

进汽参数对拉伐尔喷管中水蒸气自发凝结的影响

邓清华^{1,2}, 胡乐豪^{1,2}, 石志昊^{1,2}, 丰镇平^{1,2}
(1. 西安交通大学叶轮机械研究所, 710049, 西安;
2. 西安交通大学陕西省叶轮机械及动力装备工程实验室, 710049, 西安)

摘要: 针对不同进汽参数条件下水蒸气从过热区膨胀进入湿蒸汽区的自发凝结规律问题,采用数值模拟方法研究其流过拉伐尔喷管时在非平衡和平衡条件下的凝结特性,分析了进汽参数对水蒸气非平衡凝结过程的过冷度、液滴数、湿度、压比以及马赫数的影响,比较了其平衡凝结和非平衡凝结特性的差异。结果表明:当进汽压力较低时,水蒸气非平衡凝结过冷度较大,压力和马赫数的突跃现象显著;随着进汽压力提高,非平衡凝结造成的参数突跃变化减小,出口湿度逐渐增大,当 p/p_c 为 0.8 时,出口湿度超过了 20%。通过比较水蒸气的平衡凝结和非平衡凝结特性,发现喷管进汽压力较低时,水蒸气非平衡凝结与平衡凝结计算结果的差异显著,Wilson 点在平衡态中湿度达到 8.40%;而当进汽压力接近临界压力时,平衡凝结的计算结果基本接近非平衡凝结的结果,Wilson 点在平衡态中的湿度仅为 1.98%。

关键词: 水蒸气;非平衡凝结;平衡凝结;拉伐尔喷管

中图分类号: TK211 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202010014 **文章编号:** 0253-987X(2020)10-0116-08



Effects of Inlet Parameters on Spontaneous Condensation of Water Steam in a Laval Nozzle

DENG Qinghua^{1,2}, HU Lehao^{1,2}, SHI Zhihao^{1,2}, FENG Zhenping^{1,2}
(1. Institute of Turbomachinery, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. Shaanxi Engineering Laboratory of Turbomachinery and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: In view of the spontaneous condensation laws of water steam expanding from the superheated zone into the wet steam zone under different inlet parameters, a numerical simulation method is adopted to study the condensation characteristics of water steam flowing through a Laval nozzle under non-equilibrium and equilibrium conditions. Effects of inlet steam parameters on the supercooling, droplet number, humidity, pressure ratio and Mach number of the water vapor in the non-equilibrium condensation process are analyzed. And then the differences between the equilibrium condensation characteristics and non-equilibrium condensation characteristics are contrasted. Results show that the supercooling of non-equilibrium condensation is greater, and the changes in pressure and Mach number are more significant when the inlet pressure is lower. With the increase of the inlet pressure, the changes in pressure and Mach number are reduced gradually, and the outlet humidity increases and exceeds 20% when p/p_c reaches to 0.8. By comparing the equilibrium condensation and non-equilibrium condensation, it is found that when the inlet pressure is low, the calculation results of non-equilibrium condensation and equilibrium

condensation are significantly different, and the humidity of Wilson point reaches to 8.40% in equilibrium condition. When the inlet pressure is close to the critical pressure, the result of equilibrium condensation is basically close to that of non-equilibrium condensation, and the humidity of Wilson point in equilibrium condition is only 1.98%.

Keywords: water steam; non-equilibrium condensation; equilibrium condensation; Laval nozzle

热力叶轮机是热能转换为机械功的重要动力装备之一,主要有汽轮机和燃气轮机两种,在能源动力、航空航天等领域均有非常广泛的应用。水蒸气在汽轮机中膨胀做功时,其温度和压力会不断降低,因此在核电汽轮机、火电凝气式汽轮机低压缸中,水蒸气存在自发凝结现象。水蒸气的自发凝结不仅会产生湿气损失,使汽轮机做功能力降低,效率降低,而且凝结形成的水滴冲击叶片,会造成汽轮机叶片水蚀等问题^[1],影响其工作可靠性。对于核电汽轮机,由于其主蒸汽是压力 5~8 MPa 下的饱和蒸汽,叶片全部在湿蒸汽区工作,其引发的的问题更加突出^[2]。深入研究水蒸气的凝结流动特性,对提高汽轮机的经济性和安全性具有重要意义。

热力学平衡凝结理论认为,蒸汽膨胀跨越饱和线之后立即开始凝结,然而这与实际情况并不相符。在实际情况下,由于过饱和现象的存在,蒸汽在跨越饱和线后不会立即发生平衡凝结,而是仍然按照过热蒸汽的性质继续膨胀,当达到过饱和极限点,即 Wilson 点时,蒸汽才会突然凝结,这一过程被称为非平衡凝结过程。

