

除湿槽对涡轮叶栅非平衡凝结流动的影响

鞠凤鸣, 颜培刚, 陈晓娜, 韩万金

(哈尔滨工业大学 能源科学与工程学院, 150001 哈尔滨)

摘要: 为准确模拟汽轮机末级长叶片湿蒸汽流场, 基于双流体模型开发了汽液两相非平衡凝结流动计算方法, 对表面开设除湿槽的某汽轮机末级叶片进行数值研究, 分析涡轮叶栅内不同除湿槽结构对非平衡凝结流动的影响及作用特点. 结果表明, 在叶片表面吸力面开设的除湿槽能有效降低叶栅喉部水滴成核率, 从而降低相变引起的非平衡凝结损失, 使叶栅出口的较大直径水滴数目显著减少; 具有较大的来流进口宽度和引流结构的除湿槽结构, 有利于提高湿蒸汽级长叶片表面的水膜抽吸效果.

关键词: 汽轮机; 叶片; 湿蒸汽; 除湿槽; 两相流动; 非平衡凝结

中图分类号: V231.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2013)09-0035-07

Influence of moisture removal slot on wet steam non-equilibrium condensation flow in turbine cascade

JU Fengming, YAN Peigang, Chen Xiaona, HAN Wanjin

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

Abstract: To provide precise simulation for the flow field of steam turbine last stage, the calculation method for the vapor-liquid two-phase non-equilibrium condensing flow was developed based on the two-fluid model. The numerical simulation of moisture removal slot on the surface of a steam turbine last stage blades was carried out, and the influence of different moisture removal slot structures on the non-equilibrium condensing flow of turbine cascade was analyzed. The results show that the moisture removal slot set on the blade suction surface can effectively reduce the nucleation rate of water droplets near the throat region of cascade, therefore decrease the loss of non-equilibrium condensation caused by phase transition, significantly reduce the number of larger diameter water droplets at the outlet of the blade cascade. Due to larger inflow width and more reasonable moisture removal structure, the scheme II is more beneficial to improve the suction effect of the water film on the surface of long blade in the wet steam stage.

Key words: steam turbine; blade; wet steam; moisture removal slot; two-phase flow; non-equilibrium condensation

在电力需求日益增长以及能源趋紧的情况下, 人们对蒸汽透平装置的效率提出了更高的要求, 这也使得技术人员逐渐重视蒸汽透平内的湿蒸汽两相流动问题. 在蒸汽透平中, 蒸汽快速膨胀产生的非平衡凝结流动现象是引起透平效率降低

的重要原因^[1]. 在汽轮机中, 由非平衡凝结流动而产生的水滴主要有两种形态: 一次水滴和二次水滴, 它们都是产生不可逆损失的主要因素. 此外, 二次水滴以较大的进口角和较高的相对速度撞击在下游动叶片上, 从而对叶片产生侵蚀. 为了减小湿蒸汽产生的弊端, 在静叶表面开设除湿槽成为一种有效的防蚀除湿技术^[2-5], 并且正在受到研究者广泛的关注.

从本质上弄清楚自发凝结现象及其产生的影响是研究蒸汽流动的关键^[6]. 国内外学者针对考

收稿日期: 2012-09-20.
基金项目: 国家自然科学基金创新群体(51121004).
作者简介: 鞠凤鸣(1971—), 男, 博士研究生;
韩万金(1942—), 男, 教授, 博士生导师.
通信作者: 颜培刚, peigang_y@sina.com.

虑自发凝结的湿蒸汽两相流动数学方法进行了大量的研究工作. Bakhtar^[7]、Young^[8-9]、White^[10]、Singh^[11]、Schnerr^[12]等人针对二维和三维流动分别建立了相应的数学模型,并进行了数值模拟与实验验证,得到了较好的计算结果. 国内学者^[13-17]采用 Euler/Euler 双流体模型,并发展了考虑相间速度滑移和湍流扩散的湍流模型,研究喷管和叶栅中蒸汽流动的基本物理现象,这些都为研究带除湿槽结构的汽轮机末级叶片提供了基础. 但是在此基础上研究叶片表面除湿槽结构对水滴的凝结、生长以及不同除湿槽结构除湿效果方面的研究仍然不多见.

