

诱导轮旋转汽蚀数值模拟

叶汉玉, 李家文, 李 欣
(北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

摘 要: 旋转汽蚀是诱导轮汽蚀不稳定现象中常见的一种, 可导致叶片承受循环载荷, 引发轴振动, 对涡轮泵工作的可靠性造成威胁。本文对一个 3 叶片诱导轮进行了考虑汽蚀的定常和非定常流动计算, 在特定的汽蚀数范围内, 在非定常流动计算结果中观察到了旋转汽蚀现象。然后, 对一典型计算结果, 分析了旋转汽蚀发生时叶片气穴尺寸以及攻角随时间的变化情况。结果表明, 叶片上的气穴尺寸与下游相邻叶片的攻角的变化趋势大致相同, 但是在气穴尺寸的最大值点附近的变化趋势相反。此外, 在叶片气穴尺寸的一个变化周期内, 气穴尺寸的变化率与其攻角的变化趋势不完全吻合。

关键词: 诱导轮; 不稳定汽蚀; 旋转汽蚀; 数值仿真

中图分类号: V434-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2014) 04-0043-07

Numerical simulations of rotating cavitation in inducer

YE Han-yu, LI Jia-wen, LI Xin

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

Abstract: Among various cavitation instabilities in inducers, rotating cavitation is the most common one, which can lead to cyclic loading of the inducer blades and severe shaft vibrations, which in turn can degrade the reliability of turbopumps. In this paper, steady and unsteady simulations are performed for a three-blade inducer. In unsteady simulations within a certain range of cavitation numbers, the rotating cavitation was found. Then, according to a typical calculation result, the variation of cavity sizes of the blades and attack angles with time when rotating cavitation occurred were analyzed. The results indicate that cavity size on each blade has similar changing trend with the attack angle of the nearest downstream blade, but the changing trend is opposite at the point near maximum value of the cavity size. In addition, within one evolution period of cavity size, the changing rate of cavity size on each blade and changing trend of its attack angle are not completely identical.

Keywords: inducer; instability cavitation; rotating cavitation; numerical simulation

收稿日期: 2014-03-12; 修回日期: 2014-04-22

作者简介: 叶汉玉 (1990—), 男, 硕士研究生, 研究领域为液体火箭发动机诱导轮

0 引言

液体火箭发动机诱导轮通常工作在汽蚀条件下。在其工作过程中,可能发生汽蚀不稳定现象,导致叶片承受循环载荷,引发轴振动,对涡轮泵工作的可靠性造成威胁。

汽蚀不稳定现象的种类较多,包括旋转汽蚀、汽蚀喘振等等。旋转汽蚀分为超同步旋转汽蚀和次同步旋转汽蚀两种,其中前者是常见的。超同步旋转汽蚀发生时的汽蚀数通常远大于断裂汽蚀数,这时诱导轮的扬程还未因汽蚀而发生显著下降;此外,超同步旋转汽蚀通常发生在大流量系数的条件下^[1]。当超同步旋转汽蚀发生时,各叶片上的气穴尺寸不相同,并且这种不均匀性绕诱导轮以转速 n^* 转动(方向与诱导轮本身的旋转方向相同),因此其绝对转速 n' 大于诱导轮本身的转速^[2](下文中的“旋转汽蚀”,如果不注明,都指超同步旋转汽蚀)。

近年来,国外很多研究者开展了诱导轮非定常流动的数值模拟,试图通过数值模拟增进对汽蚀不稳定现象机理的认识。A. Hosangadi 等对 SSME 低压燃料泵诱导轮缩尺模型进行了考虑汽蚀的三维非定常数值计算^[3],在计算结果中观察到了旋转汽蚀现象,并将叶片前缘处壳体压力的计算结果的频谱和相应的实验结果的频谱进行了比较。B. Pouffary 等使用对二维叶栅进行非定常数值模拟的方法(用正压状态定律来模拟汽蚀现象),分析了超同步旋转汽蚀和次同步旋转汽蚀发生的机理^[4]。T. Kimura 等对某诱导轮进行三维非定常数值模拟(没有考虑汽蚀),研究了不同壳体形状以及不同流量下的流场中的涡的结构^[5]。他们将数值计算结果和实验结果进行了比较,发现叶尖泄漏涡和旋转汽蚀的出现具有很密切的关系。N. Tani 等使用 CRUNCH 程序对某诱导轮进行了考虑汽蚀的三维非定常数值计算^[1],研究了流量系数与旋转汽蚀之间的关系。他们的研究表明,对于他们所计算的诱导轮,叶尖涡相互作用不是汽蚀不稳定现象发生的主要原因。他们发现,气穴溃灭导致的负速度散度对相邻叶片的流

