

# 模拟翼型热敏介质空化流的湍流模型修正与应用

张德胜<sup>1</sup> 冯健<sup>1</sup> 万福来<sup>1</sup> 李俊峰<sup>1</sup> 施卫东<sup>2</sup>

(1. 江苏大学流体机械工程技术研究中心, 镇江 212013; 2. 南通大学机械工程学院, 南通 226019)

**摘要:** 为了研究湍流模型对热敏介质空化流数值模拟精度的影响, 结合滤波器模型(Filter-based model, FBM)和密度修正模型(Density-corrected model, DCM), 基于局部网格尺度和气液两相混合密度, 修正了3种湍流模型( $k-\varepsilon$ 、RNG  $k-\varepsilon$  和 SST  $k-\omega$ )的湍流粘度, 并分别采用原始湍流模型和修正湍流模型, 以不同温度的水为介质, 对NACA0015翼型进行了单相和气液两相数值模拟。通过与实验数据比较, 验证了数值模拟结果的准确性。研究结果表明, 修正的 $k-\varepsilon$ 模型消除了湍流尺度的影响, 通过修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型计算得到的空泡发展规律与实验结果一致。修正后的RNG  $k-\varepsilon$ 模型揭示了空化与温度变化的规律, 反映出较好的修正效果, 可为低温热敏介质空化流数值模拟提供理论参考。

**关键词:** 热敏介质; 湍流模型; 空化; 翼型; 数值模拟; 修正

中图分类号: TH312 文献标识码: A 文章编号: 1000-1298(2020)05-0134-08

OSID:



## Turbulence Models on Simulation of Thermal Cavitating Flows around Hydrofoil

ZHANG Desheng<sup>1</sup> FENG Jian<sup>1</sup> WAN Fulai<sup>1</sup> LI Junfeng<sup>1</sup> SHI Weidong<sup>2</sup>

(1. National Research Center of Pumps, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China

2. School of Mechanical Engineering, Nantong University, Nantong 226019, China)

**Abstract:** The size of turbulence is of great significance to the accuracy of numerical calculation. In addition, the variation of gas-liquid two-phase mixed density in the cavitation zone has a great influence on the cavitation development process. In order to investigate the effect of turbulence models on numerical simulation of cavitating flows in thermo-fluids, combined filter-based model (FBM) with density-corrected model (DCM), three turbulence models ( $k-\varepsilon$ , RNG  $k-\varepsilon$  and SST  $k-\omega$ ) were modified based on the local mesh size and the density of vapor-liquid mixture. The original turbulence models and modified models were used in the numerical simulation of single-phase flow and gas-liquid two-phase flow around the NACA0015 hydrofoil in varying temperatures water. The numerical results were compared with experimental data. The results showed that the modified  $k-\varepsilon$  model eliminated the effect of turbulence scale. In addition, the law of development of cavity was well consistent with the experimental results, according to the results calculated by the modified RNG  $k-\varepsilon$  model. The modified RNG  $k-\varepsilon$  revealed the law of cavitation with temperature variation simultaneously, i. e. as the temperature of the fluid increased, the vapor volume fraction was decreased, the cavitation intensity was weakened, and the cavity area became smaller. The adverse pressure gradient became smaller in the closed region of the cavity tail, and the gas-liquid interface became blurred, which reflected better corrected effect. According to validation calculations and composite comparison with the experiment, the modified RNG  $k-\varepsilon$  was applicable for numerical simulation of gas-liquid two-phase flow in thermo-fluids which can provide theoretical basis and guidance for numerical simulation of low temperature thermal cavitating flow.

**Key words:** thermosensitive media; turbulence model; cavitation; hydrofoil; numerical simulation; modify

收稿日期: 2019-09-22 修回日期: 2019-10-28

基金项目: 国家自然科学基金项目(51776087)、江苏省“333”人才工程项目(2016Ⅲ-2731)、江苏省“六大人才高峰”项目(HYGC-008)和江苏省青蓝工程中青年学术带头人项目

作者简介: 张德胜(1982—),男,研究员,博士生导师,主要从事流体机械与工程研究,E-mail: zds@ujs.edu.cn

## 0 引言

空化是一种复杂的两相流动现象<sup>[1-3]</sup>,普遍存在于多种流体机械中,例如水轮机、透平机、螺旋桨等。当流体机械内部的局部流体压力低于相应温度下的饱和蒸汽压时,就会产生空化。空化会造成较大的振动和噪声,损坏过流部件,加剧轴承的磨损,影响流体机械的使用寿命。

湍流模型在空化问题的研究中起着重要作用。目前,基于雷诺时均方程的模拟方法被广泛应用于空化数值模拟中。文献[4]采用 SST  $k-\omega$  湍流模型进行数值模拟,并结合实验分析了高速诱导离心泵内的空化特性。文献[5]采用 RNG  $k-\varepsilon$  湍流模型分析了不同空化数下翼型的云状空化脱落特性。近年来,随着计算流体力学的快速发展,一些学者采用大涡模拟(Large eddy simulation, LES)研究瞬态流动特性<sup>[6-8]</sup>,大涡模拟可以直接模拟大尺度湍流流动,利用次网格尺度模型模拟小尺度湍流流动对大尺度湍流流动的影响,在实际工程中得到一定应用。目前,有关湍流模型对空化流模拟影响的研究主要以常温水为工作介质,常温水的饱和蒸汽压强随温度变化梯度较小,其空化过程可视为等温过程,而高温水、液化天然气、液氢等介质的饱和蒸汽压强对温度变化敏感,属于热敏介质,其空化过程不可视为等温过程。一些学者着重分析了空化模型对热敏介质空化流的影响<sup>[9-10]</sup>,而针对湍流模型对热敏介质空化流模拟影响的研究较少。

