

考虑热力学效应的空化模型修正及其适用性研究

张德胜¹ 万福来¹ 许彬¹ 王超超¹ 施卫东²

(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: 为了研究热力学效应对不同温度水和低温流体空化影响, 针对 Zwart、Merkle 和 Singhal 3 种典型空化模型, 基于 Antoine 方程, 考虑汽化潜热引起的饱和蒸汽压变化以及湍动能对当地汽化压强的影响, 通过 CFX 前处理编辑分别对 3 种空化模型进行了修正, 提出了全新的考虑热力学效应的空化模型。针对不同温度水为介质的 NACA0015 翼型, 分别采用 3 种不同空化模型及修正后的空化模型进行了数值模拟。结果表明, 修正后的 Merkle 模型更加接近实验值。基于修正后的 Merkle 模型, 模拟了不同温度液氮为介质的 HORD 翼型, 并与实验结果进行了对比。研究发现, 考虑热力学效应时, 空化区域产生温度下降、对应饱和压力下降, 致使空化强度减弱, 空穴长度缩短, 当地空化数均大于远场空化数。相比温度为 77.64 K 的工况, 83.06 K 工况下的热力学敏感性更高, 压降更多, 空化受抑制更加明显。

关键词: 空化模型; 翼型; 数值模拟; 热力学效应

中图分类号: TH312 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-1298(2019)02-0138-09

Modification and Validation of Cavitation Model with Considering Thermodynamic Effects

ZHANG Desheng¹ WAN Fulai¹ XU Bin¹ WANG Chaochao¹ SHI Weidong²

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

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

Abstract: During the growth and breakup of cavitation, thermodynamic effects will influence cavitation on water at different temperatures and cryogenic fluid. Combined Antoine equation and considered the change of saturated vapor pressure caused by latent heat of vaporization and impact of turbulent energy turbulence kinetic energy on local vaporization pressure, three kinds of cavitation models (Zwart, Merkle and Singhal) were modified. The hydrofoil NACA0015 at different water temperatures was numerically simulated by using three cavitation models and modified models. The conclusion showed that the simulated result of modified Merkle model was more consistent with experimental data. The HORD hydrofoil at different liquid nitrogen temperatures was numerically simulated based on the modified Merkle model. The results compared with experimental data showed that temperature and corresponding saturated vapor pressure were decreased in the cavity, leading to cavitation intensity decreased, the cavity length shortened and local cavitation number was over far field cavitation number. The liquid nitrogen temperature at 83.06 K compared with it at 77.64 K was more sensitive to thermodynamics, the pressure drop was larger and the cavitation intensity was weaker. The results can provide a new correction method of cavitation model for studying cavitation of water and cryogenic fluids at different temperatures. In addition, the modified cavitation model was of great significance for studying the thermodynamic effects in the cavitation process and it can be applied to cryogenic cavitation in engineering problems.

Key words: cavitation model; hydrofoil; numerical simulation; thermodynamic effects

0 引言

空化是一种包含湍流、多相流、相变、噪声、可压

缩和非定常特性的复杂流动现象^[1-3]。近年来,低温介质的运用促进了低温空化的研究。液化天然气等低温介质已经成为我国能源领域迅猛发展的新型

收稿日期: 2018-08-23 修回日期: 2018-09-29

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51776087)、江苏省重点研发计划项目(BE2016166)、江苏省六大人才高峰高层次人才培养对象项目(HYGC-008)、江苏省“333工程”科研项目(BRA2019039)和江苏省青蓝工程中青年学术带头人培养对象项目

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

产业^[4-5],而其温度为 -160°C 左右,极易导致泵内发生空化现象,这对低温介质的空化性能提出了较高的研究要求。由于大部分空化都发生在常温水中,所以通常假设空化过程为等温过程,而低温流体介质物理属性对温度变化敏感,故热力学效应决定低温流体空化流数值模拟的准确性显著^[6-7]。

在低温流体空化的数值计算和实验研究方面,STEPANOFF等^[8]最早提出了一种B因子理论,用于预测泵中热力学效应对扬程的影响;HORD^[9]以液氮和液氢为介质,做了较为全面系统的低温流体的空化实验,进一步加深了对低温空化特性的认识。CERVONE等^[10]对不同温度水为介质的NACA0015翼形水翼空化开展了一系列实验研究,分析了热力学效应对其空化特性的影响。王巍等^[11]对不同温度水为介质的NACA0066(MOD)翼型开展了翼型表面空化场的流动分析。由于低温流体工作环境的限制,极大增加了实验的难度。近年来,数值计算成为研究低温流体空化的重要手段,HOSANGADI等^[12]采用Merkle空化模型对液氢和液氮绕翼型空化流动进行了模拟计算,但模拟结果与实验对比误差较大。为了提高数值模拟预测精度,TANI等^[13]在B因子理论基础上提出了一种新的空化模型,通过与实验数据相比较确定了空化模型的蒸发凝结系数,使得计算结果较为吻合。国内学者也对低温流体空化做了一些研究^[14-16],评价了不同空化模型对低温空化的数值计算情况,并改进了个别空化模型,使得数值计算结果与实验数据更为接近,但这些研究都是二维翼型的数值模拟计算。因此,本文重点开展三维翼型考虑热力学效应的空化模型改进和验证研究。

本文通过CFX前处理编辑,将3种典型空化模型嵌入CFX软件中,并将水、液氮热传导系数以及饱和蒸汽压强等随温度变化的物性参数引入到求解代码程序。同时考虑空化过程汽化潜热的影响,并在B因子理论的基础上,提出一种空化模型的修正方法。采用原始的和修正的空化模型,计算水及液氮绕翼型的空化流动,并与实验结果进行对比,评估不同空化模型对空化流动的热力学效应的敏感性和修正的空化模型的适用性,为开展低温空化研究提供理论支撑。

1 控制方程与数值方法

1.1 基本方程

对于考虑热力学效应的空化流动问题数值计算的控制方程,除了连续性方程和动量方程外,还包括包含能量源项的能量方程,依次为

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

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

$$\frac{\partial(\rho_m C_p T)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_m u_j C_p T) = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) - \frac{\partial(\rho_m f_v L)}{\partial t} - \frac{\partial(\rho_m u_j f_v L)}{\partial x_j} \quad (3)$$

