

doi:10.6041/j.issn.1000-1298.2017.03.016

基于改进欧拉算法的双吸离心泵泥沙磨损特性研究

张自超¹ 王福军^{1,2} 陈鑫^{1,2} 廖翠林³ 徐洪泉³ 陆力³

(1. 中国农业大学水利与土木工程学院, 北京 100083;

2. 北京市供水管网系统安全与节能工程技术研究中心, 北京 100083;

3. 中国水利水电科学研究院, 北京 100038)

摘要: 固液两相流算法对双吸离心泵泥沙磨损模拟精度有直接影响。采用改进的固液两相流欧拉算法, 考虑了相间阻力和泥沙扩散系数两方面因素, 对典型悬移质泥沙粒径条件下的双吸离心泵流场进行了数值计算。研究发现, 叶片表面湍流强度在头部和尾部较大, 可达 6% ~ 10%; 叶片头部和尾部的颗粒动态尺度大于中部。由湍流强度和颗粒动态尺度组成的湍动尺度效应, 在叶片头部和尾部表现强烈, 湍动尺度效应使固液相间阻力增大, 更有利于颗粒的扩散, 避免了颗粒聚集, 对大颗粒的作用强于小颗粒。湍动尺度效应导致叶片表面固相体积分数分布范围减小, 大颗粒的变化值大于小颗粒, 叶片头部和尾部的改变值大于中部, 叶片表面的严重磨损部位为叶片工作面尾部的块状磨损区, 这比采用传统算法得到的带状磨损区和偏磨区计算结果, 更符合离心泵实际磨损情况, 考虑湍动尺度效应后得到的磨损率也有所增大。在此基础上, 提出了双吸离心泵叶片水力设计和表面喷涂防护原则, 为提高双吸离心泵抵抗泥沙磨损能力奠定了基础。

关键词: 双吸离心泵; 泥沙磨损; 固液两相流; 改进欧拉算法

中图分类号: TH311; O359 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-1298(2017)03-0124-10

Erosion Characteristics of Double Suction Centrifugal Pump Based on Modified Eulerian Algorithm

ZHANG Zichao¹ WANG Fujun^{1,2} CHEN Xin^{1,2} LIAO Cuilin³ XU Hongquan³ LU Li³

(1. College of Water Resources and Civil Engineering, China Agricultural University, Beijing 100083, China

2. Beijing Engineering Research Center of Safety and Energy Saving Technology for Water Supply Network System, Beijing 100083, China

3. China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100038, China)

Abstract: The computational accuracy for sediment erosion numerical simulation of double suction centrifugal pump is influenced by solid - liquid two phase flow algorithm. The modified Eulerian algorithm for solid - liquid two-phase flow was adopted, both characteristics of inter-phase drag force and sediment diffusion coefficient were considered in the modified algorithm. Then the flow field of double suction centrifugal pump was simulated for typical suspended load sediment particle diameters. The results showed that the turbulence intensity on the front and back of blade were greater, which were 6% ~ 10%. The particle dynamic scales were greater on the front and back of blade rather than on the middle of the blade in consideration of the location. The turbulence scale effect was composed of the turbulence intensity and the particle dynamic scale. The turbulence scale effect gave more obvious influence on the front and back of blade rather than on the middle of the blade. The particles were easier to diffuse because of the increasing inter-phase drag force led by the turbulence scale effect, the particles gathering phenomenon was then avoided. The turbulence scale effect gave more obvious influence on large particles rather than on small particles in consideration of the particles scale. So interval range between maximum value and minimum value of the calculated solid concentration distributions on blade pressure surface was decreased. The calculated solid volume fraction had larger variation for the large particles than the small particles, and larger variation on the front and back of blade than the middle of blade,

收稿日期: 2016-07-15 修回日期: 2016-08-19

基金项目: 国家自然科学基金项目(51321001)和“十二五”国家科技支撑计划项目(2015BAD20B01)

作者简介: 张自超(1987—),男,博士生,主要从事水动力学与水力机械研究, E-mail: zhangzichao@sina.cn

通信作者: 王福军(1964—),男,教授,博士生导师,主要从事水动力学与水力机械研究, E-mail: wangfj@cau.edu.cn

because turbulence scale effect was considered. The block erosion area located in blade pressure surface trailing edge was severe erosion area, the result calculated by the modified algorithm was agreed well with the actual erosion conditions of centrifugal pump rather than the results of the zony erosion area and partial erosion area calculated by traditional algorithm. There was an increase in the erosion ratio with the turbulence scale effect considered. Then on this basis, the principles of the blade hydraulic design and the blade surface spraying protection for double suction centrifugal pump were proposed. The principles laid the foundation for improving abrasion resistance of double suction centrifugal pump.

Key words: double suction centrifugal pump; sediment erosion; solid-liquid two-phase flow; modified Eulerian algorithm

引言

双吸离心泵被广泛应用于黄河沿岸的高扬程灌溉泵站中,其输送介质为含沙水,山西省内多处泵站的过泵平均含沙量为 $5 \sim 10 \text{ kg/m}^3$,泥沙体积分数为 $0.188\% \sim 0.377\%$,泥沙颗粒主要是中值粒径 $25 \sim 50 \mu\text{m}$ 的多棱角、高硬度石英长石悬移质颗粒^[1]。双吸离心泵的过流部件普遍存在磨损问题,使叶片外缘被磨损呈锯齿状,叶轮半径减小,叶片表面有密集蚀坑,密封环间隙变大,出现沟槽^[2]。导致机组能耗增加、效率下降、出水量减少,严重影响双吸离心泵的安全、稳定运行^[3]。

双吸离心泵叶轮内流体处于高速旋转状态,是湍流强度较高的流动。泵内流体湍流强度^[4]、悬移质颗粒与含能涡相互作用引起的颗粒周围流体湍流结构变化,以及该变化对颗粒运动的影响均较为强烈^[5-6]。颗粒与含能涡的相互作用通常以粒径与含能涡特征尺寸^[7]的比值(d_s/l_e)来衡量^[5-6],称之为颗粒动态尺度。湍流强度和颗粒动态尺度对颗粒运动的综合影响,称之为固液两相流湍动尺度效应,简称湍动尺度效应。

欧拉数值算法是研究固液两相流的重要方法,其中相间阻力和泥沙扩散系数是欧拉算法中反映固液两相相间作用的主要参数^[8-9]。Wen-Yu 模型^[10]是最常用的相间阻力模型,该模型的阻力系数是在标准阻力系数曲线表达式中添加浓度得到的,是由单个刚性球体在静止流体中作匀速运动试验得到的,但该模型并没有考虑湍流强度对阻力系数的影响^[11],在将该模型应用于湍流强度较高的两相流计算时,会出现问题,为此,张自超等^[12]提出了一种改进的 Wen-Yu 模型,通过引入湍流修正函数体现了湍流强度对颗粒运动的影响,解决了 Wen-Yu 模型因未考虑湍流强度影响而带来的计算不准确问题。

对于泥沙扩散系数的计算,目前多采用类比水流涡粘性系数的泥沙扩散系数半经验模型^[13],代表性模型主要有 NON-DC 模型^[14]和 Diffusion-in-

VOF 模型^[15]。这 2 种模型都是针对特定离散相特性和特定浓度提出的,将它们用于悬移质固液两相流计算时,均忽略了悬移质颗粒与含能涡相互作用对颗粒周围流体湍流流动结构的影响^[9,16-17]。张自超等^[18]在此基础上提出一种改进的泥沙扩散系数模型 DC-PDPC,通过建立流体湍流强度改变率与粒径、浓度的关系,体现了颗粒动态尺度引起的周围流体湍流结构变化对颗粒运动的影响。

