

雷佳欣, 张荣, 陈永平, 等. 堤前红树林对直立堤波压力影响的数值模拟研究[J]. 海洋学报, 2024, 46(2): 117–130, doi:10.12284/hyxb2024011

Lei Jiaxin, Zhang Rong, Chen Yongping, et al. Numerical simulation on the impact of mangroves on wave pressure on vertical sea dikes[J]. Haiyang Xuebao, 2024, 46(2): 117–130, doi:10.12284/hyxb2024011

堤前红树林对直立堤波压力影响的数值模拟研究

雷佳欣^{1,2}, 张荣^{1,2}, 陈永平^{1,2*}, 王远^{1,2}, 姚鹏^{1,2}

(1. 河海大学 水灾害防御全国重点实验室, 江苏 南京 210098; 2. 河海大学 港口海岸与近海工程学院, 江苏 南京 210098)

摘要: 基于非静压模型 SWASH, 建立数值波浪水槽, 通过设置有无红树林的对比实验, 系统研究了波浪-红树林-直立堤相互作用时的水动力特性, 并分析了波陡, 相对水深, 厄塞尔数, 红树林长度、密度、特征直径等因素对直立堤堤前波高、迎浪面最大波压力的影响。研究表明: 无红树林时 Goda 公式无法准确估算直立堤上的冲击荷载; 在模型比尺为 1:10 的数值实验中, 2 m 宽的堤前红树林可使波高衰减 6%~45%, 波压力衰减 11%~74%, 然而, 在相对波高较大且红树林特征参数较小时会引起堤前波高增大 4%~26%; 在本文考虑的水力条件下, 最大波压力随波陡减小而减小 58%~93%, 随相对水深增大而减小 42%~72%, 随厄塞尔数减小而减小 87%~96%; 堤前波高和波压力衰减率随红树林宽度、密度及特征直径的增加而非线性增加。研究结果可为进一步认识红树林的消浪效应及红树林生态系统与海堤组合的海岸防护工程的设计与规划提供科学的依据。

关键词: 红树林; 直立堤; 波压力; 数值模拟

中图分类号: P753

文献标志码: A

文章编号: 0253-4193(2024)02-0117-14

1 引言

直立式防波堤作为一种沿海地区常见的工程设施, 在抵御潮浪冲击方面起到了至关重要的作用, 然而在沿海风暴期间, 直立堤经常受到极端波浪力的影响, 从而导致结构破裂或整体破坏^[1-2]。与此同时, 气候变化引起海平面上升会导致直立堤前水深增大, 直立堤在未来可能会承受更大的波浪力, 从而导致海堤的安全性能低于设计标准^[3]。近年来工程实践中开始通过优化堤身结构、运用生态建筑材料以及在堤外种植海岸盐沼植被等措施来提升海堤的防潮御灾能力^[4]。

红树林是一种兼具防浪减灾及保护环境的海岸生态系统, 它们的根、茎、叶在波浪中引起内摩擦力

和阻力, 可以显著降低波浪能量, 并捕获沉积物与营养物质^[5-6]。过去学者们通过现场观测^[7-9]、模型实验^[10-13]、数值模拟^[14-17]等多种手段对红树林的消浪特性进行阐述, 多项研究表明红树林即使是在极端海洋事件下仍具有显著的消浪效果^[18-19]。因此, 越来越多的工程实践中应用堤前红树林作为硬式海岸防护结构的补充。这种“软硬结合式”的海岸防护工程可以有效降低海堤防护能力不足的风险, 更具有生态性和可持续性^[20-21]。

作用在直立堤上的波浪力是影响直立堤结构稳定性的关键参数之一, 除了现场或实验室的直接测量外, 通常可采用经验公式和数值模型的方法计算直立堤上的波浪力。在过去的几十年中通过大量的水力实验得出了不同的经验公式用于计算直立堤上的波

收稿日期: 2023-11-12; 修订日期: 2024-01-08。

基金项目: 国家重点研发计划项目(2023YFC3008100)。

作者简介: 雷佳欣(1999—), 女, 湖南省郴州市人, 主要从事生态海堤模型实验及数值模拟研究。E-mail: lejiaxin2023@163.com

* 通信作者: 陈永平(1976—), 男, 江西省万载县人, 教授, 主要从事海岸灾害与防灾减灾研究。E-mail: ypchen@hhu.edu.cn

浪力。其中, Sainflou 公式^[22]、Minikin 公式^[23]和 Goda 公式^[24]是最常用的计算方法, 它们被广泛用于计算破碎与非破碎波浪条件下的波浪力。过去的研究中发现波浪条件^[25-27]和海堤的结构型式^[28]是影响直立堤上波浪力的主控因素, 然而由于海堤结构型式的复杂性, 采用实验方法计算波浪力存在着操作复杂和成本高的问题。为了克服这些限制, 数值模型被应用于模拟不同结构型式的海堤上的波浪力。两相(气体和液体)流、表面追踪模型是目前可用于波浪力模拟的最先进模型之一, 这些水动力模型通过求解每个流体相的连续性方程和动量方程来求解每个单独的波浪, 它们还能够通过在动量方程中添加汇项来模拟植被对波的衰减^[29-30]。Mokrani 等^[31]采用基于 Navier-Stokes 方程和 VOF (Volume of Fluid) 方法的两相流模型对破碎波的破碎冲击过程、波压力和总力的历时变化及垂向分布、越浪量等问题进行了研究, 分析了冲击过程和越浪量与破碎点相对位置的相互关系。Martin-Medina 等^[32]采用多相 N-S 模型分析了孤立波作用下坡面陡度对直立堤所受波压力的影响。Hsu 等^[25]构建了一系列波浪水槽实验, 测量了极端波浪条件下直立堤的前后水平力和上托力, 并运用 COBRAS (Cornell Breaking-Waves and Structures) 数值模型计算了不同越浪下的波浪荷载, 发现越浪引起的作用在直立堤后侧的力不可忽视。

虽然前人的研究已经极大地促进了人们对于直立堤上所受波浪力特性的认识, 但提前红树林对于直立堤所受波浪力的影响仍是需要关注的重要方向。以往的研究中学者们主要集中在探讨分析提前波浪要素(波高、周期、水深)以及海堤结构型式(基床、孔隙度、干舷高度等)对直立堤所受波压力的影响上^[25-28], 对于红树林-直立堤组合的海岸防护工程中波浪与红树林因素对直立堤所受波压力的具体影响的研究仍十分缺乏。因此, 本文旨在通过 SWASH (Simulating Waves till Shore) 非静压数值模型来模拟波浪-红树林-直立堤三者的相互作用过程, 通过设置直立堤前有无红树林的对比工况, 分析波陡、相对水深、厄塞尔数、红树林密度、宽度和特征直径等主要因素对提前波高及直立堤所受波压力的影响, 探寻红树林对直立堤前的水动力特性和所受波压力的影响机制。

2 数值模型及验证

2.1 模型介绍

本文的数值模型采用由荷兰代尔夫特理工大学开发的基于非线性浅水方程的非静压模型 SWASH。

SWASH 模型已被证明适用于研究防波堤的波浪传播、变形和漫顶等。其中, SWASH 模型将方程沿水深平均, 并将垂向区域分为多层。该模型沿 x 方向的控制方程如下:

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} + \frac{\partial hu}{\partial x} = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + g \frac{\partial \zeta}{\partial x} + \frac{1}{h} \int_{-d}^{\zeta} \frac{\partial P}{\partial x} dz + c_f \frac{u|u|}{h} = 0, \quad (2)$$

式中, ζ 为以静水位为基准的自由表面高程; t 为时间; h 为总水深 ($h = \zeta + d$), d 为静水深; u 为沿 x 方向的水深平均流速; g 为重力加速度; P 为非静水压力; c_f 为无量纲的底部摩擦系数, 它与曼宁粗糙度系数 n 相关, $c_f = \frac{n^2 g}{h^{3/2}}$ 。

沿水深的非静水压力梯度项的积分表达式可以写成非守恒形式为

$$\int_{-d}^{\zeta} \frac{\partial P}{\partial x} dz = \frac{1}{2} h \frac{\partial P_b}{\partial x} + \frac{1}{2} P_b \frac{\partial (\zeta - d)}{\partial x}, \quad (3)$$

式中, P_b 为底部的非静水压力。

沿 z 轴的表面流速 w_s 和底部流速 w_b 表达式如下:

$$\frac{\partial w_s}{\partial t} = \frac{2P_b}{h} - \frac{\partial w_b}{\partial t}, \quad (4)$$

$$w_b = -u \frac{\partial d}{\partial x}. \quad (5)$$

质量守恒方程的最终形式为

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{w_s - w_b}{h} = 0. \quad (6)$$

有关于 SWASH 模型的更多细节可以参考 Zijlema 等的文献^[33]。

在 SWASH 数值模型中, 对刚性植物的模拟方法是在控制方程中引入植被引起阻力项, 从而影响流体的运动速度, 甚至于造成紊流等复杂的流体形态, 这种方法忽略了植被随流体运动时的摇摆。基于此方法, 植被在高度上单位面积的能量耗散 ε_v 为

$$\varepsilon_v = \int_h^{-h+dh} F u dz, \quad (7)$$

式中, F 是每单位体积作用在植被上的力的水平分量, 根据 Morison 方程^[34]:

$$F = \frac{1}{2} \rho C_D h_v D_v N_v u |u| + \rho (1 + C_m) h_v A_v N_v \frac{du}{dt}, \quad (8)$$

