

基于替代燃料的航空燃油泵内部空化特性

熊英华¹, 刘影¹, 李述林², 陈泰然¹, 王国玉¹

(1. 北京理工大学机械与车辆学院, 北京 100081;

2. 中国航空工业集团公司金城南京机电液压工程研究中心
航空机电系统综合航空科技重点实验室, 南京 211106)

摘 要: 为了研究以国产大庆 RP-3 航空煤油为流动介质的航空燃油泵内部空化特性, 采用数值模拟的方法研究了高温低压环境下航空燃油泵内部空化流动。针对航空煤油这种成分复杂的介质, 引入替代燃料的概念, 选择摩尔分数为 74.5% 的正十二烷、10% 的甲基环己烷、10% 的甲苯和 5.5% 的辛烷构成的四组分替代燃料模拟大庆 RP-3 航空煤油。计算中采用基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型以及 Zwart-Gerber-Belamri 空化模型, 基于实验结果对数值方法进行了验证分析。研究表明: 基于替代燃料和旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型的数值计算方法能够较准确地预测航空燃油泵的空化特性; 忽略大庆 RP-3 航空煤油空化热力学效应, 温度对航空燃油泵空化性能有一定影响, 在 80℃ 工况下, 航空燃油泵空化性能较差; 转速对航空燃油泵空化性能影响较大, 航空燃油泵在转速为 10 000 r/min 工况下空化比转速最大, 空化性能最好。

关键词: RP-3 航空煤油; 航空燃油泵; 替代燃料; 湍流模型; 空化特性

中图分类号: V228.1⁺4; TE626.23

文献标志码: A

Cavitation characteristic in aviation fuel pump based on surrogate fuel

XIONG Ying-hua¹, LIU Ying¹, LI Shu-lin²,

CHEN Tai-ran¹, WANG Guo-yu¹

(1. School of Mechanics and Engineering,

Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. Aviation Key Laboratory of Science and Technology on Aero Electromechanical System,
Nanjing Engineering Institute of Aircraft Systems, Jincheng,
Aviation Industry Corporation of China, Nanjing 211106, China)

Abstract: To study the cavitation characteristic in an aviation fuel pump with China Daqing RP-3 kerosene as flowing medium, the cavitating flows in the aviation fuel pump under high temperature and low pressure circumstance were researched based on the numerical simulations. Surrogate fuel was put forward to take the place of the kerosene in the complex components. A four-species surrogate fuel consisting in mole fraction of 74.5% dodecane, 10% methylcyclohexane, 10% toluene and 5.5% octane was selected to simulate the real Daqing RP-3 kerosene. Local swirling correction turbulence model derived from the standard $k-\epsilon$ two-equation model and Zwart-Gerber-Belamri cavitation model were applied into the numerical simulations. The numerical data were compared with the experimental results. The results show that this numerical method based on surrogate fuel and local swirling correction turbulence model can calculate the cavitation characteristic in the aviation fuel pump accu-

rately. Thermodynamic effects of Daqing RP-3 kerosene can be ignored, but the temperature has an influence on cavitation characteristic of the aviation fuel pump. The cavitation characteristic of the aviation fuel pump is worse under 80 °C. Rotational speed has a great influence on cavitation characteristic of the aviation fuel pump. The cavitation specific speed is the highest under 10 000 r/min, and the cavitation characteristic is the best.

Key words: RP-3 kerosene; aviation fuel pump; surrogate fuel; turbulence model; cavitation characteristic

航空燃油泵(下文简称燃油泵)是现代航空发动机广泛应用的附件^[1]. 随着航空科学技术的发展,现代战机应具备高空、长航时、高超声速等特征,这势必会大幅提高对综合热管理系统的要求,需要利用燃油作为热沉提高系统的散热能力并回收部分能量,这意味着燃油泵将在高温低压的条件下工作,此时需要特别关注燃油在高温环境下的空化特性及空化热力学效应. 所谓空化热力学效应,是指空化发生时液相蒸发吸热,造成空化区域温度降低,导致当地流体介质物理特性变化,从而对空泡结构和流场结构造成影响,其在高温和低温介质中影响显著^[2-3]. 另外,为了保证战机在高空环境下长航时巡航,燃油泵需向着大功率、高转速、大流量等方向发展^[4],这些都对燃油泵的空化性能提出了更高的要求,空化问题已成为燃油泵的研发面临的主要问题之一^[5].

提高燃油泵的空化性能和运行的可靠性,需要在研究复杂空化现象的基础上精确预测空化在燃油泵内的发生和发展. 但是,不同于一般离心泵内的空化现象,燃油泵内的空化是在高温低压环境中发生的,燃油泵内的流动介质是和水体不同的煤油,其物理特性参数与一般水体有很大差异,气液密度比、饱和蒸气压以及黏度等参数以及这些参数随温度的变化情况将对燃油泵空化的发生和发展产生重大的影响,为此需要对煤油物理特性进行准确的数值模拟.

本文以国产大庆 RP-3 航空煤油为流动介质,用替代燃料来模拟真实航空煤油的热物理特性,采用基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型对燃油泵空化流场进行计算,通过与实验结果的对比,验证此燃油替代方法和修正后的 $k-\epsilon$ 湍流模型应用于燃油泵空化流场计算的可行性,并分析了此燃油泵的空化特性.