本文针对双吸离心泵内的固液两相流流动特点,采用上述 2 种改进模型对现有固液两相流欧拉算法进行改进,对抽送黄河水的双吸离心泵泥沙磨损特性进行计算,分析典型悬移质颗粒粒径 $25 \mu\text{m}$ 和 $50 \mu\text{m}$ 条件下,双吸离心泵叶片表面两相流场特性和磨损特性。在此基础上,提出提高双吸离心泵抗磨能力的技术措施。

1 欧拉数值算法

1.1 控制方程

欧拉数值算法的控制方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_q \rho_q v_{qj}) = \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_q \kappa \frac{\partial \alpha_q}{\partial x_j}) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q v_{qi}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_q \rho_q v_{qj} v_{qi}) = \\ & -\alpha_q \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_q (\mu_q + \mu_{t,q}) \left(\frac{\partial v_{qj}}{\partial x_i} + \frac{\partial v_{qi}}{\partial x_j} \right) \right] + \\ & \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\alpha_q \lambda_q - \frac{2}{3} \alpha_q \mu_q \right) \frac{\partial v_{qj}}{\partial x_j} \right] + \alpha_q \rho_q g_i + F_i \quad (2) \end{aligned}$$

其中 $\alpha_l + \alpha_s = 1$

式中 x ——坐标方向 t ——时间

α_q ——体积分数

v_q ——时均速度 p ——压强

F ——相间作用力 g ——体积力

κ ——泥沙扩散系数 ρ_q ——密度

μ_q ——动力粘度 $\mu_{t,q}$ ——湍动粘度

λ_q ——体积粘度

其中,下标 i, j 为张量的表示方法,满足爱因斯坦求和约定;下标 q 为某一相, l 为流相, s 为固相;

相间阻力的计算体现在式(2)的相间作用力项中,而含泥沙扩散系数项是根据梯度输移假定,通过泥沙扩散系数建立各相浓度、速度脉动关联项与浓度梯度的关系得到的,具体可参考文献[9]。

1.2 相间阻力模型

(1) Wen - Yu 模型

用于计算相间阻力的代表性模型是 Wen - Yu 模型^[10],其表达式为

$$F_d = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_l \rho_l |\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l|}{d_s} \alpha_l^{-2.65} (\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l) \quad (3)$$

$$\text{其中 } C_D = \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15 (\alpha_l Re_p)^{0.687}] \quad (4)$$

式中 C_D ——阻力系数 F_d ——相间阻力
 \mathbf{v}_s ——固相速度矢量
 \mathbf{v}_l ——液相速度矢量
 d_s ——颗粒粒径 ρ_l ——液相密度
 Re_p ——颗粒雷诺数

(2) TE - Wen - Yu 模型

Wen - Yu 模型中阻力系数 C_D 未考虑湍流强度对阻力系数的影响^[11-12],导致对低浓度含沙水流的浓度计算不准确。为了解决这个问题,笔者引入湍流修正函数对 Wen - Yu 模型进行修正,得到 TE - Wen - Yu 模型^[12]。该模型的相间阻力计算方法同式(3),阻力系数计算式为

$$C_D = f(\delta) \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15 (\alpha_l Re_p)^{0.687}] \quad (5)$$

$$\text{其中 } f(\delta) = 1 + 6 \sqrt{\frac{2k_l}{3}} \frac{1}{|u_R|} \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687} \quad (6)$$

式中 $f(\delta)$ ——湍流修正函数
 k_l ——液相湍动能
 u_R ——固液两相的相对速度

1.3 泥沙扩散系数模型

泥沙扩散系数 κ 的计算,多采用类比水流湍粘性系数的半经验模型^[19]

$$\kappa = \beta \phi \mu_{l,i} / \rho_l \quad (7)$$

式中 β ——颗粒跟随性影响系数,表征颗粒对流体跟随性的影响系数
 ϕ ——流体湍流结构变化系数,表征颗粒对流体湍流结构影响的比例系数

(1) Diffusion - in - VOF 模型

用于计算泥沙扩散系数 κ 的代表性模型是 Diffusion - in - VOF 模型。该模型认为颗粒脉动小于液相脉动^[7],并认为流体湍流结构对泥沙扩散系数的影响是恒定的^[14-15]。根据 Hinze - Tchen 公式可得到颗粒跟随性影响系数 β ,流体湍流结构变化

系数 ϕ 取常数 4/3, β 计算式为

$$\beta = \left(1 + \frac{\tau_{rs}}{\tau_T} \right)^{-1} \quad (8)$$

$$\text{其中 } \tau_{rs} = \frac{d_s^2 \rho_s}{18 \mu_l (1 + 0.15 Re_p^{0.687})} \quad (9)$$

$$\tau_T = 1.5 C_\mu \frac{k_l}{\varepsilon_l} \quad (10)$$

式中 τ_{rs} ——颗粒弛豫时间

τ_T ——液相的湍动时间尺度

C_μ ——经验常数 ε_l ——液相耗散率

μ_l ——液相动力粘度

(2) DC - PDPC 模型

Diffusion - in - VOF 中流体湍流结构变化系数 ϕ 为常数,忽略了颗粒与含能涡相互作用的影响。为了解决这个问题,笔者通过考虑含沙浓度、颗粒动态尺度对颗粒周围流体湍流流动结构的影响,设计了一种新的泥沙扩散系数模型 DC - PDPC^[18]。该模型的颗粒跟随性影响系数 β 计算方法同式(8),流体湍流结构变化系数 ϕ 为该模型计算的关键,公式为

$$\phi = \begin{cases} \left(1.2 + \frac{d_s}{l_e} \right)^{15\alpha_s} \cdot \\ \left[-2.232 \left(\frac{d_s}{l_e} \right)^2 + 10.23 \left(\frac{d_s}{l_e} \right) - 0.001 \right]^{1/2} \\ (d_s/l_e \leq 1) \\ 1 \\ (d_s/l_e > 1) \end{cases} \quad (11)$$

所得到的泥沙扩散系数为

$$\kappa = \begin{cases} \left(1 + \frac{\tau_{rs}}{\tau_T} \right)^{-1} \left(1.2 + \frac{d_s}{l_e} \right)^{15\alpha_s} \cdot \\ \left[-2.232 \left(\frac{d_s}{l_e} \right)^2 + 10.23 \left(\frac{d_s}{l_e} \right) - 0.001 \right] \mu_{l,i} \\ \rho_l \\ (d_s/l_e \leq 1) \\ \left(1 + \frac{\tau_{rs}}{\tau_T} \right)^{-1} \mu_{l,i} \\ \rho_l \\ (d_s/l_e > 1) \end{cases} \quad (12)$$

$$\text{其中 } l_e = C_\mu^{3/4} \frac{k_l^{3/2}}{\varepsilon_l} \quad (13)$$

式中 l_e ——含能涡特征尺寸^[7]

