



弧形防浪墙上波浪荷载的数值模拟^{*}

雷雪莲¹, 那鑫宇², 孙亮¹, 周银军³

(1. 武汉理工大学 船海与能源动力工程学院, 湖北 武汉 430063;

2. 中信建筑设计研究总院有限公司, 湖北 武汉 430010; 3. 长江科学院 河流研究所, 湖北 武汉 430010)

摘要: 波浪冲击海岸结构物时往往会发生破碎, 水的流态也从层流转变为湍流。基于开源计算流体力学工具 OpenFOAM 建立了数值波浪水槽, 使用层流模型和浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型模拟弧形防浪墙上的波浪荷载。采用 3 组网格分析了弧形防浪墙上指定位置处的点压力, 验证计算结果的收敛性。为了比较基于层流模型和湍流模型计算结果的精度, 将弧形防浪墙上指定位置处的点压力和弧形防浪墙受到的总力的数值结果与相应的试验数据进行比较。结果表明, 采用浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型可以提供更准确的预测结果。

关键词: 波浪荷载; OpenFOAM; 弧形防浪墙; 层流模型; 湍流模型

中图分类号: U 656

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2022)07-0008-07

Numerical simulation of wave loads on arc crown walls

LEI Xue-lian¹, NA Xin-yu², SUN Liang¹, ZHOU Yin-jun³

(1. School of Naval Architecture, Ocean and Energy Power Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430063, China;

2. General Institute of Architectural Design and Research Co., Ltd., Wuhan 430010, China;

3. River Department, Yangtze River Scientific Research Institute, Wuhan 430010, China)

Abstract: When waves hit coastal structures, fragmentation tends to occur, and the flow pattern of the water changes from laminar to turbulent. The numerical wave flumes have been created based on open source computational fluid dynamic tool OpenFOAM, and laminar flow model and buoyancy modified $k-\omega$ SST turbulence model are adopted to simulate wave loads on arc crown walls. The convergence of numerical results is verified by comparing results of pressure at specified positions by three sets of grids. In order to compare the accuracy of the calculation results based on the laminar flow model and the turbulent flow model, the numerical results of the point pressure at the specified position and the total force on the arc crown wall are compared with the corresponding experimental data. The results show that the $k-\omega$ SST turbulence model with buoyancy correction can provide more accurate prediction results.

Keywords: wave load; OpenFOAM; arc crown walls; laminar model; turbulence model

波浪运动到近岸时会对沿海的堤岸、码头、海塘等产生较大的冲击, 造成各类海岸建筑物不同程度的损坏。护岸结构及其顶部的防浪墙作为一种常见的海岸防护措施, 可以防止海浪对陆地侵蚀、保障沿岸建筑物的安全。弧形防浪墙是对传统直立式防浪墙的改进, 能够有效减少胸墙上

方的越浪量、降低堤顶高程和工程造价。作为一种新型的结构形式, 弧形防浪墙可以利用弧形面的引导将大部分的波浪水体导回海洋, 对其波浪冲击过程的研究可以通过物理模型试验^[1]和数值模拟^[2]两种方法进行。近年来越来越多的研究人员使用开源计算流体力学工具 OpenFOAM^[3]建立数

收稿日期: 2021-11-11

*基金项目: 国家自然科学基金项目(51961125103)

作者简介: 雷雪莲(1997—), 女, 硕士研究生, 从事波浪与海洋结构物相互作用研究。

值波浪水槽分析结构物所受到的波浪荷载。

OpenFOAM (Open Field Operation and Manipulation) 是一个完全基于 C++ 编写的计算连续介质力学的自由开源程序库。1993 年, 以 Weller 和 Jasak 为代表的帝国理工大学学者开发了 OpenFOAM 的前身 FOAM。2004 年 Weller 将 FOAM 的所有源代码开放, 并更名为 OpenFOAM。OpenFOAM 中的多相流求解器基于有限体积法对计算区域进行离散, 使用流体体积法 (volume of fluid) 捕捉自由液面, 同时可以根据水体流态的变化采用层流模型或者适当的湍流模型。

