

环形电极等离子体激励控制透平 叶顶间隙泄漏流动研究

周祚弘, 黄明, 晏鑫, 李志刚, 李军
(西安交通大学叶轮机械研究所, 710049, 西安)

摘要: 为探究等离子体激励对叶顶泄漏流动的影响, 基于非对称阻挡介质放电等离子体激励的数值模型, 提出了环形电极的阻挡介质放电等离子体激励模型。将等离子体激励产生的体积力耦合至雷诺平均 Navier-Stokes (RANS) 方程组的动量方程中, 数值研究了 3 种等离子体激励电压 (9、13、17 kV) 和 3 种激励频率 (8、10、12 kHz) 的透平叶顶泄漏流动特征。结果表明: 环形电极等离子体激励显著改变了叶顶间隙的压力分布, 在叶顶间隙内部和叶顶的两侧诱导形成大尺寸涡系结构, 阻碍压力侧的主流进入叶顶间隙, 有效抑制了动叶叶顶泄漏流动; 在激励频率一定时, 随着激励电压的增加, 叶顶泄漏流动引起的总压损失减弱, 但过高的激励电压会造成额外的诱导涡损失; 激励电压保持不变, 激励频率的增大对叶顶间隙的高压区域无明显影响, 而叶顶两侧的诱导涡得到增强并挤压相邻的通道涡, 叶栅通道 120% 轴向弦长处截面的总压损失进一步降低, 13 kV 激励电压、12 kHz 激励频率工况具有最低的总压损失系数, 相比无等离子体激励降低了 16.12%。研究阐明了等离子体激励电压与激励频率对透平叶顶区域流场以及叶栅气动性能的影响规律。

关键词: 透平动叶; 等离子体激励; 叶顶泄漏流; 气动性能

中图分类号: TK474.7 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202406012 **文章编号:** 0253-987X(2024)06-0128-11

Study on the Turbine Blade Tip Leakage Flow Control Using Ring-Type Plasma Actuation

ZHOU Zuohong, HUANG Ming, YAN Xin, LI Zhigang, LI Jun

(Institute of Turbomachinery, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To explore the effect of plasma actuation on tip leakage flow, ring-type dielectric barrier discharge plasma model is proposed based on unsymmetrical electrodes dielectric barrier discharge plasma model in this paper. Blade tip leakage flow characteristics on a gas turbine is numerically studied with three plasma actuation voltage (9, 13, 17 kV) and three actuation frequency (8, 10, 12 kHz) by implementing plasma actuation forces into the momentum equations of Reynolds-averaged Navier-Stokes equations. The results show that the pressure distribution has been changed in the tip clearance by ring-type plasma actuation. The mainstream of pressure side is obstructed by strong vortex structure which is generated by plasma actuation in tip clearance and both sides of the tip. The tip leakage flow is suppressed effectively. When the actuation frequency is constant, the total pressure loss caused by the tip leakage flow decreases

收稿日期: 2023-11-08。 作者简介: 周祚弘(1999—), 男, 硕士生; 李军(通信作者), 男, 教授, 博士生导师。

基金

项目: 国家科技重大专项资助项目(J2019-II-0011-0031); 国家自然科学基金资助项目(51936008)。

网络出版时间: 2023-12-25

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20231222.1617.004>

with the increase of the actuation voltage, but excessively high actuation voltage will cause additional induced vortex loss. When the actuation voltage remains unchanged, the increase of the actuation frequency has little effect on the high pressure region of the tip clearance and the induced vortices on both sides of the tip are enhanced and the adjacent passage vortices are squeezed. The area-average total pressure loss on 120% axial chord passage section is further reduced. The actuation voltage of 13 kV and actuation frequency of 12 kHz has the lowest total pressure loss coefficient on 120% axial chord passage section, which is 16.12% lower than no plasma actuation. The influence law of plasma actuation voltage and actuation frequency on the tip flow characteristics and aerodynamic performance is clarified in this paper.

Keywords: turbine blade; plasma actuation; tip leakage flow; aerodynamic performance

为避免透平动叶与机匣的碰磨,同时保证离心拉伸和热膨胀的余量,动叶与机匣间应始终具有间隙。但是,叶顶上下游以及压力侧与吸力侧的压差,导致主流进入叶顶间隙形成泄漏流与复杂涡系,造成气动损失。为了减少动叶叶顶泄漏流及其损失,动叶叶顶间隙泄漏流动控制技术一直是透平机械的研究热点和难点。

透平动叶凹槽状叶顶具有优良的气动性能,在叶顶结构设计中得到广泛应用。Key等^[1]测量了平叶顶和凹槽状叶顶的气动损失,发现凹槽状叶顶的泄漏流流速较小,并具有较低的气动损失。Saxena等^[2]比较了凹槽状叶顶的不同肩壁结构对其泄漏流动的影响,发现全肩壁凹槽状叶顶能够很好地降低泄漏量。Jung等^[3-4]研究发现,凹槽状叶顶压力侧尾缘和吸力侧尾缘切除部分肩壁能够降低气动损失,并通过实验研究了肩壁位置对叶顶泄漏损失和传热系数的影响。Lomakin等^[5]指出,切除凹槽状叶顶尾缘肩壁能够削弱叶顶泄漏涡强度,从而降低气动损失。Garg等^[6]采用数值方法分析了多种小翼结构降低叶顶泄漏损失的作用,结果表明凹槽状叶顶小翼能够有效抑制叶顶泄漏涡,显著降低总压损失。Li等^[7]在压力侧小翼结构中引入挡板,通过实验与数值研究,发现挡板能够有效阻碍叶顶泄漏流动,降低泄漏损失。付云峰等^[8]数值研究了球底蜂窝组合叶顶结构对叶顶间隙流场的影响,结果表明蜂窝腔内形成旋涡改变间隙流场结构,球底蜂窝组合结构加强了该类旋涡,对泄漏流动具有更好的抑制效果。杜昆等^[9]数值研究了多腔室凹槽叶顶对叶顶泄漏流的影响,结果表明叶顶肋条能够截断凹槽内的泄漏流,降低泄漏流量。许承天等^[10]对比了不同肩壁倾斜方式对叶顶间隙流动的控制效果,发现两侧肩壁均倾斜的方式能显著降低总压损失。

已有动叶叶顶间隙泄漏损失控制的方法集中于

叶顶结构方面,而阻挡介质放电(dielectric barrier discharge,DBD)等离子体激励器在流动控制方面得到应用。Roth等^[11-12]研究了大气压辉光放电等离子体对边界层流动的影响,认为等离子体控制流动是通过粒子之间的动量传递实现的,然后针对等离子体激励器的结构进行了优化。Enloe等^[13]实验研究了非对称DBD等离子体的表面电势与电荷分布,结果表明等离子体中的电流密度在暴露电极边缘达到峰值。Takizawa等^[14]采用高速相机和扫描相机对DBD等离子体进行光学观察,发现输入电压的波形、幅值与环境压力对等离子体放电结构具有显著影响。Porter等^[15]对比了层流和湍流条件下等离子体流动控制效果。王斌等^[16]在传统非对称DBD结构的基础上,设计了一种新型等离子体激励器来控制NACA0015翼型表面的气流分离点。Zhao等^[17]采用粒子图像测速技术测量分析了管状等离子体激励器的诱导流场。Van Ness等^[18]通过在透平叶顶上布置等离子体激励器来影响叶顶泄漏流动,结果表明等离子体产生的非定常扰动对叶顶泄漏涡和上通道涡具有显著影响。与常用的非对称DBD等离子体激励器不同,Matsunuma等^[19]在透平机匣内布置圆管状电极或平板状电极,通过在机匣和涡轮动叶叶片之间输入交流电压实现了等离子体激励,实验结果表明机匣内环形布置电极能有效抑制叶顶泄漏涡。Shyy等^[20]将非对称DBD等离子体产生的电场线性化,构建了唯象学模型并进行实验验证,结果表明两者结果吻合良好。Suzen等^[21]采用电场力模拟等离子体对流场的影响,通过求解泊松方程和拉普拉斯方程获得体积力。Aram等^[22]数值研究了DBD等离子体控制离心压缩机叶片流动分离的效果。Yu等^[23]对DBD等离子体电场模型进行优化,使数值计算结果与实验数据更加接近。Wang等^[24]在叶顶吸力侧布置等离子体激励