1 替代燃料

喷气燃料,也称航空煤油,是喷气发动机的专用燃料. 喷气燃料是石油产品中需要控制的指标

最多、质量要求最为严格的产品之一. 国产大庆 RP-3 航空煤油在国内应用最为广泛,其规格符合国家标准,且诸多研究人员对此航空煤油进行了较为深入的研究,本文将以国产大庆 RP-3 航空煤油为例进行数值计算和分析. 国产大庆 RP-3 航空煤油由上千种成分组成,包括 $C_7 \sim C_{16}$ 等多种链烃、环烷以及芳香族化合物,其具体成分随产地、厂家和年份等不同而有所变化^[6].

由于碳氢燃料的成分非常复杂,针对碳氢燃料热物理性质的研究难度大大增加. 为了保证研究对象的一致性和结果的可重复性,研究中引用了替代燃料(surrogate fuel)^[7-10]这一概念,即采用少数典型高纯度碳氢化合物组成的混合物替代真实碳氢燃料,从而对真实燃料热物理特性及其喷射、混合和燃烧等一系列物理化学过程进行模拟研究. 针对替代燃料,国内外学者进行了大量的实验和数值计算研究. Dagaut^[11]基于 JSR(jet-stirred reactor)和平面火焰炉的化学动力学数据,提出了3组分的替代模型,相应的体积分数分别是74%的正十烷、15%的丙基苯和11%的丙基环己烷;Montgomery等^[12]提出了JP-8燃料的4组分替代模型的详细和简化化学反应机理,4组分的摩尔分数分别是32.6%的正十烷、34.7%的正十二烷、16.7%的甲基环己烷和16%的丁基苯;范学军等^[6]使用摩尔分数为49%的正癸烷、44%的1,3,5-三甲基环己烷和7%的正丙基苯组成的替代模型研究实际煤油的热物理特性.

国产大庆 RP-3 航空煤油主要由摩尔分数为92.1%的饱和碳氢化合物以及7.9%的芳香烃化合物组成,代表性的成分主要有饱和直链烃、饱和环烷烃和芳香烃等,表1给出了各组分含量.

利用美国国家技术与标准局(NIST)开发的 Supertrapp 物理特性分析软件^[13],可以获得多数常用物质的属性. 本文参考目前较为常用的航空煤油替代模型,选取摩尔分数比较大的4种物质组成替代燃料,具体成分和比例如表2所示.

表 1 国产大庆 RP-3 航空煤油组分
Table 1 China Daqing RP-3 kerosene components

饱和碳氢化合物摩尔分数/%				芳香烃化合物摩尔分数/%			
烷烃	环烷烃			烷基苯	氢化苯	萘	萘衍生物
	单环	双环	多环				
52.2	33.8	6.0	0.1	5.1	1.3	0.6	0.9

表 2 替代燃料组分
Table 2 Surrogate fuel components

燃料组分	化学式	摩尔分数/%
正十二烷	C ₁₂ H ₂₆	74.5
辛烷	C ₈ H ₁₈	5.5
甲基环己烷	C ₇ H ₁₄	10
甲苯	C ₇ H ₈	10

表 3 给出了替代燃料在给定工况下的主要物理特性,从表中可以看出替代燃料的物理特性随温度变化存在明显差别,这就意味着随着温度的变化,燃油泵的性能及空化特性可能存在明显差异. 流体介质的空化热力学效应强度通常可以用名义温降来表示,式(1)给出名义温降 Δt^* (characteristic temperature) 的定义^[14-15],从表 3 中的名义温降可以看出,替代燃料的空化热力学效应并不十分显著,因此在计算中可以忽略空化热力学效应的影响.

$$\Delta t^* = \frac{L}{c_{p,l}} \cdot \frac{\rho_v}{\rho_l} \quad (1)$$

其中 L 为气化潜热(kJ/kg); $c_{p,l}$ 为液体比定压热容(kJ/(kg·°C)); ρ_l, ρ_v 分别表示气态和液态的密度.

表 3 替代燃料在给定温度下物理特性
Table 3 Physical characteristics of surrogate fuel under certain temperature

物理特性	大庆 RP-3 航空煤油	替代燃料
温度 $t/^\circ\text{C}$	20	20, 80
饱和蒸气压 p_v/Pa	1329	1394, 15742
密度 $\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	780	746, 700
运动黏度 $\mu/10^{-6}(\text{m}^2/\text{s})$	1.48	1.52, 0.75
名义温降 $\Delta t^*/^\circ\text{C}$		0.0003, 0.0129

为了进一步了解替代燃料的物理特性,利用

Supertrapp 物理特性分析软件计算得到不同温度下大庆 RP-3 航空煤油的密度和运动黏度,与实验得到的物理特性参数进行对比,如图 1、图 2 所示. 结果表明:替代燃料的密度和运动黏度随温度的变化趋势与大庆 RP-3 航空煤油相同;其次,两者的物理特性差别不大,替代燃料与大庆 RP-3 航空煤油的运动黏度基本相同,密度只相差 3% 左右;最后,从表 3 可以看出替代燃料与大庆 RP-3 航空煤油饱和蒸气压基本相同,误差仅为 5% 左右. 故此替代燃料可以较准确地模拟大庆 RP-3 航空煤油,在后续计算中将采用此替代燃料.

