DOI: 10.11883/bzycj-2017-0319

舷侧水对船舶抗碰撞性能的影响*

胡锦文,尤小健,闻心怡,彭晓钧,李天鹞
(武汉第二船舶设计研究所,湖北 武汉 430064)

摘要: 为了评估舷侧液舱在大型撞击物下的抗碰撞特性,采用有限元法和简化理论法对典型球鼻艏在不同撞击速度和液舱水线工况下的舷侧外板和内板的抗破坏性能进行了分析。结果表明:舷侧水效应可以显著提升双舷侧结构的抗破坏性能,但是提升的幅度是有限的,而且水效应对外板的破坏作用力影响较小,对舷侧内板的破坏作用力影响较大;当球鼻艏撞击速度逐渐增高时,舷侧外板和内板的破坏作用力也逐渐增大,但增大速率逐渐降低,其中舷侧外板较舷侧内板的增大速率更快趋于平缓。对不同液舱水线的分析表明:舷侧液舱水线在受撞击的强框架以上时,对抗碰撞性能影响较小;当舷侧液舱水线在受撞击的强框架以下时,对舷侧外板的抗碰撞特性影响较小,但对舷侧内板的抗碰撞特性影响很大,并且随着球鼻艏碰撞速度的增高,不同水线位置对船舶抗碰撞性能的影响也随之增大。

关键词: 舷侧液舱;碰撞;水线;反作用力;破坏能
中图分类号: O383;U662.2 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

船舶的抗碰撞性能是衡量其对抗外部事件时安全性能的一个重要指标,在大多数情况下,发生碰撞的船体在极短的时间内受到巨大冲击载荷的作用[1],导致船体结构发生破裂,以至有船舱进水、船体发生倾覆的危险。为了评估船舶的抗碰撞性能,已进行了大量的研究,其中对双壳船的抗碰撞特性的研究尤为重要[1],研究方法通常有试验法[2]、简化分析法[3-5]以及有限元法[6-8]。

碰撞物的大小对碰撞特性有重要影响,根据通常船舶可能遭受的外部撞击事件,碰撞物可大致分为碎片撞击以及船艏撞击。对碎片撞击的研究是近几十年来的一项重要内容,例如:朱锡等[9]对舰用复合装甲的高速碎片倾彻作用进行了试验研究,Zaid 等[10]、Landkof 等[11]和 Ravid 等[12]通过建立弹体模型分析穿甲过程中的动量和能量,在刚性假设的基础上探讨了弹体在穿透靶板过程中的倾彻机理。

为了应对爆炸事故后的碎片撞击对舱室内重要结构的毁伤,现役大型水面舰船舷侧都采用了多层防护结构,防护结构中最重要的措施是设置了液舱[13]。孔祥韶等[14]研究发现,液舱对爆炸碎片的能量吸收具有明显作用,当高速碎片撞击液舱时,碎片在液舱中的运动会使得碎片产生附加液体质量,碎片的一部分动能转化为液体的动能,随着碎片运动引起的液体扰动向液舱纵深发展,附加的液体质量也随之增大,直至碎片完全穿透液舱内板。对这方面的研究可见于诸多文献,然而从已有文献中,却很少见到关于舷侧液舱(与减缓碎片冲击破坏所设液舱的功能类似)对船舶抗碰撞性能的研究分析。在文献[15-16]中虽然考虑了舱内液体对舷侧结构耐撞性的影响,但这种位于舷侧内板之后的液体只是间接参与撞击作用,它对舷侧结构碰撞性能的影响较小。鉴于关于舷侧液舱直接参与碰撞性能方面研究的不足,本文中建立双壳船舷侧液舱模型,采用典型船艏及有限元方法,研究在大型撞物(相对于碎片而言)冲击下舷侧液舱对船舶抗碰撞性能的影响。

1 数值仿真模型

已知某船舶结构横剖面如图 1 所示:舱室长度为 27 m,宽度为 16 m;舷侧间距为 1.5 m;舷侧结构中强框架的纵向长度为 1.8 m,垂向长度为 3.5 m;外舷和内舷厚度均为 18 mm,且舷间肋板厚度为 20 mm;加

* **收稿日期**: 2017-09-03; **修回日期**: 2017-12-27
基金项目: 海洋核动力平台总体关键技术研究及装备研发(NY20150202)
第一作者: 胡锦文(1988—),男,硕士,高级工程师,2007.hujinwen@163.com。

强筋采用 22b 扁钢，按 500 mm 间距布置；肋板上的人孔直径为 400 mm，长度为 600 mm。

按照文献[17]，由于撞击的局部性，因而可对舷侧一部分进行建模分析。为了模拟舷侧液体对碰撞性能的影响，采用 ALE(arbitrary Lagrange-Euler))方法，其中舷侧结构采用 Lagrangian 体，水采用 Eulerisn 体。ALE 方法在模拟流固耦合作用方面经历了一系列的验证，例如：Marco 等[18]采用装有液体的箱体进行了若干撞击地面的试验来研究流体与固体结构之间的耦合作用，结果表明采用 ALE 方法得到的结果与试验结果吻合较好；Zhang 等[16]采用 3 种不同的仿真模型，即 ALE 模型、Lagrangian 有限元模型和等效质量弹簧模型，分析舱内液体对船舶抗碰撞性能的影响，并对比了采用这 3 种模型方法得到的结果，认为 ALE 方法虽然耗时，但能更准确地模拟流固耦合作用中的碰撞过程。