器并使用克里金代理模型进行优化,阐释了等离子体激励控制泄漏流的物理机制。

目前,研究人员主要在动叶叶顶上安装非对称阻挡介质放电等离子体激励器,实现叶顶间隙泄漏流控制。Matsunuma 等^[19]将等离子体激励器安装在静止机匣中,形成一个环形电极 DBD 等离子体激励器。这种激励方式具有结构简单,容易操作和避免沿面放电等优点,但目前还缺乏对于该等离子体激励器模型的研究。因此,本文基于 Shyy 提出的 DBD 等离子体线性电场模型^[20],建立了环形电极 DBD 等离子体数值模型,基于 Matsunuma 等^[25]的实验模型,研究不同激励条件下等离子体激励对叶顶间隙流场的影响规律,探究有效降低泄漏损失的等离子体控制方法,为等离子体控制涡轮叶顶间隙泄漏流的工程应用提供理论依据。

1 计算模型和数值方法

1.1 计算模型

本文采用计算模型取自 Matsunuma 等的五叶片四通道线性叶栅实验模型,计算边界与实验条件相同^[25]。表 1 给出了实验叶片主要几何参数。

表 1 叶栅结构几何参数

Table 1 Blade geometry parameters

参数	数值
进口气流角 $\alpha/(^{\circ})$	-16.20
叶片高度 H/mm	75.00
叶顶间隙 τ/mm	0.90
叶片弦长 C/mm	48.80
轴向弦长 C_{ax}/mm	27.60

图 1(a)给出了等离子体激励器及叶栅通道整体布局。等离子体激励器布置在机匣壁面,输入交流电压时,叶顶间隙区域内气体被击穿,从而产生等离子体。为节约计算资源,选择单通道模型并在流道两侧设置平移周期性边界条件,进口设置为速度进口,出口设置为压力出口。

叶顶间隙等离子体激励结构示意图如图 1(b)所示。环形电极作为埋藏电极安装在静止机匣内部,机匣表面覆盖一层绝缘电介质,涡轮动叶作为暴露电极,接入交流电压后在叶顶间隙处形成等离子体激励。

采用 ANSYS ICEM 生成多块结构化网格,图 2 给出了叶栅通道数值计算网格以及实验对应的数据测量截面 1 和截面 2。为了提高网格质量,叶片壁面附近采用 O 型网格。为满足湍流模型计算精度

要求,对近壁面区域进行网格加密,近壁面第一层网格厚度为 0.001 mm,保证近壁面 $y^+ < 1.0$,总网格数为 440 万。

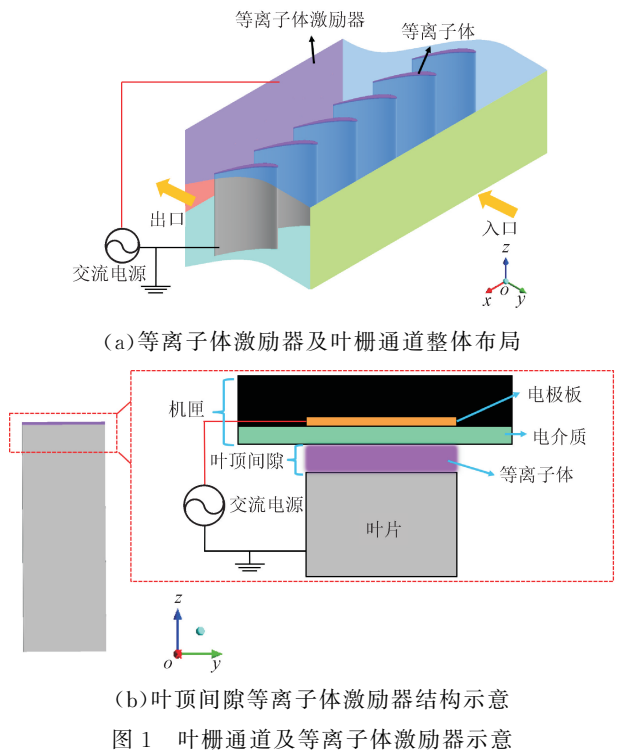


Fig. 1 Diagram of turbine cascade and plasma actuator

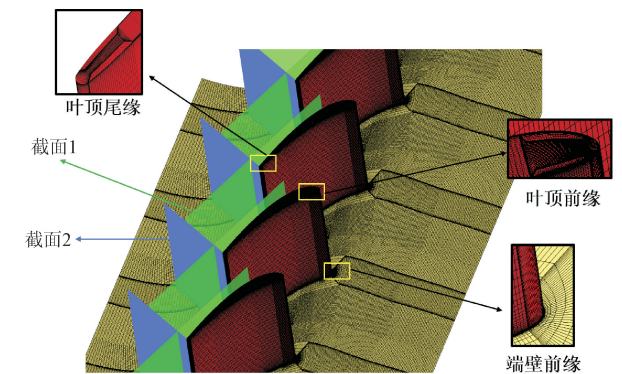


图 2 计算模型网格
Fig. 2 Computational grid of computational domain

1.2 等离子体激励模型

1.2.1 非对称 DBD 等离子体激励器数值模型

Shyy 提出线性近似的方法^[20]将非均匀电场简化为规则电场。该模型假设电场只存在于三角形的等离子体区域内,最大电场强度位于坐标原点处,电场强度随着与原点距离的增大而线性减小,当电压小于击穿电压时就不再有等离子体生成。通过计算获得了等离子体激励产生的体积力分布,再将体积力作为源项添加进动量方程。

1.2.2 环形电极 DBD 等离子体激励器数值模型

在环形电极 DBD 等离子体激励器结构中,上下电极对称布置,其中机匣内的环形电极覆盖有绝缘介质,输入高压交流电后,上下两极板间的空气被击穿,产生等离子体,这种放电形貌可以等效为单介质 DBD 放电结构。张芝涛^[26]对单介质 DBD 放电结构进行实验。结果表明,两极板间空气击穿后产生的电子不能进入电介质层,而是在表面聚集,形成一层很强的均匀电荷沉积层,与之对应的电场力较大。另一层裸露电极上则无电荷聚集,与之对应的电场力较小。

