

两种空化模型计算二维水翼空化流动研究

刘 艳^{*1}, 赵鹏飞², 王晓放¹

(1. 大连理工大学 能源与动力学院, 辽宁 大连 116024;

2. 大连理工大学 船舶工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 采用混合多相流模型和空化模型对攻角为 6.5° 的 NACA66 型二维水翼的空化流动进行数值研究. 使用 Singhal 全空化模型 (FCM) 和 Zwart-Gerber-Belamri (Z-G-B) 空化模型, 以实验数据为基准, 对这两种空化模型得到的翼型表面压力分布系数和升、阻力系数以及流场结构进行了比较和分析, 结果表明: FCM 中, 不凝结气体质量分数对计算结果影响较大, 空化区长度随着不凝结气体质量分数的减小而变小; Z-G-B 空化模型中, 蒸发系数和凝结系数对结果有较大影响. 总体说来, 通过选取合理的经验系数, 两种空化模型都给出了令人满意的空化流动结果.

关键词: 二维水翼; 空化模型; 空化流; 数值模拟

中图分类号: O351.2 **文献标志码:** A

0 引言

空化现象常发生在高速旋转运行的水利机械中, 如各种泵、螺旋桨及高速艇水翼. 当流场内某处的局部压力低于液体工作温度所对应的汽化压力时, 该处液体就会汽化, 接着生成气泡, 气泡生长直至溃灭, 这种现象称为空化现象. 该过程涉及相变、质量传输、可压缩性以及流动非定常^[1], 因此, 空化是一种非常复杂的流动现象, 对水利机械的工作性能会产生很大的影响.

传统上研究空化的方法是模型试验. 模型试验需要有空化水洞. 该设施投资大, 周期长. 近年来, 随着计算流体力学的发展, 数值研究空化现象因经济性好、周期短和不受设备限制而受到了研究者们越来越多的关注. 空化研究属于多相流计算范畴. 在多相流理论中, 气相或液相的质量分数或体积分数通过组分方程或代数方法获得. 如果使用组分方程, 那么不同相之间的流体质量传递通过方程的源项加以考虑. 绝大多数空化流动计算中都视工质为单一混合介质, 这便是混合多相流模型中混合的含义.

空化流动计算的关键是确定汽(气)、液相之间

质量交换量的数学模型. Kubota 等^[2~4]及 Zwart 等^[5]先后提出了不同的空化模型. 这些模型都是基于气泡动力学 Rayleigh-Plesset 方程推导而来且都获得了不同程度的应用. 商业软件 FLUENT 6.2 中使用 Singhal 完全空化模型 (FCM), ANSYS CFX 11 采用的是 Zwart-Gerber-Belamri (Z-G-B) 空化模型. Huang 等^[6]应用完全空化模型^[4]对某 NACA66 (MOD) 水翼在不同攻角时的定常空化形态进行了研究. 褚学森等^[7]应用(完)全空化模型^[4]研究了回转体和圆盘空化器的自然空化流动, 给出了不同气核质量分数和湍流参数对空化流动的影响结果. 郝宗瑞等^[8]对 8° 攻角的 NACA0015 水翼进行了非定常二维空化流场的结构和流动特性研究. Kang 等^[9]数值模拟了直径为 200 mm 的四叶轴流泵的三维空化流动. 刘登成等^[10]对直径为 227 mm 的 INSEAN E779A 四叶模型桨的空化流动进行了研究. 上述这些计算都是借助 FLUENT 完成的且获得了令人满意的结果. 韩宝玉等^[11]借助 CFX, 应用 Z-G-B 空化模型模拟了某 NACA66 水翼的定常和非定常空化流动, 并对原 Z-G-B 空化模型中部分经验系数进行了修改, 修改系数后的 Z-G-B 空化模型的计算结果与试验值吻合较好.

收稿日期: 2010-12-08; 修回日期: 2011-12-19.

基金项目: “九七三”国家重点基础研究发展计划资助项目 (2009CB72433).

作者简介: 刘 艳* (1966-), 女, 副教授, E-mail: yanliu@dlut.edu.cn.

由以上可以看出,文献中大多使用单一空化模型研究空化流动问题.为了比较 Singhal 等^[4]的全空化模型和 Z-G-B 空化模型的可靠性和计算精度,本文选取二维 NACA66 翼型进行空化流动计算,并且在空化数较大的情况下进行验证(此种情况下可认为流动为稳定的空化流动),其中全空化模型借助于 FLUENT 6.2 软件实现,Z-G-B 空化模型借助于 ANSYS CFX 11 实现.