当雷诺数较小时, 水的运动表现为层流, 数值分析时可以采用基于层流的数值模型。Chen 等^[4] 使用 OpenFOAM 分析了固定圆柱与波浪的非线性相互作用, 将基于层流模型的数值计算结果与在丹麦水动力研究所进行的物理模型试验进行比较, 验证了数值结果的精度。Chen 等^[5] 基于层流模型分析了漂浮方箱与波浪的非线性相互作用, 分析表明在共振频率附近基于势流理论计算所得到的方箱的转动角度会大大高于试验的测量值, 而基于黏性流理论的数值结果与试验的测量值吻合良好。孙亮等^[6] 基于 OpenFOAM 建立了数值波浪水槽, 使用层流模型模拟规则波在潜堤地形上的传播变形, 将数值结果分别与代尔夫特理工大学的试验数据、基于 Boussinesq 方程的数值结果对比, 证明使用 OpenFOAM 可以精确地模拟波浪在潜堤地形上的传播变形。

当雷诺数超过临界范围时, 水的流态会从层流转变为湍流, 在使用 OpenFOAM 进行数值分析时需要引入适当的湍流模型。Jacobsen 等^[7] 在原有 OpenFOAM 平台的框架内加入了造波和消波功能建立数值波浪水槽, 同时对原有的 $k\text{-}\omega$ 湍流模型进行了修正, 通过分析波浪在斜坡上的传播变形并与试验测量结果比较, 验证了所开发数值波浪水槽的可靠性。Devolder 等^[8] 提出在使用 OpenFOAM 中原有的 $k\text{-}\omega$ SST 湍流模型进行数值分析时, 所得到的水与空气交界面处的湍流黏度会远大于实际值, 从而导致波浪在数值水槽的传播过程中发生显著

衰减; 在湍流模型中加入了浮力修正项使得数值水槽中的波高保持稳定, 并通过分析单桩式风机基础附近的波浪爬高验证了修正的湍流模型的有效性。Devolder 等^[9] 在所建立的数值波浪水槽中采用浮力修正的 $k\text{-}\omega$ 和 $k\text{-}\omega$ SST 湍流模型, 模拟了波浪在斜坡上的破碎过程, 并与 Ting 等^[10] 的试验测量数据进行对比, 再一次证明了在 OpenFOAM 的原有湍流模型引入浮力修正项的必要性。

为了分析圆弧半径的大小对弧形防浪墙迎浪面所受波浪载荷的影响, 李雪艳^[11] 在大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室的溢流水槽对直立堤弧形防浪墙所受到的波浪作用进行了模型试验研究。本文在 OpenFOAM 框架内采用 Jacobsen 等开发的造波、消波方法建立数值波浪水槽, 分析波浪对弧形防浪墙的冲击, 并与李雪艳得到的试验数据进行比较, 验证数值结果的精度。数值模拟中分别基于层流和湍流两种假设, 湍流模型选用了 Devolder 等开发的浮力修正的 $k\text{-}\omega$ SST 湍流模型。

1 数学模型

1.1 控制方程

数值分析中采用有限体积法求解雷诺平均 N-S 方程 (RANS 方程)。对于不可压缩流体, RANS 方程由连续性方程和动量守恒方程组成:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j u_i)}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial p^*}{\partial x_i} + F_{b,i} + f_{\sigma,i} \quad (2)$$

式中: t 为时间; u_i 、 u_j ($i, j = 1, 2, 3$ 指代 x, y, z 向) 为流体的速度; ρ 为流体密度; μ_{eff} 为有效动态黏度, 与计算中流体的体积分数 α 和湍流动力黏性 $\rho\nu_i$ 相关; p^* 为超过流体静力学的压力; F_b 为外部体积力 (包括重力); f_{σ} 为表面张力 (在实际计算中可以忽略)。

基于 RANS 方程分析波浪与结构物相互作用时, 将水和空气看作一种可变密度的单一流体, 在整个计算域内实现速度场、压力场的共享。水和空气的界面由基于体积分数 α 的流体体积法计

