

超大型集装箱船 砰击强度直接计算方法

陆明锋, 杨 源

(南通中远海运川崎船舶工程有限公司, 江苏南通 226005)

摘 要: 为确保超大型集装箱船首部艏部和尾部的结构在恶劣海况下受到砰击时不发生损坏, 需要研究作用到船艏外板上的砰击压力, 并以此为设计载荷来校核外板及其相连结构的强度。针对目前对集装箱船砰击局部强度的校核仍以经验公式为主的情况, 提出采用砰击直接分析方法提高超大尺度船舶强度校核的可靠性。初步分析砰击直接分析方法的基本原理, 并运用该方法对 20 000 TEU 集装箱船的艏部砰击压力、艏部砰击压力和最小板厚要求进行分析, 为超大型集装箱船的结构设计提供参考。

关键词: 超大型集装箱船; 艏外板砰击; 艏部砰击; 直接分析

中图分类号: U661.43 **文献标志码:** A **【DOI】** 10.13788/j.cnki.cbgc.2019.03.01

Direct Calculation Method for Bow Slamming Intensity of ULCS

LU Mingfeng, YANG Yuan

(Nantong COSCO KHI Ship Engineering Co., Ltd., Jiangsu Nantong 226005, China)

Abstracts: In order to protect bow and stern hull structure from damage, designed wave slamming and impact pressure should be determined in ship structure planning phase, shell plate and adjacent hull structure shall be strengthened accordingly to against the impacted load. Normally, the empirical formula is used for local strength checking. Aiming at the current situation that the local strength of the container ship is still based on the empirical formula, the direct analysis method of the sniper is proposed to improve the reliability of the ULCS's strength examination. The basic principle of the direct analysis method is analyzed preliminarily, and the method is used to analyze the boom slamming pressure, the stern slamming pressure and the minimum thickness requirement of the 20 000 TEU container ship. It provides important reference in ULCS structure planning design.

Key words: ultra large container ship (ULCS); bow flare impact; stern slamming; direct analysis

0 引言

对于集装箱船而言, 为提高其甲板承载集装箱的能力, 通常会将其甲板面积设计的尽可能大, 同时, 由于集装箱船的航速较高, 通常会将其水下部分船体设计为瘦长形状。基于这些特征, 集装箱船的艏部型线通常设计成显著的外飘形状, 艏部则设计成向外悬出且扁平。当前, 随着集装箱船加速大型化, 以往采用的这种艏部型线已不能满足超大型集装箱船在恶劣海况下的航行需求, 易引发严重的艏外板砰击和艏部砰

击问题。

近年来, 相关学者针对集装箱船大型化对砰击局部强度的影响开展了一系列研究。OGAWA 等^[1]通过对一艘超巴拿马型集装箱船的非线性时域运动进行计算和模型试验, 提出一种艏部砰击压力超越概率计算模但由于计算复杂或验证不充分, 在实际工程设计中应用较少。

目前对集装箱船砰击局部强度的校核仍以经验公式为主。为提高对非常规尺度船舶结构评估的可靠性,

美国船级社 (American Bureau of Shipping, ABS)^[4]和英国劳氏船级社 (Lloyd's Register of Shipping, LR) 先后推出了砰击直接分析方法。郭海强等^[5]运用 ABS 推

出的砰击直接分析方法对 16 000 TEU 集装箱船进行艏外飘砰击校核。根据 LR 对其入级船舶的调查, 通过导入砰击直接分析方法开展针对性的设计, 能有效

避免超大型集装箱船砰击损伤事故的发生。

本文首先对砰击直接分析方法的基本原理进行分析, 然后以南通中远海运川崎自主开发的 20 000 TEU 集装箱船(下文简称“20 000 TEU 集装箱船”)为例, 计算分析砰击压力和直接计算最小板厚要求的特点, 并与船级规范的经验公式结果相对比。