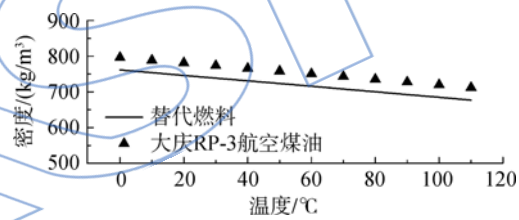


图 1 燃料密度变化曲线

Fig. 1 Change curves of the fuel density

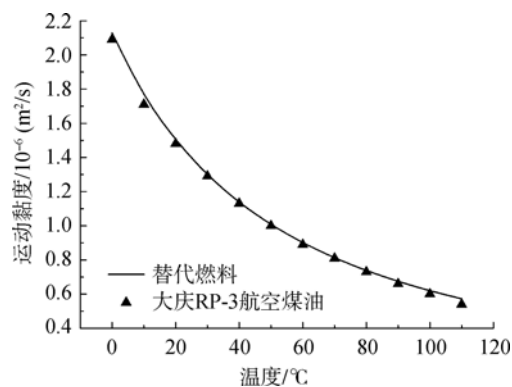


图 2 燃料运动黏度变化曲线

Fig. 2 Change curves of the fuel kinematic viscosity

2 数值计算方法

2.1 基本控制方程

采用均质平衡流模型,基本控制方程为

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho_m u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu_m + \mu_t) \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_l \rho u_j)}{\partial x_j} = m^+ + m^- \quad (4)$$

式中 ρ_m 为混合相密度, $\rho_m = \rho_v \alpha_v + \rho_l (1 - \alpha_v)$; μ_m 为混合相层流黏度, $\mu_m = \mu_v \alpha_v + \mu_l (1 - \alpha_v)$; μ_t 为湍流黏度; $\alpha_v, 1 - \alpha_v$ 分别为气相和液相体积分数; μ_v, μ_l 分别为气相和液相黏度; m^+, m^- 分别表示凝结核蒸发源相。

2.2 湍流模型

采用基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型^[16]来封闭上述方程组。标准 $k-\epsilon$ 湍流模型假设湍流黏度与湍动能及耗散率有关, 标准 $k-\epsilon$ 湍流模型中, k 方程和 ϵ 方程形式如下所示:

$$\frac{d(\rho k)}{dt} = P_t - \rho \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (5)$$

$$\frac{d\epsilon}{dt} = C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} P_t - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] \quad (6)$$

其中 P_t 为湍动能生成项, 湍流黏度 μ_t 定义为

$$\mu_t = \frac{C_\mu \rho_m k^2}{\epsilon} \quad (7)$$

基于局部涡旋运动效应对标准 $k-\epsilon$ 湍流模型 k 方程中的湍动能生成项 P_t 进行修正^[17], 即

$$P_t \rightarrow P_t f_r \quad (8)$$

$$f_r = (1 + C_{r1}) \frac{2r^*}{1 + r^*} \cdot [1 - C_{r3} \arctan(C_{r2} \bar{r})] - C_{r1} \quad (9)$$

其中 $\bar{r} = 2\omega_{ij} S_{jk} \frac{dS_{ij}}{dt} \cdot \frac{1}{\omega D^3}$ 和 $r^* = \frac{S}{\omega}$ 分别表示当地涡旋运动引起的流线曲率和流场旋转效应。此外, $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$ 和 $\omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$ 分别表示应变和涡量; $S^2 = 2S_{ij} S_{ij}$, $\omega^2 = 2\omega_{ij} \omega_{ij}$, 参数 $D^2 = \max(S^2, 0.009\omega^2)$ 。模型中经验常数 C_{r1} , C_{r2} 和 C_{r3} 的取值分别为 1, 2 和 1。

2.3 空化模型

采用 Zwart-Gerber-Belamri 空化模型^[18], 即

$$m^+ = C_{\text{cond}} \frac{3\alpha_v \rho_v}{R_b} \left(\frac{2}{3} \cdot \frac{p - p_v}{\rho_l} \right)^{1/2} \quad p > p_v \quad (10)$$

$$m^- = -C_{\text{vap}} \frac{3\alpha_{\text{nuc}}(1 - \alpha_v)\rho_v}{R_b} \left(\frac{2}{3} \cdot \frac{p_v - p}{\rho_l} \right)^{1/2} \quad p < p_v \quad (11)$$

式中 α_{nuc} 表示空化核子体积分数, 取 5×10^{-4} ; R_b 表示空泡直径, 取 10^{-6} m; p 和 p_v 分别表示当地压力和饱和蒸气压; 凝结系数 C_{cond} 和蒸发系数 C_{vap} 分别取 0.01 和 50, C_{cond} 和 C_{vap} 之所以不相等, 是因为凝结过程要比蒸发过程慢得多。

2.4 几何模型与网格划分

本文的研究对象是基于某型号燃油泵的模型泵, 燃油泵的整体结构如图 3 所示, 其主要由缩放管、诱导轮、叶轮、导叶和蜗壳组成。其中位于诱导轮前端的缩放管起导流作用, 目的是为了减少圆周方向上的速度, 从而减小诱导轮进口处的流动攻角, 减少流动损失。

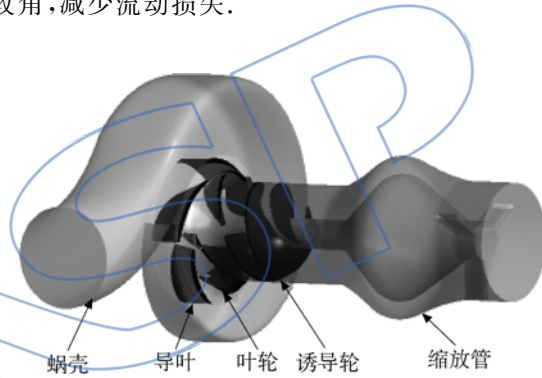


图3 燃油泵三维模型

Fig. 3 Three-dimensional model of aviation fuel pump

缩放管和蜗壳的建模在商业软件 UG 中完成, 用商业软件 Ansys-BladeGen 对诱导轮、叶轮及导叶进行模型的建立。

采用非结构化网对燃油泵内部流场进行网格划分, 如图 4 所示。其中, 叶片周围采用 O 型网格划分方法, 并在近壁面处进行网格加密, 以更好地对叶片近壁面气、液两相流动进行数值模拟。

