

单介质阻挡放电等离子体激励 对平板气膜冷却性能的影响

黄悦峰, 张子寒, 何坤, 晏鑫

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 为了研究单介质阻挡放电(SDBD)等离子体激励对平板气膜冷却性能的影响,采用数值求解耦合等离子体电动力激励力的雷诺时均 Navier-Stokes(RANS)方程组的方法,利用已有的实验数据考核了等离子体线性化激励模型和数值求解方法的有效性,获得了6种归一化激励强度、5种归一化激励频率和3种吹风比条件下,存在SDBD等离子体激励时壁面的气膜冷却效率分布及其附近的流场结构,并与无等离子体激励的气膜冷却工况进行了对比。研究表明:与无SDBD等离子体激励时相比,施加SDBD等离子体激励显著提升了平板气膜冷却性能,抑制了气膜孔下游肾形涡对的发展,使近壁面流向速度梯度增大、流向速度峰值提升、冷气沿展向及流向的覆盖范围均扩大。当归一化激励强度由40增至140时,平板气膜冷却效率显著提高;当归一化激励强度为100时,中心线及展向平均气膜冷却效率的极值分别比无SDBD等离子体激励的工况提高了105%及200%。当归一化激励频率由1.25增至6.25时,平板气膜冷却效率也逐渐提升;与无SDBD等离子体激励的工况相比,当归一化激励频率为3.75时,中心线及展向平均气膜冷却效率极值分别提升了75%及100%。平板气膜冷却性能随吹风比的增大逐渐恶化;当吹风比由0.5增至1时,壁面中心线及展向平均气膜冷却效率的极值分别降低了23.9%及49.2%。

关键词: 气膜冷却;等离子体;单介质阻挡放电;激励强度;激励频率;吹风比

中图分类号: TK47 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202011004 **文章编号:** 0253-987X(2020)11-0026-11



OSID 码

Influence of Single Dielectric Barrier Discharge Plasma Actuation on Film Cooling Effect at Plain Surface

HUANG Yuefeng, ZHANG Zihan, HE Kun, YAN Xin

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: By solving the RANS equations coupled with plasma actuation forces, the influence of single dielectric barrier discharge (SDBD) plasma actuation on film cooling effect at plain surface was numerically investigated. With the experiment data, the reliabilities of linearized plasma force model and numerical methods were validated. Under six different dimensionless actuation strengths, five different dimensionless actuation frequencies and three blowing ratios, the film cooling effects on plain wall surface were predicted. The computed film cooling effectiveness distributions and flow structures near the film cooled surface with SDBD plasma actuation were compared with the cases without plasma actuation. The numerical results show that compared with the case without SDBD actuator, the film cooling effect on plain wall surface is significantly

收稿日期: 2020-06-12。 作者简介: 黄悦峰(1998—),男,本科生;晏鑫(通信作者),男,教授。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52076165);陕西省自然科学基金资助项目(2018JQ5109);西安交通大学基本科研业务费重点实验室青年学术骨干培植项目(sxpt012019020)。

网络出版时间: 2020-08-11

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20200810.1801.002.html>

enhanced. With SDBD plasma actuation, the development of counter-rotating kidney vortex pair downstream the cooling hole is suppressed, resulting in a larger near-wall streamwise velocity gradient, higher peak value of near-wall streamwise velocity, and wider coolant coverage along both spanwise and streamwise directions, than the case without plasma actuation. As the dimensionless actuation strength increases from 40 to 140, the film cooling effect on plain wall surface is improved significantly. As the dimensionless actuation strength is equal to 100, the maximum centerline and laterally averaged film cooling effectiveness are increased by 105% and 200% respectively, compared with the case without plasma actuation. As the dimensionless actuation frequency increases from 1.25 to 6.25, the film cooling effectiveness on plain wall surface is kept increasing. When the dimensionless actuation frequency is equal to 3.75, the maximum centerline and laterally averaged film cooling effectiveness on plain wall surface are higher than the case without plasma actuation by 75% and 100% respectively. As the blowing ratio increases, the film cooling effect on plain wall surface is decreased correspondingly. As blowing ratio increases from 0.5 to 1.0, the maximum centerline and laterally averaged film cooling effectiveness on plain wall surface are decreased by 23.9% and 49.2%, respectively.

Keywords: film cooling; plasma; single dielectric barrier discharge; actuation strength; actuation frequency; blowing ratio

提升透平进口燃气温度可有效提高燃气轮机循环热效率及输出比功,但随燃气透平进口温度的提高,叶片表面承受的热负荷增大,因此需要采用有效的气膜冷却方法对热端部件进行热防护。在影响平板气膜冷却性能的因素中,冷却孔下游肾形涡对的发展对冷热气流的掺混起决定性作用^[1]。研究表明:肾形涡对可使近壁面冷气抬升并卷携高温主流至壁面,恶化壁面气膜冷却性能^[2]。采用有效的手段抑制肾形涡对的发展,对于改善平板气膜冷却性能至关重要^[3]。介质阻挡放电(DBD)等离子体激励技术是一种基于大气压放电的等离子体主动流动控制技术,可以通过改变激励加载方式,有效控制近壁面气流的流动,因此近年来在燃气透平气膜冷却研究领域受到了广泛关注^[4]。单介质阻挡放电(SDBD)等离子体激励器具有质量轻、无移动元件、时域响应迅速等优点,在燃气透平气膜冷却领域展现出良好的前景,因此研究者对它的兴趣与日俱增^[5-8]。

Roy 等将 SDBD 等离子体激励器应用于改善壁面气膜冷却特性,发现其能有效增大冷气与平板壁面的接触范围^[9]。Yu 等的数值计算结果表明,等离子体激励可以控制壁面附近的流动,从而有效提升壁面气膜冷却效率^[10]。Dai 等分析了等离子体激励对多种成型孔壁面的气膜冷却性能的影响,获得了与文献^[10]相同的结论^[11]。Audier 等开展了 SDBD 等离子体激励条件下的平板流场 PIV 实验,发现 SDBD 等离子体激励能增加近壁面诱导射流的

动量,并削弱冷气与高温主流的湍流混合^[12]。Xue 等讨论了不同参数条件下 SDBD 周期突发激励对诱导涡旋的影响,发现涡旋运动速度与突发模式的占空比但随突发频率的提高而增大^[13]。Li 等研究了条形电极等离子体激励器的布置位置对平板气膜冷却性能的影响,结果表明等离子体激励器沿流向安装的位置距气膜孔越近,壁面冷气覆盖范围越大^[14]。当等离子体激励器安装于冷却孔口时,壁面中心线及展向平均气膜冷却效率的最大提升程度均超过 40%。De Giorgi 等研究了安装 SDBD 等离子体激励的气动性能,结果表明 SDBD 等离子体激励可有效抑制边界层分离,改善近壁面流场^[15]。

虽然目前已有不少关于 SDBD 等离子体激励对壁面附近流动影响机理的实验和数值研究,但对不同 SDBD 等离子体激励条件下壁面气膜冷却性能以及冷热气流掺混机制方面的研究依然匮乏。因此,本文采用 Shyy 等所建立的等离子体线性定常电动激励力模型^[16],将 SDBD 等离子体激励力耦合至 RANS 方程组中,采用 Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型进行数值求解,分析激励强度、激励频率及吹风比对平板气膜冷却总体性能及流场结构的影响,并利用已有实验数据验证了该模型和数值方法的有效性。