1 砰击直接分析方法

砰击是船舶在恶劣海况下与波浪相互作用产生的一种复杂非线性现象, 其载荷具有局部性和瞬时性, 其压力峰值具有沿船体表面快速移动的特点^[6], 同时砰击压力与结构响应之间存在流固耦合效应。严格意义上看, 砰击载荷下的船体结构响应计算是一个复杂的流固耦合动力学问题。根据目前的研究现状, 考虑诸因素耦合的计算模拟不仅费时, 且计算结果的可靠性较低。因此, 符合工程实用理念的砰击直接分析方法大多采用近似的解耦处理, 并将砰击动载荷转化为等效的静载荷来校核结构强度。

砰击直接分析方法的流程可粗略地分为 4 步, 即: 确定校核范围和计算输入参数、确定船-波相对运动、确定设计砰击压力和校核局部结构强度。由于在确定设计砰击压力时需要考虑设计海况下船-波相对运动的随机性, 因此需要将外飘砰击压力计算和砰击问题的概率描述结合起来考虑。

1.1 校核范围和计算输入参数

砰击直接分析需要确定船体结构校核范围、船体参数的定义(吃水、航速等)和波浪(海况)的运动参数定义(周期、波高和权重等), 直接分析的边界条件设定需要与船级社协商。以 20 000 TEU 集装箱船为例, 具体说明如下。

1) 对于船体结构校核范围的确定, 根据对船舶发生砰击现象的调查, 以往船体结构校核范围一般取艏部水线以上型线显著外飘的区域。当前, 随着集装箱船日益大型化, 艏部外悬船底部分也需要纳入校核范围。艏部校核范围为从设计吃水到上甲板(高度方向)、从艏垂线后 $0.2L$ (L 为规范船长) 处向前到艏部外板(船长方向)的区域。艏部校核范围为从设计吃水到上甲板(高度方向)、艏部外板平直船体显著内收(船长方向)的区域(20 000 TEU 集装箱船从 FR46 向艏部的区域)。校核范围内垂直方向的船体外板不必进行分析, 如艏封板。

2) 对于船舶航行工况的选择, 应充分考虑发生砰击的可能性。参照集装箱船的营运特点, 分析工况可选取满载吃水和设计吃水 2 种航行状态。

3) 对于计算航速的选取, 基于经验, 不同航速条件下发生艏部砰击或艏底部砰击的趋势完全不同, 因此艏部分析和艏部分析的计算航速选取也是不同的。通常来讲, 艏部砰击分析选取最大服务航速, 艏部砰

击分析选取航行的低速情况(20 000 TEU 集装箱船选择 5 kn 航速)。

4) 对于波浪(海况)的选取, 以冬季北大西洋的波浪环境(波浪散布图见图 1)为例, 从中选取 9 个较恶劣的代表性短期海况进行分析(见表 1)。

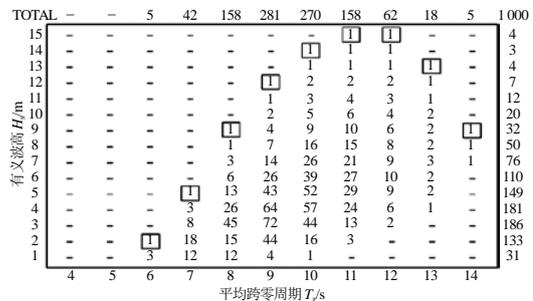


图 1 冬季北大西洋的波浪散布图

表 1 砰击直接分析的设计海况

平均跨零周期 T_z/s	有义波高 H_s/m	平均跨零周期 T_z/s	有义波高 H_s/m	平均跨零周期 T_z/s	有义波高 H_s/m
6	2	9	12	12	15
7	5	10	14	13	13
8	9	11	15	14	9

波浪谱则采用 ISSC 谱, 形式为

$$S(\omega) = \frac{H_s^2}{4\pi} \left(\frac{2\pi}{T_z} \right)^2 \omega^{-5} \exp \left[-\frac{1}{\pi} \left(\frac{2\pi}{T_z} \right)^4 \omega^{-4} \right] \quad (1)$$

