

文章编号: 1000 8055(2008)09 1743-05

提高氧泵诱导轮汽蚀性能的方法研究

唐 飞¹, 李家文¹, 夏德新², 金志磊², 贾建新²

(1. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191;
2. 北京航天动力研究所, 北京 100076)

摘 要: 利用计算流体力学(CFD)技术对某氧泵诱导轮进行了入口壳体开槽的汽蚀性能的研究, 分析和采用了双圆弧进口方案. 在流场计算研究中, 分析了无汽蚀条件下叶片前缘的负荷, 然后进行了诱导轮汽蚀性能的计算. 流场计算结果表明, 采用的改进方案在保证扬程和效率基本不变的情况下, 能够很大程度上降低叶片前缘负荷, 提高诱导轮汽蚀性能.

关 键 词: 氧泵诱导轮; 提高汽蚀性能; 改进方案; 流场计算

中图分类号: V434.2

文献标识码: A

Study of methodology for improving cavitation performance of liquid oxygen pump inducer

TANG Fei¹, LI Jiawen¹, XIA Dexin², JIN Zhilei², JIA Jiaxin²

(1. School of Astronautics,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;
2. Beijing Aerospace Propulsion Institute, Beijing 100076, China)

Abstract: The effect of slotting at the inlet of liquid oxygen (LOX) pump inducer casing on cavitation performance was researched using computational fluid dynamics (CFD). The scheme of blade with dual arcs was analyzed and adopted. In the process of the flow field calculation, the loading of blade inlet under non-cavitating condition was analyzed; the cavitation performance for the inducer was calculated. The calculation results indicate that, the loading of the blades inlet can be suppressed greatly, and the cavitation performance can be improved efficiently with the modified scheme, while the efficiency and head of inducer vary little.

Key words: liquid oxygen (LOX) pump inducer;
cavitation performance improvement; modified scheme;
flowfield calculation

诱导轮可以在局部发生汽蚀的情况下工作, 但是其诱发的各种非正常状态会影响火箭发动机涡轮泵的性能、稳定性和寿命. 1999 年日本 H-II A 火箭发射失败, 通过飞行数据与计算结果对比、发动机残骸微观分析和地面试验等研究认为:

LE-7 发动机液氧涡轮泵诱导轮出现汽蚀, 其诱发的脉动与泵前的导流叶片固有频率发生共振使得叶片出现断裂, 并使发动机停机最终导致发射失败^[1]. 在美国 267 kN 推力的 Astral 火箭发动机高速液氧涡轮泵的研制过程中, 由于诱导轮汽蚀

收稿日期: 2007 09 11; 修订日期: 2008-01-18

作者简介: 唐飞(1982-), 男, 湖南辰溪人, 硕士生, 主要从事研究方向为离心泵设计与流场计算.

而产生复杂的非定常流和转子振动,最终造成液氧泵诱导轮叶片前缘的变形破坏^[2].

日本航空宇宙技术研究所角田宇宙推进技术研究中心在研究氧泵诱导轮时发现,改善诱导轮的汽蚀性能,能抑制旋转空化所诱发的脉动与导流叶片固有频率发生共振,从而有效地防止叶片疲劳断裂.同时,汽蚀性能的改善避免了协调诱导轮和主叶轮的流动干涉所采用的复杂结构^[3].美国马歇尔太空飞行中心认为压力脉动是诱导轮叶片断裂破坏的原因之一,而压力脉动是由汽蚀、动静干涉等现象引起的非定常流动所致^[4].本文对某型号液氧泵诱导轮进行提高汽蚀性能的方法研究,并利用基于 Rayleigh-Plesset 方程的混合流体模型对其汽蚀流动进行了计算和分析.

1 研究对象及计算方法

为了准确反映诱导轮内部流动的真实情况,本文所建立的几何模型与真实结构尽量保持一致,如进口边修圆打磨、前缘与尾缘小圆倒角、叶片剖面形状和叶根倒角等.氧泵诱导轮的示意图如图 1 所示,主要参数为转速 $n=18\,000\text{ r/min}$,叶片数 $Z=3$,设计静扬程 $H=1.44\text{ MPa}$.为了与实验结果进行对比,计算中工质采用液态水.