式中, C_D 为拖曳力系数; h_v 为植被高度; D_v 为植被茎直径; N_v 为单位面积内的植被数量; C_m 为惯性力系数; A_v 为单株植物茎的垂向投影面积 ($A_v = \frac{\pi}{4} D_v^2$)。

2.2 模型建立与验证

2.2.1 红树林区域的波浪传播变形验证

本文在数值水槽中模拟了规则波的生成及经过红树林的传播演变过程, 将数值模拟的计算结果与 Zhang 等^[35]在河海大学波浪水槽中开展的红树林消

浪的物理模型实验测量结果进行对比, 实验具体布置如图 1 所示。实验原型尺度下波高为 0.4~2.0 m, 水深为 3~5 m, 周期为 3.16~6.32 s, 原型红树林为茎直径 0.1 m 的 15 年生红树林, 依据弗劳德相似性准则按照 1:10 的比例尺设置了实验水力条件和模型红树林参数。实验中设置了 8 个浪高仪(W1-W8)测量不同位置处的水位历时变化, 浪高仪的采集频率为 50 Hz, W4-W8 间隔 0.5 m 布置在长 2 m 的红树林带

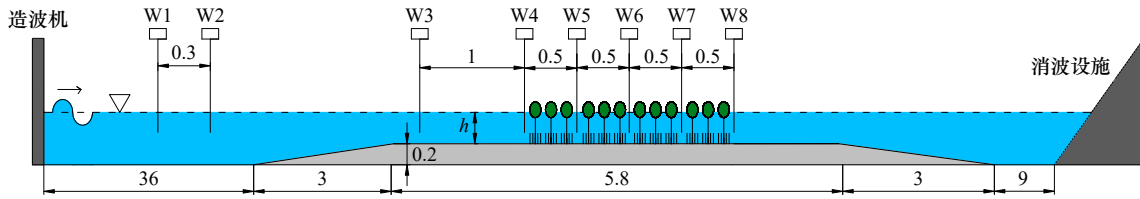


图 1 红树林消浪实验布置(单位: m)

Fig. 1 Layout of mangrove wave attenuation experiment (unit: m)

表 1 红树林区域的波浪传播变形验证工况

Table 1 Verification conditions for wave propagation in mangroves areas

工况	水深 h/m	波高 H/m	周期 T/s	$C_D(V1)$	$C_D(V2)$
A1	0.3	0.06	1.2	3.6	7.6
A2	0.3	0.06	1.4	3	6.1
A3	0.4	0.08	1.4	2.7	5.4
A4	0.4	0.08	1.6	2.3	4.5
A5	0.5	0.12	1.4	2.1	4.2
A6	0.5	0.12	1.6	1.8	3.5

数值模拟的模型范围与物理模型基本相同, 数值水槽长度为 15 m, x 方向的网格分辨率为 0.01 m, z 方向的垂向层数为 1 层。模型中植被高度为 0.4 m, 分布密度为 36 株/ m^2 。根据 Morison 方程^[34], 当茎直径与波长之比较小时, 惯性力产生的影响较小, 且对于线性波, 惯性力与波速之间的相位差导致惯性力对波能耗散的贡献很小^[36], 因此本研究忽略了惯性力的影响。为了在计算拖曳力系数 C_D 时考虑特征直径 D_v 的影响, 定义了以 D_v 为特征长度的 KC_D ($KC_D = \frac{u_s T}{D_v}$, u_s 为特征速度, 本研究取深度平均波轨速度 \bar{u} 作为特征速度, $\bar{u} = \frac{\omega H}{2kh}$, ω 为波浪角频率, k 为波数)。同时, 从文献^[35]中选取了基于茎直径 d 拟合的拖曳力系数经验公式 $C_D = 0.6 + \left(\frac{101.99}{KC_d}\right)^{1.22}$ ($6.05 < KC_d < 64.90$), 将公式中 KC_d 替换为基于特征直径 D_v 计算的 KC_D , 并调整系数以保证 C_D 的估算值与实验计算值的一致性。转换

以测量其沿程波高变化。由于不同物种和树龄的红树林在垂向结构特征上存在一定的差异性, 这种差异也会影响其消浪效应, 因此本文通过设定植被特征直径 $D_v = \frac{\text{红树林体积}}{\text{茎体积}} \times \text{茎直径}$ 来表征不同类型红树林垂向结构的变化影响。本次验证选取了两种特征直径的红树林 ($D_{v1} = 0.03$ m, $D_{v2} = 0.06$ m) 在不同水深、波高、周期条件下的 6 种实验工况(表 1)来验证波浪在植被区域传播的有效性。

后的 $C_D - KC_D$ 经验公式为: $C_D = 0.6 + \left(\frac{14.55}{KC_D}\right)^{1.22}$ ($1.01 < KC_D < 21.63$)。验证工况采用的 C_D (表 1)可根据 $C_D - KC_D$ 计算得到。数值计算的时间步长需要满足其稳定性(Courant 数小于 1), 采用了 0.001 s 的初始时间步长, 数值水槽边界采用弱反射边界条件, 水槽末端设置了 3 倍波长的海绵层, 消除波浪反射的影响, 水槽的底部摩阻采用曼宁系数 $n = 0.019$ ^[33]。

红树林区域的波高沿程变化的实验值与模拟值对比如图 2 所示, 坐标原点为红树林区域起点。由图 2 可知, 数值计算结果和实验结果的吻合程度很高, 表明数值模型可以准确地模拟波浪经红树林区域的传播变形过程, 且拖曳力系数 C_D 的经验公式在该数值模型中可以准确地模拟出不同类型的红树林对波浪的阻力作用。

2.2.2 规则波与直立堤相互作用验证

为验证该数值模型计算波浪与直立堤相互作用的过程及直立堤各位置所受波浪力的准确性, 设计了物理模型实验, 实验布置如图 3a 所示。实验中直立堤原型为浙江省瑞安市丁山二期海堤, 按照 1:10 的几何比尺构建直立堤物理模型。堤前设置 8 个浪高仪(G1-G8)来测量直立堤前不同位置处的水位历时变化, 直立堤堤身及基床的尺寸结构如图 3b 所示, 在直立堤迎浪面中线上布置了 10 个压力传感器(P1-P10)测量直立堤迎浪面上各位置处的压力历时变化, 压力传感器的采集频率为 1 000 Hz, 布置如图 3c 所示。

由于波浪破碎会对直立堤所受波压力产生显著影响, 实验分别设置了破碎(入射波高为 0.08 m, 水深为 0.3 m, 周期为 1.4 s)和非破碎(入射波高为 0.08 m,