式中 ρ_m ——混合相密度 p ——压强
 μ ——混合介质的动力黏性系数
 k_{eff} ——热传导系数
 L ——汽化潜热
 C_p ——定压比热容
 f_v ——气相的质量分数
 T ——温度 t ——时间
 x_i —— x 在 i 方向分量
 x_j —— x 在 j 方向分量
 δ_{ij} ——克罗内克函数
 u_i, u_j ——速度在 i, j 方向分量
 μ_t ——湍流粘度

1.2 湍流模型

计算采用了由MENTER^[17]提出的SST $k-\omega$ 两方程湍流模型,公式为

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j k) &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k3}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta' \rho k \omega + P_{kb} \\ \frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j \omega) &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 3}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \\ (1 - F_1) 2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} &+ \alpha_3 \frac{\omega}{k} P_k - \beta_3 \rho \omega + P_{\omega b} \end{aligned} \quad (4)$$

涡黏系数计算公式为

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (6)$$

式中 ρ ——密度 k ——湍动能
 ω ——湍流频率
 $\sigma_{k3}, \sigma_{\omega 2}, \sigma_{\omega 3}, \alpha_3, \beta_3, \beta'$ ——湍流模型常数
 F_1, F_2 ——混合函数
 S ——剪切力张量的常数项
 P_{kb} ——浮力湍动能生成项
 P_k ——粘性力湍动能生成项
 $P_{\omega b}$ ——湍流模型自定义项
 a_1 ——湍流模型常数

湍流模型常数取值参照文献[18]。

1.3 空化模型

空化过程是由热力学与动力学相约束的相变过程,通过建立汽液两相之间质量传输的蒸发源项($\dot{m}^+$)和凝结源项($\dot{m}^-$)的方程来表示两相之间的转换过程,其输运方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_v \rho_v) + \nabla \cdot (\alpha_v \rho_v \mathbf{u}) = \dot{m}^+ - \dot{m}^- \quad (7)$$

式中 $\mathbf{u}$ ——速度矢量

α_v ——气相体积分数

ρ_v ——气相密度

1.3.1 Zwart 空化模型

Zwart 空化模型^[19]是基于单个空泡的生成和发展时空泡体积的变化,基于 Rayleigh - Plesse 空泡生长方程推导出的蒸发源项和凝结源项表达式

$$\dot{m}^+ = F_{\text{vap}} \frac{3\alpha_{\text{nuc}}(1 - \alpha_v)\rho_v}{R_B} \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}} \quad (8)$$

$$\dot{m}^- = F_{\text{cond}} \frac{3\alpha_v \rho_v}{R_B} \sqrt{\frac{2(p - p_v)}{3\rho_l}} \quad (9)$$

式中 R_B ——平均空泡半径,取 1×10^{-6} m

ρ_l ——液相密度 p_v ——气相压力

α_{nuc} ——气核体积分数,取 5×10^{-4}

$F_{\text{vap}}、F_{\text{cond}}$ ——蒸发、凝结系数,取 50、0.01

1.3.2 Merkle 空化模型

Merkle 空化模型^[20]是基于汽液两相流模型,由混合密度导出相间质量传输率,公式为

$$\dot{m}^+ = C_{\text{vap}} \frac{\text{Min}(p - p_v, 0)(1 - \alpha_v)\rho_l \rho_v}{(0.5\rho_l U_\infty^2)\rho_v t_\infty} \quad (p \leq p_v) \quad (10)$$

$$\dot{m}^- = C_{\text{cond}} \frac{\text{Max}(p - p_v, 0)\alpha_v \rho_v}{(0.5\rho_l U_\infty^2)t_\infty} \quad (p > p_v) \quad (11)$$

式中 U_∞ ——参考速度

t_∞ ——参考时间

经验系数 $C_{\text{vap}}、C_{\text{cond}}$ 分别取 1、80。

1.3.3 Singhal 空化模型

Singhal 空化模型^[21]是基于汽液两相流模型,综合考虑了空泡在相变过程中表面张力和非凝结性气体的影响,公式为

$$\dot{m}^+ = C_{\text{vap}} \frac{\sqrt{k}}{\sigma} (1 - f_v - f_g)\rho_l \rho_v \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}} \quad (p \leq p_v) \quad (12)$$

$$\dot{m}^- = C_{\text{cond}} \frac{\sqrt{k}}{\sigma} f_g \rho_l \rho_v \sqrt{\frac{2(p - p_v)}{3\rho_l}} \quad (p > p_v) \quad (13)$$

式中 f_g ——非凝结气体的质量分数,取 10^{-8}

σ ——液体表面张力系数

经验系数 $C_{\text{vap}}、C_{\text{cond}}$ 分别取 0.02、0.01。

1.4 空化模型的修正方法

在上述空化模型中,通常认为质量传输只由液相和气相的压力差来驱动,但在高温水和低温液体中,发生空化时,液体汽化吸收汽化潜热,导致空泡附近液体温度降低,从而形成空泡外的薄液体边界层,假设泡内的气体温度是均匀的,其压力等于饱和压力,温度等于饱和压力对应下的饱和温度^[13],由于热力学边界层的存在,泡内和泡外形成了一温度差 ΔT ,则相变的热平衡公式为

$$\rho_v v_v L = \rho_l v_l C_{pl} \Delta T \quad (14)$$

式中 $v_v、v_l$ ——气相、液相的体积质量流量

C_{pl} ——液相的定压比热容

B 因子方法^[22]及理想气液混合时 B 因子的表达形式为^[23]

$$B = \frac{v_v}{v_l} = \frac{\alpha_v}{1 - \alpha_v} \quad (15)$$

式中 B ——无量纲因子

国内外化工行业常用的纯液体饱和蒸汽压的三参数方程 Antoine 方程^[24]为

$$\lg p_{\text{sat}} = a - b/(T + c) \quad (16)$$

式中 $a、b、c$ ——Antoine 常数,取值参照文献[23]

p_{sat} ——液相饱和蒸汽压力

假定空泡周围热力学状态保持为饱和状态,则可得由于潜热传递而形成的局部饱和蒸汽压的变化 Δp_L ,其公式为

$$\Delta p_L = - \frac{\alpha_v}{1 - \alpha_v} \frac{\rho_l L}{\rho_v C_{pl}} \frac{dp_{\text{sat}}}{dT} = - \frac{\alpha_v}{1 - \alpha_v} \frac{\rho_l L}{\rho_v C_{pl}} \frac{bp_{\text{sat}}}{(T + c)^2 \lg e} \quad (17)$$

