



# 不同挡板形式对倾斜挡浪板式桩基 透空式防波堤的冲刷研究\*

吕英康<sup>1</sup>, 黄姗姗<sup>2</sup>, 梁丙臣<sup>1,3</sup>, 杨 博<sup>1</sup>, 王振鲁<sup>1,3</sup>

(1. 中国海洋大学 工程学院, 山东 青岛 266000; 2. 深圳市大鹏新区发展和财政局, 广东 深圳 518119;  
3. 山东省海洋工程重点实验室, 山东 青岛 266000)

**摘要:** 针对桩基透空式防波堤在工程实践中存在的海床局部冲刷问题, 以倾斜挡浪板结构形式为研究对象, 探讨挡板开孔方式与开孔率对堤前流场结构与泥沙冲刷特性的影响。基于 FLOW-3D 数值模型, 设计 3 种水流强度及 5 种挡板形式, 通过模拟分析防波堤周围流速场、涡量场及冲刷地形演化, 揭示不同结构参数对局部冲刷机制的作用机理。结果表明: 在相同流速下, 挡板开孔率越小, 挡板后方桩前形成的涡旋强度越大, 冲刷坑深度与范围也显著增加, 泥沙堆积位置向下游移动; 在相同开孔率下, 挡板下部开孔孔径越小, 其对底部流场扰动越显著, 冲刷程度越强。挡板形式对海床冲刷具有显著影响, 因此在结构设计中, 应综合考虑其消浪性能与抗冲刷能力的协同作用。

**关键词:** 桩基透空式防波堤; FLOW-3D; 泥沙冲刷; 开孔式挡板

中图分类号: U656.2

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2025)12-0027-10

## Scour of pile-supported permeable breakwater of inclined wave baffle with different baffle forms

LYU Yingkang<sup>1</sup>, HUANG Shanshan<sup>2</sup>, LIANG Bingchen<sup>1,3</sup>, YANG Bo<sup>1</sup>, WANG Zhenlu<sup>1,3</sup>

(1. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266000, China;

2. Shenzhen Dapeng New District Development and Finance Bureau, Shenzhen 518119, China;

3. Shandong Key Laboratory of Ocean Engineering, Qingdao 266000, China)

**Abstract:** To address the issue of local seabed scouring induced by pile-supported permeable breakwaters in engineering applications, we investigate the effects of baffle opening modes and porosity on the flow field structure and sediment scouring characteristics in front of the breakwater, using an inclined baffle structure as the research object. On the basis of a FLOW-3D numerical model, we design three flow intensities and five baffle configurations, and reveal the mechanisms of different structural parameters affecting local scour through simulation analysis of the surrounding flow velocity field, vorticity field, and seabed morphological evolution. The results show that under the same flow velocity, a lower baffle porosity leads to stronger vortex structures behind the baffle and in the front of piles, resulting in significantly increased scour depth and range, and a downstream shift in sediment deposition position. Under the same porosity, a smaller opening size of lower part of the baffle causes greater disturbance to the near-bed flow, thereby intensifying scouring. The baffle configuration has a significant impact on seabed scour. It is necessary to comprehensively consider the coordinated performance of both wave dissipation and scour resistance in the structural design of such breakwaters.

**Keywords:** pile-supported permeable breakwater; FLOW-3D; sediment scouring; perforated baffle

收稿日期: 2025-03-20 录用日期: 2025-04-22

\*基金项目: 国家自然科学基金项目(52101338); 中央高校基本科研业务费专项(202362007); 中国博士后科学基金第 73 批面上资助项目(2023M733350)

作者简介: 吕英康(1999—), 男, 硕士研究生, 研究方向为防波堤越浪。

通信作者: 王振鲁(1986—), 博士, 副教授, 研究方向为海岸侵蚀与防护。E-mail: wangzhenlu@ouc.edu.cn

沿海港区中,防波堤是用于抵御潮汐、水流、海浪和风暴潮侵袭的重要结构物。近年来,为增强结构透水性、提升港内外水体交换效率和减少对海洋生态系统的负面影响,桩基透空式防波堤逐渐被引入实际工程建设,并受到广泛关注<sup>[1]</sup>。

该类结构的理论研究可追溯至 20 世纪中叶。Wiegel<sup>[2]</sup>首次提出由多排小间距刚性桩组成的透空式防波堤结构,并在忽略波浪绕射效应的前提下,运用微幅波理论给出单排薄板型防波堤透波性能的简化计算方法,为后续工程应用奠定了理论基础。随后,邱大洪等<sup>[3]</sup>将透空式防波堤的概念引入中国,进一步在考虑波浪绕射效应的基础上,推导出适用于任意水深条件下薄板防波堤的透射与反射系数解析表达式,显著拓展了该类结构的理论适用性。随着研究的深入,透空式防波堤的结构形式逐渐由经典的薄板型向多样化演化,研究方法也由早期的理论分析为主逐步转向以物理模型试验为主导。严以新等<sup>[4]</sup>设计出一种多层挡板式桩基透空堤,并通过物理试验验证挡板的开孔率及其布置方式是影响其消浪效果的关键因素;Wang 等<sup>[5]</sup>利用 11 层水平挡板结构开展水动力试验,验证了多层结构具备优良的消浪性能。近年来,得益于计算流体力学的发展与计算能力的提升,数值模拟在防波堤水动力响应分析中的应用日益广泛。Suh 等<sup>[6]</sup>通过数值模型研究发现,随着挡浪墙吃水深度的增加,防波堤透射系数显著下降,反射系数则相应上升;Yin 等<sup>[7]</sup>则通过物理试验与数值模拟相结合,指出桩径变化对波浪爬升过程具有重要影响,提示结构参数优化仍具有广阔的研究空间。

然而,随着桩基透空式防波堤在工程中的广泛应用,同时也带来新的挑战,尤其是堤前局部海床冲刷问题日益凸显。针对这个问题,国内外学者基于物理模型试验与数值模拟开展了大量研究,其结果表明结构参数如桩距、桩的排列方式、挡浪板形式与布置方式等均会影响堤前涡流结构、水流速度分布及冲刷坑形态。例如, Qi 等<sup>[8]</sup>在稳

