

文章编号: 1000-4882 (2024) 01-0016-14

集装箱船外飘砰击载荷的 CFD 数值分析

王 澳¹, 王建华¹, 万德成^{*1}, 刘 义², 郭 浩²

(1. 上海交通大学 船海计算水动力学研究中心 (CMHL) 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240;

2. 中国船舶及海洋工程设计研究院, 上海 200011)

摘 要

基于黏流 CFD 方法研究迎浪工况下波长和波高对 KCS 船运动和外飘砰击的影响, 分析砰击压力的时空分布及其与船舶垂向运动的关系。基于开源造波工具 waves2Foam 建立三维数值水池, 采用 naoe-FOAM-SJTU 求解器中的重叠网格技术求解船舶在波浪中的运动。计算结果表明, 船舶运动幅值随波长和波高的增大而增大, 波长船长比为 1 时外飘砰击压力最大, 外飘砰击压力随波高增大呈线性增大规律。集装箱船应尽量避免在波长接近船长的海况下航行。这项研究可为波浪中的船舶砰击载荷预报提供参考。

关键词: 集装箱船; CFD 方法; 重叠网格方法; 外飘砰击; 载荷时空特性

中图分类号: U661.1

文献标志码: A

0 引 言

船舶在恶劣海况下运动和砰击载荷的预报是船舶与海洋工程领域的重要研究方向之一。承受严重砰击的船舶需要主动或被动降低航速以保证船舶安全, 砰击不仅造成船体局部结构损伤, 而且可能引起整船结构颤振。集装箱船由于首部特殊的外飘结构容易发生外飘砰击, 研究外飘区域砰击载荷的分布及其最大值的位置具有一定的工程意义。

为了研究砰击现象和机理, Von Karman^[1]和 Wagner^[2]提出了经典的二维入水砰击理论。Zhao 等^[3]采用非线性边界元法求解不同底升角的二维楔形体入水的数值解。Wang 等^[4]结合模态分析和压力解析方法建立了简化的弹性楔形体入水模型, 分析了底升角、入水速度和边界条件对楔形体挠度的影响。Chuang^[5]对不同底升角的楔形体进行了一系列落体砰击试验, 通过拟合得到砰击压力系数的公式。Duan 等^[6]对刚性和弹性楔形体的砰击压力系数、持续时间、空间分布和传播速度等进行了试验研究。Wang 等^[7]对三维船首模型进行了一系列落体砰击试验, 分析了倾斜角和落体速度对砰击压力的影响。然而上述简化模型忽略了船舶航速、船和波相对运动等因素, 不能反映真实的波浪砰击。

为了模拟真实海况下的船舶砰击, Kim 等^[8]试验研究规则波和不规则波中 10 000TEU 集装箱船在不同航速、波高、波长和浪向角下承受的砰击载荷。田喜民等^[9]用三维时域势流 Rankine 源法求解船体运动, 以获得船和波的相对速度, 然后选取合适的砰击压力系数对船舶在不规则波中的外飘砰击载荷进行数值预报。Xie 等^[10]将线性耐波理论和 CFD 方法相结合提出用混合两步法预报船舶在斜浪中的不对称砰击载荷。Lin 等^[11]采用势流和黏流 CFD 方法计算规则波中发生参数横摇的集装箱船的非对称运动和砰击

压力。Jiao 等^[12]开发了一种 CFD-FEA 的耦合模型, 分析存在水弹性效应的 S175 集装箱船在规则波中的运动、波浪载荷、砰击和上浪等。

研究表明, 船首形状、波浪参数等是影响砰击载荷的主要因素。本文以 KCS 集装箱船为研究对象, 基于 naoe-FOAM-SJTU 求解器的重叠网格技术求解船体运动, 研究波浪环境下船首外飘砰击载荷随时间的变化和空间分布, 为了解砰击载荷与物理参数的关系提供参考。

1 数学模型

1.1 控制方程

在波浪与结构物相互作用的问题中通常不考虑流体的可压缩性, 不可压黏性流场应满足的质量方程和动量方程为

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} \mathbf{U}) = -\nabla p + \rho \mathbf{g} + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{U}) \quad (2)$$

式中, \mathbf{U} 为速度, ρ 为流体密度, p 为压力, \mathbf{g} 为重力加速度, μ 为动力黏性系数, t 为时间。

采用 VOF (volume of fluid) 方法捕捉自由面。通过界定网格单元中的流体体积分获取气液界面的位置, 此时流场网格中的流体密度和黏度分别表示为

$$\begin{aligned} \rho &= \alpha \rho_{\text{water}} + (1 - \alpha) \rho_{\text{air}} \\ \mu &= \alpha \mu_{\text{water}} + (1 - \alpha) \mu_{\text{air}} \end{aligned} \quad (3)$$

式中, ρ_{water} 为水的密度, ρ_{air} 为空气的密度, μ_{water} 为水的黏度, μ_{air} 为空气的黏度。体积分 α 通过相分数的方程求解:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} \alpha) + \nabla \cdot \mathbf{U}_r (1 - \alpha) \alpha = 0 \quad (4)$$

式中, \mathbf{U}_r 为界面压缩速度; α 介于 0 和 1 之间, $\alpha = 0$ 表示网格中为空气, $\alpha = 1$ 表示网格中为水, $0 < \alpha < 1$ 表示网格中存在交界面。本文取 $\alpha = 0.5$ 为自由面。式 (4) 左边的最后一项为人工压缩项, 可提高界面捕捉精度, 但仅在自由面处生效。

采用有限体积法离散控制方程, 时间项采用一阶欧拉隐式格式离散, 对流项采用二阶迎风格式离散, 扩散项采用线性修正格式离散。将速度和压力解耦, 用 PIMPLE 算法求解。

1.2 数值波浪水池

采用基于松弛区方法的开源库 waves2Foam 模拟波浪的生成和吸收。在黏流入口和出口区域设置的松弛区内将理论解和数值解加权组合, 使用的松弛函数为

$$\phi = \omega_R \phi_{\text{computed}} + (1 - \omega_R) \phi_{\text{theory}} \quad (5)$$

$$\omega_R = 1 - \frac{\exp(X^{3.5}) - 1}{\exp(1) - 1}, x \in [0, 1] \quad (6)$$

式中, ϕ 为流体速度或体积分; ω_R 为松弛因子, 介于 0 和 1 之间; X 为松弛区内的相对位置, 介于 0 和 1 之间。在计算域的边界松弛因子为 0, 在黏流计算域内松弛区的边界松弛因子为 1。在松弛区中既可以产生波浪也可以吸收波浪, 其中波浪的吸收效率对松弛区长度比较敏感。较长的松弛区可以提高波浪吸收效率, 但会增加网格数量使计算成本增加, 因此需要选择合适的松弛区长度。参照文献[13]的研究结果, 本文将消波松弛区长度设置为 2 倍入射波长。

1.3 重叠网格方法

承受砰击载荷的船舶通常存在垂向大幅运动,使用变形网格技术时会因网格的严重变形而导致计算无法进行。为此采用重叠网格技术:将物体各部分单独划分网格,网格间相互独立并通过插值建立联系;流场网格与物体网格可产生无约束位移且网格质量保持不变,保证了物体大幅度运动计算的稳定性。在重叠网格中不同网格间流场信息的交换是通过在网格重叠区域上插值来实现的,本文采用的naoe-FOAM-SJTU求解器^[14]通过SUGGAR++程序完成数据插值。首先判断物体网格与背景网格之间的边界,然后在边界处建立插值关系,物体网格通过插值边界获取流场信息。总的计算流程为网格生成、插值关系建立、流场计算和网格更新。

2 数值模型和验证

2.1 计算模型和工况

选用KCS集装箱船作为数值模拟对象,它是由韩国船舶与海洋工程研究所设计的一艘3600 TEU集装箱船,常作为标准船模用于水动力验证。KCS船的主尺度参数如表1所示,本文采用1:85.2缩尺比的船模进行数值模拟,船模的几何形状如图1所示。