1 数值计算方法

图 1 给出了平板气膜冷却几何模型,坐标原点 O 位于气膜孔出口, X 、 Y 及 Z 轴分别与计算域流

向、法向及展向共线。射流孔倾斜角 $\alpha=35^\circ$,孔内径 $d=12.5\text{ mm}$,孔轴线长度为 $5.2d$ 。

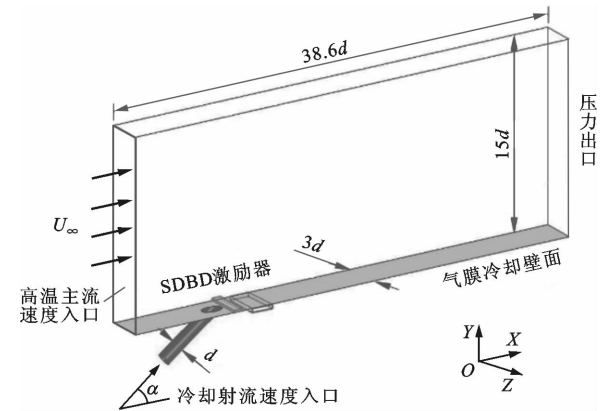


图 1 平板气膜冷却计算域及边界条件

边界定义如下:高温主流入口及冷却射流入口均为速度边界;出口为压力边界;气膜孔壁及平板壁面均为绝热无滑移固壁;−Z 和 +Z 端面为周期性边界;顶部端面为对称边界。边界参数取值见表 1。

表 1 边界参数取值

参数	数值
来流主流平均速度 $U_\infty/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	20
来流主流湍流强度 $I_\infty/\%$	1
来流主流温度 T_∞/K	298
来流主流边界层厚度 δ/mm	12.5
冷却射流湍流强度 $I_c/\%$	1
冷却射流温度 T_c/K	188
出口静压 p_{out}/Pa	101 325
密度比 R_D	1.6

图 2 给出了 SDBD 等离子体激励器在平板壁面上的安装位置,上极板前缘流向坐标为 $X/d=0$ 。

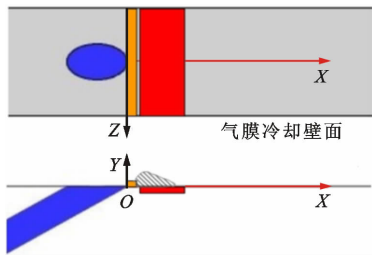


图 2 SDBD 等离子体激励器的安装位置

密度比定义为

$$R_D = \rho_c / \rho_\infty \tag{1}$$

式中: ρ_c 为冷却射流入口密度; ρ_∞ 为主流入口密度。

吹风比定义为

$$M = \rho_c U_c / \rho_\infty U_\infty \tag{2}$$

式中 U_c 为冷却射流入口平均速度。

绝热壁面气膜冷却效率定义为

$$\eta = (T_\infty - T_{\text{aw}}) / (T_\infty - T_c) \tag{3}$$

式中 T_{aw} 为绝热壁面温度。

归一化温度定义为

$$T^* = (T - T_c) / (T_\infty - T_c) \tag{4}$$

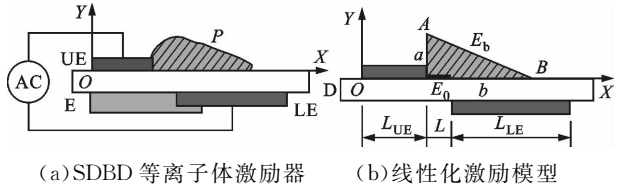
式中 T 为气膜冷却流场内任意点的温度。

淌量 ζ_x 及 ζ_y 分别定义为

$$\zeta_x = \partial w / \partial y - \partial v / \partial z; \zeta_y = \partial u / \partial z - \partial w / \partial x \tag{5}$$

式中: u 为流向速度; v 为法向速度; w 为展向速度。

图 3a 给出了非对称 SDBD 等离子体激励器的结构示意图,当施加 1~30 kV、50 Hz~20 kHz 的正弦电压时,首先在绝缘介质上侧形成激励电场,流经该电场的外界气流发生离解和电离产生等离子体,如阴影区域 P 所示。该激励电场为类三角形区域,上极板尾缘处电场线密集且电场强度最大(对应图 3b 中黑色加粗区域),绝缘介质表面电场线疏散且电场强度较小^[16]。



(a) SDBD 等离子体激励器 (b) 线性化激励模型

UE—上侧电极;LE—下侧电极;D—绝缘介质;
E—环氧树脂;AC—交变电源。

图 3 SDBD 等离子体激励器及其线性化激励模型

基于等离子体区域电场线及场强的分布特点,图 3b 给出了线性化等离子体激励模型,据此可将 +X 及 −Y 轴方向的定常平均有效激励力 F_{xa} 及 F_{ya} 分别表示为外加电压有效值 U_a 、交变频率 f 、极板流向间距 L 、等离子体区域法向高度 a 及流向长度 b 等变量的函数^[16-17]。在本文计算中,线性化激励模型的参数取值如表 2 所示。

参数	数值
上侧电极流向长度 L_{UE}	2.5
下侧电极流向长度 L_{LE}	15
极板展向长度	3d
极板流向间距 L	0.5
等离子体区域法向高度 a	3
等离子体区域流向长度 b	6

本文引入以气膜孔内径 d 作为特征长度的归一化参数激励强度 D_s 及激励频率 D_θ ^[12,14,17]。

激励强度定义为

$$D_s = \rho_e e_e E_0 d / 1\,000 \rho_\infty U_\infty^2 \tag{6}$$

式中: ρ_e 为等离子体电荷密度; e_e 为元电荷; E_0 为等离子体区域的最大场强^[16]。

激励频率定义为

$$D_\theta = fd/U_\infty \tag{7}$$

SDBD 等离子体激励作用时, 平板气膜冷却数值求解的 RANS 方程组为^[17]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\sigma}_{ij} - \rho \overline{u'_i u'_j}) + F_{ia} \tag{8}$$

式中: F_{ia} 为定常平均有效电动激励力 $\mathbf{F} = (F_{xa}, F_{ya}, 0)$ 在 i 轴($i = X, Y$ 或 Z)上的分量; ρ 为流体密度; u_i 为气流速度 $\mathbf{u} = (u, v, w)$ 在 i 轴上的分量; u'_i 为气流脉动速度 $\mathbf{u}' = (u', v', w')$ 在 i 轴上的分量; p 为绝对压力; σ_{ij} 为黏性应力。

2 数值方法考核及验证

2.1 网格无关性验证

图 4 给出了 $M=0.5$ 时平板气膜冷却性能计算的网格无关性验证结果。从图中可以看出: 网格数为 400 万时, 壁面中心线及展向平均气膜冷却效率 η_c 及 $\bar{\eta}$ 的变化与 780 万网格时几乎重合, 但网格数为 220 万时 η_c 及 $\bar{\eta}$ 的最大误差均约为 5%。因此, 采用 400 万网格进行平板气膜冷却性能的数值研究。