本文结合 FBM 模型和 DCM 模型,对现有 3 种湍流模型( $k-\varepsilon$ 、RNG  $k-\varepsilon$  和 SST  $k-\omega$ )进行修正,并对不同温度水绕 NACA0015 翼型进行空化模拟,结合实验对比验证修正模型的数值模拟精度。

## 1 控制方程与数值方法

### 1.1 基本方程

本文采用均质平衡流模型模拟气液两相空化流动,该模型将气液混合物的密度看成均匀单一的密度,并且混合物具有相同的流速和压力。基本控制方程包括连续性方程、动量方程和能量方程,依次表示为

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

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

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_m (h + f_v L)] + \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho_m u_j (h + f_v L)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \frac{\mu}{Pr_L} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \frac{\partial h}{\partial x_j} \right] \quad (3)$$

$$\text{其中} \quad \rho_m = \rho_l (1 - \alpha_v) + \rho_v \alpha_v \quad (4)$$

式中  $\rho_m$ ——混合介质密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$

$\rho_l$ ——液相密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$

$\rho_v$ ——气相密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$

$u$ ——速度,  $\text{m}/\text{s}$

$\alpha_v$ ——气相体积分数

$p$ ——压力,  $\text{Pa}$

$\mu$ ——混合介质层流粘度,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$

$\mu_t$ ——混合介质湍流粘度,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$

$h$ ——焓,  $\text{J}$

$L$ ——液体的气化潜热,  $\text{kJ}/\text{kg}$

$f_v$ ——气相质量分数

$Pr_L$ ——层流普朗特数

$Pr_t$ ——湍流普朗特数

$t$ ——时间,  $\text{s}$

$\delta_{ij}$ ——克罗内克函数

下角标  $i, j, k$  表示坐标方向。

### 1.2 湍流模型

湍流模型可以分成两方程模型、一方程模型和零方程模型。本文主要针对两方程模型中的 3 种湍流模型( $k-\varepsilon$ 、RNG  $k-\varepsilon$  和 SST  $k-\omega$ )进行修正和对比分析。

#### 1.2.1 $k-\varepsilon$ 湍流模型

Launder 和 Spalding 在 1972 年提出了  $k-\varepsilon$  湍流模型,需要求解两个附加方程,通过求解湍动能和湍动能耗散率来求解湍流粘度,以此得到湍流应力。

湍动能  $k$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho_m \varepsilon \quad (5)$$

式中  $\sigma_k$ ——湍动能的湍流普朗特数

$G_k$ ——湍流动能

湍动能耗散率  $\varepsilon$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2} \rho_m \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (6)$$

式中  $\sigma_\varepsilon$ ——耗散率的湍流普朗特数

经验系数  $C_{\varepsilon 1}$ 、 $C_{\varepsilon 2}$  分别取 1.44 和 1.92。

湍流粘度  $\mu_t$  方程为

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

式中  $C_\mu$ ——经验系数

#### 1.2.2 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型

RNG  $k-\varepsilon$  湍流模型<sup>[11]</sup>考虑了平均流动中的旋

转流动情况,在湍动能耗散率  $\varepsilon$  方程中添加一项,反映了时均应变率  $E_{ij}$ 。

湍动能  $k$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - \rho_m \varepsilon \quad (8)$$

式中  $\alpha_k$ ——经验系数,取 1.393

$\mu_{eff}$ ——有效粘度,Pa·s

湍动能耗散率  $\varepsilon$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2}^* \rho_m \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (9)$$

$$\text{其中 } C_{\varepsilon 2}^* = C_{\varepsilon 2} + \frac{C_\mu \rho_m \eta^3 \left( 1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right)}{1 + \beta \eta^3} \quad (10)$$

$$\eta = \frac{k}{\varepsilon} \sqrt{\left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}} \quad (11)$$

式中  $\alpha_\varepsilon$ ——经验系数

经验系数分别为: $\alpha_\varepsilon = 1.393, C_{\varepsilon 1} = 1.42, C_{\varepsilon 2} = 1.68, C_\mu = 0.0845, \eta_0 = 4.38, \beta = 0.012$ 。

### 1.2.3 SST $k-\omega$ 湍流模型

SST  $k-\omega$  湍流模型<sup>[12]</sup>结合  $k-\omega$  模型和  $k-\varepsilon$  模型,近壁面处采用  $k-\omega$  模型计算低雷诺数问题,在远壁面处采用  $k-\varepsilon$  模型计算。

湍动能  $k$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m k u_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta' \rho_m k \omega \quad (12)$$

式中  $P_k$ ——湍流生成速率

$\beta'$ ——经验系数,取 0.09

湍流频率  $\omega$  方程为

$$\frac{\partial(\rho_m \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m \omega u_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \alpha \frac{\omega}{k} P_k - \beta \rho_m \omega^2 + 2(1 - F_1) \rho_m \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (13)$$

