

文章编号: 1000-4750(2014)09-0028-09

船舶搁浅于台型礁石场景下 双层底外底板骨材变形机理研究

于兆龙¹, 胡志强^{1,2}, 王 革³

(1. 上海交通大学海洋工程国家重点实验室, 上海 200240;

2. 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室, 大连 116023; 3. 美国船级社, 上海 200021)

摘 要: 以典型船舶双层底结构中外底板上的骨材为研究对象, 运用塑性力学解析理论推导和数值仿真技术, 研究外底板上骨材在船舶搁浅于台型礁石场景下的结构损伤机理。研究中应用仿真计算方法获得骨材结构变形模态和能量耗散结果, 在研究变形模态基础上建立外底板骨材塑性变形发展过程的数学模型。运用塑性力学理论获得骨材结构变形能和平均变形阻力的解析计算公式, 并应用数值仿真结果进行验证。研究得到的外底板骨材变形阻力和变形能解析计算公式, 对船舶双层底耐撞性结构设计和耐撞性能评估都具有一定的指导意义。

关键词: 船舶搁浅; 外底板骨材; 解析计算; 数值仿真; 结构变形能; 搁浅力

中图分类号: U661.43 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.04.0313

COLLAPSE MECHANISM ANALYSIS OF STIFFENERS ON THE OUTER BOTTOM PLATE IN A SHOAL GROUNDING ACCIDENT

YU Zhao-long¹, HU Zhi-qiang^{1,2}, WANG Ge³

(1. State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

2. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116023, China;

3. ABS Greater China Division, Shanghai 200021, China)

Abstract: The plastic theory and numerical simulation method are used to discuss the deformation patterns and collapse mechanisms of stiffeners on the outer bottom plate of a double bottom tanker in a shoal grounding scenario. Numerical simulation technique is used to calculate the deformation patterns and energy dissipation. A mathematical model of the progressively deformed stiffeners is built. With the employment of plastic theory, the analytical expressions of the energy dissipation and the mean resistances are obtained. The analytical results were compared and verified with the numerical simulation results. These analytical expressions can be incorporated to assess the crashworthiness of a ship double bottom during its design phase.

Key words: shoal grounding; stiffeners on the outer bottom plating; analytical analysis; numerical simulation; distortion energy; grounding resistance

尽管越来越多的先进设备和软件已经应用于船舶防撞性设计当中, 航行船只的安全性仍然受到碰撞、搁浅等意外事故的威胁。随着航行船只数量的不断增加, 类似的海上事故发生也愈发频繁。严

重的船舶碰撞与搁浅事故会造成巨大的经济损失和人员伤亡, 同时还会引发环境污染等生态灾难。曾经被称为永不沉没的 Titanic 号运用了最先进的技术装备成当时最大最豪华的蒸汽邮轮, 却在第一

收稿日期: 2013-04-07; 修改日期: 2013-06-07

基金项目: 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室开放课题项目(GZ1214); 美国船级社海洋工程中国研究中心项目

通讯作者: 胡志强(1975—), 男, 上海人, 副教授, 博士, 从事船舶碰撞与搁浅方面的研究(E-mail: zhqhu@sjtu.edu.cn).

作者简介: 于兆龙(1989—), 男, 黑龙江牡丹江人, 硕士生, 从事船舶碰撞搁浅方面的研究(E-mail: yuzhaolong@sjtu.edu.cn);

王 革(1967—), 男, 博士, 美国船级社, 从事船舶与海洋工程结构物极限与疲劳强度研究(E-mail: Gwang@eagle.org).

次航行中因撞击到冰山而长眠海底, 1500 多人因此而丧生。1989 年发生在美国阿拉斯加的 Exxon Valdez 号油轮搁浅事故, 引发大量的原油泄漏, 引发了人类海运史上最具破坏性的人造生态灾难。为了将船舶因此类碰撞和搁浅造成的损失降到最低, 船舶设计中需要针对船舶抗撞性能提出更多的理性设计标准来评估船舶安全性能。为此, 研究人员在评估船舶结构响应上投入了大量的研究工作, 提出很多创新性的概念和方法, 并最终应用于船舶初步设计当中^[1]。