式中: T_z 为短期海况的平均跨零周期; H_s 为短期海况的有义波高。

1.2 船-波相对运动

确定船-波相对运动的目的是获取设计海况下压力计算点的船-波垂向相对位移方差 m_0 和垂向相对速度方差 m_1 。船-波相对运动的确定以目标船运动响应的频域水动力计算为基础, 这也是砰击直接分析最显著的特点。砰击直接分析以线性势流理论为基础, 将船体作为刚体, 求船体六自由度运动的频率响应函数。采用 2 维水动力软件作为分析工具, 计算时要考虑船体的横摇黏性阻尼; 计算波频 ω 从 0.2 rad/s 到 1.2 rad/s, 以 0.05 rad/s 为间隔变化; 波向角 χ 从随浪的 0° 到迎浪的 180° , 以 15° 为间隔变化。

以船体的重心为原点 O , 建立联船坐标系(见图 2), 船在联船坐标系下发生摇荡运动, 其中垂荡、纵摇和横摇的位移分别标记为 z_g 、 φ 和 θ , 对应的频域函数标记为 $RAO_z(\omega_e)$ 、 $RAO_\varphi(\omega_e)$ 和 $RAO_\theta(\omega_e)$, 其中 ω_e 为波浪遭遇频率。在校核区域内任取一个压力计算点 P , 位置坐标为 (x_p, y_p, z_p) , P 点对应的波面高度标记为 η_p , P 处船-波的垂向相对位移 Z 可表示为

$$Z = z_g - x_p \varphi + y_p \theta - \eta_p \quad (2)$$

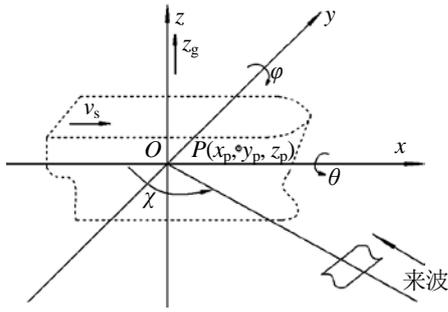


图2 联船坐标系

在 O 点处输入单位振幅谐波 $\exp(i\omega_e t)$, 参考文献 [8] 可推得

$$m_0 = \int_0^\infty \left| \begin{array}{l} RAO_z(\omega_e) - x_p RAO_\phi(\omega_e) + \\ y_p RAO_\theta(\omega_e) - \\ \exp[i(kx_p \cos \chi - ky_p \sin \chi)] \end{array} \right|^2 S_w(\omega_e) d\omega_e \quad (3)$$

$$m_1 = \int_0^\infty \left| \begin{array}{l} RAO_z(\omega_e) - x_p RAO_\phi(\omega_e) + \\ i\omega_e \left\{ y_p RAO_\theta(\omega_e) - \right. \\ \left. \exp[i(kx_p \cos \chi - ky_p \sin \chi)] \right\} + \\ \left. v_s RAO_\phi(\omega_e) \right|^2 S_w(\omega_e) d\omega_e \quad (4)$$

1.3 外飘砰击压力

外飘砰击压力 P_{bf} 可考虑为 2 部分之和^[8], 一部分是由船-波相对速度在水面的法向分量 (即船-波的垂向相对运动) 引起的冲击表面与波浪之间的入水冲击压力 P_i ; 另一部分是由船-波相对速度在水面的切向分量引起的冲击表面与水质点之间的撞击冲击压力 P_s , 后者仅在艏砰击分析时需考虑。

在入水冲击压力计算方面, Karman 入水冲击理论^[9] 是一种比较经典的方法, 该方法将入水砰击问题简化为二维刚性楔形体以恒定速度 V_{bf} 垂向冲击水面, 忽略水面隆起、射流飞溅等因素的影响, 应用动量守恒求得作用在楔形体上的最大砰击压力 P_{k-max} 。

$$P_{k-max} = 0.5 \rho V_{bf}^2 \frac{\pi}{\tan \psi} \quad (5)$$

$$K_{bf} = \frac{P_{k-max}}{V_{bf}^2} = \frac{\rho \pi}{2 \tan \psi} \quad (6)$$

式中: ρ 为水的密度; ψ 为楔形体入水斜面与水平面的夹角。

就二维剖面入水冲击而言, Karman 理论未考虑水面隆起, 得到的冲击压力偏小。这种偏差可与实际船舶砰击的三维效应发生一定程度的拟合, 使其与三维的砰击模型试验结果比较接近。