涡流粘度  $\nu_t$  方程为

$$\nu_t = \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega, SF_2)} = \frac{\mu_t}{\rho_m} \quad (14)$$

式中  $S$ ——固定应变率估计值

$F_1, F_2$ ——混合函数

经验系数分别为: $\alpha_1 = 0.3, \alpha = 5/9, \sigma_{\omega 2} = 1/0.856$ 。

### 1.3 湍流模型修正

文献[13]考虑气液两相混合密度的可压缩性

对湍流粘度的影响,提出采用 DCM 模型修正湍流粘度,公式为

$$\mu_{t\_DCM} = \mu_t f_{DCM} \quad (15)$$

$$\text{其中 } f_{DCM} = \frac{\rho_v + (1 - \alpha_v)^n (\rho_l - \rho_v)}{\rho_v + (1 - \alpha_v) (\rho_l - \rho_v)} \quad (16)$$

根据文献[13],  $n$  取 10。

文献[14]提出一种 FBM 模型,保证运输方程不变的情况下,在湍流粘度中引入一个滤波函数  $f_{FBM}$ ,公式为

$$\mu_{t\_FBM} = \mu_t f_{FBM} \quad (17)$$

$$\text{其中 } f_{FBM} = \min \left( 1, C_3 \frac{\Delta \varepsilon}{k^{3/2}} \right) \quad (18)$$

式中  $C_3$ ——经验系数,取 1.0

$\Delta$ ——滤波尺寸,其值取决于网格尺寸

结合滤波器模型与密度修正模型对湍流粘度进行修正<sup>[15]</sup>,公式为

$$\mu_{t\_FBDCM} = \mu_t f_{FBDCM} \quad (19)$$

$$\text{其中 } f_{FBDCM} = \chi(\rho_m/\rho_l) f_{FBM} + (1 - \chi(\rho_m/\rho_l)) f_{DCM} \quad (20)$$

$$\chi(\rho_m/\rho_l) = 0.5 + \frac{\tanh \left( \frac{C_1 (C_3 \rho_m/\rho_l - C_2)}{C_4 (1 - 2C_2) + C_2} \right)}{2 \tanh C_1} \quad (21)$$

式中, $\chi$  指函数符号,根据文献[15],经验系数  $C_1, C_2, C_3, C_4$  分别取 4, 0.2, 0.6, 0.2。

### 1.4 Merkle 空化模型

Merkle 空化模型<sup>[16]</sup>推导了气液混合物中的相间传质方程。气相体积分数输运方程和蒸发凝结源相表达式为

$$\frac{\partial \alpha_v}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_v \mathbf{u}) = \dot{m}^+ + \dot{m}^- \quad (22)$$

其中

$$\dot{m}^+ = F_e \frac{\min(p - p_v, 0) (1 - \alpha_v) \rho_l}{(0.5 \rho_l u_{in}^2) \rho_v t_\infty} \quad (p \leq p_v) \quad (23)$$

$$\dot{m}^- = F_c \frac{\max(p - p_v, 0) \alpha_v}{(0.5 \rho_l u_{in}^2) t_\infty} \quad (p > p_v) \quad (24)$$

式中  $F_e, F_c$ ——蒸发、凝结系数,取 1, 80

$u_{in}$ ——进口速度, m/s

$t_\infty$ ——特征时间, s

$p_v$ ——饱和压力, Pa

### 1.5 数值设置与验证

文献[17]对不同温度水绕 NACA0015 翼型进行了系统的空化实验研究,分析了热力学效应对空化性能的影响。实验用的 NACA0015 翼型结构如图 1 所示。实验段进出口各设有 3 个测压孔,翼型吸力面设有 10 个测压孔,压力面设有 2 个测压孔。

考虑到流动的充分发展以及稳定性,对计算域

适当延伸,进口与出口分别延伸至 2 倍与 4 倍翼型弦长,翼型攻角为 5°,三维模型如图 2 所示。

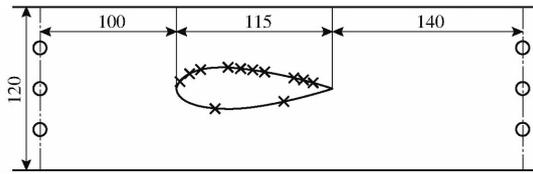


图 1 结构示意图

Fig. 1 Schematic of test section

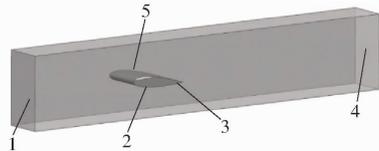


图 2 NACA0015 翼型三维模型

Fig. 2 3D model of NACA0015 hydrofoil

1. 进口 2. 下表面 3. 翼型 4. 出口 5. 上表面

边界条件设置与实验对应:进口设置为速度入口,出口设置为压力出口,壁面设置为无滑移边界。不同温度水下的进出口参数值如表 1 所示。

表 1 边界条件

Tab. 1 Boundary conditions

温度 $T_{\infty}/K$	进口速度 $u_{in}/(m \cdot s^{-1})$	出口压力 $p_{out}/Pa$
298 (25℃)	8	51 025
323 (50℃)	8	59 768
343 (70℃)	8	78 110