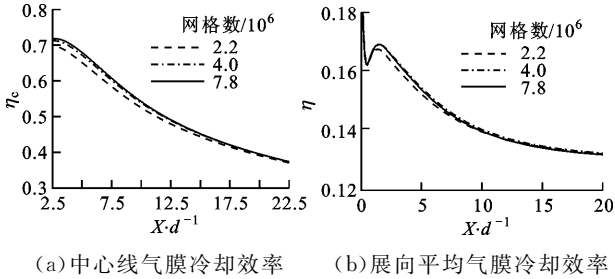


图 4 不同网格数时壁面气膜冷却效率分布

图 5 给出了计算网格示意图, 壁面第一层网格

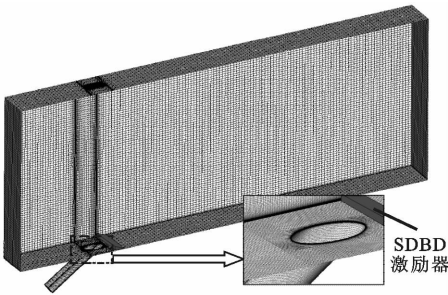


图 5 计算网格示意图

距离均为 0.001 mm, 以满足 $y^+ < 1$ 。气膜孔所在的流向及展向平板区域均需进行网格加密处理。

2.2 数值方法验证

本文采用 Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型, 压力-速度耦合求解方法采用 SIMPLE 算法, 空间离散方法采用二阶格式。通过 Fluent UDF 将电动激励力 F_{xa} 及 F_{ya} 作为动量源项耦合到 RANS 方程组中, 计算时收敛残差目标均设置为 1.0×10^{-8} 。

图 6 给出了 $M=1$ 时数值计算的壁面中心线气膜冷却效率与实验数据的对比。由图可以看出: 本文模型省略了冷气腔并采用更长的气膜孔^[17], 使得在 $X/d < 5$ 内计算的 η_c 比 Sinha 等的实验值^[18] 偏大, 但与 Kohli 等的结果^[2] 接近; 当 $X/d > 5$ 时, 计算的 η_c 与实验值吻合程度高于 90%。因此, 模型具有合理性且数值方法有效。

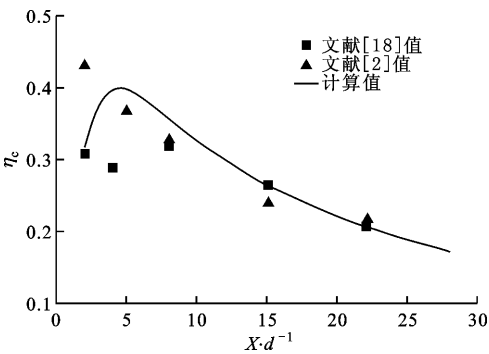


图 6 $M=1$ 时壁面中心线气膜冷却效率分布

2.3 等离子体激励模型验证

图 7 给出了本文计算获得的近壁面流向速度 u/U_∞ 分布与 Shyy 等的结果^[16] 对比。由图可以看出: 在计算域 $X=17.3$ mm 处, 本文计算的法向扰动范围与 Shyy 等结果^[16] 的偏差约为 0.3 mm; 在法向 0~1 mm 内, 本文计算的近壁面速度分布与 Shyy 等结果^[16] 的吻合程度高。因此, 线性化等离子体激励模型具有合理性。

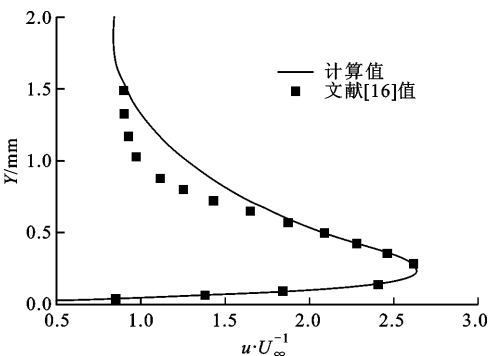


图 7 计算域 $X=17.3$ mm 处流向速度分布

3 计算结果分析

3.1 激励强度对平板气膜冷却性能的影响

图8给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时7种激励强度下中心线气膜冷却效率的对比。由图可以看出,随 D_s 增大, η_c 逐渐提升。与无等离子体激励的气膜冷却工况(记为Baseline)相比, $D_s=40, 100$ 时极值 η_{cmax} 的提升程度分别为55%及105%,但 D_s 由40增至140时, η_{cmax} 的提升率由55%逐渐降低至2%。因此, D_s 的较优取值范围为 $40 \leq D_s \leq 100$,此时 η_{cmax} 的提升程度及提升率均较高。

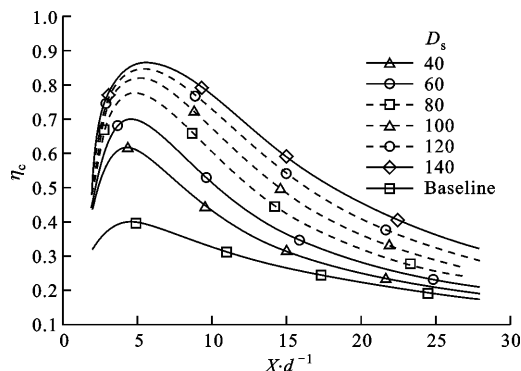


图8 不同 D_s 时壁面中心线气膜冷却效率分布

图9给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时7种激励强度下壁面展向平均气膜冷却效率的对比。由图可以看出,随 D_s 增大, $\bar{\eta}_{max}$ 的提升程度增大,但其提升率却降低。 D_s 由40增至140时, $\bar{\eta}_{max}$ 的提升程度由60%增至233.3%,但 $\bar{\eta}_{max}$ 的提升率由60%降至8.7%。随 D_s 增大,下游较远壁面处 $\bar{\eta}$ 的提升程度及提升率均提高。当 $D_s \leq 80$ 、 $X/d > 15$ 时 $\bar{\eta}$ 的提升程度及提升率分别低于20%和6%;当 $D_s \geq 100$ 时,相同位置处 $\bar{\eta}$ 的提升程度及提升率分别高于45%和13%。

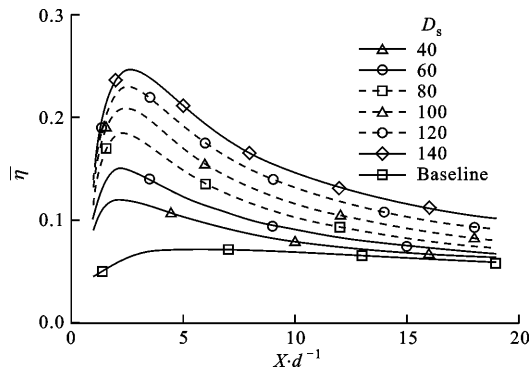
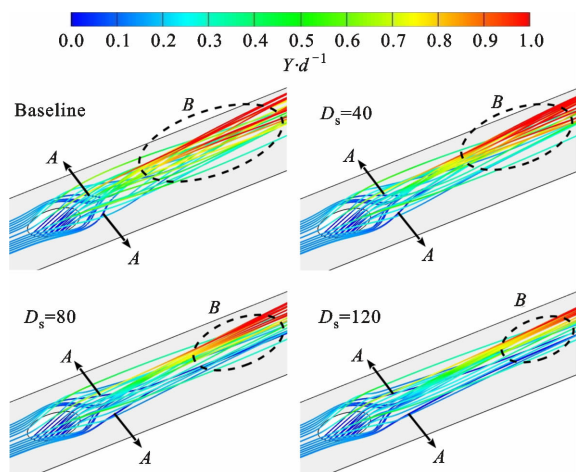


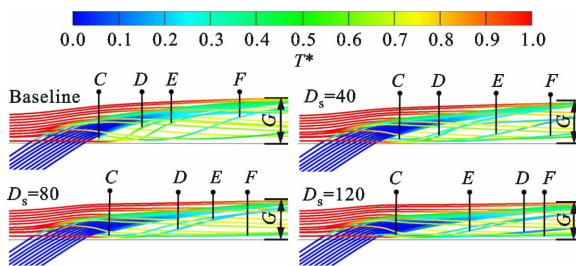
图9 不同 D_s 时壁面展向平均气膜冷却效率分布

图10给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时4种激励强度下气膜孔附近区域的三维流线图,并分别以法向坐标 Y/d 和归一化温度着色。由图可以看出,与无等