1 数值模拟方法

1.1 控制方程

将水和汽(气)的混合物视为不可压流体.流动的控制方程包括质量守恒方程、动量守恒方程和组分方程.在不计及体积力时,直角坐标系下通常不可压流体的雷诺时均的 Navier-Stokes (RANS)方程组可表示为如下形式:

$$\frac{\partial(\rho_m U_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\rho_m \frac{\partial(U_i U_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_m \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right] + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\alpha_v \rho_v U_j)}{\partial x_j} = \dot{m}_e^+ - \dot{m}_e^- \quad (3)$$

式中: $i, j = 1, 2$ 分别代表 x 和 y 方向(二维); U, p 分别代表时均速度和静压力; ρ_m 和 μ_m 分别表示混合物的密度和动力黏度; τ_{ij} 表示雷诺应力,需要通过湍流模型近似求得.式(3)表示的是混合物中气相的输运方程,其中 α_v 表示气相体积分, $\dot{m}_e^+$ 和 $\dot{m}_e^-$ 分别表示单位时间单位体积内气体的产生项和凝结项.如果使用液相输运方程,相应的体积分和源项分别为液相的体积分和净质量变化值.

本文计算选用的湍流模型为标准 $k-\epsilon$ 模型(湍动能 k 及其扩散率 ϵ 的输运方程可参阅文献[12])及壁面函数.雷诺应力 τ_{ij} 的计算公式如下:

$$\tau_{ij} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho_m k \delta_{ij} \quad (4)$$

其中

$$\mu_t = C_\mu \rho_m \frac{k^2}{\epsilon} \quad (5)$$

式(5)中 μ_t 表示湍流黏度.混合物的密度 ρ_m 由下式计算:

$$\frac{1}{\rho_m} = \frac{f_v}{\rho_v} + \frac{1-f_v-f_g}{\rho_l} + \frac{f_g}{\rho_g} \quad (6)$$

式中:下标 v, l 和 g 分别表示气相、液相和不凝结气体, f 代表质量分数.如果忽略不凝结气体的影

响,式中的 f_g 取为 0.体积分与质量分数间的关系为 $\alpha_v = f_v \rho_m / \rho_v$.如前所述,不同的空化模型,相间质量传递的计算方式不同.

1.2 空化模型

1.2.1 完全空化模型 Singhal 等^[4]提出的完全空化模型是基于气泡动力学 Rayleigh-Plesset 方程,气、液两相质量守恒方程和相关物理假设推导而来的,同时考虑了湍流和不凝结气体的影响.气、液两相的质量变化计算式表达如下:

$$\dot{m}_e^+ = C_e \frac{\sqrt{k}}{S} \rho_l \rho_v \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p_v' - p}{\rho_l}} (1 - f_v - f_g); \quad p < p_v' \quad (7)$$

$$\dot{m}_e^- = C_c \frac{\sqrt{k}}{S} \rho_l \rho_l \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p - p_v'}{\rho_l}} f_v; \quad p > p_v' \quad (8)$$

其中

$$p_v' = p_v + 0.39 \rho k \quad (9)$$

上述表达式中 p_v 代表饱和蒸汽压; k 为湍动能; S 为表面张力系数; C_e, C_c 为模型常数,分别取为 0.02 和 0.01(值得一提的是,当对方程(7)和(8)进行量纲分析时,发现方程两边的量纲不匹配.文献[1]中也指出了这个问题.将方程(7)和(8)中的 $\sqrt{k}$ 用 k 表示可以满足量纲条件. FLUENT 中使用的仍然是原模型.此问题有待进一步研究).

1.2.2 Z-G-B 空化模型 Z-G-B^[5]空化模型是在忽略气泡表面张力和二阶导数项的情况下,由 Rayleigh-Plesset 方程得到如下的相间质量传递计算公式:

$$\dot{m}_e^+ = F_{\text{vap}} \frac{3 r_{\text{nuc}} (1 - \alpha_v) \rho_v}{R_b} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p_v - p}{\rho_l}}; \quad p < p_v \quad (10)$$

$$\dot{m}_e^- = F_{\text{cond}} \frac{3 \alpha_v \rho_v}{R_b} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p - p_v}{\rho_l}}; \quad p > p_v \quad (11)$$

式中: R_b 代表气泡半径; r_{nuc} 代表成核区的体积分; F_{vap} 和 F_{cond} 分别为 Z-G-B 空化模型的经验蒸发系数和凝结系数.各参数取值为 $R_b = 1 \mu\text{m}$, $r_{\text{nuc}} = 5 \times 10^{-4}$, $F_{\text{vap}} = 50$, $F_{\text{cond}} = 0.01$.

相对于全空化模型,Z-G-B 空化模型推导过程比较简单,模型中也没有考虑不凝结气体的影响,但公式中经验常数较多.这些经验常数如果选取得不合适,可能会对结果产生影响.

1.3 数值方法

1.3.1 离散格式 FLUENT 6.2 中,提供了不同精度的离散格式.本计算中,对流项选用二阶迎

风格式,压力项选用二阶中心差分,气相输运方程选用三阶精度的 QUICK 格式. 使用 ANSYS CFX 11 计算时,各控制方程均选用高精度的离散格式,即 High Resolution 格式,它采用一个混合因子来自动调节该区域中采用的差分格式,在变量梯度变化比较小的区域使用一阶迎风格式,在变量梯度比较大的区域使用接近二阶迎风格式. 该格式可以较好地平衡计算的稳定性和精度.