本文采用 ICEMCFD 软件对 NACA0015 翼型划分六面体结构网格,计算域网格如图 3 所示。翼型边界层网格质量对数值计算精度有较大影响,通常采用  $y^+$  来验证网格质量是否达到计算精度要求。大多数学者采用的  $y^+$  范围为 60 以下,此范围内得到的结果与实验值较为吻合<sup>[18-19]</sup>。为提高翼型网格质量,对翼型前缘采用 C 型网格划分,并对翼型前缘和尾缘部分进行网格加密,如图 4 所示。调整后的翼型上、下表面  $y^+$  分布如图 5 所示,其中  $L_c$  为翼型长度百分比。

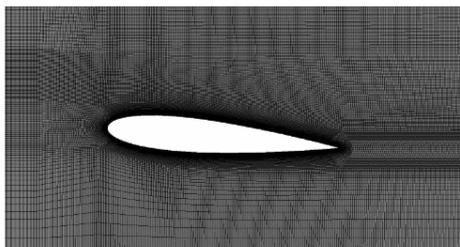


图 3 NACA0015 翼型网格

Fig. 3 Mesh of NACA0015 hydrofoil

采用 3 组不同加密程度的网格,在定常无空化工况下,以 25℃ 水为介质,进行绕 NACA0015 翼型数值计算。运用无量纲压力系数  $C_p$  与实验结果<sup>[17]</sup>

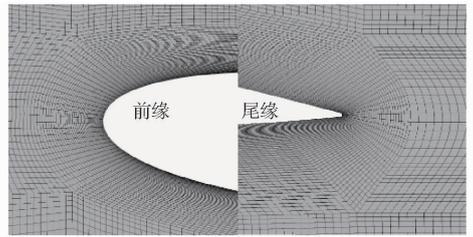


图 4 前缘和尾缘网格分布

Fig. 4 Mesh distribution of leading edge and trailing edge

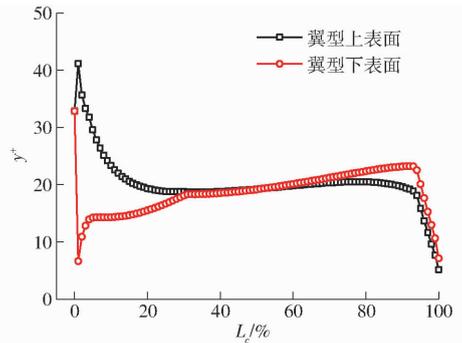


图 5 NACA0015 翼型  $y^+$  分布

Fig. 5 Distribution of NACA0015 hydrofoil

对比,公式为

$$C_p = \frac{P - P_{out}}{0.5 \rho_l u_{in}^2} \quad (25)$$

计算结果如图 6 所示,3 组网格节点数分别为 114 万(方案 1)、285 万(方案 2)和 456 万(方案 3)。计算结果表明 3 组方案的模拟压力系数与实验值吻合度较高,结合网格实用性与计算成本,选取方案 2 作为本文的研究方案。

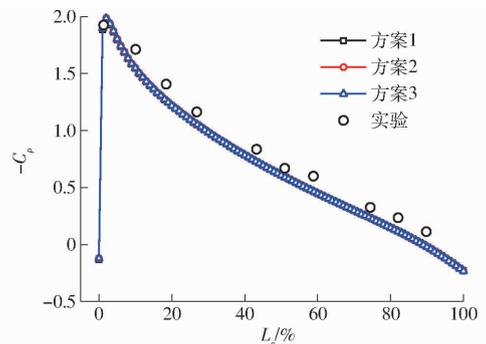


图 6 网格无关性验证

Fig. 6 Verification of mesh independence

## 2 结果与讨论

### 2.1 25℃ 时湍流模型

采用 3 种湍流模型以及修正后的湍流模型,进行常温下绕 NACA0015 翼型的非空化单相数值模拟,得到翼型吸力面的压力系数分布,如图 7(图中 FBDCM 表示修正模型)所示。结果表明,采用修正前后的湍流模型得到的计算结果相差不大,均与实验值比较接近,验证了网格和湍流模型的适用性。

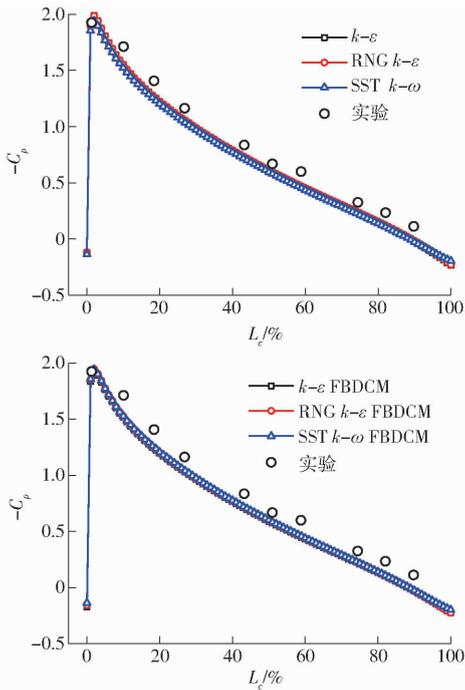


图7 25℃时非空化工况下NACA0015翼型表面压力系数分布

Fig.7 Pressure coefficient distribution of NACA0015 hydrofoil on non-cavitation at 25℃