算获得, $\alpha=0$ 代表单元完全被空气充满, $\alpha=1$ 代表单元完全被水充满, α 在 0~1 表示单元中同时存在水和空气。

1.2 湍流模型

OpenFOAM 有多种湍流模型可以直接调用,主要是通过输运方程求解湍流运动黏性 ν_t 。已有的文献表明 $k-\omega$ SST 湍流模型在分析水流与结构物相互作用时具有较好的适用性, Devolder 等以原有的 $k-\omega$ SST 湍流模型为基础, 考虑水和空气的密度差异同时增加了浮力修正项 G_b 。Devolder 等最终所建立的浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型为:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho(v + \sigma_k v_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] = \rho P_k - \rho \beta^* \omega k + G_b \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \omega)}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho(v + \sigma_\omega v_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] = \frac{\gamma}{v_t} \rho G - \rho \beta \omega^2 + 2(1-F_1) \rho \cdot \frac{\sigma_{\omega 2}}{\omega} \cdot \frac{\partial k}{\partial x_j} \cdot \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (4)$$

$$P_k = \min(G, 10\beta^* k\omega) \quad (5)$$

$$G = \nu_t \frac{\partial u_i}{\partial u_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial u_j} + \frac{\partial u_j}{\partial u_i} \right) \quad (6)$$

$$\nu_t = \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega, S F_2)} \quad (7)$$

$$G_b = -\frac{v_t}{\sigma_t} \frac{\partial \rho}{\partial x_i} g_j \quad (8)$$

式中: k 为湍动能; ω 为耗散率; v 为流体的运动黏度; S 为流体的平均应变率; F_1 和 F_2 为计算 σ_ω 、 σ_k 和 γ 所用到的函数; $\beta^* = 0.09$; $\alpha_1 = 0.31$; 其他变量的介绍与计算方法见文献[9]。

2 数值计算结果

2.1 数值水槽的建立

物理模型试验中水槽长 23.0 m、宽 0.8 m、高 0.8 m, 试验水深为 0.4 m。直立堤弧形防浪墙试验中设计了 3 种模型(图 1), 圆弧半径 R 分别为 0.45、0.67、0.98 m, 静水面以上弧形高度为 0.32 m。试验中在弧形防浪墙迎浪面中心线处安装了压力传感器, 3 个模型测点布置相同。圆弧半径 $R=0.67$ m 时圆弧上 1[#]~4[#] 号测点的位置见

图 2。对表 1 所列的 4 种工况下弧形防浪墙受到的波浪冲击过程进行模拟。工况 2 的波陡最大 ($H/L=0.082$), 可以认为波浪的非线性最强、湍流效应的影响更为明显。