为了验证网格对计算结果的影响, 图 5 给出了在相同计算条件下扬程系数与网格数的关系, 从图中可以看出, 随网格数增加, 计算得到的扬程波动趋于稳定, 扬程在网格数大于 134 万后基本不变, 计算的结果与网格数无关。根据计算结果并考虑计算精度和经济性, 最终确定网格总数为 134 万。

2.5 边界条件设置

采用总压进口、质量流量出口边界, 叶片和轮毂均采用无滑移壁面边界条件, 壁面函数为

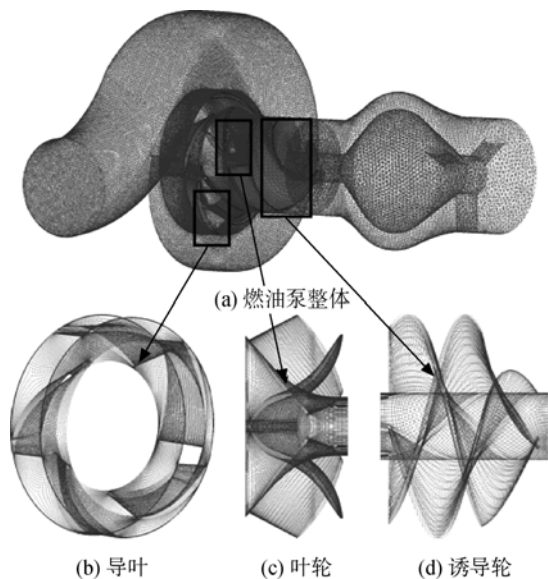


图 4 燃油泵网格图

Fig. 4 Grids of aviation fuel pump

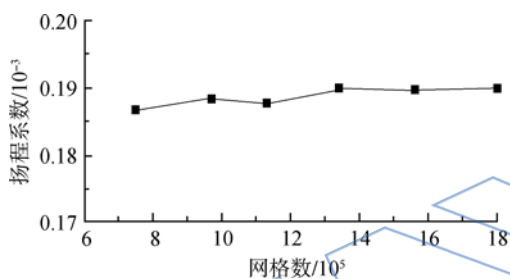


图 5 扬程系数随网格数变化曲线

Fig. 5 Change curve of head coefficient with grid number

标准壁面函数,动、静叶轮交接面类型选择 rotor stator 界面,动、动叶轮之间的交接面类型选择 stage 界面. 流体介质的物理特性参数如表 3 所示,采用定常计算,计算中以单相计算结果为初值,逐步降低进口压力,以实现给定流量下空化特性的计算,通过监测各参量的残差精度来确定计算的收敛性,收敛标准为 10^{-5} .

3 计算结果及分析

3.1 数值计算方法验证

为了对上述数值方法进行验证,分别采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型和基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型,对燃油泵在转速为 7800 r/min , 20°C 工况下内部空化流场进行计算,得到的外特性曲线和空化特性曲线与相同工况下的实验结果对比如图 6 和图 7 所示.

为了分析燃油泵的性能,定义燃油泵扬程系数 ψ 和流量系数 φ 为

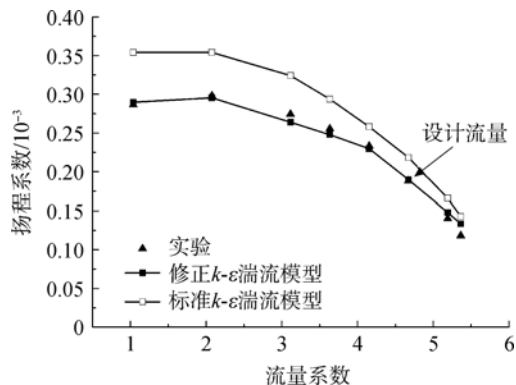


图 6 燃油泵外特性曲线

Fig. 6 Characteristic curve of aviation fuel pump

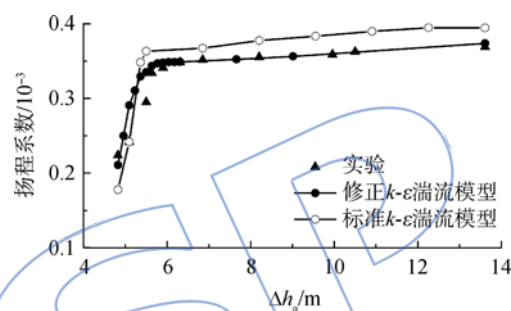


图 7 燃油泵空化特性曲线

Fig. 7 Cavitation characteristic curve of aviation fuel pump

$$\psi = \frac{H}{D^2 n^2} \quad (12)$$

$$\varphi = \frac{q_v}{D^3 n} \quad (13)$$

其中 H 为燃油泵的扬程, D 为叶轮直径, n 为燃油泵转速, q_v 为燃油泵的体积流量.

通过计算不同进口压力下燃油泵的装置有效空化余量 Δh_a 和扬程系数 ψ 来得到燃油泵空化性能曲线,其中 ψ 按式(12)计算,燃油泵的装置有效空化余量 Δh_a 表达式为

$$\Delta h_a = \frac{p_m - p_v}{\rho g} \quad (14)$$

式中 p_m 为燃油泵进口压力.