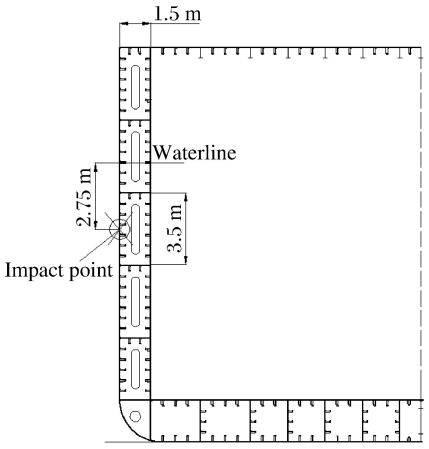


图 1　舰船结构横剖面图

Fig. 1　Cross section of side structure

舷侧结构分析模型如图 2 所示，撞击点取舷侧结构最弱的强框架中心点处，舷侧液舱水线面距离撞击点的垂向距离为 2.75 m。

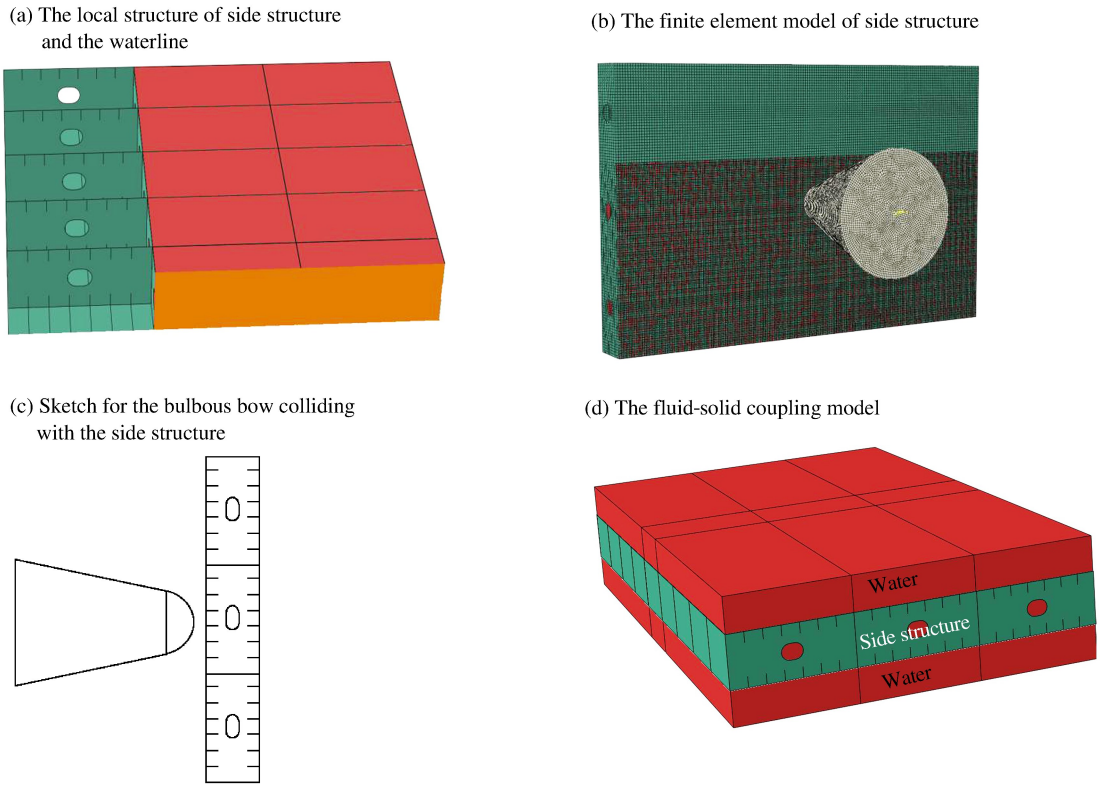


图 2　舷侧结构分析模型

Fig. 2　Analysis models of side structures

舷侧结构材料为 Q235 钢，分析中采用理想弹塑性模型，材料失效应变为 0.25。由于撞击特性与撞击物的尺寸相关，本文中按照 CCS《钢规》将撞击船艏简化为典型球鼻艏[19]，球鼻艏半径为 720 mm，并假设船艏为刚性体，船艏质量为 5 kt。此外，由于撞击过程中材料的力学性能与应变率相关，分析中采用 Cowper-Symonds 本构方程：

$$\sigma_0'/\sigma_0 = 1 + (\dot{\varepsilon}/D)^{1/q} \tag{1}$$

式中：σ_0'为动屈服应力，σ_0为静屈服应力，$\dot{\varepsilon}$ 为塑性应变率；D 和 q 一般为常数，对于船用钢而言，可取 $D=40.4$，$q=5$[20]。

舷侧结构和水模型的有限元网格均采用种子密度为 50 mm 的四边形壳网格和六面体欧拉网格，流体与固体采用 ABAQUS 通用接触。为了使得在碰撞过程中舷侧结构的变形在流体模型范围内，建模中将水模型的厚度设置为舷侧间距的 3 倍，并约束舷侧结构两端的所有自由度。

2　仿真结果及其分析

由于碰撞的高速冲击特性，因而在水的惯性迟滞效应下舷侧液舱水也必将部分参与到碰撞的动力响应中。为了分析舷侧液舱水对碰撞的影响，设置了不同的碰撞速度工况。图 3 列出了在球鼻艏正撞速度为 4 m/s 时不同时刻所对应的舷侧结构仿真结果。