动角有很大影响,并认为这是导致旋转汽蚀发生的原因。由上述文献可以看出,对于旋转汽蚀发生的机理,目前仍未有十分确切的结论。

国内的陈晖对某诱导轮二维叶栅中的非定常汽蚀流动进行了计算,对计算结果中出现的旋转汽蚀现象的机理进行了分析^[6]。唐飞等对两叶片诱导轮二维叶栅中的非定常汽蚀现象进行了数值模拟^[7],不过,对于两叶片诱导轮来说,不可能区分气穴不均匀性绕诱导轮的转动方向与诱导轮本身的转动方向是相同的还是相反的,因此超同步旋转汽蚀或次同步旋转汽蚀都不能单独存在。实际上,两叶片诱导轮实验中同时测量到了对称地位于转速频率左右两侧的压力脉动信号^[8]。

本文对一个3叶片诱导轮进行了考虑汽蚀的定常和非定常流动计算。在特定汽蚀数范围内,在非定常流动计算结果中观察到了旋转汽蚀现象。之后,对一典型计算结果,分析了旋转汽蚀发生时叶片气穴尺寸以及攻角随时间的变化情况。

1 物理模型与计算方法

本文计算的诱导轮为等螺距诱导轮,其参数如表1所示。本文使用下列无量纲参数:

$$\text{汽蚀数 } \sigma = (p_{in} - p_v) / (\rho_l u_{tip}^2 / 2)$$

$$\text{流量系数 } \Phi = u_{axin} / u_{tip}$$

$$\text{扬程系数 } \Psi = (p_{out} - p_{in}) / \rho_l u_{tip}^2$$

式中: p_{in} 为诱导轮入口压力; p_{out} 为诱导轮出口压力; p 为工质的蒸气压; ρ_l 为液相的密度; u_{tip} 为诱导轮叶尖速度; u_{axin} 为入口轴向速度。

表1 诱导轮参数

Tab. 1 Inducer parameters

项目	数值	项目	数值
导程/mm	78	前缘处叶尖间隙/mm	1.80
叶尖直径/mm	143	后缘处叶尖间隙/mm	1.67
轮毂直径/mm	70	叶片轴向长度/mm	85
转速/rpm	17 300	设计流量系数	0.089

计算程序为 FLUENT, 湍流模型采用标准 $k-\epsilon$ 模型 (近壁面采用标准壁面函数模拟)。汽蚀模型采用 Schnerr-Sauer 模型, 气泡数密度设定为 10^{13} 。作者的经验表明, 在 FLUENT 中, Schnerr-Sauer 模型的鲁棒性比其它汽蚀模型好。工质为煤油, 液相密度为 834.3 kg/m^3 , 液体和蒸气的密度比为 7.06×10^4 (参照碳原子数与煤油接近的烷烃在室温下的数据; 计算实验表明这个比值对计算结果影响极小)。采用基于压力的耦合式解法 (Pressure-Based Coupled Algorithm)。

计算域由 3 个子域组成 (如图 1 所示): 子域 1 为诱导轮上游的管道, 子域 2 为诱导轮, 子域 3 为诱导轮出口管道。子域 1 和 3 均为静止域。当进行定常计算时, 子域 2 中使用旋转参考系的方法处理; 当进行非定常计算时, 子域 2 使用滑移网格的方法处理。

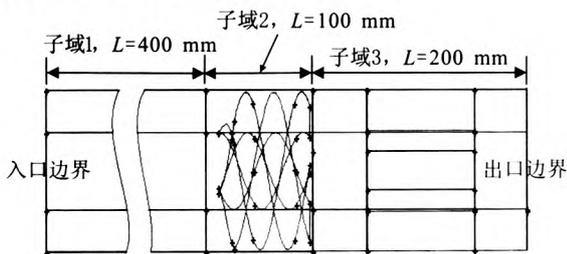


图 1 计算域

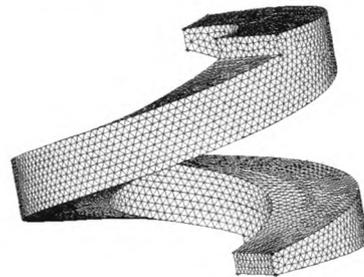
Fig. 1 Computational domain

子域 1 和 3 采用结构网格, 子域 2 采用非结构网格, 网格单元总数为 259 845。在生成叶片的网格时, 认为叶片是厚度为零的曲面 (诱导轮的叶片前缘通常都进行打薄, 因此这样处理是可以接受的)。