本文根据实验条件设计了两两种除湿槽结构,拟通过数值模拟为实验提供初步方案. 采用基于双流体模型和 $k-\varepsilon-k_p$ 湍流模型的计算方法,对表面开设两种除湿槽结构的汽轮机末级叶片进行了数值模拟,研究了两种不同结构的除湿槽对凝结成核过程的影响以及叶栅出口处湿蒸汽各参数的分布情况.

1 数值方法

本文借助 fluent 提供的二次开发接口,通过自行开发能够描述湿蒸汽两相流动的双流体模型计算程序,嵌入 fluent-UDF 求解器进行求解. 计算方法采用 Euler/Euler 坐标系下全三维汽液两相流动控制方程,求解过程考虑两相之间速度滑移和湍流扩散.

1.1 气相控制方程

连续方程为

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_g u_j)}{\partial x_j} = -\dot{m};$$

动量方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho_g u_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_g u_i u_j)}{\partial x_j} = & -\frac{\partial p_{\text{eff}}}{\partial x_i} + \Delta \rho_g g_i + \\ & \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ (\mu + \mu_t) \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \delta_{ij} \right] \right\} + \\ & \frac{\rho_m Y}{\tau_{\text{tp}}} G (u_{pi} - u_i) - u_i \dot{m}; \end{aligned}$$

能量方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho_g e)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_g u_j e)}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) - \\ & \frac{\partial (p u_j)}{\partial x_j} + \frac{\partial [(\tau_{kji})_{\text{eff}} u_{ki}]}{\partial x_j} - \dot{m} (h_l - h_{ig}). \end{aligned}$$

1.2 气体状态方程

采用三阶维里方程

$$p = \rho_g R T_g (1 + B \rho_g + C \rho_g^2).$$

定压比热容计算公式为

$$C_{pg} = C_{p0}(T_g) + R \{ [(1 - \alpha_g)(B - B_1) - B_2] \rho_g + [(1 - 2\alpha_g T_g)C + (\alpha_g T_g)C_1 - C_2/2] \rho_g^2 \}.$$

其中: B, C 分别为二阶和三阶维里系数, B_1, B_2, C_1, C_2 分别为其一、二阶导数.

1.3 液滴控制方程

连续方程为

$$\frac{\partial (\rho_m Y)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m Y u_{pj})}{\partial x_j} = \dot{m};$$

动量方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho_m Y u_{pi})}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m Y u_{pi} u_j)}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma \frac{\partial u_{pi}}{\partial x_j} \right) + \\ & \rho_m Y g_i + (u_i - u_{pi}) \dot{m} + \frac{\rho_m Y}{\tau_{\text{tp}}} G (u_i - u_{pi}); \end{aligned}$$

液滴数量控制方程为

$$\frac{\partial (\rho_m N)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m N u_j)}{\partial x_j} = \rho_g I;$$

气相、液相和水蒸汽密度的关系为

$$\rho_g = \rho_m (1 - Y), \rho_p = \rho_m Y.$$

湍流模型采用考虑相间滑移的两相湍流模型.

1.4 液滴生长模型

相变主要包括两个过程,一是自发凝结成核,一是水滴的生长,因此准确描述成核及水滴生长这两个过程对湿蒸汽两相流动的数值模拟尤为重要. 本文成核模型选用 Kantrowitz 的成核率表达式^[18],在经典成核理论的基础上考虑了液滴与周围蒸汽非等温效应的影响,水滴生长模型则采用 Hill 表达式^[19].

液滴质量生成率为

$$\dot{m} = (1 - Y) J \rho_l \frac{4\pi r_c^3}{3} + 4\pi r^2 \frac{\partial r}{\partial t} \rho_l N;$$

液滴成核率为

$$I = \frac{q_c}{(1 + \theta)} \frac{\rho_g}{\rho_l} \sqrt{\frac{2\sigma}{M_m^3 \pi}} e^{-\left(\frac{4\pi r_c^2 \sigma}{3K_b T_g}\right)};$$

液滴临界半径为

$$\tau_c = \frac{d_p^2 \rho_l}{18\mu} \left(1 + \frac{1}{6} Re_p^2 \right);$$

液滴生长率为

$$\frac{\partial r}{\partial t} = \frac{p}{\rho_l h_{ig}} \frac{(\gamma + 1)}{\sqrt{2\pi RT}} C_p (T_d - T).$$

式中: I 为每千克气相质量每单位时间内凝出的液滴数量,即成核率; q_c 为凝结系数; K_b 为

Boltzmann 常数; M_m 为单个水分子质量; σ 为液体表面张力,通过水平面表面张力进行修正; T_g 为蒸汽温度; ρ_l 为液体在温度 T 下的密度; ρ_g 为气相密度; θ 是非等温效应的修正因子, T_d 为液滴温度.