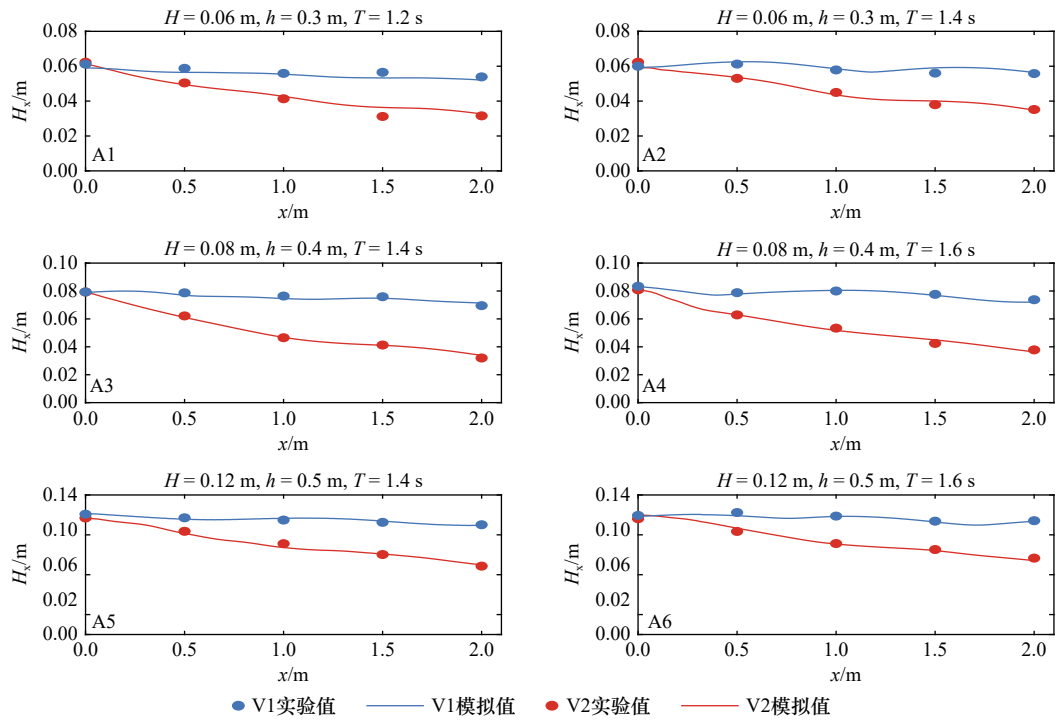


图2 红树林区域的波浪传播变形验证

Fig. 2 Verification of wave propagation deformation in mangrove areas

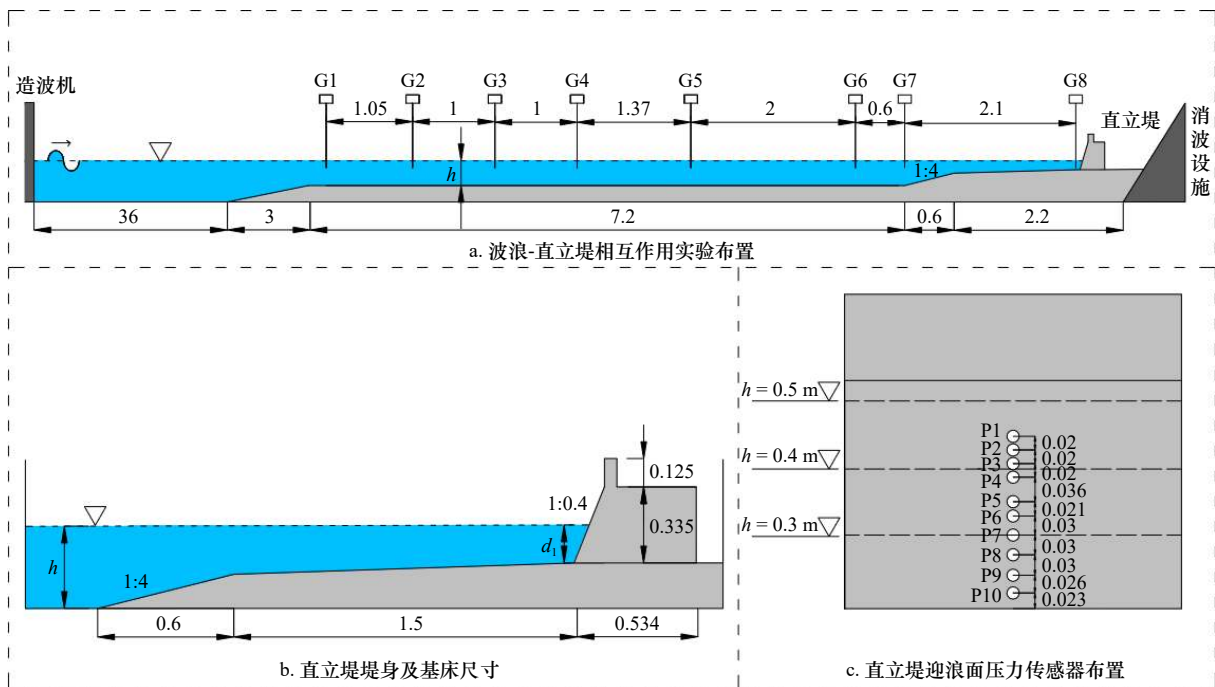


图3 波浪与直立堤作用实验布置(单位: m)

Fig. 3 Layout of of wave interaction with vertical dike experiment (unit: m)

水深为 0.4 m, 周期为 1.4 s) 的规则波工况。数值模型设置与物理模型相同, 图 4a 与图 4b 分别显示了非破碎波与破碎波工况下选取的 4 个浪高仪及 4 个压力传感器的历时曲线数值计算与模型实验对比结果。对于堤前波高, 图 4a 中非破碎工况下堤前形成驻波, 由于入射波与反射波之间存在相位差, 使靠近波节点

处的浪高仪 G3 和 G5 的水位历时曲线的模拟值与实验值存在偏差, 但堤前各浪高仪的模拟波高值与实验波高值仍具有很高的—致性。对于堤面波压力, 图 4b 中破碎工况下波浪会在堤前破碎, 由于破碎区域的自由液面变化复杂, 冲击荷载的产生具有随机性, 导致数值计算与模型实验中的冲击荷载的发生的时间及

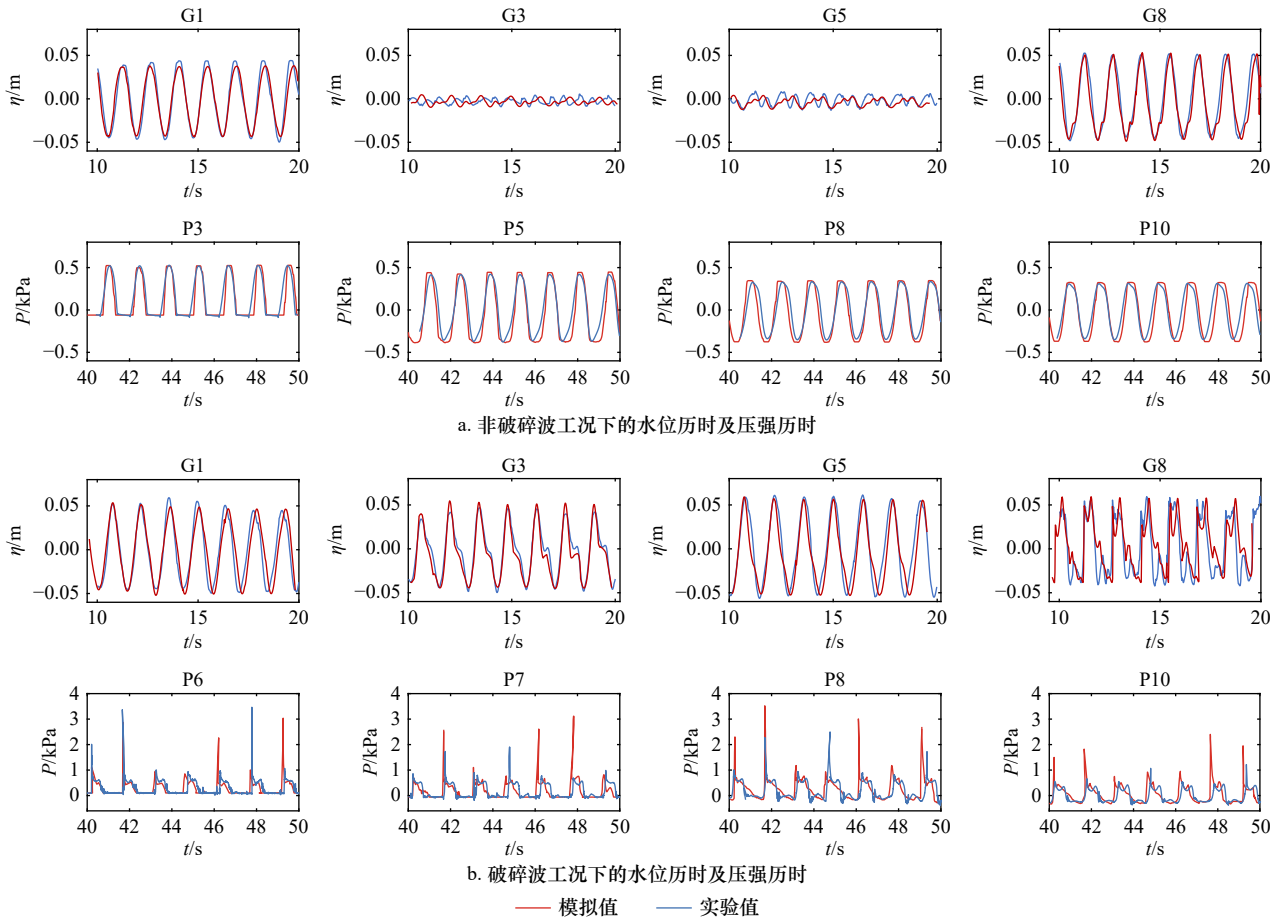


图4 规则波与直立堤相互作用验证

Fig. 4 Verification of regular wave interaction with vertical dike

大小有所差异,这种差异将在后文进一步分析。但总体而言,数值模型可以有效地模拟波浪与直立堤相互作用时的堤前波高及堤面波压力变化。

3 工况设置

为了研究波浪及植物因素对直立堤前水动力现象及堤面所受波压力的影响,本文参照验证阶段的两个物理模型实验建立了SWASH数值水槽如图5所示。数值水槽计算域的长度为15 m,水平网格分辨率为0.01 m,垂向层数为3层,红树林带设置在直立

堤前0.6~2.6 m处。

水动力条件(波高、周期、水深)的选取参考了关于红树林现场调查和实验研究的文献^[37-38],并据此选取了自然红树林环境下的典型水力条件,通过弗劳德相似性准则按照1:10的几何比尺计算得到数值实验的水动力参数,数值实验共设置了97组工况,工况中波陡 H/L 范围为0.014~0.132,相对水深 h/L 范围为0.104~0.330,相对波高 H/h 范围为0.08~0.40,厄塞尔数 Ur ($Ur = \frac{HL^2}{h^3}$,表示流体层中长的表面重力波的非线性程度)的范围为0.73~26.33。波浪参数的选取范

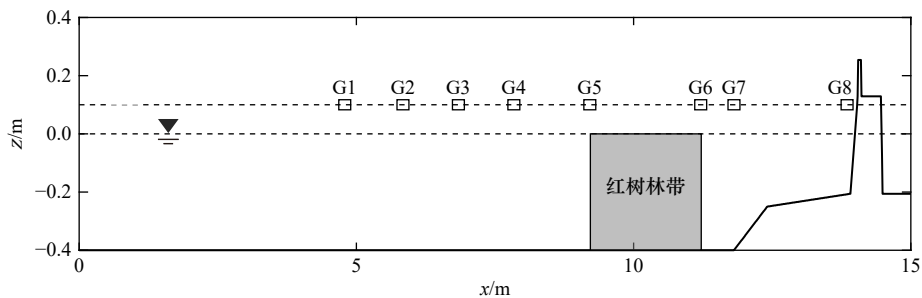


图5 SWASH数值水槽计算区域布置

Fig. 5 Layout of the computational area in the SWASH numerical flume

围包括了波浪由非破碎到破碎的情景,红树林植物特征参数(宽度、密度、特征直径)的选取范围符合自然条件下红树林的生长分布规律^[39],实验工况的具体参数设置如表2所示。其中M1与M2作为对照实验考虑波浪参数的影响,M1与M3、M4、M5作为对照

