

基于正交优化设计的诱导轮空化性能研究*

张亚太¹, 陈 晖¹, 项 乐¹, 陈 炜¹, 许开富², 李雨濛¹

(1. 西安航天动力研究所 液体火箭发动机国防科技重点实验室, 陕西 西安 710100;

2. 西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘要: 为了研究不同结构因素对诱导轮空化性能的影响及主次顺序, 基于正交优化设计, 采用数值模拟的方法, 通过诱导轮可视化试验进行验证, 对某型诱导轮及其改型进行了分析。仿真计算得到的不同空化数下空穴形态与实验结果吻合较好, 断裂空化数的计算结果与实验结果误差为0.3%。仿真及实验结果表明, 诱导轮发生扬程断裂不仅与空穴区占流道体积的大小有关, 还与空穴区在流道中分布的位置有关, 空穴区位置越靠后, 越容易发生扬程断裂; 对诱导轮空化性能及水力效率影响最大的结构因素为入口安放角, 其次为入口修圆包角; 入口等螺距段长度和变螺距段长度较小时可以提高诱导轮的空化性能。

关键词: 诱导轮; 空化; 正交优化设计; 数值模拟

中图分类号: TV131.32; V431 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4055 (2020) 02-0343-10

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.190020

Study on Cavitation Performance of Inducer Based on Orthogonal Experiment

ZHANG Ya-tai¹, CHEN Hui¹, XIANG Le¹, CHEN Wei¹, XU Kai-fu², LI Yu-meng¹

(1. Science and Technology on Liquid Rocket Engine Laboratory, Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China;

2. Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: In order to study the effects and the priorities of different structural factors on cavitation performance of inducer, an inducer and its modifications were analyzed based on the orthogonal experiment and numerical simulation, the results were verified by the visualization tests. Cavity structures at different cavitation numbers predicted by simulation were in good agreement with the experimental results, the error of breakdown cavitation number between simulation and experimental results was 0.3%. Simulation and experimental results show that the head breakdown of inducer is not only related to the size of the cavity volume in flow channel, but also related to the distribution of cavities. When the distribution of cavities develop further inside flow channel, the easier the head breakdown would occur. Inlet blade angle has the greatest affect on cavitation performance and hydraulic efficiency, followed by the leading edge sweepback wrap angle. The cavitation performance of inducer could be improved when the length of inlet equal-pitch parts and variable-pitch parts are smaller.

Key words: Inducer; Cavitation; Orthogonal experiment; Numerical simulation

* 收稿日期: 2019-01-07; 修订日期: 2019-02-25。

基金项目: 国家重大基础研究项目 (613321)。

通讯作者: 张亚太, 硕士生, 研究领域为流体机械及空化动力学。E-mail: zhangarti@163.com

引用格式: 张亚太, 陈 晖, 项 乐, 等. 基于正交优化设计的诱导轮空化性能研究[J]. 推进技术, 2020, 41(2): 343-352. (ZHANG Ya-tai, CHEN Hui, XIANG Le, et al. Study on Cavitation Performance of Inducer Based on Orthogonal Experiment[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2020, 41(2): 343-352.)

1 引言

随着航天事业的发展,人们对进入太空的需求不断增加,这就对火箭发动机的性能提出了更高的要求,比如更低的入口压力以减轻贮箱重量,更高的泵转速以提高推力等。但较低的入口压力以及较高的泵转速会使得泵压式火箭发动机容易出现严重的空化现象,制约了火箭发动机性能的提升。这就要求涡轮泵组件有更好的空化性能。

提高火箭发动机空化性能的方法归纳起来大体分为三类:提高进口压力、改进进口叶尖间隙流场,控制叶片载荷。诱导轮是提高液体火箭发动机泵抽吸性能的重要部件^[1]。在离心泵主叶轮前加装诱导轮是提高其空化性能最有效的措施之一^[2],与通常的轴流泵轮相比,诱导轮轮毂比小、叶片安装角小、叶片数少、叶栅稠密度大,这些特点使得诱导轮具有高的吸入性能。但是相比于离心泵主叶轮,诱导轮的工作条件更加恶劣,为了提高诱导轮的空化性能,国内外研究者做了大量的研究,主要集中于通过研究诱导轮结构参数对空化性能的影响,来对诱导轮结构进行相应的改进。Pace等^[3]研究了圆滑过渡以及非圆滑过渡的前缘修圆形状对诱导轮空化性能的影响;Coutier等^[4]分析了叶片数量对诱导轮空化性能的影响。Mejri等^[5-6]采用不同的空化模型研究了诱导轮入口边的修圆长度和叶尖安放角对诱导轮性能的影响;Bakir等^[7]研究了入口修圆包角对诱导轮空化性能的影响;李仁年等^[8]利用IDM空化模型研究了诱导轮偏转角对离心泵叶轮空化性能的影响;郭晓梅等^[9]研究了诱导轮导程对离心泵空化性能的影响;唐飞等^[10]发现诱导轮进口采用双圆弧修圆对空化性能有所改善。目前的研究大多集中于对单一结构参数进行研究,但是影响诱导轮空化性能的因素事实上有很多,对这些因素影响诱导轮空化性能的主次顺序研究得较少,且不同结构参数的不同水平组合也会对空化性能产生影响,对此需要进行更加深入的研究。

本文基于正交优化设计,采用数值模拟的方法,通过诱导轮可视化试验进行验证,研究了不同结构因素对诱导轮空化性能的影响及主次顺序,以改进诱导轮结构,提高诱导轮空化性能。

2 计算方法和试验介绍

2.1 控制方程

对于空化流动的计算,一般采用均相流模型。

均相流模型通过对流动中各项参数进行平均化处理来定义混合物变量,从而应用混合物守恒方程来进行计算,对应的控制方程为

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho_m u_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} [(\mu + \mu_t) (\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \delta_{ij})] \quad (2)$$