但是, 当 $\psi < 10^\circ$ 时, 因空气无法及时逃逸而产生的气垫效应会使模型试验结果与 Karman 计算值之间产生较大的偏差。考虑到 Karman 理论中的 ψ 角不完全等于船体横剖面的切线角 β_p (见图 3), 超大型集装箱船在波浪中的运动响应具有一定的非线性特征, 应从船体横剖面的切线角中扣除波倾斜角。因此, 在 20 000 TEU 集装箱船的直接分析中, 结合前船设计经验和经验公式, 对 K_{bf} 进行修正, 有

$$K_{bf} = \begin{cases} \frac{\pi}{2 \tan(\beta_p - 20^\circ)} & 30^\circ \leq \beta_p < 90^\circ \\ \frac{\pi}{2 \tan 10^\circ} & 10^\circ \leq \beta_p < 30^\circ \\ 14 \times [1 - \tan(2\beta_p)] & \beta_p < 10^\circ \end{cases} \quad (7)$$

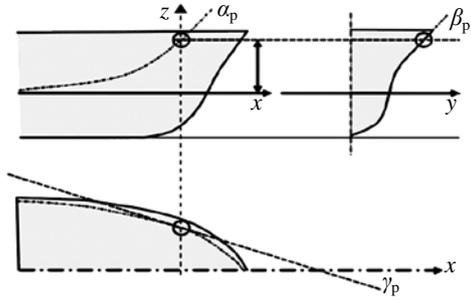


图3 压力计算点的切线角

考虑到砰击压力分布的不均匀程度和动载荷效应等因素的影响, P_{k-max} 需乘以一个折减系数 K_r 转化为等效静压力。在 20 000 TEU 集装箱船直接分析中, 取 $K_r = \cos^2 \alpha_p$, P_i 可表示为

$$P_i = K_r P_{k-max} = K_r K_{bf} V_{bf}^2 = K V_{bf}^2 \quad (8)$$

撞击冲击压力 P_s 的理论预报比较困难, 本文中采用与 LR 规范类似的经验公式, 并考虑波向角变化的影响, 有

$$P_s = K_{rv} H_{rv} V_{rv}^2 \quad (9)$$

$$H_{rv} = \cos[(180^\circ - \chi) - (90^\circ - \gamma_p)] \quad (10)$$

式中: K_{rv} 和 V_{rv} 的表达式可参考 LR 规范^[7]。

1.4 砰击的概率描述

在确定的波向角 χ 和短期海况下, 每个计算点处的 P_s 都是确定的, 而 P_i 的计算会受船-波垂向相对速度的随机性影响。参考 OCHI 等^[10] 的做法, 运用随机过程的过阈理论求得 3 h 内的平均砰击次数 N_{bf} 为

$$N_{bf} = \frac{3 \times 3600}{2\pi} \sqrt{\frac{m_1}{m_0}} \exp \left[- \left(\frac{z_{wl}^2}{2m_0} + \frac{v_{thbf}^2}{2m_1} \right) \right] \quad (11)$$

式中: $z_{wl} = z_p - T$, T 为计算载况下的吃水; v_{thbf} 为发生外飘砰击的临界速度。

$$v_{thbf} = \sqrt{10} / \cos \alpha_p \quad (12)$$

在发生砰击的前提下, 垂向相对速度 \dot{z} 的条件概

率密度函数服从截头的瑞利分布, 结合式 (8) 可推出入水砰击压力 P_i 的条件概率密度为

$$f(P_i) = \frac{1}{2m_1 K} \exp\left[-\frac{1}{2m_1 K}(P_i - K v_{\text{thbf}}^2)\right] \quad (13)$$