评估船体结构响应的方法主要有四种: 简化解析法、模型试验、实船实验和数值仿真。其中简化解析法具有计算周期短、结构变形破坏模式易观察、结果精度较高等优点, 适合应用于船舶初步设计和碰撞事故应急处理^[2]。简化解析法的提出一般是基于实船事故、模型试验和数值仿真得到的破坏变形模式的基础上建立的。Alsos 和 Amdahl^[3]研究发现结构的破坏变形很大程度上和礁石的形状相关, 并定义了三种不同的礁石如图 1 所示, 其中台形礁石不会像尖锐的锥形礁石那样造成结构撕裂, 而是通过使结构发生滑移变形极大地削减总体结构强度, 引发危险, 目前关于台形礁石的研究相对较少。Hong 和 Amdahl^[4]提出一种油轮搁浅于台形礁石时双层底主要构件变形模式的数学模型并给出其结构变形能解析式, 该方法对船舶触礁搁浅事故紧急处理和船舶防撞性设计具有一定意义。然而, 该方法的一个不足是没有考虑骨材的作用, 因而在实际应用中会有一定局限性。

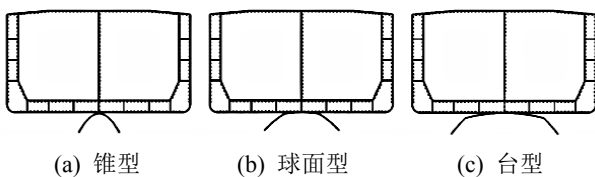


图 1 不同的海底礁石类型

Fig.1 Seabed topology with reference to bottom sizes

骨材构件通过与板材构件焊接为一个整体来提高整体的结构强度, 是实船中不可或缺的部分。传统处理骨材的方法是 Paik 等^[5]提出的等效板厚法即: 将骨材截面分摊到被依附的板上, 通过被依附板的厚度的增加来代替骨材的作用。这一方法可以粗略的估算骨材的作用。然而, Hu^[6]通过研究证明在船舶搁浅于台形礁石时, 这种方法明显的低估了骨材的作用, 其后刘毅等^[7]针对这一问题运用数值方法确定了等效板厚法在台形礁石搁浅时的有效

系数, 不过这种方法还是不能从本质上解决问题。因此, 本文通过对数值模拟的变形模式进行分析, 运用塑性理论对双层底外底板上骨材的变形模式和破坏机理进行研究, 得到骨材变形能和变形阻力解析计算公式, 并通过数值仿真结果验证。文中所得到的结论对搁浅场景下船舶耐撞性结构设计和船舶的耐撞性能评估都具有一定的指导意义。

1 问题描述

对于真实船舶, 骨材显著地增加了整体的结构强度从而帮助结构抵抗外载荷的作用, 是船舶双层底结构中不可缺少的组成部分。典型的油轮双层底结构主要包括 3 部分: 外底板、船底纵桁和肋板。本文主要研究外底板上的骨材在台形礁石搁浅场景下的结构响应, 搁浅情景如图 2 所示。其中为了方便观察双层底的其他主要构件没有在这里显示。

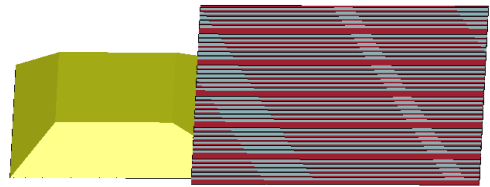


图 2 加筋外底板搁浅场景

Fig.2 The grounding scenario of the stiffened bottom plate

当礁石模型沿双层底结构纵向滑移时, 外底板上的骨材随着外底板的变形而发生稳定变形。骨材最终的变形模式十分复杂且没有明显的规律性, 如图 3 所示。因此直接建立变形的数学模型计算结构响应比较困难。

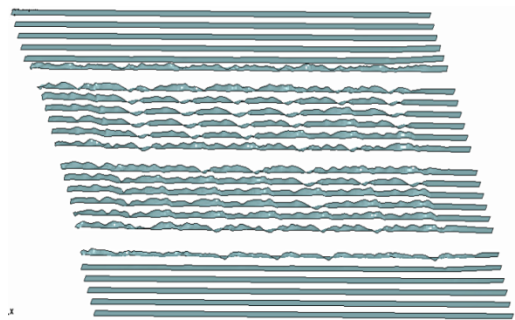


图 3 滑移过程中骨材的变形模式

Fig.3 The deformation pattern of stiffeners during sliding

然而通过对数值仿真过程进一步研究我们发现骨材在台形礁石搁浅变形过程中显示出了一定的规律性, 变形过程中典型时刻下骨材的变形模式在图 4 中给出。如图 4 所示, 加筋外底板初始碰到礁石时, 外底板和骨材沿着礁石的前壁面发生弯曲, 形成的倾斜角度与礁石倾角相同为 α 。同时,