流及波流耦合条件下采用串联、并联、交错方式排列两圆桩,发现最大冲刷深度随两圆桩之间斜角的增加而增大;Ma 等<sup>[9]</sup>和 Yao 等<sup>[10]</sup>则系统分析桩群结构与迎流角度变化对冲刷深度与范围的影响;Zhang 等<sup>[11]</sup>基于 FLOW-3D 模拟不同桩排列下的冲刷演化过程,验证重整化群 RNG  $k-\varepsilon$  湍流模型在泥沙输移问题中的可行性;Ma 等<sup>[12]</sup>利用计算流体力学-离散元(CFD-DEM)方法详细追踪桩间泥沙运动路径,揭示不同桩距对冲刷强度的影响。综上可见,透空结构虽能有效提升水体交换效率,但也改变了堤前底部水动力环境,加剧局部冲刷程度,进而对结构安全性构成潜在威胁。因此,在结构设计中合理平衡其消浪性能与抗冲刷能力,已成为桩基透空式防波堤研究的重要方向。

在此研究背景下,本文进一步聚焦于透空结构中挡浪板对冲刷演化过程的具体作用机制。选取王强等<sup>[13]</sup>提出的倾斜挡浪板式桩基透空防波堤为研究对象,构建 FLOW-3D 数值模型,通过调控挡浪板开孔率、开孔方式及水流强度等关键参数,模拟分析倾斜挡浪板对局部流场结构、海床涡旋演化及冲刷形态的影响。

## 1 数值模型建立与验证

### 1.1 模型简介

FLOW-3D 软件中采用无量纲临界切应力判断泥沙是否起动,采用 Soulsby-Whitehouse 公式计算临界 Shields 数  $\theta_{cr}$ :

$$\theta_{cr} = \frac{0.24}{1+1.2d_*} + 0.055 [1 - \exp(-0.02d_*)] \quad (1)$$

考虑到坡度对泥沙起动的影响,将式(1)修正为:

$$\theta'_{cr} = \theta_{cr} \frac{\cos\psi \sin\beta + \sqrt{\cos^2\beta \tan^2\varphi - \sin^2\psi \sin^2\beta}}{\tan\varphi} \quad (2)$$

式中:  $d_*$  为无量纲粒径,  $d_* = d_{50} \left[ \frac{(\rho_s - \rho) \|g\|}{\rho \mu^2} \right]^{1/3}$ ,

其中  $\rho$  为流体密度,  $\rho_s$  为泥沙密度,  $d_{50}$  为泥沙颗

粒中值粒径,  $\mu$  为动力黏滞系数,  $g$  为重力加速度;  $\beta$  为河床坡度;  $\varphi$  为泥沙休止角;  $\psi$  为水流方向与上坡方向之间的夹角。

泥沙颗粒挟带速度的计算公式为:

$$u_{\text{lift}} = \alpha \vec{n}_s d_*^{0.3} (\theta - \theta_{\text{cr}})^{1.5} \sqrt{\frac{\|g\| d_{50} (\rho_s - \rho)}{\rho}} \quad (3)$$

式中:  $\alpha$  为挟沙系数, 取值 0.018;  $\vec{n}_s$  为推移质表面的外法线方向;  $\theta$  为水流强度参数。

采用 Meyer-Peter 表层泥沙推移质公式计算单宽输沙率:

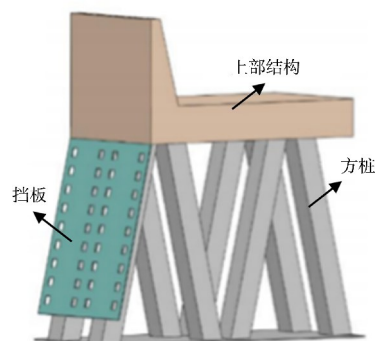
$$q_b = 8(\theta - \theta_{\text{cr}})^{1.5} \left[ \left( \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \right) g d^3 \right]^{0.5} \quad (4)$$

式中:  $q_b$  为以体积计的单宽推移质输沙率;  $d$  为泥沙粒径。

## 1.2 数值水槽布置

王强的新型桩基透空式防波堤物理模型试验见布置图 1。本文建立长 50 m ( $x$  方向)、宽 0.6 m ( $y$  方向)、高 1.1 m ( $z$  方向) 的数值水槽。防波堤模型长 1.1 m、宽 0.6 m、高 1.3 m, 模型基础采用 4 排斜方桩, 沿顺流向和横流向的排列顺序为 4×2, 桩直径为 0.1 m, 倾斜 15°。上部结构为垂

直挡浪墙, 下部在第 1 排斜桩处加置开孔挡板, 挡板宽 0.6 m、长 0.72 m, 防波堤模型放置在水槽长度方向 29.5 m 处, 见图 2。



a) 防波堤数值模型



b) 防波堤物理模型

图 1 桩基透空式防波堤模型

Fig. 1 Pile-supported permeable breakwater model

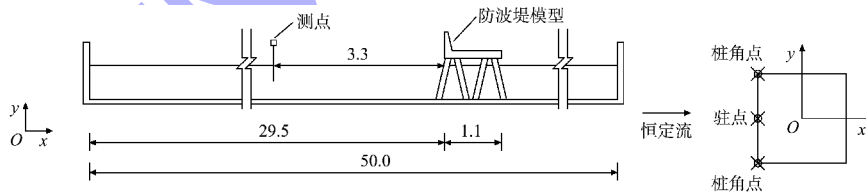


图 2 数值水槽布置 (单位: m)

Fig. 2 Layout of numerical flume (unit: m)

## 1.3 模型设置

计算采用结构网格, 因防波堤模型存在挡板、斜桩等复杂结构, 为减少网格数量, 提高计算效率, 将泥沙冲刷模拟分为两阶段。首先模拟纯水流动, 设置均匀网格, 造流时, 为保证水流平稳过渡, 防波堤模型暂不激活, 泥沙层设置为 solid, 设置表面粗糙度与床面粗糙度相同。当水槽中获得稳定的层流后, 再选取合适的水槽段进行冲刷模拟, 为保证入流处泥沙层底部不被混入水流中、

出流处底部泥沙颗粒不被水流挟带, 分别设置防波堤模型、泥沙层、前后挡板块。入口边界设置为网格覆盖 (grid overlay) 边界, 设置多个网格块, 使用渐变网格, 在模型处进行网格加密, 其中挡板处网格最小, 挡板前后 5 cm 范围内使用 0.5 cm 网格, 其余网格逐渐变大, 添加泥沙模块, 进行泥沙冲刷模拟, 网格总数约为 78 万个。数值水槽的边界条件为:  $x$  轴为水槽长度方向, 入口边界为速度 (velocity) 边界, 出口边界为压力 (pressure) 边

界,控制水流出流水深不变;  $y$  轴为宽度方向,均设置为对称(symmetry)边界;  $z$  轴为高度方向,底部边界为固壁(wall)边界,上部边界设置为对称(symmetry)边界。