1.4 磨损模型

图尔萨大学的磨损模型是目前泥沙两相流磨损计算的经典模型^[20],考虑了颗粒冲击速度、冲击角和壁面材料的硬度对磨损的影响,公式为

$$W_R = C (B_H)^{-0.59} F_s v_s^n F(\theta) \quad (14)$$

$$F(\theta) = 5.4\theta - 10.11\theta^2 + 10.93\theta^3 - 6.33\theta^4 + 1.42\theta^5 \quad (15)$$

$$E_R = W_R m_{\text{sand}} / A_{\text{cell}} \quad (16)$$

式中 W_R ——磨损失重率,壁面磨损失去的质量与颗粒质量的比值,kg/kg

B_H ——壁面材料的布氏硬度

F_s ——颗粒形状系数

θ ——颗粒入射角,rad

n ——经验常数,取 2.41

C ——经验常数,取 2.17×10^{-7}

E_R ——磨损率,kg/(m²·s)

m_{sand} ——固相质量流量

A_{cell} ——计算单元壁面网格面积

颗粒形状系数对于棱角颗粒 $F_s = 1$,半球形颗粒 $F_s = 0.53$,球形颗粒 $F_s = 0.2$,本文取 $F_s = 0.2$ 。

2 计算对象和边界条件

本文的研究对象为山西省尊村引黄泵站的双吸离心泵,主要参数为:额定流量 $Q_n = 3 \text{ m}^3/\text{s}$,额定转速 $n = 490 \text{ r/min}$,设计扬程 $H = 32 \text{ m}$,比转数 $n_s = 162$,叶轮直径 $D = 1.12 \text{ m}$,叶片数 $z = 6$,泵进口直径 $D_1 = 1.1 \text{ m}$,泵出口直径 $D_2 = 0.9 \text{ m}$ 。图 1 给出了双吸离心泵的结构图。

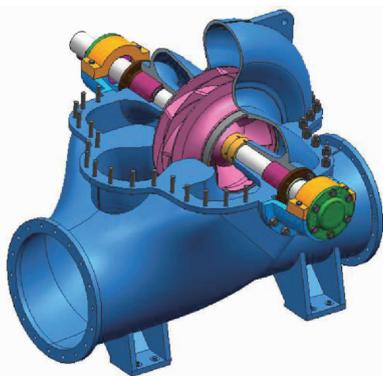


图 1 双吸离心泵结构图

Fig. 1 Structure image for double suction centrifugal pump

计算含沙条件为:含沙体积分数 0.188%,颗粒密度 2650 kg/m^3 ,平均中值粒径 d_s 分别为 $25 \mu\text{m}$ 、 $50 \mu\text{m}$ 的 2 种悬移质典型粒径。

双吸离心泵的计算网格由 Gambit 生成,在清水状态下,经过网格无关性检查,最终确定各部分网格单元数分别为:叶轮 603 620;吸水室 564 882;压水室 400 447;叶轮与蜗壳之间补充体 64 288;进口延长段 44 100;出口延长段 56 202;总计网格数为 1 733 539。网格无关性检查如图 2 所示,双吸离心泵计算域及网格划分情况如图 3 所示。

应用 Fluent 进行数值模拟,运用两相流欧拉传统算法和改进算法对双吸泵进行固液两相流数值计

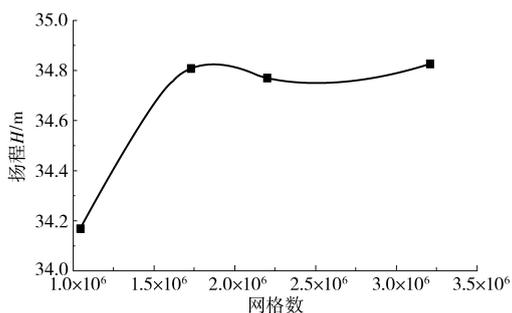


图 2 网格无关性检查

Fig. 2 Grid-independent verification

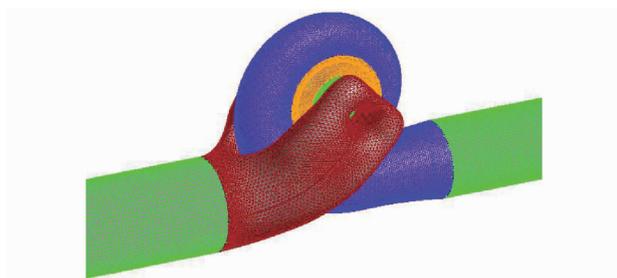


图 3 计算域及网格划分

Fig. 3 Computational domain and grid

算。由于双吸离心泵内部流动是复杂的固液两相流,作如下假设^[21]:不考虑壁面粗糙度,按光滑壁面进行处理;液相为不可压缩流体,固相的物理特性均为常数,不考虑相变;不考虑颗粒形状,颗粒按粒径相同的球形颗粒进行处理;考虑相间阻力作用,忽略升力、马格努斯力、Basset 力、附加质量和压强梯度力^[7]。

采用 Phase Coupled SIMPLE 算法求解二阶迎风格式的离散方程。湍流模型采用 RNG $k-\varepsilon$ 模型,因为该模型可以更好地处理高应变率及流线弯曲程度较大的流动^[22];考虑到相间阻力和滑移速度的影响,湍流多相流模型采用 Dispersed turbulence 模型,该模型是目前应用较多的一种多相流湍流模型^[7,14];相间阻力分别采用传统的 Wen-Yu 模型和改进的 TE-Wen-Yu 模型计算;泥沙扩散系数模型分别采用 Diffusion-in-VOF 模型和 DC-PDPC 模型进行计算。壁面磨损计算采用图尔萨大学的磨损模型^[20]。本文将 Wen-Yu 模型和 Diffusion-in-VOF 模型的组合称为传统算法,将 TE-Wen-Yu 模型和 DC-PDPC 模型组合称为改进算法,因此,改进算法体现了湍动尺度效应的影响,而传统算法未能体现。

计算域进口采用速度进口,分别给定固液两相的速度,并给定固相体积分数;出口采用自由出流;过流部件内壁面,对液相采用无滑移壁面边界条件,对固相采用自由滑移壁面边界条件,近壁区采用标准壁面函数。

3 计算结果与讨论

3.1 计算得到的外特性分析

为了验证数值计算结果的合理性,采用传统算法和改进算法,对颗粒粒径 d_s 为 $25\ \mu\text{m}$ 、颗粒密度为 $2\ 650\ \text{kg}/\text{m}^3$ 、体积分数为 0.188% 的悬移质,在3个工况 ($0.6Q_n$ 、 $0.8Q_n$ 和 Q_n , Q_n 表示额定流量) 的双吸离心泵的扬程、效率进行数值计算,并与试验值进行对比。试验值是对该双吸离心泵进行现场测试得到的,在水泵进出口安装压力传感器并通过信号采集得到进出口压力脉动,并安装超声波流量计得到水泵流量,采用扭矩仪测量旋转轴扭矩和转速。进出口压力脉动的平均值即为进出口静压。根据进出口静压、流量、扭矩和转速即可得到水泵的扬程和效率。表1、2分别列出了2种算法在各工况下,扬程、效率计算值与试验值的误差分析。

表1 扬程计算值与试验值误差分析

Tab.1 Error analysis between calculated and experiment data for head

参数	$0.6Q_n$	$0.8Q_n$	Q_n
传统算法计算值/m	39.81	37.85	34.74
改进算法计算值/m	39.70	37.86	34.76
试验值/m	39.22	36.54	33.57
传统算法误差/%	1.50	3.59	3.49
改进算法误差/%	1.22	3.61	3.54

表2 效率计算值与试验值误差分析

Tab.2 Error analysis between calculated and experiment data for efficiency

参数	$0.6Q_n$	$0.8Q_n$	Q_n
传统算法计算值/%	74.00	82.70	86.29
改进算法计算值/%	73.80	82.60	86.28
试验值/%	75.05	83.70	88.17
传统算法误差/%	1.40	1.19	2.13
改进算法误差/%	1.67	1.31	2.14

