

热力学效应对低温诱导轮旋转 汽蚀影响的数值研究

唐 飞¹, 李家文², 李 永¹, 周 成¹

(1. 北京控制工程研究所, 北京 100190; 2. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

摘 要: 诱导轮是液体火箭发动机中提高涡轮泵性能的关键部件, 而旋转汽蚀是引起诱导轮故障的原因之一。低温液体发生汽蚀时会产生大量的潜热, 对汽蚀流动产生重要的影响。利用基于 Rayleigh-Plesset 方程的混合流体模型, 并考虑了汽蚀热力学效应, 对诱导轮二维叶栅中的低温旋转汽蚀现象进行了数值分析。计算结果表明, 考虑热力学效应时, 产生旋转汽蚀的入口压力值下降; 低温条件下的温度变化对超同步旋转汽蚀没有影响, 而对次同步旋转汽蚀影响显著。

关键词: 诱导轮; 旋转汽蚀; 低温液体; 热力学效应

中图分类号: V434-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2013) 02-0029-06

Influence of thermodynamics effect on inducer rotating cavitation under low temperature condition

TANG Fei¹, LI Jia-wen², LI Yong¹, ZHOU Cheng¹

(1. Beijing Institute of Control Engineering, Beijing 100190, China;

2. School of Astronautics, Beijing Univ. of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: Inducer is a key component of liquid rocket propulsion system to improve the performance of turbopump. It is well-known that rotating cavitation is harmful to turbopump, and even causes the launch failure of a rocket. Cavitation in cryogenic fluids can produce much latent heat, and has a thermodynamic effect because of thermal imbalance around the cavity. A numerical analysis of cryogenic fluids rotating cavitation in 2D blade cascade in inducer is performed with a mixture model based on Rayleigh-Plesset equation with the thermodynamic effect considered. The results indicate that the inlet pressure will decrease when take into account the thermodynamic effect. Changes in the temperature of liquid hydrogen effect on the super-synchronous rotating cavitation are not obvious, but on the sub-synchronous rotating cavitation are significant

Keywords: inducer; rotating cavitation; cryogenic fluid; thermodynamic effect

收稿日期: 2012-09-18; 修回日期: 2012-12-04

基金项目: 中国航天科技集团公司支撑项目(2007JY02)

作者简介: 唐飞 (1982—), 男, 博士, 研究领域为航天器推进技术

0 引言

诱导轮是提高离心泵汽蚀性能的主要途径,即使在局部汽蚀条件下也能正常工作,在液体火箭发动机中得到了广泛应用。随着液体火箭发动机技术的发展,对诱导轮性能提出了更高的要求,特别是诱导轮的汽蚀性能。高汽蚀性能诱导轮不仅可以在很大程度上提高涡轮泵的转速,而且能够降低推进剂贮箱的结构质量。但目前来看,在火箭发动机中应用的高性能诱导轮出现故障的频率很高,对涡轮泵危害很大,甚至造成火箭发射失败。究其原因,旋转汽蚀引起的故障最为常见。

在采用低温推进剂的液体火箭发动机中,工作介质的热力学特性(如饱和蒸汽压力)对温度变化非常敏感,并且低温推进剂发生汽蚀时,会有大量的汽化潜热的转化,进而在气穴附加区域形成明显的温度梯度,从而导致当地的饱和蒸汽压力下降,对汽蚀流动产生重要影响。对于像液氢和液氮这样的低温流体,虽然密度变化很小,但是饱和蒸汽压却有很大变化,因而在发动机诱导轮中具有很强的热力学效应。目前,有关旋转汽蚀的研究一般都采用常温液态水,没有考虑流体热力学效应的影响,因此开展低温条件下诱导轮的旋转汽蚀研究具有非常重要的意义。