泥沙输运方程选择 Meyer-Peter 方程<sup>[14]</sup>,湍流模型选择 RNG  $k-\varepsilon$  模型,选择二阶动量对流方程,压力迭代项选择广义最小残差法(GMRES)。数值模型采用国际单位制(SI 单位制),设置为单流体,双精度条件,模拟时间为 1 000 s,最小时间步长设置为 0.01 ms,泥沙中值粒径  $d_{50}$  设置为 0.49 mm,临界 Shields 数  $\theta_{cr}=0.05$ ,泥沙密度为  $\rho_s=2\ 650\text{ kg/m}^3$ ,床面粗糙度取 2.5 倍泥沙中值粒径。设置初始时刻水位为 0.65 m,设置水流流速为 0.30 m/s,与物理模型试验相对照。

#### 1.4 数值模型验证

模型验证包括两部分。首先,对数值水槽造流的稳定性和持续性进行验证。选取挡板前断面即数值水槽 29.3 m 处流速值,通过最小二乘法进行拟合对比,得到流速分布拟合公式,即式(5)。断面水流流速分布见图 3,可知该断面水槽已获得稳定层流。

$$u = \frac{2.81}{k} \ln \frac{z}{0.001\ 225} \quad (5)$$

式中:  $u$  为流体在  $x$  方向上的速度分量, m/s;  $z$  为水深, m;  $k$  为冯卡门常数,通过最小二乘法对  $u-z$  数据回归标定。

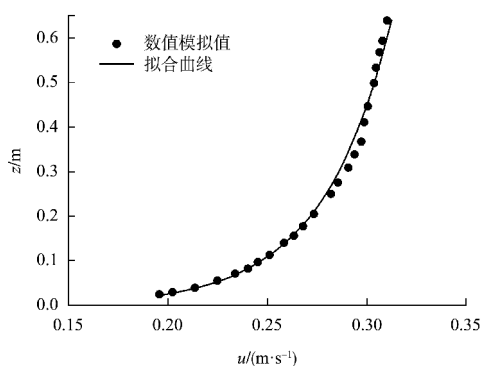


图3 挡板前断面水流流速分布  
Fig. 3 Flow velocity distribution at cross-section in front of baffle

其次,通过王强的物理模型试验验证数值模型准确度和可靠性。将防波堤模型激活,以水面高度变化  $\Delta\eta$  及水流流速  $v$  作为验证数值模型可靠性指标。根据物理模型试验,选取测点为距防波堤模型前 3 倍堤长水面处,可保证此处水面较为平稳,即水槽长度方向 26.2 m 处。数值模拟与试验结果对比见图 4。可以看出,在水面高度变化方面,当水面稳定后数值模拟与试验的平均相对误差为 1.49%;在流速模拟方面,平均相对误差为 1.47%,最大误差为 1.73%。结果表明,所建立的模型能有效反映防波堤前流场变化特征,具有较高的准确度。

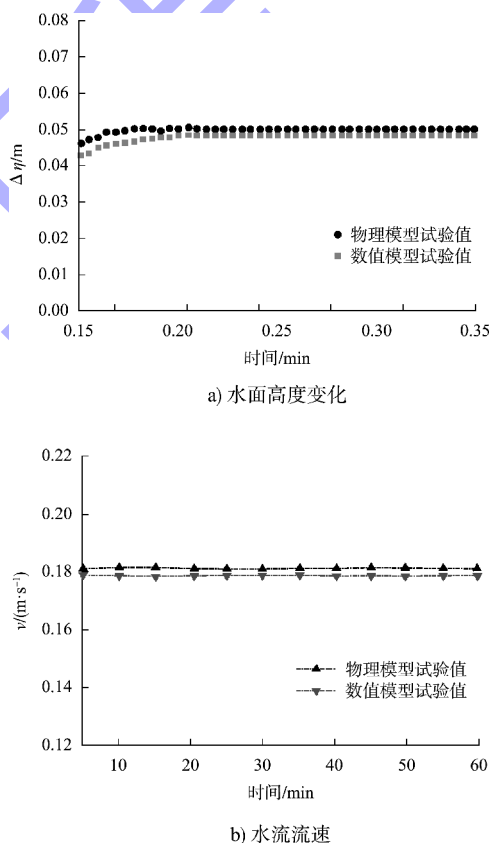


图4 数值模拟与试验结果对比  
Fig. 4 Comparison between numerical simulation and experimental results

## 2 数值计算结果与分析

经水位与流速验证后,由于防波堤物理模型较为复杂,对网格的精度较高,为减少模拟时间,对防波堤模型进行简化,见图 5。本文数值



模拟挡板 3 种开孔率(10%、20%、30%)情况, 并分析不同工况下的流场结构变化、涡量变化及冲刷情况; 当开孔率为 20% 时, 设置 2 种不规则开孔方式, 其中开孔孔径分别与开孔率为 10% 及

30% 时相同, 增加 1 组不加设挡板的防波堤模拟工况进行对比分析, 以研究不同开孔方式及开孔率下挡板对桩基透空式防波堤周边海床冲淤变化的影响。

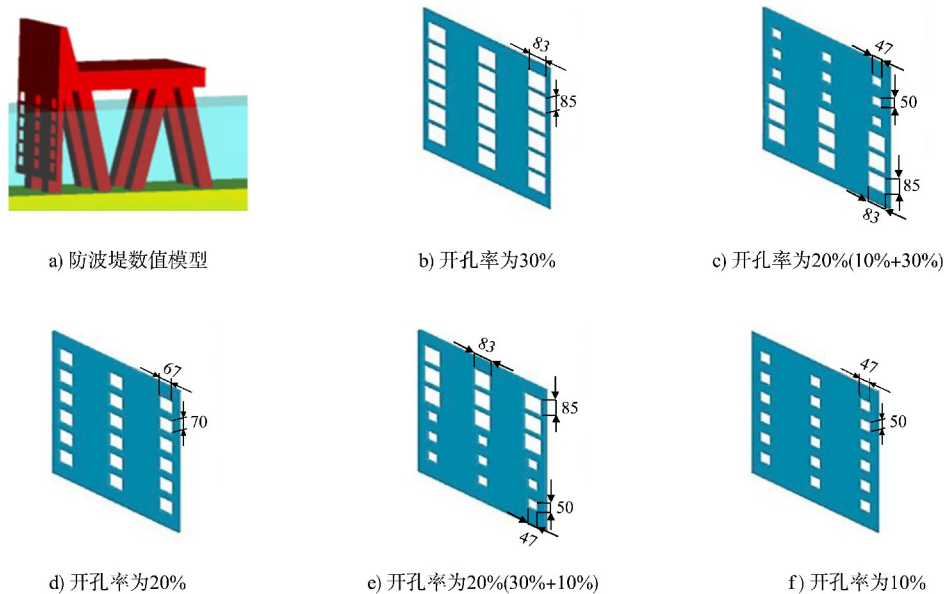


图 5 防波堤模型及挡板形式 (单位: mm)

