直墙结构物对台礁礁坪上规则波传播特性的影响

朱干城, 任冰*, 王永学, 邱大洪

大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 大连 116024

* E-mail: bren@dlut.edu.cn

收稿日期: 2018-01-05; 接受日期: 2018-07-06; 网络版发表日期: 2018-12-26

摘要 在岛礁的礁坪上建设水工结构物对其所在水域的水动力环境会产生很大的影响. 本文通过二维物理模型试验, 研究了在理想形状的礁坪上建设直墙式水工结构物对规则波在礁坪上的变形、破碎和增水过程的影响. 实验中测定了不同淹没水深和入射波况下礁坪上的波面高度和波浪增水变化过程, 分析了直墙结构物对上述水动力过程的影响, 并将实验数据与前人的实验结果进行比较分析. 基于伪周期孤立波理论对Gourlay提出的礁坪上波浪增水计算公式进行改进, 使改进的相对波浪增水值与淹没水深关系式与本文实验值吻合得更好.

关键词 珊瑚礁, 直墙结构物, 辐射应力, 波浪增水

1 引言

珊瑚礁一般分布在太平洋、印度洋和大西洋的热带海区, 包括沿大陆或岛屿岸边生长的岸礁, 围绕潟湖的环礁和台礁等形式^[1]. 珊瑚礁地形形态与传统的近岸缓坡地形差别较大, 其礁体前水很深, 礁面通常很陡峭, 且由于珊瑚礁的生物特性导致其生长至低潮位附近, 礁坪上水深一般较浅, 所以从礁体前的深水到礁坪上浅水地带水深变化急剧^[2]. 坡度较大的礁面斜坡和礁坪上的浅水条件以及礁缘处独特的礁脊-沟槽地貌使得深水入射波的大部分波能都在礁缘处由于波浪破碎而耗散, 因此礁坪后方的波高并不大. 由于礁坪较为平坦的地形, 水深浅和波高小的特点, 使得礁坪成为海上人工岛和海洋设施建设的重要平台. 而在礁坪上兴建水工结构物, 会对波浪在礁坪上的传播变形、波浪增水和波生流等水动力过程产生很大的影响, 并

改变礁坪所在水域的水动力环境. 随着我国南海海域岛礁建设工程的开展, 礁坪上新建水工结构物也面临着设计水位的选取缺少科学依据的难题.

珊瑚礁水动力学问题的研究始于20世纪在太平洋和印度洋海域珊瑚礁上开展的系列现场观测. 基于现场观测的数据, 学者们对珊瑚礁地形上的波浪增水, 波浪破碎和波生流现象有了基本的认识. 1948年Munk等人^[3]首次发现在马绍尔群岛的Bikini环礁上由波浪破碎引起的波浪增水使得礁盘上的水位比周围水域高0.45~0.6 m. Brander等人^[4]在澳大利亚Warraber岛的观测结果表明礁坪上入射波能的85%~95%在传播过程中耗散掉. Roberts^[5]在对加勒比海Grand Gayman岛的观测中发现波浪破碎产生的波生流可以达到0.5~0.8 m/s, 并对礁体-潟湖系统的沉积物输移产生重要的影响.

在现场观测的基础上, 学者们通过理论分析对珊

引用格式: 朱干城, 任冰, 王永学, 等. 直墙结构物对台礁礁坪上规则波传播特性的影响. 中国科学: 技术科学, 2018, 48

Zhu G C, Ren B, Wang Y X, et al. The influence of vertical-wall structure on monochromatic wave transformation characteristics over the platform reef (in Chinese). Sci Sin Tech, 2018, 48, doi: 10.1360/N092018-00006

珊瑚地形上的波浪增水和波生流进行了进一步的研究。Tait^[6], Dexter^[7], Gourlay^[8], Becker等人^[9]和Yao等人^[10]基于辐射应力理论计算了岸礁礁坪上的增水, 其中Gourlay^[8]给出的岸礁上增水的计算公式与各学者的实验数据吻合得较好。对于台礁情况, 较强的波生流导致礁坪上的流场更加复杂, 礁坪上增水的计算需要考虑波生流的影响。Symond等人^[11]通过假设礁坪上底摩擦和波生流流速呈线性关系, 在增水相对礁坪上水深较小的情况下, 给出了台礁上增水和波生流沿礁体分布的计算公式。Lowe等人^[12]则通过研究夏威夷的Kaneohe湾的波生流循环, 给出了礁坪上增水和波生流的计算关系, 并得到波浪增水形成的水位梯度是礁盘上流动循环的主要动力, 礁盘的形态和底床粗糙度则是控制流动强度的主要因素等结论。