式中 u 和 p 分别为混合介质的速度和压强, μ 和 μ_t 分别为混合介质的层流和湍流粘性系数。 ρ_m 为混合相密度。添加蒸汽相输运方程,有

$$\frac{\partial}{\partial t} [\alpha \rho_v] + \nabla \cdot (\alpha \rho_v u) = m^+ - m^- \quad (3)$$

$$\rho_m = \rho_v \alpha_v + \rho_l (1 - \alpha_v) \quad (4)$$

式中 ρ_v, ρ_l 分别为蒸汽相和液相密度, α_v 为蒸汽相体积分数, m^+ 为蒸发源项, m^- 为凝结源项。在计算中湍流模型设置为标准 $k-\varepsilon$ 模型^[11]。

2.2 空化模型

在均相流空化模型中,通过控制蒸发源项和凝结源项来控制空化的发展,是空化模型中最为关键的部分。国内外学者基于不同假设提出了众多模型,其中Zwar等^[12]基于简化的Rayleigh-Plesset方程提出的ZGB空化模型,重点考虑了空化初生和发展时空泡体积变化的影响,得到了广泛的应用,其蒸发源项和凝结源项表达式为

$$m^+ = C_e \frac{3\alpha_{nuc} (1 - \alpha_v) \rho_v}{R_B} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{|p_v - p|}{\rho_l}} \quad (5)$$

$$m^- = C_c \frac{3\alpha_v \rho_v}{R_B} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{|p_v - p|}{\rho_l}} \quad (6)$$

式中 p_v 为饱和蒸汽压, α_{nuc} 为气核体积分数, R_B 相应的为气核的半径, C_e 和 C_c 分别为蒸发和凝结经验系数,推荐值分别为50和0.01。

2.3 计算模型

原始诱导轮的几何模型如图1所示。原始诱导轮为三叶片等螺距诱导轮,直径为100mm,轴向长度为58mm,主要结构参数如表1所示。

为了使流动发展更充分,计算中对诱导轮进出口位置做了适当的延伸,计算域如图2所示。由于诱导轮几何结构相对复杂,对其采用四面体、三棱柱和六面体的混合非结构网格划分,而进出口直管结构相对简单,采用六面体结构网格划分。对叶片及壳体附近网格进行了加密, $y^+ = 30 \sim 100$,满足标准 $k-\varepsilon$ 湍

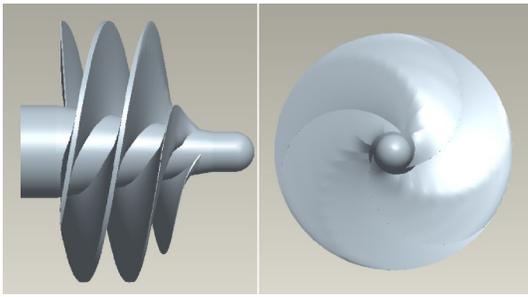


Fig. 1 Computer renderings of the original inducer model

Table 1 Geometrical parameters of inducer

Parameter	Value
Inlet hub diameter/mm	16
Outlet hub diameter/mm	35.5
Design flow coefficient	0.08714
Tip blade angle/(°)	9.586
Tip clearance/mm	0.5

流模型对壁面附近网格的要求。为了提高计算结果的可靠性,对诱导轮网格数量进行了无关性验证,见图3。可以看到,当诱导轮网格单元数>220万时,诱导轮扬程系数的计算结果波动不超过1%,满足了网格无关性要求。为了更好地捕捉流动细节同时节省计算资源,采用网格单元数为320万的网格进行计算。

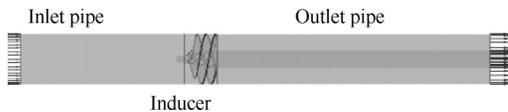


Fig. 2 Computational model for CFD

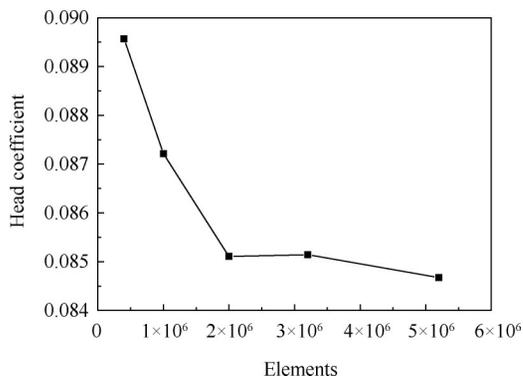


Fig. 3 Effect of grid size on head coefficient

2.4 计算设置

计算使用 ANSYS CFX 17.2 软件进行,边界条件设置为压力进口和质量流量出口,进口压力由空化数确定,质量流量为设计流量工况。进出口管道设置为静止域,诱导轮设置为旋转域,转速为 3kr/min,

动静交界面设置为 Frozen rotor。壁面边界为无滑移边界。计算介质为 25℃ 的液态水和水蒸气,在进口处设置液态水体积分数为 1,水蒸气的体积分数为 0。计算空化性能曲线时,先进行无空化条件计算,并将其作为初值进行空化条件计算,之后不断降低入口压力,计算中用前一个工况的计算结果作为下一个工况的初场,直至扬程急剧下降,发生扬程断裂。

为了便于讨论,文中用到的几个无量纲参数有扬程系数 ψ ,流量系数 φ ,空化数 σ ,水力效率 η ,分别定义为

$$\psi = \frac{P_{out} - P_{in}}{\rho u_t^2} \quad (7)$$

$$\varphi = \frac{v_{in}}{u_t} \quad (8)$$

$$\sigma = \frac{P_{in} - P_v}{0.5\rho u_t^2} \quad (9)$$

$$\eta = \frac{\psi_1}{\psi_0} \quad (10)$$

式中 v_{in} 为进口轴向速度; u_t 为诱导轮叶尖速度; ρ 为流体密度; P_{in} 为诱导轮进口压力; P_{out} 为诱导轮出口压力; P_v 为饱和蒸汽压,计算中取 3.574kPa; ψ_1 为实际扬程系数; ψ_0 为理论扬程系数。