除此之外,研究表明湍动能对空化产生重要的影响^[24],采用文献[24]中所提出的方法来计算湍动能 k 对当地汽化压强的影响,其公式为

$$\Delta p_{\text{turb}} = 0.195 \rho_m k \quad (18)$$

式中 Δp_{turb} ——湍动能引起的压力变化量

基于以上分析,可对 1.3 节中 3 个空化模型中蒸发源项和凝结源项就考虑热力学效应的影响进行修正,从而可得

$$p_v = p_{\text{sat}} + \Delta p_L + \Delta p_{\text{turb}} \quad (19)$$

2 不同温度水的空化流数值模拟

2.1 计算区域及边界条件

为了评估各空化模型的热力学修正效果,首先对以不同温度水为介质的 NACA0015 翼形的空化流场进行了模拟计算,并与 CERVONE 等^[10]的实验值进行比较。翼型尺寸与计算域选取与实验条件保持一致,如图 1 所示。设置边界条件:进口给定速度与

温度,出口为平均静压;壁面为无滑移绝壁面条件。为更准确地计算空化流场,采用结构网格,并在翼型近壁面区域进行网格加密,使分子到最近壁面的无量纲距离 y^+ 为 10 ~ 50 之间,大多数学者认为 y^+ 值不超过 60^[25],则计算 y^+ 值满足壁面函数要求,如图 2 所示。为了对计算所用网格进行验证,本文选取了 3 套网格,分别模拟计算了无空化流场,如图 3a 所示。所得压力系数 p_c 与实验值^[10] 进行对比验证,其中 L_c 为翼型长度百分数。可知计算所得压力系数与实验较为接近,如图 3b 所示,并考虑计算经济性,选取方案 2 进行后续的计算。不同方案的网格信息如表 1 所示,计算工况见表 2。

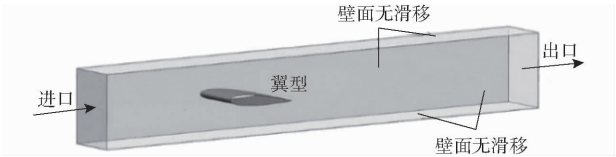


图 1 三维水体模型及边界条件

Fig. 1 Schematic of 3D model with water and boundary conditions of cases

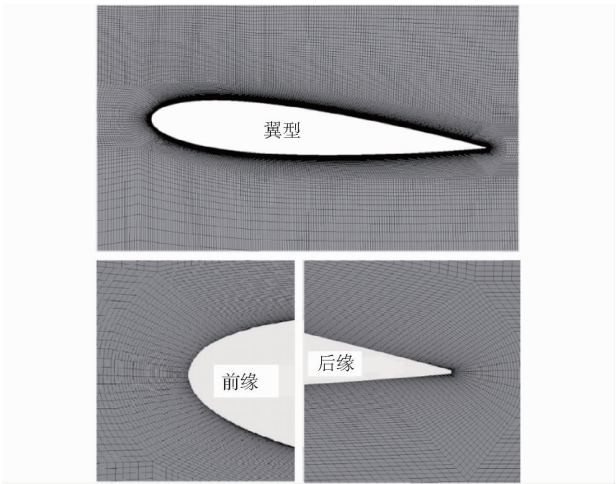


图 2 NACA0015 翼型网格分布

Fig. 2 Grids distribution near NACA0015 hydrofoil

计算中采用的无量纲参数为无穷远处空化数 σ_∞ 、当地空化数 σ_c 、压力系数 p_c 、当地空化数与无穷远处空化数之差 σ ,分别定义为

$$\sigma_\infty = \frac{p_{out} - p_v(T_\infty)}{0.5\rho_l u_{in}^2} \tag{20}$$

$$\sigma_c = \frac{p_{out} - p_v(T_c)}{0.5\rho_l u_{in}^2} \tag{21}$$

$$p_c = \frac{p - p_{out}}{0.5\rho_l u_{in}^2} \tag{22}$$

$$\sigma = \sigma_c - \sigma_\infty \tag{23}$$

式中 p_{out} ——无穷远处压力
 T_∞ ——无穷远处温度
 u_{in} ——进口速度 T_c ——当地温度

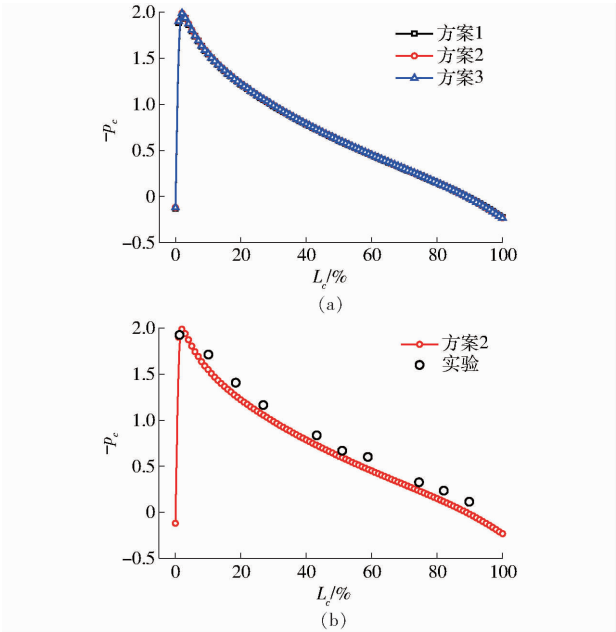


图 3 NACA0015 网格无关性验证

Fig. 3 Verification of NACA0015 mesh independence

$p_v(T_c)$ ——温度为 T_c 时的饱和蒸气压力
 $p_v(T_\infty)$ ——温度为 T_∞ 时的饱和蒸气压力

表 1 网格信息

Tab. 1 Information of different grids

方案	网格节点数	最小角度	最大宽高比	最小质量
1	1 138 840	46. 08	145	0. 72
2	2 847 100	46. 08	56. 1	0. 72
3	4 555 360	46. 08	34. 8	0. 72