自20世纪80年代开始, 学者们对珊瑚礁的水动力特性开展了一系列的物理模型实验研究, 分析了礁体形状和外海波浪对礁坪上波浪破碎特性^[13,14]、波浪增水^[15-19]和波生流强度^[14,20]的影响。Gourlay^[8,21]比较了Gerritsen^[15], Seelig^[16], Jenson^[17]和Nelson等人^[18]研究的地形条件和试验数据, 分析了礁面坡度, 礁坪形状和礁坪宽度等对礁坪上波浪增水高度和波生流的影响, 并据此总结出: 虽然试验各礁的地貌形态和入射波浪条件各不相同, 但是礁盘上波浪增水基本随入射波能的增大而增大。对于礁坪上淹没水深较大的礁体, 波浪在礁坪上破碎, 产生的波浪增水相对较小。对于礁坪上淹没水深较小的礁体, 波浪在礁面即礁盘向海侧的陡峭前坡上破碎, 礁缘处越浪产生相对较大的增水。礁坪上的波生流随入射波能的增大而增大。随着礁坪上淹没水深的增加, 礁坪上的波生流流量基本呈现增大的趋势。Gourlay^[8]同时对台礁(开敞潟湖)和岸礁(封闭潟湖)上的波浪增水进行了比较, 得到了相同波浪要素下岸礁增水较大的结论。

由于在礁坪上建设水工结构物之后, 将会阻断礁坪上波生流的通道, 使得原来礁坪上流向后方潟湖或者经由其他环流通道流走的水体被堆积在新建结构物之前, 导致结构物前水面抬高, 对结构物的安全和防浪性能产生很大的影响, 也给礁坪上建设相关工程设计参数的确定带来了挑战。现有研究中, 关于在礁坪上建设水工结构物后对礁坪周围水动力条件影响的研究很少, 但是由于岸礁的礁坪后方多数与陆地或岛屿接壤, 关于其礁坪上波浪传播特性的研究成果对于研究

礁坪上结构物的影响有借鉴作用。但是由于实验条件限制, Gourlay等学者的实验结论都是基于有限水深或浅水波浪条件得到的, 对于深海中珊瑚礁礁体前水深动辄几百米到上千米的情形适用性较差, 所得到的理论公式也是基于线性波理论推导的, 不能很好地描述礁坪上波浪破碎和传播的这一强非线性过程。

本文拟通过物理模型试验, 开展在深海台礁上建设直墙水工结构物后对礁坪上水动力条件影响的研究。实验中对建立直墙结构后波浪在礁坪上的变形与衰减过程与建设结构前的情况进行了比较, 对礁坪上波高分布和增水大小的影响因素进行了讨论。通过Gerritsen^[15]提出的伪周期孤立波的方法, 改进了Gourlay^[8]基于波能流守恒建立的波浪增水与淹没水深的关系式, 比较分析了本文试验结果和前人试验结果的异同及其产生原因。

2 试验设计

本试验在大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室的非线性波浪水槽中进行。水槽尺寸为60 m×4 m×2.5 m, 水槽一端安装有液压伺服式不规则造波机, 末端设置有消浪网。模型布置在距离造波机37.8 m处, 通过隔板在试验段将水槽分为3 m宽度段和1 m宽度段两部分, 试验工作段位于1 m宽度段内。试验中设计了一个理想的二维珊瑚礁模型, 模型由坡度为1:1的陡坡礁面和水平礁坪组成, 其表面为抹平的光滑混凝土面。珊瑚礁模型高度为1.8 m, 直墙结构物布置在礁缘后7.2 m, 高度为0.272 m, 在本实验的波浪条件下直墙结构物顶部上基本没有越浪产生。试验水槽中布置了15个浪高仪测点和5个流速仪测点。水槽中模型和测点的布置如图1所示。

表1为试验中采用的波要素, 试验中对不同水深, 周期和波高进行组合, 对每组波要素进行3次重复试

表1 规则波波要素

礁前水深 h_i (m)	周期 T (s)	波高 H_i (cm)
1.80, 1.82 1.85, 1.90	1.0	8, 10, 12.5
	1.25	8, 10, 15, 20
	1.50	8, 10, 15, 20
	1.75	8, 10, 15, 20
	2.0	8, 10, 15, 20

图1 水槽中模型与测点布置

验. 其中礁前水深 h_1 分别为1.80, 1.82, 1.85和1.90 m, 珊瑚礁地形的高度不变, 对应礁坪上淹没水深 h_r 为0, 2, 5和10 cm.

3 结果与分析

3.1 直墙结构对礁坪上波生流的影响

波浪在礁坪上破碎会产生波生流的现象. 未建设直墙结构前, 波浪破碎和水位分布不均匀产生的波生流经由礁坪上水道流出或者进入礁坪后方的开敞潟湖. 开敞潟湖即为礁体后方水域, 该水域与外海开敞水域连接, 使得礁坪上的波生流可以通过开敞潟湖自由流向外海. 在礁坪上建设结构后, 波生流流动通道受到阻碍, 礁坪上的波生流减小, 使得通过水深断面的水体动量减小. 根据辐射应力理论, 这一动量的减小会转化为对周围水体的作用力并导致礁坪上水面抬升. 图2为建设直墙结构前后礁坪上各测点处流速历时曲线的对比, 图中水平红线和水平蓝线分别为建设直墙结构前后测点处的平均流速. 由于V1流速仪测点处波浪破碎剧烈且水面波动较大, 将V1流速仪测点布置在礁体表面位置, 以尽量减少流速仪采集数据受到的水体中掺混空气的干扰, V2~V5流速仪测点与礁体表面的距离为一半的淹没水深. 由图2可以看出礁坪上