2.5 实验系统介绍

实验在西安航天动力研究所的可控温诱导轮空化流动可视化试验台进行,试验台系统示意图如图 4 所示。整个试验系统为闭式循环水路,主要由电气传动系统、液流系统、测控系统、抽真空及空气增压系统、加排水系统和高速摄影成像系统组成。液流系统满足试验时流量的调节和测量,设置有工艺泵用以克服流阻;测控系统用于系统中数据的采集、处理以及产品电机、工艺泵、阀门等元器件的启停和状态控制;抽真空及空气增压系统用于调节实验时压力的调节和测量,储水罐连接有排气循环回路,可以进行除气,回路中含气量最小可达 4ppm~10ppm^[13];测试段透明壳体的材质为有机玻璃,可以实现从侧面和正面使用高速摄像机进行拍摄。试验段及试验件的实物图如图 5 所示。

3 结果及分析

3.1 原始诱导轮计算和试验结果

入口压力为 0.2MPa 工况下原始诱导轮流量扬程特性实验结果与仿真结果的对比如图 6 所示。可以看到,在不同的流量工况下,计算得到的扬程系数与实验结果均吻合较好。在设计流量点,仿真结果与实验

结果的误差为2.46%,验证了仿真计算方法的可靠性。

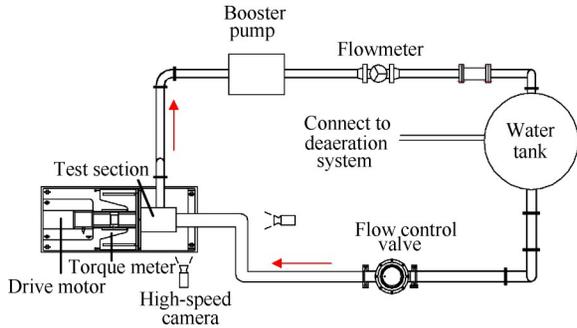


Fig. 4 Inducer cavitation test facility in Xi'an Aerospace Propulsion Institute

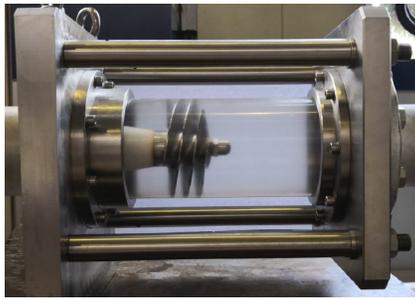


Fig. 5 Test section and test inducer

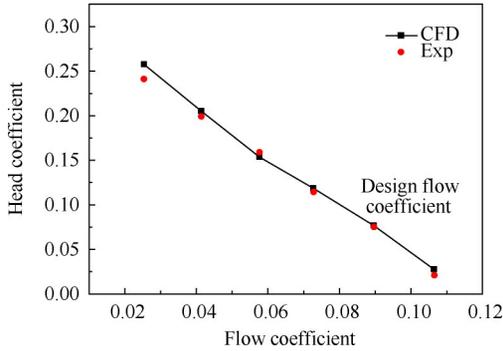


Fig. 6 Comparison between experimental and numerical results of non-cavitation performance for the original model

将流量 Q 控制为设计流量工况,入口压力从 0.05MPa 开始不断降低,对原始诱导轮进行空化性能实验,实验结果和仿真结果如图 7 所示。这其中,对扬程系数进行了归一化处理。归一化扬程系数 ψ^* 的定义为

$$\psi^* = \frac{\psi}{\psi_1} \quad (11)$$

式中 ψ 为各个空化数下的扬程系数, ψ_1 为各个模型无空化时扬程系数。可以看到,仿真结果与实验结果吻合较好。以扬程下降 3% 作为诱导轮发生扬程断裂的判据^[1],对应的空化数定义为断裂空化数 σ_{II} 。仿真计算得到 σ_{II} 为 0.0301,实验得到 σ_{II} 为

0.0302,误差为 0.3%。计算得到的断裂空化数略小于实验结果,这是由于计算中没有考虑来流杂质等因素的影响。图 8 给出了不同空化数下高速摄像机拍摄的空穴区发展状态与仿真结果的对比。高速摄像机拍摄速度为 1000f/s,分辨率为 1024×768,仿真计算给出的是蒸汽体积分数为 0.01 时的空穴分布图。可以看到,在不同的工况下,仿真计算得到的空穴形态与实验结果吻合较好。当空化数较大时,如图 8(a) 中,在叶顶附近出现了轻微的泄漏涡空化,此时空化较弱,在流道中溃灭较快;空化数降低后,在图 8(b) 中,泄漏涡空化与剪切层空化连成一片,形成了三角形状的空泡云团;在图 8(c) 中,三角形的空泡云团区域面积进一步扩大,在试验中观察到在空化区的尾部,空化云有小幅度的脱落;进一步降低空化数,在图 8(d) 中,空化区域的面积显著增大,拍摄到的空穴区域前端相比之前破碎较为严重,此时的泄漏涡振荡加剧,空穴脱落的幅度变大;在图 8(e) 中,空穴区尾部发展接近至相邻叶片,与相邻叶片的空穴区相互作用,空穴区的振荡更加剧烈;当空化数进一步降低,在图 8(f) 中,空穴区域向流道下游延伸,占据了约 1/2 的流道长度,继续降低空化数之后诱导轮的扬程发生断裂。

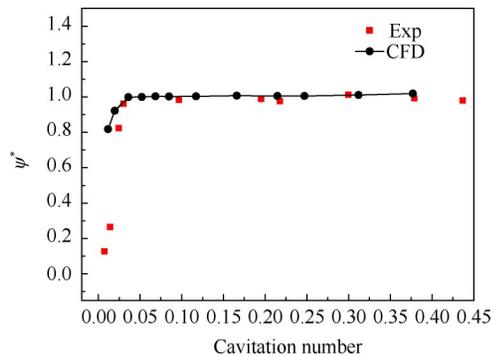


Fig. 7 Comparison between experimental and numerical results of cavitation performance for the original model