Fig. 5 Breakwater model and baffle configuration (unit: mm)

## 2.1 流场结构变化

本文共设置 16 组试验工况, 分别选取 3 种水流流速、5 种挡板形式, 并设置 1 组不加挡板的试验工况进行对比分析。相关工况见表 1。

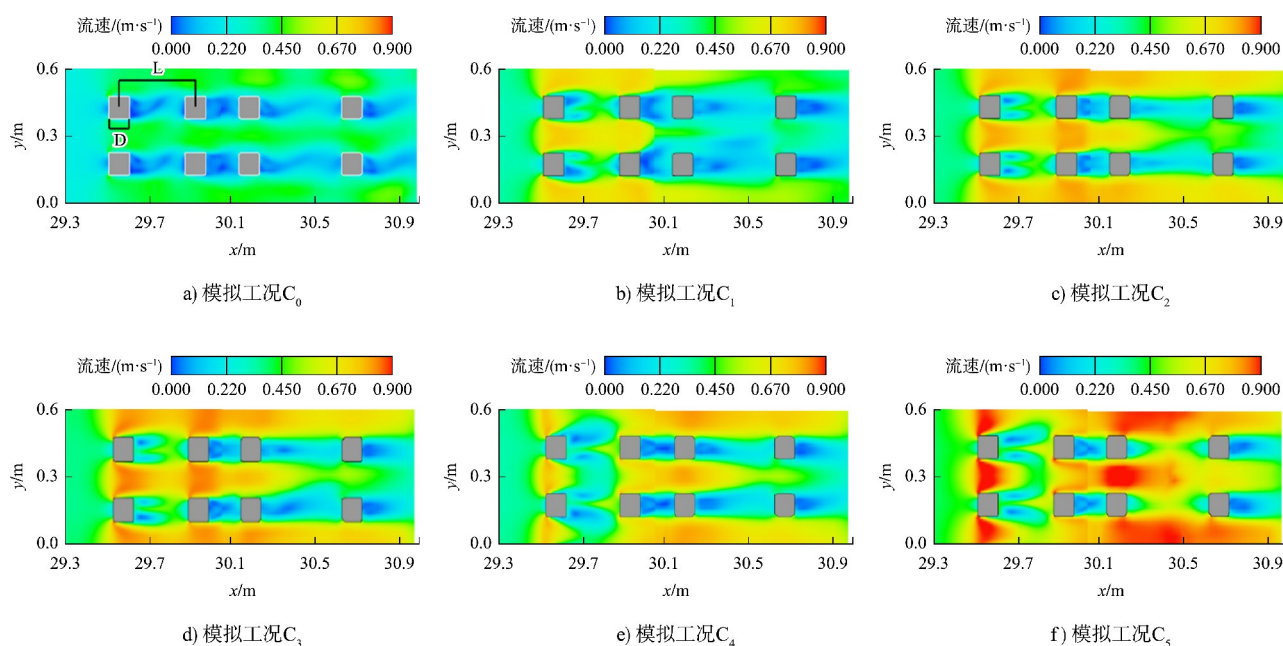
表 1 数值模拟工况

Tab. 1 Numerical simulation conditions

工况	$v/(m \cdot s^{-1})$	挡板形式
A <sub>1</sub>	0.200	挡板开孔率为 30%
A <sub>2</sub>	0.200	挡板开孔率为 20% (10%+30%)
A <sub>3</sub>	0.200	挡板开孔率为 20%
A <sub>4</sub>	0.200	挡板开孔率为 20% (30%+10%)
A <sub>5</sub>	0.200	挡板开孔率为 10%
B <sub>1</sub>	0.235	挡板开孔率为 30%
B <sub>2</sub>	0.235	挡板开孔率为 20% (10%+30%)
B <sub>3</sub>	0.235	挡板开孔率为 20%
B <sub>4</sub>	0.235	挡板开孔率为 20% (30%+10%)
B <sub>5</sub>	0.235	挡板开孔率为 10%
C <sub>0</sub>	0.300	无挡板
C <sub>1</sub>	0.300	挡板开孔率为 30%
C <sub>2</sub>	0.300	挡板开孔率为 20% (10%+30%)
C <sub>3</sub>	0.300	挡板开孔率为 20%
C <sub>4</sub>	0.300	挡板开孔率为 20% (30%+10%)
C <sub>5</sub>	0.300	挡板开孔率为 10%

### 2.1.1 透空堤 xOy 平面流场结构变化

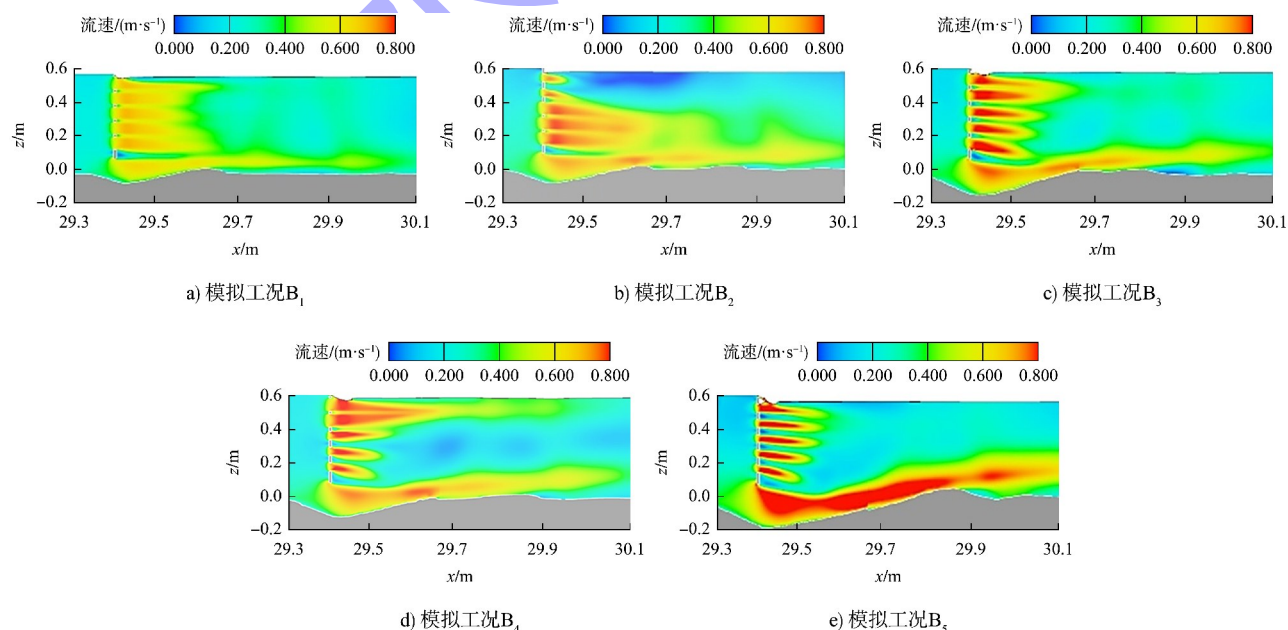
选取水流流速为 0.30 m/s 时挡板开孔率对 xOy 平面流场产生的影响见图 6。结果表明, 沿轴线方向, 由于方桩的阻挡作用, 在第 1 排方桩前水流流速达到最小值, 压力达到最大值, 水流沿 y 轴向方桩两侧流动, 发生绕流现象, 在第 1 排方桩迎流面以及角点处发生分离, 下游水流补充空出区域, 在方桩迎流角点处, 由于过水断面减小, 水流流速增大, 在方桩左、右角点处, 后侧均产生涡旋。对于两串联方桩间的流场, 由于桩间距不同, 流场结构呈现差异。沿 x 轴正向,  $L/D$  ( $L$  为相邻方桩间距,  $D$  为方桩截面边长) 依次为 3.8、2.0、5.6, 当方桩间距较小时, 两桩空隙部分流动基本滞止。方桩间距增加后, 两方桩空隙部分明显有涡旋产生, 这与付娜<sup>[15]</sup>的研究结果较为一致。由图 6b)~f) 可知, 加挡板后, 随挡板开孔率减小, 水流流速增大, 第 1 排方桩后流体尾迹出现明显差异, 尾流涡旋逐渐增大。