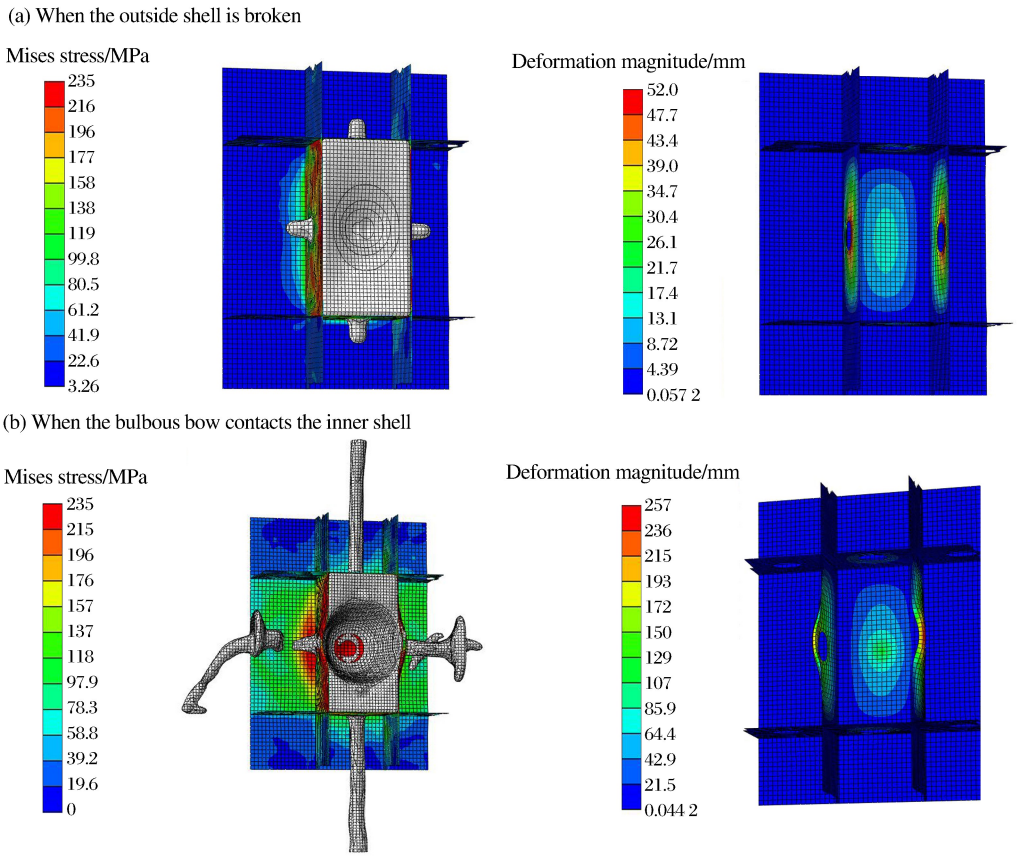


图 3　不同时刻舷侧结构的应力和位移分布

Fig. 3　Stress and deformation distribution of side structures at different moments

从图 3 可以看到，液舱水的存在使得球鼻艏的能量部分转化为水的动能，并且由于水的近似不可压缩特性，导致舷侧外板变形和球鼻艏在水中运动产生的冲击压力通过液体作用到舷侧内板上，使得舷侧内板在与球鼻艏作用前就已经产生了预应力。这种现象与小型碎片撞击物穿透液舱时具有相似性。

图 4 列出了当正撞速度为 4 m/s 时考虑液舱水和不考虑液舱水时球鼻艏的位移与反作用力的关系曲线。从图 4 可以看出，考虑和不考虑液舱水对外板的破坏作用力影响不大，然而当外板破坏、球鼻艏与液舱水接触时，由于水对球鼻艏的阻力及惯性迟滞效应，使得球鼻艏运动反作用力增大，直至舷侧内板破坏。

为了进一步研究液舱水对不同撞击速度的响应，本文中设置了不同的撞击速度工况，这些工况所对应的外板破裂时的反作用力和内板破裂时的反作用力如图 5 所示，相应的舷侧结构临界破坏能（当舷侧内板刚刚破裂时所对应的消耗能量）如图 6 所示。

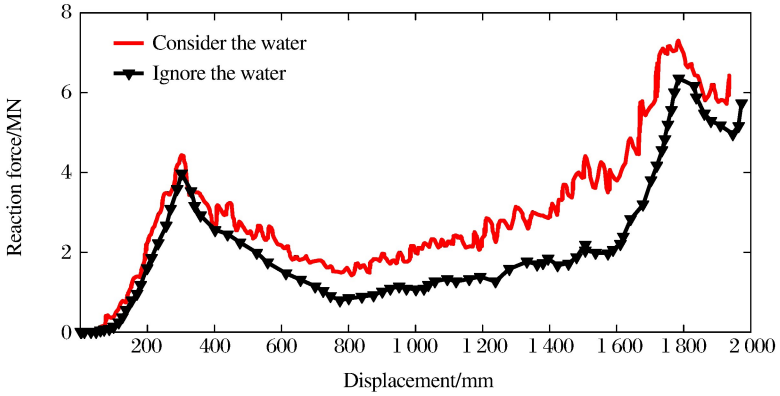


图 4 球鼻艏位移与反作用力的关系曲线

Fig. 4 Displacement-reaction force curves of the bulbous bow

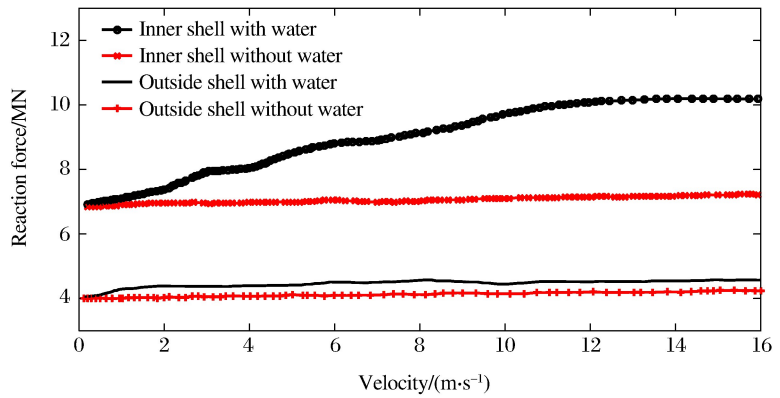


图 5 不同撞击速度下外板和内板破裂时的反作用力

Fig. 5 Broken reaction forces of outside and inner shells at different impact velocities