直墙结构对礁坪上的流场产生了明显的影响, 未建设直墙结构时礁坪上的波生流明显大于建设直墙结构后的情况. 对于礁坪中后段的测点(V3, V4和V5), 建设直墙结构后礁坪上的流速几乎为零. 对于位于礁缘处的V1测点, 建设直墙结构物后, 其平均流速变为负值, 即该位置(礁缘表面)有明显回流.

图3中展示了礁缘处回流对波浪破碎的影响. 未建立直墙结构时, 波浪在与礁面接触位置发生轻微破碎, 传播至礁坪上破碎加剧. 礁坪上的流体可以通过礁坪后的开敞潟湖流出, 在礁缘处的回流较小, 如图3(a)所示. 建立直墙结构物后, 阻碍了水体在礁坪后段流出, 导致礁缘处水体顺礁面斜坡回流, 这对礁缘附近的波浪破碎形态也产生了一定的影响. 在礁缘附近为波谷时, 较强的回流在礁面上向下流动, 冲击礁面处的波面, 导致了该处波浪产生类似卷破的现象. 当波峰到达礁缘处时, 波前裹挟礁面上破碎的气泡与礁坪上的回流相遇产生砰击并继续破碎, 礁缘附近波浪破碎明显加剧, 如图3(b)所示. 在建立直墙结构后, 波生流的产生、变化和消亡过程可分为以下几个阶段: 在礁缘附近和破碎带内, 波浪破碎和水位分布不均匀产生沿波浪传播方向的波生流; 直墙结构的阻碍导致在礁缘附近有较强的回流, 与(波生流反方向的流动)行进波产生动量交换和能量耗散, 并加剧了波浪的破碎; 随

图2 (网络版彩图)流速历时曲线对比($h_i = 1.90$ m, $T = 2.0$ s, $H_i = 0.1$ m)

图3 (网络版彩图)礁坪回流对礁缘处波浪破碎的影响($h_i = 1.85$ m, $T = 1.50$ s, $H_i = 0.1$ m). (a) 台礁(无直墙结构); (b) 台礁(有直墙结构)

着回流段的动量交换和能量耗散结束, 到礁坪的中后段平均流速基本为零, 波生流几乎全部转化为水面

抬升.

3.2 直墙结构对礁坪上波面的影响

图4给出了在礁坪末端建设直墙结构物前后各测点的波面历时曲线对比(礁体前水深 $h_i = 1.80$ m, 入射波周期 $T = 1.50$ s, 入射波高 $H_i = 0.20$ m). 在礁坪上建设直墙结构后, 礁体前的波面(图4中G1浪高仪测点)基本无变化. 从礁坪上测点(G7, G11和G14测点)的波面历时曲线可以看出, 当波浪刚传播到礁坪上时, 建立直墙结构前后波面历时曲线基本相同. 而当波浪和水流到达礁坪末端的结构物时, 流动受到了直墙结构的阻碍, 导致结构前的水面明显抬升, 随后水面抬升向礁缘处移动. 如图所示, G14, G11和G7测点先后在23, 28和34 s处水面明显抬升. 当礁缘处(G7测点)水面明显抬升时, 礁坪上的波面基本稳定, 本文中礁坪上各测点的水面和波高统计值都取该时刻后($t > 34$ s)的数据进行统计分析.

图4 (网络版彩图)波面历时曲线对比($h_i = 1.80$ m, $T = 1.50$ s, $H_i = 0.20$ m)

从图4中波面基本稳定后($t > 34$ s)的历时曲线中, 可以看到建设直墙结构后规则波沿礁坪的传播变化规律. 其中浪高仪G1~G3位于礁体前, 波面为入射波浪和礁面处的反射波浪的叠加. 与大部分珊瑚礁地形物理模型试验中采用的坡度较小礁面不同的是, 本实验中采用的1:1的陡坡礁面会产生较大的波浪反射, 在礁坪前可以观察到部分驻波的现象. 由于反射波浪较大的影响, 礁体前的波高根据测点位置和入射波浪周期的不同而变化. 当波浪传播至浪高仪G4~G6处水深改变, 但由于礁面坡度大且波浪传播较快, 波浪在斜坡上并没有发生明显的浅水变形, 波面总体上还是呈现为正弦波的形态. 当波浪传播到礁坪上时水深较浅, 波浪发生浅化变形呈现锯齿状. 波峰波谷明显不对称, 波峰变尖且波谷平坦, 波前较陡并伴随剧烈破碎, 如图4中的浪高仪G7所示. 随着波浪破碎, 波高迅速降低, 根据辐射应力理论, 波浪运动动量的减小则会导致礁坪上的平均水面抬升. 离开波浪破碎区后, 波高相比礁缘处(浪高仪G7处)明显减小且增水基本稳定, 但由于破碎产生的高频成分以及来自直墙结构的反射波的影响,

波面较为复杂, 如图4中的浪高仪G14所示.