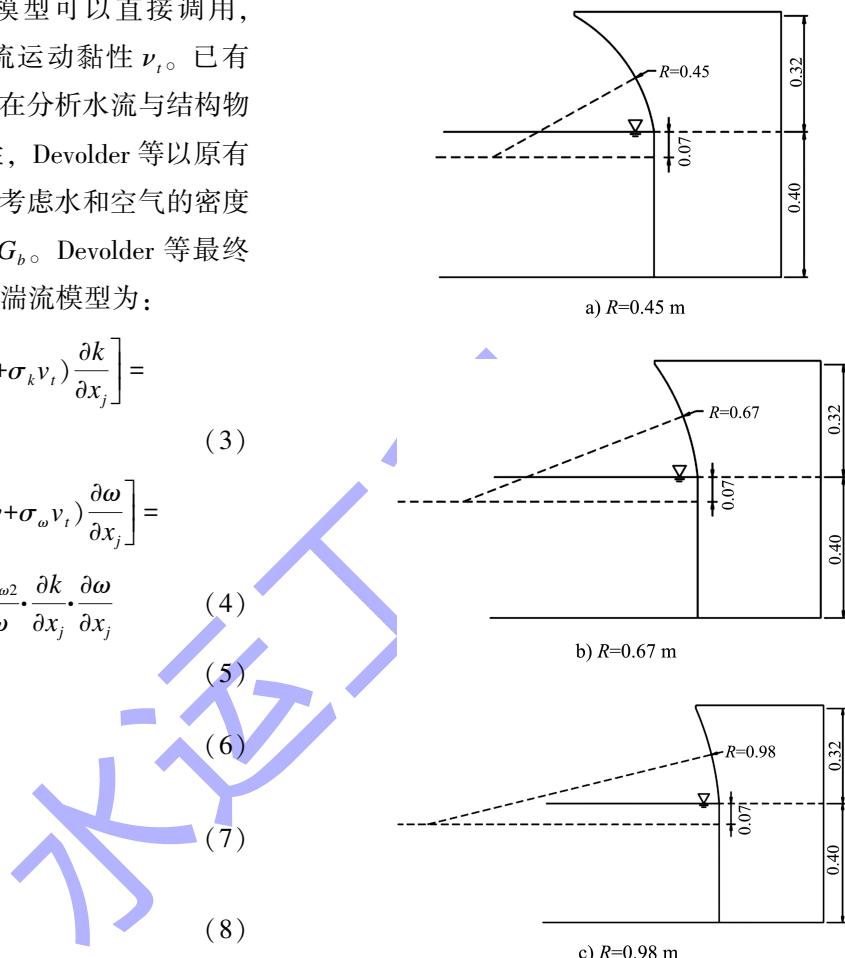


图 1 物理模型试验中的直立堤弧形防浪墙 (单位: m)

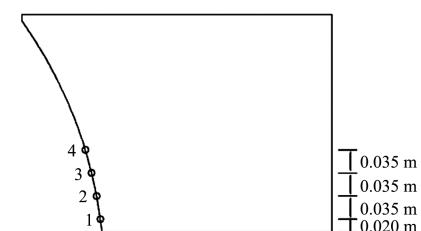


图 2 $R=0.67$ m 时弧形防浪墙上压力测点布置

表 1 波浪参数

工况	周期 T/s	水深 d/m	波高 H/m	波长 L/m	波陡 H/L
1	1.2	0.4	0.12	1.93	0.062
2	1.0	0.4	0.12	1.46	0.082
3	1.2	0.4	0.10	1.93	0.052
4	1.8	0.4	0.12	3.26	0.037

根据直立堤弧形防浪墙的物理模型(图 1)和表 1 不同工况组合建立相应的二维数值波浪水槽。如图 3 所示, 对于工况 1, 波浪水槽长度设置为 7.5 m、高度为 0.72 m、水槽宽度为 0.01 m。水槽左端边界使用 Jacobsen 等所提出的方法产生入射波, 水槽底部和右端边界设置为壁面边界, 水槽顶部边界设置为空气自由出流边界。由于目前所分析的问题为二维问题, 水槽的前后边界设置为空。为了避免入射波与右端壁面边界相遇后产生的反射波作用到左端边界, 在水槽左边界之前设置了 4.0 m 长的松弛区。对于表 1 中的其他工况, 水槽高度保持不变, 水槽长度取 4 倍波长, 松弛区为 2 倍波长。由于波浪冲击到弧形防浪墙时流体的运动是非定常的, 数值模拟时需要设定初始条件。设置初始水位为 0.4 m, 计算域中初始速度为 0。在计算过程中开启可调节时间步功能, 并且控制整个计算域中最大库朗数小于 0.25。

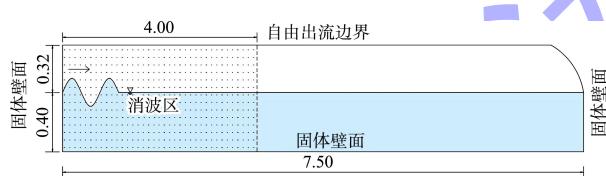


图 3 弧形防浪墙数值波浪水槽(单位: m)

2.2 网格收敛性分析及测点压力计算

对于目前所建立的二维数值模型, 沿水槽宽度方向只需要划分 1 个网格。根据 Chen 等提出的建议, 水平方向上每个波长范围内至少需要划分 70 个网格, 垂直方向上在静水面附近每个波高范围内至少需要划分 8 个网格。对于图 3 所示的数值水槽, 在水平方向上划分了 750 个网格, 平均尺寸为 0.01 m。为了更准确地模拟波浪, 沿着图 4 所示方向由上、下两边向静水面位置进行了渐变加密, 上、下边界的网格尺寸在垂直方向的高度是水面附近的 2 倍。计算中保持水平网格数量不变, 在水深方向上采用了 3 套网格。网格 1 在垂直方向有 36 个单元, 计算域内共有 2.7 万个网格; 网格 2 在垂直方向划分了 72 个单元, 总计