图 6 流速为 0.300 m/s 时  $xOy$  平面流场结构变化Fig. 6 Flow field structure variation on  $xOy$  plane at velocity of 0.300 m/s

### 2.1.2 透空堤 $xOz$ 平面流场结构变化

水流流速为 0.235 m/s 时, 挡板不同开孔率下  $xOz$  方向的流场结构变化见图 7。水流经过挡板时, 由于挡板阻挡作用, 在挡板前出现壅水现象, 水面明显升高, 挡板附近水流流速随挡板开孔率减小而增大, 且尾涡随开孔率减小而变短。当挡板开孔率为 30% 时, 尾涡较长, 速度恢复为初始值的时间较

长。当挡板开孔率都为 20% 时, 由于挡板开孔方式不同, 当上 3 排开孔面积较小而下 3 排开孔面积较大时, 其上部尾涡较短、下部尾涡较长、水流近底流速较小; 反之, 则上部尾涡较长、下部尾涡较短、水流流速较大。当挡板开孔率为 10% 时水流流速变化较快, 当挡板底部泥沙冲刷程度逐渐增大时, 底部涡旋扰动剧烈, 底部涡旋强度增大, 尾涡增长。

图 7 流速为 0.235 m/s 时  $xOz$  平面流场结构变化Fig. 7 Flow field structure variation on  $xOz$  plane at velocity of 0.235 m/s

## 2.2 涡量变化

水流流速为 0.235 m/s 时, 不同工况下桩基透空式防波堤  $xOy$  平面的涡旋强度变化见图 8, 使用  $Q$  准则——式(6)识别涡旋, 顺流向第 1 排方桩后尾流出现大小略有不同的涡结构, 呈对称分布。

$$Q = -\frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] - \frac{\partial u \partial v}{\partial y \partial x} - \frac{\partial u \partial w}{\partial z \partial x} - \frac{\partial v \partial w}{\partial z \partial y} \quad (6)$$

式中:  $Q$  为反映局部流体旋转作用与形变作用的

相对大小的参数,  $s^{-2}$ , 若  $Q > 0$  说明旋转占主导, 该区域存在涡旋;  $u$ 、 $v$ 、 $w$  分别为流体在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向上的速度分量, m/s。

工况  $B_1 \sim B_5$  第 1 排方桩的桩前、后均有涡旋产生, 工况  $B_3$  第 2 排方桩桩前角点处有涡旋产生。随挡板开孔率的减小, 涡旋数量增加且强度逐渐增大, 由于水流冲刷, 导致泥沙堆积后形成沙丘, 在沙丘前有涡旋产生, 沙丘不断后移, 导致涡旋影响区域向后方扩散。

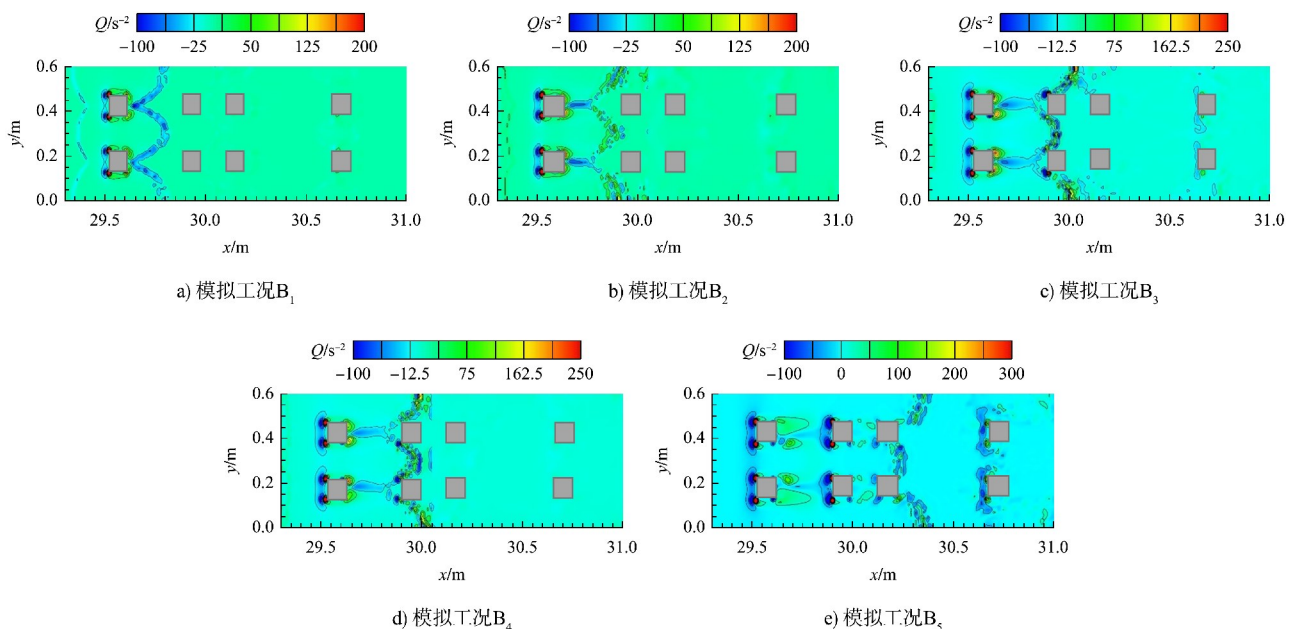


图 8 流速为 0.235 m/s 时  $xOy$  平面涡旋强度变化  
Fig. 8 Vorticity variation on  $xOy$  plane at velocity of 0.235 m/s