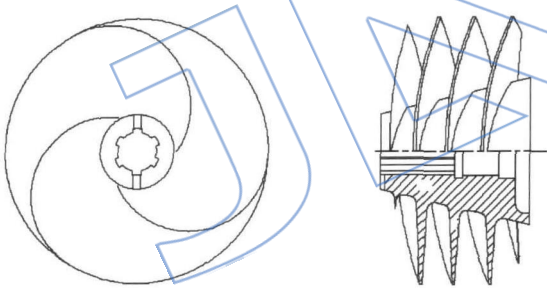


图 1 诱导轮示意图
Fig. 1 Sketch of inducer

本文对计算域采用了四面体非结构网格,非结构网格与结构网格相比,更适用于几何形状复杂流道的网格划分,并具有良好的自适应性.对于叶片吸力面前缘、叶顶间隙等需要关注的局部进行作为一个单独的模块,用尺寸函数进行网格加密处理.流场的计算单元约为 75 万,计算节点约为 20 万个.

数值计算采用有限体积法进行离散,动量项等采用二项迎风格式.计算中采用旋转坐标系,进口条件为速度进口,速度分布均匀,出口条件为压力出口,固壁面采用无滑移边界条件.针对本文的三维粘性流动,计算中对湍流核心区域的流动采

用标准的 $k-\epsilon$ 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.所有控制方程计算采用了基于 SIMPLE 的标准压力修正算法.

2 诱导轮进口开槽的研究

诱导轮进口处的几何尺寸的改变能使诱导轮进口处的流动发生很大的变化,对诱导轮的汽蚀性能产生影响^[5].通过在诱导轮进口壳体开槽的方法来增加叶尖处的回流,提高汽蚀区域的压力.开槽示意图如图 2 所示.本文对上面介绍的氧泵诱导轮进行了不同开槽方案的计算和对比,表 1 给出了氧泵诱导轮原方案(方案 A,没有开槽)和其中一个开槽方案(方案 B,开槽大小为 $h=1.8\text{ mm}$, $T=0.75\text{ mm}$, $d=11\text{ mm}$, $\theta=30^\circ$,其中 h 为开槽的高度, T 为叶尖间隙, d 为开槽处相对于叶片前缘进口的位置, θ 为开槽斜度)的计算结果.

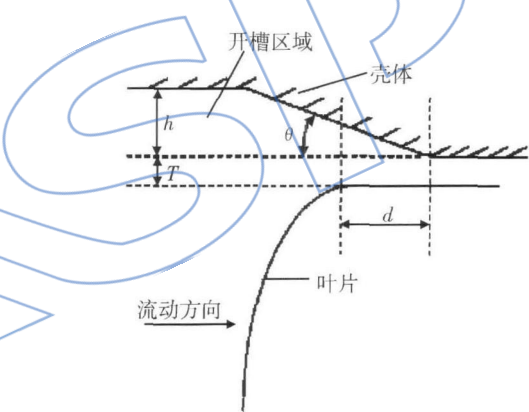


图 2 开槽方法示意图
Fig. 2 Sketch of the slotting

表 1 不同的诱导轮入口的计算结果比较
Table 1 Computed results for different inlet of inducer casing

方案	静扬程/ MPa	效率/ %	扭矩/ (N·m)	前缘负荷/ kN
A	1.463	67.2	143.71	2.0
B	1.430	65.0	143.02	1.2

通过表 1 可以看出,虽然改进方案 B 的扬程和效率较方案 A 有所下降,但是叶片前缘负荷却有了很大程度的降低.从图 3 和图 4(取入口静压为 0.4 MPa)可以看出,方案 B 的诱导轮叶片吸力面上的静压值有明显的提高,特别是在叶片进口的外径处.同时,最小静压区域的面积也有大幅