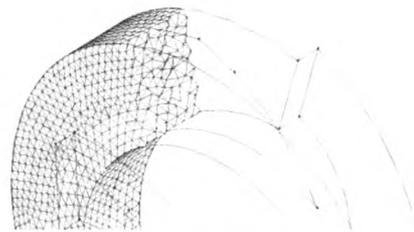
为了排除因网格不对称而导致计算结果中 3 个叶片上的气穴尺寸不一致的可能性, 在网格生成时, 采用了特殊方法使 3 个叶片通道的网格完全一致: 先生成 1/3 圆周的网格, 如图 2 所示, 其中周期性边界上的面网格是一致的; 然后, 分别将原始网格以及旋转 120° 和 240° 后的网格导入 FLUENT 中, 再使用 “Fusing Face Zones” 功能将 3 个网格融合。

相邻的子域之间用 interface 边界条件进行耦合。入口边界采用流量入口条件, 湍流边界条件

按湍流强度=5%、水力直径=0.14 m 设定。出口边界采用压力出口条件。因此, 出口压力是给定的, 而入口压力由计算得出, 这样做仅为了适应 FLUENT 提供的边界条件。



(a) 1/3 圆周的网格



(b) 网格剖视图

图 2 计算网格

Fig. 2 Computational grid

2 定常计算

为给非定常计算提供初始条件, 首先进行定常计算。流量系数固定为 $\Phi/\Phi_0=1.1$ 。计算得到的汽蚀性能曲线如图 3 实线所示。

由图 3 可看出, 在汽蚀数 $\sigma > 0.07$ 的区域, 诱导轮的扬程没有受到汽蚀的影响。在 $0.03 < \sigma < 0.07$ 的区域, 扬程随着汽蚀数的减小先减小后增加。随着汽蚀数的继续减小, 扬程再次下降, 汽蚀断裂发生在 $\sigma \approx 0.08$ 处。汽蚀性能曲线的这种特征与文献 [9] 的实验结果以及计算结果都非常相似。根据该文献的分析, 定常计算结果出现这种特征预示着该诱导轮很可能在一定的汽蚀数范围内发生汽蚀不稳定现象。

将所有网格单元的尺寸都减小一半 (网格单元总数变为 2 078 760), 计算结果如图 3 虚线所示, 可见其趋势与粗网格的计算结果一致, 但是具体数值有所变化。

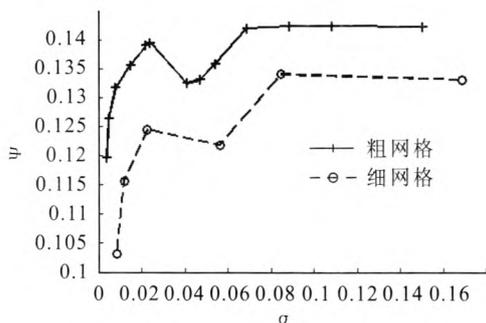


图3 定常计算得到的汽蚀性能曲线

Fig. 3 Cavitation performance curves obtained from steady simulations

3 非定常计算

非定常计算的初始条件为定常计算结果，时间步长为诱导轮每转动一周经历 420 个时间步。计算过程表明，每个时间步内只需迭代约 3 次就收敛，由此判断所设定的时间步长已经足够小。为了判断是否发生汽蚀不稳定现象，在计算过程中，绘制了 3 个叶片上的气穴尺寸变化曲线。图 4 给出了其中 3 种工况的曲线。图中，使用蒸气体积分数 α 在每个叶片吸力面上的积分来代表该叶片上的气穴尺寸：