实验分别考虑了红树林宽度、密度、特征直径参数的影响。由于数值实验工况中的波浪和植物参数的选取与模型验证时的物理模型实验相近,因此拖曳力系数 C_D 的选取仍然采用模型实验中的 C_D-KC_D 经验公式。

表2 实验工况的参数设置

Table 2 Parameter settings of experimental conditions

序号	模型	水深 h/m	波高 H/m	周期 T/s	植物宽度 B/m	植物密度 $N_v/(株 \cdot m^{-2})$	植物特征直径 D_v/m
M1	无红树林	0.3	0.04、0.06、0.08	1、1.4、1.8	—	—	—
		0.4	0.06、0.10、0.14	1、1.4、1.8	—	—	—
		0.5	0.04、0.06、0.08、0.14、0.2	1、1.4、2.0	—	—	—
M2	有红树林	0.3	0.04、0.06、0.08	1、1.4、1.8	2	36	0.06
		0.4	0.06、0.10、0.14	1、1.4、1.8	2	36	0.06
		0.5	0.04、0.06、0.08、0.14、0.2	1、1.4、2.0	2	36	0.06
M3	有红树林	0.3、0.4、0.5	0.08	1.4	2、4、6、8、10	36	0.06
M4	有红树林	0.3、0.4、0.5	0.08	1.4	2	36、72、108、144	0.06
M5	有红树林	0.3、0.4、0.5	0.08	1.4	2	36	0.03、0.06、0.09、0.12

注:—表示无红树林的工况。

4 结果与分析

4.1 无植被时波浪与直立堤相互作用现象分析

在数值实验中,我们发现,波浪作用在直立堤上会形成近似全反射,从而导致波浪压强的历时曲线特征是有两个强度相当的波峰值,这两个峰值被定义为第一峰值 P_{max} 和第二峰值 P_{2peak} ,当波压强曲线中 $\frac{P_{max}}{P_{2peak}}$ 接近1时,可将这类波形的波压强称为驻波压强,如图6a所示,然而当水深较浅时,周期和波高较大的波浪在基床前坡和基肩上部发生波能聚集,使波浪变形和能量密度迅速增大,当达到临界状态,波浪会在基床上破碎,当破碎波作用在直立堤结构上时其波压强会在时域上呈现不对称趋势,产生两个强度不同的峰值,当 $1 < \frac{P_{max}}{P_{2peak}} < 2.5$ 时,波压强被称为轻微破碎波压强,如图6b所示,而当 $\frac{P_{max}}{P_{2peak}} > 2.5$ 时,波压强称为冲击荷载,如图6c所示,上述现象与以往对直立堤上波浪力的相关研究呈现出一致的规律^[30]。

为比较不同波浪条件下的堤面波压力分布的差异性,本文通过Goda公式^[24]计算波压力理论值,Goda公式是计算波浪作用在直立堤上时压力分布的最有效的方法之一。根据Goda公式,当波浪正向入射时,假定作用在墙面上的波浪压力为直线分布,在

静水面以上 η 处,波压为0,波峰作用下最大正向波压为 P_s ,水底处波压为 P_d ,墙底处波压为 P_b ,计算公式如下:

$$\eta = \frac{3}{4}(1 + \cos \theta)H, \quad (9)$$

$$P_s = \frac{1}{2}(1 + \cos \theta)(\alpha_1 + \alpha_2 \cos^2 \theta)\gamma H, \quad (10)$$

$$P_d = \frac{P_s}{\cosh kh}, \quad (11)$$

$$P_b = \alpha_3 P_s, \quad (12)$$

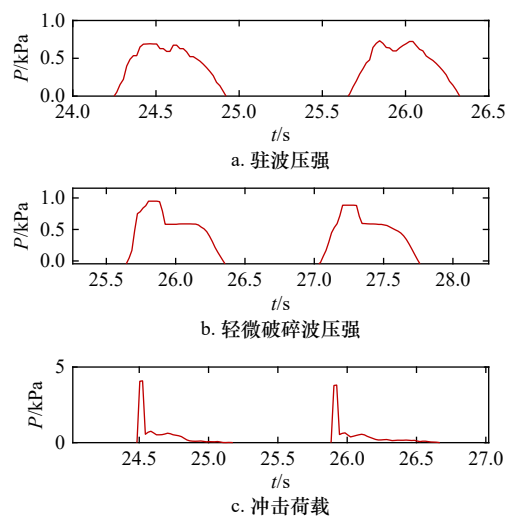


图6 波压强历时曲线特征

Fig. 6 Characteristics of the wave pressure duration curve

$$\alpha_1 = 0.6 + \frac{1}{2} \left(\frac{2kh}{\sinh 2kh} \right), \quad (13)$$

$$\alpha_2 = \min \left\{ \frac{d_3 - d_2}{3d_3} \left(\frac{H}{d_2} \right)^2; \frac{2d_2}{H} \right\}, \quad (14)$$

$$\alpha_3 = 1 - \frac{d_1}{h} \left(1 - \frac{1}{\cosh kh} \right), \quad (15)$$

式中, H 为堤前入射波高; h 为实验水深; d_1 为基床水深; d_2 为基床护面层上的水深, 由于本模型未设置护面层, 故 $d_2 = d_1$; d_3 为直立堤墙前5倍有效波高处的水深, 本模型中基床长度远大于5倍有效波高, 故模型

中 $d_3 = d_1$; γ 为水的重度; k 为波数; θ 为波浪入射角度, 本模型中波浪均为正向入射, 故 $\theta = 0^\circ$ 。

本文采用 Goda 公式分别计算了破碎波工况(入射波高为 0.08 m, 水深为 0.3 m, 周期为 1.4 s)和非破碎波工况(入射波高为 0.08 m, 水深为 0.4 m, 周期为 1.4 s)下的理论值, 并与实验测量值、数值模拟计算值进行对比, 如图 7 所示。采用无量纲参数来进行分析, $P/\rho g d_1$ 为相对波压强, z/d_1 为直立堤壁面的相对深度, 在静水位处 $z = 0$, 静水位以下 z 为负值。

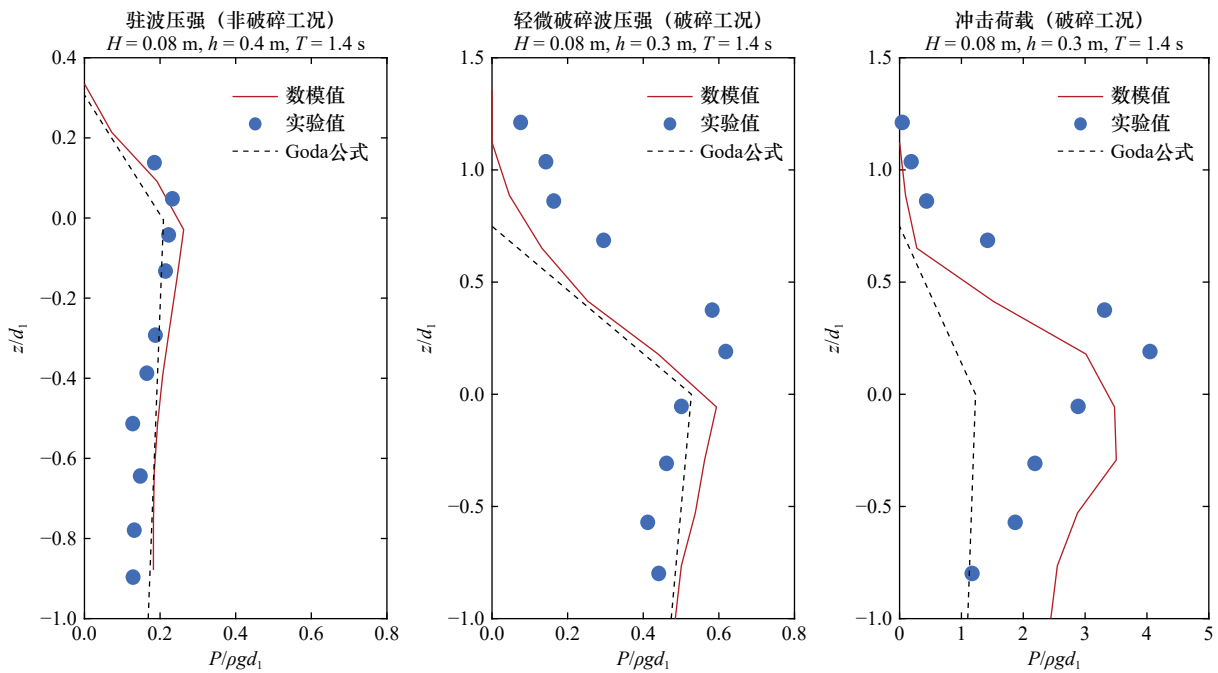


图 7 理论值、实验值与数模计算值相对波压强分布对比

Fig. 7 Comparison of theoretical, experimental, and numerical simulation values for relative wave pressure distribution

图 7 显示了波压强分别为驻波压强、轻微破碎波压强和冲击荷载下的理论值、实验值与数模计算值之间沿壁面的相对波压强分布对比, 由图 7 可知, 在直立堤壁面上, 相对波压强 $P/\rho g d_1$ 随着相对深度 z/d_1 的增加而先增加, 直到静水位, 在静水位附近相对波压强达到最大值, 然后随着 z/d_1 的增加而减小。对于驻波压强, Goda 公式计算出来的相对波压强分布的理论值、实验值与数模值之间有很高的一致性; 而对于轻微破碎波压强, 数模值和实验值的最大相对波压强会比 Goda 公式计算出来的理论值高出约 15%~20%; 对于冲击荷载, 数模值与实验值的相对波压强将远大于理论值, 由此可见仅使用 Goda 公式难以对冲击荷载进行准确的估算。此外, 冲击荷载下实验值与理论值之间也存在一定差异, 其原因是波浪与垂直壁面相互作用时的冲击位置具有随机性, 且在实验室中破碎波撞击到壁面发生卷曲从而夹杂了空气