离子体激励气膜冷却工况相比,随 D_s 增大,气膜孔出口冷气流流线向壁面偏斜的程度提高,孔口两侧的热气流流线向冷气流流线相遇时沿展向的位移增大(见图10a中A处),下游冷气流流线出现抬升的位置延后(见图10b中C、D、E及F处),流线整体法向高度降低(见图10a中B处和图10b中G处)。等离子体激励可增大气膜孔出口冷气向壁面偏斜的程度,并向展向外侧排挤与壁面接触的高温气流,使近壁面冷气的展向及流向覆盖范围扩大。



(a) 三维流线的立体图



(b) 三维流线的主视图

图10 不同 D_s 时气膜孔附近区域的三维流线图

图11给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时4种激励强度下壁面气膜冷却效率 η 的分布。由图可以看出,随 D_s 增大,壁面与冷气的展向接触范围明显扩大,壁面气膜冷却效率明显提升。这是因为等离子体法向激励力将冷气下压至近壁面,流向激励力使近壁面流向速度梯度增大,使得冷气在下游壁面的展向覆盖及流向延伸程度比无激励工况明显更高,所以与无激励工况相比, $D_s \geq 40$ 时壁面中心线附近及展向平均的气膜冷却效率明显提升。

图12给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时6种激励强度下近壁面($Y=0.01$ mm)法向涡量 ζ_z 分布。由图可以看出,与无等离子体激励气膜冷却工况相比,随 D_s 增大,气膜孔附近的近壁面涡量在流向及展向均

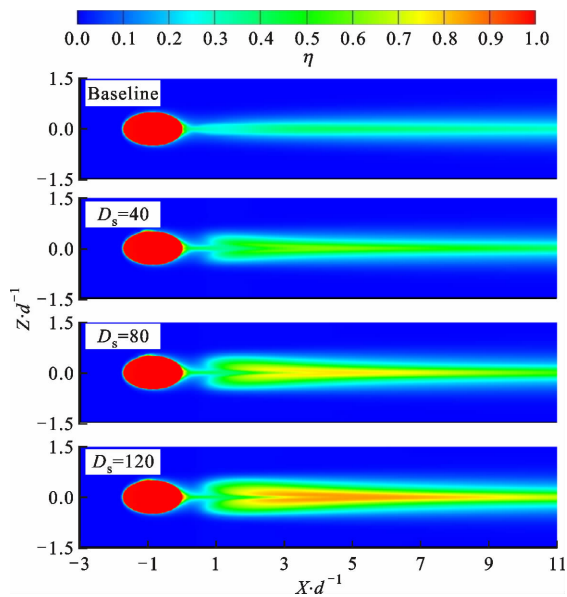


图 11 不同 D_s 时壁面气膜冷却效率分布

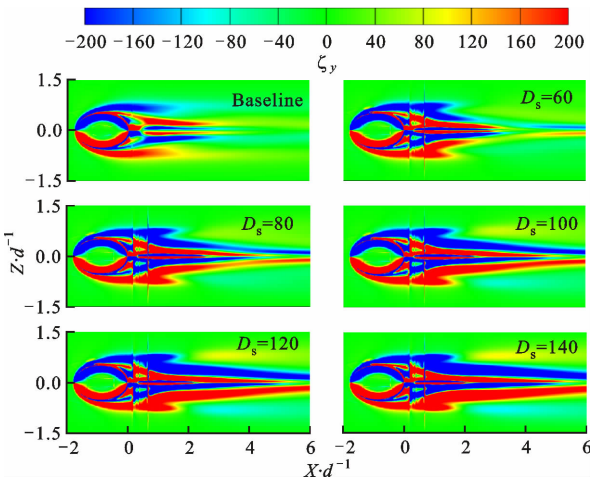


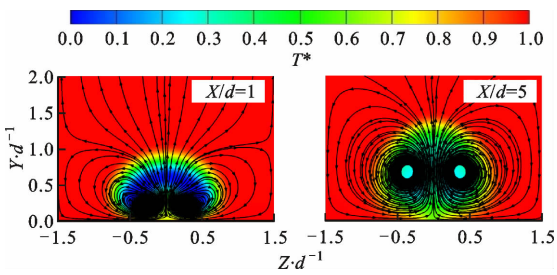
图 12 不同 D_s 时气膜孔附近的近壁面法向涡量云图

逐渐延展。等离子体激励抑制了气膜孔下游肾形涡对的发展,使肾形涡对涡旋中心高度降低,冷气与高温主流的湍流扩散混合界面下沉,因此近壁面旋度及涡量尺度增大,近壁面冷气覆盖率明显提升。

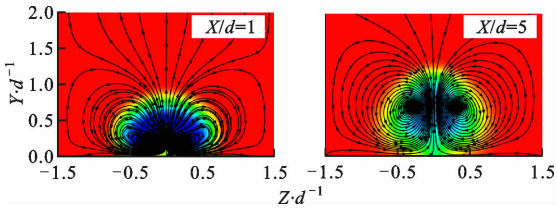
图 13 给出了 $M=1$ 、 $D_0=3.75$ 时 4 种激励强度下流向截面 $X/d=1,5$ 内流线及 T^* 的分布。由图可以看出,随 D_s 增大,肾形涡对涡旋尺度减小且漩涡中心高度降低,表明等离子体激励抑制肾形涡对发展的能力越强,肾形涡对抬升冷气的能力越弱,因此近壁面冷气覆盖程度越高,平板气膜冷却性能改善效果越明显。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, $D_s=80$ 时 $X/d=5$ 处冷气展向覆盖范围增大了 2 倍,壁面展向平均气膜冷却效率明显提升。