图 9(a) 和 (b) 分别给出了在不同空化数下,原始诱导轮沿轴向不同位置处空穴区占流道的面积比和轴向速度的大小,其中,横坐标为到诱导轮入口位置的无量纲长度,三种空化数分别为 σ_{II} 及其之前和之后。可以看到, $\sigma=0.052$ 时,空化数较大,空穴区占比较小,集中分布于 0.1~0.6 轴向位置。在 $\sigma=0.0359$ 时,空穴区域扩大,空穴区产生的起始位置相比于上一个工况没有变化,但是空穴区消失位置发生后移,此时空穴区分布的轴向位置集中于 0.1~0.7,说明此时空穴区域进一步向流道下游延伸,溃灭发生的较

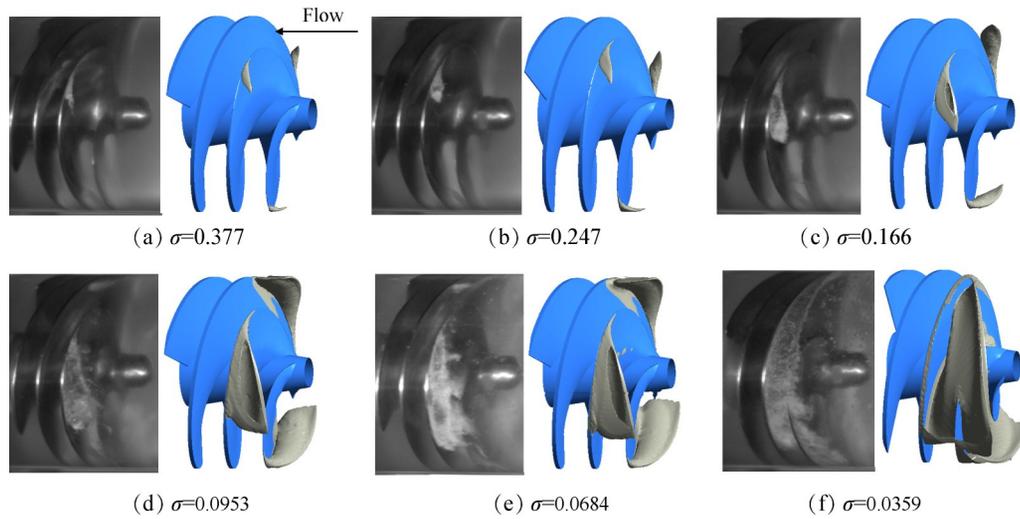


Fig. 8 Cavity structures at different cavitation numbers

晚。从轴向速度分布图可以看到,此时诱导轮中部的轴向速度有所增大,由于流量是固定的,且在相同位置处流道面积相同,说明此时的流道被严重阻塞,使得诱导轮扬程开始有明显的下降。而在 $\sigma=0.0116$ 时,空穴区起始位置有向后移动的趋势,空穴区分布的轴向位置集中在0.2~0.9,并且在流道中的占比进一步增大,流道中的云状空化区大量存在且状态可以稳定维持一定的时间,轴向速度的进一步增大说明阻塞进一步加剧,此时诱导轮流道被大量空穴占据,诱导轮丧失对流体做功的能力,扬程急剧下降。

由以上讨论可以看到,诱导轮内空化发展状态对空化性能影响较大,而诱导轮内空化发展与其结构密切相关。为了提高诱导轮空化性能,需要深入研究诱导轮结构对空化性能的影响。

3.2 正交优化设计及结果分析

3.2.1 正交优化设计

影响诱导轮空化性能的结构因素较多,这其中,入口安放角、入口修圆形状、诱导轮螺距变化规律等因素受到的关注最多^[2-9]。另外,为了使流动更加均匀,在实际设计过程中将诱导轮螺距变化分为三段:入口等螺距段、变螺距段以及出口等螺距段,如图10所示,其中S1为入口螺距,S2为出口螺距。而这三段占总弦长比例的不同对诱导轮空化性能是否产生影响是未知的。当影响因素较多时,采用正交表设计实验,可以比较全面地反映各参数各水平对指标影响的大致情况,同时可以使得试验次数尽可能少^[14]。因此在本次工作中,确定因素A为入口安放角 α ,因素B为修圆包角 γ ,修圆包角的示意图如图11所示,因素C为入口等螺距段占总弦长的比例L1,因素D为变螺距段占总弦长的比例L2,每个因素分别取三个

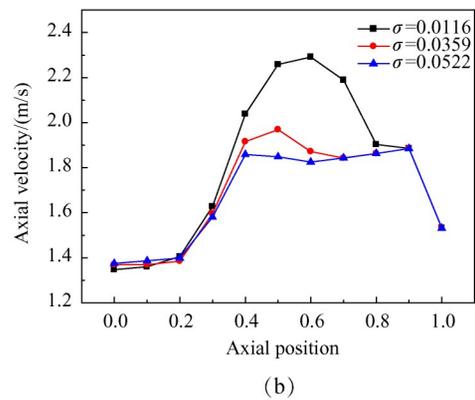
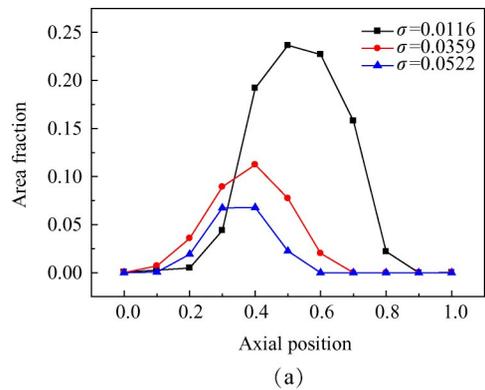


Fig.9 Vapor area fraction and axial velocity along the axial position of the original model at different cavitation numbers