基于 Shyy 等提出的非对称 DBD 等离子体激励器数值模型^[20],构建环形电极 DBD 等离子体激励器数值模型,如图 3 所示。电场强度方向由机匣壁面指向涡轮动叶叶片(接地电极),电介质表面电场强度最大,涡轮动叶表面电场强度最小,叶顶间隙内的电场强度沿叶高方向线性变化。将环形电极 DBD 等离子体激励形成的体积力以动量源项形式耦合至雷诺平均 Navier-Stokes(RANS)方程组中,其中动量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\sigma_{ij} - \rho \overline{u_i' u_j'}) + F_i \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; p 为压强; u_i 为略去时均符号的雷诺时均速度分量; σ_{ij} 为应力张量分量; $-\rho \overline{u_i' u_j'}$ 为雷诺应力; F_i 为定常平均等离子体激励力在*i*方向的分量; $i, j = x, y, z$ 。

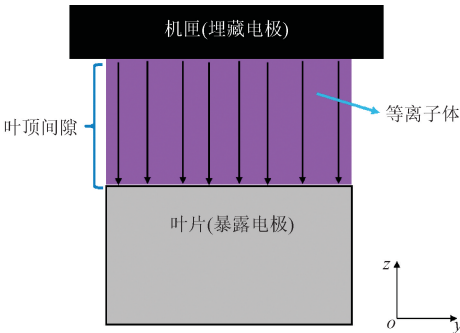


图 3 环形电极 DBD 等离子体激励器数值模型
Fig. 3 Numerical model of the ring-type DBD plasma actuator

1.3 等离子体激励模型验证

1.3.1 非对称 DBD 等离子体激励模型数值验证

以非对称 DBD 等离子体激励器为对象,通过与 Shyy 等的数据对比,分析激励器诱导的速度场分布,验证所建立数值模型的可行性。非对称 DBD 等离子体主要参数如表 2 所示。

表 2 非对称 DBD 等离子体主要参数

Table 2 Computational parameters of the unsymmetrical DBD plasma actuator

参数	数值
交流电压频率 f/kHz	3
交流电压 U_0/kV	4
电子数密度 ρ_e/cm^{-3}	10^{11}
等离子体作用时间 $\Delta t/\mu\text{s}$	67

图 4 给出了本文数值计算结果与 Shyy 等^[20]数据的对比。图中: y 为垂直于来流方向高度; v 为当地速度; v_∞ 为来流速度。可以看出,等离子体激励器下游的速度显著增大,流向速度峰值在 2.3 附近,与实验数据吻合良好,反映了等离子体激励器对流动的影响,验证了数值方法的准确性。

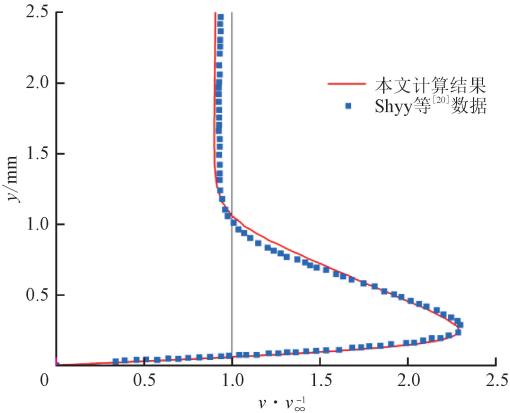


图 4 等离子体激励器下游流向速度计算结果与文献数据^[20]对比
Fig. 4 Comparison of velocity between the calculation results and literature data^[20]

1.3.2 环形电极 DBD 等离子体激励模型验证

以 Matsunuma 等^[25]实验模型为研究对象,通过对比分析激励器诱导的速度场分布,验证环形电极 DBD 等离子体激励模型的准确性。实验采用的交流电压为 12 kV,交流频率为 10 kHz。图 5 对比了施加等离子体激励时,实验与不同湍流模型下叶栅通道中间截面 1 的速度分布云图,图中 v_{out} 为实验段出口速度。可以看出,realizable $k-\epsilon$ 湍流模型未能捕捉到端壁面的下通道涡,SST $k-\omega$ 湍流模型与标准 $k-\omega$ 湍流模型均准确体现了下通道涡的影响,同时在叶顶区域的泄漏涡与实验结果吻合较好,但标准 $k-\omega$ 湍流模型更好地展示了叶顶区域等离子体激励诱导向上流动的流场形态。图 6 给出了图 5 中黑色虚线上沿叶高方向 z 的速度分布。标准 $k-\omega$ 湍流模型与 SST $k-\omega$ 湍流模型均能较好吻合实验数据。考虑到标准 $k-\omega$ 湍流模型更符合叶顶流场形

态,本文将采用标准 $k-\omega$ 湍流模型进行数值计算。可以看出,所发展的数值模型能准确模拟环形电极 DBD 等离子体激励对叶顶流场的影响。

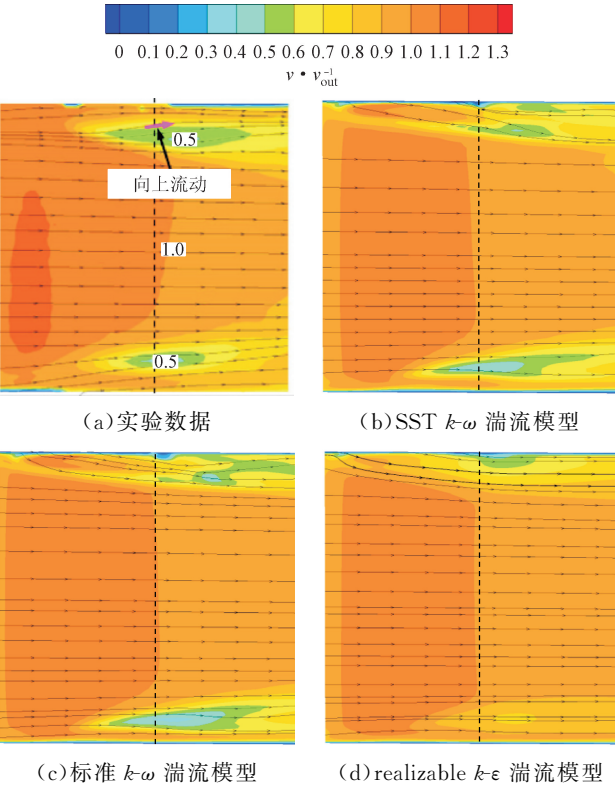


图 5 不同湍流模型得到速度分布与实验数据^[23]对比
Fig. 5 Comparison of velocity contours among the different turbulence models and experimental data^[23]

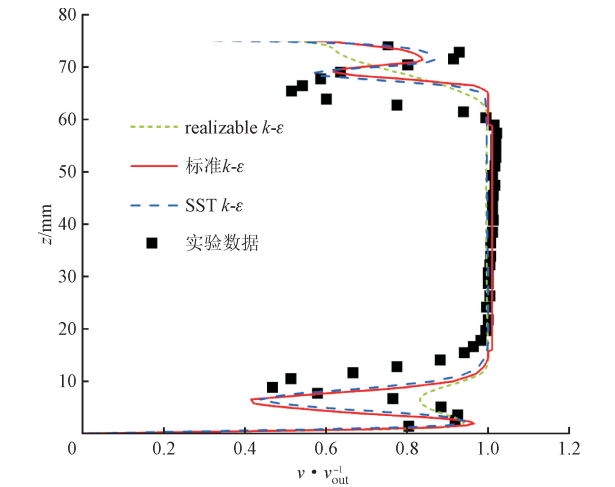


图 6 不同湍流模型下沿叶高方向的速度分布对比
Fig. 6 Comparison of velocity along blade among the different turbulence models