1.3.2 计算区域及边界条件 本文算例取自文献[13]中的 NACA66 水翼. 翼型的弦长 C 为 150 mm,攻角为 6.5° ,最大厚度比的位置距叶片前缘 45%,其值为 12%,最大拱度比的位置距叶片前缘 50%,其值为 2%. 基于弦长和来流速度(5.33 m/s)的雷诺数为 8×10^5 . 实验段上下表面距离为 192 mm,翼展长为 191 mm.

计算采用二维区域. 计算域大小为 $7C \times 192 \text{ mm}^2$. 边界条件的设置如图 1 所示. 入口条件为均匀来流(5.33 m/s),出口给定静压. 入口处距叶片前缘 $2C$,出口处距叶片前缘 $5C$. 网格采用 C 型结构化网格. 计算采用的介质为 20°C 的水(密度 998.2 kg/m^3 ,动力黏度 $0.001\,002 \text{ kg/(m} \cdot \text{s))}$ 和水蒸气(密度 $0.017\,31 \text{ kg/m}^3$,动力黏度 $0.000\,973 \text{ kg/(m} \cdot \text{s))}$,饱和水的表面张力系数为 $0.072\,361 \text{ N/m}$,饱和蒸汽压 p_v 为 $2\,340 \text{ Pa}$.

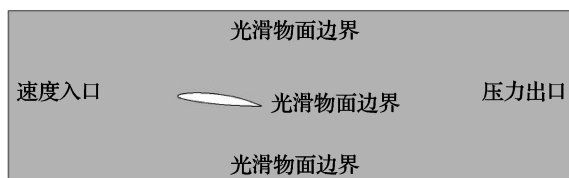


图 1 计算域及边界条件示意图

Fig. 1 Schematic of the computational domain and boundary conditions

2 计算结果与分析

计算中使用的初生空化数和翼型表面静压力系数分别定义如下:

$$\sigma = \frac{p_\infty - p_v}{\frac{1}{2} \rho_1 U_\infty^2}; C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2} \rho_1 U_\infty^2} \quad (12)$$

其中 U_∞ 为无穷远来流速度; p_∞ 为无穷远处压强,这里取出口压力; p 代表翼型表面静压强.

2.1 网格无关性讨论

研究与空化有关的文献发现,绝大多数空化流动计算中都使用高雷诺数湍流模型. 作者的试算也发现高雷诺数模型比低雷诺数模型预报的结果要

好. 这可能是由于空化模型的验证是在高雷诺数湍流模型条件下进行的. 基于此,本文湍流模型选用标准的两方程 $k-\epsilon$ 模型. 对于标准的 $k-\epsilon$ 模型,壁面附近不需要求解 ϵ ,即不需要求解湍动能耗散率的输运方程,使用基于壁面速度对数率导出的代数方程获得. 使用壁面函数时,要求壁面处第一层网格节点的量纲一壁面距离 y^+ 大于 30. FLUENT 6.2 和 ANSYS CFX 11 中使用修正的壁面函数,使得第一层网格节点的量纲一壁面距离 y^+ 大于 11 即可.

使用 FLUENT 对无空化流情况进行网格无关性研究. 根据经验公式,选取第一层网格高度为 $4 \times 10^{-4} \text{ m}$,网格伸展比为 1.2,叶片周向网格节点数为 220,网格节点总数为 35 462,此网格作为初始网格. 然后将此网格在各个方向上加密 1 倍,所得的网格作为加密网格(网格节点总数 70 924). 图 2 给出了两种网格下叶片表面第一层节点的 y^+ 分布情况,图 3 给出了吸力面压力系数分布.

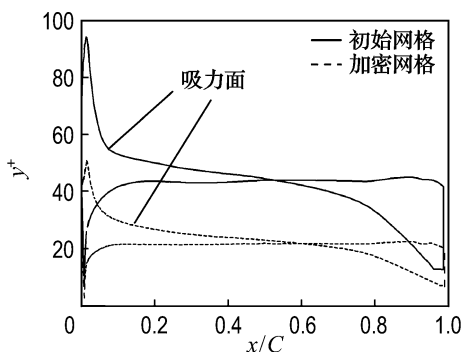


图 2 无空化流时两种网格下叶片表面的 y^+ 分布

Fig. 2 Distribution of y^+ on the low sides of the hydrofoil for two kinds of grids for a noncavitating flow

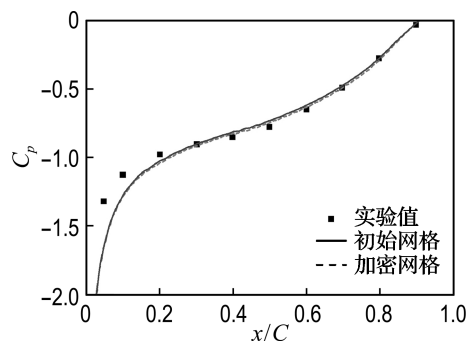


图 3 无空化流时两种网格得到的叶片吸力面上压力系数分布

Fig. 3 Distribution of pressure coefficients on the suction side of the hydrofoil for two kinds of grids for a noncavitating flow

由图 2 可以看出,粗、细网格下得到的第一层计算节点 y^+ 的平均值分别为 40 左右和 20 左右,满足使用壁面函数的要求. 由图 3 可看出,加密网格和初始网格下,吸力面压力系数的计算结果差别不大,均与实验值吻合较好. 考虑到计算的经济性,以下的计算采用初始网格即粗网格.