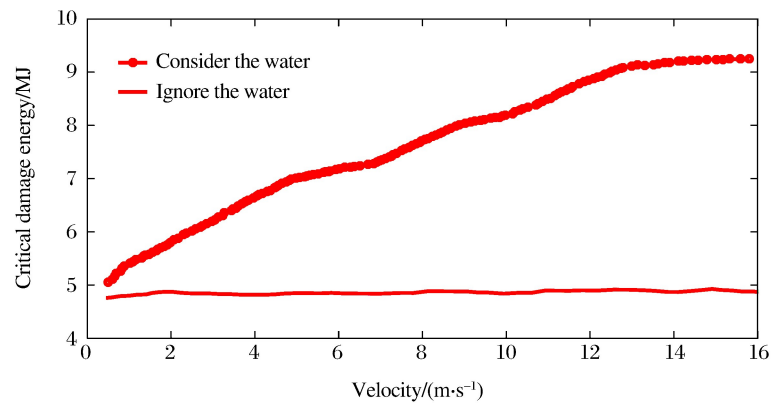


图 6 不同撞击速度下舷侧结构的临界破坏能

Fig. 6 Critical damage energy of side structure at different impact velocities

从图 5 可以看出，舷侧液舱中的水效应对舷侧外板的破坏作用力影响较小，对舷侧内板的破坏作用力影响较大。当球鼻艏撞击速度逐渐增大时，舷侧外板和内板的破坏作用力也逐渐增大，但增大速率也逐渐降低，其中舷侧外板破坏作用力的增大速率降低较快(在图 5 中撞击速度大于 1 m/s 时舷侧外板破坏作用力的增大速率趋于零)，而舷侧内板破坏作用力的增大速率约在撞击速度大于12 m/s时趋于零。从图 6 也可以看出，水效应可以显著提升双舷侧结构的抗破坏性能，但是提升的幅度也随着球鼻艏撞击速度的增大而逐渐降低，这说明，水效应对舷侧结构抗破坏性能的增强是有限的。

上述只分析了舷侧液舱水线面在撞击点垂向以上 2.75 m 处时的工况，显然水的边界条件对舷侧结构的抗碰撞性能会产生一定的影响，为此，本文中进一步分析如下不同液舱水线面工况，如图 7 所示。图 8 和图 9 分别列出了不同撞击速度工况下外板和内板破裂时的反作用力及舷侧结构临界破坏能。

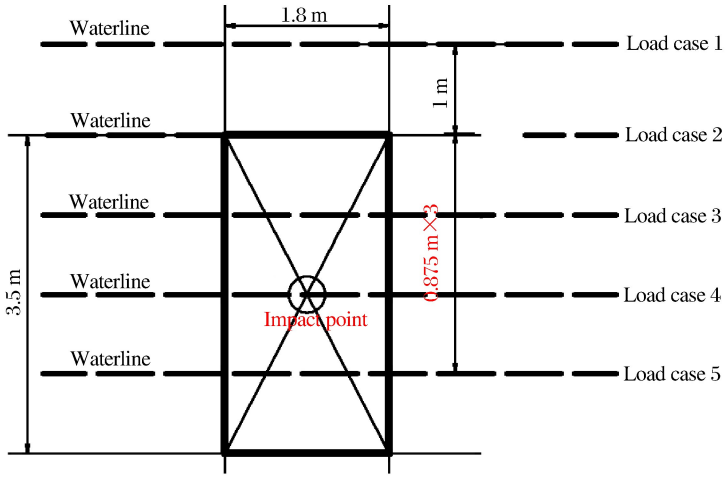


图 7　不同液舱水线面工况

Fig. 7　Different tank waterline load cases

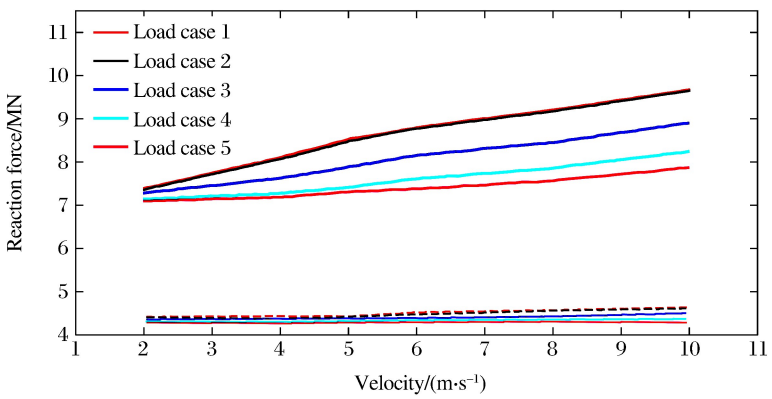


图 8　不同速度下外板破裂时（虚线）和内板破裂时（实线）的反作用力

Fig. 8　Broken reaction forces of outside (broken line) and inner (solid line) shells at different impact velocities