2 结果与讨论

2.1 激励电压对叶顶泄漏流控制的影响

本小节在 10 kHz 激励频率下,对比分析了 9、

13、17 kV 激励电压下等离子体激励对叶顶泄漏流动的控制效果。

2.1.1 激励电压对叶顶泄漏损失的影响

为评估等离子体激励对叶顶泄漏损失的降低效果,定义总压损失系数

$$C_{pt} = \frac{p_{t,0} - p_t}{p_{t,0} - p} \quad (2)$$

式中: $p_{t,0}$ 为进口总压; p_t 为当地总压; p 为当地静压。

不同激励电压下,叶栅通道 120% C_{ax} 截面处的总压损失系数分布云图如图 7 所示。可以看出:未施加等离子体激励时,叶栅通道下游的泄漏涡与通道涡在叶顶区域形成较大的损失范围;在低激励电压 9 kV 下,叶顶泄漏涡得到一定抑制,机匣壁面附近的高损失区域面积减少;高激励电压 13 kV 使得叶顶区域的高损失范围明显减小,表现出等离子体激励对叶顶泄漏流动的有效控制;随着激励电压进一步增大至 17 kV,机匣壁面附近高损失区的强度和范围未出现明显变化,但叶高中部附近的总压损失有所增大。

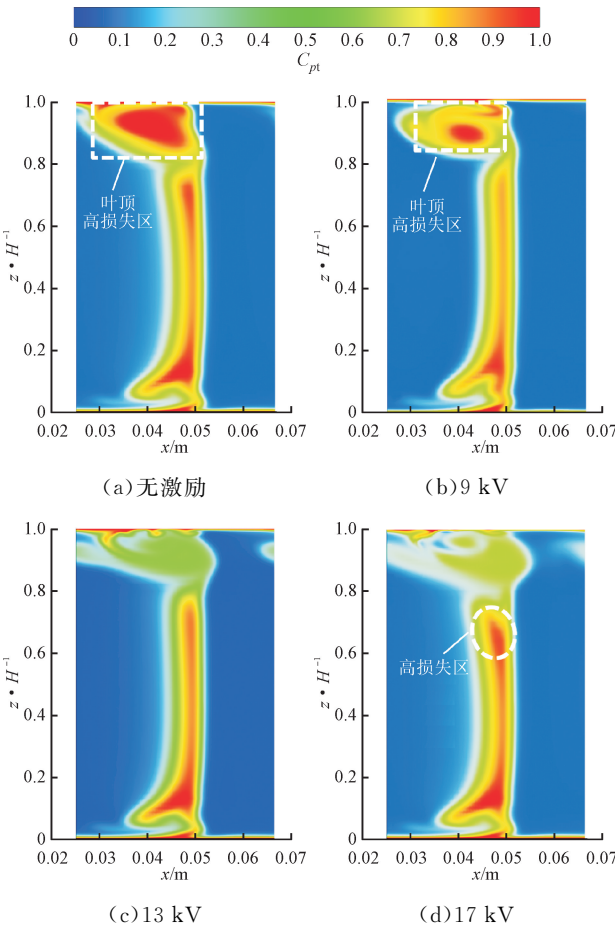


图 7 120% C_{ax} 截面处不同激励电压总压损失系数云图
Fig. 7 Contour of total pressure coefficient with different actuation voltage at 120% C_{ax} section

为进一步分析激励电压对流动损失的影响,图 8 给出了叶栅通道 120% C_{ax} 截面处,展向平均总压损失系数 $\bar{C}_{pt}$ 沿叶高的分布。可以看出,由于等离子体激励作用在叶顶间隙区域,因此流动控制效果主要存在于 50% 叶高以上的区域,其余区域的总压损失系数在不同工况下无明显差异。在等离子体激励影响范围内,不同激励电压对叶顶泄漏流动均具有一定的控制效果,且随着激励电压的增加,流动控制效果加强,总压损失系数降低也更明显。需要指出的是,在 17 kV 激励电压作用下,70% 叶高附近的总压损失系数大于无等离子体激励工况所对应的总压损失系数。

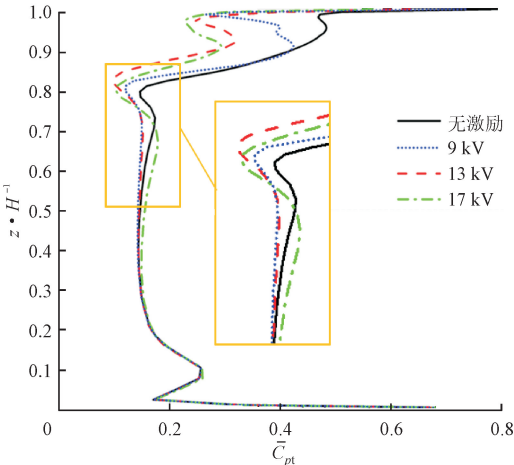


图 8 120% C_{ax} 截面处不同激励电压下展向平均总压损失系数
Fig. 8 Spanwise-averaged total pressure loss coefficient with different actuation voltage at 120% C_{ax}

不同激励电压下,叶栅通道 120% C_{ax} 截面处的平均总压系数如表 3 所示。可以看出,相较于无等离子体激励,施加 9 kV 的激励电压将平均总压损失系数降低了 7.34%,施加 13 kV 的激励电压将平均总压损失系数降低了 15.72%,而施加 17 kV 激励电压时,平均总压损失系数降低的幅度有所减小。综上所述可知,在 10 kHz 激励频率下,不同激励电压均能有效降低叶栅通道下游的流动损失,13 kV 激励电压工况下具有最佳的叶栅气动性能。

表 3 不同激励电压下 120% C_{ax} 截面的平均总压损失系数
Table 3 Area-average total pressure coefficient at 120% C_{ax} section with different actuation voltage

工况	平均总压损失系数	相对降低量/%
无激励	0.220 8	
9 kV	0.204 6	7.34
13 kV	0.186 1	15.72
17 kV	0.191 3	13.36

2.1.2 激励电压对叶顶泄漏损失的影响机理

图 9 给出了激励电压变化对叶顶截面静压系数与流场的影响。静压系数 C_{ps} 定义为

$$C_{ps} = \frac{p - p_1}{p_{1,0} - p_1} \tag{3}$$

式中: p_1 为涡轮出口静压。

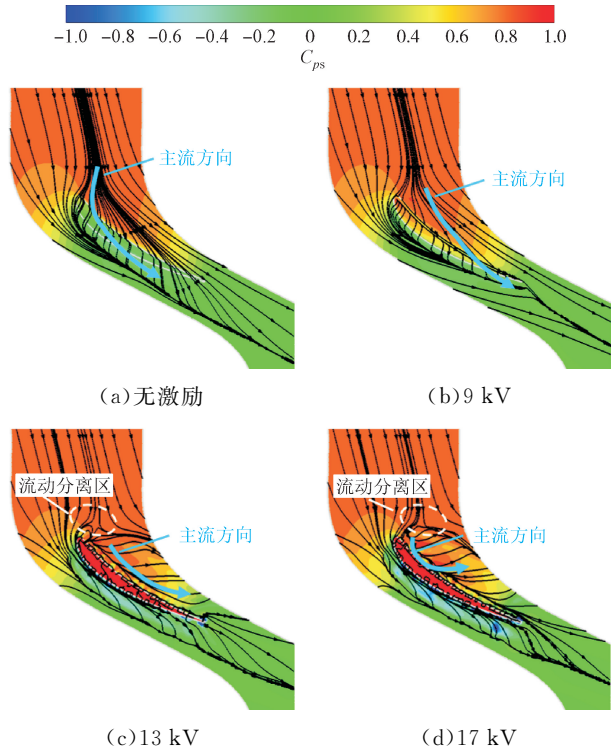


图 9 不同激励电压下叶顶静压系数云图与流线分布
Fig. 9 Contours of static pressure coefficient and distribution of streamlines with different actuation voltage at the blade tip