5.4 万个网格; 网格 3 在垂直方向划分了 144 单元, 总计 10.8 万个网格。

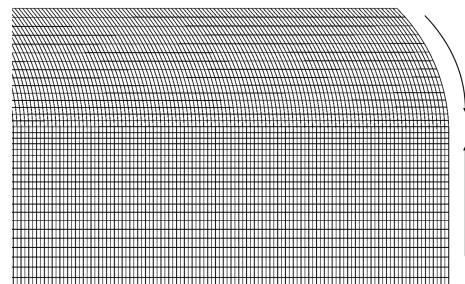
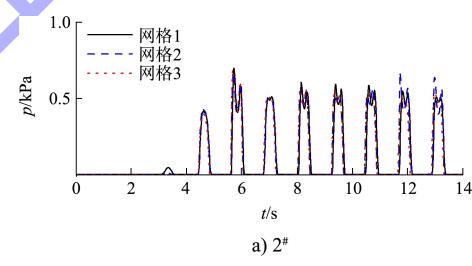
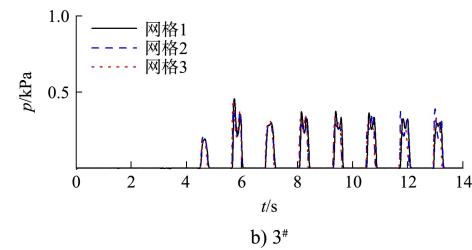


图 4 弧形防浪墙附近的网格划分

选用时间过程线完整的工况 1 的物理模型试验数据进行网格收敛性分析。基于层流假设计算所得到的工况 1 中弧形防浪墙($R=0.45$ m)上 2[#]和 3[#]测点处的压力随时间的变化见图 5, 可以发现基于 3 种网格的数值计算结果基本一致。在保证计算精度的前提下, 为了节约计算时间, 在后面的分析中均采用与网格 1 相同的单元划分。



a) 2[#]



b) 3[#]

图 5 工况 1 中弧形防浪墙($R=0.45$ m)

2[#] 和 3[#] 测点处的压力变化过程

分析时所采用的网格确定后, 进一步将基于层流假设和湍流假设的计算结果与李雪艳在物理模型试验所测量的数据进行对比。工况 1 中弧形防浪墙($R=0.45$ m)上 2[#] 和 3[#] 测点处的压力变化见图 6。图 6 中点为试验数据、实线为基于层流模型的数值模拟结果、虚线为采用浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型的数值结果。试验中 2[#] 测点处压力峰值在 0.42~0.62 kPa 波动, 平均值约为 0.55 kPa。

基于层流模型模拟的压力峰值在 $0.51\sim0.69$ kPa 波动, 平均值约 0.57 kPa, 与试验数据误差约为 3.6% 。基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型的压力峰值在 $0.45\sim0.58$ kPa 波动, 平均值为 0.52 kPa, 与试验数据误差约为 5.4% 。试验中 $3^{\#}$ 处压力峰值在 $0.19\sim0.34$ kPa 波动, 平均值约为 0.28 kPa。基于层流模型模拟的压力峰值在 $0.29\sim0.45$ kPa 波动, 平均值约 0.34 kPa, 与试验数据误差约 21% 。基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型模拟的压力峰值在 $0.24\sim0.33$ kPa, 平均值约为 0.28 kPa, 与试验数据吻合较好。

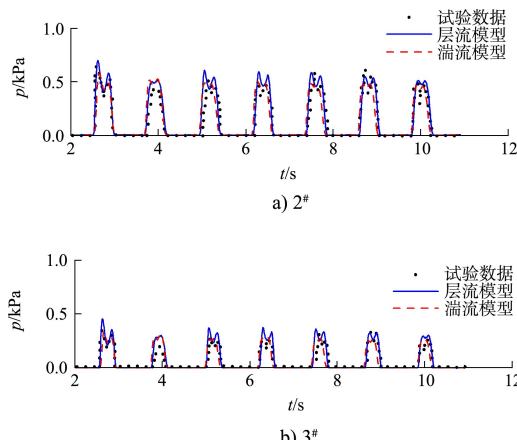
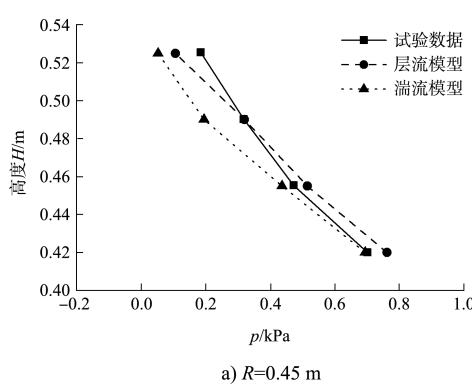