水平进行试验,每个因素的三个水平选择见表2,其中因素A的水平选择是根据入口冲角的大小确定,三个水平下的设计入口冲角分别为 $2^\circ, 3^\circ, 3.5^\circ$ 。根据所选取的因素和水平,采用 $L^9(4^3)$ 正交表安排实验,绘制正交试验表如表3所示。为了方便讨论,定义模型名称为I~IX。

依据正交实验表,对9个改型诱导轮进行了设计和建模。在此过程中,保证诱导轮轴向长度、设计流

量系数、叶顶间隙、设计扬程系数等其它因素不变。之后对九个改型诱导轮进行无空化性能的仿真计算。九个改型诱导轮的无空化扬程系数计算结果见图 12,其中红色虚线为原始模型的扬程系数。可以看到,九个改型诱导轮计算得到的无空化扬程系数与原模型接近,波动在 10% 之内,满足诱导轮扬程基本不变的要求。

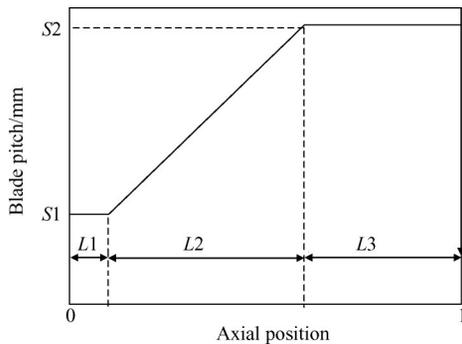


Fig. 10 Blade pitch along the axial position

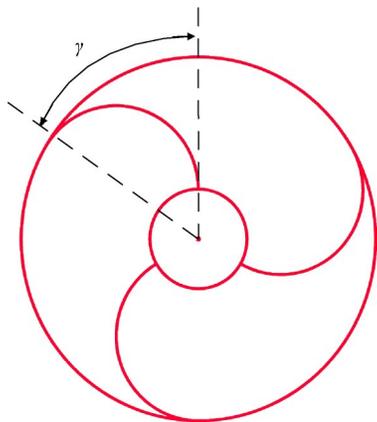


Fig. 11 Leading edge sweepback wrap angle γ

Table 2 Level of three factors

Level	$\alpha/(\circ)$	$\gamma/(\circ)$	L1	L2
1	6.98	150	0.1	0.5
2	7.98	120	0.2	0.6
3	8.48	90	0.3	0.7

3.2.2 正交结果分析

对九个改型诱导轮进行空化性能的计算,计算结果如图 13 所示。为了更好地比较各个模型之间断裂空化数的关系,图中对扬程系数进行了归一化处理。可以看到,模型 IV~IX 计算得到的扬程断裂空化数比原模型小,而模型 IX 计算得到的断裂空化数在九个改型诱导轮中最小,空化性能最佳。此外,对九个改型诱导轮的水力效率也进行了比较,计算得到的断裂空化数 σ_{11} 和扬程未断裂前的水力效率 η 具体如表 4 所示。可以看到,除了模型 I 和模型 II,其余改

Table 3 Orthogonal experiment table

Model	$\alpha/(\circ)$	$\gamma/(\circ)$	L1	L2
I	6.98	150	0.1	0.5
II	6.98	120	0.2	0.6
III	6.98	90	0.3	0.7
IV	7.98	150	0.2	0.7
V	7.98	120	0.3	0.5
VI	7.98	90	0.1	0.6
VII	8.48	150	0.3	0.6
VIII	8.48	120	0.1	0.7
IX	8.48	90	0.2	0.5
Original	9.586	150	0.5	0

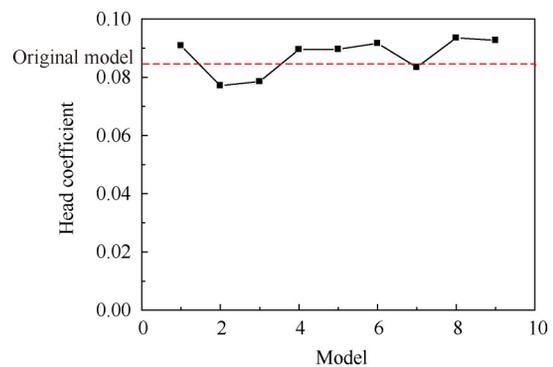


Fig. 12 Head coefficients of model I~IX in design flow coefficient without cavitation

型诱导轮计算水力效率相比原模型都有提升,模型 VIII,IX 的水力效率最高。对计算结果进行极差分析,断裂空化数和水力效率的极差分析计算结果分别见表 5 和表 6。其中 K_{ij} 表示第 i 因素第 j 水平所对应的计算指标和, k_{ij} 为 K_{ij} 平均值,由 k_{ij} 的大小可以判断 i 因素的最优水平, R_i 为第 i 因素的极差,依据极差的大小可以判断因素的主次,计算式为

$$R_i = \max [k_{i1}, k_{i2}, \dots] - \min [k_{i1}, k_{i2}, \dots] \quad (12)$$

从表 5 可以看到,对诱导轮断裂空化数影响最大的是因素 A,即入口安放角;其次为因素 B,即入口包角;因素 C 和 D 对诱导轮断裂空化数影响的主次顺序比较接近且较小。根据 k_{ij} 的大小,若以诱导轮断裂空化数最小为目标,各因素的最优水平组合为 A3, B2, C1/C2, D1/D2。从表 6 可以看到,所选取的四个因素对诱导轮水力效率影响的主次顺序分别为入口安放角、入口修圆包角、变螺距段长度、入口等螺距段长度。根据 k_{ij} 的大小,以水力效率最高为目标,各因素的最优水平组合为 A3, B3, C3, D2/D3。相比于诱导轮扬程断裂空化数, L1 和 L2 对诱导轮水力效率的影响更大。而因素 A 对断裂空化数和水力效率的影响在所选取的四个因素中都是最大的。

