

诱导轮平面叶栅汽蚀不稳定现象的数值分析

唐 飞, 李家文

(北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

摘 要: 诱导轮是现代液体火箭发动机中提高涡轮泵性能的关键部件, 它可以在局部发生汽蚀的情况下工作, 但是汽蚀所诱发的各种非定常不稳定现象会影响火箭发动机涡轮泵的性能、稳定性和寿命。本文利用基于 Rayleigh-Plesset 方程的混合流体模型, 对诱导轮二维叶栅中的汽蚀不稳定现象进行了数值分析。结果表明, 在一定汽蚀数范围内诱导轮容易发生汽蚀不稳定现象。随着汽蚀数的减小, 诱导轮发生的汽蚀不稳定现象主要有: 超同步旋转汽蚀、交替叶片汽蚀以及次同步旋转汽蚀。其中, 超同步旋转汽蚀现象中的气穴长度周期变化频率高于转速频率。最后通过分析表明气穴长度周期变化的频率与流道内的轴向压力梯度有关: 压力梯度越大, 则气穴长度周期性变化的频率也越大。

关键词: 涡轮泵; 诱导轮; 汽蚀不稳定现象; 数值分析

中图分类号: V432-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2011) 01-0034-06

Numerical analysis of instable cavitation phenomenon in 2D blade cascade of inducer

TANG Fei, LI Jia-wen

(School of Astronautics, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: A numerical analysis of cavitation instability phenomenon in a 2D blade cascade in inducer is performed with a mixture model based on Rayleigh-Plesset equation. The results indicate that the instability phenomena is easy to happen in the range of cavitation number. Three instable cavitation phenomena (super-synchronous rotating cavitation which propagates faster than the axis rotation, alternate blade cavitation and sub-synchronous rotating cavitation) appear in the inducer with the decrease of the cavitation number. The analysis shows that the periodic change frequency of cavity length is related to the axial pressure gradient in the flow field. Higher pressure gradient leads to higher variation frequency of cavity length.

Keywords: turbopump; inducer; cavitation instable phenomenon; numerical analysis

收稿日期: 2010-10-19; 修回日期: 2010-11-29

作者简介: 唐飞 (1982—), 男, 博士研究生, 研究领域为离心泵设计与流场计算

0 引言

为了追求更高的转速以及更低的入口压力,当前的许多液体火箭发动机涡轮泵常常在超临界条件下工作,因此诱发的汽蚀及所导致的动力特性不稳定性会影响发动机的安全运行^[1]。

根据 Brennen 以及 Tsujimoto 等人^[2-3]的研究结果,涡轮泵内部的流动不稳定性主要分为三类:整体振荡、局部振荡、及由径向力或转子特性所诱发的不稳定。整体振荡主要包括旋转汽蚀,分为次同步和超同步两种;局部振荡则主要包括流体脉动和汽蚀自激等现象。具有偶数叶片的旋转机械内部还容易诱发交替叶片汽蚀现象。

在各国的高性能液体火箭发动机燃料泵系统的研制过程中,都遇到过汽蚀不稳定现象,如美国的 SSME、欧空局的 Ariane-5 以及日本的 H-II 发动机等^[4-5]。因此,国外许多学者也进行了大量的研究工作。Kamijo 最早对 3 叶片的诱导轮展开旋转汽蚀试验研究,发现诱导轮内部产生了超同步旋转汽蚀,导致诱导轮转轴产生了同步振动,最终通过改变诱导轮的壳体结构解决了汽蚀不稳定^[6]。Zoladz 对 Fastrac 发动机液氧泵进行了一系列试验研究,由于试验中产生了汽蚀脉动和旋转汽蚀等现象,导致所采用的铝合金诱导轮发生失效^[7]。由此可见,汽蚀不稳定现象一直困扰着涡轮泵的安全运行,影响了新型液体火箭发动机的研发工作。

本文采用数值模拟方法对诱导轮二维平面叶栅模型进行非定常汽蚀计算,研究了汽蚀不稳定现象。

1 研究对象及计算方法

诱导轮二维平面叶栅由诱导轮叶片平均直径处截取展开得到,如图 1 所示。其中入口叶片安放角为 8.5 度,叶片数为 2。数值计算采用有限体积法进行离散,压力-速度场的耦合计算采用 SIMPLE 算法。为了模拟诱导轮内汽蚀流动的非定常情况,计算中对湍流核心区域的流动采用

Spalart-Allmaras 双方程湍流模型,在临近固壁的区域采用标准壁面函数公式将区域内的物理量与湍流核心区的求解变量关联。针对二维平面叶栅流道扭曲过大的问题,采取了结构化网格和非结构化网格混合使用的技术。由于研究对象为二维叶栅,计算过程中不考虑叶尖回流以及漩涡汽蚀等现象。