在较低激励电压 9 kV 下,叶顶前缘区域开始形成明显的高压区域,沿着叶顶中弧线的方向压力逐渐减小,在叶顶中部与尾缘区域压力侧处静压仍大于间隙内的静压,未能对叶顶泄漏流动形成有效抑制;在更高的激励电压 13 kV 和 17 kV 下,白色线框标记的叶顶前缘附近出现强烈的流动分离,叶顶高压区域能够均匀覆盖完整的叶顶间隙,压力侧的主流难以克服压差形成间隙泄漏流动。此外,在等离子体激励电压较低时,叶顶压力侧与吸力侧并未形成明显的诱导流动,间隙两侧的静压系数分布较为均匀;在较高的激励电压下,叶顶间隙两侧形成强烈的诱导流动,造成明显的静压波动;当激励电压进一步增加时,叶顶压力侧与吸力侧的诱导涡范围扩大,静压波动更加明显,进一步导致了叶栅通道内更大的气动损失,这也与图 7、图 8 中 17 kV 激励电压作用下在叶栅下游 70% 叶高附近出现的较高总压损失相符合。

图10给出了不同激励电压下,85%~100%叶高处的涡量和总压损失系数云图以及叶顶间隙截面 $P_1 \sim P_3$ 速度分布,图中叶顶间隙内的流动型态由白色虚线标出。涡量 Ω 定义如下

$$\Omega =$$

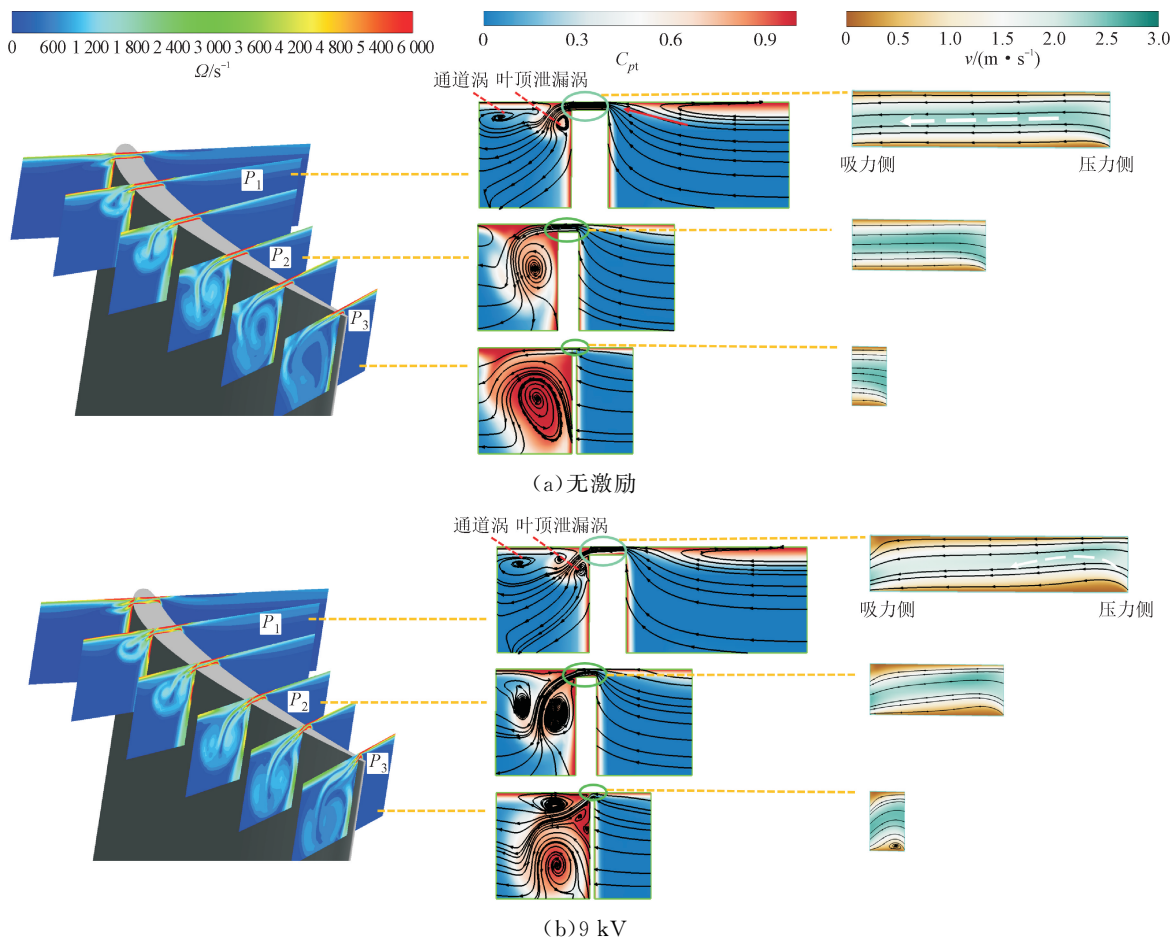
$$\left[\left(\frac{\partial v_z}{\partial y} - \frac{\partial v_y}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial y} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

式中: v_x 、 v_y 、 v_z 分别为 x 、 y 、 z 方向的速度。

从图10可以看出,未施加等离子体激励时,压力侧主流进入叶顶间隙形成叶顶泄漏涡,泄漏涡卷吸机匣壁面附近的低动量流体并压制相邻的通道涡,逐渐在叶顶吸力侧占据主导地位,最终在叶顶尾缘附近形成大范围的高损失区域。在低激励电压9 kV作用下,叶顶压力侧与机匣吸力侧边界层厚度增加,对叶顶间隙内流体形成阻碍作用,叶顶泄漏流得到一定抑制,泄漏涡强度减弱,而与泄漏涡旋向相反的通道涡得到一定增强,随着流动的发展,通道涡不断增强并挤压泄漏涡,最终叶顶尾缘附近的通道涡贴近机匣面,泄漏涡更加远离壁面,叶顶高损失范围有所减小。如图9所示,高激励电压13 kV和17 kV下,叶顶前缘发生流动分离,叶顶间隙内形成大尺寸涡系结构,同时