20 世纪 80 年代,Bakhtar 等人首先提出使用时间推进法对喷管和叶栅中的水蒸气凝结流动进行数值模拟,并开展了二维拉伐尔喷管和平面叶栅的水蒸气凝结流动实验,得到了一些宝贵的实验数据^[3]。Gyarmathy 等人通过研究喷管中水蒸气的凝结特性,发现 Wilson 点在平衡态中的湿度为 4%~5%^[4]。苏民德等人分析了不同工况下水蒸气在三维拉伐尔喷管内的凝结特性^[5]。杨建道等研究表明,核电汽轮机低压缸中平衡凝结模型和非平衡凝结模型的计算结果具有显著的差异^[6]。余兴刚等人对汽轮机低压末级叶片的自发凝结进行了研究,并提出了除湿的优化结构^[7-8]。孙皖等人采用数值模拟方法研究了低温透平膨胀机内的平衡凝结和非平衡凝结流动^[9-10]。李瑜等人研究了末级透平对低压缸气动和凝结特性的影响^[11]。李彬等人采用数值模拟方法研究了进汽参数对汽轮机叶栅通道中自发凝结特性的影响^[12]。近年来,随着各种新型热力循环的发展,有学者开始研究氮气^[13]、二氧化碳^[14-15]

等工质的凝结特性,并取得了一定成果。

目前,针对火电汽轮机低压缸末几级叶片,即进汽压力较低的水蒸气自发凝结特性的研究相对较多,而针对核电汽轮机叶片,即进汽压力较高的水蒸气自发凝结特性的研究则比较鲜见。本文针对如下 3 个问题开展研究:①较高压力下水蒸气的凝结特性如何?②压力参数如何影响其凝结过程?③水蒸气在不同喷管进汽压力条件下非平衡凝结与平衡凝结过程的差异是什么?研究这些问题对进一步探究水蒸气在不同压力下的凝结特性具有重要意义。采用商用软件 ANSYS CFX 中的非平衡凝结模型,通过数值模拟方法研究了不同进汽参数下水蒸气在喷管中的凝结机理,分析了在相同过热度、不同压力条件下非平衡凝结特性的异同,比较了非平衡凝结模型与平衡凝结模型的计算结果,阐明了压力对水蒸气凝结特性的影响。

1 非平衡凝结模型

非平衡凝结过程与平衡凝结过程的差异主要在于液滴成核和生长过程,前者的凝结模型主要包含汽相、液相以及液滴成核和生长 3 个模块。

1.1 汽相控制模块

参考 Snoeck 等的研究方法^[16],当非平衡凝结开始时,自发凝结形成的液滴半径很小,其质量分数远小于气体质量分数,可以认为液滴受高速运动的气体夹带进行运动,即液相与汽相有相同的速度,此时,可以忽略两相之间的黏性力。汽相控制方程为

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g V) = -\rho m \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho_g V)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g V V + p) = -\rho m \quad (2)$$

$$\frac{\partial E_g}{\partial t} + \nabla \cdot (E_g V + p V) = -\rho m (h_t - h_{fg}) \quad (3)$$

式中: ρ_g 为汽相密度; t 为时间; V 为速度; ρ 为混合气体密度; m 为质量凝结速率; p 为压力; E_g 为汽相总焓; h_t 为总焓; h_{fg} 为凝结潜热。

为了更符合实际情况,采用维里气体状态方程

$$p = \rho_g RT (1 + B \rho_g + C \rho_g^2 + D \rho_g^3 + \dots) \quad (4)$$

式中: B 、 C 、 D 分别为二阶、三阶以及四阶维里系数。

1.2 液相控制模块

由于单位质量湿蒸汽中的液滴数量很多,故可以将湿蒸汽中的液相视为连续介质。另外,忽略汽相和液相之间的速度滑移,液相模块的控制方程为

$$\frac{\partial(\rho N)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g J) = \rho_g J \tag{5}$$

$$\frac{\partial(\rho N)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varphi V) = \rho m \tag{6}$$

式中: N 为液滴数; J 为成核率; φ 为湿度。

1.3 液滴成核与生长模块

液滴的成核和生长都是在微米量级上发生的,其机理十分复杂,目前尚无定论。Kantrowitz 在经典成核模型的基础上,采用非等温效应进行了修正。修正后的模型被广泛使用,其表达式为

$$J = \frac{1}{1 + \phi} q_c \frac{\rho_g}{\rho_l} \sqrt{\frac{2\sigma}{\pi m_{H_2O}^3}} \exp\left(-\frac{4\pi r_c^2 \sigma}{3kT}\right) \tag{7}$$