根据序列统计学原理, 可推出 N_{bf} 次砰击下最可能的砰击压力极值 $P_{\text{ni-max}}$ 的表达式为

$$P_{\text{ni-max}} = K(v_{\text{thbf}}^2 + 2m_1 \ln N_{\text{bf}}) \quad (14)$$

式中: $P_{\text{ni-max}}$ 为选定的设计海况和波向角下, 3 h 航行时间内所遭遇的砰击压力极值的最可能结果。本文中的设计砰击压力 P_{bf} 将通过比较, 选取 13 种波向角和 9 种短期海况形成的 117 种环境组合下最大的 $P_{\text{ni-max}} + P_s$ 值。

1.5 校核局部结构强度

依据设计砰击压力 P_{bf} , 要求对外板及与其相连的次要加强筋和主要支撑构件 (Primary Supporting Members, 简称 PSM) 进行强度校核。对于外板及与其相连的次要加强筋, 分别计算设计板厚下的极限承载能力 P_c 。该计算以经典的静塑性冲击压力公式^[11]为基础, 以发生 1/400 板格短边长度的最大挠度为极限状态, 同时考虑可能的初始缺陷程度, 对板格/筋的承载能力进行折减修正。当 $P_{\text{bf}} \leq P_c$ 时, 表示板/筋的强度足够, 反之需要加强。对于与外板直接相连的 PSM, 采用类似共同结构规范 (Common Structural Rules, CSR) 的双壳油船规范第 8 节 6.3.7 的要求^[12]校核剪切强度, 此处不再展开说明。

2 砰击直接分析计算结果

本文所述 20 000 TEU 集装箱船为南通中远海运川崎船舶工程有限公司开发的新一代超大型集装箱船, 其主要参数设定为: 船长 $L_{\text{oa}}=400$ m; 型宽 $B=58.6$ m; 满载吃水 $T_{\text{sc}}=16$ m; 设计吃水 $T_{\text{de}}=14$ m; 最大服务航速为 23.1 kn。

2.1 砰击压力计算点

计算模型根据船体主要支撑构件的间距划分成四边形网格 (粗网格), 在高度方向上以船体平台或甲板位置分割, 在船长方向上以强肋板位置分割。载荷计算点选取为每个四边形单元的形心点, 该点的计算结果代表所在单元区域的砰击压力水平。图 4 和图 5 分别为艏部右舷砰击直接分析外板粗网格模型和艏部右舷砰击直接分析外板粗网格模型, 其中: 同一竖排单元的形心点位于同一肋位; 同一横排单元的形心点近似处于相同的高度。

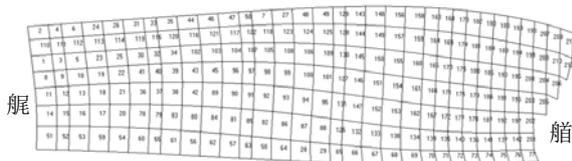


图 4 砰击直接分析外板粗网格模型 (艏部右舷)

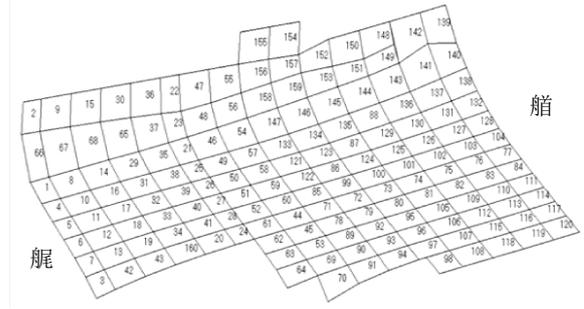


图 5 砰击直接分析外板粗网格模型 (艏部右舷)

2.2 艏部计算结果分析

在 T_{sc} 和 T_{de} 2 种船舶吃水下进行艏部砰击载荷计算 (航速为 V_s), 求得砰击压力在校核区域的分布见图 6。设计吃水与满载吃水高度区域内的砰击压力低于 392 kN/m^2 , 艏垂线后 $0.2L \sim 0.15L$ 的长度区域内的砰击压力也较小, 满载吃水线上方附近 β_p 角较小的区域内的砰击压力较大。