表1 KCS船主尺度参数

主尺度	实船	模型
垂线间长 L_{PP}/m	230	2.700
水线宽 B_{WL}/m	32.2	0.378
吃水 T_s/m	10.8	0.127
排水体积 ∇/m^3	52 030	0.084
重心垂向位置(距基线) H_{KG}/m	-	0.168
重心纵向位置(距船中,向船首为正) $(L_{CG}/L_{PP})/\%$	-1.48	-1.48
量纲一转动半径 K_{yy}/L_{PP}	0.250	0.250



图1 KCS船模几何形状

在3个波陡条件下通过改变波长和波高共设置5个波浪工况。根据ABS船级社关于船舶砰击载荷预报建议的航速^[15],KCS船在有义波高大于7m的波浪中的最大航速应不高于50%设计航速,具体工况参数如表2所示。设船舶为迎浪航行,仅放开垂荡和纵摇运动,约束其他方向运动,即不考虑其他4个自由度运动。

表2 计算工况表

工况	弗劳德数 Fr	实船航速 V/kn	波高 H/m	有义波高 H_s/m	量纲一波长 λ/L_{PP}	波陡 H/λ	遭遇周期 T_e/s
1	0.13	12.0	0.108	9.2	0.8	0.05	0.862
2	0.13	12.0	0.108	9.2	1.0	0.04	0.991
3	0.13	12.0	0.108	9.2	1.33	0.03	1.184
4	0.13	12.0	0.081	6.9	1.0	0.03	0.991
5	0.13	12.0	0.135	11.5	1.0	0.05	0.991

在船首 10% 船长范围内等间距布置一系列压力测点。船体与波浪之间的相互作用关于船舶中纵剖面呈对称特性, 因此压力测点仅布置在船体一侧, 共布置了 25 个压力测点, 具体位置如图 2 所示。

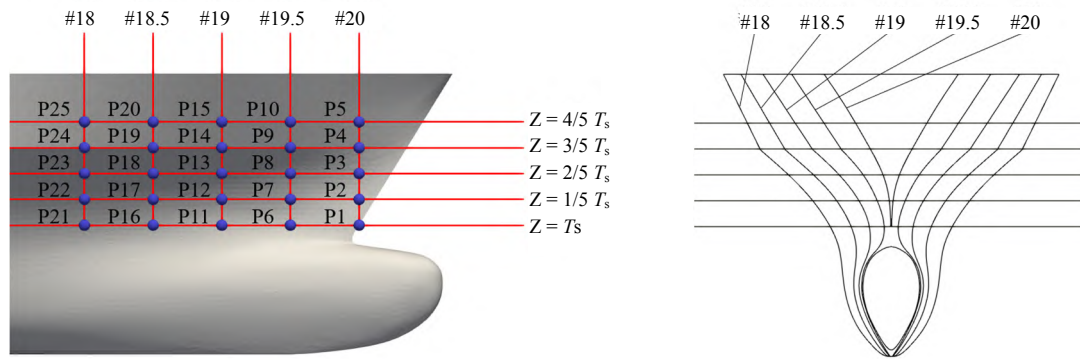


图 2 艏部压力测点位置

2.2 计算域及网格划分

计算域采用笛卡尔坐标系, 原点位于首垂线与静水面的交点, X 轴正向指向船尾, Y 轴正向指向右舷, Z 轴正向垂直向上。计算域设定为 $-L_{PP} < X < 4.5L_{PP}$, $-L_{PP} < Y < L_{PP}$, $-L_{PP} < Z < 0.5L_{PP}$, 该域的边界条件如图 3 所示。对船体施加恒定航速; 在边界入口生成波浪, 设置波浪速度条件和零梯度压力条件; 在出口和两侧设置零梯度速度和压力条件; 顶部为大气边界; 底部为水底边界; 船体表面为无滑移边界。在计算域入口和出口分别设置造波和消波松弛区, 造波松弛区长度设置为 0.5λ , 消波松弛区长度设置为 2λ , 此处 λ 为计算工况中最大的波长。

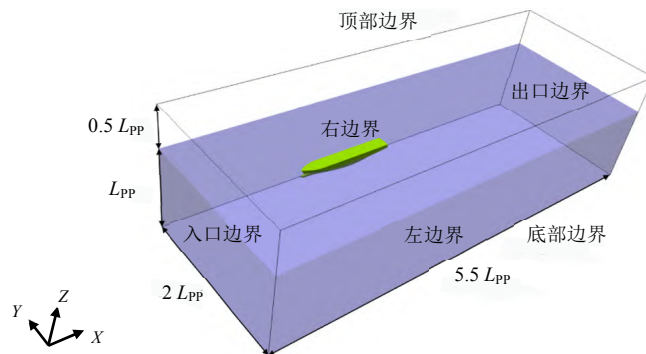


图 3 计算域及边界



图 4 造波及消波松弛区示意图

采用 OpenFOAM 软件中的 blockMesh 和 snappyHexMesh 工具生成网格。首先用 blockMesh 生成基础网格, 然后用 snappyHexMesh 完成网格加密和几何捕捉; 网格加密区域包括船体表面和自由面。为了尽量减少波浪传播过程中的数值耗散, 自由面处的网格在 X 方向和 Z 方向尺寸之比设置为 4:1, 参考 ITTC 对自由面网格的建议, 在一个波长内设置 80 个网格。由于使用了重叠网格技术, 为保证不同网格间的插值精度, 背景与船体在重叠区域的网格尺寸尽量保持一致。背景网格和重叠区域的网格划分如图 5 所示。

最终网格数为 348 万，其中背景网格为 233 万，船体网格为 115 万，计算时间步长取为 0.001 s。

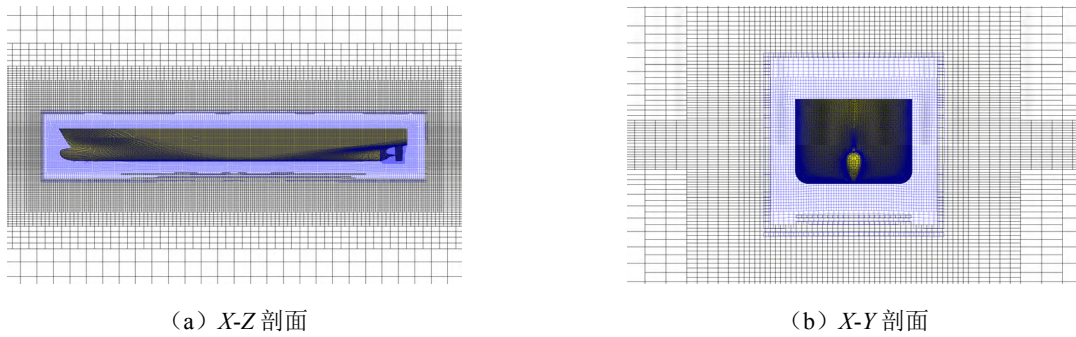


图 5 计算网格划分

2.3 造波检验

为检验当前网格设置下波浪模拟的准确性，在不含船体的空计算域中对波浪进行验证。为减少计算时间，采用二维算例。入射波采用五阶 Stokes 理论波。在计算域原点 ($X=0$) 设置浪高仪，监测波高时历，数值模拟与理论波形的对比如图 6 和表 3 所示。可以看到数值解与理论解吻合良好，在波陡较大时与理论解的误差较大，但最大波高误差不超过 5.6%，这表明本文使用的数值方法可较准确地模拟规则波。