2 算法验证

将本文开发的双流体模型计算方法与实验数据进行对比验证,实验模型选自某汽轮机末级动叶顶部叶型^[20],如图 1 所示. 表 1 给出了实验工况的进口总温、总压、饱和温度、过冷度、进口总压和出口静压之比. 根据入口过冷度的不同,工况 1、2 分别对应过热和凝结流动两种情况.

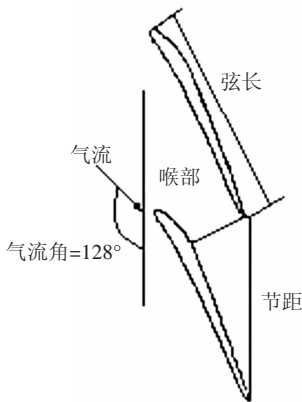


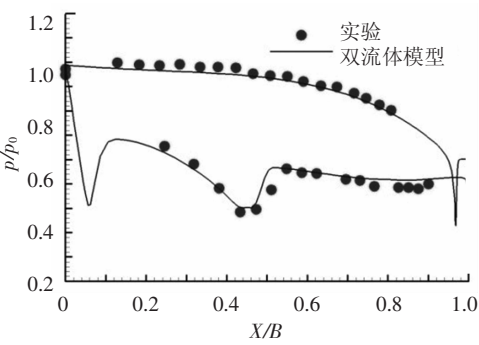
图 1 平面叶栅示意图

表 1 white 实验各工况参数

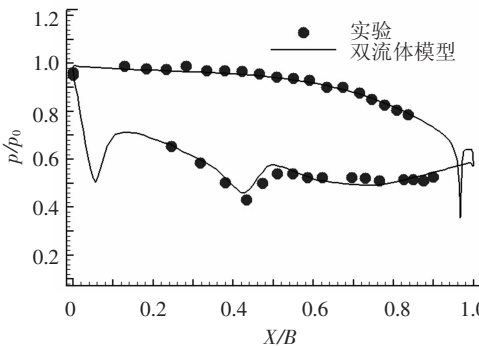
实验 编号	p_0 / kPa	T_0 /K	T_s / K	ΔT /K	p_0/p_2
1	99.7	403.3	372.7	+30.6	1.81
2	101.4	358.7	373.2	-14.5	1.81

图 2 给出了工况 1、2,即过热工况和凝结工况下的叶片表面压力分布曲线,通过将计算结果与实验数据对比可以看到,数值模拟能够准确的预测由于凝结释放气化潜热而产生的压力突升的位置及大小,结果与实验数据吻合很好,表明本文开发的计算方法具有较高的可靠性.

由图 2 可知,在亚声速条件下,过热和凝结两个工况下的叶片表面型面压力在大约 40% 轴向弦长处出现压力跳跃,但过热工况压力跳跃更大;在跨声速条件下,对于过热工况,蒸汽在叶片吸力面过膨胀流动后,产生较强的气动激波,压力阶跃更大;凝结工况则是由于蒸汽凝结释放潜热引起凝结冲波,与气动激波相比,凝结激波强度较小.



(a) 工况 1



(b) 工况 2

图 2 实验叶栅表面压力分布曲线

3 不同除湿槽结构非平衡凝结流动分析

以某汽轮机末级静叶 70% 叶高的叶型为研究对象,采用本文计算方法对考虑除湿槽的非平衡凝结流场进行数值模拟. 计算条件为: 入口总压为 0.033 4 MPa,总温 350 K,叶栅出口静压 0.015 MPa,入口相对湿度为 0.05,除湿槽出口给定静压 0.01 MPa. 进气条件为轴向进气. 计算网格如图 3(a)所示,本文对方案 1 和方案 2 两种开槽结构进行研究,两种开槽的位置保持一样,结构如图 3(b)、(c)所示.