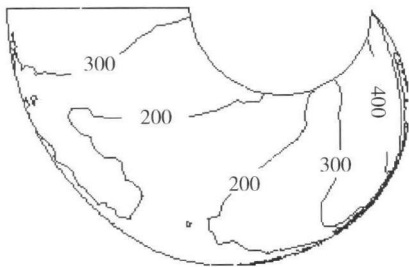


图 3 方案 A 叶片吸力面静压分布图 (单位: kPa)
Fig.3 Contours of the static pressure on the suction surface of blade for scheme A (Unit: kPa)

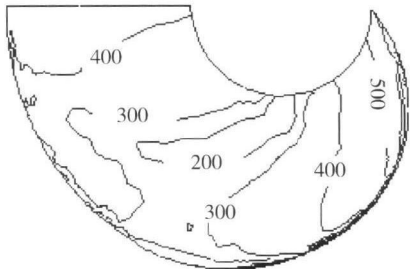


图 4 方案 B 叶片吸力面静压分布图 (单位: kPa)
Fig.4 Contours of the static pressure on the suction surface of blade for scheme B (Unit: kPa)

度减小,使叶片入口的静压分布更加合理。
上面的计算结果表明,诱导轮壳体开槽方案能有效降低叶片前缘负荷,但效率和扬程略有下降。因此,作者进行了通过改进诱导轮进口边形状提高效率方法的研究。

3 诱导轮进口边形状的研究

氧泵诱导轮叶片进口边通常采用单圆弧过渡,作者提出采用双圆弧过渡,即前段圆弧先根据叶片进口在轮毂交点处的切线与轮毂半径夹角为 45°,其半径大小由经验公式 $R_1 = 0.32D_{11}$ 确定,后段圆弧与前段圆弧及前缘进口相切,如图 5 所示。

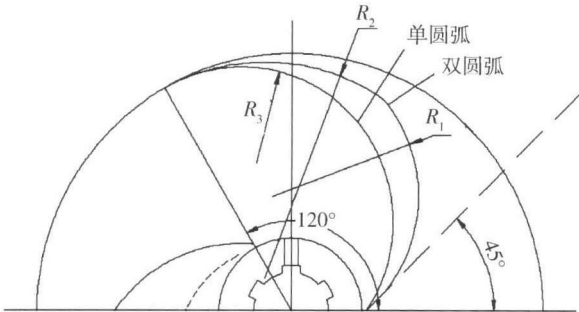


图 5 诱导轮叶片进口形状示意图
Fig.5 Sketch of the inlet of the inducer blade

为了便于计算比较,把在原方案 A 的基础上采用双圆弧进口的方案记为 C,在开槽方案 B 的基础上采用双圆弧进口的方案记为 D. 流场计算的结果如表 2 所示。

表 2 不同的叶片进口边计算结果比较
Table 2 Computed results for different inlets of the blade

方案	静扬程/MPa	效率/%	扭矩/(N·m)
A	1.463	67.2	143.71
C	1.501	69.1	143.76
D	1.459	66.7	145.30

从图 5 看出,采用双圆弧过渡的叶片进口部分比单圆弧的大,这就使叶片的做功增加.从表 2 可以看出,和原方案(方案 A)相比,采用双圆弧进口(方案 C)可以提高诱导轮扬程和效率,而采用双圆弧进口,并进行入口壳体开槽的方案(方案 D)的扬程和效率基本不变.为了验证方案 D 所改善的汽蚀性能,下面将对 A 和 D 两个方案进行汽蚀性能的流场计算分析。

4 诱导轮的汽蚀验证计算

4.1 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,它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。

4.1.1 基本控制方程

1) 连续性方程

∂/∂t(ρ_m) + Δ•(ρ_mu_m) = m (1)

式中的 u_m 为质量平均速度, $u_m = \left(\sum_{k=1}^n \alpha_k \rho_k u_k \right) / \rho_m$; 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; m 为汽蚀所产生的质量传递。

2) 动量方程

∂/∂t(ρ_mu_m) + Δ•(ρ_mu_mu_m) = - Δp + Δ[H_m(Δu_m + Δu_m)] + ρ_mg + F + Δ[∑_{k=1}^n α_kρ_ku_ku_k] (2)

式中 F 为体积力; μ_m 为混合粘性系数, $\mu_m =$

$\sum_{k=1}^n \alpha_k \mu_k$; u 为第二相 k 的漂移速度, 其中 $u = u_k - u_m$.