表 2 不同温度水空化数值模拟边界条件

Tab. 2 Boundary conditions of numerical simulation about cavitation in water at different temperatures

介质	温度 T_∞ /K	进口速度 $u_{in}/(m \cdot s^{-1})$	出口压力 p_{out}/Pa	空化数 σ_∞
水	298	8	51 025. 0	1. 5
水	323	8	59 768. 0	1. 5
水	343	8	78 110. 4	1. 5

2. 2 计算结果与讨论

为了分析修正空化模型在不同温度水中空化数值模拟中的应用情况,分别运用 1. 4 节中考虑热力学效应修正的 Zwart、Merkle 及 Singhal 3 种空化模型,并对 298、323、343 K 温度水绕 NACA0015 翼型空化进行了数值模拟研究,并与实验^[8] 所得翼型吸力面的压力系数分布进行对比分析,如图 4 所示。结果表明,在 3 种温度下,修正前后 Singhal 模型及 Zwart 模型模拟所得翼型吸力面压力系数分布无明显差别。温度为 298 K 和 323 K 时,水的热力学效应比较稳定,压力随温度变化梯度较小,3 种空化模型修正前后的模拟结果差异较小。而修正的 Merkle

模型在水温为 343 K 所模拟的结果表现出较强的修正效果,修正前后有较明显差别。修正 Merkle 模型数值模拟得到的翼型吸力面低压区范围较之未修正前的模拟结果均有所增加,对应压力有所降低,并随温度的增加,降低得越多,体现出不同温度水中空化

吸收潜热,引起饱和蒸汽压强不同程度降低的热力学效应作用,且越靠近临界温度,其敏感度越高。而同时对应空穴闭合区压力变化梯度均明显增大,且随温度的增加,其压力变化梯度也随之增大,从而更加接近于实验值。

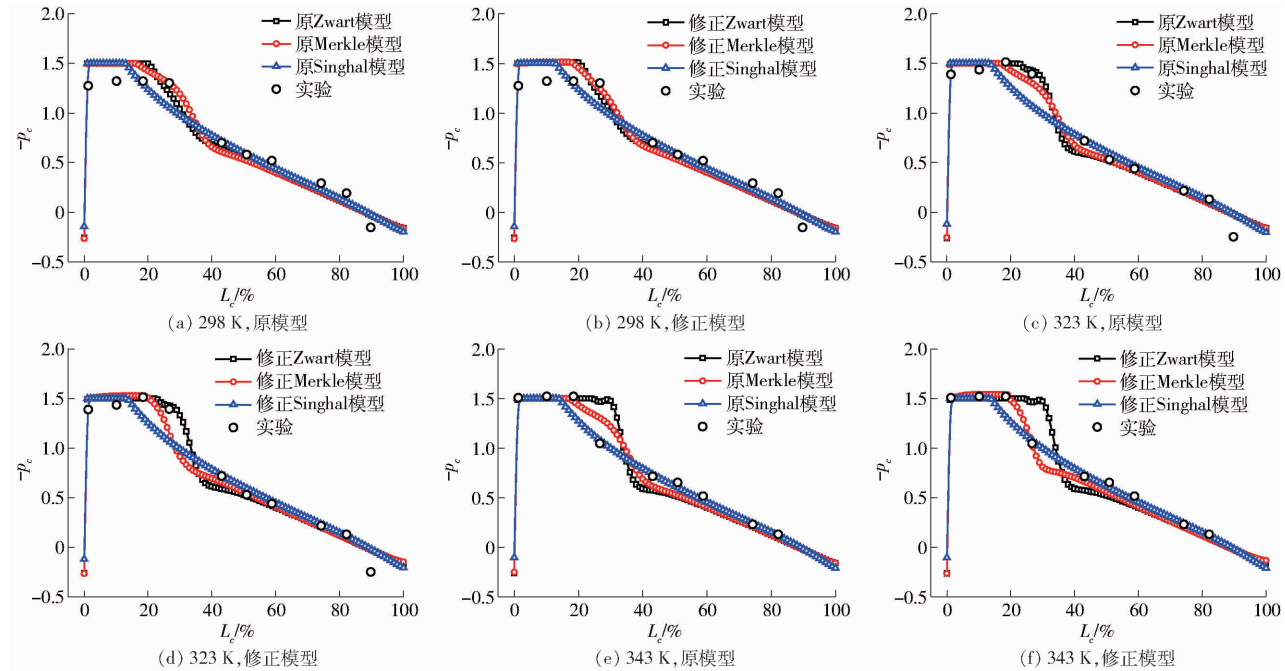


图 4 不同温度下不同修正空化模型模拟得到的 NACA0015 翼型吸力面压力系数分布

Fig. 4 Pressure coefficient distribution on suction surface of NACA0015 hydrofoil