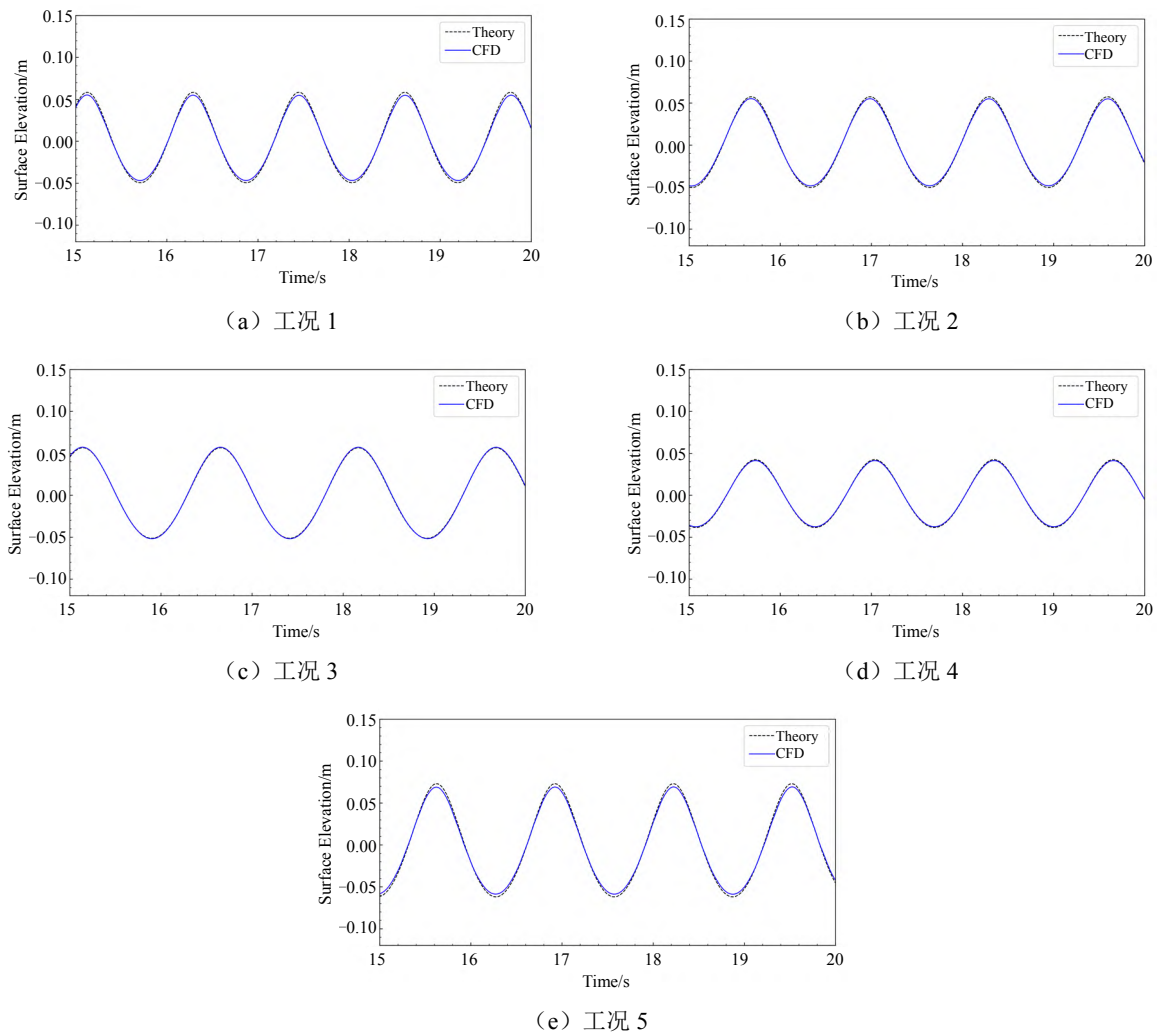


图 6 规则波时历曲线对比

表 3 波高统计

工况	波高 H/m		误差 / %
	数值计算	理论值	
1	0.102	0.108	-5.6
2	0.104	0.108	-3.7
3	0.109	0.108	0.9
4	0.079	0.081	-2.5
5	0.128	0.135	-5.2

2.4 船舶运动检验

KCS 船是水动力研究标准船模, CFD2015 会议提供了大量关于该船在规则波中运动的试验数据。本文选择运动响应最大的一个工况进行验证, 此时 $Fr = 0.261$, 波陡 $H/\lambda = 1/60$, 波长船长比 $\lambda/L_{PP} = 1.15$ 。定义遭遇周期 $T_e = 1/(\sqrt{g/2\pi\lambda} + U/\lambda)$, U 为航速; 波幅 $\zeta_s = H/2$; 波数 $k = 2\pi/\lambda$ 。量纲一垂荡 T_{F3} 和纵摇 T_{F5} 表示为

$$\begin{aligned} T_{F3} &= z/\zeta_s \\ T_{F5} &= \theta/(k\zeta_s) \end{aligned} \quad (7)$$

式中, z 为垂荡, θ 为纵摇。图 7 所示为一个遭遇周期内数值模拟与试验的对比, 两者在相位和大小上均吻合良好, 垂荡幅值误差为 2.7%, 纵摇幅值误差为 -2.4%, 这表明本文的数值方法可较好地模拟波浪中的船舶运动。

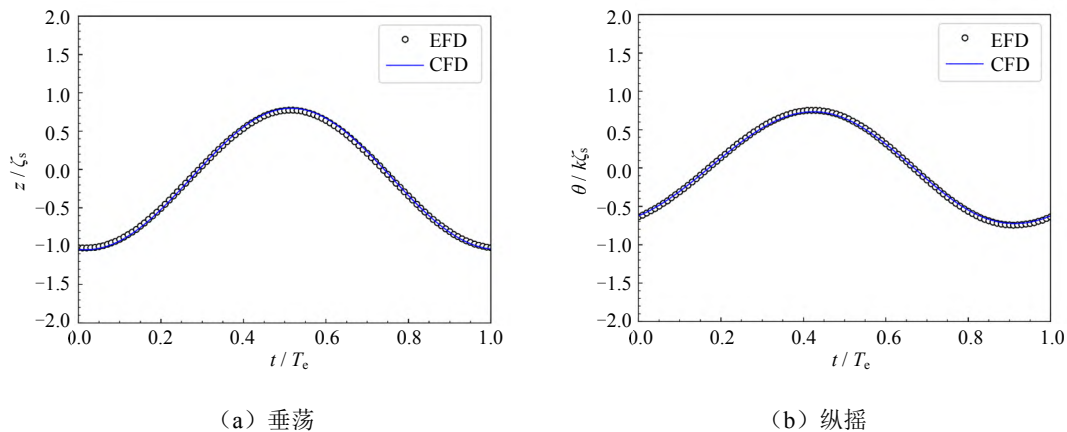


图 7 垂荡和纵摇时历曲线对比

2.5 网格收敛性验证

以工况 2 为基准对粗、中、细 3 种网格尺度进行网格无关性验证。总网格数的变化比选择为 $\sqrt{2}$, 3 种网格尺度时的总网格数量如表 4 所示, 船体运动时历曲线如图 8 所示 (主图的右边是局部放大的曲线)。可以看到, 不同网格下的垂荡和纵摇预报结果差异很小, 采用中等网格已能有效开展船舶在波浪中运动的数值预报。