本文采用数值模拟方法对诱导轮二维平面叶栅模型进行了低温条件下的非定常汽蚀计算,研究了旋转汽蚀的特点。

1 研究对象及计算方法

1.1 研究对象

诱导轮二维平面叶栅由诱导轮叶片 90% 直径处截取展开得到(在该直径处形成的汽蚀形式及其变化的特征都比较典型,如图 1 所示)。

针对诱导轮的二维平面叶栅流道扭曲过大的问题,采取了结构化网格与边界层网格混合使用的技术。设定整个流场的计算单元数约为 10 万个,计算节点约 8 万个。

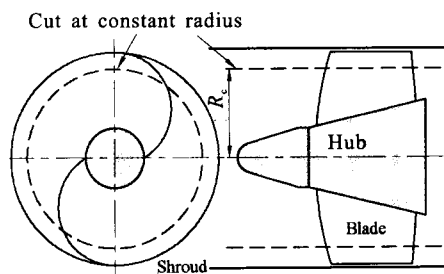


图 1 诱导轮平面叶栅模型

Fig. 1 Model of 2D blade cascade of inducer

研究对象为应用于某液体火箭发动机泵的诱导轮,叶片数为 2,入口叶片安放角为 8.5° 。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,叶片 1 上方和叶片 2 下方的边界设为周期性边界条件,如图 3 所示。计算工质采用液氢,转速为 10 000 rpm。

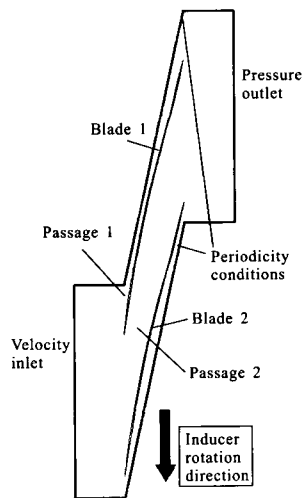


图 2 二维平面叶栅边界条件

Fig. 2 Boundary conditions of 2D blade cascade of inducer

数值计算采用基于内节点的有限体积法进行离散,压力场-速度场的耦合计算采用标准 SIMPLEC 算法。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。

1.2 基本控制方程

1.2.1 连续性方程

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m) = \dot{m} \quad (1)$$

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

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。

1.2.2 动量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \vec{v}_m) + \nabla (\rho_m \vec{v}_m \vec{v}_m) = -\nabla p + \nabla [\mu_m (\nabla \vec{v}_m + \nabla \vec{v}_m^T)] + \rho_m \vec{g} + \vec{F} + \nabla \left(\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k \vec{v}_{dr,k} \vec{v}_{dr,k} \right) \quad (2)$$

式中: \vec{F} 为体积力; μ_m 为混合粘性系数, $\mu_m = \sum_{k=1}^n \alpha_k \mu_k$;

$\vec{v}_{dr,k}$ 为第二相 k 的漂移速度, 其中 $\vec{v}_{dr,k} = \vec{v}_k - \vec{v}_m$ 。

1.2.3 能量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} \sum_{k=1}^n (\alpha_k \rho_k E_k) + \nabla \sum_{k=1}^n [\alpha_k \vec{v}_k (\rho_k E_k + p)] = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) + \left(\dot{m}^+ - \dot{m}^- \right) h_{lg} \quad (3)$$

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; 右边第二项 $(\dot{m}^+ - \dot{m}^-) h_{lg}$ 代表由汽蚀的相间质量交换所引起的热量交换; 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。

1.2.4 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, 蒸发的体积分数定义为

$$\alpha_m = \frac{\varphi \eta}{1 + \varphi \eta} \quad (6)$$

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, 表达式为

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_m \rho_m) + \nabla (\alpha_m \rho_m \vec{v}_m) = \dot{m}^+ - \dot{m}^- \quad (7)$$

当前, 汽蚀模型主要基于 Rayleigh-Plesset 方程所导出的输运方程。它主要描述了气泡在液体中的成长过程。当表面张力和二阶高项被忽略后, 方程可以简化为

$$\frac{dR_B}{dt} = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p_v - p}{\rho_m}} \quad (8)$$