对比实验与数值计算结果发现,基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型得到的外特性曲线与空化特性曲线与实验结果吻合较好,表明本文所采用的数值计算方法可以较准确地预测燃油泵空化特性.

同时可以看到,外特性计算结果与实验结果变化规律相同,燃油泵扬程随着进口流量的增加逐渐减小; Δh_a 大于 5.5 m 时,随 Δh_a 的增大,燃油泵的扬程基本不变; Δh_a 小于 5.5 m 时,燃油泵发生空化,扬程迅速下降,此燃油泵空化特性变化

规律与一般离心泵空化特性一致。

3.2 计算结果分析

对如表4所示6种工况下的燃油泵空化特性进行计算,其中此燃油泵的额定工作转速为10000 r/min,下面根据计算结果对不同温度及不同转速下的燃油泵空化特性进行分析。

表4 燃油泵计算工况

Table 4 Computational conditions of aviation fuel pump

工况	温度/℃	转速/(r/min)	最大体积流量/(m ³ /s)
1	20	7800	0.013
2	80	7800	0.013
3	20	10000	0.016
4	80	10000	0.016
5	20	12000	0.019
6	80	12000	0.019

3.2.1 设计工况下空化特性分析

图8给出了转速为10000 r/min、体积流量为0.016 m³/s、温度为20℃设计工况(工况3)下燃油泵的空化特性曲线,从图中可以看出,当 Δh_a 大于7.67 m时,燃油泵扬程基本不变;当 Δh_a 从7.67 m减小到5.64 m时,燃油泵扬程先稍微增加,后突然迅速下降;当NPSH_a小于5.64 m(临界点),扬程下降开始超过3%,此时燃油泵无法正常工作。

图9给出了设计工况下燃油泵各部件的空化曲线,从图中可以看出诱导轮和叶轮扬程的变化趋势基本保持一致;当 Δh_a 下降到7.67 m时,诱导

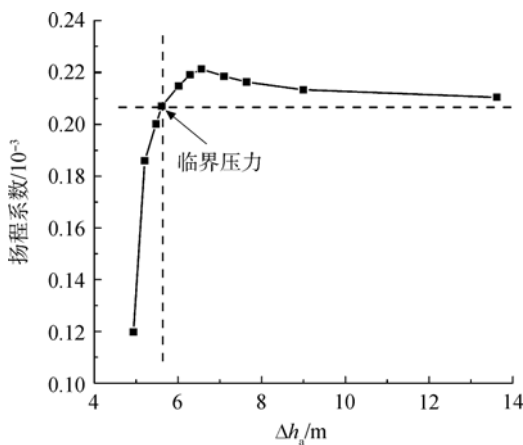


图8 设计工况下燃油泵空化特性曲线

Fig. 8 Cavitation characteristic curve of the aviation fuel pump under the design condition

轮和叶轮的扬程呈现上升趋势; Δh_a 下降到5.64 m时,诱导轮和叶轮的扬程开始迅速下降,说明此燃油泵的诱导轮和叶轮基本同时无法正常工作。

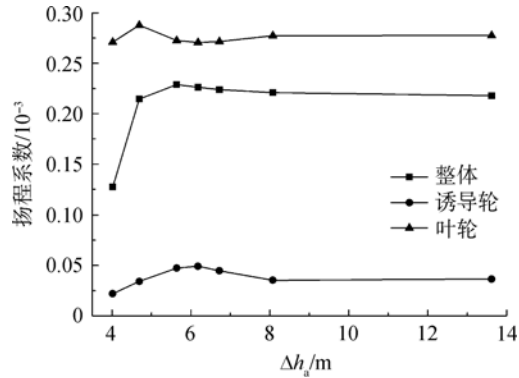


图9 设计工况下主要过流部件空化性能曲线

Fig. 9 Cavitation characteristic curves of main flow passage components under the design condition

为了进一步说明燃油泵发生空化时的内部流场空化特性,图10给出了设计工况下诱导轮和叶轮叶片流道内空泡形态的变化,从图中可以看出,随着 Δh_a 的降低,流道内空泡逐渐增多,诱导轮和叶轮流道内空泡形态基本同步变化;当 Δh_a 降为7.67 m,流道内开始产生少量空泡,附着在叶片表面,这会使燃油与叶片摩擦损失减小,所以图8和图9中的扬程呈现上升趋势;当 Δh_a 降低到5.64 m时,空泡开始充满整个流道,此时燃油泵开始无法正常工作,扬程迅速下降。

图11和图12给出了设计工况下叶轮流道内速度矢量与压力分布,从图11中可以看出,随着 Δh_a 的下降,流体在靠近叶轮吸力面流道内流动从均匀逐渐变得紊乱。当 Δh_a 小于5.64 m时,由