采用3种湍流模型以及修正后的湍流模型,在常温下,绕NACA0015翼型进行空化气液两相数值模拟,图8给出了翼型吸力面的压力系数分布。结果表明,修正前3种湍流模型的计算结果与实验值在翼型长度前30%的低压区存在一定误差,压力开始恢复的起点均早于实验结果,在空化核心区域,模拟压力系数与实验压力系数存在误差。在翼型长度后70%段,RNG  $k-\varepsilon$  与 SST  $k-\omega$  湍流模型的计算结果更接近实验值, $k-\varepsilon$  模型的模拟结果与实验结果相差较大;修正后的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正后的 SST  $k-\omega$  模型的计算结果得到明显的改善,压力恢复起始点与实验值较为接近,而修正后的  $k-\varepsilon$  模型模拟结果与修正前相比误差明显减小,修正效果较为明显。这是因为两方程湍流模型模拟空化流动时,计算的气液混合区的湍流粘度过大,造成过高的能量耗散,影响空化模拟的准确性,而 FBDCM 模型通过分域函数结合 FBM 模型和 DCM 模型,在不同的区域采用不同的方式修正湍流粘度,提高了空化模拟的准确性。

图9给出了常温下3种湍流模型修正前后模拟得到的翼型表面蒸汽体积分数分布。可以看出, $k-\varepsilon$  模型在空穴尾部的闭合区域出现较大尺度涡,空化核心区域发展过程较长,而 RNG  $k-\varepsilon$  与 SST  $k-\omega$  模型在空化核心区域发展过程较短。3种湍流模型在修正前与实验结果均存在一定误差,其中  $k-\varepsilon$

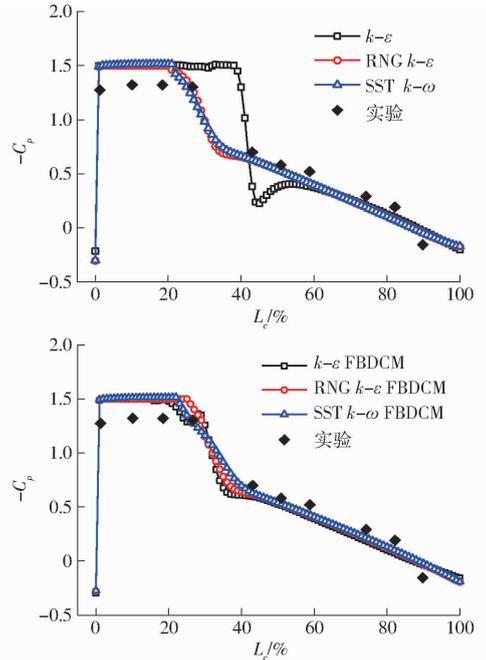


图8 25℃时空化工况下NACA0015翼型表面压力系数分布

Fig.8 Pressure coefficient distribution of NACA0015 hydrofoil on cavitation at 25℃

模型的模拟结果误差最大。修正后的  $k-\varepsilon$  模型消除了  $k-\varepsilon$  模型空穴尾部闭合区域的涡,但空化核心区域长度较修正前明显减小。修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型计算得到的空化核心区域较修正前明显扩大,与实验结果更接近,但空化核心区域蒸汽体积分数增大,空化程度更严重。原因为  $k-\varepsilon$  模型中引入的耗散率  $\varepsilon$  方程是由经验方法得到的,不是由推导所得,并且采用的3种湍流模型中只有  $k-\varepsilon$  模型没有考虑应变率的影响,不能反映时均应变率,导致在空穴尾部区域具有较大的压力梯度与大曲率流动的情况下, $k-\varepsilon$  模型的模拟精度较差。采用 FBDCM 模型修正各湍流模型后,降低了空穴区域的湍流粘度,减少了能量耗散,空化流场得到发展。

## 2.2 50℃时湍流模型

根据上述讨论,修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型具有较好的适用性,故本节主要采用修正后的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正后的 SST  $k-\omega$  模型对 NACA0015 翼型以 50℃ 水为介质进行空化数值模拟分析。

图10给出了修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型模拟所得的 NACA0015 翼型吸力面的压力分布。结果表明,在空化核心区域,两种模型计算得到的压力均低于实验值,空化现象较实验结果更为严重。修正的 SST  $k-\omega$  模型的计算结果与实验结果较符合,但压力恢复阶段的梯度与实验结