式中: q_c 为凝结系数; ρ_l 为液相的密度; σ 为表面张力系数; m_{H_2O} 为水的分子质量; r_c 为液滴临界半径; k 为玻尔兹曼常数;

$$\phi = \frac{2(\gamma - 1)}{\gamma + 1} \frac{h_{fg}}{RT} \left(\frac{h_{fg}}{RT} - \frac{1}{2} \right) \tag{8}$$

$$r_c = \frac{2\sigma T_{sat}}{\rho_l h_{fg} (T_{sat} - T)} \tag{9}$$

其中 γ 为比热容比, R 为摩尔气体常数, T_{sat} 为饱和温度。

液滴生长的经典模型为 Young 在 Gyarmathy 模型基础上进行低压修正后的模型,其表达式^[17] 为

$$\frac{dr}{dt} = \frac{\lambda_g (T_{sat} - T)}{\rho_l r h_{fg} \left[\frac{1}{1 + Kn} + 3.78(1 - \nu) \frac{Kn}{Pr} \right]} \tag{10}$$

$$\nu = \frac{R_g T_{sat}}{h_{fg}} \left[\alpha - \frac{1}{2} - \frac{2 - q_c}{2q_c} \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma} \right) c_p \frac{T_{sat}}{h_{fg}} \right] \tag{11}$$

$$qc = 100; \quad \alpha = 0 \sim 9 \tag{12}$$

式中: r 为液滴半径; Kn 为克努森数; Pr 为普朗特数; R_g 为气体常数; α 为液滴生长校正系数; c_p 为气体比定压热容。

1.4 模块间耦合关系

假设无速度滑移,汽相、液相、液滴成核和生长 3 个模块间参数的传递关系如图 1 所示。在 n 时

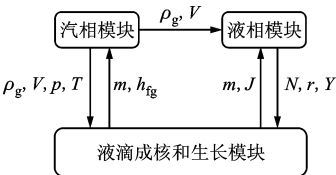


图 1 无滑移条件下的凝结流动模型

刻,先由汽相模块计算出 ρ_g 、 V 、 p 、 T ,根据无滑移边界条件,液相具有与汽相相同的 ρ_g 、 V ,液相模块生成液相参数 N 、 r 、 Y ,然后汽相和液相参数一起传递给液滴成核和生长模块,液滴成核和生长模块生成 J 、 h_{fg} 、 m 等参数,并将 h_{fg} 、 m 传递给汽相模块的源项,将 J 、 m 传递给液相模块的源项,为 $n+1$ 时刻流场计算提供基础。

2 几何模型及数值方法校核

2.1 喷管几何模型

采用 Clifford 等人的喷管几何模型^[18] 作为水蒸气凝结流动实验用喷管,图 2 给出了其几何参数。

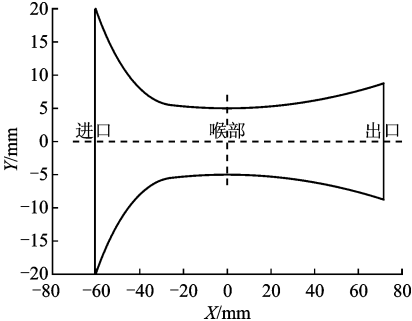


图 2 喷管的几何参数^[18]

2.2 数值方法及边界条件

采用 ANSYS CFX 中耦合隐式求解器 CFX-Solver Manager 进行水蒸气凝结数值计算,物性参数由 CFX 内置的 IAPWA IF97 程序计算。喷管出口设置为超声速,采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型,4 个壁面设置无滑移条件,5 种工况下喷管进口的总压和总温如表 1 所示。

表 1 不同工况下喷管进口的总压和总温

工况	$p \cdot p_c^{-1}$	$T - T_{sat} / K$	p / MPa	T / K
1	0.001	15	0.022 1	350.38
2	0.1	15	2.206 4	506.80
3	0.4	15	8.825 6	590.09
4	0.6	15	13.238 4	620.42
5	0.8	15	17.651 2	643.53

图 3 为表 1 中 5 种工况在水蒸气温熵图上的位置,水蒸气在喷管进口状态参数沿箭头方向达到出口状态参数,可以看出其基本覆盖了整个水蒸气的过热区。

2.3 结果可靠性验证

针对图 2 的喷管几何模型,采用结构化网格剖分计算域,如图 4a 所示。分别采用网格数为 24 万、32 万、60 万、80 万进行数值计算,图 4b 为不同网格

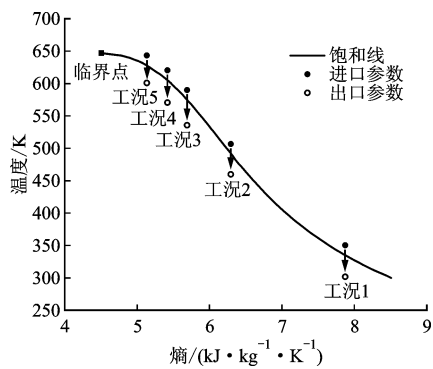
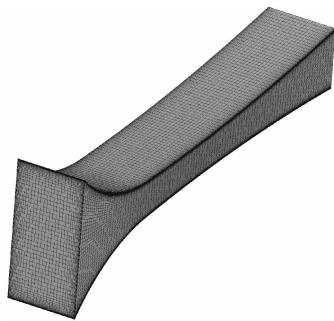
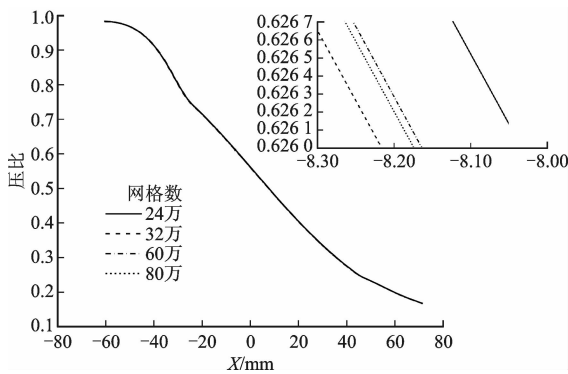