表 4 不同尺度的网格数量

网格类型	粗网格	中等网格	细网格
网格数量/万	254	348	498

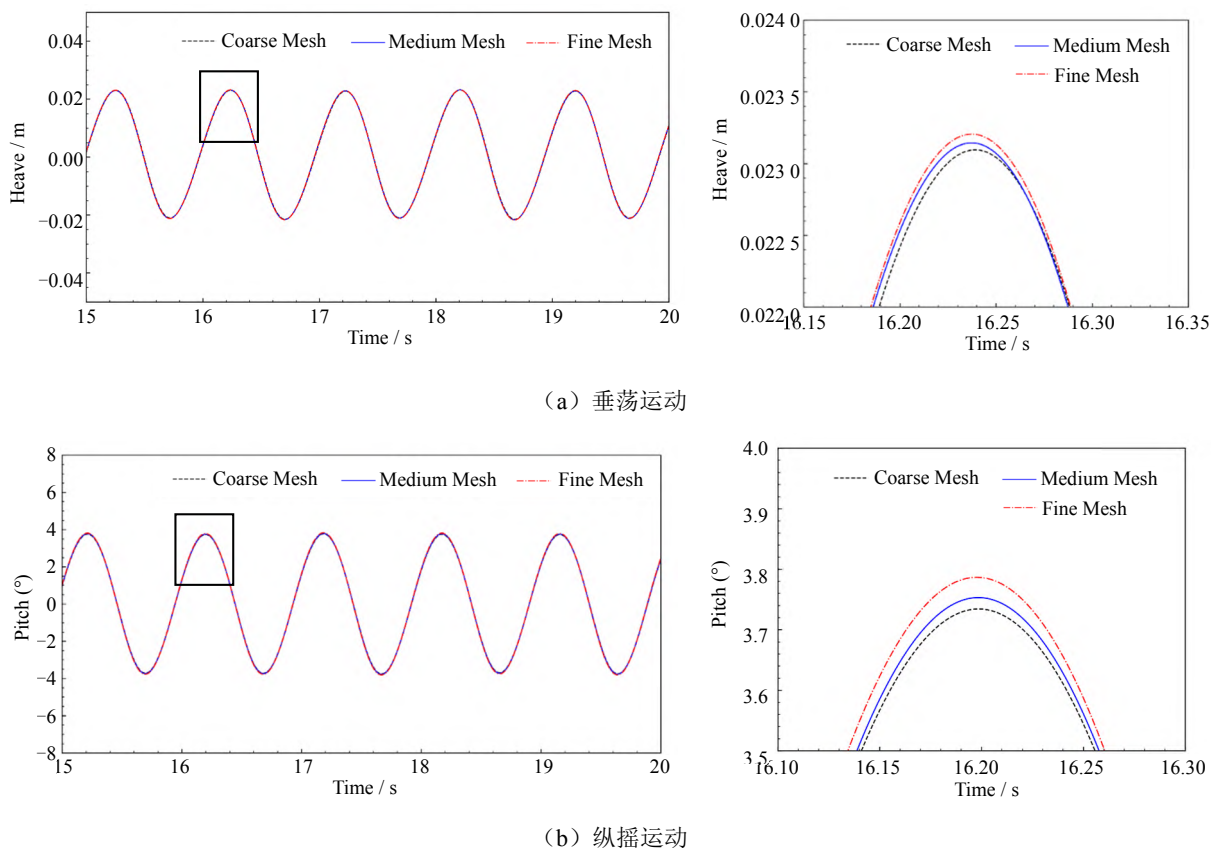


图8 不同网格尺度下船舶的运动

3 计算结果分析

3.1 波长对船舶运动和砰击的影响

不同波长下 ($\lambda/L_{pp}=0.8 \sim 1.33$, $H=0.108$ m) 船体的垂荡和纵摇运动如图9所示。所有工况下垂荡和纵摇运动都呈现简谐波动, 其中垂荡运动表现出一定程度的非对称性, 在 $\lambda/L_{pp}=1.33$ 时垂荡峰值明显高于谷值。这可能是由于五阶 Stokes 波的波峰高于波谷且由于船舶航速偏低, 此时波浪对船体升沉的影响大于航速导致的下沉, 因此出现船体抬升大于下沉的现象。此外, 根据文献报导的试验测量结果^[16], 迎浪中的船舶一般在 $\lambda/L_{pp}=1.33$ 附近的运动幅度最大, 随着波长接近该数值, 垂荡运动的不对称性逐渐放大。随着入射波长增大, 垂荡和纵摇运动幅值均会增大, 但纵摇响应对波长的敏感度更高, 且变化速度更快。

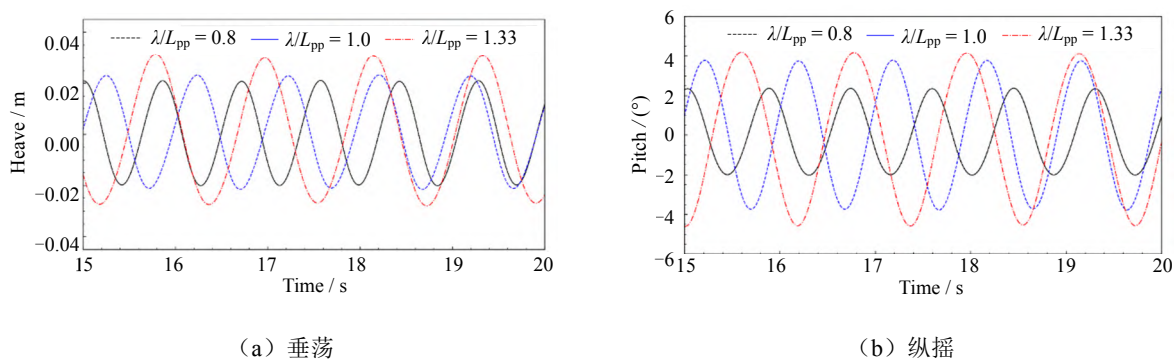


图9 不同波长下的垂荡和纵摇运动响应

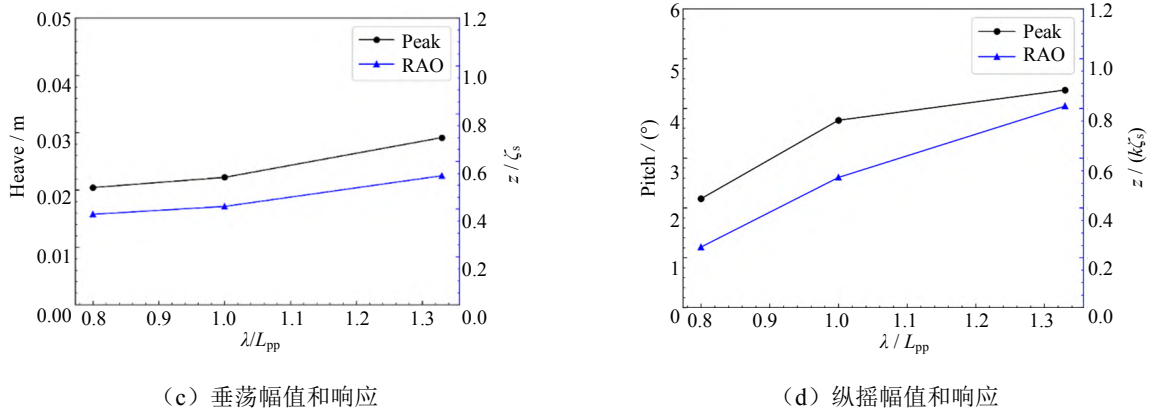


图 9 (续) 不同波长下的垂荡和纵摇运动响应

在不同波长下船首 P1~P5 测点的砰击压力时历曲线如图 10 所示。可以看到, 由于剧烈的垂向运动, 船体外飘区域的压力出现脉冲形式的变化, 在时历曲线上表现为瞬时砰击压力峰值, 具有典型的砰击特性, 随后压力缓慢下降到 0, 砰击周期与船舶遭遇频率接近。一般而言, 砰击载荷的大小取决于砰击点的入水速度, 因此不同位置的砰击强度存在差异。在 P1~P5 测点所在的剖面上, 靠近自由面的测点最先入水, 且入水速度较大, 往往会产生较大的砰击载荷。在入水过程中, 船首垂向速度由于水的阻力而减小, 截面更高位置的入水速度将减小, 这就导致砰击载荷会随着高度增加而减小。在同一个船体横剖面上更高位置的测点与波浪接触时间短, 压力脉冲的持续时间也短。不同波长下的压力脉冲形状存在差异, 短波中压力先是快速增大到极大值, 随后缓慢下降; 在中等波长下, 压力快速增长到极大值且快速减小, 有明显的尖峰信号特征, 随后压力缓慢下降, 甚至出现缓慢增长又下降的过程, 呈现双峰特性; 长波下的压力变化比较平缓, 没有明显的尖峰。