3.2 激励频率对平板气膜冷却性能的影响

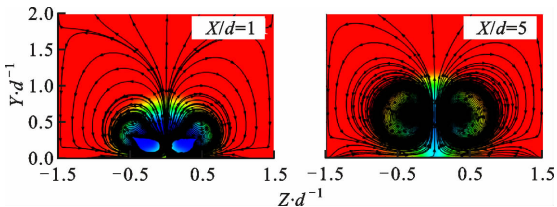
图 14 给出了 $M=1$ 、 $D_s=60$ 时中轴面 4 个流向



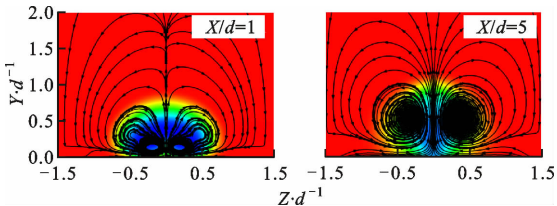
(a) 无激励



(b) $D_s=40$



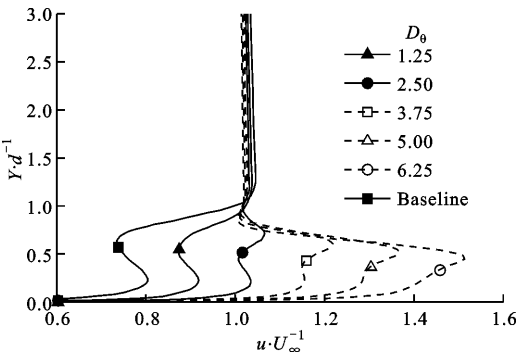
(c) $D_s=80$



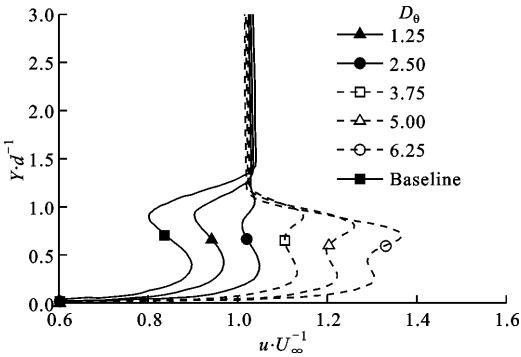
(d) $D_s=120$

图 13 不同 D_s 时各流向截面内流线及归一化温度分布

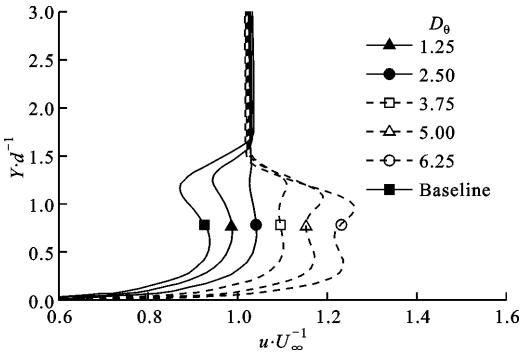
位置处 6 种激励频率下 u/U_∞ 的分布。由图可以看出:随 D_0 增大,近壁面 u/U_∞ 曲线的梯度增大,表明冷气的附壁性增强;近壁面附近 u/U_∞ 的极值升高,表明冷气的流向延伸性增强。无等离子体激励气膜



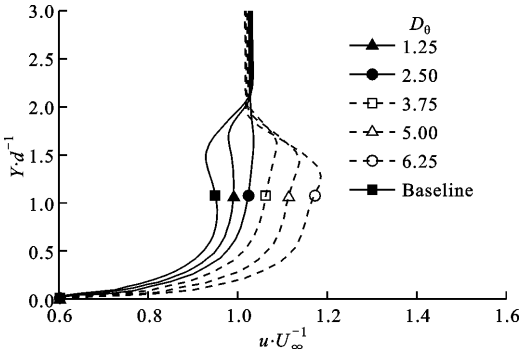
(a) $X/d=3$



(b) $X/d=5$



(c) $X/d=8$



(d) $X/d=15$

图 14 不同 D_θ 时中轴面各流向位置的 u/U_∞ 分布

冷却工况中,壁面附近出现贴壁射流轮廓线,这是因为冷气射入热气流时会对主流产生抬升作用,同时这部分冷气也会受到主流的压迫作用而向壁面偏斜,因此壁面附近冷、热气流掺混使得流向速度梯度及峰值增大。由图 14 可知:随着冷气向下游流动(X/d 增大),对任一 D_θ ,壁面附近冷、热气流的掺混区域沿法向扩展,因此 u/U_∞ 曲线变化更平缓、轮廓更饱满,表明等离子体激励对冷却气流向壁面的压迫作用逐渐减弱;对任意两 D_θ ,对应的 u/U_∞ 曲线之间的差距逐渐减小,表明在吹风比及激励强度一定时,激励频率的变化对远离激励作用区域的下游流场的影响逐渐减弱。

图 15 给出了 $M=1$ 、 $D_s=60$ 时 6 种激励频率下壁面中心线气膜冷却效率的分布。由图可以看出,随 D_θ 增大, η_{cmax} 的提升程度明显增大,但提升率降低。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, D_θ 由 1.25 增至 6.25, η_{cmax} 的提升程度由 25% 增至 105%,但 η_{cmax} 的提升率由 25% 降至 5.1%; $D_\theta \geq 3.75$ 时,尽管 $X/d < 10$ 内壁面 η_c 的提升率较低,但 $X/d > 15$ 内壁面 η_c 的提升率却随 D_θ 增大而提高。

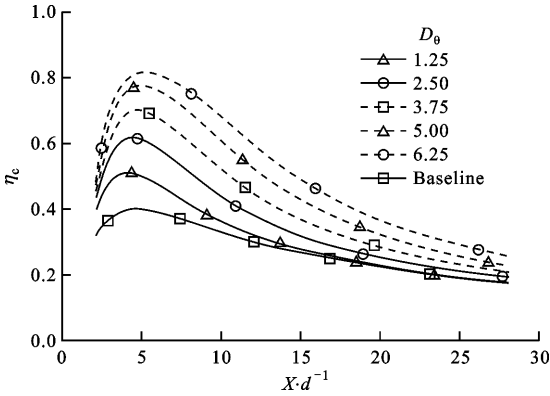


图 15 不同 D_θ 时壁面中心线气膜冷却效率分布

图 16 给出了 $M=1$ 、 $D_s=60$ 时 6 种激励频率下气膜孔下游壁面展向平均气膜冷却效率的分布。由图可以看出,随 D_θ 增大, $\bar{\eta}_{\text{max}}$ 的提升程度提高,但其提升率降低。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, D_θ 由 2.5 增至 6.25, $\bar{\eta}_{\text{max}}$ 的提升程度由 60% 增至 180%,但 $\bar{\eta}_{\text{max}}$ 的提升率由 42.9% 降至 14.8%。

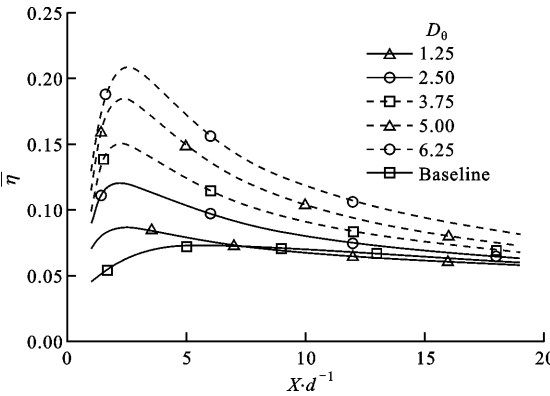


图 16 不同 D_θ 时壁面展向平均气膜冷却效率分布

图 17 给出了 $M=1$ 、 $D_s=60$ 时 4 种激励频率下中轴面 T^* 的分布。由图可以看出,随 D_θ 增大,近壁面冷气的法向范围缩小,冷却气流从气膜孔喷出后向壁面偏斜的程度增大,流向 $X/d > 2.5$ 内壁面与冷气的接触程度逐渐增大。在 $X/d=11$ 处,与无等离子体激励气膜冷却工况相比, $D_\theta=6.25$ 时冷却气流与高温主流的湍流扩散混合边界高度降低