2.2 无空化流时叶剖面压力分布比较

图 4 比较了无空化流情况下,两种软件得到的 NACA66 翼型吸力面上的压力系数分布情况. 由图 4 可知当 $x/C < 0.2$,两种软件预报的 C_p 均小于实验值;当 $x/C > 0.2$ 后,计算值与实验值均吻合较好. 尽管两种软件使用的壁面函数和数值方法不同,但无空化流时计算结果基本一致.

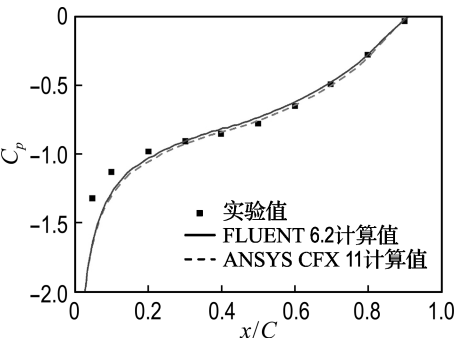


图 4 NACA66 翼型无空化流时吸力面压力系数分布比较

Fig. 4 Comparison of the pressure coefficients on the suction side of NACA66 hydrofoil at noncavitating flow

2.3 空化流动计算结果与分析

空化计算时,发现不同空化模型中经验系数的大小对结果有一定影响. 由于文献[13]中没有给出实验条件下不凝结气体质量分数等参数,计算中需要选取合适的经验系数. 计算入口的湍流度取 0.5%(通常水洞实验时的来流湍流度为 0.5%^[14]),出口压力值根据空化数确定.

2.3.1 完全空化模型中不凝结气体质量分数对计算结果的影响 在空化数为 1.41 情况下,考察 3 种不凝结气体质量分数情况,即 $f_g = 5 \times 10^{-6}$ 、 $f_g = 1 \times 10^{-6}$ 和 $f_g = 5 \times 10^{-7}$,从中确定合适的 f_g . 图 5 给出了吸力面上的压力系数分布情况. 由图 5 可以看到,随着不凝结气体质量分数的减小,空化区长度减小,这与文献[15]的结论一致. 从本文的计算结果看,当 $f_g = 1 \times 10^{-6}$ 或 $f_g = 5 \times 10^{-7}$ 时,压力系数分布曲线与实验值吻合较好. 此外,从图 5 中还可以看出,完全空化模型在空化区末端压力梯度比较大,这和文献[4]计算结果一致. 表 1 给出了空化数为 1.34 和 1.41 时不同 f_g 情况下,计算得到的升力系数和阻力系数结果.

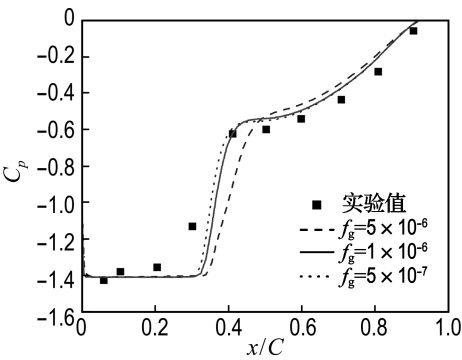


图 5 3 种不同 f_g 时叶片吸力面上压力系数分布情况比较($\sigma=1.41$)

Fig. 5 Comparison of the pressure coefficients on the suction side of the hydrofoil for three kinds of f_g with $\sigma=1.41$

观察表 1 可以看出随着不凝结气体质量分数的减小,升力系数减小,阻力系数也同时减小. 这是空化区为低压区造成的. 随着不凝结气体质量分数的减小,空化区即低压区长度减小,吸力面上非空化区即压力恢复区长度增大,这样翼型上下两表面间的压差减小,因而升、阻力系数减小. 由

表 1 不同 f_g 时升力系数和阻力系数计算结果和误差

Tab. 1 Calculated lift and drag coefficients and relative errors for different f_g

空化数 σ	f_g	升力系数			阻力系数		
		实验值	计算值	相对误差/%	实验值	计算值	相对误差/%
1.41	5×10^{-6}	0.864	0.913 0	5.671	0.041	0.042	2.439
	1×10^{-6}	0.864	0.907 0	4.977	0.041	0.040	-2.439
	5×10^{-7}	0.864	0.900 0	4.167	0.041	0.039	-4.878
1.34	5×10^{-6}	0.875	0.903 1	3.211	0.043	0.045	4.651
	1×10^{-6}	0.875	0.902 7	3.166	0.043	0.042	-2.326
	5×10^{-7}	0.875	0.897 0	2.514	0.043	0.042	-2.326

此看出完全空化模型中不凝结气体质量分数对结果有一定的影响. 当 $f_g = 1 \times 10^{-6}$ 时计算误差相对较小. 这与 FLUENT 6.2 中默认值 $f_g = 1.5 \times 10^{-5}$ 不一致. $f_g = 1.5 \times 10^{-5}$ 是常温下水中气体的质量分数. 空化水洞实验时, 因为要抽真空, 所以水中气体含量会小些. 文献[4]中取 $f_g = 1 \times 10^{-6}$, 因此本文最终选取 $f_g = 1 \times 10^{-6}$.