3 不同温度液氮的空化流数值模拟

3.1 计算区域及边界条件

HORD^[9] 针对不同温度液氮绕水翼空化进行了

较为全面系统的低温流体空化实验研究,其实验段及水翼结构如图 5 和图 6 所示。

通过三维造型生成与实验所对应三维水翼,并根据实验中实验段的尺寸进行了实验流道的建模。

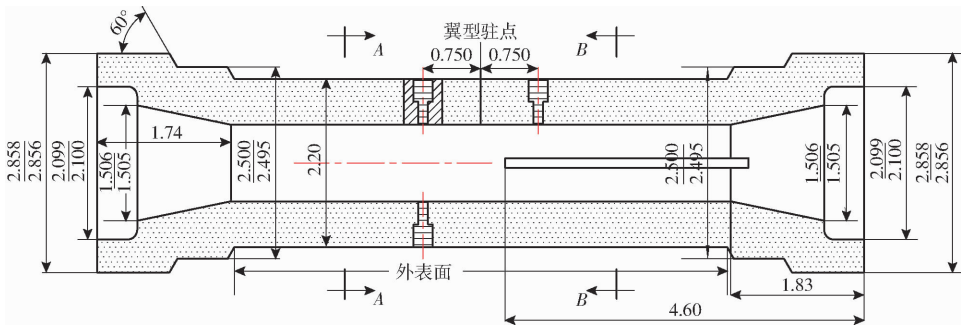


图 5 实验段结构

Fig. 5 Test section structure

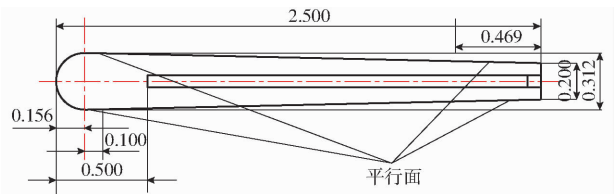


图 6 HORD 水翼结构图

Fig. 6 Diagram of hydrofoil structure

同时由于其对称性结构,在数值模拟过程中可进行对称边界条件的设置,故只构建了一半的对称水体

模型。三维对称水体模型结构如图 7 所示。考虑与实验的一致性,进口设置为压力进口,其静压与实验对应进口压力相一致,来流温度根据实验进口所测的温度来设置;出口设置为速度出口,其速度与实验保持一致,边界条件如表 3 所示。为精准地模拟计算空化流场,在 ICEM 软件中进行六面体结构网格的划分,考虑到水翼前缘的圆头形状的影响,采用 C 型结构化网格,在水翼近壁面区域进行网格加密如图 8 所示。选取 3 套网格计算液氮温度 83.06 K 时

翼型表面压力系数分布情况,如图 9a 所示,各方案网格信息如表 4 所示。模拟所得压力系数与实验值^[9]进行比较,如图 9b 所示。考虑数值计算的准确性与经济性,选择方案 2 作为后续模拟计算网格。

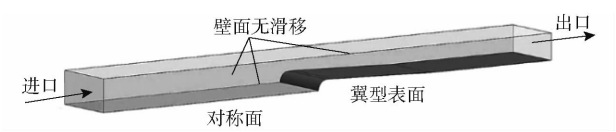


图 7 三维对称水体模型及边界条件

Fig.7 Schematic of symmetrical 3D model with water and boundary conditions of cases

3.2 计算结果与讨论

为了分析不同空化模型在低温流体空化数值模拟中的应用情况,分别运用 Zwart、Merkle 及 Singhal

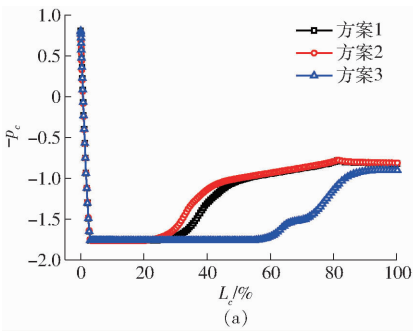


表 3 不同液氮中空化数值模拟边界条件
Tab.3 Boundary conditions of numerical simulation about cavitation in nitrogen at different temperatures

介质	温度 T_{∞} /K	进口压力 p_{in} /kPa	出口速度 $u_{out}/(m \cdot s^{-1})$
液氮	83.06	568.35	29.85
液氮	77.64	513.75	29.97

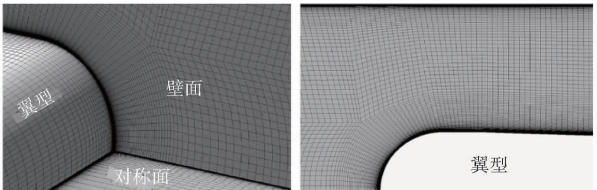


图 8 HORD 翼型网格分布

Fig.8 Grids distribution near HORD hydrofoil

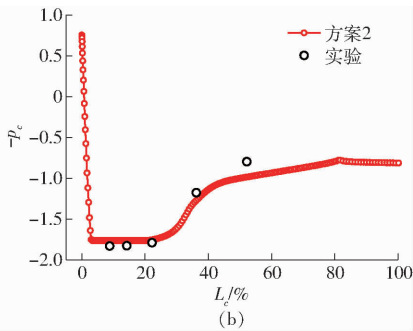


图 9 HORD 翼型网格变化

Fig.9 Changes of HORD hydrofoil mesh

表 4 网格信息
Tab.4 Information of grids

方案	网格节点数	最小角度	最大宽高比	最小质量
1	3 254 096	53.46	292	0.804
2	3 882 656	53.46	294	0.804
3	4 861 056	53.46	292	0.804

空化模型,采用等温 isothermal 的流场热传输模式,分别对 83.06、77.64 K 两种不同温度液氮绕水翼的空化进行数值计算模拟研究,并与 HORD 的实验数据^[9]进行对比分析,所得水翼表面的压力分布如图 10 所示。在两种液氮中,3 种模型模拟所得低压区压强保持为对应远场温度下的饱和蒸汽压强不

变,且均大于实验值,说明液氮中热力学效应明显,不容忽视,其中空化与常温水中不同,不能假设为等温过程。而模拟所得低压区范围差异较大,Merkle 模型模拟结果较为接近实验值,而 Zwart 模型与 Singhal 模型两者模拟结果相近均偏离实验值较多,过多地预测了低压区即空化区域的范围。

综合上述分析可知,Merkle 模型在低温流体空化数值模拟中有较好的可行性,其与实验吻合度较为接近。为了分析修正空化模型在不同温度液氮空化数值模拟中的应用情况,运用考虑热力学效应修正的 Merkle 模型,分别对 83.06、77.64 K 两种不同温度液氮绕水翼的空化进行数值计算模拟,并与实