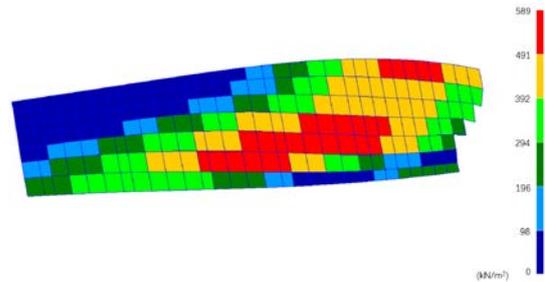


图 6 艏部砰击压力分布图

艏部最大的设计砰击压力出现在 153 号单元网格的形心处, 为 573.9 kN/m^2 , 其中 $P_s=11.8 \text{ kN/m}^2$ 和 $P_{\text{ni-max}}=562.1 \text{ kN/m}^2$ 出现在设计吃水工况下, 对应的短期海况为 $H_s=15 \text{ m}$, $T_z=11 \text{ s}$, 波向角 $\chi=165^\circ$, 该海况下 3 h 内的平均砰击次数 $N_{\text{bf}}=522$ 。

以与 153 号单元形心处于同一肋位的一组计算点为例, 艏部板格的校核结果见表 2, 表中所选的板格尺寸是所在单元区域内较大的板格尺寸, 对板厚有决定性作用。校核结果显示, 艏部的原板厚均满足砰击强度要求。

2.3 艏部计算结果分析

在 T_{sc} 和 T_{de} 2 种船舶吃水下进行艏部砰击载荷计算 (航速为 5 kn)。与艏部的分析类似, 在设计吃水装载工况下的设计砰击压力计算结果较大, 砰击压力分布见图 7。艏部压力整体上明显高于艏部, 这与该船艏部的平底形状和横剖线切角 β_p 有关。当压力计算点由中线面逐步向舷侧移动时, 平底在靠近舷侧处转为直壁; 随着 β_p 的快速增大, 压力快速下降。此外, 艏部压力在艏端附近较大, 向艏侧方向呈明显的逐步减小的趋势。

表2 艏部板格的校核结果(部分)

单元编号	板格尺寸/(mm×mm)	原板厚/mm	钢材等级	P_c /(kN·m ⁻²)	P_{bf} /(kN·m ⁻²)	校核结果
156	3 329×1 123	32	AH36	1088.9	310.0	OK
157	3 446×1 174	24	AH36	556.2	358.1	OK
155	3 647×750	21	AH36	1045.7	430.7	OK
154	1 854×910	21	AH36	828.0	506.2	OK
153	1 878×904	21	AH36	830.9	573.9	OK
138	3 600×841	21	AH36	827.0	356.1	OK
68	4 645×870	21	AH36	771.1	27.5	OK

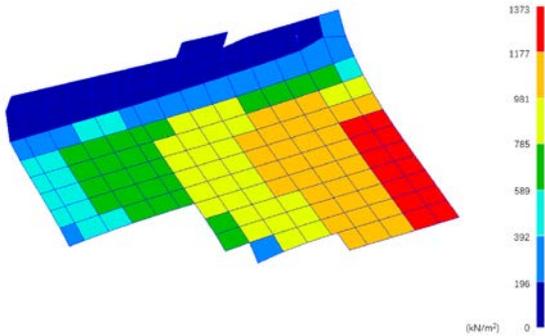


图7 艏部设计砰击压力分布图

艏部最大 P_{bf} 出现在 77 号单元的形心处(位置见

表3 艏部板格的校核结果(部分)

单元编号	板格尺寸/(mm×mm)	原板厚/mm	钢材等级	P_c /(kN·m ⁻²)	P_{bf} /(kN·m ⁻²)	校核结果	板厚更新/mm
139	3 645.1×808.0	19	AH32	655.3	200.1	OK	—
140	4 278.7×811.6	19	AH32	649.4	353.2	OK	—
138	2 620.6×812.5	19	AH32	647.5	529.7	OK	—
132	2 557.7×808.9	19	AH32	653.3	861.3	NG	22AH36
128	2 533.7×806.4	19	AH36	658.3	1115.4	NG	22.5AH36
77	2 520.0×804.0	19	AH32	662.2	1268.4	NG	22.5AH36