3) 能量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} \sum_{k=1}^n (\alpha_k \rho_k E_k) + \Delta \left[\sum_{k=1}^n \alpha_k u_k (\rho_k E_k + p) \right] = \Delta \cdot (K_{\text{eff}} \Delta T) + S_E \quad (3)$$

上式中 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

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

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.

4. 1. 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:

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

上式中的 R 是气泡的半径. 蒸发的体积分数定义为

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

上式中的 η 是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, 假定为不可压缩的液体, 可以获得下面的表达式

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_v) + \Delta (\alpha_m u_m) = \frac{\rho_l \eta}{\rho_m (1 + \eta \varphi)^2} \frac{d\varphi}{dt} + \frac{\alpha_v}{\rho_m} \frac{d\rho_v}{dt} \quad (7)$$

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

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

上式中的 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; σ 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

$p_v > p$ 时

$$\frac{dR}{dt} = \left(\frac{2(p_B - p)}{3\rho_l} \right)^{1/2}$$

$p_v < p$ 时

$$\frac{dR}{dt} = - \left(\frac{2(p_B - p)}{3\rho_l} \right)^{1/2} \quad (9)$$

4. 2 计算结果

采用混合模型将方案 A 和改进方案 D 进行汽蚀计算. 根据实验条件, 工质的温度为 30 °C. 计算得到的汽蚀曲线图如图 6 所示.

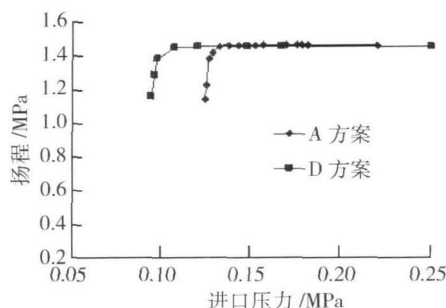


图 6 A、D 两方案汽蚀计算结果

Fig. 6 Computed results of cavitations for scheme A and D

从图 6 可以看出, 当原方案的诱导轮的进口压力减小到 0.128 MPa 之后, 静扬程开始下降; 而方案 D 的诱导轮的进口压力减小到 0.098 MPa 之后, 静扬程才开始出现下降. 表明改进后的方案(方案 D)比方案 A 具有更好的汽蚀性能.

5 结 论

根据本文所进行的研究工作, 可以认为:

1) 对诱导轮壳体进口进行开槽处理, 能使单圆弧诱导轮叶片吸力面上静压分布得到了改善, 且叶片进口所承受载荷有了大幅度的降低.

2) 诱导轮叶片进口壳体没有开槽时, 采用双圆弧进口能提高诱导轮的效率和扬程.

3) 改进方案 D 的扬程和效率基本不变, 其叶片吸力面上静压分布得到了改善, 且叶片进口所承受载荷有了大幅度的降低. 汽蚀计算结果表明改进方案能有效提高诱导轮的汽蚀性能.

4) 根据其它氧泵的经验, 汽蚀性能的提高和入口叶片负荷的降低可以增加诱导轮的工作时间, 在一定程度上解决诱导轮叶片断裂问题. 本文得到的结果还需要通过实验进行验证和完善.

参考文献:

- [1] Matsuyama K, Ohigashi H, Ito T, et al. H-IIA rocket engine development[J]. Mitsubishi Juko Giho, 2002, 39 (2): 8-11.

[2] Sibok Y, Newman B. Influence of control on flexible aircraft crack growth [C]// American Control Conference, Proceedings of the 2000. Chicago: [s. n.] June 2000: 053-3057.

[3] Hashimoto T, Yoshida M, Watanaba M, et al. Experimental study on rotating cavitation of rocket propellant pump inducers[R]. AIAA Paper 96-2674.

[4] Herda D A, Cross R S. High pressure oxidizer turbopump (HPOTP) inducer dynamic design environment [R]. NASA-TP-3589.

[5] 关醒凡. 现代泵技术手册[M]. 北京: 宇航出版社, 1995.