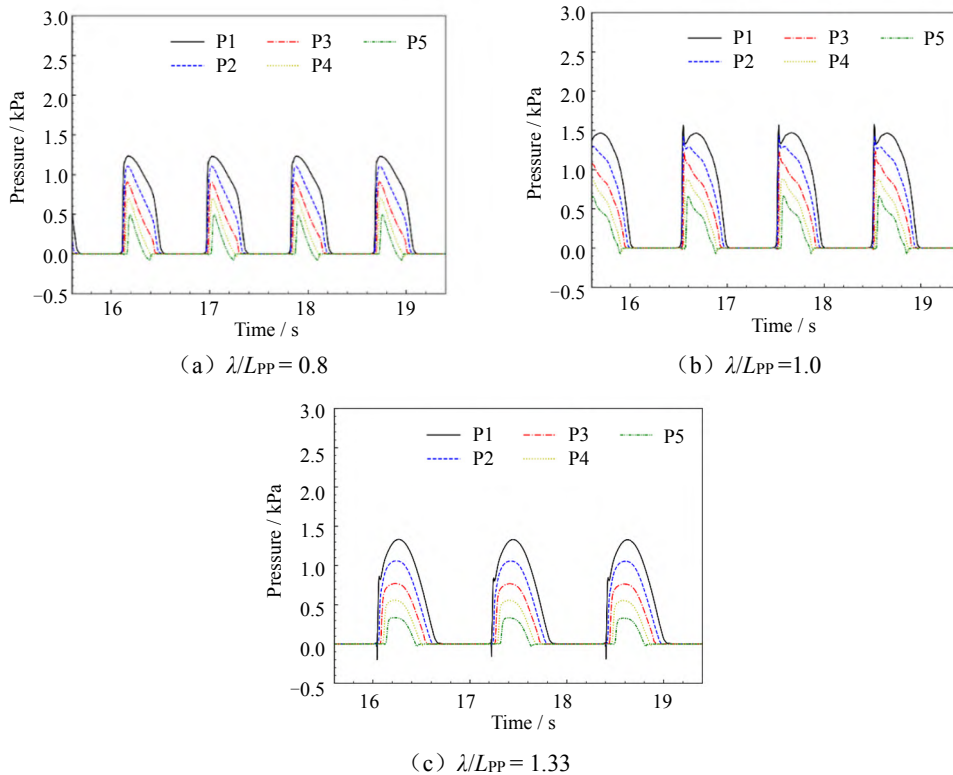


图 10 不同波长下 P1~P5 测点压力时历曲线

图 11 展示了 P1 ~ P25 测点砰击压力峰值随波长的变化。19 号到 20 号站位区间中的最大砰击压力峰值主要出现在 $\lambda/L_{pp} = 1.0$ 工况，高于或低于该波长砰击峰值将减小，这与文献[17]的研究结果相同。在 18 号到 18.5 号站位之间，压力随波长的变化基本呈线性递减趋势。其中，19.5 号站附近的区域容易出现较大的砰击峰值，特别是在 P7 测点出现最大砰击压力，为 1.9 kPa。若以中等波长工况为基准，短波工况下的平均压力和最大压力分别减少 9.2% 和 12%，长波工况下的平均压力和最大压力分别减少 35.5% 和 31.1%。外飘高压区呈三角形分布，靠近船首和水线处的压力更高。图 12 所示为不同波长下船首砰击时的自由面云图。船首在与波峰遭遇后出现明显的液面飞溅，与其他工况相比，在中等波长时出现明显的船首埋深和甲板上浪现象，这与砰击压力随波长的变化相对应。