$$I = \int \alpha dS \quad (1)$$

从图 4 可以看出，当 $\sigma=0.15$ 和 $\sigma=0.022$ 时，3 个叶片上的气穴尺寸相同，且随时间的推移逐渐趋于稳定，因此这两种工况未出现汽蚀不稳定现象。而当 $\sigma=0.069$ 时，3 个叶片上的气穴尺寸在 0.03 s 开始出现振荡，而且振幅逐渐变大，最终发展为振幅很大的等幅振荡。并且，3 个叶片上的气穴尺寸的极大值轮流出现，顺序为 1→2→3→1→…。因为叶片的编号是沿着转动方向增加的，所以 $\sigma=0.069$ 的计算结果显示了超同步旋转汽蚀现象。通过对图 4(b) 进行分析，可知每个叶片上的气穴尺寸的振荡周期约为 0.037 s，因此

$$\begin{aligned} n^* &= (60/0.037) \text{ rpm} = 1\ 622 \text{ rpm} \\ n' &= n^* + n = (1\ 622 + 17\ 300) \text{ rpm} = 18\ 922 \text{ rpm} \\ n' \text{ 和 } n \text{ 的比值} & \text{ 为 } n'/n \approx 1.09. \end{aligned}$$

图 5 显示了 $\sigma=0.069$ 时，在几个不同时刻诱

导轮叶片吸力面上蒸气体积分数的分布。从图可看出各叶片上的气穴尺寸不均匀性的传播过程。

对其余工况进行同样的分析，结果如表 2 所示。可见旋转汽蚀发生所对应的汽蚀数范围为 $\sigma=0.05\sim 0.09$ 。而 $\sigma>0.09$ 或 $\sigma<0.05$ 时则不出现汽蚀不稳定现象。这与文献中报道的旋转汽蚀出现范围的特点^[2]是一致的，即旋转汽蚀只发生在大于断裂汽蚀数的某个特定的汽蚀数范围内。

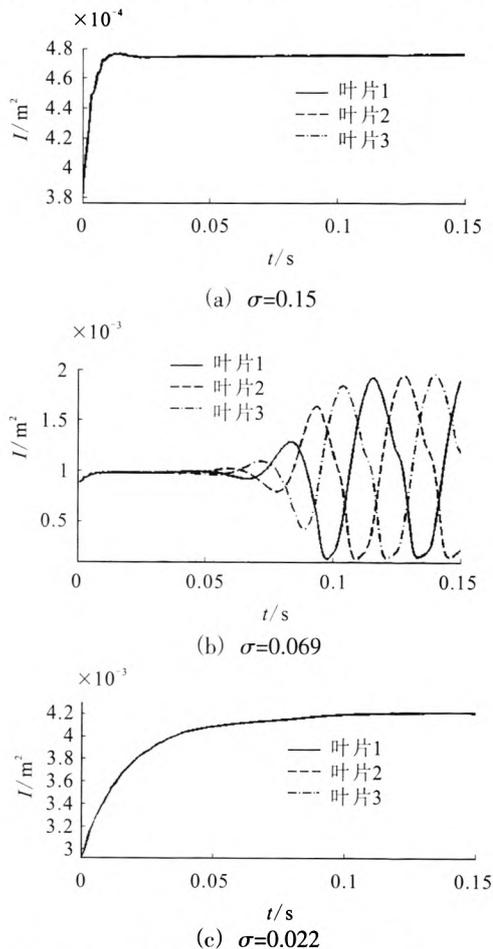


图4 3个叶片上的气穴尺寸随时间的变化曲线

Fig. 4 Variation of cavity sizes on blades with time

此外，文献 [10] 的实验结果表明，旋转汽蚀转速比 n'/n 的范围为 1.0~1.2，并且，在发生旋转汽蚀的汽蚀数范围内，这个比值随汽蚀数的减小而减小。这个趋势与本文的计算结果一致。

非定常计算的计算量很大，因此只选取了一种非定常工况 ($\sigma=0.069$) 验证网格相关性。将所有网格单元的尺寸都减小一半，计算结果同样出现了超同步旋转汽蚀现象。