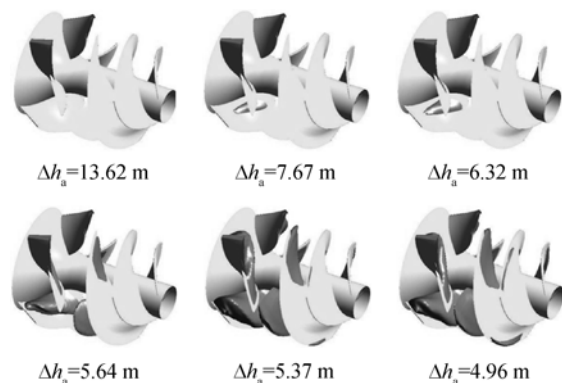


图10 设计工况下叶片流道内空泡形态

Fig. 10 Cavitation bubbles in flow passage of vane under the design condition

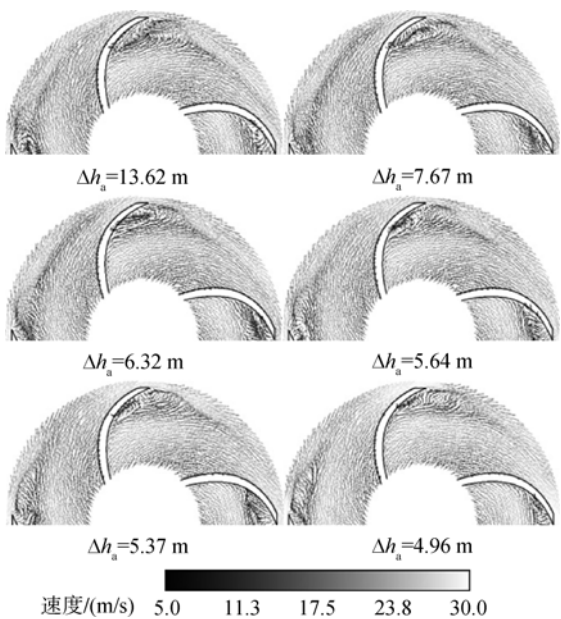


图 11 设计工况下叶轮流道内速度矢量
Fig. 11 Velocity vector in flow passage of vane under the design condition

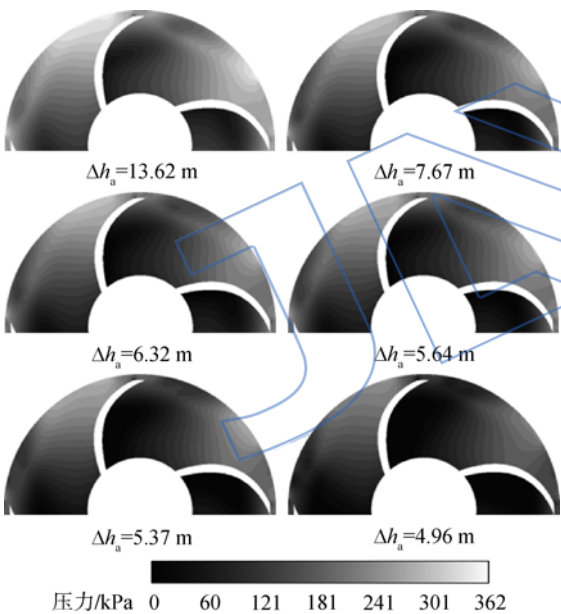


图 12 设计工况下叶轮流道内压力分布
Fig. 12 Pressure distribution in flow passage of vane under the design condition

于空泡的存在,近壁面流体与主流流体流动速度不同,两种速度不同的流体相互掺混,使吸力面流道出现旋涡,并随 Δh_a 的下降,涡状结构越来越明显,并逐渐向后发展.旋涡的存在会使流体能量产生损失,所以当 Δh_a 小于 5.64 m 时,燃油泵扬程出现显著下降.

从图 12 中可以看到,在靠近叶轮吸力面流道内存在低压区,随着 Δh_a 的下降此低压区逐渐向

后发展,压力的变化与空泡形态的变化规律基本相同.当 Δh_a 小于 5.37 m 时,叶片尾缘处出现两个低压区,此低压区的变化与旋涡的形成和发展变化相一致.

3.2.2 不同温度下空化特性分析

为了研究温度对燃油泵空化性能的影响,图 13 给出转速分别为 7800, 10000, 12000 r/min 时,不同温度下燃油泵的空化特性曲线.定义空化发生的必需空化余量 Δh_c (即图 13 中箭头所指的临界点)为燃油泵的扬程下降超过 3% 时所对应燃油泵的装置有效空化余量 Δh_a .

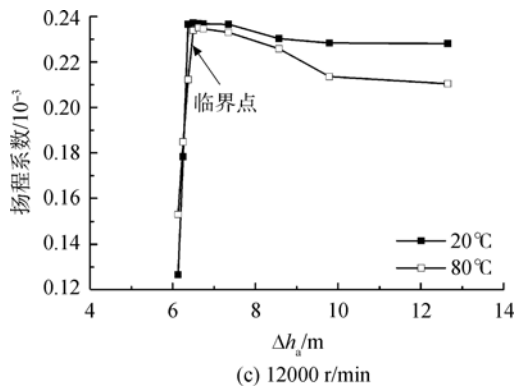
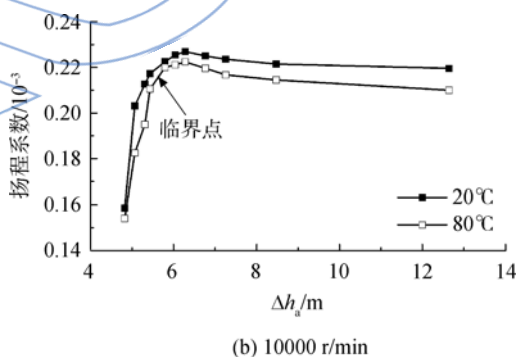
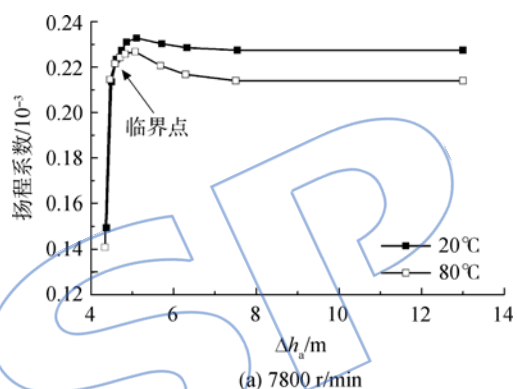