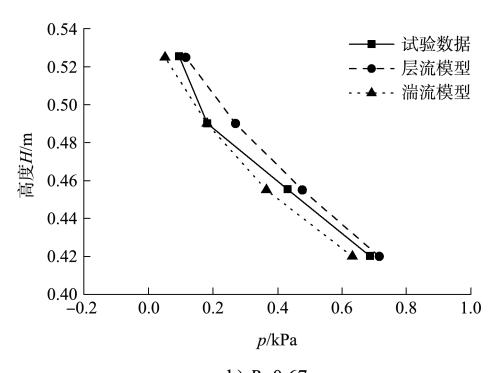
图 6 基于层流和湍流模型的压力计算结果

2.3 弧形防浪墙上的压力分布

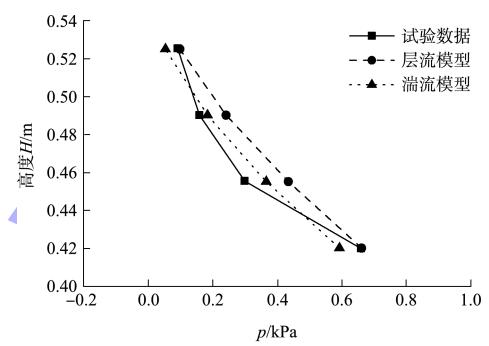
图 7~9 分别为工况 2~4 下不同圆弧半径时弧形防浪墙上 $1^{\#}\sim4^{\#}$ 测点处压力峰值的平均值。由于在物理模型试验中没有指定计算峰值平均值时所选择的周期数, 也在一定程度上影响了数值结果与试验数据之间的对比。