## 2.3 冲刷形态变化

当水流流速较小时, 挡板开孔率不同时透空式防波堤桩基周围的冲刷变化见图 9。随着水流的持续冲刷, 桩基周围明显产生冲刷坑以及泥沙堆积形成的沙丘。由图 9a) 可知, 当水流流速为 0.2 m/s, 挡板开孔率为 30% 时, 仅在顺流向第 1 排桩基上游桩角处出现明显冲刷坑, 此时桩前驻点位置尚未有明显的冲刷痕迹。然而, 2 个并联桩之间, 由于马蹄涡的挤压效应, 角点处冲刷坑融合, 导致冲刷深度进一步增大, 且在第 1 排桩后角点处出现淤积。由图 9b) ~ e) 可知, 当挡板开孔率逐渐减

小时, 冲刷坑从上游桩角处逐渐向桩前驻点、下游桩角方向延伸, 同时, 方桩两侧的冲刷坑范围和深度逐渐增大, 甚至可能形成一个整体, 桩后产生的泥沙淤积逐步后移。

由图 9a)、图 10a)、图 11b) 可知, 当水流流速增大, 挡板开孔方式相同时, 第 1 排桩基处出现范围更大且更深的冲刷坑, 堆积沙丘的高度和宽度增加, 与图 11a) 的未加置挡板的防波堤相比, 冲刷程度明显加剧。由图 9d)、图 10d)、图 11e) 可知, 当挡板开孔率都为 20% (30%+10%) 时, 泥沙因第 2 排与第 3 排桩串联产生的遮蔽作用而淤积,