式中: R_B 为气泡半径; p_v 为饱和蒸汽压力; p 为气泡周围液体的静压。

在一个简单的汽蚀模型中, 质量传输通常认为只由动力效应驱动, 即液相和气相的压力差, 而不是热力学效应。对于低温液体中发生的汽蚀, 需要考虑由于相变所引起热力学效应。由于液体气化时吸收气化潜热, 导致气泡附近液体温度降低, 从而形成气泡外的薄液体边界层。由于热力学边界层的存在, 使得泡内和泡外形成一温度差 ΔT , 这一温度差对气泡的生长产生重要影响。由汽蚀带来的热力学效应可以使气穴区的温度下降 1~2 K, 故本文采用 Plesset 和 Zwick 的公式, 将温度对气泡生长的影响考虑到汽蚀模型中。因此, 温度控制下气泡生长规律为

$$R_B = 2C_s \sqrt{a_m t} \quad (9)$$

式中: C_s 为经验系数; a_m 为液体的热扩散系数。这样得到由传热所控制气泡的生长速率为

$$\frac{dR_B}{dt} = \sqrt{\frac{3}{\pi}} \frac{\rho_m C_p \Delta T}{\rho_v h_{lg}} \sqrt{\frac{a_m}{t}} \quad (10)$$

计算得到考虑热力学效应后的汽蚀凝结、蒸发速率为

$$\begin{cases} \dot{m}^+ = C_{con} \frac{3\alpha_m \rho_m}{R_B} \left(\sqrt{\frac{2}{3} \frac{(p - p_v)}{\rho_l}} + \sqrt{\frac{3}{\pi}} \frac{\rho_m C_p (T_s - T)}{\rho_m h_{lg}} \sqrt{\frac{a_m}{t}} \right) \\ \dot{m}^- = C_{vap} \frac{3r_g (1 - \alpha_m) \rho_m}{R_B} \left(\sqrt{\frac{2}{3} \frac{(p_v - p)}{\rho_n}} + \sqrt{\frac{3}{\pi}} \frac{\rho_m C_p (T - T_s)}{\rho_n h_{lg}} \sqrt{\frac{a_m}{t}} \right) \end{cases} \quad (11)$$

式中: C_{con} 和 C_{vap} 分别为凝结速率项和蒸发速率项

的经验系数,其取值为 0.002 和 10; r_g 为液体中所含气体的体积分数。

在计算中,气体相和液体相的一些热力学物性,如密度、饱和蒸汽压力等需要定义成为压力和温度的函数。另外,为了封闭方程组,采用了标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型,而对于临近叶片固壁处的区域则采用修正的近壁面湍流模型,充分考虑边界压力梯度的变化。

2 热力学效应对旋转汽蚀的影响

不同温度条件下液氢的热力学函数 Σ 值如图 3 所示。

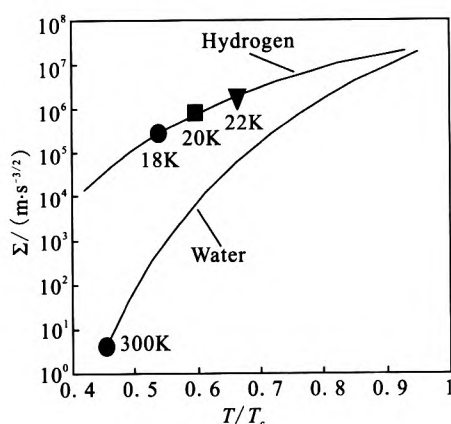


图 3 液氢及水的热力学函数变化曲线

Fig. 3 Thermodynamic function of liquid hydrogen and water

在图 3 中,纵坐标表示热力学函数,横坐标表示无量纲温度 (T_c 表示流体介质的临界温度值,这里液氢的临界温度值取 33 K)。从图中可看出,与室温水相比,液氢热力学函数 Σ 值对温度变化比较敏感。当液氢温度分别为 18 K, 20 K 以及 22 K 时,虽然它们的温度相差只有 2 K,但是它们的热力学函数 Σ 值却相差几万。下面分别计算是否考虑热力学效应的两种旋转汽蚀情况。