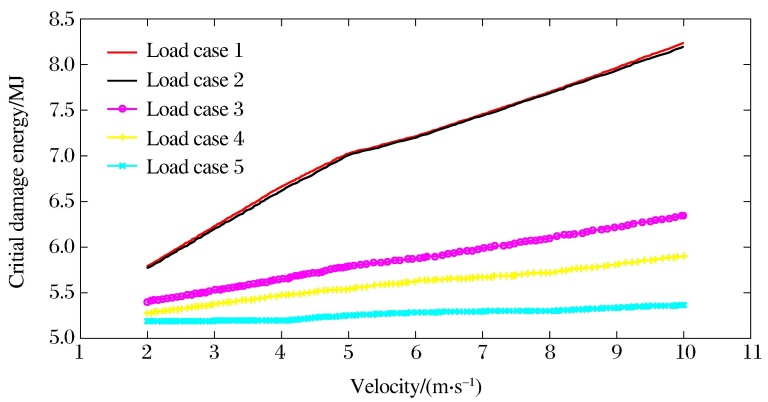


图 9　不同撞击速度下舷侧结构的临界破坏能

Fig. 9　Critical damage energy of side structures at different impact velocites

从图 8～9 可以看出，工况 1 和工况 2 对碰撞特性的影响相当，这说明，舷侧液舱水线只要淹没了强框架肋板上的人孔(肋板上的人孔是强框架内水模型的重要边界条件)，则该肋板人孔以上的水对强框架内水的边界效应影响很小。从理论上分析，对于通常的船舶，由于其舷侧液舱中的水高度不是很大，因而即使液舱水线淹没了强框架肋板上的人孔，该肋板人孔以上的水在人孔附近产生的附加压强效应很小，在碰撞分析中可以忽略其对强框架内水的冲击效应的影响。然而当水线在肋板人孔以下时，从图 8 可以看出，强框架内的水的边界条件对舷侧外板的抗碰撞特性影响较小，但对舷侧内板的抗碰撞特性影响很大，并且随着球鼻艏碰撞速度的增高，不同水线位置对船舶的抗碰撞性能的影响也随之增大。

3　理论分析

上述分析了舷侧液舱抗大型撞击物(球鼻艏)碰撞的特性，不同于碎片等小型物体的撞击，大型撞击物的撞击需考虑到舷侧液舱水的边界条件。从图 4 可以看出，当舷侧外板破坏时球鼻艏的反作用力-位移曲线与不考虑水时的曲线具有相似性(其他速度工况下也是如此)，下面采用简化分析法对液舱水线在工况 1 或 2 时球鼻艏在舷侧运动过程中所受到的反作用力进行计算。

球鼻艏与舷侧的碰撞过程中可以分为 3 个阶段。第 1 阶段，球鼻艏与舷侧外板接触直至外板发生破坏。此阶段球鼻艏所受到的反作用力主要是舷侧外板变形反作用力和水受挤压作用时的反作用力。图 10 是舷侧外板碰撞简化分析的几何模型示意图。

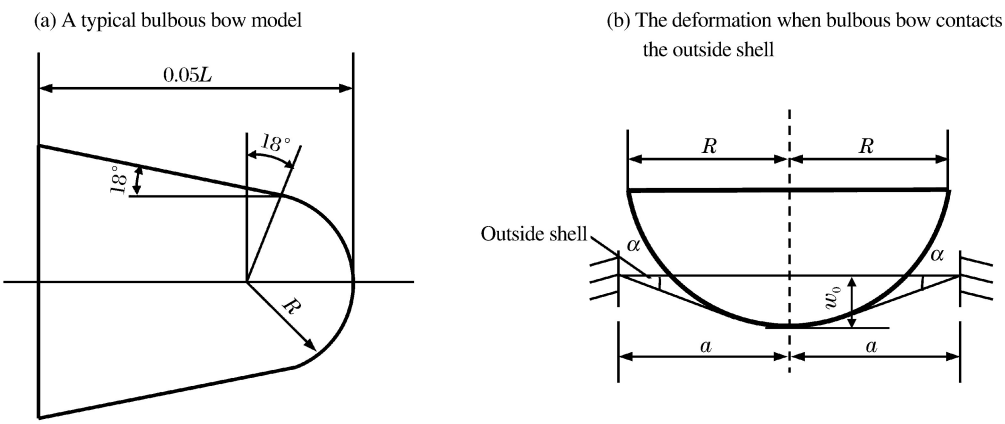


图 10　球鼻艏碰撞舷侧外板简化分析几何模型

Fig. 10　Simplified geometry models for analyzing a typical bulbous bow impacting side structures

从图 5 可以看出，不同撞击速度下的材料应变率增强效应对最大碰撞力影响较小，因而下面的分析中忽略材料应变率增强效应。根据文献[5]，不考虑水作用时舷侧外板破坏时所对应的最大撞击力为：

$$P_{\text{outside shell}}=\pi\sigma_0 d_1 a\sin\alpha\left(1+\frac{R}{a}\sin\alpha\right)+4\sigma_0 A\sin\alpha_1 \tag{2}$$

式中：a 为舷侧强框架短边的半宽，σ_0 为材料的塑性流动应力，$\sigma_0=(\sigma_s+\sigma_b)/2$，$\sigma_s$ 为材料的屈服应力，σ_b 为材料的极限应力，α 为舷侧外板破坏时周界处的转角，α_1 为加强筋在周界处的转角，R 为球鼻艏半径，d_1 为舷侧外板厚度，A 为加强筋的横截面面积。

当舷侧外板发生破坏时，强框架中间 2 根加强筋的横向变形为：

$$w_1=R_1-(R-w_0) \tag{3}$$

式中：R_1 为加强筋发生断裂时球鼻艏与加强筋接触区域撞头的半径。

根据图 10 中的几何关系，可知：

$$w_0=a\left[\tan\alpha+\frac{R}{a}\left(1-\frac{1}{\cos\alpha}\right)\right],\quad w_1=a\left[\tan\alpha_1+\frac{R}{a}\left(1-\frac{1}{\cos\alpha_1}\right)\right],\quad \varepsilon_f=\frac{1}{\cos\alpha}-1 \tag{4}$$