由表1、2可知,传统算法和改进算法计算得到的扬程和效率基本相同,这说明2种算法在外特性计算上没有太大差别。2种算法的计算结果与试验值有一定的误差,计算得到的扬程均高于试验值,最大误差为 $0.8Q_n$ 处的 3.61% ,而计算得到的效率与试验值较接近,最大误差为 2.14% 。整体上2种算法的计算值与试验值较为吻合,计算误差在可接受范围内,计算结果合理、可靠,可以用于进一步分析流场特性。

3.2 叶片表面湍流特征

湍流强度和含能涡特征尺寸是湍动尺度效应的重要参数。图4给出了计算得到的双吸离心泵叶片工作面上湍流强度和含能涡特征尺寸分布。其

中,湍流强度计算式为^[23]

$$I_R = \frac{\sqrt{\frac{2k_l}{3}}}{|u_R|} \times 100\% \quad (17)$$

由图4a可知,叶片工作面的液相湍流强度在 $1\% \sim 10\%$ 之间,平均值为 4.7% ,其中叶片头部湍流强度可达 10% 。从图4b可知,含能涡特征尺寸为 $230 \sim 840\ \mu\text{m}$,远大于含沙颗粒的粒径 $25 \sim 50\ \mu\text{m}$,中部和尾部大于头部,说明中部和尾部的含能涡特征尺寸较大。但是,含能涡特征尺寸并不是影响颗粒扩散的唯一因素,主要是颗粒与含能涡的相互作用,用颗粒粒径与含能涡特征尺寸的比值(颗粒动态尺度) d_s/l_e 来衡量。

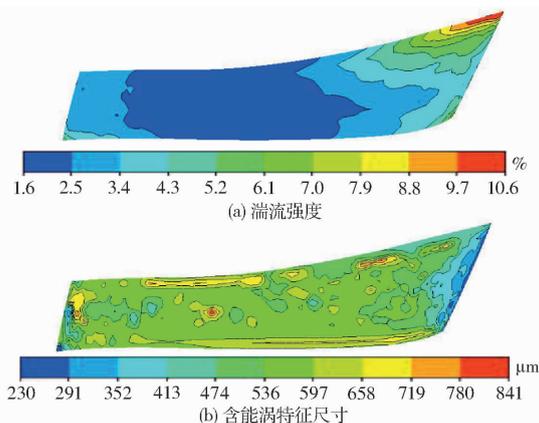


图4 叶片工作面湍流强度和含能涡特征尺寸分布

Fig.4 Turbulence intensity and vortex characteristic scale distributions on blade pressure surface

图5、6分别为粒径 $25\ \mu\text{m}$ 和 $50\ \mu\text{m}$ 条件下叶片工作面3条流线上的湍流强度、颗粒动态尺度分布曲线,图中3条流线分别为叶片工作面与前盖板相交流线、叶片工作面与后盖板相交流线以及叶片工作面的中间流线,分别称为前盖板流线、后盖板流线和中间流线,图中横坐标为从叶片进口到叶片出口的流线长度 l (归一化值)。

由图5可知,2种粒径下,液相湍流强度基本相同,说明2种粒径的悬移质颗粒并未对液相的湍流强度造成明显影响。叶片工作面的湍流强度在叶片的头部和尾部较强,可达 $6\% \sim 10\%$ 。

由图6可知, $50\ \mu\text{m}$ 大颗粒的颗粒动态尺度大于 $25\ \mu\text{m}$ 小颗粒;2种粒径下,均是头部和尾部的颗粒动态尺度大于中部; $25\ \mu\text{m}$ 小颗粒的颗粒动态尺度均小于 0.1 , $50\ \mu\text{m}$ 大颗粒的颗粒动态尺度在头部和尾部大于 0.1 ,在中部小于 0.1 。颗粒动态尺度小于 0.1 时表现为对颗粒周围流体湍流强度的削弱作用,大于 0.1 时为增强作用,进而影响湍流结构的变化。大颗粒在叶片的头部和尾部表现为对颗粒周围流体湍流强度的增强作用。

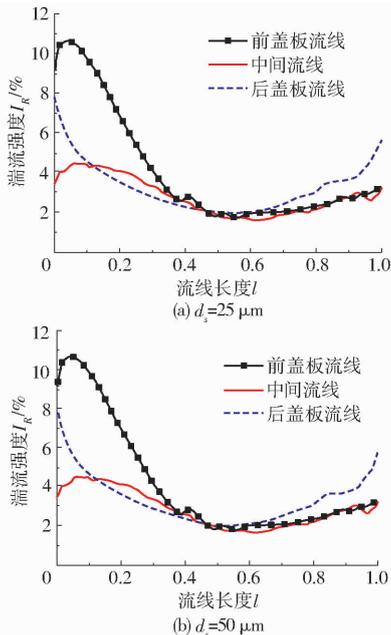


图 5 叶片工作面 3 条流线上湍流强度分布

Fig. 5 Turbulence intensity distributions of three streamlines located on blade pressure surface

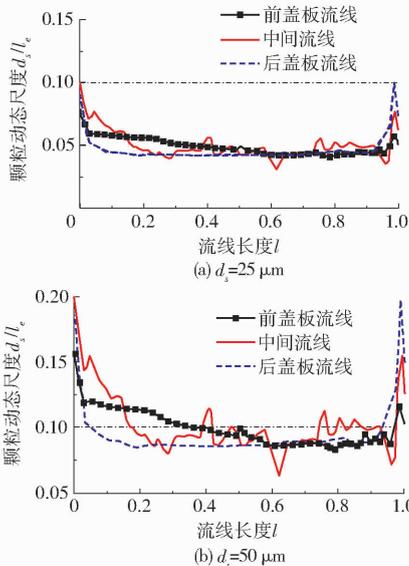


图 6 叶片工作面 3 条流线上颗粒动态尺度分布

Fig. 6 Particle dynamic scale distributions of three streamlines located on blade pressure surface

综上所述可知,湍流强度和颗粒动态尺度在叶片头部和尾部均较大,表明湍流强度和颗粒动态尺度对固相流场的影响较为强烈。

3.3 固相特性分析

湍流强度和颗粒动态尺度对固相流场的影响统称为湍动尺度效应。在湍流强度低、颗粒粒径远大于含能涡特征尺寸的固液两相流的计算中,如果不考虑湍动尺度效应,则不会对计算结果产生太大影响,但是,对于含低浓度悬移泥沙颗粒的双吸离心泵,如果不考虑湍动尺度效应,可能导致计算出现偏差。因此,必须分析湍动尺度效应对固相运动的

影响。

3.3.1 固液相间作用分析

由图 5 可知,2 种粒径下,叶片工作上的湍流强度基本相同,但湍流强度对相间阻力的影响,与颗粒的粒径、固液相对速度等有关,湍流强度对不同粒径、不同固液相对速度的颗粒表现出的相间阻力改变是不同的,因此,湍流强度和颗粒雷诺数均是湍流强度对相间阻力的影响因素,见式(6)。图 7 为 2 种粒径时,湍流强度引起的相间阻力改变的分布,图中阻力比 F'_d 为考虑湍流强度影响得到的阻力与不考虑湍流强度影响得到阻力的比值。图 8 为 2 种粒径时,3 条流线上的阻力比分布。

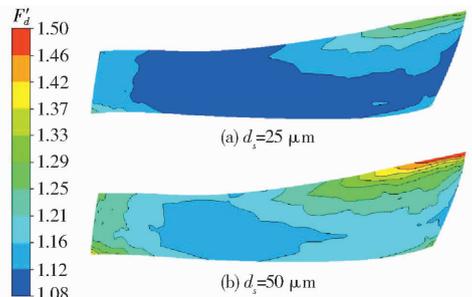


图 7 湍流强度引起的叶片工作面阻力比分布

Fig. 7 Drag force ratio distributions caused by turbulence intensity on blade pressure surface