2.1 不考虑热力学效应的情况

当不考虑热力学效应时,即整个计算过程温度不变时,计算得到的叶片表面气穴长度随时间变化如图 4 所示 (汽蚀数 $\sigma=0.12$):

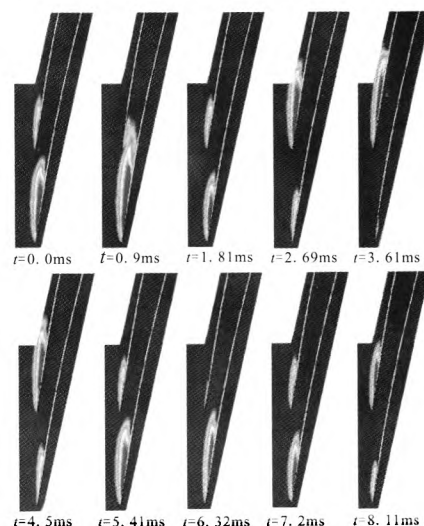


图 4 叶片表面的气穴长度变化(不考虑热力学效应)

Fig. 4 The variant of cavity on blades (no thermodynamic effect)

图 4 显示,叶片表面的气穴长度发生周期性的变化,从 $t=0.0$ ms 时刻到 $t=5.41$ ms 时刻,叶片表面的气穴长度变化正好为一个周期。通过计算得到气穴变化的时间频率为 $f \approx 186$ Hz, 约为 1.12 倍转速频率(转速频率为 166 Hz),说明叶片表面发生的为超同步旋转汽蚀。

2.2 考虑热力学效应的情况

当考虑液氢的热力学效应时,计算得到的叶片表面气穴长度随时间变化如图 5 所示 (汽蚀数 $\sigma=0.106$)。

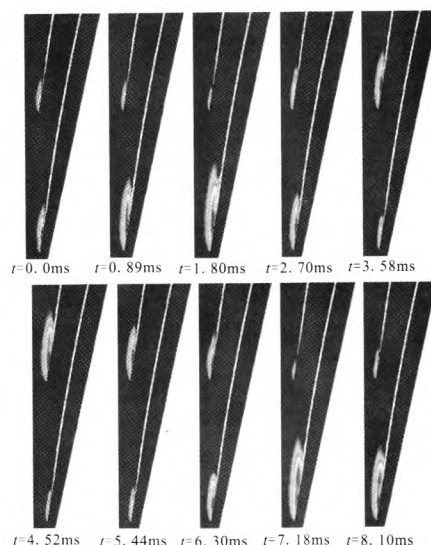


图 5 叶片表面的气穴长度变化(考虑热力学效应)

Fig. 5 The variant of cavity on blades
(with thermodynamic effect)

图 5 显示, 叶片表面气穴长度同样也发生了周期性的变化, 从 $t=0.0$ ms 时刻到 $t=5.44$ ms 时刻, 叶片表面的气穴长度变化正好为一个周期。通过计算得到气穴变化的时间频率为 $f \approx 183$ Hz, 说明叶片表面也发生了超同步旋转汽蚀。

对比图 4 和图 5 可见, 叶片表面发生超同步旋转汽蚀时, 不考虑液氢的热力学效应, 气穴长度 l/h 的变化范围约为 0.3~0.9; 考虑热力学效应, 气穴长度 l/h 的变化范围约为 0.1~0.5。考虑液氢热力学效应后, 旋转汽蚀现象发生时叶片表面的气穴长度明显缩短了。

3 液体温度对旋转汽蚀的影响

根据气穴在叶片之间的迁移速度, 旋转汽蚀分两类: 超同步旋转汽蚀 (快于叶片旋转速度) 和次同步旋转汽蚀 (慢于叶片旋转速度)。次同步旋转汽蚀产生时的入口压力低, 汽蚀数小。因此, 低温条件下两类旋转汽蚀的表现存在差异。