3.1 除湿槽对成核过程的影响

在静叶表面开设缝隙除湿主要是利用缝隙内外的压差去除水膜,防止水膜撕裂形成二次水滴对动叶产生水蚀. 这种利用缝隙去湿的效果与多种因素有关,如缝隙的开设位置、宽度、缝隙与叶片表面的夹角以及压差和气流速度等. 本文选取了两种开槽结构作为研究对象,分析不同的开槽结构对凝结流动的影响,并考察叶栅出口处各液相参数的变化.

图 4 表示除湿槽处流场压强和速度分布,其中 (a) 表示无除湿槽结构的叶栅局部流场参数, (b) 和 (c) 分别表示两种除湿槽附近流场参数,即方案 1 和

方案 2. 观察两个方案的流场分布, 方案 1 入口处宽度较小且与主流方向夹角较小, 与主流方向较小的夹角可以使主流流体流入槽内时速度方向变化较小, 减小不可逆损失, 但是入口处较小的宽度却使槽附近速度的不均匀性增加. 此外, 方案 2 中进口宽度的增大和来流一侧几何过渡的缝隙壁

面, 使同一位置下的方案 2 在槽内具有更大的抽吸速度, 槽的抽吸力较强, 能够有效地克服壁面主流区的汽流剪切力对水膜的携带作用, 同时也更好地克服了水膜表面张力对水膜吸入叶片空腔的阻力. 因此, 方案 2 较方案 1 有更好的去水效果.