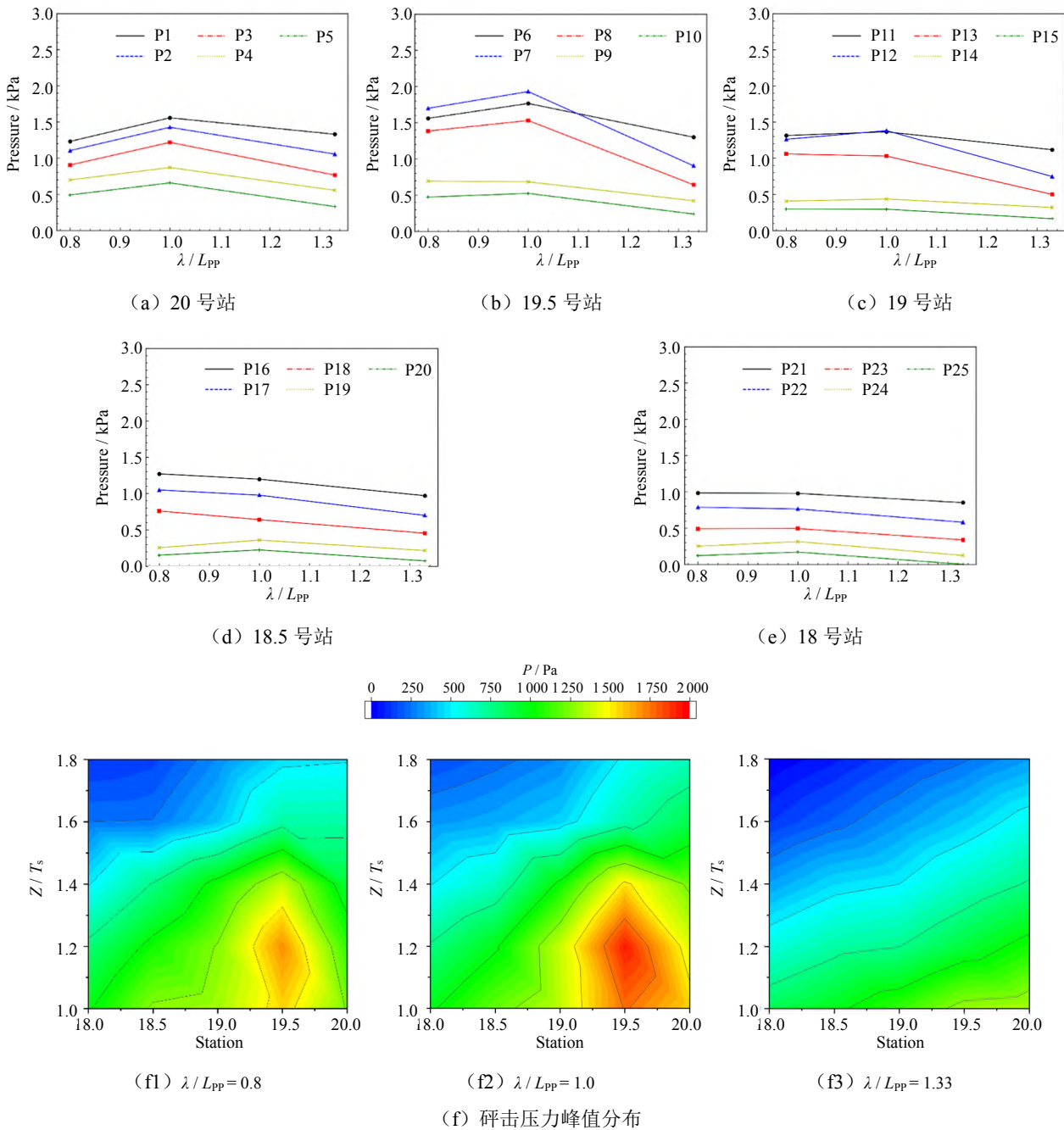


图 11 不同波长下砰击载荷峰值

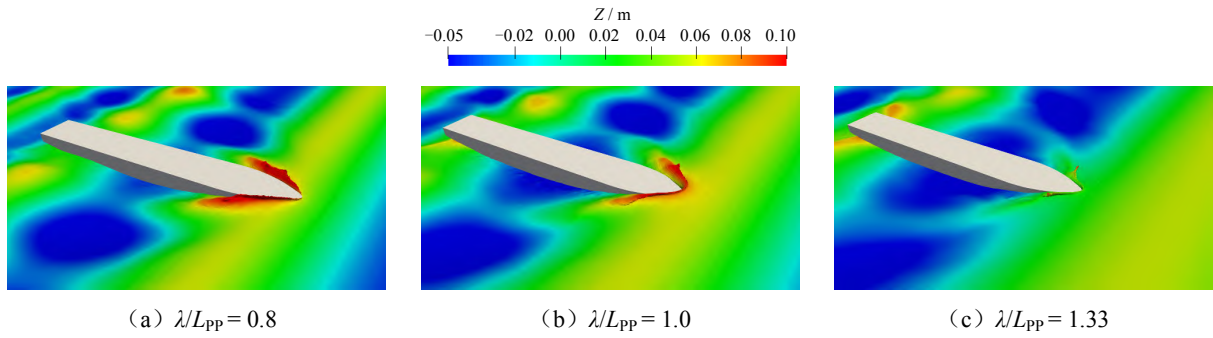


图 12 不同波长下的船首砰击自由面云图

3.2 波高对船舶运动和砰击的影响

在 $\lambda/L_{PP} = 1.0$ 工况下波高 ($H = 0.081 \sim 0.135$ m) 对船体垂荡和纵摇的影响如图 13 所示。随着波高增大, 垂荡和纵摇幅值呈线性递增趋势, 但量纲一运动响应呈线性递减趋势, 这与文献[12]的研究结果相同, 这可能是由于瞬时湿表面的非线性变化导致的。

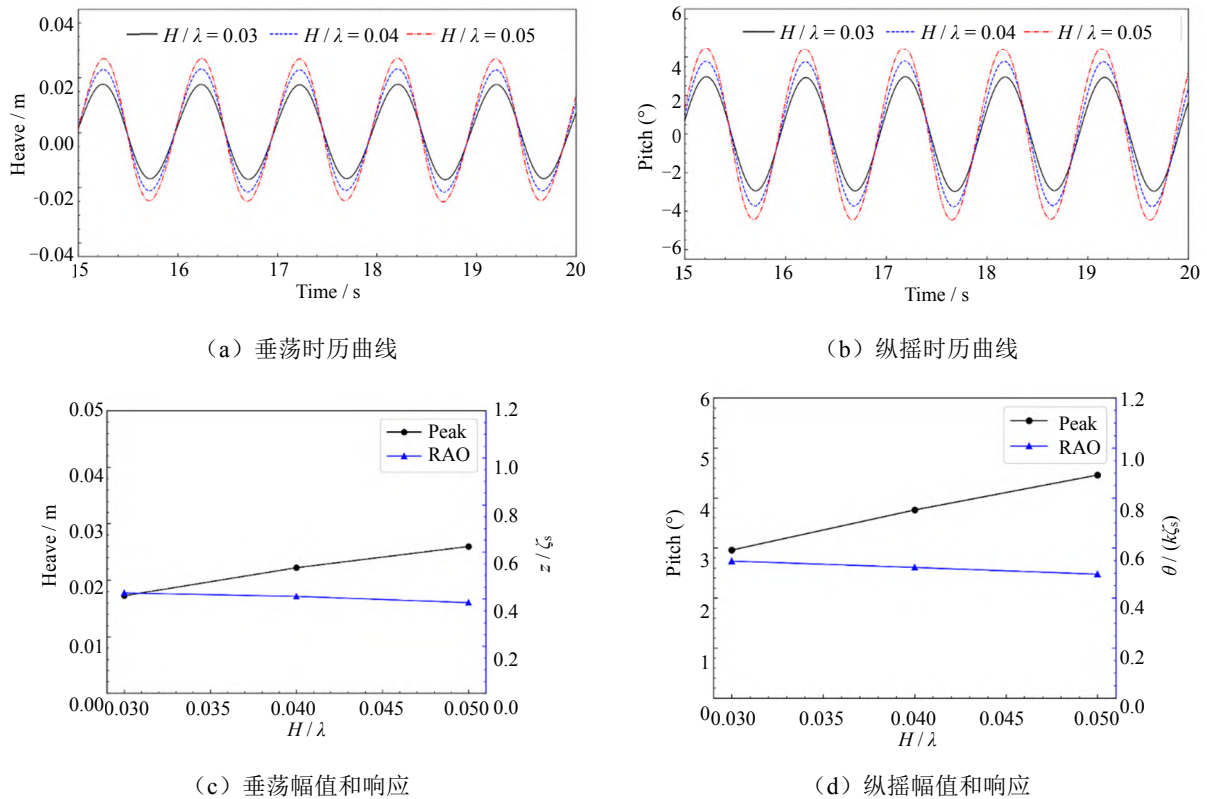


图 13 不同波高下的垂荡和纵摇运动响应

图 14 所示为不同波高下船首砰击现象对比, 选取了典型砰击时刻 ($T = 17.65$ s) 的自由面云图。可以看到, 随着波高增加, 船首入水导致的液面飞溅变得更为剧烈, 且出现甲板上浪现象, 船首前端积水高度随浪高的增大而增大。

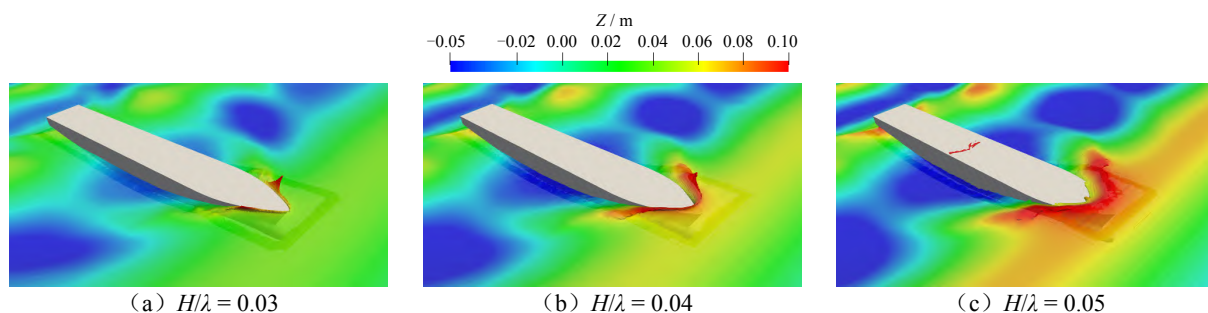


图 14 不同波高下船首碎击时的自由面云图

不同位置碎击压力时历曲线如图 15 所示。随着波高增大,碎击压力明显增大,峰值特征更为明显,水线处碎击压力持续时间基本相同。此外,压力曲线中出现了两个峰值,第二个峰值相对平缓且持续时间较长。第一个峰值通常由冲击载荷组成^[18],它是由水对物体的直接冲击引起的,第二个峰值则是由于水的动量变化和静水压力组成。在这个过程中船首持续下沉,对应于图 14 中船舶的埋首现象。