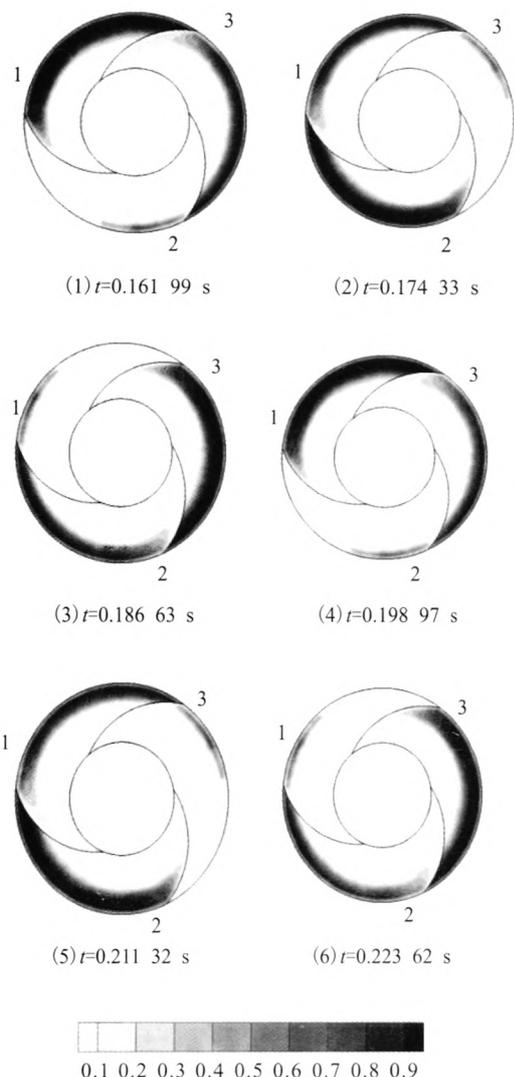


图 5 不同时刻诱导轮叶片吸力面上的蒸气体积分数分布

Fig. 5 Vapor volume fraction distribution on blade suction side at different moment

表 2 非定常计算结果

Tab. 2 Results of unsteady simulations

σ	0.003 9	0.004 8	0.008 1	0.015	0.022
n'/n	-	-	-	-	-
σ	0.02	0.041	0.047	0.054	0.069
n'/n	-	-	-	1.04	1.09
σ	0.08	0.11	0.15	-	-
n'/n	1.11	-	-	-	-

4 对气穴尺寸以及叶片攻角的分析

经验表明, 攻角对诱导轮叶片的绕流流动有很大影响。因此, 针对 $\sigma=0.069$ 的非定常计算结果, 分析了各叶片的气穴尺寸以及攻角随时间的变化情况。各叶片上的气穴尺寸采用公式 (1) 计算。

用半径 $r=68\text{ mm}$ (叶尖半径的 95.1%) 的圆柱面上叶片前缘前方 4.1 mm 处的相对速度角减去叶片角的余角得到角 θ , 并以此来代表叶片的攻角 (图 6 给出了测量点位置的示意图)

$$\theta = \arctan(-u_{\text{ta},r}/u_{\text{ax}}) - (\pi/2 - \beta) \quad (2)$$

式中: u_{ax} 为轴向速度; $u_{\text{ta},r}$ 为相对切向速度; β 为叶片角。

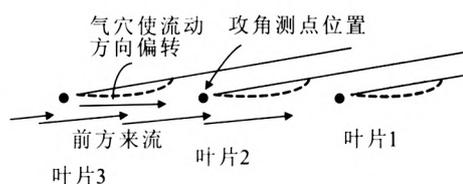


图 6 叶片 3 的气穴对叶片 2 攻角的影响

Fig. 6 Influence of cavity of blade 3 on attack angle of blade 2

4.1 叶片 3 的气穴尺寸与叶片 2 的攻角之间的关系

图 7 给出了各叶片上的气穴尺寸随时间变化的曲线 (a)、叶片 2 的气穴尺寸对时间的导数 dI/dt (b) 以及该叶片的攻角随时间变化的曲线 (c)。这里以叶片 2 为例分析气穴尺寸与攻角的关系。

从图 7 (a) 和图 7 (c) 可以看出, 在 A 时间段, 叶片 3 的气穴尺寸与叶片 2 的攻角有相同的变化趋势。这一点容易理解, 因为从 3 个叶片的相对位置 (见图 6) 可以看出, 当叶片 3 的气穴尺寸增大时, 气穴对流动方向的偏转作用也增强, 从而使叶片 2 的攻角增大。反之, 当叶片 3 的气穴尺寸减小时, 叶片 2 的攻角也减小。

但是, 在叶片 3 气穴尺寸的最大值点附近的一个小范围内 (见图 7 中的 B 时间段), 叶片 2 的攻角曲线有一段是下凹的。根据文献 [1] 的分析, 其原因是当叶片 3 的气穴末端到达叶片 2 的