图 3 喷管进出口参数在水蒸气温熵图上的位置

数下压比沿喷管轴线的分布,可以看出,不同网格数下的压比较为接近,且当网格数大于 32 万时,喷管中压力分布趋于一致。因此,本文选取 32 万的网格开展水蒸气凝结特性的数值研究。



(a) 计算域网格(网格数为 32 万)



(b) 不同网格数下压比沿喷管轴线的分布

图 4 计算域网格及不同网格数下压比沿喷管轴线的分布

基于网格无关性验证结果,设置喷管进口总压为 43 kPa,进口总温为 366 K,湍流模型选用标准 $k-\epsilon$ 模型,按喷管出口给定超声条件进行计算,其数值结果与 Clifford 等人的实验结果的比较如图 5 所示。从图中可以看出,当 $X=22.93\text{ mm}$ 时,数值计算结果能够准确体现由非平衡凝结造成的压力突变。整体来看,数值计算的结果与实验结果吻合良好。可见,本文所用的数值计算方法能准确预测喷管内的非平衡凝结流动。

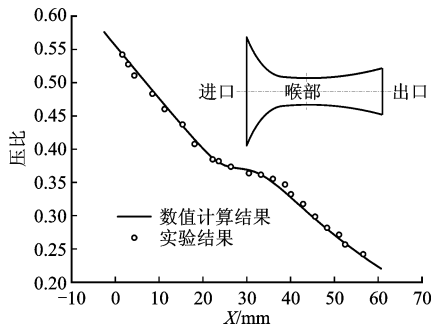


图 5 沿喷管轴线分布压比的数值结果与实验结果对比

3 计算结果分析

3.1 非平衡凝结流动特性

图 6~图 11 分别为水蒸气在不同进汽参数下的过冷度、比热容和凝结潜热、液滴数、湿度、压比和马赫数沿喷管轴向的分布。可以发现,水蒸气达到饱和点时不会立即发生凝结,而是继续膨胀进入过饱和状态,在达到 Wilson 点后,液滴数骤增,水蒸气开始发生凝结,符合实际的凝结规律。

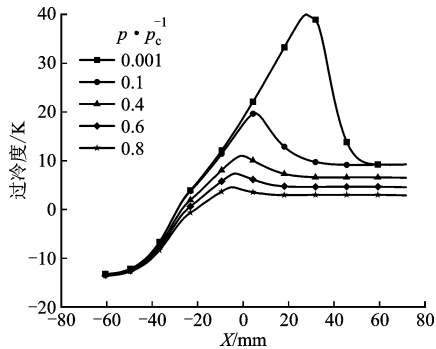


图 6 过冷度沿喷管轴向的分布曲线

从图 6 可以看出,水蒸气的进汽压力越接近其临界压力,Wilson 点的位置就越靠近喷管进口,过冷度的最大值和平衡值越小。表 2 给出了 5 种工况下 Wilson 点位置、过冷度及平衡态中的湿度。可以看到,喷管进汽压力较低时,水蒸气非平衡凝结与平衡凝结计算结果的差异显著,Wilson 点在平衡态中湿度达到 0.084;而当进汽压力接近临界压力时,平衡凝结的计算结果基本接近非平衡凝结的结果,Wilson 点在平衡态中的湿度仅为 1.98%。分析认为,喷管进汽压力越高,非平衡凝结发生时的温度和压力也越高,此处水蒸气的比热容较大,凝结潜热较小,如图 7 所示。因此,在喷管进汽压力提高时,过冷度的峰值和稳定值会越小,Wilson 点在喷管中的位置越靠近喷管进口。

从图 8 可以看出,工况 2~5 的液滴数量远少于

表2 Wilson点位置、过冷度及在平衡态中的湿度

工况	Wilson点位置/mm	过冷度/K	湿度/%
1	27.73	40.023	8.40
2	5.73	19.722	6.31
3	1.17	10.988	5.93
4	-3.97	7.353	5.58
5	-5.27	4.567	1.98