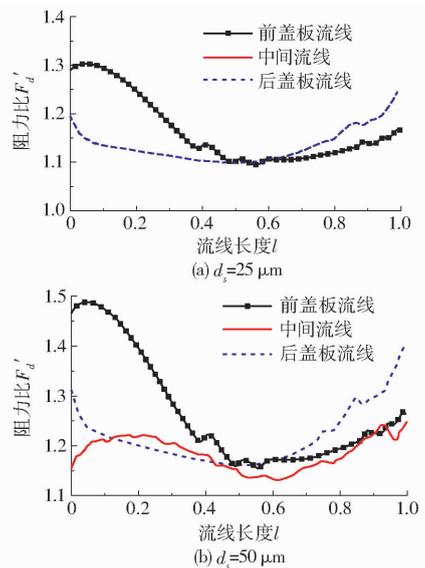


图 8 湍流强度引起的 3 条流线上阻力比分布曲线

Fig. 8 Drag force ratio distributions caused by turbulence intensity on three streamlines located on blade pressure surface

由图 7、8 可知,25 μm 小颗粒的阻力比为 1.1 ~ 1.3,50 μm 大颗粒的阻力比为 1.1 ~ 1.5,大颗粒的阻力比要大于小颗粒。2 种粒径下,叶片头部和尾部的阻力比大于中部。说明,不考虑湍流强度时,得到的相间阻力偏小,而考虑湍流强度的影响后,相间阻力有所增大;湍流强度对阻力的影响在头部和尾部强于中部。图 8 中阻力比的分布趋势与图 5 中湍

流强度的分布趋势相对应。

图9为2种粒径时,颗粒动态尺度对泥沙扩散系数影响的分布,图中泥沙扩散系数比 κ' 为考虑颗粒动态尺度影响得到的泥沙扩散系数与不考虑颗粒动态尺度影响得到的泥沙扩散系数的比值。为了更清楚地表达泥沙扩散系数比的分布规律,图10给出2种粒径颗粒时,3条流线上的泥沙扩散系数比分布。

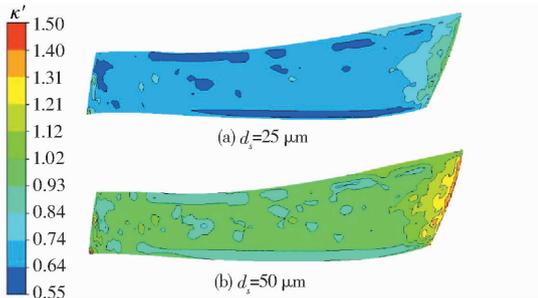


图9 颗粒动态尺度引起的叶片工作面泥沙扩散系数比分布

Fig. 9 Sediment diffusion coefficient ratio distributions caused by particle dynamic scale on blade pressure surface

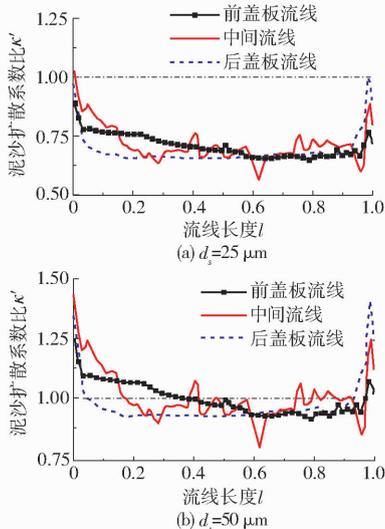


图10 颗粒动态尺度引起的3条流线上泥沙扩散系数比分布曲线

Fig. 10 Sediment diffusion coefficient ratio distributions caused by particle dynamic scale on three streamlines located on blade pressure surface

由图9、10可知,25 μm 颗粒条件下泥沙扩散系数比为0.55~1.00,说明颗粒动态尺度导致颗粒的扩散能力变弱;50 μm 颗粒条件下泥沙扩散系数比为0.75~1.50,头部和尾部大于1.00,中部小于1.00,说明颗粒动态尺度增强了头部和尾部的颗粒的扩散能力,削弱了中部的颗粒扩散能力;大颗粒的泥沙扩散系数比要大于小颗粒,叶片头部和尾部的泥沙扩散系数比大于中部;说明,颗粒动态尺度使泥沙扩散能力在头部和尾部强于中部。

综上所述,湍动尺度效应使相间阻力和泥沙扩散系数在叶片头部和尾部增长较大,而在中部增长较小,使大颗粒的增大大于小颗粒。相间阻力和泥沙扩散系数的改变导致固相体积分数和固相速度分布的变化。下面对叶片工作面的固相体积分数和固相速度分布进行分析。

3.3.2 固相体积分数和固相速度分析

图11为2种粒径下,湍动尺度效应引起的叶片工作面固相体积分数分布变化的情况。

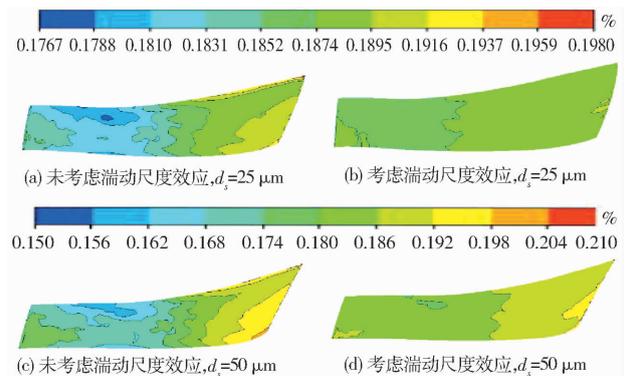


图11 工作面固相体积分数分布

Fig. 11 Calculated solid volume fraction distributions for blade pressure surface

图12、13分别给出了叶片工作面的3条流线上固相体积分数、固相速度变化曲线。为了更清楚地显示固相速度的变化趋势,图13仅给出后半部分流线(l 为0.5~1.0)上的固相速度分布曲线。表3为2种粒径时,湍动尺度效应引起的叶片工作面的固相体积分数最大值和最小值及其差值的变化。

由图11、表3和图12可看出,湍动尺度效应会引起固相体积分数最大值与最小值的范围明显减小;由图12可以看出,2种粒径下,湍动尺度效应会使固相体积分数在叶片头部和尾部的变化远大于中部,而且50 μm 大颗粒的改变值大于25 μm 小颗粒,这是因为,湍流强度对阻力的增大作用,颗粒动态尺度对颗粒周围流体湍流强度的增强作用,使相间阻力和泥沙扩散系数在头部和尾部的增大值明显高于中部,而且50 μm 大颗粒的相间阻力和泥沙扩散系数改变值大于25 μm 小颗粒。

综上所述,湍动尺度效应对双吸离心泵内悬移质颗粒运动具有显著影响,使相间阻力偏大,有利于颗粒的扩散,避免颗粒聚集现象的出现,在叶片头部和尾部的作用强于中部,对大颗粒的作用强于小颗粒。而与图12相对应,图13是相应固相速度的分布,可以看出,湍动尺度效应引起的固相体积分数的改变,导致固相速度相应地变化,只是由于含沙浓度较低,流速较大,固相速度的变化值相对较小。