图 13 相同转速、不同温度下燃油泵空化特性曲线
Fig. 13 Cavitation characteristic curves of aviation fuel pump in the same rotational speed and different temperature conditions

从图 13 可以看出,80℃工况下燃油泵的必需空化余量比温度为 20℃工况下的高,这是因为随着温度升高,燃油饱和蒸气压增大,所以在相同进口压力条件下,80℃下燃油泵更容易发生空化.当 Δh_a 较大时,随着 Δh_a 的降低,扬程均呈现上升趋势,由于温度为 80℃工况较 20℃工况先发生空化,先产生的少量空泡附着于叶片表面使叶片摩擦损失减小,扬程增大,所以 80℃工况下的扬程较温度为 20℃工况的扬程上升得更快,幅度更大.

图 14 给出了燃油泵在相同转速(10 000 r/min),不同温度工况下,叶片流道内的空泡形态变化图.从图中可以看出,随着 Δh_a 的降低,流道内空泡体积逐渐增大;在相同的 Δh_a 下,由于温度为 80℃工况下,燃油饱和蒸气压更大,密度和运动黏度较小,所以对应的燃油泵内部空化发展更为充分,空泡体积更大.

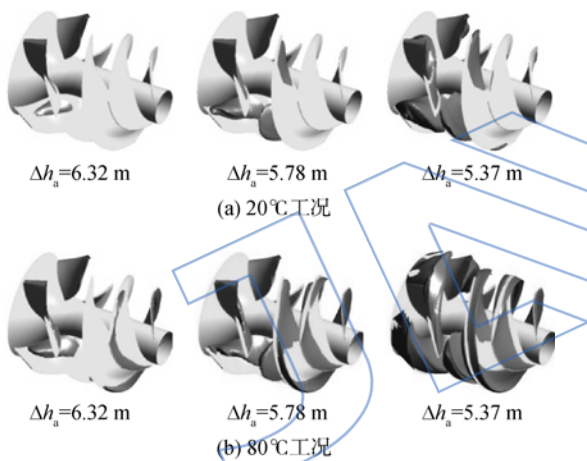


图 14 相同转速、不同温度下叶片流道内空泡形态 (n=10 000 r/min)

Fig. 14 Cavitation bubbles in flow passage of vane in the same rotational speed and different temperature conditions (n=10 000 r/min)

3.2.3 不同转速下空化特性分析

为了分析转速对燃油泵空化性能的影响,图 15 给出了 80℃工况,不同转速下燃油泵的空化特性曲线.从图中可以看出,当转速从 7 800 r/min 升高到 12 000 r/min 时,燃油泵的必需空化余量逐渐增大;比较不同转速工况下空化特性曲线在必需空化余量点处斜率可知,当转速为 10 000 r/min 工况时,斜率最小,说明该转速下,当装置有效空化余量接近泵的必需空化余量时扬程增加相对较慢,7 800 r/min 工况其次,12 000 r/min 工况扬程增

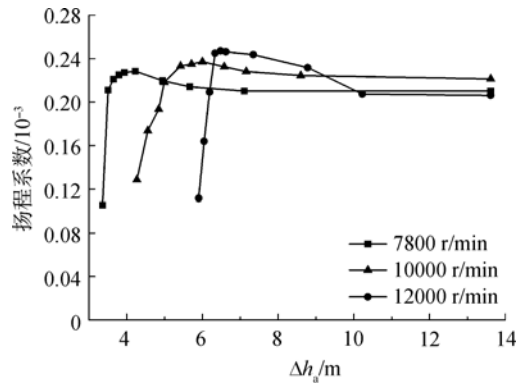


图 15 不同转速、相同温度下燃油泵空化特性
Fig. 15 Cavitation characteristics of the aviation fuel pump in different rotational speed and same temperature conditions

加最快.

为了定量分析燃油泵的空化性能,引入一个燃油泵空化性能参数——空化比转速 C

$$C = \frac{5.62 n \sqrt{q_v}}{\sqrt{\Delta h_r^3}} \quad (15)$$

其中 q_v 为体积流量(m^3/s), Δh_r 为泵的必需空化余量(m). C 值的大小能用于判断泵的空化性能, C 值越大泵的空化性能越好.

表 5 给出了不同工况下,此燃油泵的必需空化余量和对应的空化比转速.从表中可以看出,在相同转速不同温度工况下,燃油泵空化比转速相差不大(均小于 10%),这说明温度对燃油泵空化性能的影响较小;转速为 10 000 r/min 工况下燃油泵空化比转速最高(约为 2 100),空化性能最好,7 800 r/min 工况其次,12 000 r/min 空化性能最差.