3.1 液体温度对超同步旋转汽蚀的影响

分别计算不同温度 ($T=18$ K, 20 K 及 22 K) 下的非定常汽蚀情况, 统计得到三种条件下超同步旋转汽蚀的气穴长度变化见图 6 ($\sigma=0.12$)。当温度 $T=18$ K 时, 气穴周期变化时间 $t \approx 5.38$ ms, 气穴长度 l/h 变化范围约为 0.1~0.48; 当温度 $T=20$ K 时, 气穴周期变化时间 $t \approx 5.40$ ms, 气穴长度 l/h 变化范围约为 0.1~0.46; 当温度 $T=22$ K 时, 气穴周期变化时间 $t \approx 5.36$ ms, 气穴长度 l/h 变化范围约为 0.1~0.45。

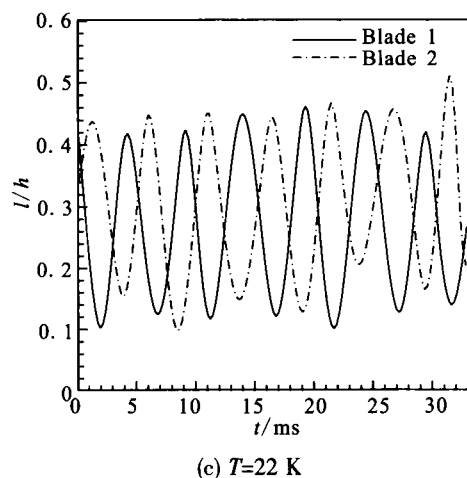
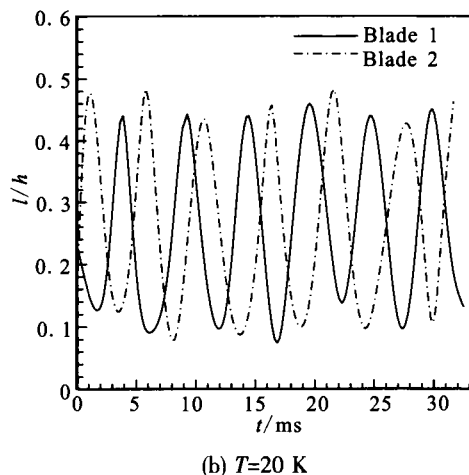
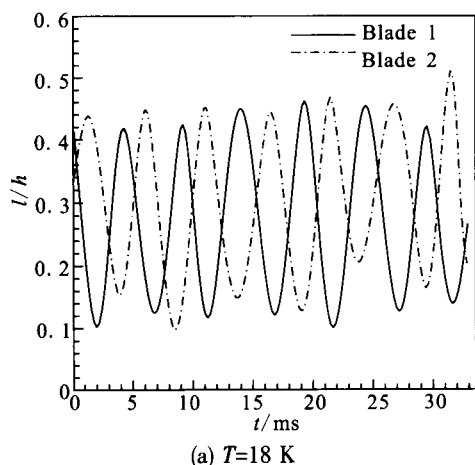


图 6 超同步旋转汽蚀气穴长度变化曲线

Fig. 6 The variant of cavity length for super-synchronous rotating cavitation

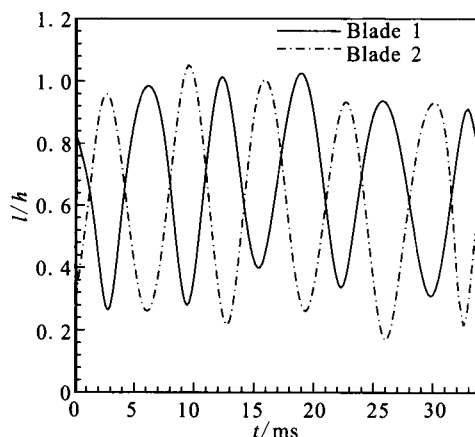
通过分析, 可以看出三种温度条件下的诱导轮产生了超同步旋转汽蚀, 从气穴变化周期以及气穴长度变化幅值来看, 三种超同步旋转汽蚀现象差别不大。因此, 三种介质温度条件下的旋转汽蚀发生时具有相同的气穴长度, 与温度无关, 其发生时气穴长度的临界值约为 0.3。因此温度变化对超同步旋转汽蚀没有太明显的影响。