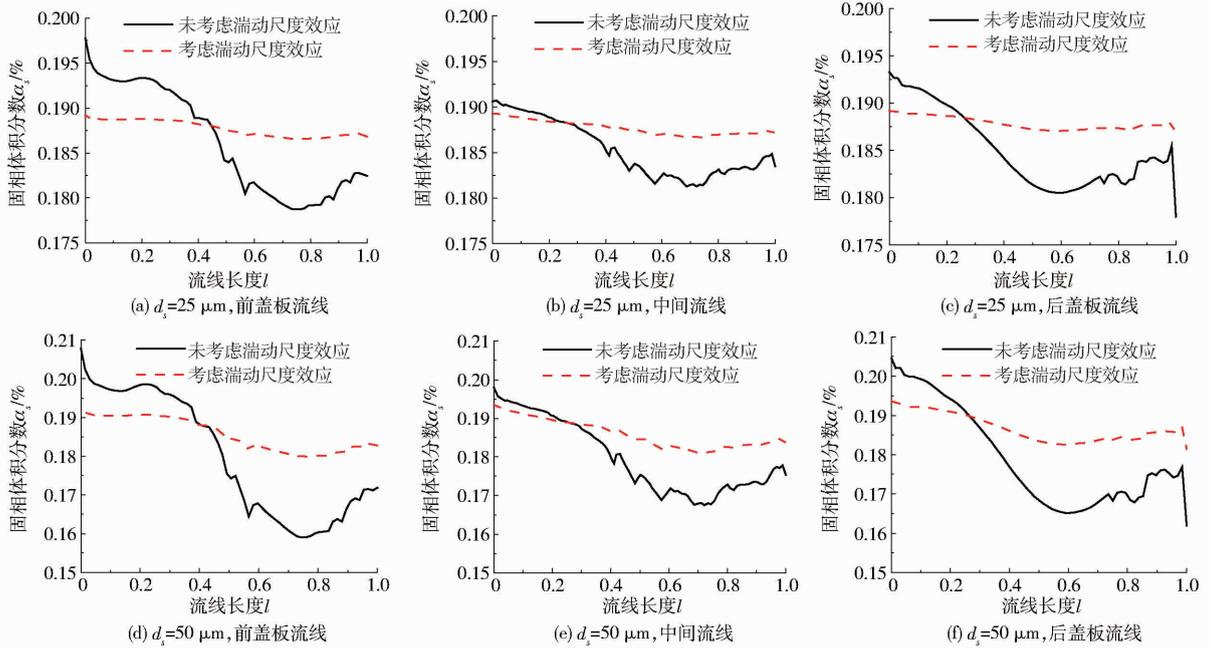


图 12 叶片工作面 3 条流线上固相体积分数分布

Fig. 12 Calculated solid volume fraction distributions of three streamlines located on blade pressure surface

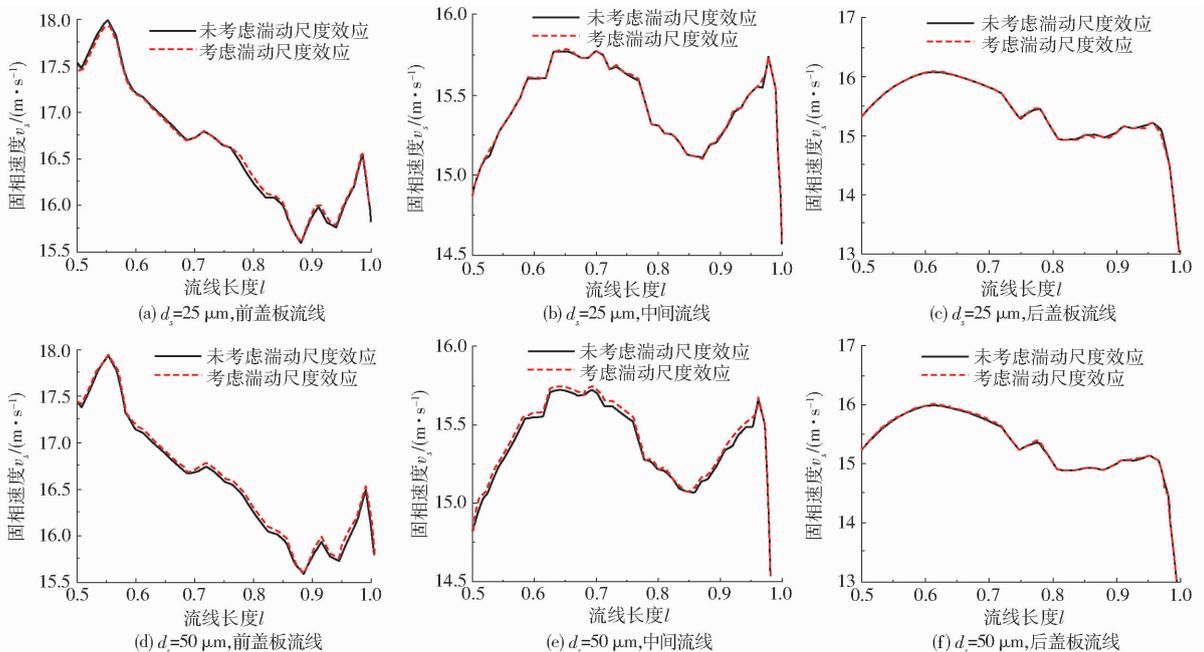


图 13 叶片工作面 3 条流线上固相速度分布

Fig. 13 Calculated solid velocity distributions of three streamlines located on blade pressure surface

表 3 叶片工作面固相体积分数

Tab. 3 Maximum and minimum values of solid volume fraction for blade pressure surface %

粒径 $d_s/\mu\text{m}$	参数	未考虑湍动尺度效应	考虑湍动尺度效应
25	最大值	0.197 780	0.191 040
	最小值	0.177 969	0.185 989
	差值	0.019 811	0.005 051
50	最大值	0.209 841	0.198 717
	最小值	0.158 982	0.178 992
	差值	0.050 859	0.019 725

3.4 叶片磨损特性分析

图 14 给出了 2 种粒径下,叶片工作面磨损率分布,图中还给出了离心泵叶片表面的实际磨损部位、磨损程度和现场磨损情况。叶片表面的实际磨损情况是根据总结现有双吸离心泵的实际磨损情况^[21,24]得到的。表 4 给出了湍动尺度效应引起的叶片工作面最大磨损率的变化情况。

由图 14 可知,2 种粒径下,采用改进算法,即考虑湍动尺度效应所得到的叶片尾部磨损区为块状,

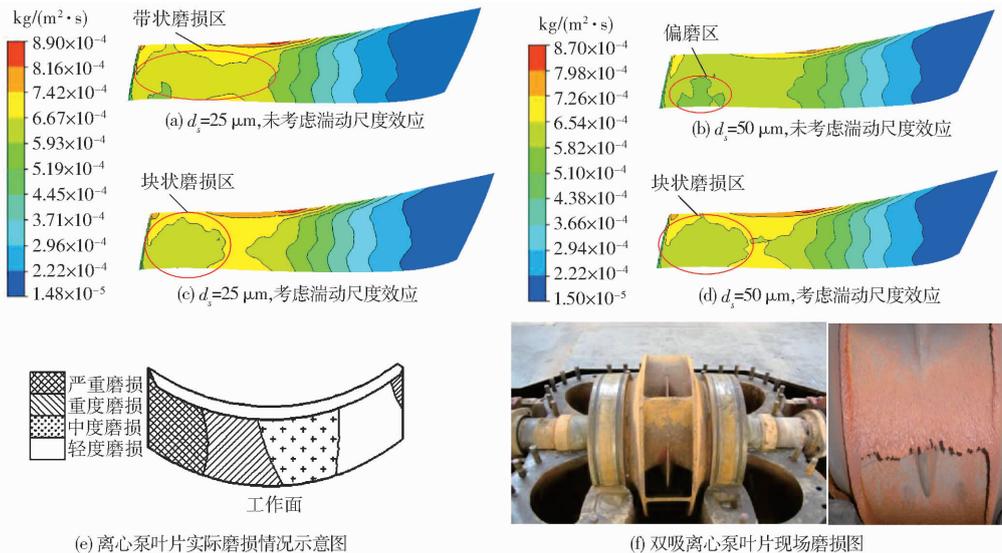


图14 叶片工作面上的磨损率计算结果与实际情况对比

Fig. 14 Calculated erosion ratio distributions for blade pressure surface compared with actual erosion conditions of centrifugal pump blade