3.3 直墙结构对礁坪上波高和增水的分布影响

根据各测点的波面历时曲线可以得到礁坪上的平均增水 $\bar{\eta}$ 和平均波高 H , 其中礁坪上各测点的平均增水 $\bar{\eta}$ 取10个周期内波面的平均值. 由于波浪变形和海堤反射的影响, 礁坪上波面比较复杂, 通过上跨零点法来统计波高并不合适, 取一个入射波浪周期内的最大波面差值为统计波高值, 平均波高 H 为10个周期内统计波高的平均值. 将平均增水 $\bar{\eta}$ 和平均波高 H 无量纲化, 其中相对增水为礁坪上平均增水与入射波高的比值($\bar{\eta}/H_i$), 相对波高为礁坪上平均波高与入射波高比值(H/H_i).

图5为建立直墙结构前后相对增水在礁坪上的分布. 建立直墙结构前后, 礁坪上的波浪增水分布规律明显不同. 对于未建设直墙结构的情况, 波浪增水分布受到礁坪上淹没水深的影响: 当礁坪上淹没水深较浅时, 波浪在礁面产生剧烈破碎且在礁缘处产生明显越浪, 导致礁缘处(G7测点处)的平均水面明显比附近测点

图5 (网络版彩图)建立直墙结构前后礁坪上的增水和波高分布. (a) 相对增水分布; (b) 相对波高分布

大. 越到礁坪上的波浪形成段波继续沿礁坪传播, 沿程波浪继续破碎, 波高衰减, 波浪增水沿波浪传播方向增大, 并最终达到最大值; 当礁坪上淹没水深较大时, 波浪破碎主要发生在礁坪上. 建立直墙结构后, 波生流的能量基本转化为礁坪上水面的抬升, 导致礁坪上的增水明显大于未建设直墙结构的情况. 在礁缘附近的回流加剧了动量交换, 使得增水迅速增加. 增水迅速达到最大值, 并在礁坪中后段形成一段淹没水深基本不变的增水稳定区.

图5还给出了礁坪上各测点的相对波高值. 由图可以看出, 在未建设直墙结构的情况下, 当波浪传播至礁缘附近, 发生明显破碎, 波高迅速减小并逐渐趋向稳定. 建立直墙结构后, 礁坪中后段的波高受到来自直墙结构的反射波浪的影响, 在不同测点位置产生波动, 但基本上各测点波高还是由礁坪上淹没水深控制, 由于建立直墙结构后礁坪上淹没水深增大, 导致礁坪上的波高相比未建设直墙结构的情况也有所增加.

3.4 建设直墙结构后礁坪上波高和增水的变化规律

G15号浪高仪测点距离直墙结构最近, 该位置远离破碎区且波浪增水已经稳定, 可通过该浪高仪的数据分析直墙结构前平均增水 $\bar{\eta}_r$ 和平均波高 H_r 的变化. 本文实验数据分析结果和以往岸礁的研究结果相同的

是, 直墙结构前的波高随入射波高和礁坪上淹没水深的增大而增大, 礁坪上的增水随入射波高的增大和礁坪上淹没水深的减小而增大. 但是台礁礁坪上的波高和增水值随外海波浪周期的变化规律比较复杂, Seelig^[16]的研究结果表明, 礁坪上增水值随入射波周期的增加而增大. Gourlay^[21]的实验结果发现, 礁坪上的增水值在入射波周期 $T=1.5$ s时最大. 本实验关于未建设直墙结构情况的结论与Gourlay^[21]相似, 但最大增水发生在周期 $T=1.75$ s处. 虽然未建设直墙结构情况的地形坡度与Gourlay^[21]相同, 但是斜坡前水深差别很大, 本实验礁体前水深大于1.8 m, 而Gourlay^[21]礁体前最大水深仅为0.42 m, 远远小于深水波条件. 这导致波浪行进到礁面上时的入, 反射波相位不同, 波浪变形形态也不相同, 所以本试验相近波况的波浪破碎位置和破碎波高与Gourlay^[21]也不同, 由此可以解释为不同的试验水深导致了最大增水发生的周期不同. 在建设直墙结构后, 由于涉及到波生流的转化, 其增水变化规律较未建设直墙结构的情况复杂.