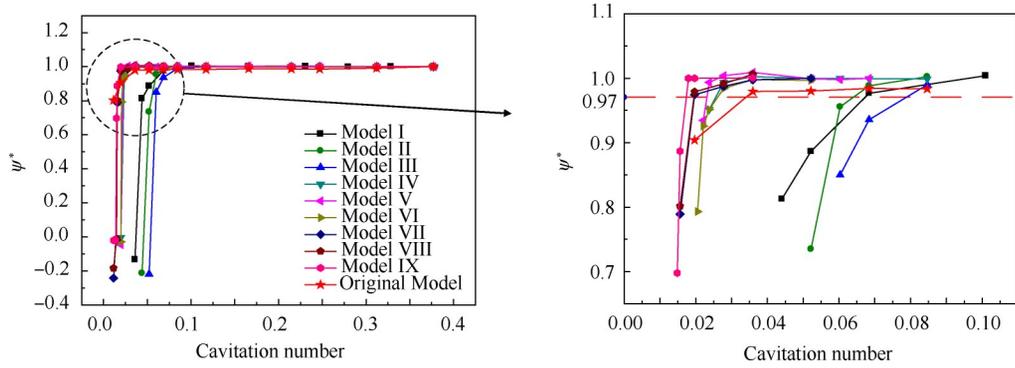


Fig. 13 Comparison of cavitation performance between model I-IX and the original model

Table 4 Results of σ_{II} and η

Model	σ_{II}	η
I	0.0684	0.447
II	0.0603	0.536
III	0.0791	0.628
IV	0.0254	0.597
V	0.0230	0.610
VI	0.0278	0.652
VII	0.0197	0.609
VIII	0.0197	0.661
IX	0.0180	0.666
Original	0.0302	0.595

Table 5 Range analysis of σ_{II}

Factor	A	B	C	D
K_{i1}	0.208	0.114	0.116	0.110
K_{i2}	0.0762	0.103	0.104	0.108
K_{i3}	0.0574	0.125	0.122	0.124
k_{i1}	0.0693	0.0378	0.0386	0.0365
k_{i2}	0.0254	0.0343	0.0346	0.0359
k_{i3}	0.0191	0.0416	0.0406	0.0414
R_i	0.0501	0.0073	0.00603	0.00547

Table 6 Range analysis of η

Factor	A	B	C	D
K_{i1}	1.611	1.653	1.761	1.723
K_{i2}	1.860	1.708	1.799	1.898
K_{i3}	1.936	1.946	1.848	1.887
k_{i1}	0.537	0.551	0.587	0.574
k_{i2}	0.620	0.569	0.560	0.633
k_{i3}	0.645	0.649	0.616	0.629
R_i	0.108	0.0977	0.0290	0.0582

由上述分析发现因素 A 对诱导轮扬程断裂空化数和水力效率的影响都较大,因此对因素 A 的影响进行讨论。图 14 给出了模型 II, V, VIII 在空化数 $\sigma = 0.0684$ 工况下的空穴区分布图。这三个模型的因素 B 相同,即影响断裂空化数的次因素相同,主要影响

三个模型断裂空化数的因素为因素 A。可以看到,模型 II 与其它两个模型的主要区别在于模型 II 中除了叶片吸力面上有较大空穴区外,其压力面上也出现了较大的空穴区,这与其安放角较小、在实际流动中产生了负冲角有关,从而导致了其空化性能的恶化,因此在因素 A 的三个水平中,水平 1 的空化性能整体最差。冲角的设计值为正冲角,实际流动却出现负冲角,这是由于设计的冲角值是在不考虑空化条件下设计的,因此当实际流动中出现空化时,空穴区的出现会改变流场结构,从而导致流动中出现了负冲角。

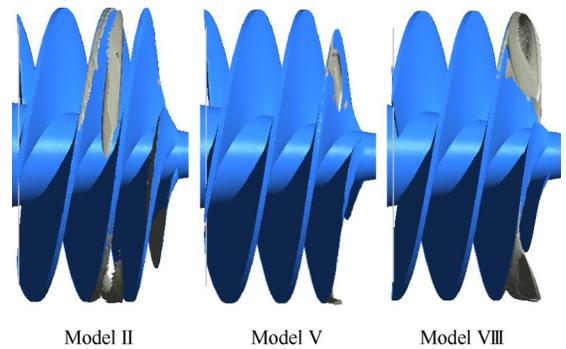


Fig. 14 Cavity structures of model II, V, VIII at $\sigma=0.0684$

图 15 给出了这三种模型以及原模型在不同空化数下空穴区占诱导轮流道的体积分数变化图。可以看到,三种改型诱导轮由于安放角的减小,冲角减小,空化初生相比原模型有所推迟。随着空化数的降低,空穴区占诱导轮流道的体积分数越来越大,直至断裂空化数时,空穴区占流道的体积分数剧烈增大。图 16 给出了模型 V 和模型 VIII 在各自临界空化数下的蒸汽体积分数分布云图。可以看到,由于空化数更低,模型 VIII 进口处的空穴区较大。但是对比两者可以发现,两者空穴区尾部位置几乎一样,即空穴区在流道中的长度近似相同。模型 V 相比于模型 VIII,由于入口安放角的减小,冲角较小,在相同空化

数下空穴区体积占比小于模型 VIII,但是模型 VIII 的扬程断裂空化数比模型 V 更小,说明扬程发生断裂不仅与流道中空穴区的总体积占比有关,还应与其它因素有关,结合两者在图 16 中临界空化数下空穴区的分布,认为空穴区在流道中的位置对断裂空化数可能会产生影响。从图 16 中还可以看出,原始诱导轮虽然空化初生较早,但是随着空化数的降低,空穴区的发展相比于三个改型诱导轮要缓慢,从而使得原型诱导轮在扬程断裂点之后,扬程下降相对其它改型诱导轮要缓慢。

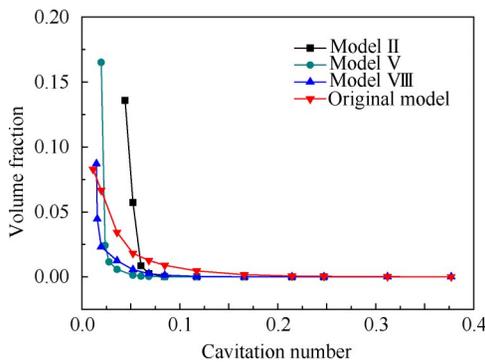


Fig. 15 Vapor volume fraction of model II, V, VIII and the original model at different cavitation numbers