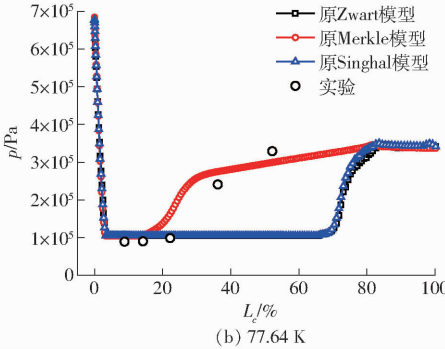
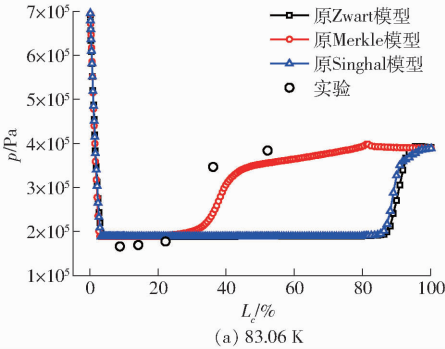


图 10 空化模型模拟所得 HORD 水翼表面的压力分布

Fig.10 Pressure distribution on surface of HORD hydrofoil with different cavitation models

验数据进行对比分析,所得水翼表面的压力分布如图 11 所示。结果表明,修正前后 Merkle 模型所模拟的结果有较明显差别,修正的 Merkle 模型模拟所得水翼表面低压区范围较之未修正前的模拟结果均有所减小,低压区压力有所降低,且 83.06 K 中降低

量较 77.64 K 下更多,使得两者模拟结果更加吻合实验低压区压力,这体现出低温流体中空化吸收潜热,引起饱和蒸汽压强不同程度降低的热力学效应作用,也进一步说明了越靠近其临界温度,其敏感度越高。

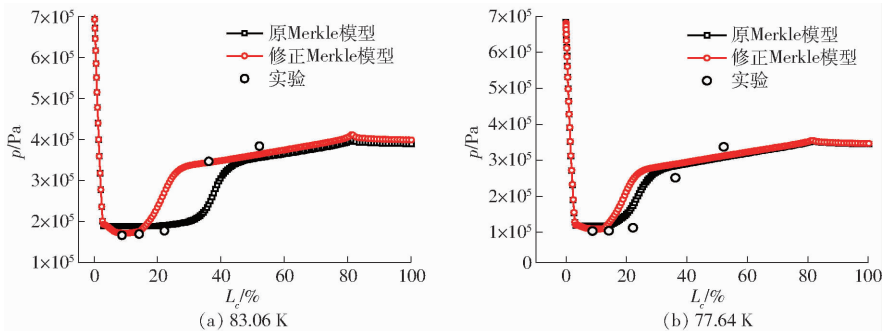


图 11 修正空化模型数值模拟所得 HORD 水翼表面的压力分布

Fig. 11 Pressure distribution on surface of HORD hydrofoil with modified cavitation model

采用考虑热力学效应修正及等温模式的 Merkle 模型模拟所得蒸汽体积分数分布情况,如图 12 所示,图中 y 轴表示翼型绝对尺寸, x 轴表示翼型相对尺寸。结果表明,等温模式下,无热力学效应作用,空穴区域内的压强恒定为对应远场温度下的饱和蒸汽压强,并且 83.06 K 中对应远场空化数为 1.706,

而 77.64 K 中为 1.765,故在 83.06 K 中的空化区域大于 77.64 K 的,其空穴长度明显较长。而考虑热力学效应时,局部的温降,导致饱和蒸汽压强的降低,从而降低了空化强度,使得空化区域的蒸汽体积分数减小,空穴长度明显缩短。

根据当地空化数 σ_c 的定义,为了更好地表征热

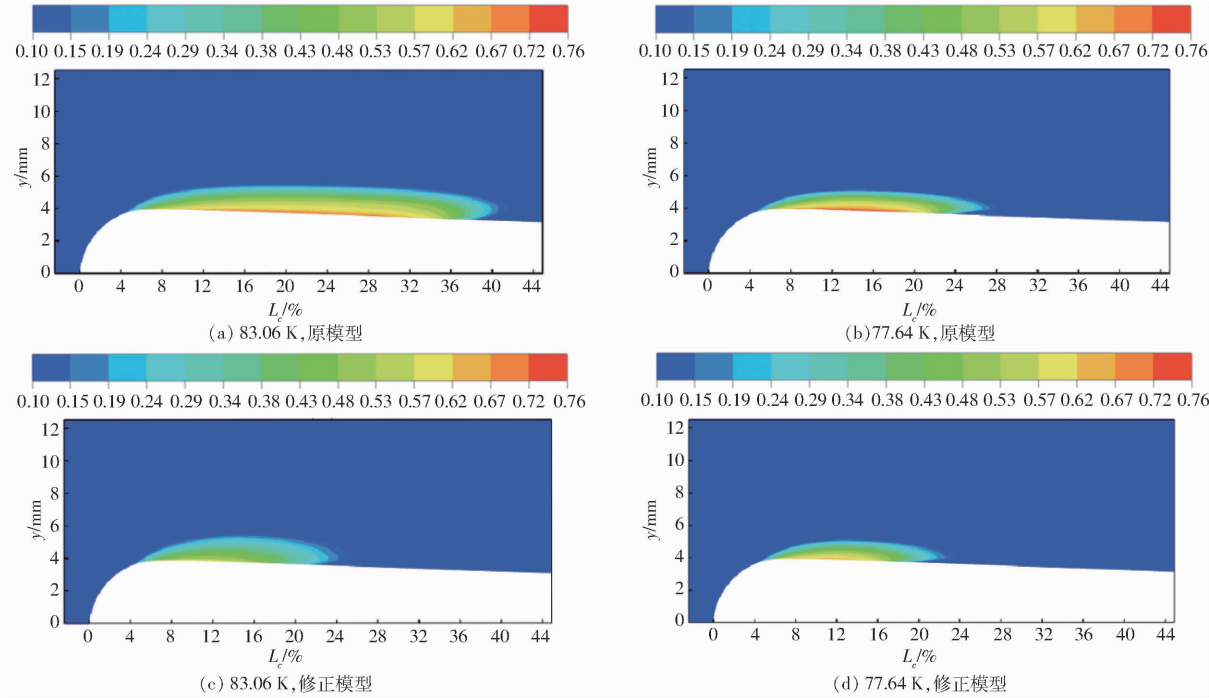


图 12 不同液氮中模拟所得 HORD 水翼表面蒸汽体积分数云图

Fig. 12 Vapour volume fraction on surface of HORD hydrofoil simulated in different liquid nitrogen