在内, 然而在数值模型中没有空气的影响。

4.2 存在植被时波浪与直立堤相互作用现象分析

红树林植物区的存在对于直立堤前的波浪传播、反射等水动力现象产生显著的影响。图 8a、图 8b 分别为破碎波工况下有、无红树林时堤脚处的水位历时曲线及直立堤壁面上静水位处的压强历时曲线。由图 8a 可知, 在红树林对波浪的阻力作用以及底部摩擦的共同作用下, 波浪的能量明显损失, 从而波浪的波峰值与波谷值均明显降低, 经计算存在红树林时的波高比无红树林时的波高降低约 46%。由图 8b 可知, 无植被时, 波浪在直立堤前破碎从而引起冲击荷载, 而红树林的存在可使波浪能量显著耗散, 经计算 100 个波周期内, 有红树林时直立堤上的冲击荷载出现的频率与无红树林时对比降低了 90% 以上。

通过对直立堤前壁面上各位置处压强的历时曲线沿壁面进行积分, 可以得到作用在直立堤上的单位

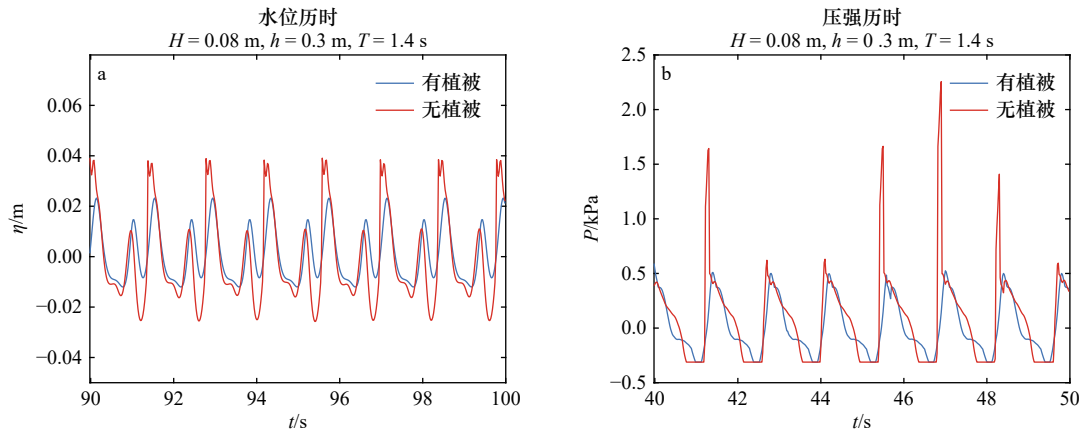


图 8 堤前水位历时及直立堤壁面静水位处的压强历时(破碎波工况下)

Fig. 8 Duration of water level in front of the dike and pressure duration at the still water level on the vertical dike wall (under breaking wave conditions)

宽度的水平波压力的历时变化, 计算 100 个波周期内波压力历时曲线的波峰平均值作为迎浪面单位宽度的最大水平波压力 F_{max} 。在此基础上, 本文进一步设定堤前波高衰减率 ΔH 和波压力衰减率 ΔF 来评估红树林的消浪减压作用 ($\Delta H = \frac{H_{ref} - H_{veg}}{H_{ref}} \times 100\%$, $\Delta F = \frac{F_{max-ref} - F_{max-veg}}{F_{max-ref}} \times 100\%$, 其中 H_{ref} 和 $F_{max-ref}$ 分别为无红树林时的堤前波高和迎浪面最大波压力, H_{veg} 和 $F_{max-veg}$ 分别为有红树林时的堤前波高和迎浪面最大波压力)。通过模型 M1 与 M2 的工况为有无对照试验绘制图 9、图 10。其中图 9 为不同淹没度 (h_v/h) 下有无红树林的堤前波高 H_{veg} 、 H_{ref} 及迎浪面最大波压力 $F_{max-veg}$ 、 $F_{max-ref}$ 的对比, 无红树林时, H_{ref} 和 $F_{max-ref}$ 的最大值分别为 0.2 m 和 2.47 kN, 有红树林时, H_{veg} 和 $F_{max-veg}$ 最大值分别为 0.17 m 和 1.15 kN。图 10 显示了不同淹没度下红树林的堤前波高衰减率 ΔH 及最大波

压力衰减率 ΔF 。由图 10 可知, 在模型比例尺为 1 : 10 的数值实验中, 2 m 宽的红树林影响下, 堤前波高可衰减 6%~45%, 然而在同样的淹没度下相对波高 H/h 较大时, ΔH 会出现负值, 范围为 -4%~-26%。这意味着当红树林宽度较短且波幅较大时, 堤前的水位峰值大于无红树林时的峰值, 类似现象在其他研究中也有所发现^[21, 40], 并被推测为在特定的条件下, 直立堤对波浪的反射作用会导致这种现象。这一观点提示我们, 在未来的研究中需要更加深入地探讨这一现象的具体机制。对波压力而言, 红树林影响下的 ΔF 范围在 11%~74%, 表明植被可以有效地减小直立堤所受的波压力, 原因正是波浪破碎时冲击荷载出现频率显著降低。

4.3 波浪参数的影响

为了进一步阐述各项关键波浪参数对直立堤所受最大波压力的影响, 图 11 绘制了标准最大波压力

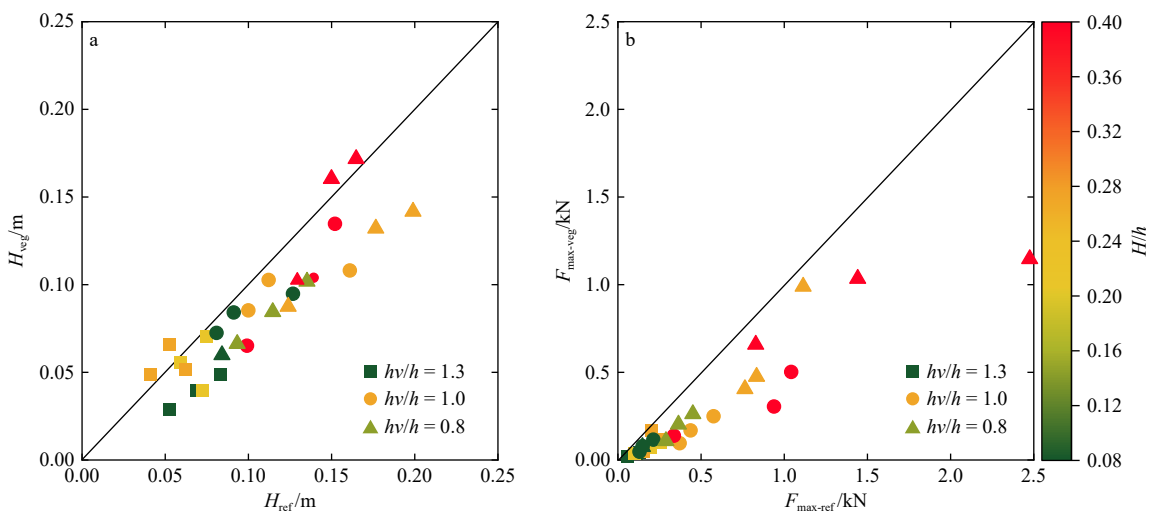


图 9 有无红树林时堤前波高 H 及最大波压力 F_{max} 对比

Fig. 9 Comparison of wave height H and maximum wave pressure F_{max} in front of the dike with and without mangroves

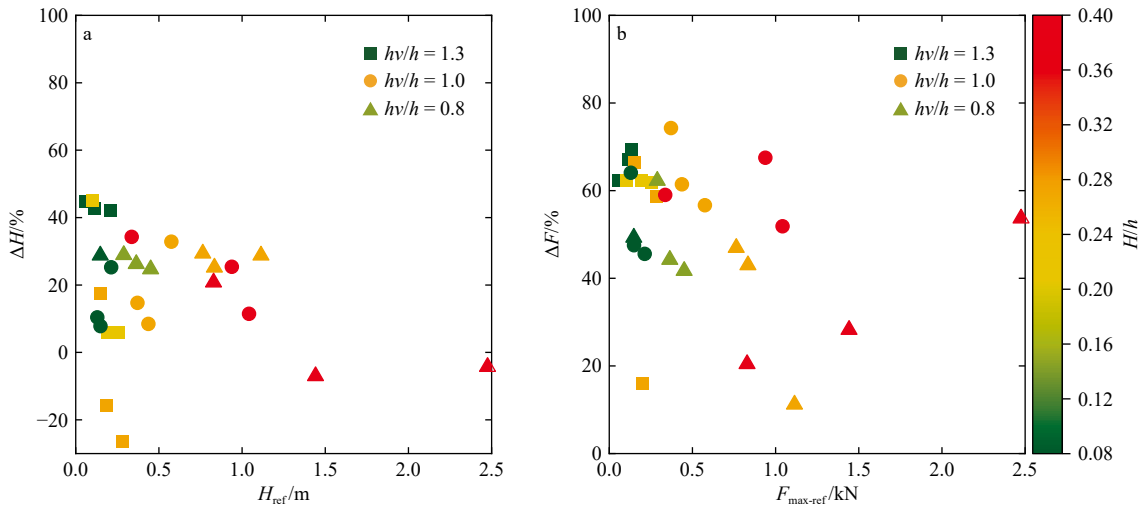


图 10 红树林堤前波高衰减率 ΔH 和波压力衰减率 ΔF
 Fig. 10 Attenuation rates of wave height ΔH and wave pressure ΔF in mangroves