20%以上。这表明等离子体激励抑制了肾形涡对的发展,减少了近壁面冷气的抬升,提升了壁面的冷气覆盖程度及气膜冷却效率。

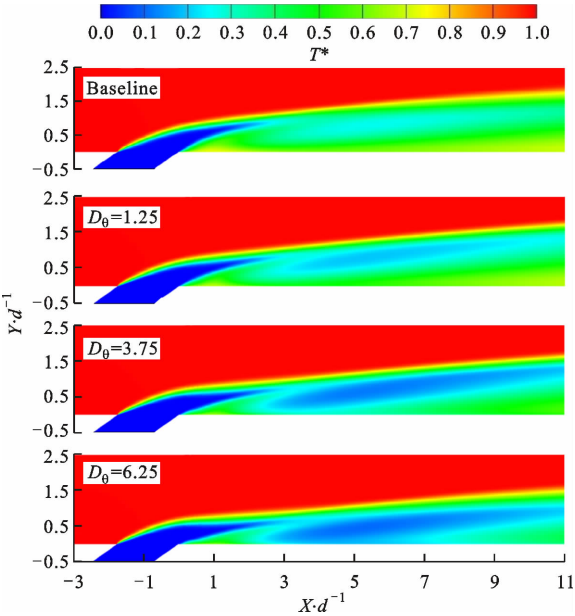


图 17 不同 D_0 时中轴面的 T^* 云图

图 18 给出了 $M=1, D_s=60$ 时 4 种激励频率下壁面 η 的分布。由图可以看出,随 D_0 增大,近壁面冷气的展向及流向延伸范围增大,中心线附近气膜冷却效率明显提升。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, $D_0=6.25$ 时 $X/d=0.6$ 处冷气的展向覆盖范围增至 2 倍; $D_0=3.75$ 时中心线附近 $\eta>0.7$ 区域的流向延伸范围增大 3 倍。这表明等离子体激励使下游冷气的附壁性及流向延伸性增强,可明显提升平板气膜冷却性能。

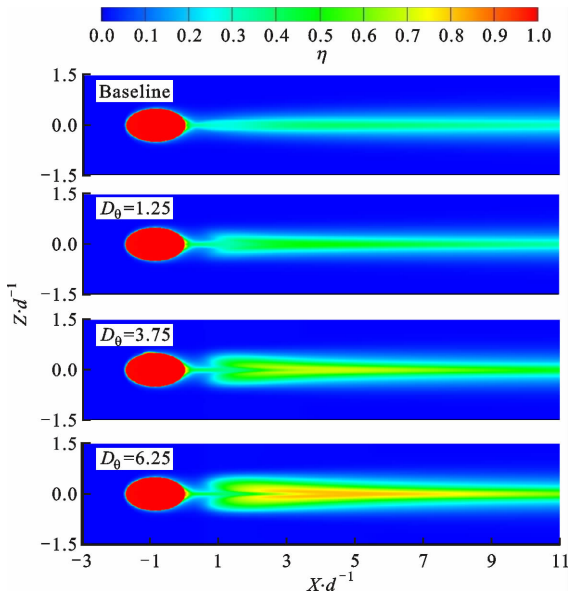


图 18 不同 D_0 时壁面气膜冷却效率的分布云图

图 19 给出了 $M=1, D_s=60$ 时 6 种激励频率下某壁面区域内面积平均气膜冷却效率 $\bar{\eta}_a$ 的变化,该区域由流向范围 $0<X/d<19$ 及展向范围 $-1<Z/d<1$ 共同限定。由图可以看出,随 D_0 增大, $\bar{\eta}_a$ 逐渐提升。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, $D_0=2.5, 5$ 时, $\bar{\eta}_a$ 分别提升 42.8% 及 99.9%。结合图 15 及图 18 可知,等离子体激励可使近壁面冷气的展向及流向覆盖范围扩大,从而使展向平均及面积平均的气膜冷却效率提升。

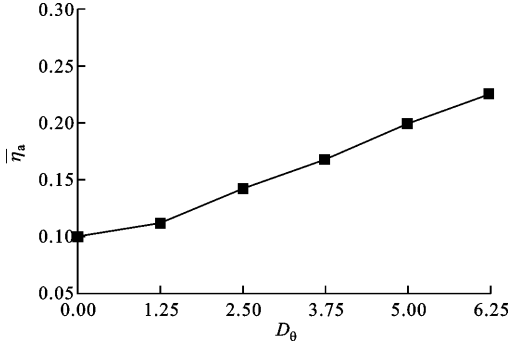
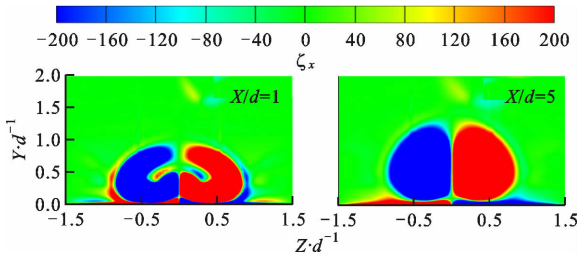
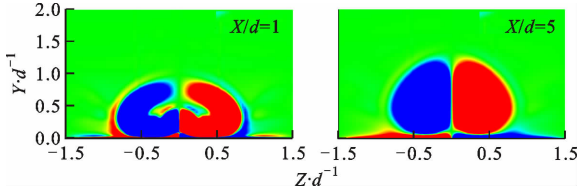


图 19 不同 D_0 时壁面面积平均气膜冷却效率分布

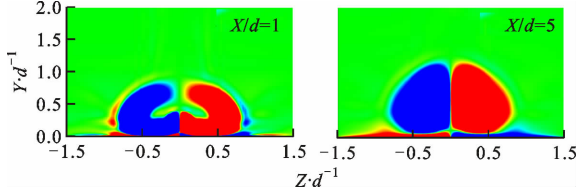
图 20 给出了 $M=1, D_s=60$ 时 4 种激励频率下 2 个流向截面内涡量 ζ_x 的对比。由图可以看出,随 D_0 增大,相同流向截面处 $|\zeta_x|>60$ 的部分云图中心高度降低且展向尺度略有延伸。与无等离子体激励气膜冷却工况相比, $D_0=6.25$ 时各截面涡量云图的



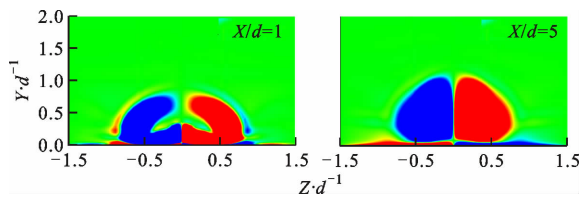
(a) 无激励



(b) $D_0=1.25$



(c) $D_0=3.75$



(d) $D_0 = 6.25$

图 20 不同 D_0 时各流向截面的涡量云图

主体部分最贴近壁面且整体尺度最小,表明等离子体激励可有效抑制肾形涡对的发展并减少近壁面冷气的抬升,使得壁面气膜冷却特性达到最优。

3.3 吹风比对平板气膜冷却性能的影响

图 21 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下壁面 η_c 的分布。由图可以看出,随 M 降低, η_{cmax} 的提升程度增大,但其提升率降低。与 $M=1$ 时相比, $M=0.75, 0.5$ 时 η_{cmax} 的提升程度分别为 20% 及 31.4%, 但 η_{cmax} 的提升率分别为 20% 和 9.5%。 M 由 0.75 降至 0.5, $X/d=20$ 处 η_c 由 32.1% 增至 48.6%, 这表明 M 降低时, 尽管气膜孔下游较近壁面处 η_c 的提升率降低, 但是较远壁面处 η_c 的提升率却增大。

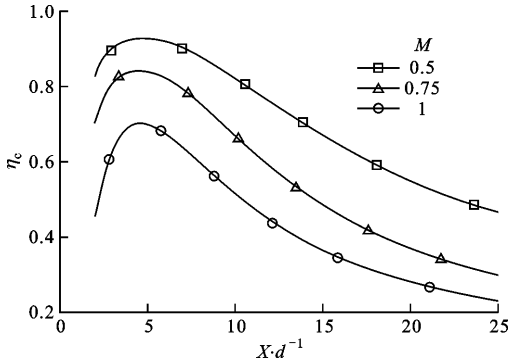


图 21 不同吹风比下的 η_c 分布

图 22 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下壁面展向平均气膜冷却效率的分布。由图可以看出,随 M 降低, $\bar{\eta}_{max}$ 的提升程度增大,但其提升率降低。与 $M=1$ 时相比, $M=0.75, 0.5$ 时 $\bar{\eta}_{max}$ 的提升