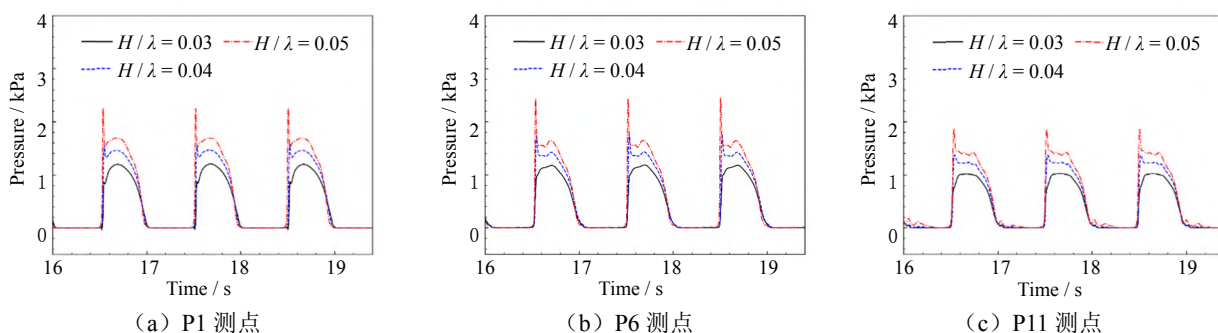
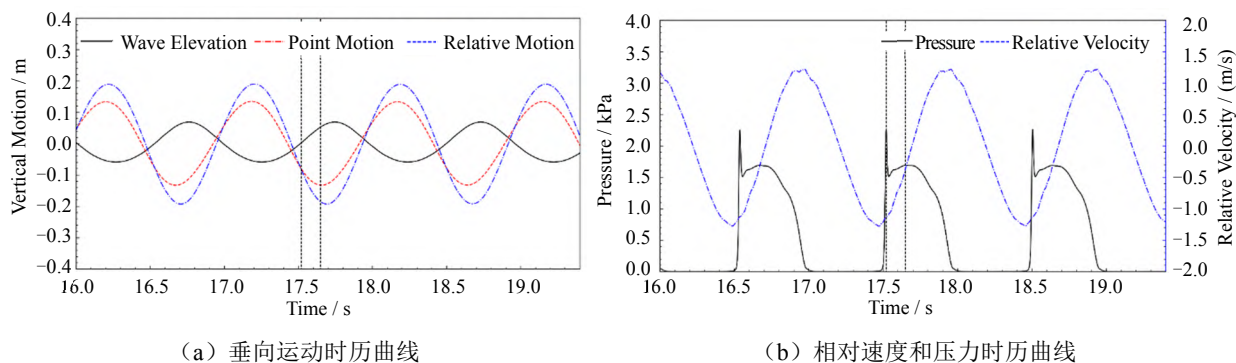


图 15 不同波高下的碎击压力时历曲线

图 16 展示了 $H/\lambda = 0.05$ 工况下 P1 测点处的相对垂向运动和碎击压力时历曲线,图 17 所示为波面与船体的相对位置。P1 点的垂向运动可由垂荡和纵摇求得,该点的波浪时历由空场造波的浪高仪提取并且考虑遭遇频率的影响,由波浪与测点的运动差得到相对垂向运动。相对速度为相对运动对时间的导数。P1 点在 $T = 17.52$ s 时发生碎击,波峰尚未到达船首,P1 点向下运动且没入水中,相对垂向速度接近它的极值。首次碎击结束后,P1 点继续向下运动,相对垂向速度开始减小。当 P1 点运动到最低位置时,船首全部浸入水下,相对垂向速度接近于 0,压力回升到一个形态比较平缓的极值。这个过程与上面的分析一致,即碎击压力的首峰主要由水体冲击导致,而次峰很大程度受到静水压力的影响。在经过第二个压力峰值后,P1 点开始向上运动,碎击压力快速减小,相对垂向速度由负向正变化。相对垂向速度达到最大值时,P1 点离开波面,碎击压力回复为 0。

图 16 P1 测点 ($H/\lambda=0.05$) 处的相对运动

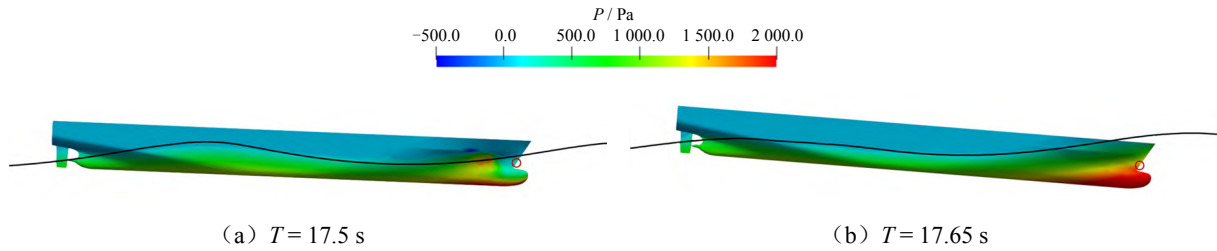
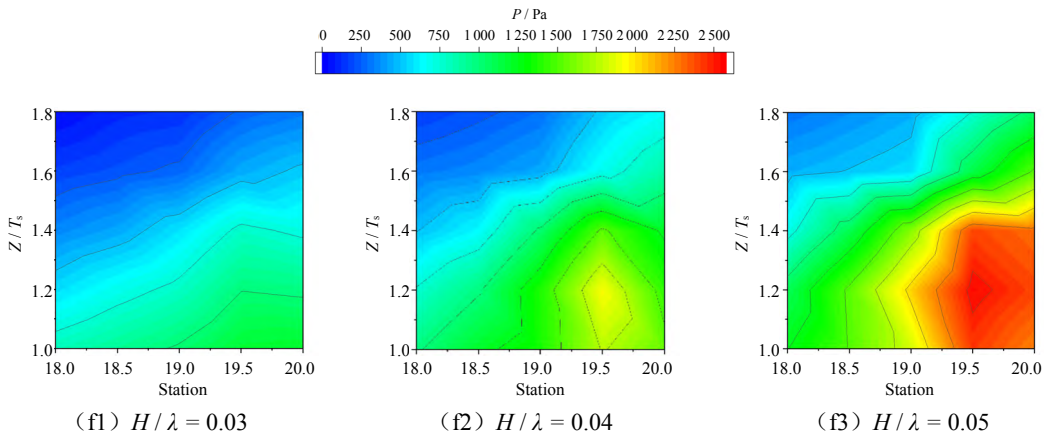
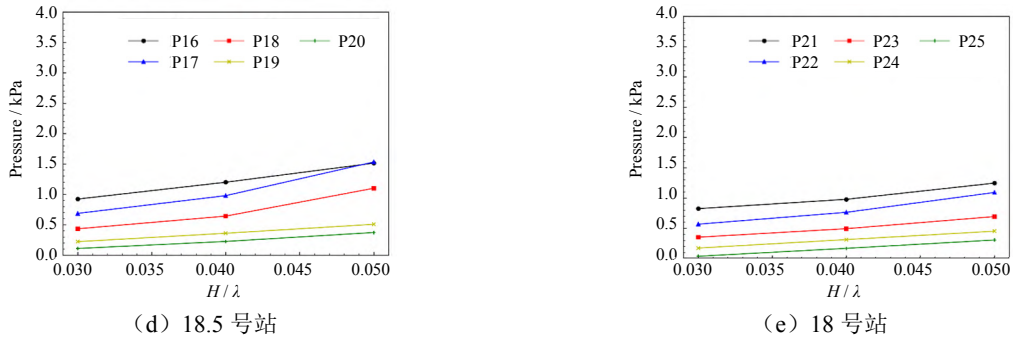
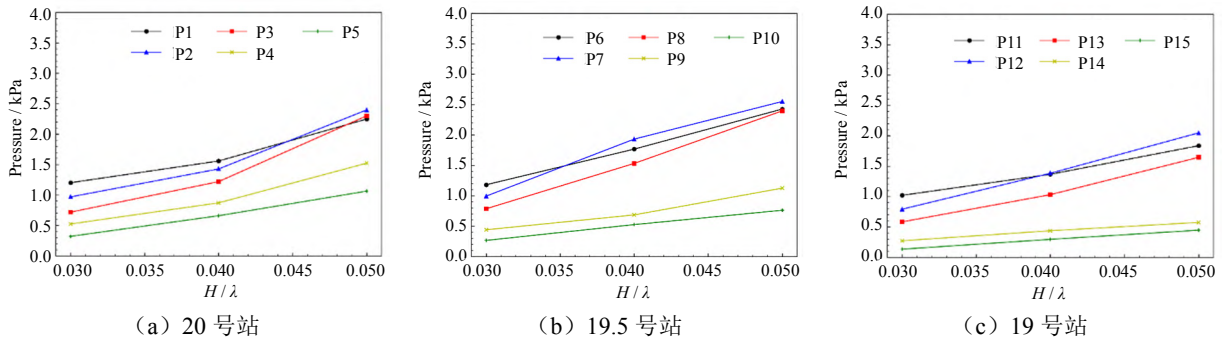