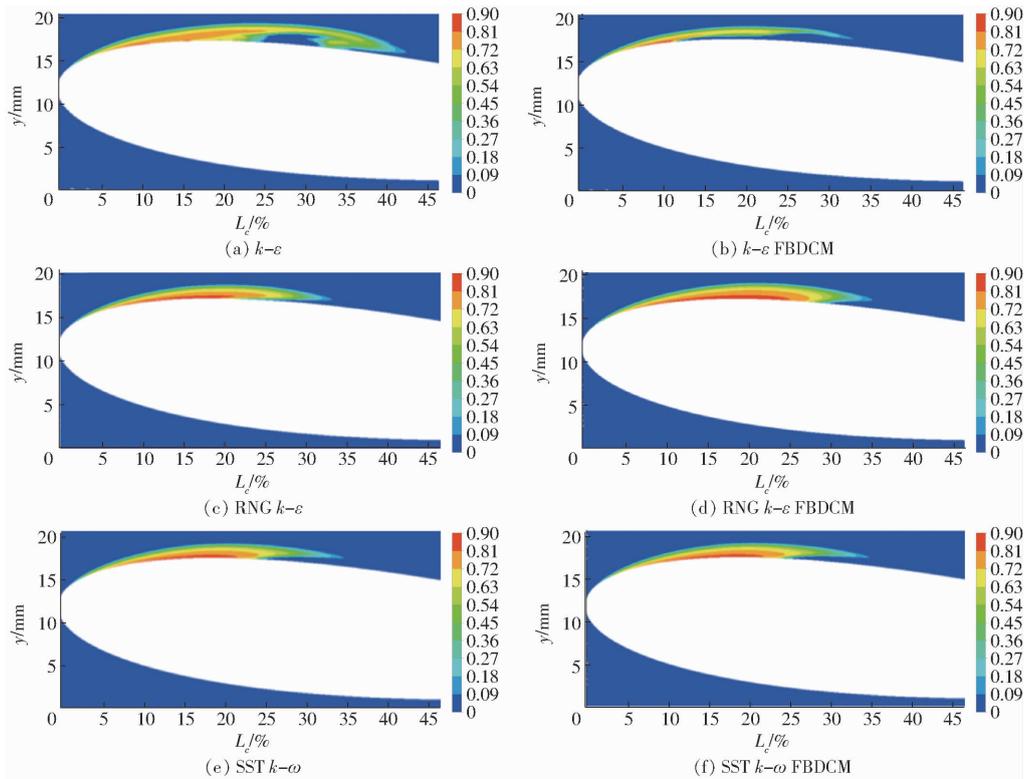


图 9 25℃时 NACA0015 翼型表面蒸汽体积分数分布

Fig. 9 Vapor volume fraction distributions on surface of NACA0015 hydrofoil

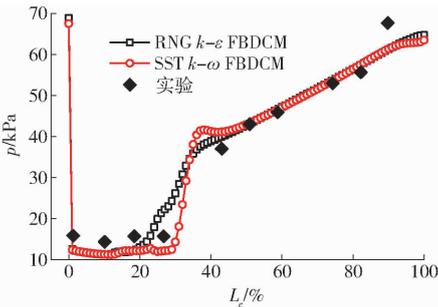


图 10 50℃时翼型表面压力分布

Fig. 10 Pressure distribution of hydrofoil at 50℃

果相比较较大。

图 11 为 50℃时修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型得到的翼型表面相间质量传输速率分布,其中蒸发过程为正值,凝结过程为负值。结果表明,修正的 SST  $k-\omega$  凝结速率明显大于修正的 RNG  $k-\varepsilon$  凝结速率,但修正的 SST  $k-\omega$  凝结区域明显小于修正的 RNG  $k-\varepsilon$  凝结区域。此外,与修正的 SST  $k-\omega$  模型相比,修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型凝结起始点位置更靠近翼型头部。在 50℃时,两种模型的模拟结果与实验结果均有一定误差。

### 2.3 70℃时湍流模型

图 12 为 70℃时修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型模拟得到的 NACA0015 翼型吸力面压力系数分布图。结果表明,两种湍流模型计算得到的空化核心区域范围均比实验结果大,但修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型模拟得到的空泡生成和溃灭趋势

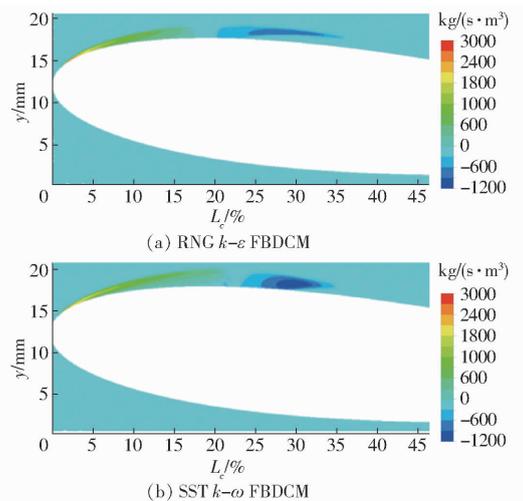


图 11 NACA0015 翼型表面相间质量传输速率分布  
Fig. 11 Bulk interphase mass transfer rate distributions on surface of NACA0015 hydrofoil

与实验结果较为一致,修正的 SST  $k-\omega$  模型空化发展过程较长,在压力恢复阶段梯度较大。

图 13 给出了 70℃时修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型与修正的 SST  $k-\omega$  模型模拟得到的 NACA0015 翼型表面湍动能分布情况。结果表明,修正的 SST  $k-\omega$  模型计算所得湍动能明显大于修正的 RNG  $k-\varepsilon$  模型计算所得湍动能,近壁处流动较为紊乱,并且空化更加严重,与实验所得结果相差较大。

### 2.4 修正的 RNG $k-\varepsilon$ 模型

为了分析不同水温下的翼型空化特性,定义了

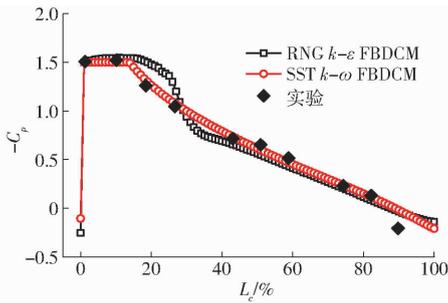


图12 70℃时翼型表面压力系数分布

Fig. 12 Pressure coefficient distribution of hydrofoil at 70℃

无量纲空化数

$$\sigma = \frac{p_{in} - p_v}{0.5\rho_l u_{in}^2} \quad (26)$$

式中  $p_{in}$ ——进口压力

图14为在相同空化数( $\sigma = 1.5$ ),不同水温下,由修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型计算得到的翼型表面蒸汽体积分数分布图。结果表明:随着温度的升高,蒸汽体积分数减小,空化强度下降,空穴面积减小,空穴尾部闭合区域的逆压梯度减小,气液界面变得模