2.3.2 Z-G-B 空化模型中不同系数对计算结果的影响 由式(10)和(11)可知 Z-G-B 空化模型^[5]中有 4 个经验常数. 这些常数经过不同算例验证过, 具有一定的通用性, 但是根据本文试算和文献[11]结果发现, 这些常数值不是最佳值, 某些参数如蒸发系数和凝结系数需要调整. 本文在计算中, 初始气泡半径 R_b 和成核区的体积分数选用原模型中的值, 即 $R_b = 1 \times 10^{-6}$ m, $r_{nuc} = 5 \times 10^{-4}$, 其他两个系数进行验证选取.

(1) Z-G-B 空化模型中不同蒸发系数对计算结果的影响

以空化数为 1.41 的工况为例, 蒸发系数分别选取 50 (模型中原始值)、100 和 200. 3 个不同蒸发系数时计算得到的吸力面上的压力系数分布情况见图 6. 由图 6 可以看出, 当 $F_{vap} = 50$ 时, 数值

预报的空化消失过渡区与实验结果有些偏离. 随着蒸发系数增大, 结果有所改善. 表 2 给出了不同蒸发系数时升力系数和阻力系数的计算结果和误差. 由表 2 可以看出, 随着蒸发系数增大, 升、阻力系数的绝对值变化不是很大, 但由于本身值很小, 相对误差变化很大. 综合压力分布曲线和升、阻力系数值, 以下计算选用 $F_{vap} = 100$.

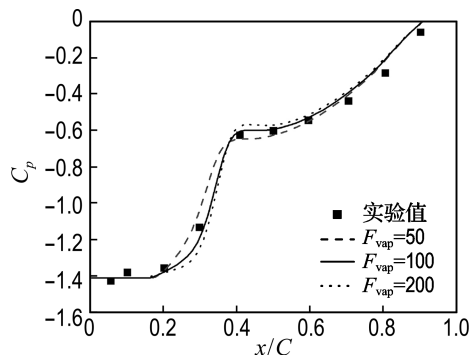


图 6 不同蒸发系数时叶片吸力面上压力系数分布情况 ($\sigma = 1.41$)

Fig. 6 Distribution of pressure coefficients on the suction side of the hydrofoil for different F_{vap} at $\sigma = 1.41$

表 2 不同蒸发系数时升、阻力系数计算结果及误差 ($\sigma = 1.41$)

Tab. 2 Calculated lift and drag coefficients and relative errors for different F_{vap} ($\sigma = 1.41$)

F_{vap}	升力系数			阻力系数		
	实验值	计算值	相对误差/%	实验值	计算值	相对误差/%
50	0.864	0.897	3.819	0.041	0.030	-26.829
100	0.864	0.897	3.819	0.041	0.033	-20.244
200	0.864	0.887	2.662	0.041	0.034	-17.073

(2) Z-G-B 空化模型中不同凝结系数对计算结果的影响

同样以空化数为 1.41 的工况为例, 凝结系数分别选取 0.010 0 (Z-G-B 空化模型中给定的原始值)、0.005 0 和 0.002 5 进行计算. 其他参数选原模型中的值. 图 7 显示的是 3 种不同凝结系数时吸力面上压力系数分布情况. 由图 7 可以看出, 当 $F_{cond} = 0.010 0$ 时, 预报的过渡区与实验结果有些偏离. 随着凝结系数的减小, 完全空化区变短, 空化过渡区变长, 总的空化区长度增加, 压力梯度变小. 表 3 给出了不同凝结系数时升力系数和阻力系数的计算结果和误差. 由表 3 可看出, $F_{cond} = 0.010 0$ 和 $F_{cond} = 0.005 0$ 的结果基本一致, $F_{cond} = 0.002 5$ 时误差较大. 综合压力分布曲线和升、阻力系数值, 以下计算选用 $F_{cond} = 0.005 0$.

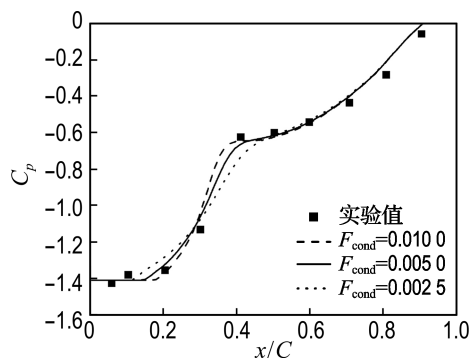


图 7 不同凝结系数时叶片吸力面上压力系数分布情况 ($\sigma = 1.41$)

Fig. 7 Distribution of pressure coefficients on the suction side of the hydrofoil for different F_{cond} at $\sigma = 1.41$

综合以上结果,使用 Z-G-B 空化模型计算时,经验系数选取如下:成核区的体积分数 $r_{\text{nuc}}=5\times 10^{-4}$,气泡半径 $R_b=1\times 10^{-6}$ m,蒸发系数 $F_{\text{vap}}=100$ 及凝结系数 $F_{\text{cond}}=0.005\ 0$.