图6给出了直墙结构前G15测点处增水和波高随周期的变化规律. 由图6可以看出, 对应于不同的淹没水深, 直墙结构前的波高都在周期 $T=1.75$ s时达到最大值, 这与对应未建设直墙结构情况的变化规律相同. 但直墙结构前的增水与周期的关系随礁坪上淹没水深的变化则不同: 当礁坪上淹没水深较小时($h_r \leq 0.05$ m),

图6 (网络版彩图)直墙结构前方G15测点处平均增水和平均波高变化规律。(a) 平均增水随周期的变化规律; (b) 平均波高随周期的变化规律

波浪增水在周期 $T=1.75$ s时达到最大值; 而当礁坪上淹没水深较大时($h_r = 0.10$ m), 波浪增水基本随周期增大呈增大趋势, 但是个别组次不符合此规律。该现象与建设直墙结构后礁坪上的增水部分由波生流转化有关。以往研究和本实验结果都发现, 未建设直墙结构时, 礁坪上淹没水深较大时波生流更大, 且波生流强度基本随外海波浪周期增大而增大。所以当淹没水深较大时, 原本强度较大的波生流被直墙结构物截断, 转化成波浪增水, 导致波浪增水随周期的变化规律与礁坪上淹没水深较小时不同。

4 礁坪上波浪增水的计算公式

为了进一步分析礁坪上波浪增水与入射波要素的变化关系, Gourlay^[8]将礁坪上的增水和淹没水深进行无量纲处理, 分别取为 $\bar{\eta}_r / T\sqrt{gH_i}$, $(\bar{\eta}_r + h_r) / H_i$, 并根据波能流守恒公式($P_o = P_R + P_D + P_T$)给出了岸礁礁坪上增水和淹没水深的关系:

$$\frac{\bar{\eta}_r}{T\sqrt{gH_i}} = \frac{3}{64\pi}K_p \left[1 - K_R^2 - 4\pi\gamma_r^2 \left(\frac{\bar{\eta}_r + h_r}{H_i} \right)^2 \frac{1}{T} \sqrt{\frac{\bar{\eta}_r + h_r}{g}} \right] \times \left(\frac{H_i}{\bar{\eta}_r + h_r} \right)^{1.5}, \quad (1)$$

其中 K_p 为地形系数, K_R 为反射系数, γ_r 为离开破碎区后的波高水深比。根据公式(1)对本文中的实验数据进行拟合, 取 $K_R = 0.4$, $K_p = 1.0$, $\gamma_r = 0.5$ (根据 K_p 的物理意义, K_p 最大取值为1)。图7(a)给出了公式(1)与试验数据的对比。由图可以看出, 礁坪上淹没水深较大时, 公式(1)的计算值与实验数据相近; 礁坪上淹没水深较小时, 公式(1)的计算值明显小于实验数据。

在波能流守恒公式中($P_o = P_R + P_D + P_T$), P_o 为入射波的波能流, P_R 为在礁面斜坡上反射的波能流, P_T 为波浪破碎带结束处的波能流, Gourlay^[8]将 P_D 定义为由波浪破碎引起的波能耗散, 这里对该定义进行修正, 将其重新定义为破碎区由波浪破碎引起的长波通量, 也就是波浪增水引起的能量流。Gourlay^[8]使用辐射应力

图7 (网络版彩图)拟合曲线与实验数据对比. (a) 对Gourlay公式修正前后计算结果的对比; (b) 与其他学者提出的增水计算公式的对比

理论计算了 P_D :

$$\frac{dS}{dx} + \rho g(\bar{\eta} + h) \frac{d\bar{\eta}}{dx} = 0, \quad (2)$$

Gourlay^[8]的处理中取公式(2)中 $\frac{d\bar{\eta}}{dx}$ 前的系数 $(\bar{\eta} + h)$ 在破碎带内不变, 并取 $\bar{\eta} + h = h_p$, 其中 h_p 为根据破碎区地形决定的特征水深, 取 $h_p = (\bar{\eta}_r + h_r) / K_p$, $\bar{\eta}_r$ 为破碎结束后的增水, K_p 为地形系数. 忽略破碎开始位置的减水, 并在破碎带内积分:

$$\frac{dS}{dx} + \rho g \left(\frac{\bar{\eta}_r + h_r}{K_p} \right) \frac{d\bar{\eta}}{dx} = 0, \quad (3)$$

$$S_1 - S_T = \rho g h_p \bar{\eta}_r = \rho g \bar{\eta}_r \frac{\bar{\eta}_r + h_r}{K_p}, \quad (4)$$

其中 S_1 , S_T 分别为破碎带开始与结束处的辐射应力.