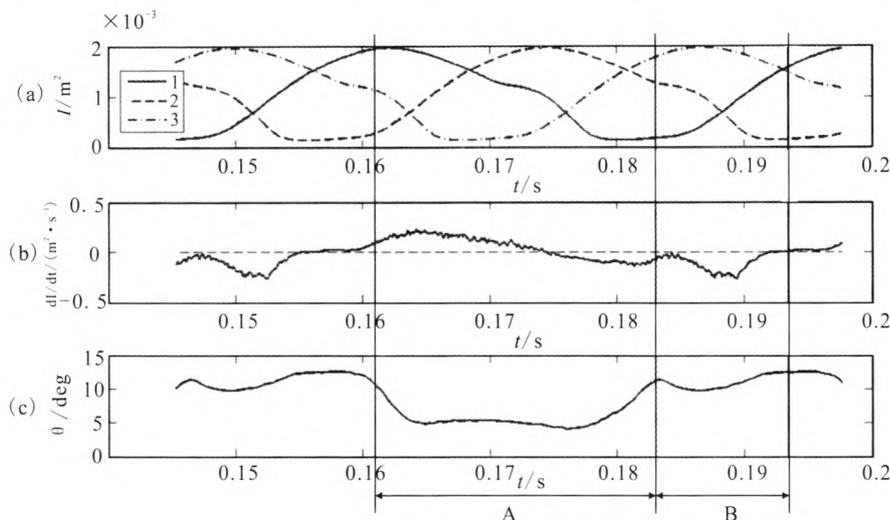


图7 气穴尺寸以及叶片攻角的变化

Fig. 7 Variation of cavity sizes and blade attack angles

前缘附近时,会在该区域产生负的速度散度,从而使得叶片2的攻角减小。

4.2 叶片2的攻角与其气穴尺寸的变化率之间的关系

从图7(b)和图7(c)可见,在B时间段,当叶片2的攻角曲线下凹时,叶片2的 dI/dt 达到最小值,即此时该叶片的气穴尺寸迅速减小。这一点也容易理解:攻角减小导致吸力面压力增大,从而使气泡溃灭,气穴尺寸减小。文献[1]认为,这个时段的这种效应在旋转汽蚀的维持中发挥了重要作用。

但是,如果观察整个时间轴,就发现这种观点并不足以解释旋转汽蚀的演化过程。例如,叶片2的 dI/dt 的最大值出现在 $t=0.164$ s附近,但这时该叶片的攻角却比B时间段内的攻角还要小。由此可以看出,旋转汽蚀的演化过程不能简单地用攻角来解释。文献[4]也指出,超同步旋转汽蚀的机理不能单纯用各叶片前方的速度场的变化来进行解释,而可能是速度场的变化和压力场的变化耦合的结果。

5 结论

对一个3叶片诱导轮进行了考虑汽蚀的定常和非定常流动计算,得到了以下的结论:

1) 在大于断裂汽蚀数的一个特定的范围

($\sigma=0.05\sim 0.09$)内,非定常计算结果显示了旋转汽蚀现象;

2) 旋转汽蚀的转速比 n'/n 稍大于1,并且,在发生旋转汽蚀的汽蚀数范围内,转速比 n'/n 随着汽蚀数的减小而减小;

3) 由于旋转汽蚀发生时离断裂工况还比较远,所以可能在额定入口条件下出现,诱发轴振动,从而对轴承、密封等装置的可靠性造成威胁;

4) 通过对 $\sigma=0.069$ 工况的非定常计算结果进行分析,发现:a)叶片上的气穴尺寸与下游相邻叶片的攻角的变化趋势大致相同,但是在气穴尺寸的最大值点附近的变化趋势相反;b)在叶片气穴尺寸的一个变化周期内,气穴尺寸的变化率有时与其攻角的变化趋势吻合,但有时不吻合,因此不能只用叶片攻角的变化来解释旋转汽蚀现象。

参考文献:

- [1] TANI N, YAMANISHI N, TSUJIMOTO Y. Influence of flow coefficient and flow structure on rotational cavitation in inducer[J]. Journal of Fluids Engineering, 2012, 134(2): 021302-1-021302-13.
- [2] TSUJIMOTO Y. Cavitation instabilities in turbopump inducers[M]// D'AGOSTINO Luca, SALVETTI Maria