2.3.3 两种空化模型计算结果比较 图 8 显示了 3 种空化数,即 $\sigma=1.41$ 、1.34 和 1.30 情况下,完全空化 ($f_g=1\times 10^{-6}$) 和 Z-G-B ($F_{\text{vap}}=100$, $F_{\text{cond}}=0.005\ 0$) 空化模型得到的吸力面上的压力系数分布情况. 由图 8 可以看出,空化数减小,壁面上空化区长度逐渐增大. 每种空化数下,空化开

始时流体压力最小(小于汽化压力),之后一段距离内汽化压力保持不变(此区域长度因空化数不同而不同),然后压力迅速增大至完全液态区,流体压力再逐渐增大. 与实验结果相比,不同空化数时,完全空化模型得到的空化区长度偏大,而 Z-G-B 空化模型得到的空化区长度偏小,但后者空化区末端的压力变化趋势与实验结果更趋一致. 两种模型得到的吸力面上的压力分布趋势与实验结果一致. 结合流场分析可知,空化区末端的压力变化是受水的回射流影响的.

表 3 不同凝结系数时升、阻力系数的计算结果和误差($\sigma=1.41$)
Tab. 3 Calculated lift and drag coefficients and relative errors for different F_{cond} ($\sigma=1.41$)

F_{cond}	升力系数			阻力系数		
	实验值	计算值	相对误差/%	实验值	计算值	相对误差/%
0.010 0	0.864	0.897	3.819	0.041	0.030 5	-25.610
0.005 0	0.864	0.897	3.819	0.041	0.030 7	-25.122
0.002 5	0.864	0.899	4.051	0.041	0.031 2	-23.902

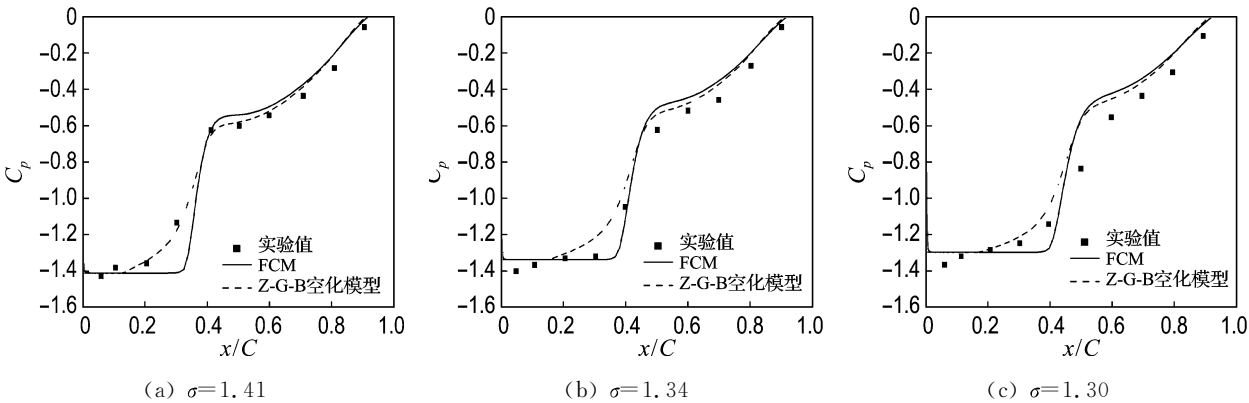


图 8 不同空化数时叶片吸力面上的压力系数分布

Fig. 8 Distribution of pressure coefficients on the suction side of the hydrofoil at different cavitation numbers

图 9 给出了不同空化数时两种空化模型得到的水的体积分数分布云图. 由图 9 可以看出,3 种空化数下,两种模型都预测出了吸力面前缘附近水的汽化区(水体积分数很小)即空化区,但两个空化区大小和形状不完全一致. 完全空化模型得到的沿壁面空化区长度比 Z-G-B 空化模型长,与图 8 压力系数分布情况一致,而 Z-G-B 空化模型得到的壁面以外的空化区长度比全空化模型长. 图 10 比较了两种模型得到的流线图,可以发现每种空化数下两种空化模型得到的流场中空化区末端都有一个回射流区,但回射流区的大小和形状不一致. Z-G-B 空化模型得到的回射流区更细长. 由此不难理解图 9 中 Z-G-B 空化模型得到的水体积分数分布图上空化末端区较长的原因.