3 与船级社规范砰击经验公式要求的对比

对于集装箱船艏部砰击现象, 相关研究人员开展了较为充分的研究, 提出了多种结构校核公式。下面以本文所述 20 000 TEU 集装箱船为例, 引入 LR、ABS、挪威船级社(Det Norske Veritas, DNV)、法国船级社(Bureau Veritas, BV)、中国船级社(China Classification Society, CCS)和日本船级社(Nippon Kaiji Kyoka, NK) 6 家船级社的规范公式要求, 计算艏部砰击最小板厚。

由于各船级社规范要求的艏部外板砰击压力计算范围也存在一定的差异, 取其公共部分作为对比计算的区域, 即结构吃水 T_{sc} 以上、距艏垂线 $0.0125L \sim 0.1L$ 的舷侧外板区域。这个计算区域大致包含 12 块列板, 列板从艏到舭、自上而下依次标记为 PA1~PA6 和 PB1~PB6。

对比结果见图 8 和图 9, 其中, 横坐标为列板中心位置的高度, 纵坐标为满足砰击强度要求的最小板厚。另外, 船厂在 New Bow Flare Damage

图 5), 为 1268.4 kN/m^2 , 其中 $P_s=0.0 \text{ kN/m}^2$ 和 $P_{ni-max}=1268.4 \text{ kN/m}^2$ 出现在设计吃水工况下, 对应的短期海况为 $H_s=14 \text{ m}$, $T_z=10 \text{ s}$, 波向角 $\chi=45^\circ$, 该海况下 3 h 内的平均砰击次数 $N_{bf}=437$ 。

以与 77 号单元形心处于同一肋位的一组计算点为例, 艏部板格的校核结果见表 3。校核结果显示, 平底部分板格的 $P_c < P_{bf}$, 需要加强。在钢材等级不变的条件增加板厚, 重新进行计算, 将满足砰击强度要求的最小板厚列于表 3 中的最后一列, 可见砰击对艏部板厚有一定的影响。

Sub-committee method (新船首外板损伤小委员会方法)^[13]的基础上, 结合砰击发生概率的影响, 总结经验性的大型集装箱船外板砰击计算方法, 计算结果见图 8 和图 9。

从图 8 和图 9 中可看出:

1) 对中心位置高度在 20 m 以下的列板, 船厂经验公式的砰击要求板厚值最大; 对更高位置的列板, BV 规范经验公式的砰击要求板厚值最大, 但此区域板厚的决定因素主要是总纵弯曲强度, 而非砰击强度。

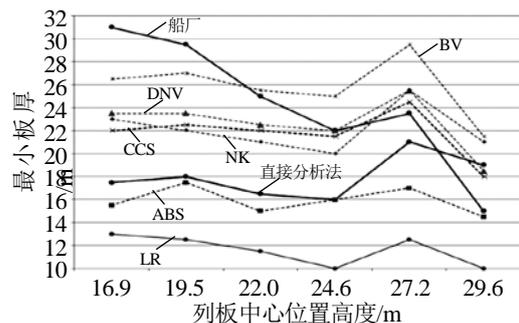


图 8 PA1~PA6 的砰击最小板厚要求

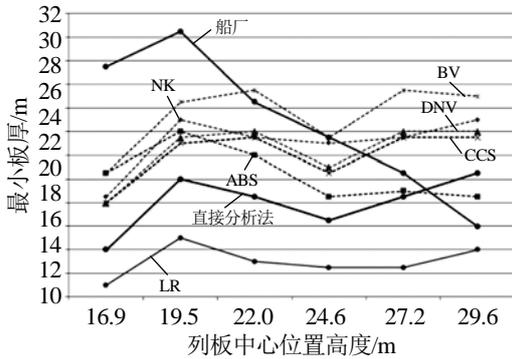


图 9 PB1~PB6 的砰击最小板厚要求

2) 采用直接分析方法得到的结果呈现出与 LR 规范经验公式法类似的变化趋势,这与两者都以 Karman 入水冲击理论和 Ochi 砰击随机理论为基础有关,但采用直接分析方法所得结果更严苛,这主要是由于采用直接分析方法所得结果是建立在目标船频域运动响应计算的基础上得到的,且可考虑更多的短期海况和波向角。