式中：w_0 为舷侧外板发生破坏时板的中心点挠度，w_1 为舷侧外板发生破坏时加强筋的中心点挠度，ε_f 为

材料的断裂应变。

其次需要考虑舷侧外板破坏过程中水被挤压时的反作用力。由于水的近似不可压缩特性，因而这部分反作用力可近似认为在准静态条件下等于舷侧内板变形所受到的反作用力，如图 3 所示，即：

$$P_{\text{water}}=\pi\sigma_0 d_2 a\sin\alpha_0\left(1+\frac{R}{a}\sin\alpha_0\right)+4\sigma_0 A\sin\alpha_{10} \tag{5}$$

式中：d_2 为内板厚度，α_0 为外板破坏时内板变形在周界处的转角，α_{10} 为外板破坏时内板加强筋变形在周界处的转角。

因而在舷侧液舱存在的情况下，舷侧外板破坏时球鼻艏所受到的最大反作用力为：

$$P_1=P_{\text{outside shell}}+P_{\text{water}} \tag{6}$$

第 2 阶段，外板破坏后，球鼻艏开始与水发生相互作用，并一部分与破坏后的外板继续相互作用。根据 Wang 等[3-4]提出的塑性力学分析，破裂后的板仍有相当大的抵抗撞击力的能力，计算板在破裂后抵抗撞击的变形阻力公式为：

$$P_{2,\text{outside shell}}=1.51\sigma_0 d_1^{1.5} l^{0.5} n\left[\sin((n-2)\pi/(2n))\right]^{0.5}\tan\theta \tag{7}$$

式中：l 为每条裂纹的长度，n 为形成的裂缝的条数，在本文上述算例中 $n=4$，θ 为每个裂缝尖端张角的一半。

球鼻艏与水相互作用的反作用力为[20]：

$$P_{2,\text{water}}=\frac{1}{2}C_x(t)\rho A_c v_c^2 \tag{8}$$

式中：$C_x(t)$ 为球鼻艏阻力系数，t 为以舷侧外板刚被撞破时作零时刻计的球鼻艏运动时间；ρ 为水的密度，$\rho=1\times10^3\,\text{kg/m}^3$；$A_c$ 为球鼻艏与液体的接触面积，v_c 为球鼻艏的速度。

因而在球鼻艏撞破舷侧外板直至与舷侧内板接触过程中所受到的反作用力为：

$$P_2=P_{2,\text{outsideshell}}+P_{2,\text{water}} \tag{9}$$

其中，则对于本文《钢规》中的典型球鼻艏：

$$A_c=\begin{cases}\pi\left[R^2-(R-vt)^2\right]^2 & t\leqslant 0.69R/v\\ \pi(0.325vt+0.73R)^2 & t>0.69R/v\end{cases} \tag{10}$$

第 3 阶段，球鼻艏与舷侧内板发生接触直至舷侧内板发生破坏。此阶段由于第 1 阶段液体对舷侧内板的挤压以及第 2 阶段球鼻艏在液体中运动产生的冲击压力作用到舷侧内板上，使得第 3 阶段实质上是球鼻艏撞击预应力板的过程。

同样，根据文献[5]，舷侧内板破坏时最大破坏作用力为：

$$P_{\text{inner shell}}=\pi\sigma_0 d_2 a\sin\alpha'\left(1+\frac{R}{a}\sin\alpha'\right)+4\sigma_0 A\sin\alpha_1' \tag{11}$$

式中：α' 为内板破坏时周界处的转角，其解与外板破坏时相似；α_1' 为内板发生破裂时加强筋在周界处的转角，其解即是将式(3)中的 w_1 取为 $w_1=w_0-(R-R_1)$ 可得。

因而第 3 阶段舷侧内板破坏时球鼻艏的最大反作用力为：

$$P_3=P_{\text{inner shell}}+P_{2,\text{water}}+P_{2,\text{outside shell}} \tag{12}$$

注意，式(12)所对应的球鼻艏阻力系数 $C_x(t)$ 与式(8)所对应的球鼻艏阻力系数不同，这是由于球鼻艏在一个狭小的空间中与水发生相互作用，其阻力系数与边界条件密切相关。

综上分析，在舷侧液舱存在的情况下，球鼻艏与舷侧碰撞过程的反作用力曲线如图 11 所示。

图 11 中，$OA(OA')$ 表示球鼻艏与舷侧外板接触直至外板破裂，$AB(A'B')$ 表示球鼻艏前端在舷侧中间运动，$BC(B'C')$ 表示球鼻艏与舷侧内板发生接触直至内板破裂。其中虚线表示不考虑舷侧液舱水作用时的情景，即在上述理论分析中去掉流固耦合项。根据上述分析，表 1 列出了舷侧外板破坏时最大反作用力的理论分析结果与仿真分析结果。

由于目前文献中更多的研究是关于对小型碎片化撞击物在液体中运动的阻力系数的分析，而没有见到相关的大型撞击物在狭小空间受约束的液体中运动的阻力系数 $C_x(t)$ 表达式，因而本文中还无法

对内板的最大破坏作用力进行理论分析和仿真分析结果对比，这是今后研究的一个方向。

从理论分析可以看出，球鼻艏对舷侧液舱的撞击是一个复杂的过程，其中有 2 个关键因素影响该过程与球鼻艏对无液舱舷侧撞击过程的差别：一是舷侧强框架中液体的边界条件，例如肋板上人孔的大小，肋板上人孔的尺寸越小，对外板破坏时的球鼻艏反作用力影响越大；二是球鼻艏在舷侧狭小液体空间中运动的阻力系数，该阻力系数在整个运动过程中会随着液体的剧烈运动而不断发生变化，这与小型撞击物的情形不同（小型撞击物在液体中运动时其阻力系数基本为常数[20]），并较强地影响着舷侧内板破坏时的反作用力。