公式(2)中的 $(\bar{\eta} + h)$ 包含增水 $\bar{\eta}$, 增水 $\bar{\eta}$ 在破碎带内变化较大, Gourlay直接认为公式(2)中的 $(\bar{\eta} + h)$ 在破碎带内不变并不合适. 在本试验中整个破碎带的大部分都位于礁坪上, 故我们假设破碎区内水深 $h = h_r / K_p$ 为常数, 这样可以考虑到 $\frac{d\bar{\eta}}{dx}$ 前系数 $(\bar{\eta} + h)$ 中的增水变化, 按照该假设在破碎带内积分:

$$\frac{dS}{dx} + \rho g \left(\bar{\eta} + \frac{h_r}{K_p} \right) \frac{d\bar{\eta}}{dx} = 0, \quad (5)$$

$$S_1 - S_T = \rho g \bar{\eta}_r \frac{\bar{\eta}_r + h_r}{K_p} + \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{K_p} \right) \rho g \bar{\eta}_r^2, \quad (6)$$

公式(6)等号右侧相比公式(4)多出了关于 $\bar{\eta}_r^2$ 的一项. 当

礁坪上淹没水深较大时, 礁坪上增水较小, 该项的影响较小, 公式(4)与(6)接近, 所以公式(1)的计算值与实验数据接近; 当礁坪淹没水深较小时, 增水较大, 该项影响增大, 此时使用公式(4)误差增大. 这解释了当礁坪上淹没水深较小时, 使用Gourlay^[8]的公式计算增水与本实验数据相差较大的现象. 故应使用公式(6)计算波能流转化值 P_D .

Gourlay^[8]采用了线性波理论计算辐射应力 S_1 和 S_T . 但在破碎开始处, 波浪破碎剧烈且非线性较强, 会出现质量输移的现象, 使用线性波理论并不合适. 有学者通过孤立波理论研究波浪在斜坡上的破碎. Divoky^[22]通过孤立波理论研究了缓坡上的波浪破碎与波高变化. Gerritsen^[15]认为在接近破碎区域, 波浪可以认为是以孤立波的形式传播, 并针对规则波的周期性特点提出伪周期孤立波(Pseudo-Solitary Wave). 在试验中波浪从礁缘处传递至礁坪上时有明显的质量输移且波浪非线性较强, 通过伪周期孤立波描述礁缘处入射波浪的状态. 根据伪周期孤立波理论, 破碎带开始处的辐射应力可表示为

$$S_1 = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{\rho C_1 H_1^{0.5} h_1^{1.5}}{T} = \frac{3}{2} E_1 \frac{C_1^2}{g H_1} = \frac{3}{2} P_1 \frac{C_1}{g H_1}, \quad (7)$$

H_1 , h_1 和 C_1 分别为破碎开始处的波高, 水深和波浪群速. 其中 E_1 为平均波能, 即为单位面积自由面下一个周期的平均波能, 对于孤立波情况平均波能为 $E_1 = \frac{8}{3\sqrt{3}} \rho g (H_1 h_1)^{\frac{3}{2}}$. P_1 则为通过该断面的波能流. 当波浪破碎结束, 波高显著减小, 则破碎带结束位置的辐射

应力可和Gourlay^[8]一样采用线性波理论计算:

$$S_T = \frac{3}{2}E_T = \frac{3}{2}\frac{P_T}{C_T}, \quad (8)$$

其中平均波能 $E_T = \rho g H_r^2 / 8$, H_r 为破碎结束后的波高.
 P_T 和 C_T 分别为通过该断面处的波能流和波浪群速.

将公式(7), (8)带入公式(6)中可以得到 P_D :

$$P_D = P_I - P_T = \frac{2}{3}\frac{\rho g^2 H_I}{C_I} \left[\frac{(\bar{\eta}_r + h_r)\bar{\eta}_r}{K_p} + \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{K_p} \right) \bar{\eta}_r^2 \right] + \left(\frac{H_I g}{C_I C_T} - 1 \right) P_T, \quad (9)$$

将波群速度 C_I 和 C_T 近似为波浪传播速度, 分别为
 $C_I = \sqrt{g(h_1 + H_I)}$ 和 $C_T = \sqrt{g(\bar{\eta}_r + h_r)}$. 根据孤立波的破碎指标, 取破碎开始处的水深 $h_1 = H_I / \gamma_1$ (γ_1 取0.78), 并假设破碎波高 H_I 与入射波高成正比, 即 $H_I = K_1^2 H_r$. 礁坪上波浪破碎后的波高 H_r 主要由水深控制, 取 $H_r = \gamma_r (\bar{\eta}_r + h_r)$. 将上述参数代入波能流守恒公式 ($P_O = P_R + P_D + P_T$) 中可以得到

$$\frac{\bar{\eta}_r}{T\sqrt{gH_I}} = \frac{3}{64\pi} \left(1 - K_R^2 \right) \frac{K_p}{K_I} \sqrt{1 + \frac{1}{\gamma_1}} \left(\frac{H_I}{\bar{\eta}_r + h_r} \right) - \frac{3}{16} \frac{\sqrt{H_I}}{T\sqrt{g}} \gamma_r^2 K_p \left(\frac{\bar{\eta}_r + h_r}{H_I} \right) + \left(1 - \frac{K_p}{2} \right) \frac{T\sqrt{g}}{\sqrt{H_I}} \frac{H_I}{\bar{\eta}_r + h_r} \left(\frac{\bar{\eta}_r}{T\sqrt{gH_I}} \right)^2. \quad (10)$$

通过公式(8)得到直墙结构前增水和淹没水深的关系(取各参数 $K_1 = 1.0$, $K_p = 1.0$, $K_R = 0.4$, $\gamma_r = 0.5$), 如图7(a)中所示, 公式修正后的计算结果和试验数据吻合得较好.