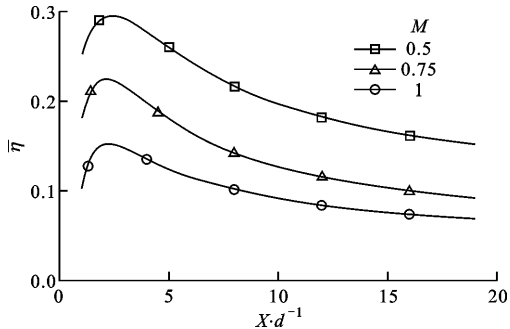


图 22 不同吹风比下的 $\bar{\eta}$ 分布

程度分别为 46.7% 及 100%, 但 $\bar{\eta}_{max}$ 的提升率分别为 46.7% 和 34.1%。 M 由 0.75 降至 0.5, $X/d=15$ 处 $\bar{\eta}$ 的提升率由 40% 增至 57.1%, 这表明 M 降低时, 尽管气膜孔下游较近壁面处 $\bar{\eta}$ 的提升率降低, 但是较远壁面处 $\bar{\eta}$ 的提升率却增大。综合对比, $M=0.5$ 时展向平均气膜冷却效率最佳。

图 23 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下中轴面 T^* 的分布。由图可以看出,随 M 降低, 近壁面冷气的法向范围缩小, 冷气向壁面偏斜及流向延伸的程度增大。与 $M=1$ 时相比, $M=0.5$ 时 $X/d=11$ 处冷却气流与高温主流的湍流扩散边界高度降低 37.5%, $X/d>2.5$ 内壁面与冷气的接触范围增大 6 倍。这表明 M 降低, 冷气穿透高温主流的能力减弱, 肾形涡对抬升冷气的作用减弱, 因此近壁面冷气覆盖程度及中心线冷却效率明显提升。

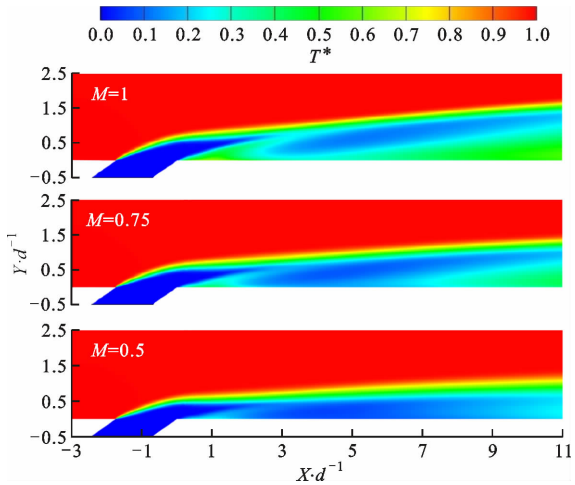


图 23 不同吹风比下中轴面的 T^* 云图

图 24 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下壁面 η 的分布。由图可以看出,随 M 降低, 近壁面冷气的展向及流向覆盖范围拓宽, 中心线附近气

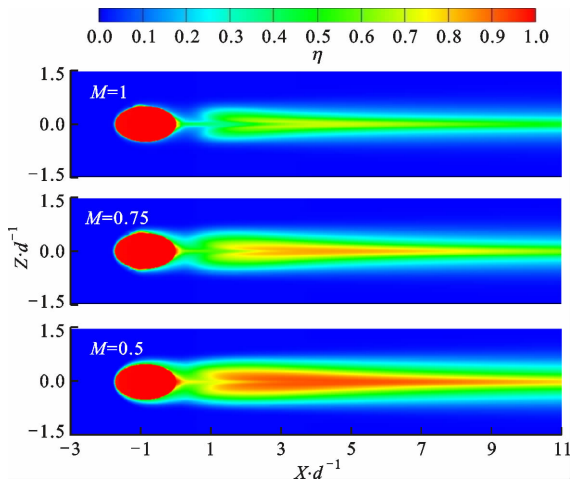


图 24 不同吹风比下壁面气膜冷却效率分布

膜冷却效率明显提高。与 $M=1$ 时相比, $M=0.75$, 0.5 时 $0 < X/d < 0.6$ 内近壁面冷气的展向覆盖范围分别增大 4 倍及 7 倍,中心线附近 $\eta > 0.7$ 区域的流向范围分别增至 2 倍及 3 倍。这表明 M 降低时,等离子体激励使冷气的附壁性及流向延伸程度增大,因此壁面气膜冷却特性得到明显改善。

图 25 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下 2 个流向截面内的 T^* 及流线分布。由图可以看出,随 M 减小,相同流向截面内肾形涡对的展向及法向尺度减小且漩涡中心高度降低,截面底部 $T^* < 0.9$ 的展向范围扩展。这表明 M 降低时,等离子体激励明显抑制了肾形涡对的发展,使肾形涡对抬升近壁面冷气的能力减弱,因此近壁面冷气覆盖程度及展向平均气膜冷却效率明显提升。

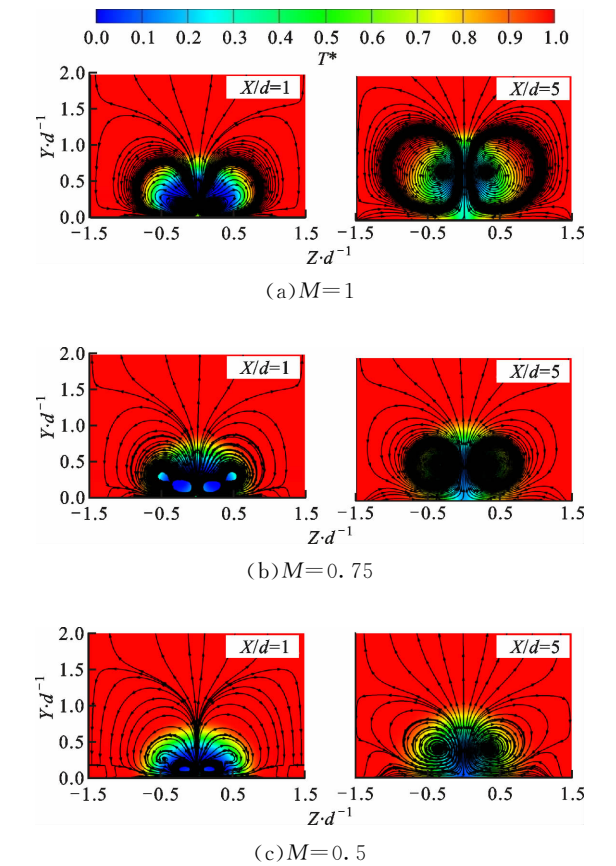


图 25 不同吹风比下各流向截面的 T^* 及流线分布

图 26 给出了 $D_s=60$ 、 $D_0=3.75$ 时 3 种吹风比下 2 个流向截面内的涡量 ζ_x 云图。由图可以看出,随着 M 减小,相同流向截面处 $|\zeta_x| > 60$ 的部分云图中心高度降低且展向尺度略有延展,涡量整体尺度减小。整体来看, $M=0.5$ 时各截面涡量云图的主