力学效应在低温流体空化中的影响,计算了两种液氮中,修正 Merkle 模型模拟所得空化流场的当地空化数与无穷远处空化数之差 σ 分布情况,如图 13 所示。考虑热力学效应时,当地空化数最大的区域与最大压降区、最大温降区相对应,都在空化核心区域,其当地空化数均大于相应的远场空化数,由此与

等温模式下相比,考虑热力学效应时的空化强度降低。

4 结论

(1) 采用 Zwart、Merkle 及 Singhal 共 3 种空化模型及对应修正后的空化模型,分别对 3 种温度水进

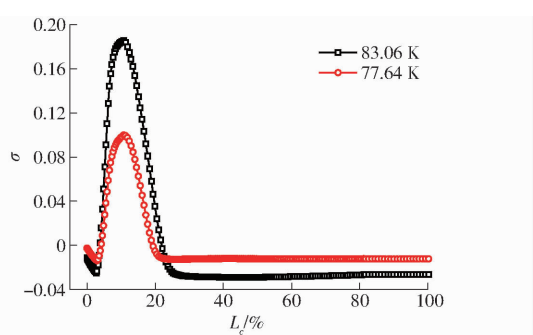


图 13 不同液氮中模拟所得 HORD 水翼表面 σ 分布云图

Fig.13 Distribution nephogram of σ on surface of HORD hydrofoil simulated in different liquid nitrogen

行数值模拟,并与实验进行对比,结果表明修正的 Merkle 模型能更好地体现热力学效应对空化的影响。

(2)采用 3 种空化模型分别数值模拟 83.06、77.64 K 两种液氮绕水翼空化流场,并与实验数据

进行了对比,发现 Merkle 模型数值模拟结果与实验值较为接近,适用性相对较强。考虑热力学效应修正的 Merkle 空化模型,对两种不同温度液氮中空化进行了数值模拟研究,并与实验所得水翼表面压力分布数据进行对比分析,再次验证了修正空化模型的适用性及空化模型修正方法在低温流体空化数值模拟中的可行性。

(3)在修正 Merkle 模型数值模拟结果的基础上,与等温模式的数值模拟结果相对比,其空化区域由于温降的产生,使得对应饱和蒸汽压强有所降低,致使空化强度减弱,空穴长度缩短,当地空化数均大于远场空化数。且相比 77.64 K,83.06 K 的温度较高,对于热力学效应的敏感性更高,其空化区域较多的压降使其热力学效应更显著,空化受到抑制作用更明显,空穴缩短更多,空化区域蒸汽体积分数降低更多。

参 考 文 献

[1] 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. Research and development of unsteady cavitation flow[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering,2018,36(1): 1-14. (in Chinese)

[2] 朱明明,黄彪,王国玉,等. 非定常空化流致噪声的数值模拟[J]. 排灌机械工程学报, 2017,35(11):19-26.
ZHU Mingming, HUANG Biao, WANG Guoyu, et al. Numerical investigation on noise induced by unsteady cavitating flow over hydrofoil[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2017,35(11):19-26. (in Chinese)

[3] 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.jcsam.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)

[4] 浦晖,陈杰. LNG-FPSO 液化工艺方案比选研究[J]. 制冷技术, 2011,31(4): 31-34.
PU Hui, CHEN Jie. Study on comparative selection of LNG-FPSO liquefaction process schemes[J]. Refrigeration Technology, 2011, 31(4): 31-34. (in Chinese)

[5] 葛铁群,章学来,赵兰,等. LNG 冷能的梯级利用[J]. 制冷技术, 2006,26(3): 14-16.
GE Yiqun, ZHANG Xuelai, ZHAO Lan, et al. Cascade utilization of LNG cold energy[J]. Refrigeration Technology, 2006, 26(3): 14-16. (in Chinese)

[6] TSENG C C, WEI Yingji, WANG Guoyu, et al. Modeling of turbulent, isothermal and cryogenic cavitation under attached conditions[J]. Acta Mechanica Sinica, 2010, 26(3): 325-353.

[7] 马相孚. 低温流体空化特性数值研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2013.
MA Xiangfu. Numerically study on cavitation flow of cryogenic fluids[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013. (in Chinese)

[8] STEPANOFF A J, STAHL H A. Thermodynamic aspects of cavitation in centrifugal pumps[J]. Journal of Basic Engineering, 1956, 78(8): 1691-1693.

[9] HORD J. Cavitation in liquid cryogen II-hydrofoil; NASA contractor report; CR-2156[R]. Washington, DC: NASA, 1973.

[10] CERVONE A, BRAMANTI C, RAPPOSELLI E, et al. Thermal cavitation experiments on a NACA 0015 hydrofoil[J]. Journal of Fluids Engineering, 2006, 128(2): 953-956.

[11] 王巍,林茵,王晓放,等. 高温条件下热力学效应对空化的影响[J]. 排灌机械工程学报, 2014,32(10): 835-839.
WANG Wei, LIN Yin, WANG Xiaofang, et al. Thermodynamics effect on cavitation for high temperature water[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2014,32(10): 835-839. (in Chinese)

[12] HOSANGADI A, AHUJA V, UNGEWITTER R J, et al. Analysis of thermal effects in cavitating liquid hydrogen inducers[J]. Journal of Propulsion and Power, 2007, 23(6): 1225-1234.

[13] TANI N, TSUDA S, YAMANISHI N. Development and validation of new cryogenic cavitation model for rocket turbopump inducer[C]//7th International Symposium on Cavitation, 2009.