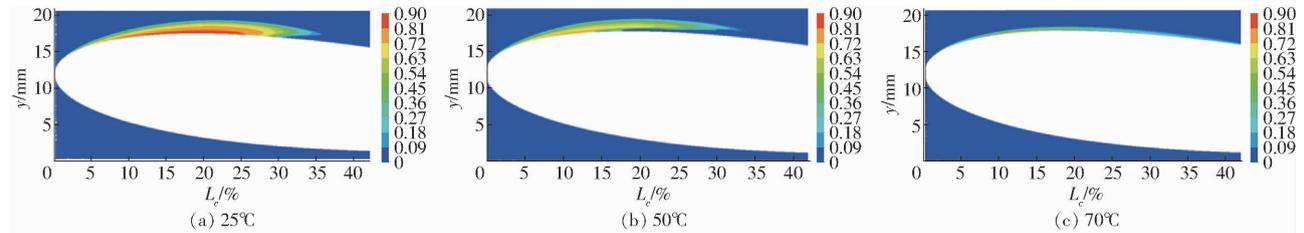


图14 NACA0015翼型表面蒸汽体积分数分布

Fig. 14 Vapor volume fraction distributions on surface of NACA0015 hydrofoil

### 3 结论

(1) 3种方案的计算结果均与实验结果吻合较好,同时验证了网格的无关性。在常温非空化条件下,修正前后3种湍流模型的计算结果与实验结果一致。

(2) 25℃时,修正的  $k-\varepsilon$  模型对湍流尺度具有明显的修正效果,空泡尾部闭合区域的涡被消除,修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型与修正的SST  $k-\omega$ 模型的模拟结果在空化区域与实验结果较为接近。50℃时,在蒸发过程中由修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型计算得到的蒸发区域较小,而在凝结过程中由修正的SST  $k-\omega$ 模

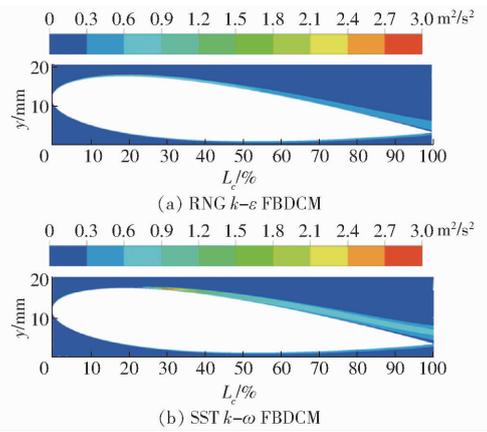


图13 NACA0015翼型表面湍动能分布

Fig. 13 Turbulence kinetic energy distribution on surface of NACA0015 hydrofoil

糊<sup>[20-23]</sup>。由于温度的升高,水蒸气含量降低,气液混合区密度增大,气液界面密度梯度增大,导致气液界面模糊<sup>[24-26]</sup>,说明随着温度的升高,水的热力学效应抑制空化的效果更加明显,空化强度相对减弱,这与实验观察到的规律相一致。

型计算得到的凝结速率较大。70℃时,修正的SST  $k-\omega$ 模型在近壁处的湍动能明显大于修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型的结果,空化程度更严重,与实验结果相差较大。

(3) 在不同温度、相同空化数下,修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型揭示了NACA0015翼型空化情况随温度的变化规律,并且与实验观察结果相一致,验证了修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型准确性。

(4) 对3种温度下湍流模型修正前后的结果进行了综合分析,并与实验结果进行了比较。结果表明,修正的RNG  $k-\varepsilon$ 模型对于热敏介质的气液两相流模拟具有较好的适用性。

### 参考文献

- [1] CUSTODIO D, HENOCH C, JOHARI H. Cavitation on hydrofoils with leading edge protuberances[J]. Ocean Engineering, 2018, 162(15): 196-208.
- [2] RAKIBUZZAMAN M, KIM K, SUH S H. Numerical and experimental investigation of cavitation flows in a multistage centrifugal pump[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2018, 32(3): 1071-1078.
- [3] 黄彪, 吴钦, 王国玉. 非定常空化流动研究现状与进展[J]. 排灌机械工程学报, 2018, 36(1): 1-14.  
HUANG Biao, WU Qin, WANG Guoyu. Progress and prospects of investigation into unsteady cavitating flows [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2018, 36(1): 1-14. (in Chinese)
- [4] 崔宝玲, 陈杰, 李晓俊, 等. 高速诱导轮离心泵内空化发展可视化实验与数值模拟[J/OL]. 农业机械学报, 2018,

49(4):148-155.