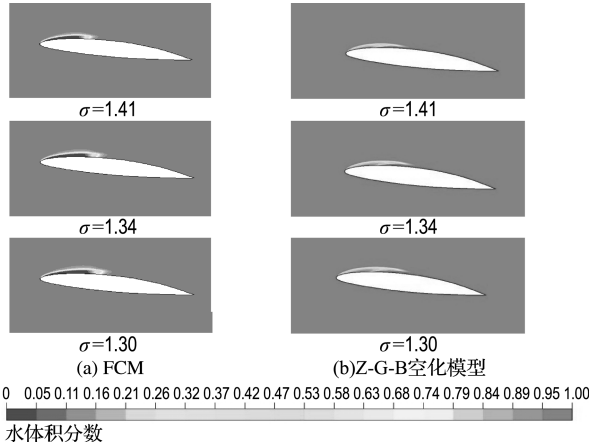


图 9 不同空化数时两种空化模型得到的水的体积分数云图

Fig. 9 Water volume fraction contours for two cavitation models at different cavitation numbers

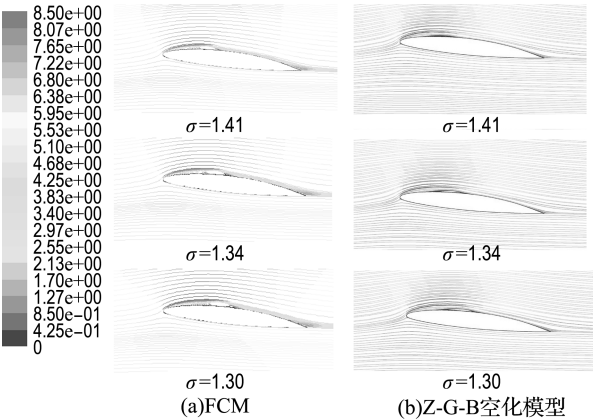


图 10 不同空化数时两种空化模型得到的流线
Fig. 10 Streamlines obtained from two cavitation models at different cavitation numbers

表 4 汇总了 3 种空化数情况下 FCM 和 Z-G-B 空化模型得到的升力、阻力及各自分量的计算结果. 可得两种模型预报的升力的相对误差均在 5% 以内, Z-G-B 空化模型得到的升力的相对误差比 FCM 小些, 但阻力预报值偏低. 阻力由两部分组成. 一部分是形状阻力即压力差引起的, 另一部

分是黏性摩擦力(简称黏性力). 由表 4 可以看出, 两种模型预报的黏性力比较接近, 但压差引起的阻力有一定差别. 说明两种模型预报的压力场不完全一致. 观察图 8 和 9 可以看出 Z-G-B 空化模型得到的空化区长度偏小, 导致翼型上、下表面间的压力差减小, 因而合压力也偏小.

为了进一步比较本文所研究的两种空化模型的表现, 本文对文献[5]中的 NACA66(MOD)水翼(最大拱度比 0.02, 最大厚度比 0.09)进行了空化流动计算. 空化数为 0.91. 完全空化模型中使用的不凝结系数为 1×10^{-6} . Z-G-B 模型中成核区的体积分除了取原值 $r_{\text{nuc}} = 5 \times 10^{-4}$ 以外, 还计算了 $r_{\text{nuc}} = 5 \times 10^{-3}$ 的情况. 两种情况下 Z-G-B 空化模型中的 R_b 、 F_{vap} 及 F_{cond} 与 2.3.2 节中相同, 分别为 1×10^{-6} m、100 和 0.005 0. 图 11 给出了完全空化模型和 Z-G-B 空化模型预报的吸力面上压力系数分布. 由图 11 可以看出, 两种模型的表现与前面 NACA66 的一致, 即完全空化模型预报的空化区长度比 Z-G-B 空化模型的大, 空化过

表 4 两种空化模型得到的升力和阻力计算结果比较
Tab. 4 Comparison of lift and drag obtained from two cavitation models

σ	空化模型	升力				阻力			
		实验值/ ($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	计算值/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)		相对误差/%	实验值/ ($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	计算值/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)		相对误差/%
			压力分力	黏性分力			压力分力	黏性分力	
1.41	FCM	1 837.580	1 930.318	-1.215	4.981	87.200	72.953	12.047 0	-2.523
	Z-G-B 空化模型	1 837.580	1 906.867	-1.129	3.709	87.200	59.243	10.930 1	-19.527
1.34	FCM	1 860.978	1 921.229	-1.103	3.178	91.454	78.230	11.097 0	-2.326
	Z-G-B 空化模型	1 860.978	1 899.667	-1.041	2.023	91.454	64.796	11.770 0	-16.279
1.30	FCM	—	1 911.629	-1.024	—	—	80.207	10.373 0	—
	Z-G-B 空化模型	—	1 889.333	-0.973	—	—	65.289	11.277 0	—

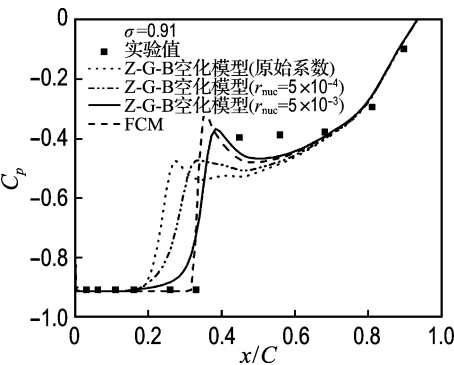


图 11 NACA66(MOD)吸力面上压力系数分布比较

Fig. 11 Comparison of pressure coefficients on the suction side of NACA66 (MOD)