图7(a)中还包含了本实验数据与其他学者岸礁试验数据的对比. 考虑到各试验中的礁面坡度不同, 纵轴使用Gourlay^[8]提出的考虑坡度影响的无量纲参数 $\bar{\eta}_r / T(gH_I)^{0.5}(\tan\alpha)^{0.3}$. 从图中可以看到, 本实验礁坪上的增水值比其他学者的试验结果要大(特别是礁坪上水深 h_r 较小的情况). Gerritsen^[15]认为在二维物理模型试验中, 由于水槽中水体有限, 礁坪上的增水会引起礁体前水位的减小. Yao等人^[10]也在试验中发现礁体前的减水较大, 并在计算中认为最大减水高度能达

到礁坪上增水高度的20%. 本文实验和其他试验的主要区别是礁体前水深很大($h_1=1.8\sim1.9$ m), 且试验段外还有3 m的水槽宽度段, 这使得礁坪上增水对礁前水位的影响很小. 波浪在礁坪上破碎所产生的增水高度主要与破碎波高和礁前水位相关. 由于本文的试验水深大于其他试验, 波浪在礁体前的变形过程和波浪破碎时的波高也与其他试验不同, 再加上礁体前水位受礁坪增水影响小, 导致本文增水的试验结果较大.

近年来, 也有其他学者在辐射应力理论的基础上给出了礁坪上增水的计算公式. 其中Becker等人^[9]给出了破碎区内波高的变化规律并对公式(2)积分得到了礁坪上增水的计算公式: $\bar{\eta}_r = \frac{5}{16}\gamma_1(H_I - 1.2H_r)$. 但该公式比较依赖波高水深比 γ_1 的取值, 根据本文的试验数据, 取 $\gamma_1 = 3.3 - 18.4h_r + 46.2h_r^2$ 得到的计算结果如图7(b)所示. 但不同的珊瑚礁地形的 γ_1 值变化太大, 且 γ_1 中参数需要通过试验数据或现场观测数据确定. Yao等人^[10]则通过假设破碎区内增水与破碎点间的距离呈二次函数关系来计算了岸礁礁坪上的增水. 通过Yao等人^[10]的公式得到的计算结果如图7(b)所示, 其中将Yao等人^[10]定义的无量纲参数 β 取为0, 即认为波浪破碎带基本位于礁坪上. Yao等人^[10]的计算结果与本试验的结果相接近, 但当礁坪上淹没水深较小时计算的增水偏大, 入射波浪周期较小时计算的增水偏小. 这可能是因为Yao等人^[10]的计算中采用的线性波理论, 并未考虑到波浪的非线性导致的. 从图7(b)中可以看到, 本文对Gourlay公式修正后的计算结果与本试验数据吻合得更好.

5 结论

本文通过物理模型试验, 研究了在礁坪上建设直墙结构物对波浪在礁坪上传播变化特性的影响. 讨论了不同入射波况和淹没水深下, 波浪增水和波高在礁坪上的分布变化, 并得到以下结论.

(1) 由于礁坪末端直墙结构的阻碍, 波浪破碎和水位分布不均匀产生的波生流无法通过礁坪末端流出, 导致水面在结构物前抬升. 礁坪上的水体只能通过礁缘流向海侧, 形成了礁缘处的明显回流, 与沿波浪传播方向的波生流产生较强的动量交换, 加剧了波浪破碎并使得礁缘处水面迅速抬升. 在礁坪中后段, 平

均流速基本为零。

(2) 建立直墙结构后, 波生流基本转化为礁坪上水面的抬升, 导致礁坪上的增水明显大于未建设直墙结构的情况, 并在礁坪中后段形成一段淹没水深基本不变的增水稳定区。礁坪中后段的波高受到来自直墙结构的反射波浪的影响, 在不同测点位置产生波动, 但基本上各测点波高还是由礁坪上淹没水深控制。由于建立直墙结构后礁坪上淹没水深增大, 导致礁坪上的波高相比建设直墙结构前的情况也有所增加。

(3) 直墙结构前的波高和增水随入射波高和淹没水深的变化规律与以往岸礁的研究结果相同。但直墙

结构前的增水与周期的关系则很复杂, 其随礁坪上淹没水深而变化而不同: 当礁坪上淹没水深较小时($h_r \leq 0.05$ m), 波浪增水在周期 $T=1.75$ s时达到最大值; 而当礁坪上淹没水深较大时($h_r = 0.10$ m), 波浪增水基本随周期增大呈增大趋势, 但是个别组次不符合此规律。这是因为淹没水深较大时, 原本强度较大的波生流被直墙结构物截断, 转化成波浪增水, 使得波浪增水随周期的变化规律与礁坪上淹没水深较小时不同。