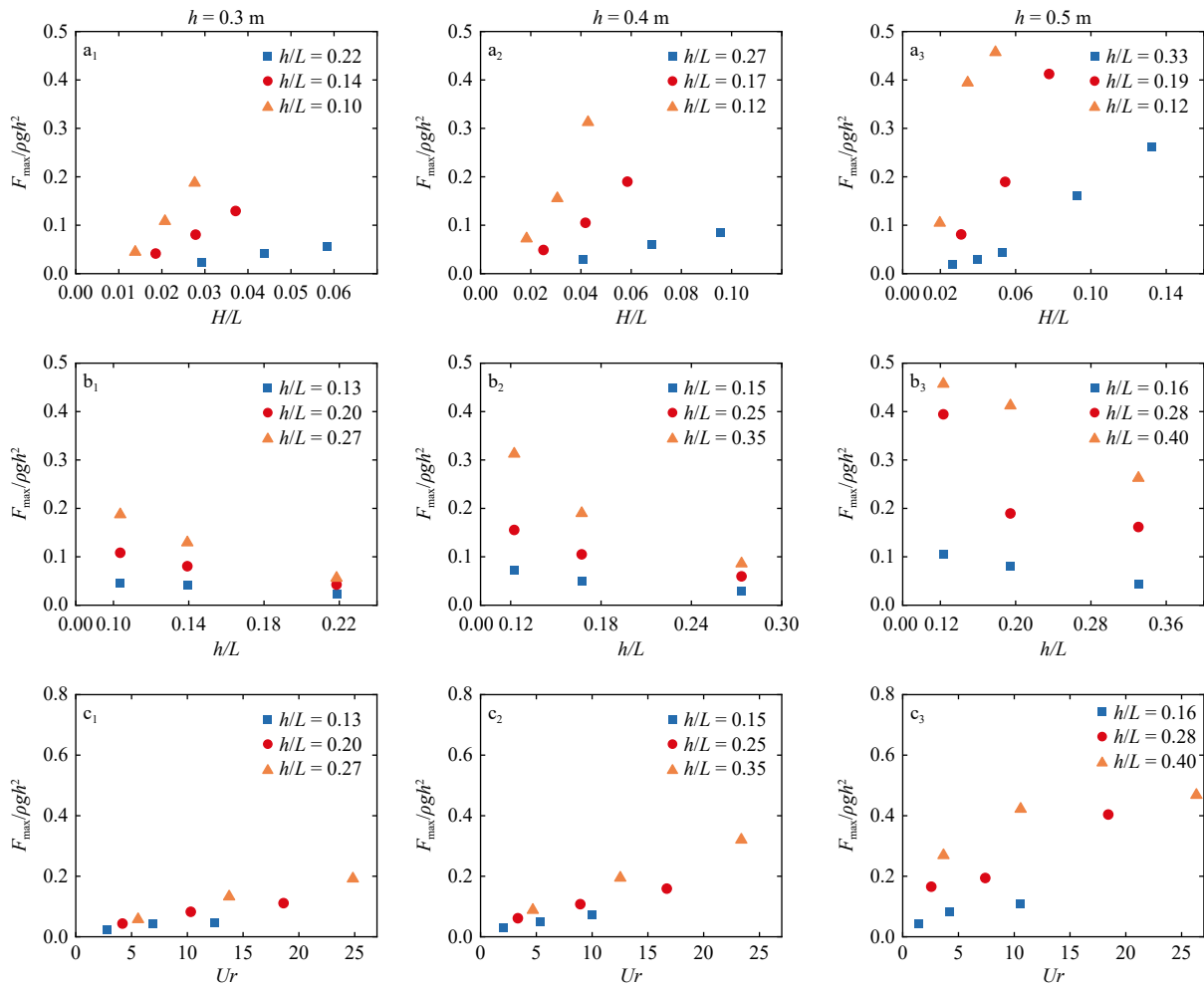


图 11 波浪参数对标准最大波压力 $F_{\max}/\rho gh^2$ 的影响
 Fig. 11 The influence of wave parameters on the standardized maximum wave pressure $F_{\max}/\rho gh^2$

$F_{\max}/\rho gh^2$ 随着波陡 H/L 、相对水深 h/L 以及厄塞尔数 Ur 的变化, 直立堤迎浪面单位宽度的最大波压力 F_{\max} 通过除以 ρgh^2 无量纲化。由图 11 可知, 在不同的

水深条件下, 无量纲最大波压力的变化规律显著, 其中标准最大波压力 $F_{\max}/\rho gh^2$ 随着 H/L 的减少呈线性减少的趋势, 减少幅度约 58%~93%。原因是波高越

小,波浪产生作用力越小。与此同时,相对水深 h/L 越小,减幅越大,这是由于在浅水条件下波陡的增大更容易导致波浪变形破碎。

$F_{\max}/\rho gh^2$ 随着相对水深 h/L 的增加而呈线性减小的趋势,减小幅度约42%~72%,其减小幅度与相对波高 H/h 大小有关, $F_{\max}/\rho gh^2$ 的减小幅度随着相对波高 H/h 的增加而增加。产生上述现象的原因是在水深不变的情况下,更大的 h/L 对应着周期和波长更小的短波,而研究表明红树林对短波的耗散作用往往高于长波^[41],因此短波对直立堤的产生作用力更小,且这种效应在波浪振幅较大时更加显著。

$F_{\max}/\rho gh^2$ 随着厄塞尔数 Ur 的减小总体呈减小趋势,减小幅度约87%~96%。当 $h=0.3\text{ m}$ 和 0.4 m 时, $F_{\max}/\rho gh^2$ 随 Ur 呈近似线性变化,而当 $h=0.5\text{ m}$ 时, $F_{\max}/\rho gh^2$ 的变化趋势逐渐呈现离散化,产生上述现象的原因是波浪非线性作用较强时会引起植被随波摆动。

4.4 红树林参数的影响

4.4.1 宽度与密度的影响

研究表明,红树林宽度与密度是影响红树林消浪效果的关键特征参数^[42-43]。本研究中水深 h 为 $0.3\sim 0.5\text{ m}$,红树林高度 h_v 为 0.4 m ,红树林淹没度 h_v/h 为

$0.8\sim 1.3$,不同淹没度下的红树林宽度 B 与密度 N_v 对堤前波高衰减率 ΔH 和最大波压力衰减率 ΔF 的影响如图12所示。

由图12可知,红树林的堤前波高衰减率 ΔH 和最大波压力衰减率 ΔF 随着红树林带宽度以及密度的增大而增大,但其增速逐渐降低。根据图12a1、图12b1,当红树林宽度由 2 m 增加到 10 m 时, ΔH 增加36%~71%, ΔF 增加27%~50%,且 ΔH 和 ΔF 平均增量分别为52%和36%。宽度在 $2\sim 6\text{ m}$ 时 ΔH 和 ΔF 的平均增量分别为37%和27%,宽度在 $6\sim 10\text{ m}$ 时平均增量分别为15%和9%。根据图12a2、图12b2,当红树林密度由 $36\text{ 株}/\text{m}^2$ 增加到 $144\text{ 株}/\text{m}^2$ 时, ΔH 增加23%~56%, ΔF 增加22%~41%, ΔH 和 ΔF 的平均增量为35%和30%。密度由 $36\text{ 株}/\text{m}^2$ 增加至 $72\text{ 株}/\text{m}^2$ 时 ΔH 和 ΔF 增量显著,平均增量分别为21%和20%,而密度由 $72\text{ 株}/\text{m}^2$ 增加到 $144\text{ 株}/\text{m}^2$ 时增速变慢,增幅减小,平均增量为14%和10%。

此外,宽度与密度不变时, ΔH 随着水深的增加而逐渐增大,到植被刚好淹没时达到最大值,而随着水深进一步增加而减小,这是由于红树林的消浪作用随着与波浪的接触面积的增大而增强,且在植被刚好淹