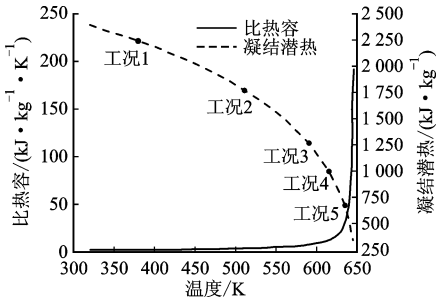


图7 水蒸气的比热容和凝结潜热随温度的变化曲线

工况1的液滴数量,并随着进汽压力接近临界压力而增加。参照式(7)和式(8),液滴数量与压力呈负相关,与温度呈正相关。工况1的进汽压力远小于工况2~5,因此工况1的液滴数量主要受压力的影响,从而导致液滴数量远多于工况2~5的液滴数量。然而,在工况2~5中,压力变化较小,液滴数主要受温度的影响,从而导致进汽压力接近临界压力时,液滴数量增加。

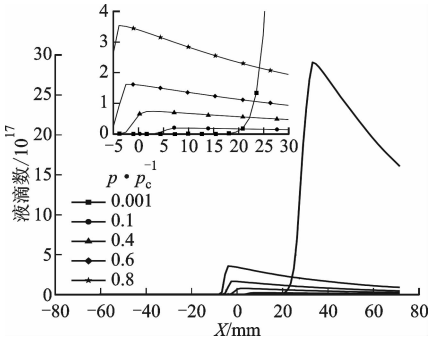


图8 液滴数沿喷管轴向的分布曲线

从图8和图9可以看出,随着喷管进汽压力的提高,水蒸气在喷管中凝结起始点前移,出口湿度增大,当 p/p_c 为0.8时,出口湿度超过了20%。这是因为液相质量与液滴半径的3次方成正比,当水蒸气的凝结起始点靠近喷管进口时,喷管出口液滴半径变大,出口湿度增大。

从图10可见,5种工况下水蒸气压比在凝结前后基本相同,说明喷管进汽压力只是对凝结发生时的压比和凝结起始点产生影响,对喷管进出口的压

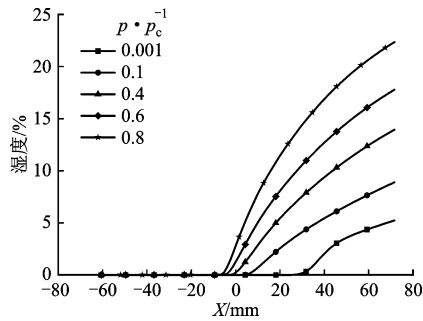


图9 湿度沿喷管轴向的分布曲线

比没有造成显著的影响。凝结发生时喷管中压力之所以突变,是由于凝结释放的凝结潜热会加热水蒸气,导致水蒸气的温度突变,从而引起压力突变。同时,随着水蒸气进汽压力提高,由非平衡凝结引起的压力突变会越来越小。当水蒸气进口的 p/p_c 为0.8时,由非平衡凝结引起的压力突变基本消失,说明喷管进汽压力越高,非平衡凝结的影响越小。

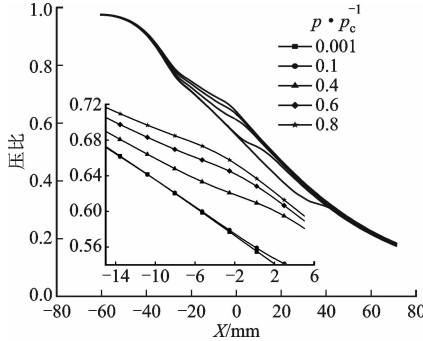


图10 压比沿喷管轴向的分布曲线

图11显示,随着喷管进汽压力提高,马赫数的突变越来越小,这与压力突变一致。另外,随着进汽压力提高,出口马赫数减小,因此,由非平衡凝结造成“凝结冲波”的影响会逐渐减小。

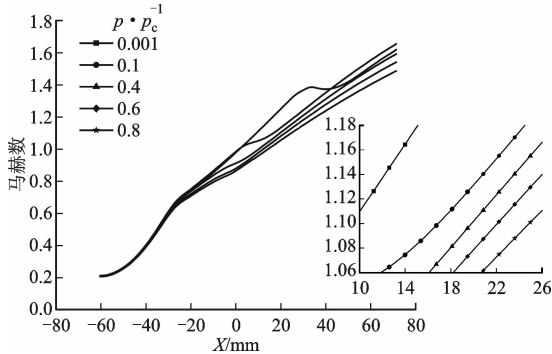


图11 马赫数沿喷管轴向的分布曲线

综上,当喷管进汽压力提高时,由非平衡凝结造成的“凝结冲波”的影响会降低,但喷管出口湿度增加,因此,在汽轮机的实际设计和运行中,需要综合考虑“凝结冲波”和湿度对汽轮机的影响。

3.2 平衡凝结与非平衡凝结的对比分析

图 12 比较了在不同进汽参数条件下水蒸气的平衡与非平衡凝结的压比和湿度沿喷管轴向的分布。在水蒸气发生凝结前,各个工况下的压比沿着喷管轴向的分布基本相同;平衡凝结的凝结起始点比非平衡凝结的凝结起始点更靠近喷管进口。因此,平衡凝结的出口湿度大于非平衡凝结的出口湿度。当喷管进口压力 p/p_c 为 0.001 时,如图 12a 所示,在 $X<100\text{ mm}$ 的范围内,平衡凝结的压比大于非平衡凝结的压比;当 $X>100\text{ mm}$ 时,非平衡凝结造成的压力突变,使得非平衡的凝结压比开始大于平衡凝结的压比。平衡凝结的凝结起始点位于 $X=40\text{ mm}$,非平衡凝结的凝结起始点位于 $X=100\text{ mm}$,平衡凝结的湿度始终要大于非平衡凝结的湿