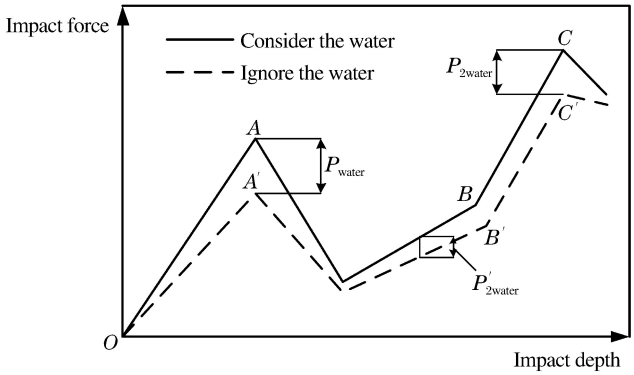


图 11 球鼻艏与舷侧碰撞过程中所受到的反作用力

Fig. 11 Reaction force of the bulbous bow in the process of collision

表 1 外板破坏时最大反作用力分析结果对比

Table 1 Comparison of the maximum reaction forces when the outside shell is broken

撞击速度/(m·s^{-1})	仿真结果/MN	理论结果/MN	相对误差/%
0.5	4.15	3.93	5.3
1	4.31	4.02	6.7
2	4.42	4.18	5.5

4 结　论

对舷侧液舱抗大型撞击物的碰撞性能进行了有限元分析及理论简化分析，得到的结论如下：

(1)舷侧水效应可以显著增强双舷侧结构的抗破坏性能，但是增强的幅度会随球鼻艏撞击速度增大而逐渐降低，这说明，水效应对舷侧结构的抗破坏性能的增强是有限的。

(2)舷侧液舱中的水效应对舷侧外板的破坏影响较小，即破坏作用力增幅较小，而对舷侧内板的破坏作用力影响较大。

(3)当球鼻艏撞击速度逐渐增大时，舷侧外板和内板的破坏作用力也逐渐增大，但增大速率也逐渐降低，其中舷侧外板较舷侧内板的增大速率更快趋于平缓。

(4)当舷侧液舱水线在受撞击的强框架以上时，液舱水线与该强框架的上肋板距离尺寸对抗碰撞性能影响较小，但当舷侧液舱水线在受撞击的强框架的上肋板以下时，强框架内的水的边界条件对舷侧外板的抗碰撞特性影响较小，但对舷侧内板的抗碰撞特性影响很大，并且随着球鼻艏碰撞速度的增大，不同水线位置对船舶抗碰撞性能的影响也随之增大。

(5)决定舷侧液舱与无液舱抗碰撞性能的差别主要是肋板上人孔的大小及球鼻艏在舷侧狭小液体空间中运动的阻力系数。

本文中只列出了一种舷侧板厚工况下的算例分析，对其他不同板厚工况的分析也得到了上述结论，本文的研究可以为更好地评估舷侧液舱的抗碰撞性能提供指导。

参考文献：

[1] 胡志强，崔维成. 船舶碰撞机理与耐撞性结构设计研究综述[J]. 船舶力学，2005，9(2)：131-142. DOI：10.3969/j.issn.1007-7294.2005.02.019.

HU Zhiqiang, CUI Weicheng. A review of the researches on the ship collision mechanisms and the structural designs against collision[J]. Journal of Ship Mechanics, 2005,9(2):131-142. DOI:10.3969/j.issn.1007-7294.2005.02.019.

[2] CHO S R, LEE H S. Experimental and analytical investigations on the response of stiffened paltes subjected to lateral collisions[J]. Marine Structure, 2009,22(1):84-95. DOI:10.1016/j.marstruc.2008.06.003.

[3] WANG G. Structural analysis of ships' collision and grounding[D]. University of Tokyo, 1995.

[4] WANG G, KIKUO A, LIU D. Behavior of a double hull in a variety of stranding or collision scenarios[J]. Marine Structures, 2000,13(3):147-187. DOI:10.1016/S0951-8339(00)00036-8.

[5] 刘元丹，刘敬喜，肖曙明，等. 双壳船内壳和外壳结构耐撞性能的分析和比较[J]. 中国造船，2012,53(3):121-128. DOI:10.3969/j.issn.1000-4882.2012.03.016.
LIU Yuandan, LIU Jingxi, XIAO Shuming, et al. Comparison of crashworthiness of inside shell with that of outside one for double-hull structures[J]. Shipbuilding of China, 2012,53(3):121-128. DOI:10.3969/j.issn.1000-4882.2012.03.016.

[6] 王自力，顾永宁. 船舶碰撞动力学过程的数值仿真研究[J]. 爆炸与冲击，2001,21(1):29-34. DOI:10.3321/j.issn:1001-1455.2001.01.007.
WANG Zili, GU Yongning. Numerical simulations of ship collisions[J]. Explosion and Shock Waves, 2001,21(1):29-34. DOI:10.3321/j.issn:1001-1455.2001.01.007.

[7] OZGUC O, DAS P K, BARLTROP N. A comparative study on the structural integrity of single and double side skin bulk carriers under collision damage[J]. Marine Structures, 2005,18(7):511-547. DOI:10.1016/j.marstruc.2006.01.004.