叶顶压力侧与吸力侧形成的诱导涡也占据了主导地位。其中,吸力侧诱导涡紧贴机匣壁面并压制旋向相反的通道涡,而压力侧形成的尺寸较大的诱导涡,进一步阻碍主流侵入叶顶间隙。需要指出的是,尽管高激励电压下形成了大尺寸的诱导涡,叶顶尾缘截面处并未出现大范围的高损失区域,可以认为诱导涡结构对叶栅通道气动性能的影响并不显著。此外,17 kV与13 kV激励电压对叶顶流场的控制效果类似,但过高的激励电压不仅需要更高的能量输入,而且对泄漏流的控制效果没有明显提升,因此在一定的激励频率下,存在对应的最佳激励电压值。

不同激励电压下的等离子体流动控制效果具有显著差异。图11总结了等离子体激励电压对叶顶间隙流动的影响。可以看出,随着激励电压的增加,叶顶间隙的高压覆盖范围扩大,同时进一步增强诱导涡强度,叶顶泄漏流与泄漏涡逐渐消失,叶顶间隙内部由等离子体激励形成的间隙涡占主导地位。需要指出的是,叶栅通道涡的发展同样受到激励电压的影响,低激励电压下泄漏涡被削弱,通道涡向机匣壁面发展并压制泄漏涡,而高激励电压下泄漏涡消失,吸力侧较强的诱导涡紧贴机匣壁面,对旋向相反的通道涡形成抑制作用。



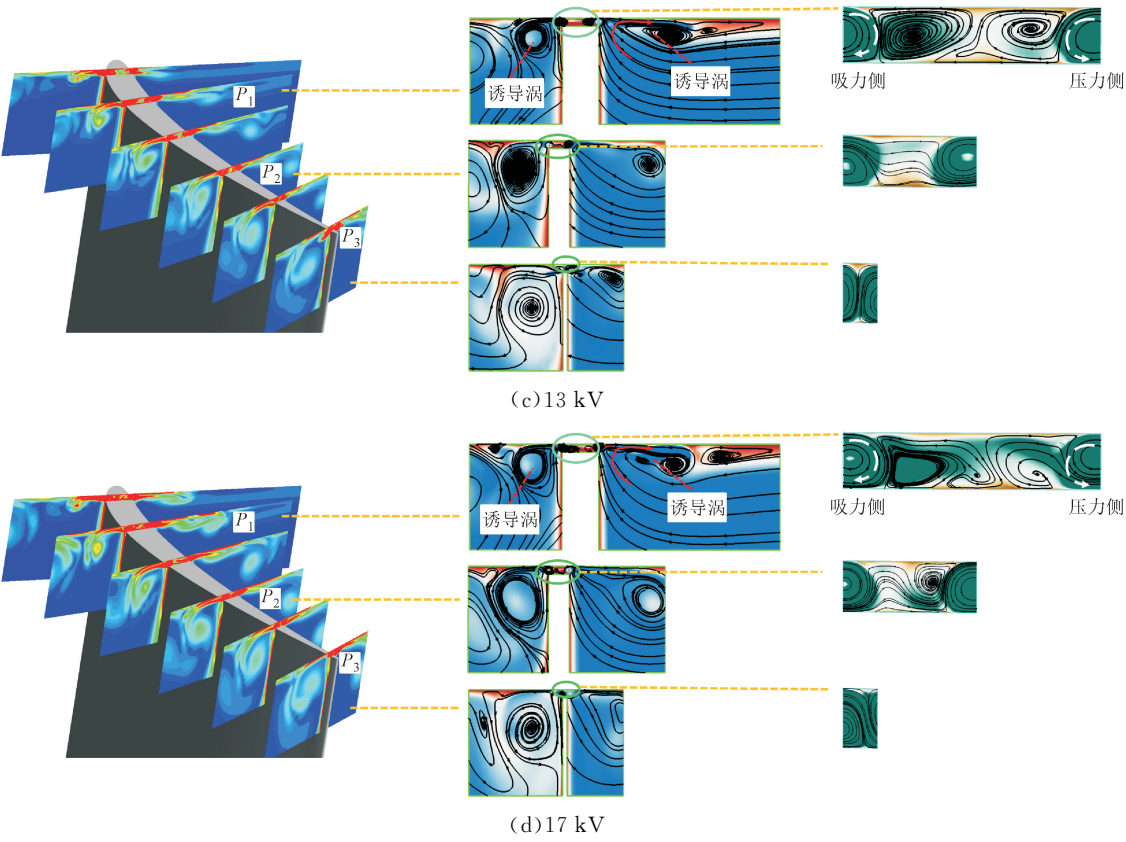


图 10 不同激励电压下特征截面总压损失系数与涡量云图以及速度分布

Fig. 10 Contours of vortex and total pressure loss coefficient and distribution of streamlines with different actuation voltage at characteristic section

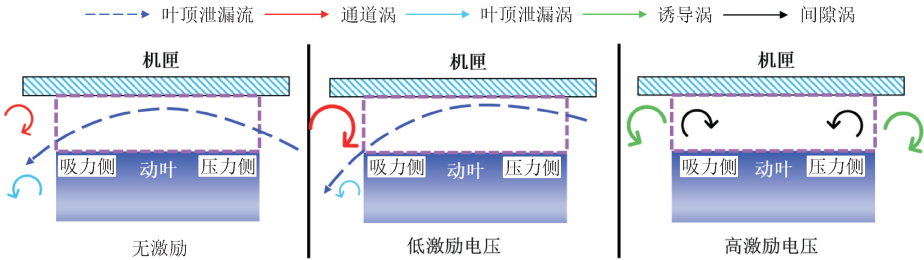


图 11 不同激励电压下叶顶区域流动特征

Fig. 11 Flow characteristics with different actuation voltage at the blade tip

2.2 激励频率对叶顶泄漏流控制的影响

本节基于激励电压为 13 kV,研究了 8、10、12 kHz 不同激励频率对叶顶泄漏流控制的影响。

2.2.1 激励频率对叶顶泄漏损失的影响

图 12 对比了不同激励频率下的总压损失系数云图。可以看出,在不同激励频率下,叶顶区域的高损失范围并未出现明显变化,说明在较低激励频率下,等离子体激励仍能对叶顶泄漏流形成有效控制。低激励频率下的高损失区域呈现出完整的椭圆形状,随着激励频率的增加,叶顶两侧的诱导涡进一步

增强,通道涡被抑制,最终叶栅通道下游由诱导涡引起的高损失区覆盖更大面积,通道涡形成的损失区紧贴诱导涡且范围逐渐减小。

图 13 给出了叶栅通道 120% C_{ax} 截面处,展向平均总压损失系数沿叶高的分布。可以看出,75%叶高以下区域,不同激励频率的总压损失系数曲线接近重合,其余区域的总压损失系数曲线没有显著变化。但是,在低激励频率(8 kHz)下,机匣壁面附近的总压损失系数较高,表明低激励频率对叶顶泄漏流动的控制较弱。