(4) 依据伪周期波理论对Gourlay^[8]提出的岸礁礁坪上相对增水高度与相对水深的关系式进行了修正, 修正后的公式与本实验结果吻合得较好。

参考文献

- 1 Davies J L. Geographical variation in coastal development. *Geogr J*, 1974, 10: 234–235
- 2 Gourlay M R. Wave transformation on a coral reef. *Coast Eng*, 1994, 23: 17–42
- 3 Munk W H, Sargent M C. Adjustment of bikini atoll to ocean waves. *Trans AGU*, 1948, 29: 855–860
- 4 Brander R W, Kench P S, Hart D. Spatial and temporal variations in wave characteristics across a reef platform, Warraber Island, Torres Strait, Australia. *MarGeol*, 2004, 207: 169–184
- 5 Roberts H H. Physical processes and sediment flux through reef-lagoon systems. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Coastal Engineering*. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1980. 946–962
- 6 Tait R J. Wave set-up on coral reefs. *J Geophys Res*, 1972, 77: 2207–2211
- 7 Dexter P. A shallow water design wave procedure applicable to small cays and submerged reefs. In: *Proceedings of the First Australian Conference on Coastal Engineering*. Engineering Dynamics of the Coastal Zone, Institution of Engineers, Australia, 1973. 74
- 8 Gourlay M R. Wave set-up on coral reefs. 2. Set-up on reefs with various profiles. *Coast Eng*, 1996, 28: 17–55
- 9 Becker J M, Merrifield M A, Ford M. Water level effects on breaking wave setup for Pacific Island fringing reefs. *J Geophys Res Oceans*, 2014, 119: 914–932
- 10 Yao Y, He W, Du R, et al. Study on wave-induced setup over fringing reefs in the presence of a reef crest. *Appl Ocean Res*, 2017, 66: 164–177
- 11 Symonds G, Black K P, Young I R. Wave-driven flow over shallow reefs. *J Geophys Res*, 1995, 100: 2639–2648
- 12 Lowe R J, Falter J L, Monismith S G, et al. Wave-driven circulation of a coastal reef-lagoon system. *J Phys Oceanogr*, 2009, 39: 873–893
- 13 柳淑学, 刘宁, 李金宣, 等. 波浪在珊瑚礁地形上破碎特性试验研究. *海洋工程*, 2015, 33: 42–49
- 14 姚宇, 唐政江, 杜睿超, 等. 珊瑚礁破碎带附近波浪演化和波生流实验研究. *海洋科学*, 2017, 41: 12–19
- 15 Gerritsen F. Wave attenuation and wave set-up on a coastal reef. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Coastal Engineering*. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1980. 444–461
- 16 Seelig W N. Laboratory study of reef-lagoon system hydraulics. *J Waterway Port Coast Ocean Eng*, 1983, 109: 380–391
- 17 Jenson O J. Waves on coral reefs. In: *Coastal Zone'91: Proceedings of the Sixth Symposium on Coastal and Ocean Management*. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1991. 2668–2680
- 18 Nelson R C, Lesleighter E J. Breaker height attenuation over platform coral reefs. In: *Proceedings of the Australasian Conference on Coastal and Ocean Engineering*. Institution of Engineers, Australia, 1985. 605
- 19 任冰, 唐洁, 王国玉, 等. 规则波在岛礁地形上传播变化特性的试验研究. *科学通报*, 2018, 63: 590–600
- 20 Gourlay M R, Colleter G. Wave-generated flow on coral reefs—an analysis for two-dimensional horizontal reef-tops with steep faces. *Coast Eng*, 2005, 52: 353–387
- 21 Gourlay M R. Wave set-up on coral reefs. 1. Set-up and wave-generated flow on an idealised two dimensional horizontal reef. *Coast Eng*, 1996, 27: 161–193
- 22 Divoky D, Le Méhauté B, Lin A. Breaking waves on gentle slopes. *J Geophys Res*, 1970, 75: 1681–1692

The influence of vertical-wall structure on monochromatic wave transformation characteristics over the platform reef

ZHU GanCheng, REN Bing, WANG YongXue & QIU DaHong

State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China

Building hydraulic structures on reef-top can make a huge impact to hydrodynamic environment of deep-sea coral reef. The influences of vertical-wall structure on monochromatic wave transformation characteristics over the deep-sea coral reefs are studied by two-dimensional laboratory experiments. Wave surface, wave height and wave set-up on the reef-top are measured under various submerged depths and incident wave conditions. The effects of vertical-wall structure on the hydrodynamic processes are studied, the experimental results are also compared with former research results. Including mass transport and the nonlinearity of wave breaking, Gourlay's theoretical relationship between the set-up and the submergence on the reef-top is corrected. A good agreement between experimental results and corrected theoretical relationship is obtained.

coral reef, vertical-wall structure, radiation stress, wave set-up

doi: [10.1360/N092018-00006](https://doi.org/10.1360/N092018-00006)