表 5 燃油泵空化性能参数

Table 5 Cavitation characteristics parameters of aviation fuel pump

转速/ (r/min)	温度/℃	最小油面 压力/kPa	$\Delta h_r/m$	C
7 800	20	30.7	4.12	1751
	80	31.4	3.58	1945
10 000	20	41.3	5.55	2006
	80	42.6	5.20	2108
12 000	20	49.1	6.61	944
	80	51.3	6.45	962

4 结 论

本文以大庆 RP-3 航空煤油为燃油泵的流动

介质,利用计算流体动力学数值计算方法,模拟了燃油泵在不同环境下的空化特性,并对计算结果进行分析,得到以下结论:

1) 采用此 4 组分替代燃料可以较好地模拟大庆 RP-3 航空煤油的物理特性,适用于燃油泵空化流动的数值模拟计算。

2) 相比于标准 $k-\epsilon$ 湍流模型,基于旋转修正的 $k-\epsilon$ 湍流模型能够准确地预测燃油泵的外特性与空化特性。

3) 大庆 RP-3 航空煤油的空化热力学效应并不显著,但温度对燃油泵空化性能有影响,在 80 °C 温度工况下,燃油泵空化性能有所降低,这是由于温度较高时空化发展更充分导致的。

4) 转速对燃油泵空化性能影响较大,在转速为 10000 r/min 工况下空化比转速大于另外两个转速工况,燃油泵空化性能最好。

参考文献:

- [1] 蒲志理. 航空油泵设计[M]. 北京:国防工业出版社,1983.
- [2] Hosangadi A, Ahuja V. Numerical study of cavitation in cryogenic fluids[J]. Journal of Fluids Engineering, 2005, 127(2):267-281.
- [3] 季斌,罗先武,吴玉林,等. 考虑热力学效应的高温水空化模拟[J]. 清华大学学报:自然科学版,2010,50(2):262-265. JI Bin, LUO Xianwu, WU Yulin, et al. Cavitating flow simulation for high temperature water based on thermodynamic effects[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2010, 50(2):262-265. (in Chinese)
- [4] 樊思奇. 航空发动机控制[M]. 西安:西北工业大学出版社,2008.
- [5] 斯捷潘诺夫. 泵与鼓风机、两相流[M]. 吴达人,译. 北京:机械工业出版社,1986.
- [6] 范学军,俞刚. 大庆 RP-3 航空煤油热物性分析[J]. 推进技术,2006,27(2):187-192. FAN Xuejun, YU Gang. Analysis of thermophysical properties of Daqing RP-3 aviation kerosene[J]. Journal of Propulsion Technology, 2006, 27(2):187-192. (in Chinese)
- [7] Edwards T, Maurice L Q. Surrogate mixtures to represent complex aviation and rocket fuels[J]. Journal of Propulsion and Power, 2001, 17(2):461-466.
- [8] 曾文,李海霞,马洪安,等. RP-3 航空煤油模拟替代燃料的化学反应详细机理[J]. 航空动力学报,2014,29(12):2810-2816. ZENG Wen, LI Haixia, MA Hong'an, et al. Detailed chemical reaction mechanism of surrogate fuel for RP-3 kerosene[J]. Journal of Aerospace Power, 2014, 29(12):2810-2816. (in Chinese)
- [9] 曾文,陈潇潇,刘静忱,等. Jet A-1 航空煤油替代燃料的着火与燃烧特性[J]. 燃烧科学与技术,2012,18(6):515-520. ZENG Wen, CHEN Xiaoxiao, LIU Jingchen, et al. Ignition and combustion characteristics of a surrogate fuel for Jet A-1 kerosene[J]. Journal of Combustion Science and Technology, 2012, 18(6):515-520. (in Chinese)
- [10] 肖保国,杨顺华,赵慧勇,等. RP-3 航空煤油燃烧的详细和简化化学动力学模型[J]. 航空动力学报,2010,25(9):1948-1955. XIAO Baoguo, YANG Shunhua, ZHAO Huiyong, et al. Detailed and reduced chemical kinetic mechanisms for RP-3 aviation kerosene combustion[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25(9):1948-1955. (in Chinese)
- [11] Dagaut P. On the kinetics of hydrocarbons oxidation from natural gas to kerosene and diesel fuel[J]. Physical Chemistry Chemical Physics, 2002, 4(11):2079-2094.
- [12] Montgomery C J, Cannon S M, Mawid M A, et al. Reduced chemical kinetic mechanisms for JP-8 combustion[R]. Reno, Nevada: 40th AIAA Aerospace Science Meeting and Exhibit, 2002.
- [13] Huber M L. NIST standard reference database 4-NIST thermophysical properties of hydrocarbon mixtures database[M]. Gaithersburg, US: National Institute of Standards and Technology, 2007.
- [14] Franc J, Rebattet C, Coulon A. An experimental investigation of thermal effects in a cavitating inducer[J]. Journal of Fluids Engineering, 2004, 126(5):716-723.
- [15] Gustavsson J P R, Denning K C, Segal C. Hydrofoil cavitation under strong thermodynamic effect[J]. Journal of Fluids Engineering, 2008, 130(9):091303. 1-091303. 5.
- [16] 赵宇,王国玉,黄彪. 考虑当地涡旋运动修正的湍流模型在非定常空化湍流流场计算中的应用[J]. 应用力学学报, 2014, 31(1):1-6. ZHAO Yu, WANG Guoyu, HUANG Biao. Applications of LSC turbulence model on unsteady cavitating flows[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2014, 31(1):1-6. (in Chinese)
- [17] Smirnov P E, Menter F R. Sensitization of the SST turbulence model to rotation and curvature by applying the Spalart-Shur correction term[J]. Journal of Turbomachinery, 2009, 131(4):1-8.
- [18] Johansen S T, Wu J, Shyy W. Filter-based unsteady RANS computations[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2004, 25(1):10-21.

(编辑:陈越)