a) $R=0.45$ m

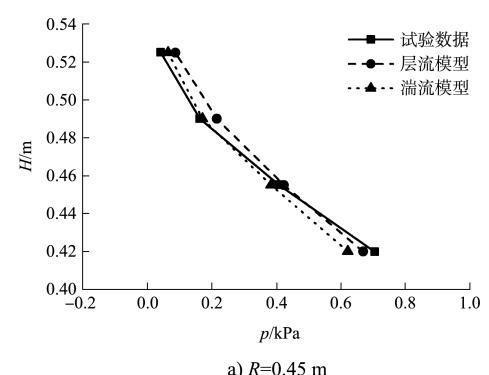


b) $R=0.67$ m

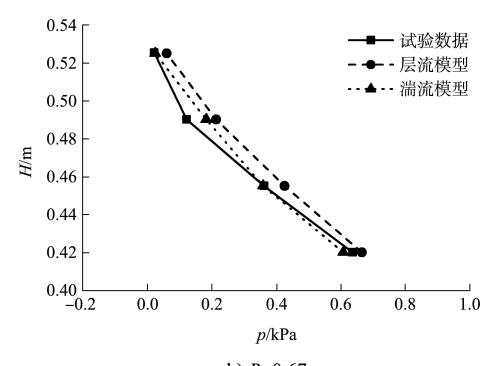


c) $R=0.98$ m

图 7 工况 2 下不同测点处压力峰值的平均值



a) $R=0.45$ m



b) $R=0.67$ m

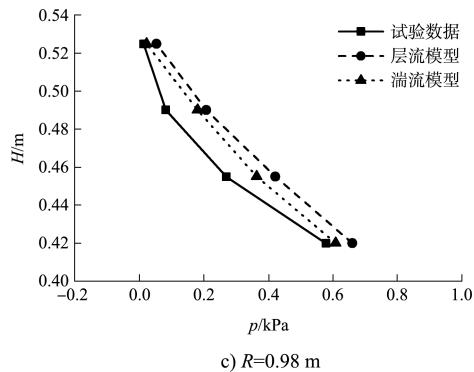


图 8 工况 3 下不同测点处压力峰值的平均值

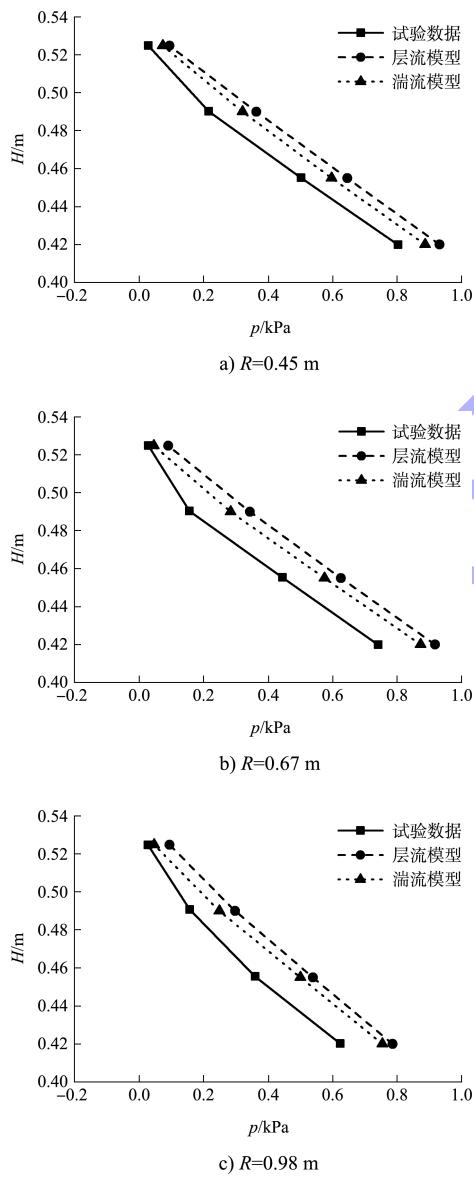


图 9 工况 4 下不同测点处压力峰值的平均值

由图 7~9 可以观察到, 不同圆弧半径时防浪墙上的压力都随测点高度的增加非线性减小。表 2 为相邻两测点的压力差值与高度差的比值, 可以

看到随着测点位置的升高比值减小。

表 2 不同测点压力峰值的非线性减小

工况	防浪墙半径/m	测点	非线性减小/(kPa·m ⁻¹)		
			试验结果	层流模型	湍流模型
0.45	0.45	1	—	—	—
		2	6.53	7.04	7.38
		3	4.43	5.57	6.91
		4	3.80	6.13	4.08
2	0.67	1	—	—	—
		2	7.32	6.83	7.63
		3	7.12	5.93	5.27
		4	2.49	4.42	3.73
0.98	0.98	1	—	—	—
		2	10.31	6.49	6.49
		3	4.01	5.53	5.22
		4	1.94	4.10	3.71
0.45	0.45	1	—	—	—
		2	8.50	7.03	6.80
		3	7.01	5.94	6.09
		4	3.47	3.66	3.04
0.67	0.67	1	—	—	—
		2	7.88	6.87	7.12
		3	6.86	6.05	5.04
		4	2.86	4.38	4.51
0.98	0.98	1	—	—	—
		2	8.81	6.84	7.01
		3	5.39	6.12	5.21
		4	1.96	4.41	4.53
0.45	0.45	1	—	—	—
		2	8.58	8.16	8.28
		3	8.16	8.04	7.90
		4	5.36	7.70	7.06
0.67	0.67	1	—	—	—
		2	8.45	8.34	8.51
		3	8.23	8.05	8.29
		4	3.65	7.20	6.80
0.98	0.98	1	—	—	—
		2	7.54	7.07	7.25
		3	5.78	6.88	7.16
		4	3.68	5.79	5.78

在工况 2 中基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型计算所得到的压力值与基于层流模型的计算结果有显著差异, 同一测点的计算值层流模型结果比湍流模型高 0.044~0.126 kPa; 在工况 3 和工况 4 中, 浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型模拟的结果与层流模型相比差别并不显著, 仅相差 0.021~0.055 kPa。