总体上看,采用各种方法得到的砰击板厚值还存在一定的离散性,但在实船设计中,这种差异引起的板厚增加并不显著。以 LR 的方法为例,虽然 LR 规范经验公式的砰击要求板厚值最小,但其总纵弯曲度要求、剪切强度要求等对上述列板的板厚要求值已明显高于外飘砰击强度的要求值。

关于集装箱船艏部砰击,目前可参考的设计方法较少。LR 规范中有针对艏部砰击的经验公式,以本文所述 20 000 TEU 集装箱船艏部 77 号单元为例,将采用 LR 规范所得结果与采用直接分析方法所得结果相对比,结果见表 4,从表 4 可知,两者的差别很大。

表 4 艏部砰击计算结果比较

参数	计算结果	
	直接分析方法	LR 规范
$P_{bf}/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-2})$	1268.4	460.1
$P_{c-inf}/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-2})$	662.2	617.0
t_{req}/mm	22.5^{AH36}	16.5^{AH36}

4 结论

本文以南通中远海运川崎自主开发的 20 000 TEU 集装箱船为例,以直接分析方法校核超大型集装箱船的艏部砰击强度,并与船级社规范经验公式及船厂经验公式相对比,得到以下结论:

1) 对于艏部外飘砰击,在满载吃水线上方附近 β_p 角较小的区域内砰击压力较高,而在设计吃水至满载吃水的高度区域和艏垂线后 $0.2L\sim 0.15L$ 的长度区域内砰击压力均较低。

2) 直接分析方法、不同船级社规范的经验公式和船厂经验公式对艏部外飘砰击校核给出的板厚要求值存在一定的差异,其中船厂经验公式是相对保守的,但也注意到部分船级社规范的较低砰击板厚要求未对实船设计构成显著影响,因为此时外飘砰击强度不是艏部外板板厚的决定因素。

3) 对于艏部砰击,直接分析显示在接近平底的艏部易引起很大的艏底部砰击压力,且分布区域较大,将引起显著的结构增重,这与 LR 经验公式的校核结果差异较大。此外,相关的经验设计公式较少,有待对超大型集装箱船艏部砰击作进一步的研究。

参考文献:

- [1] OGAWA Y, MATSUNAMI R, ARAI M. The Effect of a Bow Flare Shape on the Water Impact Pressure [J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2006, 16(2): 112-117.
- [2] 陈震, 冯永军, 肖熙. 大型集装箱船舷侧外飘砰击特性研究[J]. 船海工程, 2011, 40(3): 1-9.
- [3] 于鹏垚, 任慧龙, 冯国庆, 等. 船首外飘砰击强度直接计算[J]. 中国造船, 2015, 56(1): 61-68.
- [4] ABS. Guide for Slamming Loads and Strength Assessment for Vessels[S]. 2016.
- [5] 郭海强, 林一, 王春雪. 超大型集装箱船外飘砰击载荷计算研究[J]. 船舶工程, 2015, 37(S2): 20-23.
- [6] 王辉. 船体结构局部强度设计中的砰击载荷确定方法[J]. 中国造船, 2010, 51(2): 68-76.
- [7] LR. Rules and Regulations for the Classification of Ships [S]. 2015.
- [8] 杨代盛, 桑国光, 李维扬, 等. 船舶强度的概率方法[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2007.
- [9] Von-KARMAN T. The Impact of Seaplane Floats during Landing [R]. NACA TN321, 1929.
- [10] OCHI M K, MOTTER L E. Prediction of Slamming Characteristics and Hull Responses for Ship Design[C]// Transaction of Society of Naval Architects and Marine Engineers. 1973.
- [11] JONES N. Structural Impact [M]. Cambridge: Cambridge University Press, 2012.
- [12] IACS. Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers[S]. 2012.
- [13] 栖原寿郎 等. 船体の損傷に関する調査研究[R]. 西部造船会技術研究会.1987

仅供交流



江苏船舶微信公众号



江苏船舶网上投稿系统