骨材垂向高度与骨材板厚比值很大引起变形的不稳定从而产生了很多局部的屈曲, 形成很多小的凸起变形, 见图 4(b)。值得注意的是随着礁石不断滑移, 这些凸起变形会像波浪传播一样在骨材表面传播; 并且当加筋板滑移到一定位置时, 这些细小的凸起变形最终会合并为一个大的凸起, 如图 4(c)。

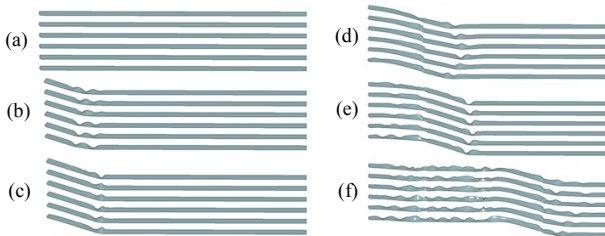


图 4 骨材的变形过程

Fig.4 The deformation process of stiffeners

这一过程呈现出明显的周期性如图 5 所示, 其变形的周期长度为:

$$L_c = D / \sin \alpha \quad (1)$$

式中, D 为礁石垂向撞深, α 为礁石角度。

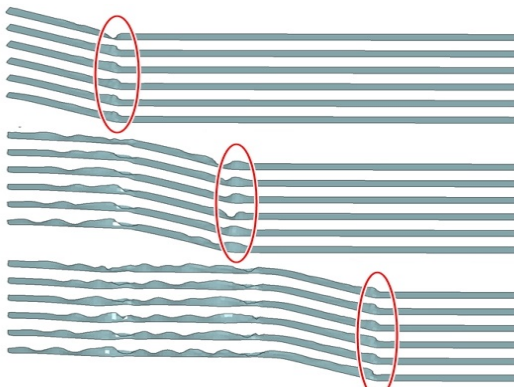


图 5 骨材变形的周期性

Fig.5 Periodicity exhibited in the deformation process

其后礁石进一步移动, 大的凸起变形继续转移位置传递变形能量, 同时倾斜的加筋板在礁石的第二个转角处被重新挤压回到水平位置, 形成最终的锯齿状的无规律性的变形。

在船舶搁浅过程中, 结构发生塑性变形从而吸收能量。能量耗散主要是通过结构弯曲和膜拉伸实现的, 不同的结构变形模态通常包含一种或多种能量耗散方式。本文中外底板上的骨材的变形模态主要分为两个阶段, 即第一转角处和第二转角处, 如图 6 所示。两个转角处的能量耗散方式有较大的区别: 第一转角处的能量耗散主要是以加强筋随外底板的塑性滚动和骨材的局部屈曲的形式产生的弯曲能量。而第二转角处的能量则是以塑性滚动的形式产生的弯曲能量和摩擦力引起的膜拉伸能量共

同作用耗散的。同时摩擦力的出现使得第二转角处的屈服条件发生变化, 引起轴向力和弯矩的变化从而影响能量耗散情况。

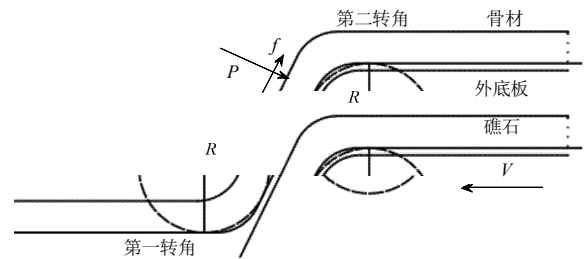


图 6 加筋板在礁石壁面的塑性滚动变形

Fig.6 The plastic rolling process at the contact surface

通过以上讨论和有限元仿真计算结果我们得到以下假设:

1) 骨材的下端紧密的焊接在外底板上, 使得外底板和骨材下端同步变形, 加筋外底板在滑移过程中变形紧贴礁石前壁。

2) 由于局部屈曲引起的变形主要是由周期性产生的最大凸起变形通过在骨材上类似波浪传播的形式传播而最终形成, 其能量可由周期性最大凸起变形的能量来近似估算。

2 外底板骨材搁浅响应的解析计算

通过前面对问题描述的讨论, 可以总结得到骨材的变形模态如下:

第一转角处变形:

- 1) 局部的屈曲。
- 2) 塑性滚动弯曲。

第二转角处变形:

- 1) 塑性滚动弯曲。
- 2) 摩擦力引起的膜拉伸变形。

在计算中, 为简化计算假定材料为理想刚塑性材料。从能量耗散模式上来看, 耗散模式主要有两种即弯曲能量 E_b 和膜拉伸能量 E_m 。

$$\dot{E}_b = \sum_{i=1}^n \int_{l_i} M_0 \dot{\beta}_i dl_i \quad (2)$$

$$\dot{E}_m = \int_V \sigma_0 \dot{\epsilon}_{eq} dV = N_0 \dot{u} dt \quad (3)$$

$$M_0 = \frac{\sigma_0 h^2}{4} \quad (4)$$

$$N_0 = \sigma_0 A \quad (5)$$

其中: σ_0 为流动应力; $\dot{\epsilon}_{eq}$ 为等效应变率; \dot{u} 为主应变率; $\dot{\beta}$ 和 l 分别为经过第 i 根塑性绞线的角速度和第 i 根绞线的长度。

2.1 第一转角处的能量耗散

首先考虑在第一转角处的能量耗散，塑性滚动变形和局部屈曲引起的弯曲变形是这一阶段的两种主要变形模态。

其中，塑性滚动变形尤为重要，相比于局部屈曲引起的凸起变形，其耗散的能量要大得多。对于单位厚度的骨材腹板在第一转角处塑性滚动变形的能量耗散率为：

$$\dot{E}_{roller1,plastic_rolling} = M_{0,1}\dot{\theta} = M_{0,1} \cdot \frac{v}{R} \quad (6)$$

其中： $M_{0,1} = \frac{\sigma_0 H_s^2}{4}$ 为单位厚度骨材的极限弯矩； v 是礁石的滑移速度； R 为滚动半径。

当滑移距离为 L ，骨材腹板厚度为 t 时，第一转角处的塑性滚动变形能量为：

$$E_{1,1} = M_{0,1}t \cdot \frac{L}{R} \quad (7)$$

根据前文假设，图 3 中最终的锯齿状的变形是由于经过第一转角时，局部屈曲引起的凸起变形通过波形传递而最终形成的。如图 7 所示，第一转角处无膜拉伸变形因而骨材腹板的上下边缘线长度不变且是相等的。当经过转角时，骨材被强制弯转角度 α ，为继续保持等长度，腹板不同垂向高度上会发生不同的凸起现象，整体形成一个半圆锥形状，如图 8 所示。圆锥形底部圆的半径根据长度关系可得：

$$\alpha H_s = (\pi - 2)r \Rightarrow r = \frac{\alpha H_s}{\pi - 2} \quad (8)$$

所以，在一个周期长度里形成的半圆锥变形的能量耗散可以通过积分得到如下：

$$E_{1,2} = \int_0^H 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} M_{0,2} \theta d\theta dh = \frac{\pi^2 M_{0,2} H_s^2 \alpha}{8(\pi - 2)} \quad (9)$$

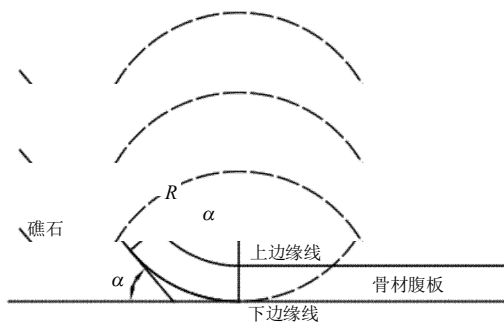


图 7 第一转角处搁浅场景
Fig.7 Grounding at the first roller

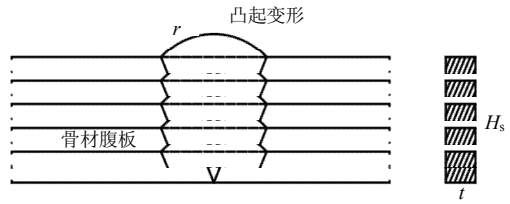


图 8 骨材腹板上局部半圆锥型凸起变形
Fig.8 Local bending deformation of half a cone on the stiffener web

其中： $M_{0,2} = \frac{\sigma_0 t^2}{4}$ 是单位垂向高度的骨材的塑性极限弯矩； t 为骨材板厚。

2.2 第二转角处的能量耗散

第二转角处的能量耗散模式主要包括塑性滚动变形和膜拉伸变形。第二转角处的塑性滚动变形的能量耗散与第一转角处有明显不同。在碰撞过程中，礁石与双层底表面的接触力很大从而引起较大的摩擦力。在第二转角处，轴向摩擦拉力的出现使得材料发生拉伸，引起膜拉伸变形。同时摩擦力改变了材料的极限屈服极限，使得极限弯矩发生变化，塑性滚动变形的能量亦不同于第一转角处。