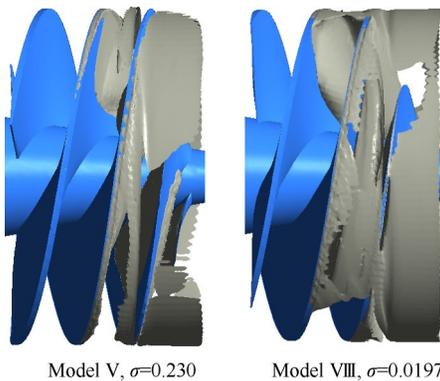


Fig. 16 Cavity structures of model V, VIII at σ_{II}

当因素 A 相同时,各模型之间的扬程断裂空化数和水力效率依然有差异,这需要讨论其它因素的影响。图 17 给出了模型 VII, VIII, IX 和原始模型在空化数 $\sigma=0.0197$ 工况下沿轴向位置的空穴区占流道面积比分布图。模型 VII, VIII, IX 三者的因素 A 相同,入口冲角都为 3.5° 。可以看到,三个改进模型的空穴区占比相比原模型都要减小,这与安放角小于原模型有关。模型 VII, VIII, IX 空穴区分别集中在轴向位置的 $0.2\sim 0.7$, $0.1\sim 0.7$, $0.1\sim 0.6$, 原始模型空穴区集中在轴向位置的 $0.1\sim 0.9$, 原始模型的空穴区在流道中的分布范围最广,而模型 IX 的空穴区面积在入

口处占比比其它三个模型要大,这是由于模型 IX 的修圆角最小,入口处流道面积相比而言较小,使得入口的速度较大,入口处的空化更加严重。但是模型 IX 空穴区闭合得最早,也即流道中的空穴区域较早地发生溃灭,这意味着对流道的出口流场影响最小。与模型 VII 相比,两者空穴区占流道的总长度都是 $1/2$ 左右,且模型 VII 占流道的总体积还小于模型 IX,但是模型 IX 的断裂空化数更低。结合图 15 中模型 V 和模型 VIII 空穴体积发展对比,说明诱导轮的断裂空化数不仅与空穴区占流道总体积的大小有关,还与空穴区在流道中的分布位置相关。根据计算的结果,当空穴区位置越靠后,此时空化更易影响到出口的流动状态,诱导轮越容易发生扬程断裂,空化性能越差,这与图 9(a) 中得到的趋势相同。从这个角度来看,希望流道中的空穴能够尽早溃灭,不向下游延伸,因此诱导轮中入口等螺距段长度和变螺距段长度应该越小越好,这与以断裂空化数最小为目标时 $L1, L2$ 最优值均偏小相吻合。

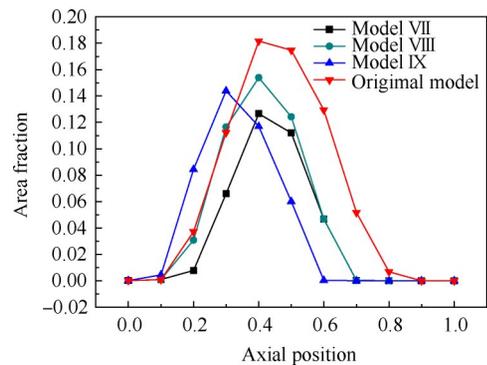


Fig. 17 Vapor area fraction along the axial position of model VII, VIII, IX and the original model at $\sigma=0.0197$

基于熵产理论的方法可以定向地显示流场中能量损失的分布情况,在流场中,湍流耗散所产生的能量损失占比最大^[15]。为了探究模型 IX 扬程断裂空化数最小以及水力效率最高的原因,图 18 给出了模型 IX 和原始模型在三种空化数下的湍流耗散熵产率 W 的分布,图中的叶栅是诱导轮沿 0.95 倍直径处展开得到的,图 19 给出了两个模型在空化数 $\sigma=0.0359$ 工况下,分别沿 0.95 倍, 0.75 倍, 0.55 倍直径处展开叶栅的湍流耗散熵产率的分布。从图 18 中可以看到,在不同的空化数下,模型 IX 的湍流耗散熵产率比原模型更小且分布更加均匀,使得模型 IX 的水力效率较高。从图 19 可以看出,空化数相同时,两个模型的湍流耗散熵产率在靠近轮缘的地方更大,靠近轮毂处较小,这是由于空穴区主要分布于较高的叶高位置

处。而在不同叶高位置处,模型 IX 的湍流耗散熵产率更小且分布更均匀。湍流耗散熵产的均匀分布,意味着模型 IX 的流场分布更加均匀,这可能是其断裂空化数更小的原因。在空化数 $\sigma=0.0522$ 工况下,原模型诱导轮在叶片入口处有较大的湍流熵产分布,这是由于此时空穴区还稳定附着于叶片前缘表面;当空化数减小后,湍流耗散熵产的分布变得不均匀,且主要的能量损失区域向后延伸至流道内部,由之前的讨论,这种变化主要是由于在小空化数下,空穴区域有较严重的不稳定现象,空穴向流道下游延伸,空穴主要溃灭区域发生在流道下游造成的。因此,空化不稳定现象与诱导轮空化性能是密切相关的,流道中存在较强的空化不稳定时会在一定程度上恶化诱导轮的空化性能。