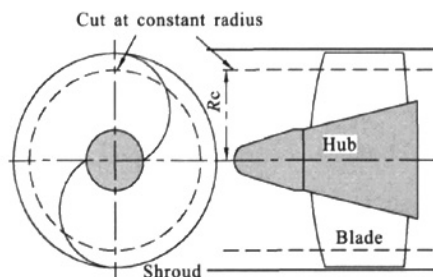


图 1 诱导轮模型

Fig. 1 Model of inducer

计算域采用旋转坐标系,叶片为绝热固壁面,进口条件为速度进口,速度分布均匀。出口条件为压力出口。计算工质选用液态水,转速为 18000 rpm。计算中采用的基本相为液态水,第二相为水蒸气,液态水的饱和蒸汽压为 2064 Pa (20 °C)。

计算中的主要参数无量纲化处理如下:

$$\text{扬程系数: } \psi = (p_{\text{out}} - p_{\text{in}}) / (\rho V_{\text{ref}}^2 / 2)$$

$$\text{汽蚀数: } \sigma = (p_{\text{out}} - p_v) / (\rho V_{\text{ref}}^2 / 2)$$

$$\text{参考速度: } V_{\text{ref}} = R_{\text{cp}} \omega$$

其中, V_{ref} 为诱导轮叶尖速度; ρ 为流体密度; p_{in} 为诱导轮入口压力; p_{out} 为诱导轮出口压力; p_v 为流体的饱和蒸汽压。设计工况点汽蚀数 $\sigma=0.77$ 。

数值计算过程中,不考虑诱导轮内部叶尖及泄漏汽蚀,只考虑叶片表面所产生的片状汽蚀。

2 数值计算模型

诱导轮汽蚀流场计算选用混合模型。混合模型是一种简化的多相流模型,用于模拟各相有不

同速度的多相流, 假定了多相流在短空间尺度上局部的平衡。混合模型可以在某些情况下很好地替代欧拉模型。

2.1 基本控制方程

(1) 连续性方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla(\rho_m v_m) = \dot{m} \quad (1)$$

式中: v_m 为质量平均速度, $v_m = \left(\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k v_k \right) / \rho_m$;

ρ_m 为混合密度, $\rho_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k$; α_k 为第 k 相的体积分数; ρ_k 为第 k 相的密度; \dot{m} 为汽蚀所产生的质量传递。

(2) 动量方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m v_m) + (\rho_m v_m v_m) = -\nabla p + \nabla [\mu_m (\nabla v_m + \nabla v_m)] + \rho_m g + F + \nabla \left(\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k v_d v_d \right) \quad (2)$$

式中: F 为体积力; μ_m 为混合粘性系数, $\mu_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \mu_k$; v_d 为第二相 k 的漂移速度, 其中 $v_d = v_k - v_m$ 。

(3) 能量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} \sum_{k=1}^n (\alpha_k \rho_k E_k) + \nabla \sum_{k=1}^n [\alpha_k v_k (\rho_k E_k + p)] = \nabla (k_{eff} \nabla T) + S_E \quad (3)$$

式中: k_{eff} 为有效热传导率, 右边的第一项代表了由于传导造成的能量传递, S_E 包含了所有的体积热源, 而 E_k 为

$$E_k = h_k - \frac{p}{\rho_k} + \frac{v_k^2}{2} \quad (4)$$

上式是针对可压缩相而言。对不可压缩相有 $E_k = h_k$, 这里 h_k 是第 k 相的显焓。

2.2 汽蚀动力学方程

单个气泡体积关于空间和时间的变化由下式给出:

$$\Phi(r, t) = \frac{4}{3} \pi R^3 \quad (5)$$

式中: R 为气泡半径。蒸发的体积分数为:

$$\alpha_v = \frac{\Phi \eta}{1 + \Phi \eta} \quad (6)$$

式中: η 为单位流体容积内的气泡数量。

汽蚀体积分数方程是从混合连续方程中获得的。经过处理后, 假定为不可压缩液体, 可以获得下面的表达式:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_v) + \nabla(\alpha_v v_m) = \frac{\rho_l \eta}{\rho_m (1 + \Phi \eta)^2} \frac{d\Phi}{dt} + \frac{\alpha_v}{\rho_m} \frac{d\rho_v}{dt} \quad (7)$$