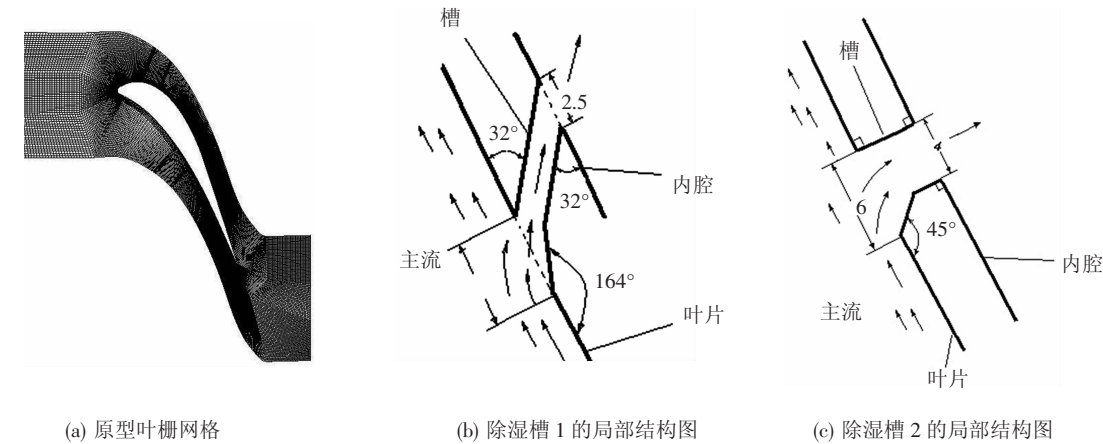


图 3 计算模型

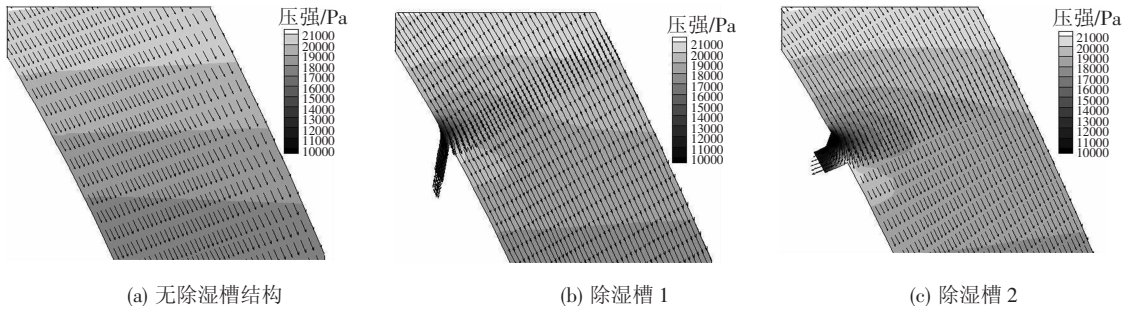


图 4 除湿槽附近流场参数分布

蒸汽在沿叶栅流道向下游膨胀的过程中, 压力减小, 温度降低, 在叶栅的喉部附近, 过冷度迅速跃升, 流动处于热力不平衡状态, 当湿蒸汽偏离平衡态到 Wilson 点位置处时发生凝结. 凝结过程中蒸汽释放汽化潜热, 又使得部分液滴蒸发掉. 这种相变过程通常伴随着气液两相质量、动量的相互交换, 从而造成蒸汽的能量损失.

图 5 给出了原型叶栅和开设不同除湿槽时叶栅流场内对蒸汽取对数后的成核率的分布情况. 从图中可以看出, 除湿槽对叶片表面成核率的峰值及其分布范围都产生了显著的影响. 与原型叶栅相比, 方案 1 成核变化主要表现在成核率峰值略有减小, 而方案 2 在成核率的影响范围和峰值上都有较为明显的变化, 主要表现在成核率的范围向吸力面下游延伸, 成核率的峰值下降更为明显, 同时成核率的等值线分布也更为稀疏, 这些都说明, 合理的开槽结构能够减小较大直径水滴形成的可能性, 并

且使凝结过程平缓, 成核过程更为稳定, 从而减小由于相变引起的不可逆损失. 本文算例表明, 方案 2 的叶栅成核过程比方案 1 更为稳定.

图 6 表示原型和不同开槽结构的涡轮叶栅流场液滴数的分布图. 由图可以看出, 气流在叶栅内的膨胀对成核过程的影响较大, 成核主要出现在吸力面气流流动变化剧烈的喉部及其上下游区域, 除湿槽的开设位置也相应位于该区域内. 在槽口处, 由于除湿槽的抽吸作用, 气流局部加速膨胀, 因而增大除湿槽进口处的过冷度, 形成了槽口附近的成核率局部峰值区, 促使一部分叶栅流道内的湿蒸汽在此处加速凝结. 凝结成核的大量水滴运动到除湿槽附近, 由于受开槽处压差的作用而被抽吸掉或沿槽口叶片壁面向下游运动. 比较方案 1 与方案 2 叶栅的液滴数分布图可以看出, 在近壁面, 方案 2 的液滴数数量大于方案 1, 但在远离壁面处的主流区, 方案 2 对应叶栅的液滴数

量远小于方案 1,由此也指明了两个方案抽吸效果的差异.对比叶栅出口处的周向平均湿度分布数值可知,原型叶栅、方案 1 和 2 分别为 6.7%、6.6% 和 6.2%,方案 2 湿度下降了 0.5%,由此可

以推断,对于三维叶栅,采用方案 2 的开槽方案能获得更好的除湿效果.
本文暂时没有考虑除湿槽是否应该再向吸力面下游位置布置以获得更好的除湿效果.

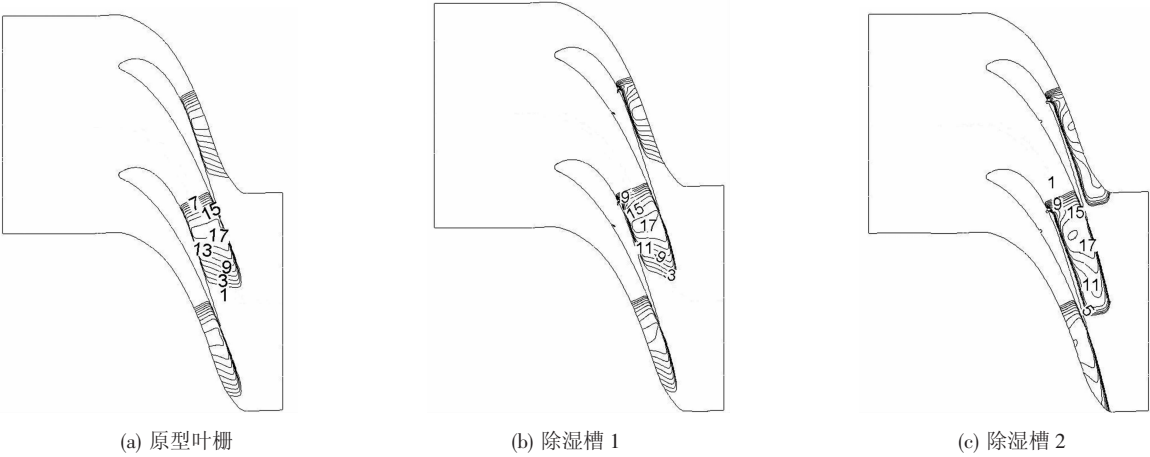


图 5 流场成核率分布(对数分布)