且在下游桩角处出现明显淤积。由图 9e)、图 10e)、图 11f) 可知, 当挡板开孔率都为 10% 时, 淤积形成的沙丘主要集中在第 3 排桩后, 且随着

水流强度的增大, 堆积位置逐渐从第 3 排桩后延伸至第 4 排桩后。

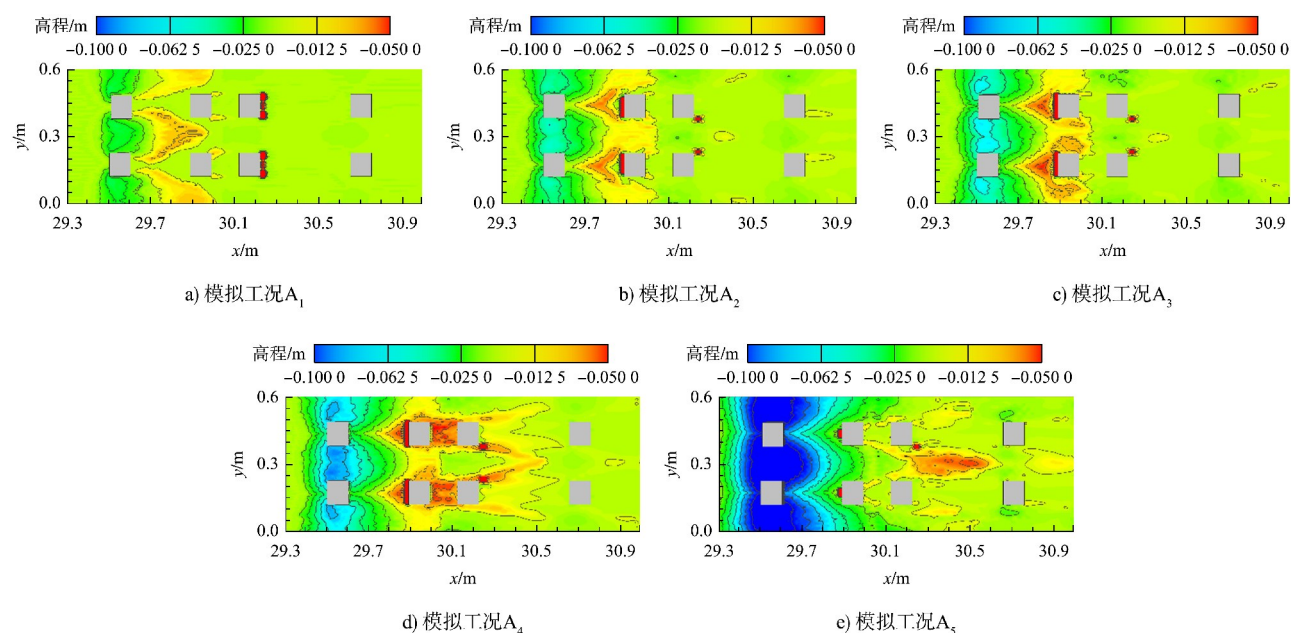


图 9 流速为 0.200 m/s 时冲刷地形  
Fig. 9 Bed morphology under flow velocity of 0.200 m/s

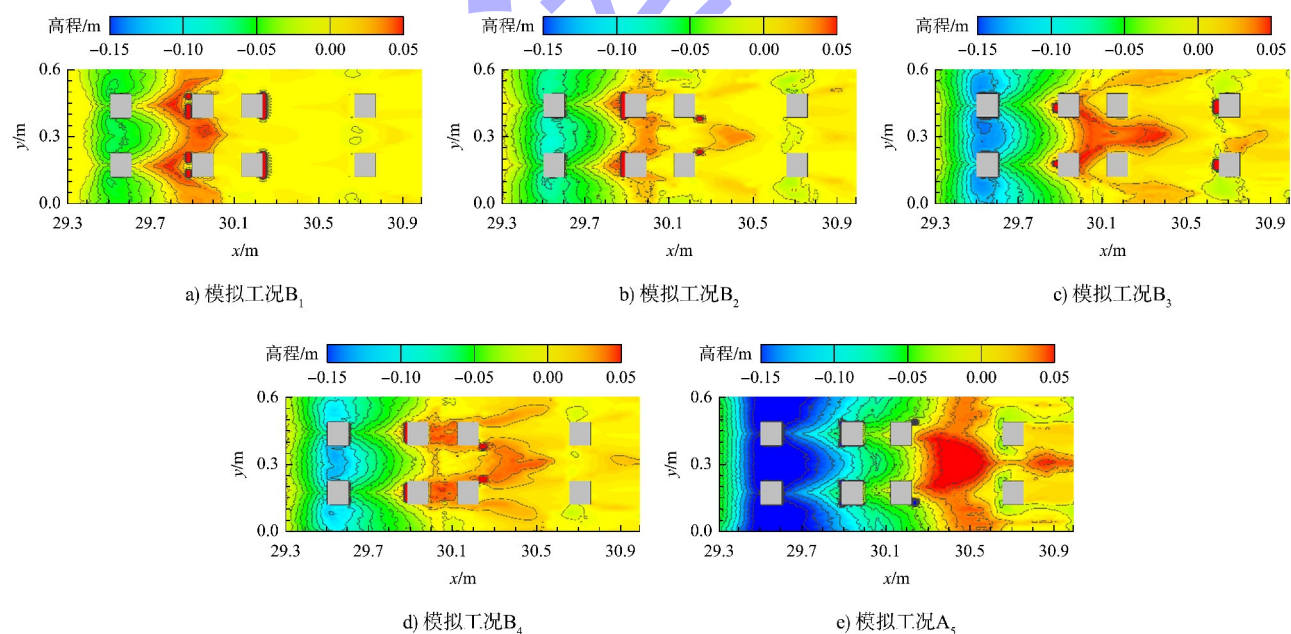


图 10 流速为 0.235 m/s 时冲刷地形  
Fig. 10 Bed morphology under flow velocity of 0.235 m/s



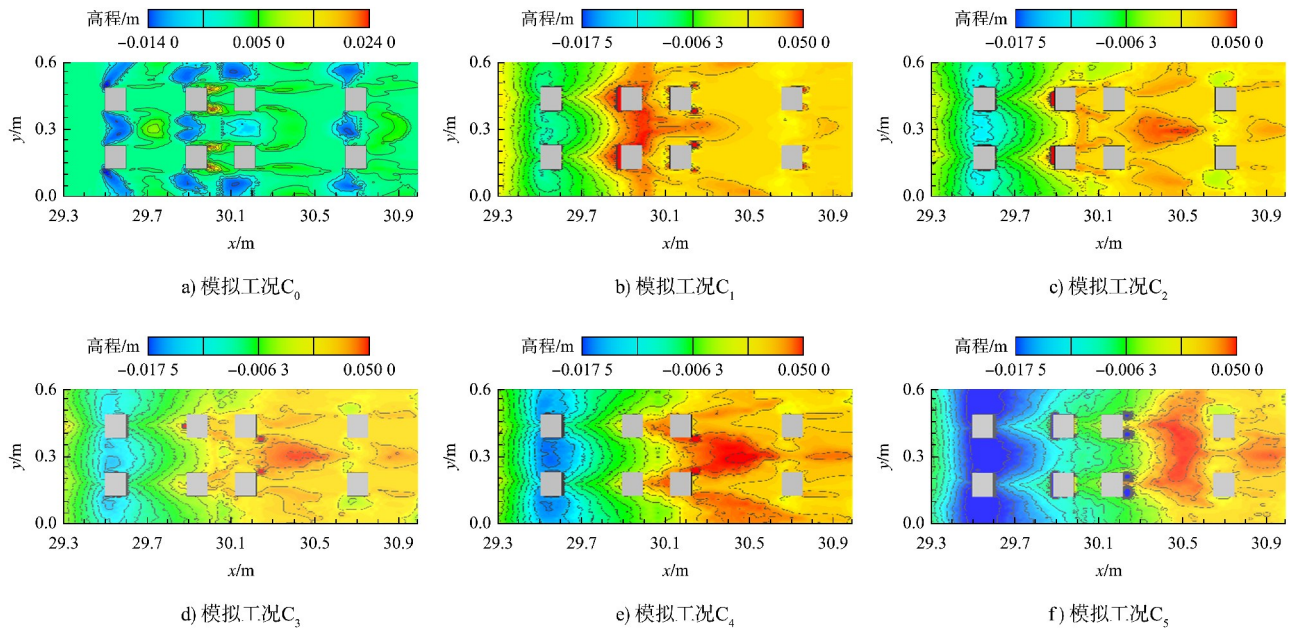


图 11 流速为 0.300 m/s 时冲刷地形  
Fig. 11 Bed morphology under flow velocity of 0.300 m/s

由图 9~11 可知, 冲刷坑一般只在挡板后第 1 排方桩周围形成, 为研究稳流条件下水流强度对挡板后第 1 排方桩周围泥沙冲刷与堆积特征的影响, 在冲刷模拟 1 000 s 后, 当取水槽长度方向 29.5 m 处为横坐标零点时, 选取 I-I 特征剖面 ( $y=0.3$  m), 不同工况下泥沙冲刷剖面及最大冲刷深度发展历程见图 12。当水流流速为 0.200 m/s 时, 工况  $A_1 \sim A_5$  的冲刷最大深度分别为  $0.57D$ 、 $0.86D$ 、 $1.06D$ 、 $1.25D$ 、 $1.54D$ ; 水流流速为 0.235 m/s 时, 工况  $B_1 \sim B_5$  的冲刷最大深度分别为  $1.12D$ 、 $1.41D$ 、 $1.53D$ 、 $1.69D$ 、 $1.92D$ ; 水流流速为 0.300 m/s 时, 工况  $C_0 \sim C_5$  的冲刷最大深度分别为  $0.09D$ 、 $1.49D$ 、 $1.73D$ 、 $1.76D$ 、 $1.85D$ 、 $1.93D$ 。当水流流速为 0.300 m/s, 桩基透空式防波堤未加置开孔式挡板时, 冲刷最大深度仅为  $0.09D$ , 防波堤开孔率为 30% 时, 冲刷程度较其他挡板形式较小, 约是未加挡板防波堤冲刷程度的 16.56 倍。结果表明, 挡板对桩基透空式防波堤周围海床的冲刷会造成较大影响; 而在水流强度相同时, 冲刷程度一般与挡板开孔率呈负相关; 在挡板开孔方式相同时, 冲刷程度一般与水流强度呈正相关。