表4 叶片工作面磨损率最大值

Tab. 4 Maximum value of erosion ratio for blade pressure surface

粒径 $d_s/\mu\text{m}$	未考虑湍动尺度效应	考虑湍动尺度效应
25	8.723×10^{-4}	8.907×10^{-4}
50	7.977×10^{-4}	8.689×10^{-4}

与实际磨损情况更接近,而采用传统算法,即不考虑湍动尺度效应计算得到的叶片尾部磨损区为带状或局部偏磨状,与实际磨损情况相比有较大偏差。这是因为,在引入湍动尺度效应后,相间阻力增大,提高了颗粒扩散能力,导致磨损计算更加均匀,磨损结果整体上更接近叶片的实际磨损情况,在叶片尾部表现明显。无论在小粒径条件还是大粒径条件下,叶片表面由进口到出口磨损程度逐渐加重,叶片尾部磨损严重;同时,由表4可知,考虑湍动尺度效应后,磨损率的最大值有所增加,即磨损程度稍有增大。

4 讨论

近年来,双吸离心泵的水力设计方法已由传统的经验设计方法转入以流动理论为基础的交替加载设计方法^[25],载荷曲线上主加载点位置与叶片做功方式、水泵汽蚀性能等有直接关系。针对湍动尺度效应在叶片头部和尾部表现强烈,引起固相体积分数在叶片头部和尾部的变化值较大的情况,为了降低双吸离心泵叶片表面最大磨损率、提高磨损均匀度,需要减弱叶片头部和尾部的做功能力。为此,建议在文献[25]给出的交替加载方式基础上,将前加载点后移,后加载点前移。

目前,HVOF工艺喷涂 WC-Ni60 合金粉末涂

层技术、电火花沉积 WC-8Co 合金涂层技术、液体橡胶改性环氧树脂金刚砂涂敷技术和改性聚氨酯复合树脂涂敷技术,是常用的水泵磨损防护技术^[26]。相比于液体橡胶改性环氧树脂金刚砂涂敷技术和改性聚氨酯复合树脂涂敷技术,HVOF 工艺喷涂 WC-Ni60 合金粉末涂层技术和电火花沉积 WC-8Co 合金涂层技术具有涂层与母材结合好、抗磨性能好、涂层厚度小、耐磨寿命长的优点,但是有工艺相对复杂、成本较高的缺点,因此,一般只用于局部磨损严重区域的抗磨防护。通过本文的研究可以发现,叶片工作面尾部占叶片工作面面积 1/4 的区域为严重磨损区,而并非带状区和靠近后盖板的偏磨区,因此,应采用 HVOF 工艺喷涂 WC-Ni60 合金粉末涂层技术和电火花沉积 WC-8Co 合金涂层技术对叶片尾部的局部区域进行重点防护。

此外,大颗粒引起的湍动尺度效应作用强于小颗粒,因此,应该尽量减小大颗粒的体积分数,通过修建沉沙池或增加其他的颗粒过滤设施,来降低过泵泥沙含量,从而间接提高双吸离心泵的抗磨能力。

5 结论

(1) 叶片表面湍流强度在头部和尾部湍流强度较大,可达 6%~10%; 25 μm 小颗粒的颗粒动态尺度均小于 0.1,对周围流体湍流强度具有削弱作用,50 μm 大颗粒条件下的颗粒动态尺度在叶片头部和尾部均大于 0.1,对周围流体湍流强度具有增强作用,叶片头部和尾部的颗粒动态尺度大于中部,大颗粒的大于小颗粒。湍动尺度效应在叶片头部和尾部表现强烈,大颗粒的表现强于小颗粒。

(2) 湍动尺度效应使得固液相间阻力有所增大,有利于颗粒的扩散,避免出现颗粒聚集现象,对大颗粒的作用强于小颗粒,在叶片头部和尾部的作用强于中部,计算得到的固相体积分数最大值与最小值的范围明显减小;湍动尺度效应使得大颗粒的固相体积分数改变值大于小颗粒,固相体积分数在叶片头部和尾部的变化远大于中部。

(3) 湍动尺度效应使叶片表面的严重磨损部位为叶片工作面尾部的块状磨损区,而并非未考虑湍

动尺度效应得到的带状磨损区和靠近后盖板的偏磨区,考虑湍动尺度效应后得到的磨损结果更符合离心泵叶片的实际磨损情况;湍动尺度效应使磨损率稍有增大。

(4) 为了提高双吸离心泵抗磨能力,在水力设计时,叶轮应该采用混合加载方式,并使前加载点后移,后加载点前移;在叶片表面涂层时,可采用如HVOF工艺重点对叶片工作面尾部局部区域进行重点防护。