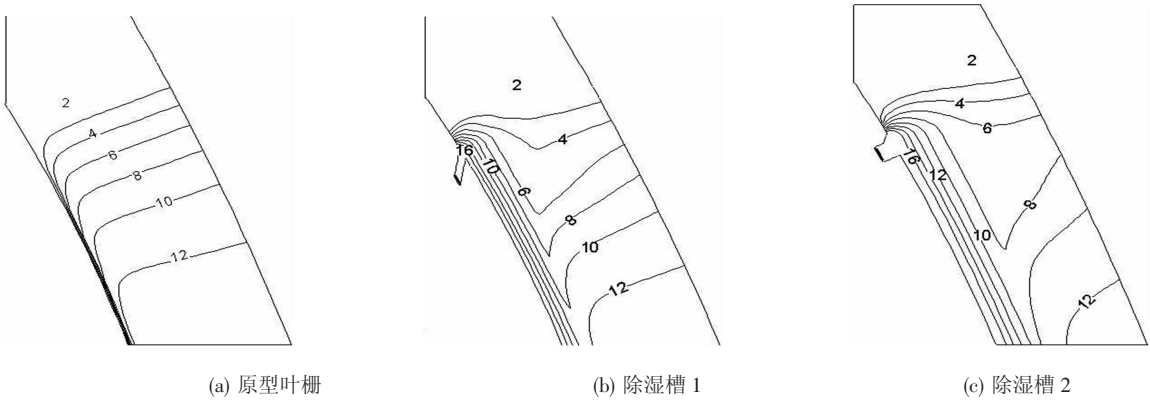


图 6 除湿槽附近水滴数分布(对数分布)

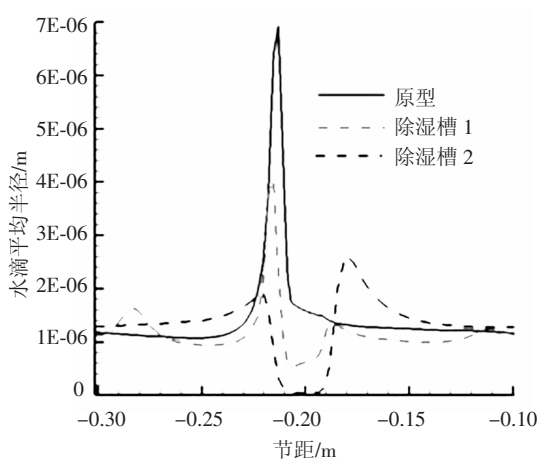
3.2 叶栅出口参数分布

在静叶中由于非平衡凝结流动产生的水滴在主气流的携带作用下继续向下游运动,与叶片撞击,造成叶片的水蚀,使叶栅的气动性能变差,级效率降低,严重时还会对汽轮机的安全性构成威胁,所以分析静叶出口处水滴的各参数对于减小水蚀至关重要.
本文选取叶栅出口 1.5 cm 处的截面作为特征截面来研究各液相参数沿节距的分布.图 7(a)~(d)分别给出了液滴平均半径、液滴生长率、取对数后的水滴数和湿度的分布图,对各液相参数的分析可以根据其分布分为两个部分进行讨论,一是叶片尾缘对应的尾迹区,一是尾迹两侧的主流区.从图 7 可以看出,在尾迹区域,由于扩压作用较叶栅通道中减小,所以与主流区相比,水滴生长率明显减小,湿度也明显小于主流区域.当