渡区中 Z-G-B 模型预报的压力变化比全空化模型小一些. 为便于比较, 图 11 中也给出了由原始 Z-G-B 空化模型得到的结果(图中以原始系数表示). 由图 11 还可以看出, 对于 Z-G-B 空化模型, $r_{\text{nuc}} = 5 \times 10^{-3}$ 预报的结果比原始值 $r_{\text{nuc}} = 5 \times 10^{-4}$ 的结果与实验值吻合程度好. 说明 Z-G-B 空化模型中的经验系数不应该恒定不变, 应该给出一个取值范围, 总体说来, 完全空化模型和修正的 Z-G-B 空化模型能够给出正确的压力系数分布.

3 结 论

(1)FCM 和 Z-G-B 空化模型中的经验系数具有一定的通用性. 但在事先无法获得准确信息的情况下,

为了得到更好的预报结果,模型中的系数需要调整.

(2)两种空化模型计算空化流动的表现均较好.两种模型得到的吸力面上的静压系数分布和升力系数均与实验值吻合较好.关于阻力系数,Z-G-B空化模型预报的空化区较小以及回射流区偏大,导致阻力系数偏小;完全空化模型预测的阻力系数与实验值相差较小,但回射流区偏小.

参考文献:

- [1] 王献孚. 空化泡和超空化泡流动理论及应用[M]. 北京:国防工业出版社, 2009
- [2] KUBOTA A, KATO H, YAMAGUCHI H. A new modeling of cavitating flows: A numerical study of unsteady cavitation on a hydrofoil section [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1992, **240**:59-96
- [3] KUNZ R F, BOGER D A, STINEBRING D R, *et al.* A preconditioned Navier-Stokes method for two-phase flows with application to cavitation prediction [J]. *Computers and Fluids*, 2000, **29**:849-875
- [4] SINGHAL A K, ATHAVALE M M, LI H, *et al.* Mathematical basis and validation of the fullcavitation model [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2002, **124**(3):617-624
- [5] ZWART P, GERBER A G, BELAMRI T. A two-phase flow model for predicting cavitation dynamics [C] // *International Conference on Multiphase Flow*. Yokohama:ICMF, 2004
- [6] HUANG S, HE M, WANG C, *et al.* Simulation of cavitating flow around a 2-D hydrofoil [J]. *Journal of Marine Science and Application*, 2010, **9**(1):63-68
- [7] 褚学森,王 志,颜 开. 自然空化流动数值模拟中参数取值影响的研究[J]. *船舶力学*, 2007, **11**(1):32-39
- [8] 郝宗瑞,王乐勤,吴大转. 水翼非定常空化流场的数值模拟[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2010, **44**(5):1043-1048
- [9] KANG Can, YANG Min-guan, WU Guang-yan, *et al.* Cavitation analysis near blade leading edge of an axial-flow pump [C] // *International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation*. Los Alamitos: IEEE Computer Society Press, 2009:767-770
- [10] 刘登成,洪方文,张志荣,等. 螺旋桨片状空泡的CFD分析[J]. *舰船科学技术*, 2009, **31**(1):43-47
- [11] 韩宝玉,熊 鹰,陈双桥. 对二维翼空化流动的数值模拟[J]. *水动力学研究与进展*, 2009, **24**(6):740-746
- [12] JONES W P, LAUNDERS B E. The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1972, **15**(2):301-314
- [13] LEROUX J B, ASTOLFI J A, BILIARD J Y. An experimental study of unsteady partial cavitation [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2004, **126**(2):94-101
- [14] 黄继汤. 空化与空蚀的原理及应用[M]. 北京:清华大学出版社, 1991
- [15] 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

Study of cavitating flows around two-dimensional hydrofoil using two cavitation models

LIU Yan^{*1}, ZHAO Peng-fei², WANG Xiao-fang¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Department of Naval Architecture, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Cavitating flows around a two-dimensional NACA66 hydrofoil with an angle of attack of 6.5° are studied using the mixture multiphase model and cavitation model. The Singhal's full cavitation model (FCM) and the Zwart-Gerber-Belamri (Z-G-B) cavitation model are applied, and based on experimental data, results obtained from the two models are compared in terms of pressure distribution coefficient on the surface of the hydrofoil, lift and drag coefficients and flow field structures. The experimental results show that for the FCM, the value of mass fraction of noncondensable gases has some effects on computational results. The length of cavitation zone becomes smaller with the mass fraction of noncondensable gases decreasing. For the Z-G-B model, both vaporization and condensation coefficients have influence on results. In general, both cavitation models give satisfactory prediction results by choosing reasonable empirical coefficients.

Key words: 2-D hydrofoil; cavitation model; cavitating flow; numerical simulation