- Vittoria. Fluid Dynamics of Cavitation and Cavitating Turbopumps. Germany: Springer, 2008: 169-190.
- [3] HOSANGADI A, AHUJA V, UNGEWITTER R J. Simulations of rotational cavitation instabilities in the SSME LPFP inducer, AIAA 2007-5536 [R]. USA: AIAA, 2007.
- [4] POUFFARY B, PATELLA R F, REBOUD J L, et al. Numerical analysis of cavitation instabilities in inducer blade cascade[J]. Journal of Fluids Engineering, 2008, 130(4): 041302-1 - 041302-8.
- [5] KIMURA T, YOSHIDA Y, HASHIMOTO T, et al. Numerical simulation for vortex structure in a turbopump inducer: Close relationship with appearance of cavitation instabilities [J]. Journal of Fluids Engineering, 2008, 130 (5): 051104-1 - 051104-9.
- [6] 陈晖, 李斌, 张恩昭, 等. 液体火箭发动机高转速诱导轮旋转空化[J]. 推进技术, 2009, 30(4): 390-395.
- [7] 唐飞, 李家文. 液体火箭发动机诱导轮旋转汽蚀分析[J]. 推进技术, 2012, 33(4): 639-644.
- [8] CERVONE A, BRAMANTI C, RAPPOSELLI E, et al. Experimental characterization of cavitation instabilities in a two-bladed axial inducer[J]. Journal of Propulsion and Power, 2006, 22(6): 1389-1395.
- [9] LEE K H, CHOI J W, KANG S H. Cavitation performance and instability of a two-bladed inducer [J]. Journal of Propulsion and Power, 2012, 28(6): 1168-1175.
- [10] KAMIJO K, YOSHIDA M, TSUJIMOTO Y. Hydraulic and mechanical performance of LE-7 LOX pump inducer[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 9(6): 819-826.

(编辑: 王建喜)

(上接第15页)

- [2] 夏广庆, 毛根旺, NADER S. 微空心阴极放电机理及其在电热式推力器中的应用[J]. 宇航学报, 2008, 29(5): 1607-1611.
- [3] SENGUPTA A. Destructive physical analysis of hollow cathodes from the deep space 1 flight spare ion engine 30,000 Hr life test, IEPC 2005-026[R]. USA: IEPC, 2005.
- [4] GOEBEL D M, KATZ I, POLK J, et al. Extending hollow cathode life for electric propulsion in long-term missions, AIAA 2004-5911[R]. USA: AIAA, 2004.
- [5] SARVER-VERHEY T R. Extended test of xenon hollow cathode for a space plasma contactor [C]/The 23th International Electric Propulsion Conference, IEPC-93-020. USA: IEPC, 1993: 212-230.
- [6] TIGHE W G, FREICK K. Performance evaluation and life test of the XIPS hollow cathode heater, AIAA 2005-4066 [R]. USA: AIAA, 2005.
- [7] CARPENTER C B. On the operational status of the iss plasma contactor hollow cathodes, AIAA 2004-3425 [R]. USA: AIAA, 2004.
- [8] SARVER-VEREY T R. 28 000 hour xenon hollow cathode life test [C]/The 25th International Electrical Propulsion conference, IEPC-97-168. USA: IEPC, 1997: 1030-1037.
- [9] ZAKANY J S. Space station cathode ignition test status at 32,000 Cycles [C]/The 25th International Electrical Propulsion conference, IEPC-97-167. USA: IEPC, 1997: 1025-1029.
- [10] SENGUPTA A, BROPHY J R. Status of the extended life test of the deep space 1 flight space ion engine after 30 352 hours of operation, AIAA 2003-4558[R]. USA: AIAA, 2003.
- [11] PATTERSON S W, JUGROOT M. Discharge initiation in the T6 thruster hollow cathode, AIAA 2000-3532 [R]. USA: AIAA, 2003.
- [12] 江剑平, 承欢, 阴极电子学[M]. 西安: 西北电讯工程学院出版社, 1986: 77-82.
- [13] 张天平, 袁子, 田华兵. 电推进系统空心阴极研制试验技术[J]. 真空电子技术, 2007 (2): 9-13.
- [14] SOULAS G C. Multiple hollow cathode wear testing for the space station plasma contactor, AIAA 94-3310 [R]. USA: AIAA, 1994.

(编辑: 陈红霞)