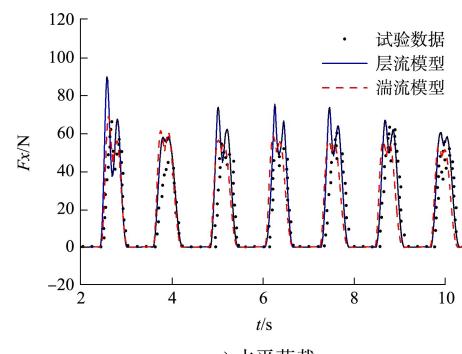
表 3 为计算所得到的压力平均峰值的相对误差, 即数值结果与试验数据的差值与试验数据之比。湍流模型的误差大部分集中在 60% 内, 2 组计算值大于 100%, 最大误差 152.86%; 而层流模型则有 7 组计算值误差大于 100%, 其中 3 组大于 200%, 最大误差 309.15%。总体来说, 基于目前湍流模型的计算结果更接近试验中的测量值。

表 3 不同工况压力峰值计算结果的相对误差

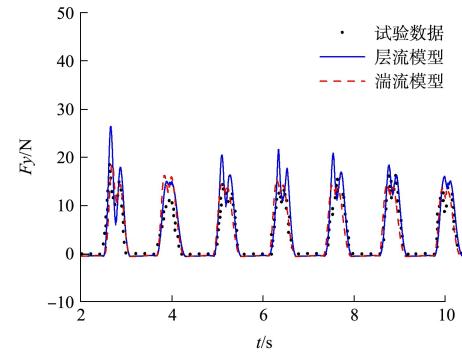
工况	防浪墙半径/m	测点	层流模型相对误差/%	湍流模型相对误差/%
0.45	0.45	1	8.60	-0.99
		2	8.99	-7.73
		3	0.79	-38.85
		4	-42.91	-72.10
2	0.67	1	4.22	-7.94
		2	10.76	-15.11
		3	48.43	-0.13
		4	21.62	-46.03
0.98	0.98	1	0.30	-10.15
		2	45.34	22.36
		3	52.03	15.46
		4	7.48	-41.24
0.45	0.45	1	-5.11	-11.84
		2	3.71	-5.96
		3	32.49	4.98
		4	112.22	55.92
3	0.67	1	4.53	-4.59
		2	17.78	-0.72
		3	76.23	50.45
		4	187.55	17.12
0.98	0.98	1	14.22	5.22
		2	55.96	34.44
		3	153.92	121.59
		4	309.15	72.61
0.45	0.45	1	16.02	10.51
		2	28.52	18.89
		3	68.12	48.01
		4	225.09	152.86
4	0.67	1	23.83	17.79
		2	40.56	29.14
		3	119.13	81.42
		4	214.51	59.61
0.98	0.98	1	26.08	20.89
		2	49.77	39.04
		3	89.24	58.53
		4	233.83	65.61

2.4 弧形防浪墙所受到的波浪荷载

由于防浪墙半径 $R = 0.45$ m 在工况 1 中的试验数据较完整, 因此将此组合下计算所得波浪荷载的历时曲线与试验数据进行比较。图 10a) 中模型试验测得的水平波浪荷载峰值在 50~65 N 波动, 平均值为 55.76 N。基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型得到的水平荷载峰值在 50~70 N 波动, 平均值为 57.07 N, 与基于层流的计算结果相比波动较小, 更接近于试验中的测量值。图 10b) 中基于层流模型所得到的垂向波荷载峰值在 15~27 N 波动, 平均值为 19.82 N, 与试验数据的误差为 32.78%。基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型所得到的垂向波荷载荷峰值在 13~18 N, 平均值约为 15.04 N, 与试验数据的误差约为 2.54%。波浪荷载计算结果的对比再次表明, 基于浮力修正的 $k-\omega$ SST 湍流模型能够更准确地模拟波浪对弧形防浪墙的冲击过程。



a) 水平荷载



b) 垂向荷载

图 10 $R=0.45$ m 在工况 1 中弧形防浪墙的波浪荷载