3.2 液体温度对次同步旋转汽蚀的影响

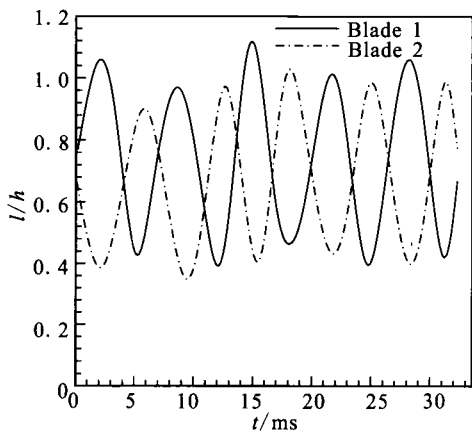
分别计算了不同温度 ($T=18$ K, 20 K 以及 22 K) 下的非定常汽蚀情况, 统计得到三种不同温度条件下次同步旋转汽蚀的气穴长度变化如图 7 所示 ($\sigma=0.106$)。

从图 7 可以看出, 当温度 $T=18$ K 时, 气穴周期变化的时间 $t \approx 6.32$ ms, 气穴长度 l/h 的变化

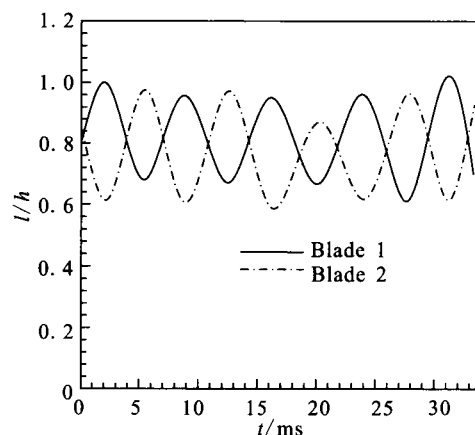
范围约为0.22~0.98;当温度 $T=20\text{ K}$ 时,气穴周期变化的时间 $t\approx 6.40\text{ ms}$,气穴长度 l/h 的变化范围约为0.42~1.00;当温度 $T=22\text{ K}$ 时,气穴周期变化的时间 $t\approx 6.37\text{ ms}$,气穴长度 l/h 的变化范围约为0.64~0.97。



(a) $T=18\text{ K}$



(b) $T=20\text{ K}$



(c) $T=22\text{ K}$

图7 次同步旋转汽蚀气穴长度变化曲线

Fig. 7 The variant of cavity length for sub-synchronous rotating cavitation

通过分析,可看出三种温度条件下诱导轮产生了次同步旋转汽蚀,三种次同步旋转汽蚀现象在气穴变化周期方面差别不大,但是从气穴长度变化幅值可以明显看出它们之间的差异。当温度 $T=22\text{ K}$ 时,气穴长度变化范围受到抑制。因此低温液体温度的变化能够影响次同步旋转汽蚀。

从上面分析可看出,热力学效应会抑制叶片表面气穴的增长,并将旋转汽蚀发生时的汽蚀数变小。低温液体温度的变化对超同步旋转汽蚀没有影响,对次同步旋转汽蚀的气穴变化幅值有显著影响。所以无论是超同步旋转汽蚀还是次同步旋转汽蚀,低温液体温度的变化对它们的气穴周期变化时间(气穴迁移频率)不会产生影响,这与Zoladz通过试验发现热力学效应不会影响以水和液氧为介质的诱导轮旋转汽蚀现象是一致的。

4 结论

通过本文的研究工作,可以认为:

1) 考虑热力学效应后,由于液氢饱和蒸汽压力对温度的敏感度高,使进一步汽蚀得到抑制,旋转汽蚀发生时的汽蚀数减小,叶片表面的气穴长度减小。

2) 低温液体的温度对超同步旋转汽蚀没有太大的影响,而对次同步旋转汽蚀气穴长度的变化影响显著。综合分析结果表明,液体温度不会影响旋转汽蚀的气穴在叶片间的迁移频率。

参考文献:

- [1] HOSANGADI A, AHUJA V, UNGEWITTER R J. Simulations of rotational cavitation instabilities in the SSME LPFP inducer, AIAA 2007-5536[R]. USA: AIAA, 2007.
- [2] TORRE L, CERVONE A, PASINI A. Experimental characterization of thermal cavitation effects on space rocket axial inducers [J]. Journal of Fluids Engineering, 2011, 133 (11): 1-10.
- [3] UGAJIN H, KAWAI M, OKITA K Numerical analysis of the unsteady cavitating flow in a 2D-Cascade and a 3D-Inducer, AIAA 2007-5535[R]. USA: AIAA, 2007.

(下转第45页)

果偏高, 稳态测量结果与理论计算值偏低。通过试验可知主路流量为 2.93 kg/s, 分流 40% 流量时, 可以使主阀入口压力降低 12%, 主路流量为 3.98 kg/s, 分流 10% 流量时, 可以使主阀入口压力降低 25%; 泄出阀先打开与主阀关闭间隔 0.1 s 的情况较好。但是整体上来看, 安装泄出阀后对降低水击压力起到很大作用, 水击压力从 32.3 MPa 降到 22.86 MPa, 并且可以看出阀门关闭时间对水击压力影响也不同, 因此安装泄出阀可以起到降低水击压力的作用。

4 结论

建立了液体火箭发动机水击压力的仿真模型, 给出了仿真和试验的结果, 分析了影响液体火箭发动机水击压力的影响因素, 并在此基础上开展了阀门关闭时间及安装泄出阀对水击压力的影响研究, 通过水击试验定性的证明了安装泄压阀及适当设置阀门关闭时间可有效地降低水击压力, 为发动机水击压力的动态特性的分析和液体火箭发动机推进剂供应系统有效降低水击压力提供了参考措施。

参考文献:

- [1] 胡平信, 刘国球. 液体火箭发动机的技术发展和展望[J]. 导弹与航天运载技术, 1998, 27(2): 1-10.
- [2] PRICKETT R P, MAYER E, HERMEL J. Water hammer in a spacecraft propellant feed system [J]. Journal of Propulsion and Power, 1992, 8(3): 592-597.
- [3] PRICKEET R P, MAYER E, HERMEL J. Water hammer in a spacecraft propellant feed system, AIAA-88-2920 [R]. USA: AIAA, 1998.
- [4] 黎勤武, 张为华, 王振国, 等. 空间发动机系统关机过程水击现象理论分析[J]. 推进技术, 1998, 19(3): 27-29.
- [5] 苏龙斐, 张黎辉, 潘海林. 卫星推进系统发动机启动过程数值仿真[J]. 航空动力学报, 2005, 20(4): 698-701.
- [6] 林景松, 王平阳, 高红. 液体火箭发动机关机水击的数值模拟[J]. 上海航天, 2008 (3): 53-58.
- [7] 聂万胜, 陈新华, 戴德海, 等. 姿控推进系统发动机关机的管路瞬变特性[J]. 推进技术, 2003, 24(1): 6-8.
- [8] 张黎辉, 李家文, 张雪梅, 等. 航天器推进系统发动机动态特性研究[J]. 航空动力学报, 2004, 19(4): 543-549.
- [9] 刘国球. 液体火箭发动机原理[M]. 北京: 中国宇航出版社, 1993.

(编辑: 陈红霞)

(上接第 34 页)

- [4] 张遥, 罗先武, 许洪元, 等. 一种考虑热力学效应的空化模型的发展及数值应用[C]. 大连: 中国工程热物理学会学术会议论文, 2009.
- [5] 曹海涛. 低温条件下空化流动特性数值研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
- [6] KAMIJO K, SHIMURA T, WATANABE M. A visual ob-

servation of cavitating inducers, 77-WA/FE-14 [R]. USA: ASME, 1977.

- [7] TSUJIMOTO Y. Flow instabilities in cavitating and non-cavitating pumps[J]. Design and Analysis of High Speed Pumps, 2006 (7): 1-24.

(编辑: 陈红霞)