由于气泡在低温下形成液体, 等温模拟气穴流动, 忽略了蒸发潜热。汽蚀动力学方程采用 Rayleigh-Plesset 方程, 它与压力和气泡体积 Φ 相关

$$\frac{p_b - p}{\rho_l} = R \frac{d^2 R}{dt^2} + 1.5 \left(\frac{dR}{dt} \right)^2 + \frac{2S}{\rho_l R} + 4 \frac{\mu_l}{\rho_l R} \frac{dR}{dt} \quad (8)$$

式中: p_b 为气泡内的压力, 由蒸汽的部分压力 p_v 和非凝结气体的部分压力 p_g 之和来表示; S 为表面张力系数。

为了简化计算, 假设气泡产生及消失的过程由下式描述

$$\begin{aligned} p_v < p \text{ 时, } \frac{dR}{dt} &= \left(\frac{2(p_b - p)}{3\rho_l} \right)^{1/2} \\ p_v > p \text{ 时, } \frac{dR}{dt} &= - \left(\frac{2(p_b - p)}{3\rho_l} \right)^{1/2} \end{aligned} \quad (9)$$

3 扬程曲线计算

计算中流量保持不变 (流量系数为 0.14), 通过改变汽蚀数而计算得到平面叶栅模型的扬程系数曲线如图 2 所示:

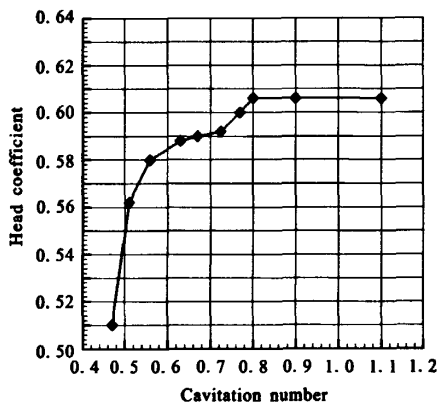


图 2 诱导轮扬程系数与汽蚀数关系曲线

Fig. 2 Inducer head coefficient vs cavitation number

图 2 显示, 在汽蚀数 σ 大于 0.8 的区域, 扬程系数 ψ 几乎保持不变, 可以认为在该工况范围诱导轮没有发生汽蚀。而在设计工况点 ($\sigma=0.77$) 附近, 扬程系数有所下降, 说明诱导轮内部已经发生了一定程度的汽蚀。随着汽蚀数 σ 的进一步减小, 扬程系数 ψ 也开始进一步减小; 而在汽蚀数 σ 小于 0.5 的区域, 扬程系数 ψ 急剧下降。其中, 在汽蚀数 $\sigma=0.55$ 和 $\sigma=0.77$ 之间, 扬程曲线的斜率较小, 而且在局部区域可能存在正的斜率。根据 Tsujimoto 的研究理论, 可以认为在该区域内诱导轮内部发生了汽蚀不稳定现象。

为了分析诱导轮内部由于汽蚀数减小而产生的汽蚀不稳定现象, 下面将对汽蚀数 $\sigma=0.55$ 和 $\sigma=0.77$ 之间的区域进行非定常汽蚀计算。

4 非定常汽蚀计算

4.1 超同步旋转汽蚀

首先对设计工况点 $\sigma=0.77$ 进行汽蚀非定常计算, 得到的诱导轮叶片表面的气穴体积分布情况如图 3 所示。

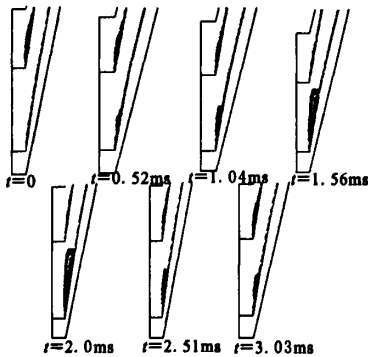


图 3 气穴分布随时间变化图 ($\sigma=0.77$)

Fig. 3 Variation of cavity distribution with time ($\sigma=0.77$)

从图 3 可以看出, 两个叶片上的气穴分布不一致, 并且随着时间分别发生增大或缩小的变化, 当上层叶片上的气穴体积增加时, 下层叶片上的气穴体积则开始减小, 具有下而上的周期性趋势, 并且与诱导轮的旋转方向相同。变化的频率约为 1.1 倍转速频率 (转轴频率为 300 Hz)。说明了叶片上发生的汽蚀不稳定现象为超同步旋