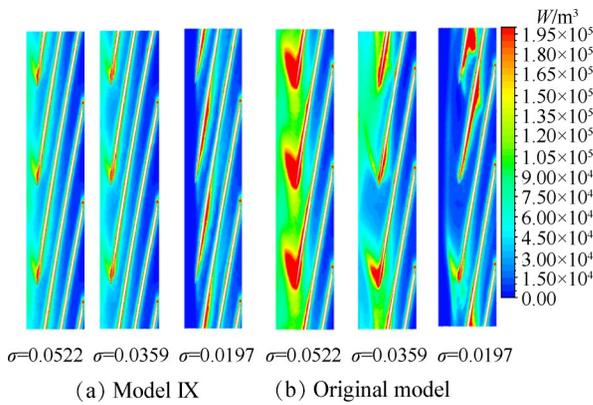


Fig. 18 Contours of local entropy production rate of model IX and the original model at different cavitation numbers

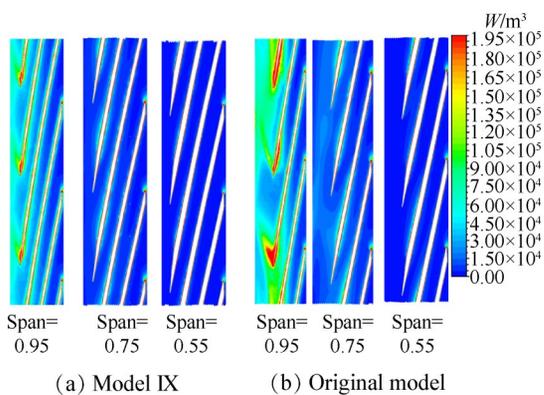


Fig. 19 Contours of local entropy production rate of model IX and the original model at different blade heights

4 结论

利用实验研究和数值仿真,通过正交优化设计对影响诱导轮空化性能的结构参数进行了分析,得到了以下结论:

(1) 仿真计算得到的不同空化数下空穴形态与实验结果吻合较好,断裂空化数的计算结果与实验结果误差为 0.3%。诱导轮内空化发展状态对其空化性能影响较大,诱导轮发生扬程断裂不仅与空穴区占流道体积的大小有关,还与空穴区在流道中的分布位置有关,空穴区位置越靠后,越容易发生扬程断裂。

(2) 对诱导轮空化性能影响最大的结构因素为入口安放角,其次为前缘修圆包角。其中,减小入口安放角可以降低初生空化数,但是安放角过小会导致产生负冲角恶化空化性能。

(3) 入口等螺距段长度和变螺距段长度对诱导轮空化性能的影响相对而言较小。但是这两段较小时对提高诱导轮空化性能有益。

(4) 对诱导轮水力效率影响的次要顺序分别为入口安放角、入口修圆包角、变螺距段长度、入口等螺距段长度。相比于诱导轮扬程断裂空化数,入口等螺距段长度和变螺距段长度对诱导轮水力效率的影响更大。

由于本文所做的工作只针对了某一个具体结构形式的诱导轮,因此对于其它诱导轮是否适用,则需要进一步深入研究,针对更多结构的诱导轮进行试验和仿真,寻找普适性规律。

致谢:感谢国家重大基础研究项目资助。

参考文献

[1] 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. (CHEN Hui, LI Bin, ZHANG En-zhao, et al. Rotating Cavitation of the High-Speed Rotational Inducer of LPRE[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2009, 30(4): 390-395.)

[2] 潘中永, 袁寿其. 泵空化基础[M]. 镇江: 江苏大学出版社, 2013.

[3] Pace Giovanni, Vakentini Dario, Pasini Angelo, et al. Geometry Effects on Flow Instabilities of Different Three-Bladed Inducers [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2015, 137(4).

[4] Coutier D O, Caignaert G, Bois G. Influence of the Blade Number on Inducer Cavitaing Behavior[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2012, 134(8).

[5] Mejri Imene, Bakir Farid, Rey Robert, et al. Comparison of Couputational Results Obtained from a VOF Cavitation Model with Experimental Investigations of Three Inducers[C]. *Houston: Proceeding of the ASME 2005 Fluid Enginnering Division Summer Meeting*, 2005.

- [6] Mejri Imene, Bakir Farid, Rey Robert, et al. Comparison of Computational Results Obtained from a Homogeneous Cavitation Model with Experimental Investigations of Three Inducers [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2006, 128(6): 1308-1323.
- [7] Bakir F, Kouidri S, Noguera R, et al. Experimental Analysis of an Axial Inducer Influence of the Shape of the Blade Leading Edge on the Performances in Cavitating Regime [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2003, 125(2): 293-301.
- [8] 李仁年, 毕 祯, 黎义斌, 等. 诱导轮偏转角对离心泵叶轮空化性能的影响[J]. *排灌机械工程学报*, 2016, 34(6): 461-469.
- [9] 郭晓梅, 朱祖超, 崔宝玲, 等. 诱导轮内流场数值计算及汽蚀特性分析[J]. *机械工程学报*, 2010, 46(4): 122-128.
- [10] 唐 飞, 李家文. 提高氧泵诱导轮汽蚀性能的方法研究[J]. *航空动力学报*, 2008, 23(9): 1743-1747.
- [11] 陈懋章. 粘性流体动力学基础[M]. 北京: 高等教育出版社, 2004.
- [12] Zwart P J, Gerber A G, Belamr I T. A Two-Phase Flow Model for Predicting Cavitation Dynamics [C]. *Yokohama: Proceedings of the 5th International Conference on Multiphase Flow*, 2004.
- [13] 项 乐, 陈 晖, 谭永华, 等. 诱导轮空化热力学效应实验研究进展[C]. 北京: 第 11 届全国水力机械及其系统学术年会, 2018.
- [14] 许少华, 侯中喜, 葛爱学, 等. 锥导乘波构型设计、优化与分析[J]. *推进技术*, 2008, 29(4): 448-453. (XU Shao-hua, HOU Zhong-xi, GE Ai-xue, et al. Design, Optimization and Analysis of Conederived Waverider [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2008, 29(4): 448-453.)
- [15] Xiaojun Li, Zhiwu Jiang, Zuchao Zhu, et al. Entropy Generation Analysis for the Cavitating Head-drop Characteristic of a Centrifugal Pump [J]. *Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2018, (1): 1-10.

(编辑: 史亚红)