- [20] Shyy W, Jayaraman B, Andersson A. Modeling of glow discharge-induced fluid dynamics[J]. *Journal of Applied Physics*, 2002, 92(11):6434-6443.
- [21] Sagaut P. Large eddy simulation for incompressible flows[M]. Springer Netherlands, 2009.
- [22] Sinha A K, Bogard D G, Crawford M E, et al. Film-

cooling effectiveness downstream of a single row of holes with variable density ratio[J]. Journal of Turbomachinery-transactions of The ASME, 1991, 113 (3): 442-449.

[23] Kohli A, Bogard D G. Adiabatic effectiveness,

thermal fields, and velocity fields for film cooling with large angle injection[J]. Journal of Turbomachinery-transactions of The ASME, 1997, 119 (2): 352-358.

引用格式: 俞建阳, 林燕, 陈浮. 对称结构 DBD 等离子体激励器改善气膜冷却效率的数值模拟研究[J]. 宇航总体技术, 2020, 4(3): 1-9.

Citation: Yu J Y, Lin Y, Chen F. Numerical simulation of the elliptic jets in film cooling controlled by the symmetrical DBD plasma actuators [J]. Astronautical Systems Engineering Technology, 2020, 4(3): 1-9.