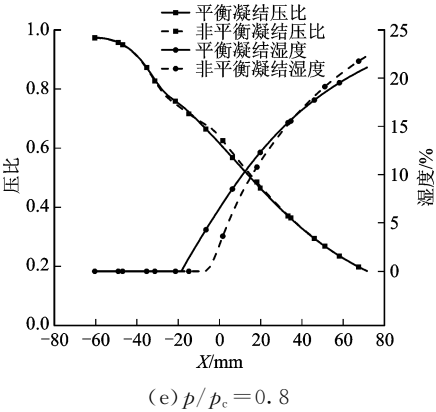
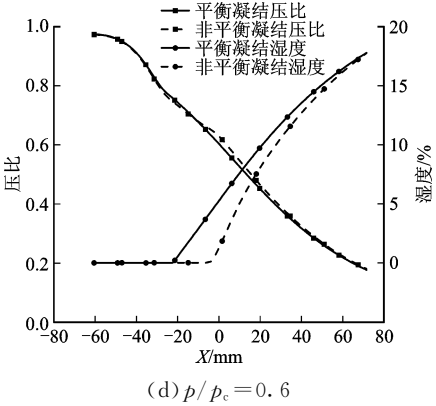
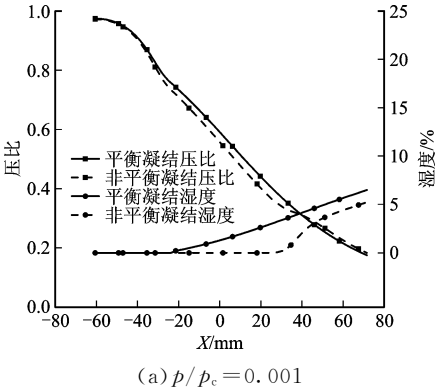


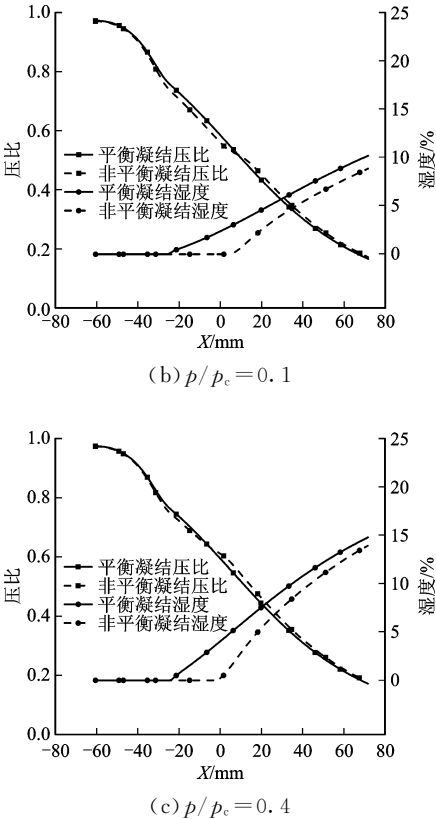
图 12 平衡与非平衡凝结计算的压力与湿度分布

度。在水蒸气在喷管进汽压力远离临界压力时,平衡凝结和非平衡凝结的凝结起始点和出口湿度有较大的差异,这与文献[19]的结论相符。随着水蒸气在喷管进口的参数不断接近临界点,平衡凝结的压比变化逐渐接近非平衡凝结的压比变化,当水蒸气的 p/p_c 为 0.8 时,平衡凝结的压比分布和非平衡凝结计算的压比分布基本完全一致(见图 12e)。当然,对于实际的核电汽轮机,其高压级的焓降会小于拉伐尔喷管中的焓降,其流动应更接近平衡凝结,过冷度会更小。

表 3 给出了 5 种工况下平衡凝结和非平衡凝结的凝结起始点的位置差和出口湿度差。分析发现,随着喷管进汽压力的提高,平衡凝结和非平衡凝结

表 3 不同工况下平衡凝结与非平衡凝结的凝结起始点位置差和出口湿度差

工况	凝结起始点位置差/mm	出口湿度差/%
1	-51.79	1.216
2	-31.71	1.330
3	-23.54	0.843
4	-17.48	0.290
5	-12.90	-1.197



的出口湿度均会提高,并且平衡凝结的出口湿度和非平衡凝结的出口湿度逐渐趋于一致。同时,平衡凝结的凝结起始点基本不发生变化,非平衡凝结的凝结起始点不断靠近喷管进口,因此,随水蒸气进汽压力的提高,平衡凝结的凝结起始点与非平衡凝结的凝结起始点逐渐靠近。