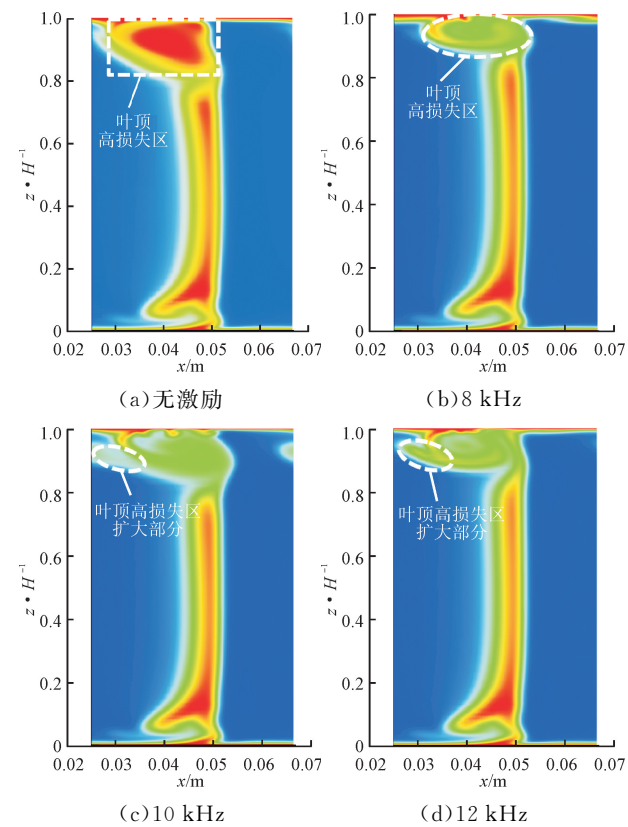


图 12 120% C_{ax} 截面处不同激励频率下总压损失系数云图
Fig. 12 Contour of total pressure coefficient with different actuation frequency at 120% C_{ax} section

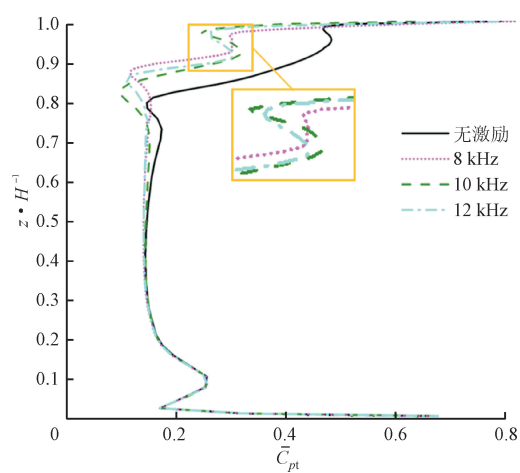


图 13 120% C_{ax} 截面处不同激励频率下展向平均总压损失系数
Fig. 13 Spanwise-averaged total pressure loss coefficient with different actuation frequency at 120% C_{ax}

表 4 对比了下游截面在不同激励频率下的平均总压损失系数。可以看出,随着激励频率的增加,叶栅通道下游的总压损失系数逐渐降低。相较于无等离子体激励工况,8 kHz 工况的总压损失系数降低了 14.86%,10 kHz 工况总压损失系数降低了 15.72%,12 kHz 工况总压损失系数降低了 16.12%,但激励频

率的增加对总压损失的影响逐渐降低。
表 4 不同激励频率下 120% C_{ax} 截面平均总压损失系数

Table 4 Area-average total pressure coefficient at 120% C_{ax}		
工况	平均总压损失系数	相对降低量/%
无激励	0.220 8	
8 kHz	0.188 0	14.86
10 kHz	0.186 1	15.72
12 kHz	0.185 2	16.12

2.2.2 激励频率对叶顶泄漏损失的影响机理
激励频率的增加能够有效降低叶栅通道的气动损失,但降低的幅度变化并不明显,表明激励频率的改变对叶顶泄漏流动并无显著影响。

图 14 对比了不同激励频率叶顶静压系数云图与流线分布。可以发现,当激励电压一定时,激励频率的变化对叶顶间隙处的高压覆盖范围没有明显影响,在较低激励频率下仍能有效抑制叶顶泄漏流动,而叶顶两侧由诱导涡引起的静压波动随着激励频率的提高而增强。这表明激励频率主要影响叶顶吸力侧与压力侧的诱导流动及由诱导流动形成的诱导涡,在低激励频率下叶顶两侧的诱导涡较弱,而随着激励频率的增加,诱导涡也逐渐增强。

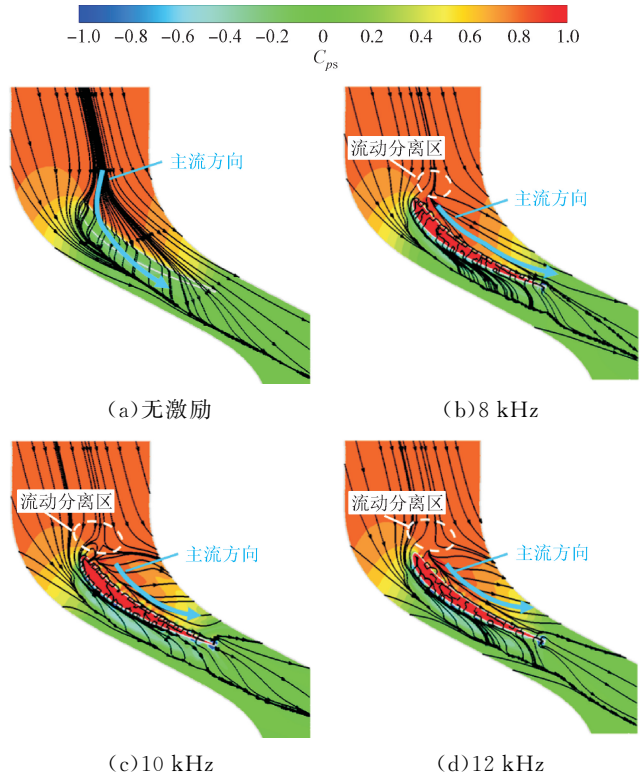


图 14 不同激励频率下叶顶静压系数云图与流线分布
Fig. 14 Contours of static pressure coefficient and distribution of streamlines with different actuation frequency at the blade tip

综上所述可知,激励频率的变化对叶顶间隙内高压区域的影响并不明显,在一定的激励电压下,较低的激励频率仍能抑制叶顶泄漏流动。激励频率的增加使得叶顶两侧的诱导涡增强,旋向相反的通道涡得到抑制,并且通道涡形成的损失区域逐渐减小,高激励频率下的叶栅气动性能进一步提高。

3 结 论

本文发展了环形电极 DBD 等离子体激励器的数值分析模型,研究了等离子体激励下透平动叶叶顶间隙的流动形态,分析了外加电源的激励电压与激励频率对等离子体激励流动控制效果的影响规律。本文主要结论如下。

(1) 环形电极 DBD 等离子体激励器对叶顶泄漏流动的控制主要体现在两个方面。在叶顶间隙内,等离子体激励形成强大的涡系结构,旋涡尺寸能够覆盖机匣与叶顶之间的整个间隙,阻碍压力侧主流进入吸力侧。同时,叶顶两侧出现朝向机匣壁面的诱导流动,在高激励电压下进一步形成紧贴机匣壁面的诱导涡,压力侧的诱导涡同样会卷吸主流低动量流体,抑制泄漏流动,而吸力侧的诱导涡也会对旋向相反的通道涡形成压制。在等离子体激励作用下,叶顶间隙内部与叶顶吸力侧压力侧形成的涡系结构共同抑制了叶顶间隙泄漏流动,在一定的激励电压与激励频率下,等离子体激励能够有效控制叶顶间隙内部及叶顶周围的流动。

(2) 激励频率为 10 kHz 时,等离子体激励的激励电压存在最佳值。增大激励电压能够使得叶顶间隙形成均匀的高压区域,间隙内的旋涡与叶顶两侧的诱导涡结构进一步增强,直至叶顶泄漏涡消失。激励电压为 9 kV 和 13 kV 时,叶栅通道下游截面的平均总压损失系数相比于无激励工况分别下降了 14.45% 和 15.72%。但是,过高的激励电压形成的诱导涡则会一定程度上增加叶栅通道下游的总压损失。

(3) 激励电压 13 kV 时,所研究的激励频率的变化对叶顶间隙高压区域的影响并不明显,随着激励频率的增加,叶顶两侧的静压波动变大,表明激励频率主要影响了诱导涡的强度。在叶栅通道下游截面上,激励频率越高,诱导涡对相邻的通道涡压制作用越强,总压损失也就越低。

参考文献:

[1] KEY N L, ARTS T. Comparison of turbine tip leak-

age flow for flat tip and squealer tip geometries at high-speed conditions [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2006, 128(2): 213-220.