图 17 船、波相对运动

在图 18 中对比了不同波高下 P1 □ P25 测点的砰击压力峰值。各测点的砰击压力峰值均随波高增大而增大, 且多数是线性增大的, 但 P1 和 P3 测点在 $H/\lambda = 0.04 \square 0.05$ 之间出现陡增。从 P1 测点的时历曲线来看, 由直接冲击造成的砰击载荷占比更高, 这部分载荷与入水速度直接相关, 较大的相对垂向速度导致了压力陡增。所有工况下最大砰击压力出现在 P7 测点, 其值为 2.5 kPa。以中等波高工况为基准, 小波高工况下的平均压力和最大压力分别减少 36.3%和 63.1%, 大波高工况下的平均压力和最大压力分别增加 49.7%和 32.1%。外飘高压区同样呈三角形分布。



(f) 砰击压力峰值分布

图 18 不同波高下的砰击压力峰值

4 结 论

本文采用 CFD 方法对规则波中 KCS 集装箱船首部外飘砰击载荷特性进行研究。对波浪条件、网格尺寸和船体运动进行分析,以验证数值模拟的准确性,通过改变波长和波高分析不同波浪参数下船舶的运动响应、外飘砰击载荷的时空变化规律以及砰击过程自由面的演化,得到结论如下:

(1) 波高一定,在波长 $0.8 \leq \lambda/L_{pp} \leq 1.33$ 范围内,船舶垂向运动幅值随波长的增大而增大,但最大外飘砰击载荷发生在波长接近船长 (λ/L_{pp} 接近 1.0) 的情况下,高于或低于该波长的砰击载荷较小;波长一定,船舶垂向运动幅值和外飘砰击载荷均随波高的增大呈线性递增关系。

(2) 在相同波陡参数下,由波长变化而导致的外飘砰击压力幅值的变化要小于由波高变化导致的压力幅值变化,即波高的变化直接影响外飘砰击压力的大小。

(3) 在波浪砰击过程中,船首水线附近的位置容易出现压力双峰特性,首峰变化速度快,体现出砰击瞬时特性,次峰相对平缓,且持续时间明显大于首峰。

(4) 在迎浪规则波中,外飘砰击的高压力区呈三角形分布,靠近船首及水线的位置压力更高,压力脉冲的持续时间更长,最大砰击压力出现在 19.5 号站附近。

参 考 文 献

- [1] KARMAN T V. The impact of seaplane floats during landing[R]. National Advisory Committee for Aeronautics, 1929.
- [2] WAGNER H. Uber stoss-und gleitvergeance an der oberflache von flussigkeiten[J]. ZAMM, 1932, 12(4): 193-215.
- [3] ZHAO R, FALTINSEN O. Water entry of two-dimensional bodies[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1993, 246(1): 593-612.
- [4] WANG S, SOARES G C. Simplified approach to dynamic responses of elastic wedges impacting with water[J]. Ocean Engineering, 2018, 150: 81-93.
- [5] CHUANG S L. Investigation of impact of rigid and elastic bodies with water[J]. Structural Analysis, 1970: 108623070.
- [6] DUAN L, ZHU L, CHEN M, et al. Experimental study on the propagation characteristics of the slamming pressures[J]. Ocean Engineering, 2020, 217: 107868.
- [7] WANG Y, WU W, WANG S, et al. Slam induced loads on a 3D bow with various pitch angles[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2020, 142(1): 014502.
- [8] KIM K H, KIM B W, HONG S Y. Experimental investigations on extreme bow-flare slamming loads of 10,000TEU containership[J]. Ocean Engineering, 2019, 171: 225-240.
- [9] 田喜民, 邹早建, 王福花. 大型船舶外飘砰击压力计算研究[J]. 中国造船, 2014, 55(1): 1-10.
- [10] XIE H, LIU F, LIU X, et al. Numerical prediction of asymmetrical ship slamming loads based on a hybrid two-step method[J]. Ocean Engineering, 2020, 208(2): 107331.
- [11] LIN Y, MA N, GU X. Potential-flow and CFD investigations of bow-flare slamming on a container ship in regular heading waves[J]. Ocean Engineering, 2020, 219: 108278.
- [12] JIAO J, HUANG S, TEZDOGAN T, et al. Slamming and green water loads on a ship sailing in regular waves predicted by a coupled CFD-FEA approach[J]. Ocean engineering, 2021, 241: 110107.
- [13] 杨林, 廖康平, 马庆位. 基于 OpenFOAM 的半潜平台波浪抬升现象数值模拟研究[C]// 中国造船工程学会船舶力学学术委员会第九次全体会议文集, 2018.
- [14] WANG J, ZOU L, WAN D. Numerical simulations of zigzag maneuver of free running ship in waves by RANS-Overset grid method[J]. Ocean Engineering, 2018, 162: 55-79.
- [15] ABS. Guide for slamming loads and strength assessment for vessels[S]. American Bureau of Shipping, 2021.
- [16] IRVINE M, LONGO J, STERN F. Pitch and heave tests and uncertainty assessment for a surface combatant in regular head

- waves[J]. Journal of Ship Research, 2008, 52(2): 146-163.
- [17] ACHARYA A, DATTA R. Parametric study of bow slamming for a KRISO container ship[J]. Ocean Engineering, 2022, 244: 110420.
- [18] BELIK O, BISHOP R E D, PRICE W G. Influence of bottom and flare slamming on structural responses[J]. Royal Institution of Naval Architects Transactions, 1988, 130: 107232297.

CFD Analysis on Flare Slamming Load of Container Ships

WANG Ao¹, WANG Jianhua¹, WAN Decheng^{*1}, LIU Yi², GUO Hao²

- (1. Computational Marine Hydrodynamics Lab (CMHL), School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;
2. Marine Design and Research Institute of China, Shanghai 200011, China)

Abstract

Based on the CFD method, the effects of wavelength and wave height on the motion and flare slamming of KCS ships under wave conditions are studied. The spatiotemporal distribution of slamming pressure and its relationship with the vertical motion are analyzed. Based on the open-source wave-making tool waves2Foam, a three-dimensional numerical water tank is established, and the overset grid technology of the naoe FOAM-SJTU solver is used to solve the motion of ships in waves. The results indicate that the amplitude of ship motion increases with the increase of the wavelength and wave height, and the flare slamming pressure is the highest at $\lambda/L_{PP} = 1$. The flare slamming pressure increases linearly with the increase of the wave height. Container ships should avoid sailing in sea conditions with a wavelength close to the length of the ship. This study can provide a reference for predicting ship-slamming loads in waves.

Key words: container ship; CFD method; overset grid method; flare slamming; load spatiotemporal characteristics

作者简介

王 澳 男, 2000 年生, 硕士研究生。主要从事船海计算水动力学和波浪中船舶运动研究。

王建华 男, 1988 年生, 博士, 助理研究员, 博士研究生导师。主要从事船舶计算水动力学和波浪中船舶操纵研究。

万德成 男, 1967 年生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要从事船舶计算水动力学和高性能计算研究以及 CFD 和 CAE 软件开发。

刘 义 女, 1988 年生, 博士, 高级工程师。主要从事船舶水动力学研究。

郭 浩 女, 1995 年生, 硕士, 工程师。主要从事舰船设计和船舶水动力学等研究。

*通讯作者: 万德成