转汽蚀, 同时, 也证明了设计工况点附近同样也会发生超同步旋转汽蚀。该现象与国外许多研究结果比较吻合^[8-9]。

4.2 交替叶片汽蚀

将汽蚀数减小到 $\sigma=0.67$, 计算得到诱导轮叶片表面的气穴体积分布情况如图 4 所示。

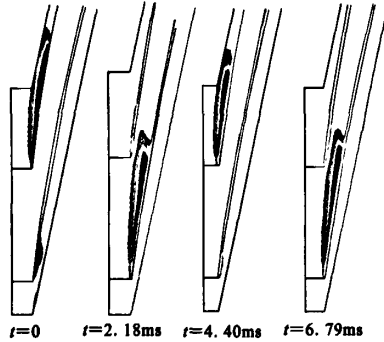


图 4 气穴分布随时间变化图 ($\sigma=0.67$)

Fig. 4 Variation of cavity distribution with time ($\sigma=0.67$)

图 4 表明, 两个叶片上的气穴长度明显相反, 每个时刻总是一个叶片上气穴长度较长, 而另一个叶片上的气穴几乎消失, 并且具有交替的趋势, 交替变化的频率约为 0.78 倍转速频率。可以认为该工况下的诱导轮发生的汽蚀不稳定现象为交替叶片汽蚀^[10]。

4.3 次同步旋转汽蚀

汽蚀数减小到 $\sigma=0.57$, 计算得到诱导轮叶片表面的气穴体积分布情况如图 5 所示:

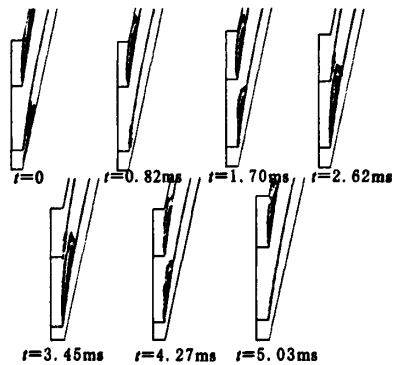


图 5 气穴分布随时间变化图 ($\sigma=0.57$)

Fig. 5 Variation of cavity distribution with time ($\sigma=0.57$)

从图 5 可以看出, 两叶片表面气穴长度周期

变化的频率约为 0.69 倍转速频率。对比图 3 和图 5 可以看出, 图 5 中显示的气穴长度更长, 汽蚀区域更大, 说明随着汽蚀数的减小叶片表面的汽蚀状况更加恶化。两图中的气穴长度随时间变化的规律基本一致, 都具有一定的周期性。

说明了诱导轮在该工况下发生的汽蚀不稳定现象为次同步旋转汽蚀。

5 分析与讨论

上面的汽蚀非定常计算结果表明, 三种汽蚀不稳定现象的气穴长度都是出现周期性变化, 总是当一个叶片上的气穴长度增加时, 另一个叶片上的气穴长度开始减小。并且随着汽蚀数的减小, 这种周期性变化的频率逐渐降低。

根据流体的连续性条件, 可以对气穴呈现周期性变化作如下解释: 当一个叶片表面的气穴长度增加时, 会使该流道内的流量减小, 导致叶片液流冲角增加, 使叶片吸力面的前缘压力减小, 而压力面的前缘压力增加, 从而使面向压力面这一侧的气穴长度由于压力的增加而减小。

随着汽蚀数的减小, 诱导轮叶片表面的汽蚀情况恶化, 表现为叶片表面的气穴区更大, 瞬时通过气穴区流道的流量更小。气穴区越大, 则低压区也会更大, 单个气泡的生命周期 (包括气泡的生长时间和溃灭时间) 就越长。

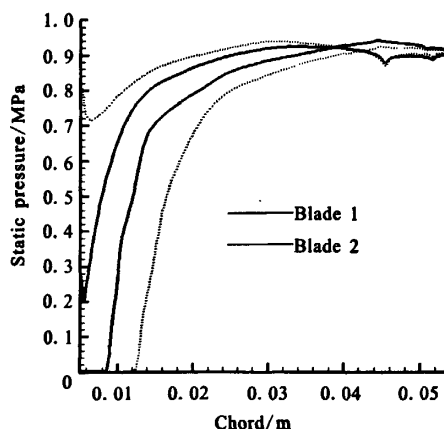


图 6 叶片表面的静压分布 ($\sigma=0.77$, $t=2.0\text{ms}$)

Fig. 6 Static pressure distribution along blade surface

从图 6 可以看出, 气穴区较大的流道前缘的轴向压力梯度较小。而在不考虑或表面张力及粘性力较小的情况下, 气穴长度直接与流道内的轴向压力梯度相关, 压力梯度越小, 气穴长度则越长, 这样就必然会降低气穴区周期变化的频率。