[8] ZHANG A, SUZUKI K. Numerical simulation of fluid-structure interaction of liquid cargo filled tank during ship collision using the ALE finite element method[J]. International Journal of Crashworthiness, 2006,11(4):291-298. DOI:10.1533/ijcr.2005.0105.

[9] 朱锡，梅志远，徐顺棋，等. 高速破片侵彻舰用复合装甲模拟试验研究[J]. 兵工学报，2003,24(4):530-533. DOI:10.3321/j.issn:1000-1093.2003.04.023.
ZHU Xi, MEI Zhiyuan, XU Shunqi, et al. Experiment research on the penetration of high-velocity fragments in composite warship armor[J]. Acta Armamentar, 2003,24(4): 530-533. DOI:10.3321/j.issn:1000-1093.2003.04.023.

[10] ZAID M, PAUL B. Oblique perforation of a thin plate by a truncated conical projectile[J]. Journal of the Frankin institute, 1959,26(8):22-24. DOI:10.1016/0016-0032(59)90354-0.

[11] LANDKOF B, GOLDSMITH W. Petalling of thin metallic plates during penetration by cylindro-conical projection [J]. International Journal of Solids and Structures, 1985,21(3):245-246.

[12] RAVID M, BONDER S R, HOLCMAN I. Penetration into thick targets-refinement of a 2D dynamic plasticity approach[J]. International Journal of Impact Engineering, 1994,15(4):491-499. DOI:10.1016/0734-743X(94)80030-D.

[13] 徐双喜，吴卫国，李晓彬，等. 舰船舷侧防护液舱舱壁对爆炸破片的防御作用[J]. 爆炸与冲击，2010,30(4):395-400. DOI:10.11883/1001-1455(2010)04-0395-06.
XU Shuangxi, WU Weiguo, LI Xiaobin, et al. Protective effect of guarding fluid cabin bulkhead under attaking by explosion fragments[J]. Explosion and Shock Waves, 2010,30(4):395-400. DOI:10.11883/1001-1455(2010)04-0395-06.

[14] 孔祥韶，吴卫国，刘芳，等. 舰船舷侧防护液舱对爆炸破片的防御作用研究[J]. 船舶力学，2014,18(8):996-1004. DOI:10.3969/j.issn.1007-7294.2014.08.015.
KONG Xiangshao, WU Weiguo, LIU Fang, et al. Research on protective effect of guarding fliud cabin under attacking by explosion fragments[J]. Journal of Ship Mechanics, 2014,18(8):996-1004. DOI:10.3969/j.issn.1007-7294.2014.08.015.

[15] 张延昌，杨代玉，王自力. 舱内液体对 VLCC 舷侧结构碰撞性能的影响[J]. 爆炸与冲击，2010,30(5):479-486. DOI:10.11883/1001-1455(2010)05-0479-08.

ZHANG Yanchang, YANG Daiyu, WANG Zili. Effects of liquid cargo on side structure behaviors of a VLCC in collision[J]. Explosion and Shock Waves, 2010,30(5):479-486. DOI:10.11883/1001-1455(2010)05-0479-08.

[16] ZHANG A N, KATSUYUKI S. A comparative study of numerical simulations for fluid-structure interation of liquid-filled tank during ship collision[J]. Ocean Engineering, 2007,34:645-652. DOI:10.1016/j.oceaneng.2006.06.001.

[17] EHLERS S, BROEKHUIJSEN J, ALSOS H S, et al. Simulating the collision response of ship side structures: a failure criteria benchmark study[J]. International Shipbuilding Progress, 2008,55(1):127-144. DOI:10.3233/ISP-2008-0042.

[18] MACRO A, CASTELLESTTI L, MAURIZIO T. Fluid-structure interaction of water filled tanks during the impact with the ground[J]. International Journal of Impact Engineering, 2005,31:235-254. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2003.12.005.

[19] 中国船级社. 内河船舶抗碰撞能力评估指南[R]. 北京:中国船级社,2012.

[20] LECYSYN N, BONYDANDRIEUX A, APRIN L, et al. Experimental study of hydraulic ram effects on a liquid storage tanks: analysis of overpressure and cavitation induced by a high-speed projectile[J]. Journal of Hazardous Materials, 2010,178(1/2/3):635-643. DOI:10.1016/j.jhazmat.2010.01.132.

Influnence of side water on anti-collision performance of a ship

HU Jinwen, YOU Xiaojian, WEN Xinyi, PENG Xiaojun, LI Tianyao

(*Wuhan Second Institute of Ship Design and Research*, *Wuhan* 430064, *Hubei*, *China*)

Abstract: In order to evaluate the anti-collision characteristics of a side tank impacted by a large object, the anti-collision performances of the outer side shell and the inner side shell under different impact velocity and tank waterlines were analyzed on the basis of the finite element method and the simplified theory method. The results show that the water can significantly enforce the anti-collision performance of the double-side structure, but the increasement is limited, and the water affects weakly the failure of the outer shell, but which has a great influence on the broken reaction force of the inner side shell. When the velocity of the bulbous bow gradually increases, the broken reaction forces of the outer side shell and the inner shell gradually increase, but the increasing rates tend to be gentle gradually, and the increasing rate for the broken reaction force of the outer side shell tends to be gentle faster than that for the inner side shell. And the analysis on different tank waterlines shows that, when the waterline of the side tank is above the impacted stong frame, the anti-collision characteristics are less affected. When the waterline of the side tank is below the impacted strong frame, the anti-collision characteristics of the side outer shell are less affected, but the waterline has a great influence on the anti-collision characteristics of the inner side shell, and the differences increase corresponding to different waterlines with increasing the collision velocity of the bulbous bow.

Keywords: side tank; impact; waterline; reaction force; critical damage energy

(责任编辑　张凌云)