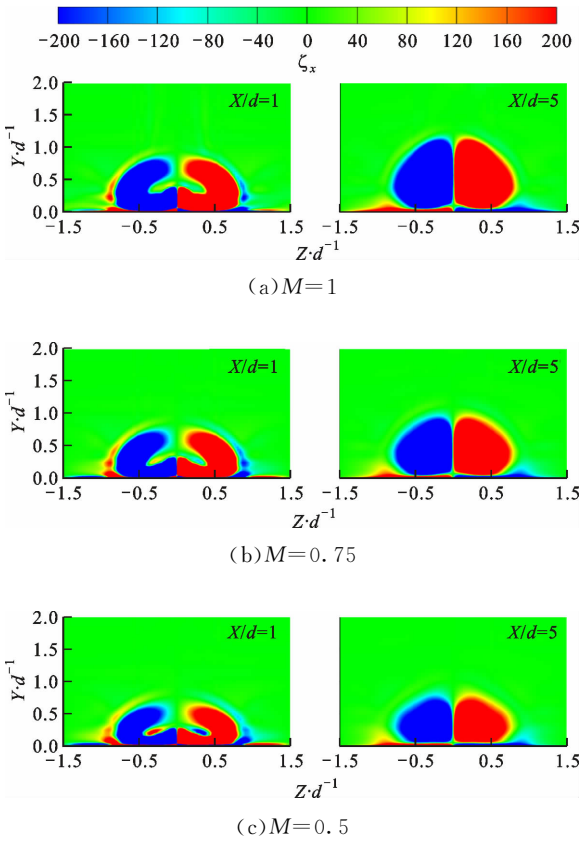


图 26 不同吹风比下各流向截面的涡量云图

4 结 论

本文对不同运行参数下 SDBD 等离子体激励对平板气膜冷却性能的影响展开了研究,结论如下。

- (1)随 D_s 增大,气膜孔下游壁面的气膜冷却效率明显提高。 $D_s=100$ 时,壁面中心线及展向平均气膜冷却效率极值分别比无等离子体激励气膜冷却工况提升 105% 及 200%。 D_s 增大,冷气的展向覆盖及流向延伸范围逐渐扩展,近壁面法向涡量在展向及流向逐渐延伸,冷气与高温主流的湍流混合边界逐渐下沉,肾形涡对涡旋尺度逐渐减小且中心高度逐渐降低。在本文计算工况中, $D_s=140$ 时平板气膜冷却特性最佳。
- (2)随 D_0 增大,气膜孔下游壁面的气膜冷却效率提升程度显著增大。 $D_0=3.75$ 时,壁面中心线及展向平均气膜冷却效率极值分别比无等离子体激励气膜冷却工况提升 75% 及 100%。 D_0 增大时,平板气膜冷却流场的变化趋势与改变激励强度时类似。在本文计算工况中, $D_0=6.25$ 时气膜冷却特性最佳。
- (3)SDBD 等离子体激励作用条件下,随 M 降低,气膜孔下游壁面冷却效率明显提升。 $M=0.5$

时,壁面中心线及展向平均气膜冷却效率极值分别比 $M=1$ 时提升 31.4% 及 96.7%。 M 减小,等离子体激励下游冷气的附壁性增强,其他气膜冷却流动结构的变化趋势与改变激励强度时类似。在本文计算工况中, $M=0.5$ 时平板气膜冷却性能最佳。

参考文献:

- [1] ANDREOPOULOS J, RODI W. Experimental investigation of jets in a cross flow [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1984, 138: 93-127.
- [2] KOHLI A, BOGARD D G. Adiabatic effectiveness, thermal fields, and velocity fields for film cooling with large angle injection [J]. *ASME Journal of Turbomachinery*, 1997, 119(2): 352-353.
- [3] GOLDSTEIN R J. Film cooling [J]. *Advances in Heat Transfer*, 1971, 7: 321-379.
- [4] 李和平, 于达仁, 孙文廷, 等. 大气压放电等离子体研究进展综述 [J]. *高电压技术*, 2016, 42(12): 3697-3727.
LI Heping, YU Daren, SUN Wenting, et al. State-of-the-art of atmospheric discharge plasmas [J]. *High Voltage Engineering*, 2016, 42(12): 3697-3727.
- [5] BAUGHN J W, PORTER C O, PETERSON B L, et al. Momentum transfer for an aerodynamic plasma actuator with an imposed boundary layer [C] // 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2006: 168.
- [6] COONEY J A, SZLATENYI C S, FINE N E. The development and demonstration of a plasma flow control system on a 20kW wind turbine [C] // 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting. Reston, VA, USA: AIAA, 2016: 1302.
- [7] MARTINEZ D S, PESCHINI E, MARRA F, et al. Analysis of the performance of plasma actuators under low-pressure turbine conditions based on experiments and URANS simulations [C] // Proceedings of ASME Turbo Expo 2017: Turbomachinery Technical Conference and Exposition. New York, USA: ASME, 2017: GT2017-64867.
- [8] BRIGHT A, TICHENOR N, KREMEYER K, et al. Boundary-layer separation control using laser-induced air breakdown [J]. *AIAA Journal*, 2018, 56(4): 1472-1482.
- [9] COONEY J A, SZLATENYI C S, FINE N E. The development and demonstration of a plasma flow control system on a 20 kW wind turbine [C] // 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting. Reston, VA, USA: AIAA, 2016: 1302.
- [10] MARTINEZ D S, PESCHINI E, MARRA F, et al. Analysis of the performance of plasma actuators under low-pressure turbine conditions based on experiments and URANS simulations [C] // Proceedings of ASME Turbo Expo 2017: Turbomachinery Technical Conference and Exposition. New York, USA: ASME, 2017: GT2017-64867.
- [11] BRIGHT A, TICHENOR N, KREMEYER K, et al. Boundary-layer separation control using laser-induced air breakdown [J]. *AIAA Journal*, 2018, 56(4): 1472-1482.
- [12] AUDIER P, FENOT M, BENARD N, et al. Film cooling effectiveness enhancement using surface dielectric barrier discharge plasma actuator [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2016, 62: 247-257.
- [13] XUE M, GAO C, XI H D, et al. Vortices induced by a dielectric barrier discharge plasma actuator under burst-mode actuation [J]. *AIAA Journal*, 2020, 58(6): 2428-2441.
- [14] LI G Z, YU J Y, CHEN F, et al. Large eddy simulation of flat plate film cooling flow characteristics based on plasma actuation [C] // 52nd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference. Reston, VA, USA: AIAA/SAE/ASEE, 2016: 5051.
- [15] DE GIORGI M G, TRAFICANTE S, FICARELLA A. Performance improvement of turbomachinery using plasma actuators [C] // Proceedings of ASME Turbo Expo 2011. New York, USA: ASME, 2011: GT2011-46413.
- [16] SHYY W, JAYARAMAN B, ANDERSSON A. Modeling of glow discharge-induced fluid dynamics [J]. *Journal of Applied Physics*, 2002, 92(11): 6434-6442.
- [17] XUE M, GAO C, XI H D, et al. Vortices induced by a dielectric barrier discharge plasma actuator under burst-mode actuation [J]. *AIAA Journal*, 2020, 58(6): 2428-2441.
- [18] SINHA A K, BOGARD D G, CRAWFORD M E. Film-cooling effectiveness downstream of a single row of holes with variable density ratio [J]. *ASME Journal of Turbomachinery*, 1991, 113: 442-449.

(编辑 荆树蓉)