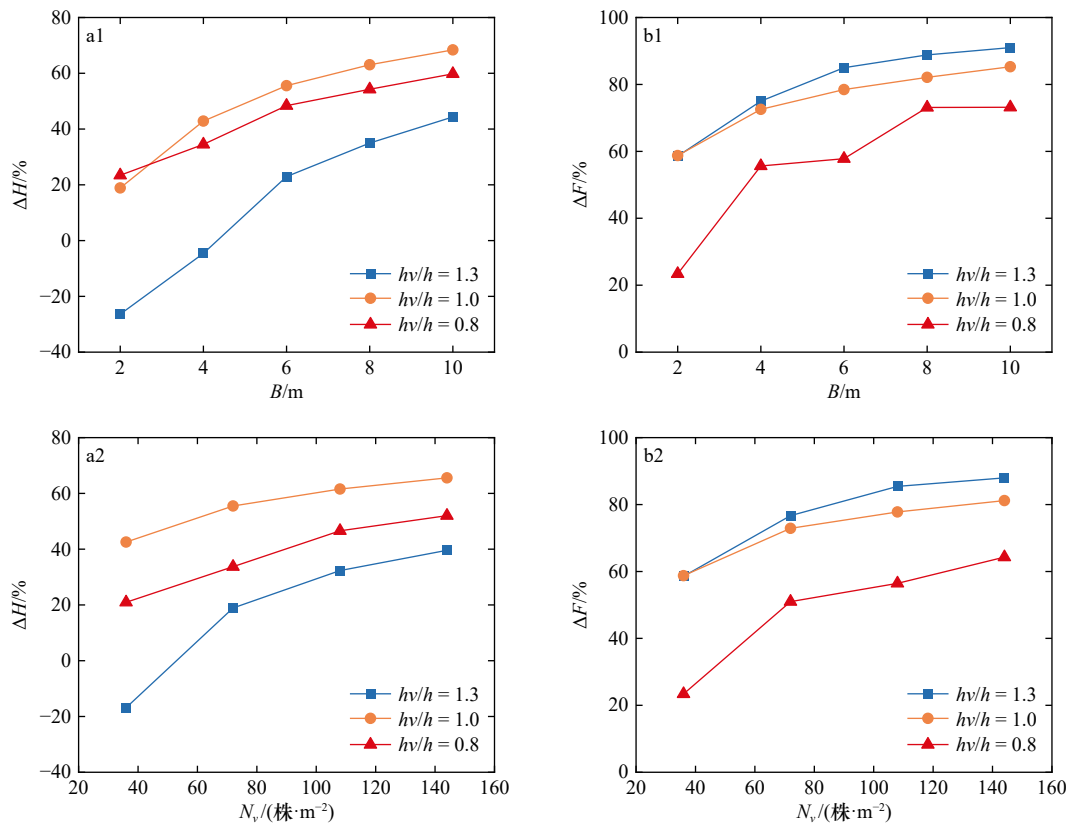


图12 红树林宽度、密度对堤前波高衰减率 ΔH 及最大波压力衰减率 ΔF 的影响

Fig. 12 The effect of mangrove width and density on the attenuation rate of wave height ΔH and maximum wave pressure ΔF in front of the dike

没时相对接触面积最大, 这种现象与前人研究中发现的规律一致^[13,44]。而 ΔF 则随着水深的增加而逐渐减小, 其原因是堤前水深的增加会直接导致堤前波压力的增加, 从而使得波压力衰减率反而降低。

4.4.2 红树林特征直径的影响

为了研究红树林垂向形态结构对波浪衰减作用的影响, 在物理模型实验中往往通过制作包含根茎叶

的红树林模型来研究这一影响^[13,44]。数值模拟中难以精确构建红树林的形状模型, 通常将植物视为刚性圆柱体来计算其波浪阻尼。因此, 为了在数值模拟中考虑红树林垂向形态结构变化对波浪衰减作用及直立堤波压力的影响, 本文分析了直立堤堤前波高衰减率 ΔH 和最大波压力衰减率 ΔF 随着红树林特征直径 D_v 变化, 如图13所示。

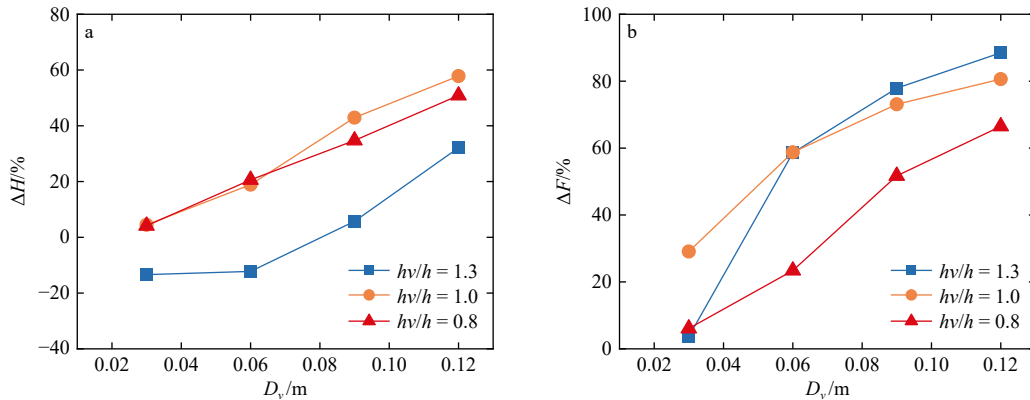


图13 红树林特征直径对堤前波高衰减率 ΔH 及最大波压力衰减率 ΔF 的影响

Fig. 13 The effect of mangrove characteristic diameter on the attenuation rate of wave height ΔH and maximum wave pressure ΔF in front of the dike

由图13可知, 红树林特征直径的影响规律与宽度、密度的影响规律存在差异, 当特征直径由0.03 m增长至0.12 m时, ΔH 增加45%~53%, ΔF 增加51%~85%, ΔH 和 ΔF 平均增量分别为49%和66%。当植物处于淹没状态时($h_v/h=0.8\sim 1.0$), ΔH 和 ΔF 随特征直径 D_v 的增加而呈现近似线性增加趋势, 而当植物处于非淹没状态时($h_v/h=1.3$), ΔH 随 D_v 的增加其增速逐渐增大, ΔF 随 D_v 的增加其增速逐渐减小。

此外, 由图12、图13可知, 当红树林处于非淹没状态($h_v/h=1.3$)且宽度小于4 m、密度小于50株/m²、特征直径小于0.08 m时 ΔH 出现负值, 由此可见当水深较浅且红树林特征参数较小时, 直立堤对波浪的反射作用会引起堤前波高增加。

5 结论

本文通过数值模拟的方法, 通过设置有无红树林的对比实验, 分析了波浪-红树林-直立堤相互作用时的水动力特性, 研究了波陡、相对水深、厄塞尔数、红树林宽度、密度、特征直径6种因素下, 直立堤的堤前波高及迎浪面最大波压力的变化规律, 得出以下结论。

(1) 无红树林时, 波浪作用在直立堤上会呈现驻波压强、轻微破碎波压强以及冲击荷载3种特征波压强。Goda公式可以较为准确地估算直立堤的驻波压

强与轻微破碎波压强, 但严重低估了冲击荷载。冲击荷载下实验值与理论值之间会由于波浪冲击的随机性和空气的影响存在一定差异。

(2) 在模型比例尺为1:10的数值实验中, 2 m宽的堤前红树林可使波高衰减6%~45%, 波压力衰减11%~74%, 且使直立堤上冲击荷载出现频率降低90%以上。然而当同种水深下相对波高较大且红树林宽度、密度、特征直径较小时, 红树林的存在会导致直立堤的堤前波高增加4%~26%。

(3) 波浪参数的变化对直立堤上最大波压力存在显著影响。在本文考虑的水力条件下, 直立堤最大波压力随着波陡的减小而线性减小, 减幅约58%~93%, 随着相对水深的增大而线性减小, 减幅约42%~72%, 随着厄塞尔数的减小而减小, 减幅约87%~96%。波浪非线性作用会导致波压力值离散化分布。

(4) 直立堤堤前波高衰减率和最大波压力衰减率随着红树林宽度、密度及特征直径的增加而非线性增加。宽度增加时堤前波高衰减率和最大波压力衰减率平均增量分别为52%和36%, 密度增加时平均增量分别为35%和30%, 特征直径增加时平均增量分别为49%和66%。宽度和密度不变时, 堤前波高衰减率随植物淹没程度的增大先增大后减小, 但波压力衰减率则随红树林淹没程度的增大而减小。

参考文献:

- [1] Bullock G N, Obhrai C, Peregrine D H, et al. Violent breaking wave impacts. Part 1: results from large-scale regular wave tests on vertical and sloping walls[J]. *Coastal Engineering*, 2007, 54(8): 602–617.
- [2] Romolo A, Timpano B, Laface V, et al. Experimental investigation of wave loads on U-OWC breakwater[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2023, 11(1): 19.
- [3] 叶舟. 基于浙江海堤安全的海洋环境因子变化研究 [J]. *海洋工程*, 2021, 39(3): 127–134.
Ye Zhou. Study on the impact of regional marine environmental factors on the seawall safety in Zhejiang[J]. *The Ocean Engineering*, 2021, 39(3): 127–134.
- [4] 陈君. 江苏海堤生态化建设思考与建议 [J]. *中国水利*, 2023(6): 33–36.
Chen Jun. Thoughts and suggestion on ecological construction of seawalls in Jiangsu Province[J]. *China Water Resources*, 2023(6): 33–36.
- [5] Möller I, Kudella M, Rupprecht F, et al. Wave attenuation over coastal salt marshes under storm surge conditions[J]. *Nature Geoscience*, 2014, 7(10): 727–731.
- [6] Yang Zhiyong, Tang Jun, Shen Yongming. Numerical study for vegetation effects on coastal wave propagation by using nonlinear Boussinesq model[J]. *Applied Ocean Research*, 2018, 70: 32–40.
- [7] Horstman E M, Dohmen-Janssen C M, Narra P M F, et al. Wave attenuation in mangroves: a quantitative approach to field observations[J]. *Coastal Engineering*, 2014, 94: 47–62.
- [8] 田野, 陈玉军, 侯琳, 等. 广东湛江无瓣海桑红树林消波效应初步研究 [J]. *浙江农业科学*, 2014(2): 210–213.
Tian Ye, Chen Yujun, Hou Lin, et al. A preliminary study on the wave dissipation effect of mangrove forests in Zhanjiang, Guangdong Province[J]. *Journal of Zhejiang Agricultural Sciences*, 2014(2): 210–213.
- [9] Cao Haijin, Chen Yujun, Tian Ye, et al. Field investigation into wave attenuation in the mangrove environment of the South China Sea Coast[J]. *Journal of Coastal Research*, 2016, 32(6): 1417–1427.
- [10] Hu Zhan, Suzuki T, Zitman T, et al. Laboratory study on wave dissipation by vegetation in combined current–wave flow[J]. *Coastal Engineering*, 2014, 88: 131–142.
- [11] Maza M, Adler K, Ramos D, et al. Velocity and drag evolution from the leading edge of a model mangrove forest[J]. *Journal of Geophysical Research: Oceans*, 2017, 122(11): 9144–9159.
- [12] 陈杰, 赵静, 蒋昌波, 等. 非淹没刚性植物对规则波传播变形影响实验研究 [J]. *海洋通报*, 2017, 36(2): 222–229.
Chen Jie, Zhao Jing, Jiang Changbo, et al. Laboratory investigation on the effects of emergent rigid vegetation on the regular wave transformation[J]. *Marine Science Bulletin*, 2017, 36(2): 222–229.
- [13] 何飞, 陈杰, 蒋昌波, 等. 规则波作用下植物带波高衰减特性实验研究 [J]. *海洋科学进展*, 2018, 36(1): 146–158.
He Fei, Chen Jie, Jiang Changbo, et al. Experimental study on wave height attenuation induced by the coastal vegetation under regular waves[J]. *Advances in Marine Science*, 2018, 36(1): 146–158.
- [14] Maza M, Lara J L, Losada I J. Tsunami wave interaction with mangrove forests: a 3-D numerical approach[J]. *Coastal Engineering*, 2015, 98: 33–54.
- [15] Tang Jun, Shen Yongming, Causon D M, et al. Numerical study of periodic long wave run-up on a rigid vegetation sloping beach[J]. *Coastal Engineering*, 2017, 121: 158–166.
- [16] Yao Yu, Tang Zhengjiang, Jiang Changbo, et al. Boussinesq modeling of solitary wave run-up reduction by emergent vegetation on a sloping beach[J]. *Journal of Hydro-Environment Research*, 2018, 19: 78–87.
- [17] Zou Xuefeng, Zhu Liangsheng, Zhao Jun. Numerical simulations of non-breaking, breaking and broken wave interaction with emerged vegetation using navier-stokes equations[J]. *Water*, 2019, 11(12): 2561.
- [18] Tanaka N, Sasaki Y, Mowjood M I M, et al. Coastal vegetation structures and their functions in tsunami protection: experience of the recent Indian Ocean tsunami[J]. *Landscape and Ecological Engineering*, 2007, 3(1): 33–45.
- [19] Alongi D M. Mangrove forests: resilience, protection from tsunamis, and responses to global climate change[J]. *Estuarine, Coastal and Shelf Science*, 2008, 76(1): 1–13.
- [20] Schoonees T, Gijón Mancheño A, Scheres B, et al. Hard structures for coastal protection, towards greener designs[J]. *Estuaries and Coasts*, 2019, 42(7): 1709–1729.
- [21] Tomiczek T, Wargula A, Lomónaco P, et al. Physical model investigation of mid-scale mangrove effects on flow hydrodynamics and pressures and loads in the built environment[J]. *Coastal Engineering*, 2020, 162: 103791.
- [22] Sainflou G. Essai sur les digues maritimes verticales[J]. *Annales Pnots et Chaussées*, 1928, 98(4): 5–48.
- [23] Minikin R C. *Winds, Waves and Maritime Structures: Studies in Harbour Making and the Protection of Coasts*[M]. 2nd ed. London: Griffin, 1963.
- [24] Goda Y. A new method of wave pressure calculation for the design of composite breakwaters[J]. Report of the Port and Harbour Research Institute, 1973, 12(3): 31–69.
- [25] Hsu H C, Chen Y Y, Chen Y R, et al. Experimental study of forces influencing vertical breakwater under extreme waves[J]. *Water*, 2022,

- 14(4): 657.
- [26] Kumaran V, Manu, Rao S. Assessment of dynamic pressure and wave forces on vertical-caisson type breakwater[J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2022, 40(2): 147–158.
- [27] 王浩霖, 张华昌, 董胜. 直立堤上任意方向入射波的波压力研究 [J]. *工程力学*, 2018, 35(5): 246–256.
Wang Haolin, Zhang Huachang, Dong Sheng. A study on arbitrary incident wave pressure on vertical breakwaters[J]. *Engineering Mechanics*, 2018, 35(5): 246–256.
- [28] Neelamani S, Al-Anjari N. Experimental investigations on wave induced dynamic pressures over slotted vertical barriers in random wave fields[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 220: 108482.
- [29] Gruwez V, Altomare C, Suzuki T, et al. An inter-model comparison for wave interactions with sea dikes on shallow foreshores[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2020, 8(12): 985.
- [30] Rosenberger D, Marsooli R. Benefits of vegetation for mitigating wave impacts on vertical seawalls[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 250: 110974.
- [31] Mokrani C, Abadie S, Grilli S, et al. Numerical simulation of the impact of a plunging breaker on a vertical structure and subsequent overtopping event using a Navier-stokes VOF model[C]//Proceedings of the Twentieth (2010) International Offshore and Polar Engineering Conference. Beijing: ISOPE, 2010.
- [32] Martin-Medina M, Abadie S, Mokrani C, et al. Numerical simulation of flip-through impacts of variable steepness on a vertical breakwater[J]. *Applied Ocean Research*, 2018, 75: 117–131.
- [33] Zijlema M, Stelling G, Smit P. SWASH: an operational public domain code for simulating wave fields and rapidly varied flows in coastal waters[J]. *Coastal Engineering*, 2011, 58(10): 992–1012.
- [34] Morison J R, Johnson J W, Schaaf S A. The force exerted by surface waves on piles[J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1950, 2(5): 149–154.
- [35] Zhang Rong, Chen Yongping, Lei Jiabin, et al. Experimental investigation of wave attenuation by mangrove forests with submerged canopies[J]. *Coastal Engineering*, 2023, 186: 104403.
- [36] Zhang Xiaoxia, Lin Pengzhi, Nepf H. A simple-wave damping model for flexible marsh plants[J]. *Limnology and Oceanography*, 2021, 66(12): 4182–4196.
- [37] Brinkman R M. Wave attenuation in mangrove forests: an investigation through field and theoretical studies[D]. Townsville: James Cook University, 2006.
- [38] Maza M, Lara J L, Losada I J. Experimental analysis of wave attenuation and drag forces in a realistic fringe *Rhizophora* mangrove forest[J]. *Advances in Water Resources*, 2019, 131: 103376.
- [39] Maza M, Lara J L, Losada I J. Predicting the evolution of coastal protection service with mangrove forest age[J]. *Coastal Engineering*, 2021, 168: 103922.
- [40] Keimer K, Schürenkamp D, Miescke F, et al. Ecohydraulics of surrogate salt marshes for coastal protection: wave–vegetation interaction and related hydrodynamics on vegetated foreshores at sea dikes[J]. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 2021, 147(6): 04021035.
- [41] Phan L K, van Thiel de Vries J S M, Stive M J F. Coastal mangrove squeeze in the Mekong Delta[J]. *Journal of Coastal Research*, 2015, 31(2): 233–243.
- [42] Ismail H, Abd Wahab A K, Alias N E. Determination of mangrove forest performance in reducing tsunami run-up using physical models[J]. *Natural Hazards*, 2012, 63(2): 939–963.
- [43] Lee W K, Tay S H X, Ooi S K, et al. Potential short wave attenuation function of disturbed mangroves[J]. *Estuarine, Coastal and Shelf Science*, 2021, 248: 106747.
- [44] 龚尚鹏, 陈杰, 蒋昌波, 等. 海岸植物带对孤立波的波能耗散研究 [J]. *海洋科学进展*, 2020, 38(3): 522–531.
Gong Shangpeng, Chen Jie, Jiang Changbo, et al. Solitary wave energy dissipation by coastal vegetation[J]. *Advances in Marine Science*, 2020, 38(3): 522–531.

Numerical simulation on the impact of mangroves on wave pressure on vertical sea dikes

Lei Jiaxin^{1,2}, Zhang Rong^{1,2}, Chen Yongping^{1,2}, Wang Yuan^{1,2}, Yao Peng^{1,2}

(1. *The National Key Laboratory of Water Disaster Prevention, Hohai University, Nanjing 210098 China*; 2. *College of Harbour, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210098 China*)

Abstract: Based on the non-hydrostatic model SWASH, a numerical wave flume was established to systematically investigate the hydrodynamic characteristics of the interaction between waves, mangroves, and vertical sea dikes through a comparative experiment with and without mangroves. The study analyzed the influence of factors such as wave steepness, relative water depth, Ursell number, mangrove length, density, and characteristic diameter on the wave height in front of the sea dike and the maximum wave pressure on the windward side of the sea dike. The results indicate that in the absence of mangroves, the Goda formula cannot accurately estimate the impact load on the vertical sea dike. In a numerical experiment with a model scale of 1 : 10, a 2 m-wide mangrove in front of the dike was observed to reduce wave height by 6% to 45% and wave pressure by 11% to 74%. However, in conditions with relatively large wave heights and smaller characteristic parameters of the mangrove, an increase in the wave height in front of the dike by approximately 4% to 26% was noted. In the hydraulic conditions considered in this study, the maximum wave pressure decreased by 58% to 93% with a decrease in wave steepness, by 42% to 72% with an increase in relative water depth, and by 87% to 96% with a decrease in the Ursell number. The attenuation rates of wave height and wave pressure in front of the dike non-linearly increased with the increase in the width, density, and characteristic diameter of the mangroves. These findings provide a scientific basis for a deeper understanding of the wave-damping effects of mangroves, as well as for the design and planning of coastal protection projects combining mangrove ecosystems with sea dikes.

Key words: mangroves; vertical sea dike; wave pressure; numerical simulation