图13和14给出了喷管进口在 $p/p_c=0.8$ 时平衡凝结和非平衡凝结计算时喷管内压力与湿度分布云图。值得说明的是,图13的等值线表示当地压力与喷管进口压力之比,可以看出,平衡凝结和非平衡凝结的压力分布云图基本相同,说明压力较大时,平衡凝结和非平衡凝结的计算结果差异较小。从图14可以看出,平衡凝结比非平衡凝结的凝结点起始点靠近喷管入口,但二者的湿度分布基本相同。

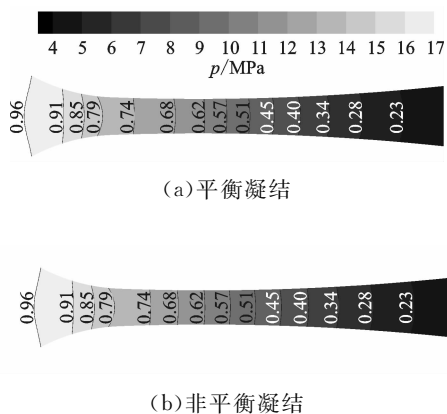


图13 $p/p_c=0.8$ 时平衡凝结和非平衡凝结压力分布云图

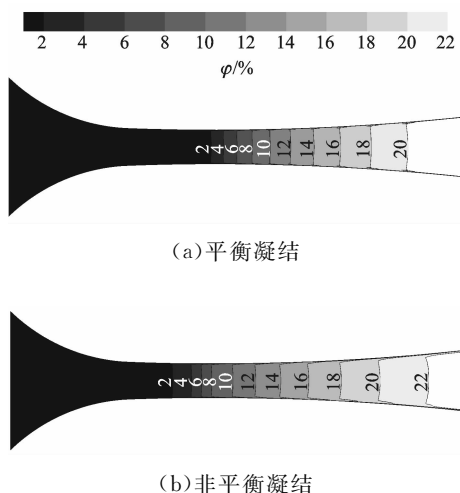


图14 $p/p_c=0.8$ 时平衡凝结和非平衡凝结湿度分布云图

综上,当水蒸气的进汽压力远离临界压力时,平衡凝结模型与非平衡凝结模型的计算结果差别较为明显,平衡凝结的平均压比、湿度都大于非平衡凝结。然而,随着水蒸气进汽压力的提高,非平衡凝结

的凝结起始点前移,平衡凝结模型的计算平均压比和出口湿度逐渐与非平衡凝结模型的计算结果趋于一致。此时,由于非平衡凝结造成的损失也逐渐减小。因此,喷管进汽压力较低时,采用平衡凝结计算结果会有较大的误差,但进汽压力接近临界压力时,非平衡凝结带来的过饱和损失可以忽略,平衡凝结计算结果也能满足精度要求。

4 总结

(1)当喷管进汽压力较低时,水蒸气非平衡凝结过冷度较大,压力和马赫数的突变较为显著;随着进汽压力不断提高,非平衡凝结造成的突变逐渐减小。

(2)随着喷管进汽压力提高并接近临界压力,水蒸气在喷管出口截面的湿度越来越大,当 $p/p_c=0.8$ 时,湿度超过了20%,因此,应重视较高的进汽压力条件下水蒸气凝结导致的湿度问题。

(3)喷管进汽压力较低时,水蒸气非平衡凝结与平衡凝结计算的结果有显著差异,Wilson点在平衡态中的湿度达到8.4%;但是当进汽压力接近临界压力时,平衡凝结计算的结果基本接近非平衡凝结计算结果,Wilson点在平衡态中的湿度仅为1.98%。

参考文献:

- [1] MOORE M J, SIEVERDING C H. Two-phase steam flow in turbines and separators [M]. New York, USA: Hemisphere Publishing Corporation, 1976: 75-80.
- [2] 周涛, 张明, 张蕾, 等. 中国核电汽轮机的参数及其发展趋势研究 [J]. 中国电机(技术版), 2012(2): 43-47.
ZHOU Tao, ZHANG Ming, ZHANG Lei, et al. Study on the nuclear turbine parameters and development tendency [J]. China Electric Power (Technology Edition), 2012(2): 43-47.
- [3] BAKHTAR F, TOCHAI M T M. An investigation of two-dimensional flows of nucleating and wet steam by the time-marching method [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 1980, 2(1): 5-18.
- [4] GYARMATHY G, BURKHARD H P, LESCH F, et al. Spontaneous condensation of steam at high pressure: first experiment result [C] // Proceedings of IMechE Conference on Heat and Fluid in Steam and Gas Turbine Plant. London, UK: IMechE, 1973: 182-186.
- [5] 苏民德, 俞接成, 卫德强. Laval 喷管内湿蒸汽凝结流动的三维数值模拟 [J]. 热能动力工程, 2015, 30(3):