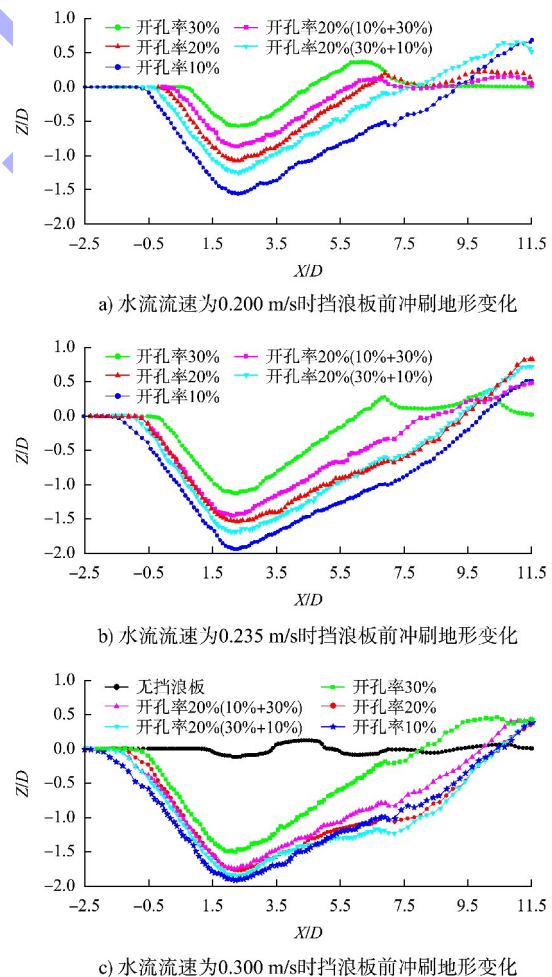


图 12 不同水流强度下 I-I 剖面 ( $y=0.3$  m) 冲刷剖面曲线  
Fig. 12 Scour profile curves along section I-I ( $y=0.3$  m) under different flow intensities

### 3 结论

1) 桩基透空式防波堤前增加挡浪板能够有效提高防波堤的消浪性能, 然而挡浪板也会造成海床较明显的冲淤, 因此在挡浪板式桩基透空式防波堤设计时应该充分考虑挡浪板的开孔方式及开孔率对周边海床造成的冲刷影响。

2) 当水流强度相同、挡板开孔率较小时, 由于过水面积减小, 挡板周围水流流速明显增大, 挡板后第 1 排方桩桩前涡旋、挡板底部涡旋强度随挡板开孔率减小而增大; 冲刷坑一般出现在挡板后第 1 排方桩上游角点处, 冲刷坑深度和范围随挡板开孔率减小而增大, 冲刷坑内扰动更为剧烈, 堆积而成的沙丘位置随挡板开孔率减小逐渐向下游移动。

3) 当挡板开孔率相同、开孔方式不同时, 挡板下部开孔孔径对底部流场变化及冲刷影响更大; 挡板下部开孔孔径较小时, 挡板底部流速增大, 冲刷程度较大, 反之, 则挡板底部流速较小, 冲刷程度较小。

### 参考文献:

- [1] 刘韬, 钟瑚穗, 丁七成. 消能室式桩基透空堤消浪特征的试验比较研究[J]. 水运工程, 2007(12): 13-16.  
LIU T, ZHONG H S, DING Q C. Experimental study on wave dissipation mechanism of piled permeable breakwater with wave-absorbing chambers [J]. Port & waterway engineering, 2007(12): 13-16.
- [2] WIEGEL R L. Transmission of waves past a rigid vertical thin barrier [J]. Journal of the waterways and harbors division, 1960, 86(1): 1-12.
- [3] 邱大洪, 王学庚. 深水薄板式防波堤的理论分析[J]. 水运工程, 1986(4): 8-12.  
QIU D H, WANG X G. Theoretical analysis of deep-water thin-plate breakwaters [J]. Port & waterway engineering, 1986(4): 8-12.
- [4] 严以新, 郑金海, 曾小川, 等. 多层挡板桩基透空式防波堤消浪特性试验研究[J]. 海洋工程, 1998(1): 68-75.  
YAN Y X, ZHENG J H, ZENG X C, et al. Characteristics of wave dissipation for pile-foundation tier-retainer breakwaters [J]. The ocean engineering, 1998(1): 68-75.
- [5] WANG Y X, WANG G Y, LI G W. Experimental study on the performance of the multiple-layer breakwater [J]. Ocean engineering, 2006, 33(13): 1829-1839.
- [6] SUH K D, SHIN S W, COX D T. Hydrodynamic characteristics of pile-supported vertical wall breakwaters [J]. Journal of waterway, port, coastal, and ocean engineering, 2006, 132(2): 83-96.
- [7] YIN M J, ZHAO X Z, LUO M, et al. Prediction of the wave run-up on pile breakwaters [J]. Journal of waterway, port, coastal, and ocean engineering, 2023, 149(1): 04022026.
- [8] QI W G, LI Y X, XU K, et al. Physical modelling of local scour at twin piles under combined waves and current [J]. Coastal engineering, 2019, 143: 63-75.
- [9] MA L L, WANG L Z, GUO Z, et al. Time development of scour around pile groups in tidal currents [J]. Ocean engineering, 2018, 163: 400-418.
- [10] YAO W D, AN H W, DRAPER S, et al. Experimental investigation of local scour around submerged piles in steady current [J]. Coastal engineering, 2018, 142: 27-41.
- [11] ZHANG Q, ZHOU X L, WANG J H. Numerical investigation of local scour around three adjacent piles with different arrangements under current [J]. Ocean engineering, 2017, 142: 625-638.
- [12] MA H H, ZHANG S Y, LI B. Numerical investigation of local scour around twin piles under steady current using CFD-DEM coupling method [J]. Computers and geotechnics, 2023, 164: 105805.
- [13] 王强, 刘睿, 梁丙臣. 倾斜挡浪板式桩基透空型防波堤的消浪性能研究[J]. 海岸工程, 2022, 41(2): 95-104.  
WANG Q, LIU R, LIANG B C. Experimental study on wave-dissipating performance of pile-supported breakwater with perforated inclined wave screen [J]. Coastal engineering, 2022, 41(2): 95-104.
- [14] 李安斌, 张根广, Man Chandara, 等. 输沙率公式对桥墩局部冲刷数值模拟影响研究[J]. 泥沙研究, 2022, 47(3): 15-22.  
LI A B, ZHANG G G, MAN C, et al. Influence of sediment transport rate formula on numerical simulation of local scour around a bridge pier [J]. Journal of sediment research, 2022, 47(3): 15-22.
- [15] 付娜. 低雷诺数下双方柱绕流的数值模拟 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2007.  
FU N. The numerical simulation of the flow past two square cylinders at low Reynolds numbers [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007.

(本文编辑 王璁)