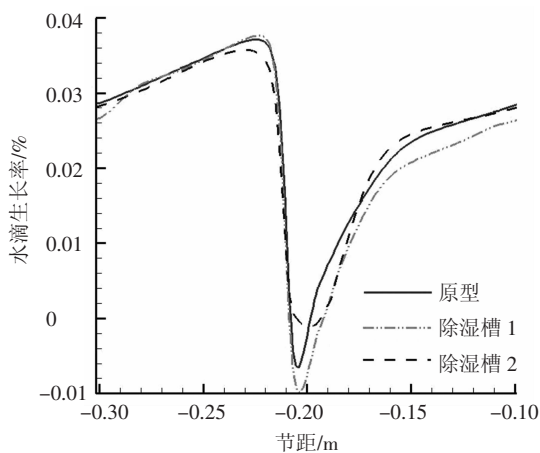
叶片没有采用开槽结构时,沉积在叶片表面的液态水形成的水膜,由于受主气流切应力的作用向出口边运动,在尾缘处被撕裂,形成二次水滴,它也是造成下游叶片水蚀的重要因素.在图 7 中可以看出,原型叶片尾迹区的平均半径远大于主流区;当在叶片表面开设除湿槽以后,由于除湿槽对水膜的抽吸作用和对栅内及近壁面处成核率的影响,槽口处大量较大直径的水滴更易沉积在壁面而被除湿槽抽吸掉,而小水滴则更多地跟随流体越过除湿槽,沿槽口叶片向下游流动导致在叶栅出口尾迹处小液滴数增加,尽管如此,水滴平均半径却显著减小了.而在主流区,液滴平均半径在开槽前后变化不大,但液滴数在开槽后显著降低,叶栅出口湿度由吸力面向压力面方向逐渐减小,开槽后的整个主流区湿度都明显低于原叶型.对比方案 1 与方案 2 在出口处的液相参数分布可以

看出,方案2在主流区出口处的湿度明显低于方案1,说明方案2的除湿槽结构由于具有较大

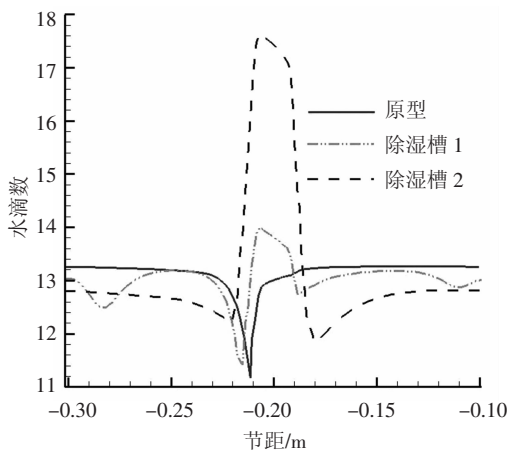
的来流进口宽度和更合理的引流结构,因而具有更好的去湿效果.



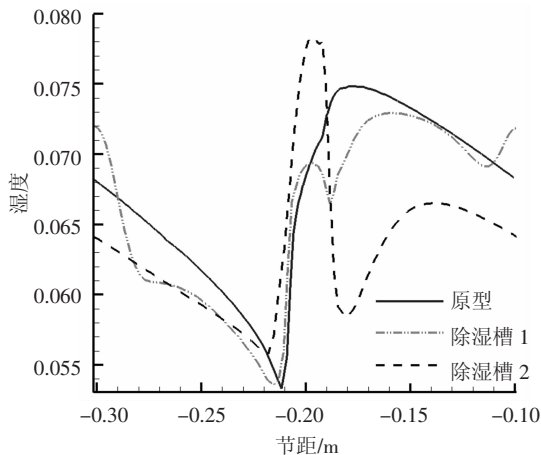
(a) 液滴平均半径



(b) 液滴生长率



(c) 液滴数(对数分布)



(d) 湿度

图7 叶栅出口参数沿节距方向的分布

4 结论

1) 本文所开发的数值方法能够准确的预测非平衡凝结过程中的相变位置及凝结冲波大小,具有较高的可信度.

2) 合理的除湿槽结构能够有效降低叶栅内水滴高成核率区的范围,减缓水滴的凝结过程,使得成核过程更为稳定,有利于减小相变引起的非平衡凝结损失.

3) 开设除湿槽使得叶栅尾迹区水滴的数量有所增加,但水滴的平均半径显著减小,这说明除湿槽结构抑制了危害较大的大水滴的形成,改善下游叶栅的工作环境.此外,开槽结构降低了主流区的湿度,提高了叶栅的气动性能.