- 401-406, 493-494.
- SU Minde, YU Jiecheng, WEI Deqiang. Three-dimensional numerical simulation of wet steam condensation flow inside a Laval nozzle [J]. *Journal of Engineering for Thermal Energy and Power*, 2015, 30(3): 401-406, 493-494.
- [6] 杨建道, 游玮, 李亮, 等. 核电汽轮机低压缸中平衡和非平衡凝结流动的对比研究 [J]. *热力透平*, 2013, 42(1): 9-14.
- YANG Jiandao, YOU Wei, LI Liang, et al. Comparative research on equilibrium and non-equilibrium condensation flow in low pressure cylinder of nuclear turbines [J]. *Thermal Turbine*, 2013, 42(1): 9-14.
- [7] 余兴刚, 谢诞梅, 王纯, 等. 汽轮机叶片表面粗糙度对自发凝结级性能影响的数值研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2015, 35(21): 5533-5541.
- YU Xinggang, XIE Danmei, WANG Chun, et al. Numerical investigation of the effect of blade roughness on the performance of steam turbine nucleating stage [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2015, 35(21): 5533-5541.
- [8] 王纯, 谢诞梅, 李曦滨, 等. 1 000 MW 机组汽轮机末级叶片除湿缝结构设计与优化 [J]. *热力发电*, 2015, 44(8): 43-48.
- WANG Chun, XIE Danmei, LI Xibin, et al. Optimization design of dehumidification structure of the last stage blade in a steam turbine [J]. *Thermal Power Generation*, 2015, 44(8): 43-48.
- [9] 孙皖, 马斌, 牛璐, 等. 低温透平膨胀机内平衡凝结两相流动的数值模拟 [J]. *西安交通大学学报*, 2013, 47(7): 36-39.
- SUN Wan, MA Bin, NIU Lu, et al. Numerical simulation of equilibrium condensation two-phase flow in cryogenic turboexpander [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2013, 47(7): 36-39.
- [10] 孙皖, 牛璐, 步珊珊, 等. 低温透平膨胀机内非平衡自发凝结两相流动的数值研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2018, 52(2): 125-129, 135.
- SUN Wan, NIU Lu, BU Shanshan, et al. Numerical simulation of non-equilibrium condensation two-phase flow in cryogenic turboexpander [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2018, 52(2): 125-129, 135.
- [11] 李瑜, 李亮, 钟刚云, 等. 末级透平对低压缸气动和凝结特性的影响 [J]. *西安交通大学学报*, 2012, 46(7): 16-20, 86.
- LI Yu, LI Liang, ZHONG Gangyun, et al. Influence of last stage turbine on aerodynamic performance and condensation characteristic of low pressure cylinder [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2012, 46(7): 16-20, 86.
- [12] 李彬, 杨自春, 曹跃云, 等. 进汽参数对汽轮机叶栅通道内自发凝结影响的数值分析 [J]. *工程热物理学报*, 2019, 40(11): 2502-2509.
- LI Bin, YANG Zichun, CAO Yueyun, et al. Numerical investigation of the effect of the inlet steam parameters on the spontaneous condensation performance of steam turbine cascade [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2019, 40(11): 2502-2509.
- [13] 孙皖, 牛璐, 赖天伟, 等. 氮气在缩放喷管中非平衡自发凝结的数值研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2015, 49(4): 130-133, 148.
- SUN Wan, NIU Lu, LAI Tianwei, et al. Numerical research on nitrogen spontaneous condensation in converging-diverging nozzle [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2015, 49(4): 130-133, 148.
- [14] DENG Qinghua, JIANG Yu, HU Zhifeng, et al. Condensation and expansion characteristics of water steam and carbon dioxide in a Laval nozzle [J]. *Energy*, 2019, 175: 694-703.
- [15] FURUSAWA T, MIYAZAWA H, MORIGUCHI S, et al. Numerical method for simulating high pressure CO₂ flows with nonequilibrium condensation [C] // *Proceedings of ASME Conference on ASME Turbo Expo 2018*. New York, USA: ASME, 2018: 75592.
- [16] SNOECK J. Calculation of mixed flows with condensation in one dimensional nozzles [C] // *Aero-Thermodynamics of Steam Turbines*. New York, USA: ASME, 1981: 11-18.
- [17] GUHA A, YOUNG J B. The effect of flow unsteadiness on the homogeneous nucleation of water droplets in steam turbines [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society A*, 1994, 349(1691): 445-472.
- [18] MOSES C A, STEIN G D. On the growth of steam droplets formed in a Laval nozzle using both static and light scattering measurements [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 1971, 100(3): 1-25.
- [19] 李亮, 李国君, 丰镇平. 湿蒸汽两相流动的数值方法及其在喷管中的应用 [J]. *西安交通大学学报*, 2001, 35(11): 1131-1138.
- LI Liang, LI Guojun, FENG Zhenping. Numerical method for wet steam two-phase flows and its application in 2D nozzle [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2001, 35(11): 1131-1138.

(编辑 亢列梅)