参 考 文 献

- 侯建邦. 影响尊村引黄提水泵站效益的原因及主要技改措施[J]. 中国农村水利水电, 2002(6):52-53.
- 李玉芷,南彦波,陈希文. 黄河小北干流沿岸泵站技术改造探讨[J]. 水利水电技术,1999,30(10):40-42.
LI Yuzhi, NAN Yanbo, CHEN Xiwen. Study of technique improvement of pump station along Xiaobeiguanliu section of Yellow River[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 1999,30(10):40-42. (in Chinese)
- 钱忠东,王焱,郜元勇. 双吸式离心泵叶轮泥沙磨损数值模拟[J]. 水力发电学报,2012,31(3):223-229.
QIAN Zhongdong, WANG Yan, GAO Yuanyong. Numerical simulation of sediment erosion in double-suction centrifugal pump[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2012,31(3):223-229. (in Chinese)
- CLIFT R, GAUVIN W. Motion of entrained particles in gas streams[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 1971, 49(4):439-448.
- 刘青泉,陈立. 泥沙对水流紊动影响的进一步分析[J]. 水利学报,1997(9):77-82.
LIU Qingquan, CHEN Li. Further analysis of the effect of particles on flow turbulence[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1997(9):77-82. (in Chinese)
- GORE R, CROWE C. Effect of particle size on modulating turbulent intensity[J]. Journal of Multiphase Flow, 1989, 15(2): 279-285.
- 唐学林,余欣,任松长,等. 固-液两相流体动力学及其在水力机械中的应用[M]. 郑州:黄河水利出版社,2006.
- ESMAILI E, MAHINPEY N. Adjustment of drag coefficient correlations in three dimensional CFD simulation of gas-solid bubbling fluidized bed[J]. Advances in Engineering Software, 2011,42(6): 375-386.
- 陈鑫. 水沙两相流紊流数学模型及其在近岸泥沙泥沙运动中的应用[D]. 北京:清华大学,2012.
CHEN Xin. A two-phase turbulent flow model and its application to coastal sediment transport[D]. Beijing: Tsinghua University, 2012. (in Chinese)
- WEN C Y, YU Y H. Mechanics of fluidization[J]. Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1966, 62:100-111.
- 杨猛. 计算流体力学两相流流动的模拟及两相流模型的研究[D]. 天津:天津大学,2005.
YANG Meng. Two-phase flow CFD simulation and its study[D]. Tianjin:Tianjin University, 2005. (in Chinese)
- 张自超,王福军,陈鑫,等. 低浓度固液两相流相间阻力修正模型研究[J/OL]. 农业机械学报,2016, 47(12):92-98, 270. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?file_no=20161213&flag=1. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2016.12.013.
ZHANG Zichao, WANG Fujun, CHEN Xin, et al. Investigation on interphase drag modified model for diluted solid-liquid two-phase flow[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2016, 47(12): 92-98, 270. (in Chinese)
- 李延召. 挟沙水流稳流模型对泥沙扩散系数的影响研究[D]. 北京:清华大学,2008.
LI Yanzhao. Comparing suspended sediment diffusivity formulated with different turbulence models[D]. Beijing: Tsinghua University, 2008. (in Chinese)
- Fluent Inc. FLUENT user's guide[M]. Canonsburg: Fluent Inc., 2015.
- SOKOLICHIN A, EIGENBERGER G. Simulation of buoyancy driven bubbly flow: established simplifications and open questions [J]. Fluid Mechanics and Transport Phenomena, 2004, 50(1): 24-45.
- KIM S, LEE K B, LEE C G. Theoretical approach on the turbulence intensity of the carrier fluid in dilute two-phase flows[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2005, 32(3-4):435-444.
- SHI H B, YU X P. An effective Euler-Lagrange model for suspended sediment transport by open channel flows[J]. International Journal of Sediment Research, 2015, 30(4): 361-370.
- 张自超,陈鑫,王福军,等. 考虑颗粒动态尺度影响的泥沙扩散系数模型建立及应用[J]. 农业工程学报,2016, 32(22): 129-137.
ZHANG Zichao, CHEN Xin, WANG Fujun, et al. Establishment and application of sediment diffusion coefficient model based on influence of particle dynamic scale[J]. Transactions of the CSAE, 2016, 32(22):129-137. (in Chinese)
- RIJN C. Sediment transport, part II: suspended load transport[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1984, 110(11):1626-1638.
- ZHANG Yongli, BRENTON S, SIAMACK A. Improvements of particle near-wall velocity and erosion predictions using a commercial CFD code[J]. Journal of Fluids Engineering, 2009, 131(3):031303.

- 13 刘建瑞, 向宏杰, 刘亮亮, 等. 叶轮几何参数对自吸泵自吸性能影响的数值分析[J]. 中国农村水利水电, 2012(2): 90-93.
LIU Jianrui, XIANG Hongjie, LIU Liangliang, et al. A numerical analysis of the impact of impeller geometric parameters on self-suction performance of self-priming pumps[J]. China Rural Water and Hydropower, 2012(2): 90-93. (in Chinese)
- 14 李红, 徐德怀, 涂琴, 等. 自吸泵启动过程气液两相流动的数值模拟[J]. 农业工程学报, 2013, 29(3): 77-83.
LI Hong, XU Dehuai, TU Qin, et al. Numerical simulation on gas-liquid two-phase flow of self-priming pump during starting period[J]. Transactions of the CSAE, 2013, 29(3): 77-83. (in Chinese)
- 15 李红, 徐德怀, 李磊, 等. 自吸泵自吸过程瞬态流动的数值模拟[J]. 排灌机械工程学报, 2013, 31(7): 565-569.
LI Hong, XU Dehuai, LI Lei, et al. Numerical simulation of transient flow in self-priming centrifugal pump during self-priming period[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2013, 31(7): 565-569. (in Chinese)
- 16 李红, 姜波, 陆天桥. 泵自吸过程气液两相流的可视化试验[J/OL]. 农业机械学报, 2015, 46(8): 59-65. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?file_no=20150810&flag=1. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2015.08.010.
LI Hong, JIANG Bo, LU Tianqiao. Visualization experiment of gas-liquid two-phase flow of pump during self-priming process[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2015, 46(8): 59-65. (in Chinese)
- 17 周云龙, 宋连壮, 周红娟. 基于图像处理的气固流化床中气泡行为的分析[J]. 化工自动化及仪表, 2011, 38(1): 60-64.
ZHOU Yunlong, SONG Lianzhuang, ZHOU Hongjuan. Bubble behavior analysis in gas-solid fluidized bed based on image processing technology[J]. Control and Instruments in Chemical Industry, 2011, 38(1): 60-64. (in Chinese)
- 18 宗思光, 王江安, 王辉华. 光击穿液体空泡特性的高速图像测量[J]. 光学学报, 2009, 29(8): 2197-2202.
ZONG Siguang, WANG Jiang'an, WANG Huihua. Image measure of characters of cavitation bubble by optical breakdown[J]. Acta Optica Sinica, 2009, 29(8): 2197-2202. (in Chinese)
- 19 张建伟, 杨坤涛, 宗思光, 等. 水中气泡运动特性及测量[J]. 红外技术, 2011, 33(4): 219-225.
ZHANG Jianwei, YANG Kuntao, ZONG Siguang, et al. Investigation and measurement of bubble characteristic in waters[J]. Infrared Technology, 2011, 33(4): 219-225. (in Chinese)
- 20 王川, 施卫东, 蒋小平, 等. 基于多目标模糊优化的低比转数多级自吸喷灌泵研究[J/OL]. 农业机械学报, 2016, 47(10): 51-58. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?file_no=20161007&flag=1. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2016.10.007.
WANG Chuan, SHI Weidong, JIANG Xiaoping, et al. Design of low-specific-speed multistage self-priming spray irrigation pump based on multi-objective fuzzy optimization[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2016, 47(10): 51-58. (in Chinese)

(上接第 133 页)

- 21 汪家琼, 蒋万明, 孔繁余, 等. 基于 Particle 模型固液两相流离心泵流场数值模拟[J]. 排灌机械工程学报, 2013, 31(10): 846-850.
WANG Jiaqiong, JIANG Wanming, KONG Fanyu, et al. Numerical simulation of solid-liquid two-phase turbulent flow in centrifugal pump based on Particle model[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2013, 31(10): 846-850. (in Chinese)
- 22 王福军. 流体机械旋转湍流计算模型研究进展[J/OL]. 农业机械学报, 2016, 47(2): 1-14. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?flag=1&file_no=20160201. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2016.02.001.
WANG Fujun. Research progress of computational model for rotating turbulent flow in fluid machinery[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2016, 47(2): 1-14. (in Chinese)
- 23 MESSA V, MALAVASI S. Numerical prediction of dispersed turbulent liquid-solid flows in vertical pipes[J]. Journal of Hydraulic Research, 2014, 52(5): 684-692.
- 24 YANG C, DONG F, CHENG X. Numerical investigation of sediment erosion to the impeller in a double-suction centrifugal pump [C]//6th International Conference on Pumps and Fans with Compressors and Wind Turbines, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2013, 52: 062004.
- 25 王福军, 姚志峰, 杨魏, 等. 双吸离心泵叶轮交替加载设计方法[J/OL]. 农业机械学报, 2015, 46(6): 84-91. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?flag=1&file_no=20150613. DOI: 10.6041/j.issn.1000-1298.2015.06.013.
WANG Fujun, YAO Zhifeng, YANG Wei, et al. Impeller design with alternate loading technique for double-suction centrifugal pumps[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2015, 46(6): 84-91. (in Chinese)
- 26 王志高, 陈星, 何成连. 水泵磨蚀及减阻节能[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2013.