4) 设计合理的除湿槽来流侧入口宽度与引

流结构能够改善壁角处的流动状态,增大槽内腔室的抽吸速度,有利于提高对水滴的抽吸效果.

参考文献

- [1] 丰镇平,李亮,李国君. 汽轮机湿蒸汽两相凝结流动数值研究的现状与进展[J]. 上海汽轮机, 2002, 6(2): 1-9.
- [2] 赵亚芳. 湿蒸汽透平级叶栅通道内汽水两相流中水滴清除方法的研究[D]. 西安: 西安交通大学能源与动力工程学院, 2003.
- [3] 姚秀平,俞茂铮,孙弼,等. 核电 600 MW 汽轮机末级空心静叶去湿缝设计研究[J]. 动力工程, 1998, 18(4): 7-14.
- [4] 王新军,毛靖儒,李炎锋,等. 汽轮机静叶缝隙去水效率的实验研究[J]. 汽轮机技术, 1999, 41(3): 164-168.

- [5] GUHA A, YONG J B. Time-marching prediction of unsteady condensation phenomena due to supercritical heat addition [C]//Proceedings of IMechE. London, UK: CUED, 1991: 167 – 177.
- [6] 俞茂铮, 陈孝隆. 存在自发凝结的超音速湿蒸汽双相流[J]. 西安交通大学学报, 1983, 17(1): 23 – 31.
- [7] BAKHTAR F. A study of nucleating flow of steam in a cascade of supersonic blading by the time-marching method[J]. Int J Heat Fluid Flow, 1992, 12(1): 54 – 62.
- [8] YOUNG J B. An equation of status for steam for turbo-machinery and other flow calculations [J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Transactions of ASME, 1988, 110(1): 1 – 7.
- [9] YOUNG J B. Two-dimensional, non-equilibrium, wet-steam calculation for nozzles and turbines cascade [J]. Journal of Turbo-machinery, 1992, 114(3): 567 – 579.
- [10] WHITE A J, YOUNG J B. Time-marching method for the prediction of two-dimensional unsteady flows of condensing steam [J]. Journal Propulsion and Power, 1993, 9(4): 579 – 587.
- [11] SINGH G, HUNT R, MCCALLUM M. Wet steam analysis using euler method for two-dimensional droplet growth and nucleation rate [C]//Proceedings of IMechE. London, UK: CUED, 1999: 783 – 801.
- [12] SCHNERR G, DOHRMANN U. Theoretical and experimental investigation of 2 – D diabatic transonic and supersonic Flow Fields [C]//Proceedings of IUTAM Symposium Transonicum. Berlin, Germany: IUTAM, 1988: 132 – 140.
- [13] 李亮. 存在自发凝结的湿蒸汽两相非平衡凝结流动的数值研究[D]. 西安: 西安交通大学, 2002: 7 – 12.
- [14] 张冬阳, 刘建军, 蒋洪德. 三维湿蒸汽流动快速准确数值模拟方法及应用[J]. 工程热物理学报, 2003, 24(2): 262 – 264.
- [15] 吴晓明, 李亮, 李国军, 等. 基于双流体模型的湿蒸汽凝结流动三维数值模拟[J]. 热能动力工程, 2007, 22(4): 367 – 370.
- [16] 王智, 安连锁, 韩中合. 叶栅形状变化对自发凝结影响的数值研究[J]. 中国电机工程学报, 2009, 35(29): 125 – 130.
- [17] 韩中合, 陈柏旺, 刘刚, 等. 湿蒸汽两相凝结流动中水滴生长模型研究[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(29): 79 – 84.
- [18] TOUFIQUE A B M, MATSUO S, SETOGUCHI T. Effects of condensing moist air on shock induced oscillation around an airfoil in transonic internal flows [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2012, 54(7): 249 – 259.
- [19] HILL P G. Condensation of water vapor during supersonic expansion in nozzles [J]. Journal of Fluid Mech, 1966, 25(2): 593 – 620.
- [20] BEHNAM N, MEHRZAD S, MASOUD Z. A numerical investigation of two-phase flow around a 2 – D turbine's rotor tip [J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2009, 36(6): 632 – 639.

(编辑 杨 波)