CUI Baoling, CHEN Jie, LI Xiaojun, et al. Experiment and numerical simulation of cavitation evolution in high speed centrifugal pump with inducer [J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2018, 49(4): 148-155. [http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view\\_abstract.aspx?flag=1&file\\_no=20180417&journal\\_id=jcsam](http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?flag=1&file_no=20180417&journal_id=jcsam). DOI: 10.6041/j.issn.1000-1298.2018.04.017. (in Chinese)

- [5] ZHOU L, WANG Z. Numerical simulation of cavitation around a hydrofoil and evaluation of a RNG  $k-\varepsilon$  model[J]. Journal of Fluids Engineering, 2008, 130(1): 011302-011308.
- [6] SAGAUT P. Large eddy simulation for incompressible flows[J]. Measurement Science & Technology, 2005, 12(10): 1745-1746.
- [7] YAMANISHI N, FUKAO S, QIAO X, et al. LES simulation of backflow vortex structure at the inlet of an inducer[J]. Journal of Fluids Engineering, 2007, 129(5): 587.
- [8] 王玲玲. 大涡模拟理论及其应用综述[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2004, 32(3):261-265.  
WANG Lingling. Large eddy simulation theory and its application review [J]. Journal of Hohai University (Natural Science Edition), 2004, 32(3):261-265. (in Chinese)
- [9] CHEN T, HUANG B, WANG G, et al. Numerical study of cavitating flows in a wide range of water temperatures with special emphasis on two typical cavitation dynamics[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, 101: 886-900.
- [10] ZHANG S, LI X, ZHU Z. Numerical simulation of cryogenic cavitating flow by an extended transport-based cavitation model with thermal effects[J]. Cryogenics, 2018, 92: 98-104.
- [11] 杨敬江, 刘成强, 陈汇龙, 等. 出口环量分布对泵诱导轮性能的影响[J]. 排灌机械工程学报, 2019, 37(1):18-24.  
YANG Jingjiang, LIU Chengqiang, CHEN Huilong, et al. Effect of outlet loop distribution on pump induction wheel performance [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2019, 37(1):18-24. (in Chinese)
- [12] 赵伟国, 潘绪伟, 宋启策, 等. 叶片进口边穿孔对离心泵空化性能的影响[J]. 排灌机械工程学报, 2019, 37(6):461-468.  
ZHAO Weiguo, PAN Xuwei, SONG Qice, et al. Effect of blade perforation near inlet edge on cavitation performance of centrifugal pump [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2019, 37(6):461-468. (in Chinese)
- [13] COUTIER-DELGOSHA O, FORTES-PATELLA R, REBOUD J L. Evaluation of the turbulence model influence on the numerical simulations of unsteady cavitation[J]. Journal of Fluids Engineering, 2003, 125(1): 38-45.
- [14] JOHANSEN S T, WU J, SHYY W. Filter-based unsteady RANS computations[J]. International Journal of Heat & Fluid Flow, 2004, 25(1): 10-21.
- [15] 吴钦, 王国玉, 黄彪. 混合湍流模型的参数优化与分析[J]. 船舶力学, 2016, 20(7):789-798.  
WU Qin, WANG Guoyu, HUANG Biao. Parameter optimization and analysis of a filter-based density correction model [J]. Journal of Ship Mechanics, 2016, 20(7):789-798. (in Chinese)
- [16] MERKLE C L, FENG J Z, BUELOW P E O. Computational modeling of the dynamics of sheet cavitation[C]//Proceedings of the 3rd International Symposium on Cavitation, Grenoble, France, 1998.
- [17] CERVONE A, BRAMANTI C, RAPPOSELLI E, et al. Thermal cavitation experiments on a NACA0015 hydrofoil[J]. Journal of Fluids Engineering, 2006, 128(2): 326-331.
- [18] ANDERSON B, BENSON T. Numerical solution to the glancing sidewall oblique shock wave/turbulent boundary layer interaction in three-dimension[C]//21st Aerospace Sciences Meeting, 1983: 136.
- [19] COATES M S, FLETCHER D F, CHAN H K, et al. Effect of design on the performance of a dry powder inhaler using computational fluid dynamics. Part 1: grid structure and mouthpiece length[J]. Journal of Pharmaceutical Sciences, 2004, 93(11): 2863-2876.
- [20] UTTURKAR Y, THAKUR S, SHYY W. Computational modeling of thermodynamic effects in cryogenic cavitation[C]//43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 2005: 1286.
- [21] 时素果, 王国玉, 马瑞远. 低温流体空化特性的数值计算研究[J]. 工程力学, 2012, 29(5): 61-67.  
SHI Suguo, WANG Guoyu, MA Ruiyuan. Numerical study of cavitation in cryogenic fluids [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(5):61-67. (in Chinese)
- [22] ZHANG X B, QIU L M, QI H, et al. Modeling liquid hydrogen cavitating flow with the full cavitation model[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2008, 33(23): 7197-7206.
- [23] HUANG B, WU Q, WANG G. Numerical investigation of cavitating flow in liquid hydrogen[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, 39(4): 1698-1709.
- [24] XUE R, RUAN Y, LIU X, et al. The influence of cavitation on the flow characteristics of liquid nitrogen through spray nozzles: a CFD study[J]. Cryogenics, 2017, 86: 42-56.
- [25] PETKOVŠEK M, DULAR M. Observing the thermodynamic effects in cavitating flow by IR thermography[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2017, 88: 450-460.
- [26] CHEN T, HUANG B, WANG G, et al. Effects of fluid thermophysical properties on cavitating flows [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2015, 29(10): 4239-4246.