当三种汽蚀不稳定性发生时, 各叶片上气穴区域大小的不同会造成各流道中流量分布的不均, 破坏了对称性, 会产生具有一定周期性的不平衡径向力。而不平衡的径向力会造成叶尖间隙的不平衡, 引发叶尖泄露及诱导轮的振动, 对涡轮泵的安全运行存在一定危害。

6 结论

通过上面的计算分析, 可以得出如下结论:

- 1) 相对设计工况汽蚀数降低较小的范围内容易发生汽蚀不稳定现象。
- 2) 超同步旋转汽蚀的气穴长度周期变化频率高于转速频率; 其他汽蚀不稳定现象中的气穴长度周期变化的频率低于转速频率。
- 3) 气穴长度周期性变化的频率与流道内的轴向压力梯度直接相关。梯度越大, 频率则越大; 反之亦然。

参考文献:

- [1] BENOIT P, REGIANE F P. Numerical analysis of cavitation instabilities in inducer blade cascade [J]. Journal of Fluids Engineering, 2008, 130 (4): 1441-1448.
- [2] BRENNEN C E. Hydrodynamics of pumps [M]. London: Oxford University Press, 1994.
- [3] TSUJIMOTO Yoshinobu, YOSHIDA Y, MAEKAWA Y. Observation of oscillating cavitation of an inducers [J]. Journal of Fluids Engineering, 1997, 119 (4): 775-781.
- [4] FORTES P R, COUNTIER D O, PERRIN J. A numerical model to predict unsteady cavitating flow behavior in inducer blade cascades [J]. Journal of Fluid Engineering, 2007, 129 (1): 128-135.
- [5] 陈晖, 李斌, 张恩昭, 等. 液体火箭发动机高速转速诱导轮旋转空化 [J]. 推进技术, 2009, 30 (4): 390-395.
- [6] UCHIUMI M, KAMIJO K, HIRATA K. Improvement of

- inlet flow characteristics of LE-7A liquid hydrogen pump, AIAA2002-4146 [R]. USA: AIAA, 2002.
- [7] ZOLADZ T. Observations on rotating cavitation and cavitation surge from the development of the fastrac engine turbopump, AIAA A00-36617 [C]/ 36th AIAA/ AFI Joint Propulsion Conference and Exhibit. Sendai, Japan: JPCE, 2000: 100-110.
- [8] ANGELO C, CRISTINA B, EMILIO R. Experimental characterization of cavitation instabilities in a two-bladed axial inducer [J]. Journal of Propulsion and Power, 2006, 22 (6): 1389-1395.
- [9] OLIVIER C D, YANNICK C. Numerical simulation of the unsteady cavitation behavior of an inducer blade cascade [J]. AIAA Journal, 2003, 42 (5): 527-548.
- [10] HIRONORI H, SATOSHI W. A theoretical analysis of alternate blade cavitation in inducers [J]. Transactions of the ASME, 2000, 122: 156-163.

(编辑: 王建喜)

(上接第 21 页)

参考文献:

- [1] 张峰, 刘伟强. 层板发汗冷却在液体火箭发动机中的应用与发展综述 [J]. 火箭推进, 2007, 33 (6): 43-48.
- [2] 葛李虎, 吴宝元, 李小平. 层板发汗冷却的应用及其冷却特性分析 [J]. 火箭推进, 1997 (6): 34-39.
- [3] 杨卫华, 程惠尔. 层板发汗冷却推力室板片流道的调节功能试验 [J]. 推进技术, 2002, 23 (4): 15-19.
- [4] 田伟学. 液体火箭发动机层板推力室发汗冷却数值分析及实验研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2000.
- [5] ANDREA Bucchi, CLAUDIO Bruno, ALESSANDRO Congiunti. Transpiration Cooling Performance in LOX/Methane Liquid-Fuel Rocket Engines [J]. JOURNAL OF SPACECRAFT AND ROCKETS, 2005, 42 (3): 476-486.
- [6] 刘伟强, 陈启智, 吴宝元. 层板发汗冷却数学模型与控制方程的求解 [J]. 系统工程与电子技术, 1998 (5): 11-19.
- [7] 林杨, 孙冰, 郑力铭. 层板推力室发汗冷却壁温特性的初步研究 [J]. 航空动力学报, 2008, 23 (5): 877-881.
- [8] 陶文铨. 数值传热学 [M]. 2 版. 西安: 西安交通大学出版社, 2001.
- [9] 谢侃, 刘宇, 熊文波, 等. 某单室双推力复杂翼柱形燃烧室的两相流数值分析 [J]. 固体火箭技术, 2009 (2): 57-60-881.

(编辑: 王建喜)