- [2] SAXENA V, EKKAD S V. Effect of squealer geometry on tip flow and heat transfer for a turbine blade in a low speed cascade [J]. *Journal of Heat Transfer*, 2004, 126(4): 546-553.
- [3] JUNG J S, KIM I, JOO J S, et al. Experimental study on aerodynamic loss and heat transfer for various squealer tips [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2021, 143(5): 051002.
- [4] JUNG J S, KWON O, SON C. An investigation on aerodynamics loss mechanism of squealer tips of a high pressure turbine blade using URANS [C]//ASME Turbo Expo 2016: Turbomachinery Technical Conference and Exposition. New York, NY, USA: ASME, 2016: V02DT44A027.
- [5] LOMAKIN N, GRANOVSKIY A, SHCHAULOV V, et al. Effect of various tip clearance squealer design on turbine stage efficiency [C]//ASME Turbo Expo 2015: Turbine Technical Conference and Exposition. New York, NY, USA: ASME, 2015: V02AT38A017.
- [6] GARG A, VADLAMANI N R, SRINIVASAN B. Aerothermal performance of axially varying winglet-squealer blade tips [C]//ASME Turbo Expo 2022: Turbomachinery Technical Conference and Exposition. New York, NY, USA: ASME, 2022: V10BT30A030.
- [7] LI Li, JIANG Dengyu, ZHOU Chao, et al. Near tip loss control with a winglet baffle cavity tip in a turbine cascade [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2021, 143(10): 101007.
- [8] 付云峰, 孟睿, 俞建阳, 等. 球底蜂窝组合叶顶对涡轮叶尖泄漏流动的控制 [J]. *工程热物学报*, 2018, 39(11): 2382-2388.
- FU Yunfeng, MENG Rui, YU Jianyang, et al. Control of tip clearance flow of turbine cascade with spherical-bottom honeycomb tip [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2018, 39(11): 2382-2388.
- [9] 杜昆, 李华容, 王力泉, 等. 多腔室凹槽对涡轮叶顶流动传热特性影响的数值研究 [J]. *推进技术*, 2022, 43(10): 313-321.
- DU Kun, LI Huarong, WANG Liquan, et al. Numerical investigations of multi-cavity tip effects on turbine blade tip flow and heat transfer characteristics [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(10): 313-321.
- [10] 许承天, 白波, 李志刚, 等. 涡轮动叶倾斜肩壁凹槽状叶顶气动性能研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2023,

- 57(5): 46-57.
- XU Chengtian, BAI Bo, LI Zhigang, et al. Research on aerodynamic performance of gas turbine blade squealer tip with inclined rim [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2023, 57(5): 46-57.
- [11] ROTH J R, SHERMAN D M, WILKINSON S P. Boundary layer flow control with a one atmosphere uniform glow discharge surface plasma [C]//36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 1998: AIAA 1998-328.
- [12] ROTH J R, DAI Xin. Optimization of the aerodynamic plasma actuator as an electrohydrodynamic (EHD) electrical device [C]//44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2006: AIAA 2006-1203.
- [13] ENLOE C L, FONT G I, MCLAUGHLIN T E, et al. Surface potential and longitudinal electric field measurements in the aerodynamic plasma actuator [J]. AIAA Journal, 2008, 46(11): 2730-2740.
- [14] TAKIZAWA Y, MATSUDA A, KIKUCHI K, et al. Optical observation of discharge plasma structure in DBD plasma actuator [C]//38th Plasmadynamics and Lasers Conference. Reston, VA, USA: AIAA, 2007: AIAA 2007-4376.
- [15] PORTER C O, MCLAUGHLIN T E, ENLOE C L, et al. Boundary layer control using a DBD plasma actuator [C]//45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2007: AIAA 2007-786.
- [16] 王斌, 李华星, 郝江南. 新型等离子体激励器对流动分离点控制 [J]. 实验流体力学, 2013, 27(2): 31-34.
- WANG Bin, LI Huaxing, HAO Jiangnan. Flow separation point control by new plasma actuator [J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2013, 27(2): 31-34.
- [17] ZHAO Jintao, ZHANG Hexiang, MENG Xuanshi, et al. Aerodynamic effects of a tube-type AC-DBD plasma actuator [C]//AIAA AVIATION 2023 Forum. Reston, VA, USA: AIAA, 2023: AIAA 2023-3747.
- [18] VAN NESS D K II, CORKE T C, MORRIS S C. Stereo PIV of a turbine tip clearance flow with plasma actuation [C]//45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2007: AIAA 2007-647.
- [19] MATSUNUMA T, SEGAWA T. Tip leakage flow reduction of a linear turbine cascade using string-type DBD plasma actuators [C]//ASME Turbo Expo 2018: Turbomachinery Technical Conference and Exposition. New York, NY, USA: ASME, 2018: V02BT41A026.
- [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] SUZEN Y N, HUANG P G, JACOB J D, et al. Numerical simulations of plasma based flow control applications [C]//35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2005: AIAA 2005-4633.
- [22] ARAM S, LEE Y T, SHAN Hua. Numerical analysis of SDBD-plasma based separation control on the blades of a rotating impeller [C]//ASME 2016 Fluids Engineering Division Summer Meeting collocated with the ASME 2016 Heat Transfer Summer Conference and the ASME 2016 14th International Conference on Nanochannels, Microchannels, and Minichannels. New York, NY, USA: ASME, 2016: V01AT02A002.
- [23] YU Jianyang, YU Jianing, CHEN Fu, et al. Numerical study of tip leakage flow control in turbine cascades using the DBD plasma model improved by the parameter identification method [J]. Aerospace Science and Technology, 2019, 84: 856-864.
- [24] WANG Zhao, YU Jianyang, CHEN Fu, et al. Effect of multiple DBD plasma actuators on the tip leakage flow structure and loss of a turbine cascade [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2019, 77: 377-387.
- [25] MATSUNUMA T, SEGAWA T. Vortex structure for reducing tip leakage flow of linear turbine cascade using dielectric barrier discharge plasma actuator [J]. Aerospace Science and Technology, 2023, 136: 108215.
- [26] 张芝涛. 大气压窄间隙 DBD 等离子体源与应用基础研究 [D]. 大连: 大连海事大学, 2003: 50-54.

(编辑 陶晴)