[14] 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), 2010,2(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), 2010,2(2): 262-265. (in Chinese)

- [15] 张瑶, 罗先武, 许洪元, 等. 热力学空化模型的改进及数值应用[J]. 工程热物理学报, 2010, 31(10): 1671–1674.
ZHANG Yao, LUO Xianwu, XU Hongyuan, et al. The improvement and numerically applications of a thermodynamic cavitation model[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2010, 31(10): 1671–1674. (in Chinese)
- [16] 时素果, 王国玉. 一种修正的低温流体空化流动计算模型[J]. 力学学报, 2012, 44(2): 269–277.
SHI Suguo, WANG Guoyu. A modified Kubota cavitation model for computations of cryogenic cavitation flows[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, 44(2): 269–277. (in Chinese)
- [17] MENTER F R. Improved two-equation k-omega turbulence models for aerodynamic flows[R]. NASA STI/Recon Technical Report N, 1992: NASA TM–103975.
- [18] STRELETS M. Detached eddy simulation of massively separated flows[J]. AIAA Journal, 2001: AIAA 2001–0879.
- [19] ZWART P J, GERBER A G, BELAMRI T. A two-phase flow model for predicting cavitation dynamics[C] // ICMF 2004 International Conference on Multiphase Flow, 2004: Paper No. 152.
- [20] MARKLE C L, FENG J, BUELOW P E O. Computational modeling of dynamics of sheet cavitation[C] // Proceedings of the 3rd International Symposium on Cavitation, 1998: 307–313.
- [21] SINGHAL A K, LI H Y, ATHAVALA M M. Mathematical basis and validation of the full cavitation model[C] // ASME FEDSM.01, 2001.
- [22] MOORE R D, RUGGERI R S. Method for prediction of pump cavitation performance for various liquids, liquid temperatures, and rotative speeds[R]. NASA Technical Note, 1969: NASA TN D–5292.
- [23] 姚允斌. 物理化学手册[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 1986.
- [24] SINGHAL A, ATHAVALA M. Mathematical basis and validation of the full cavitation model[J]. ASME Journal of Fluids Engineering, 2002, 124(3): 617–624.
- [25] ANDERSON B H, BENSON T J. Numerical solution to the glancing sidewall oblique shock wave/turbulent boundary layer interaction in three-dimension[C] // 21st Aerospace Sciences Meeting, 1983.

(上接第 137 页)

- [8] 汤跃, 赵进, 陈超. 基于 ADAMS 的垂直摇臂式喷头多体动力学建模与优化[J]. 农机化研究, 2016, 38(9): 28–32.
TANG Yue, ZHAO Jin, CHEN Chao. Dynamic simulation and optimization of vertical impact drive sprinkler by considering friction coefficient [J]. Journal of Agricultural Mechanization Research, 2016, 38(9): 28–32. (in Chinese)
- [9] 汤攀, 李红, 陈超, 等. 考虑工作压力的垂直摇臂式喷头可调结构参数优化与试验[J]. 农业工程学报, 2016, 32(20): 99–105.
TANG Pan, LI Hong, CHEN Chao, et al. Optimization and experiment of adjustable structural parameters for vertical impact sprinkler with working pressure [J]. Transactions of the CSAE, 2016, 32(20): 99–105. (in Chinese)
- [10] 李扬帆. 多因素下全射流喷头射程计算模型及试验[J]. 排灌机械工程学报, 2018, 36(8): 685–689.
LI Yangfan. Theoretical model and experiment on fluidic sprinkler wet radius under multi-factor [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2018, 36(8): 685–689. (in Chinese)
- [11] 朱兴业, 袁寿其, 李红. 全射流喷头与摇臂式喷头的对比试验[J]. 农业机械学报, 2008, 39(2): 70–73.
ZHU Xingye, YUAN Shouqi, LI Hong. Compared experiments between complete fluidic and impact sprinkler [J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2008, 39(2): 70–73. (in Chinese)
- [12] 刘俊萍. 喷灌系统变量喷洒理论与试验研究[D]. 镇江: 江苏大学, 2012.
LIU Junping. Theoretical and experimental study on variable spraying in sprinkler irrigation system [D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2012. (in Chinese)
- [13] 王新坤. 一种双喷嘴射流喷头及喷洒方法: CN105944856A [P]. 2016–09–21.
- [14] 沈艳宁, 袁寿其. 复合叶轮离心泵数值模拟正交试验设计方法[J]. 农业机械学报, 2010, 41(9): 22–26.
SHEN Yanning, YUAN Shouqi. Orthogonal test design method based on numerical simulation for non-overload centrifugal pump with complex impeller [J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2010, 41(9): 22–26. (in Chinese)
- [15] 陈达亮, 王东. 基于正交试验法的离合器动力学模型优化[J]. 机械工程与自动化, 2018(4): 160–162.
CHEN Daliang, WANG Dong. Clutch dynamic model optimization based on orthogonal experiment method [J]. Mechanical Engineering & Automation, 2018(4): 160–162. (in Chinese)
- [16] 高世凯. 射流振荡三通与滴灌毛管脉冲特性研究[D]. 镇江: 江苏大学, 2013.
GAO Shikai. Study on jet-oscillation tee and pulsed performance of drip irrigation laterals [D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2013. (in Chinese)
- [17] HENRI C. Device for deflecting a stream of elastic fluid projected into an elastic fluid; US 2052869A [P]. 1936–09–01.
- [18] 汤攀, 李红. 比例施肥泵驱动活塞受力分析及内部流动模拟与试验[J]. 农业工程学报, 2017, 33(23): 93–98.
TANG Pan, LI Hong. Force analysis of drive piston and simulation and experiment of internal flow for proportional fertilizer pump [J]. Transactions of the CSAE, 2017, 33(23): 93–98. (in Chinese)
- [19] 曹卫东, 刘光辉, 刘冰. 两级离心泵径向导叶水力优化[J]. 排灌机械工程学报, 2014, 32(32): 663–668.
CAO Weidong, LIU Guanghui, LIU Bing. Hydraulic optimization of radical guide vanes in two-stage centrifugal pump [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2014, 32(32): 663–668. (in Chinese)
- [20] 蒋定生. 摇臂式喷头设计原理[M]. 北京: 水利出版社, 1981: 39–76.
- [21] GB/T 7867—1997 旋转式喷头[S]. 1997.