轴向拉力和弯曲共同作用下的极限屈服条件见图 9^[8]。如图 9 所示，曲线由两条抛物线围成，其中 Q 、 \dot{q} 分别为垂直于屈服面的广义应力和广义应变率，其参数形式的数学表达式为：

$$f = \frac{M}{M_0} + \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 - 1 = m + n^2 - 1 \quad (10)$$

$$f(m, n) = 0$$

其中： M_0 和 N_0 分别为单独作用下的极限弯矩和极限拉力； M 和 N 为弯矩和拉力联合作用下的极限弯矩和极限拉力。

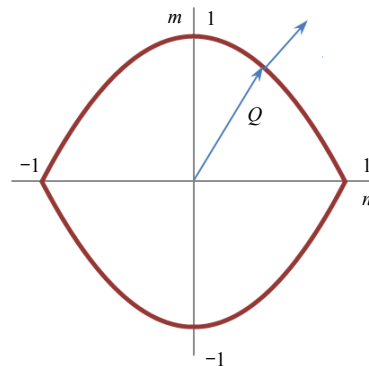


图 9 第二转角处的极限屈服条件曲线
Fig.9 The ultimate yielding curve of stiffeners at the second roller

因此, 单位厚度的骨材能量耗散率为:

$$\dot{E}_2 = \dot{E}_{2,1} + \dot{E}_{2,2} = M_{0,1} \left(1 - \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 \right) \frac{v}{R} + N \cdot \dot{u} \quad (11)$$

其中, N 为单独一根骨材的轴向力, 即总体的轴向力平均到每一根上:

$$N = \frac{F_f}{n} \quad (12)$$

$$F_f = \mu P \quad (13)$$

其中: n 为骨材的数量; F_f 为摩擦力; P 为塑性力引起的垂直于接触面的总搁浅力, 如图 6 所示。值得注意的是 N 的取值在任何条件下都不能大于 N_0 , 如果有 $N > N_0$ 的情况, 则令 $N/N_0=1$ 。

根据上述极限屈服条件, 将参数无因次化得到:

$$\begin{cases} n = \frac{N}{N_0} = -\frac{\xi}{h} \\ m = \frac{M}{M_{0,1}} = 1 - \frac{\xi^2}{h^2} \end{cases} \quad (14)$$

根据正规定则^[4], 有:

$$\left\{ \begin{matrix} \dot{\theta} \\ \dot{u} \end{matrix} \right\} = \lambda \left\{ \begin{matrix} \frac{\partial f}{\partial M} \\ \frac{\partial f}{\partial N} \end{matrix} \right\} \quad (15)$$

则可以推知 \dot{u} 和 $\dot{\theta}$ 有如下关系:

$$\dot{u} = 2 \frac{M_{0,1}}{N_0} \frac{N}{N_0} \dot{\theta} \quad (16)$$

又根据几何关系有:

$$\dot{\theta} = \frac{v}{R} \quad (17)$$

将式(16)、式(17)代入式(11), 得:

$$\dot{E}_2 = M_{0,1} \frac{v}{R} + M_{0,1} \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 \frac{v}{R} \quad (18)$$

所以, 当滑移距离为 L , 骨材腹板厚度为 t 时, 第二转角处的变形能量为:

$$E_2 = M_{0,1} t \frac{L}{R} + M_{0,1} t \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 \frac{L}{R} \quad (19)$$

当滑移长度 L 取为凸起变形的变形周期长度时 (即 $L=L_c=D/\sin\alpha$), 可以得到一个变形周期的总能量为:

$$E_t = E_{1,1} + E_{1,2} + E_2 \quad (20)$$

2.3 塑性滚动半径 R

在上述公式中, 塑性滚动半径 R 值的准确估计是十分重要的。一般认为 R 值的大小主要取决于结

构的材料属性和礁石的尺度。Hong 和 Amdahl^[4]在研究无骨材双层底结构搁浅于台型礁石的结构响应时, 并没有给出 R 值的解析解, 而是通过比较不同 R 值对整体能量变化的敏感性给出一个经验值进行计算的。而在 Hu^[6]的公式验证中, R 值是基于实际礁石尺寸下对滚动半径的测量给出的。在这两篇文章中 R 都被看做定值, 这一简化在估算整个双层底结构响应时是基本合理的。因为 R 值只影响加筋外底板塑性滚动弯曲能量而这部分能量相对于整个双层底的能量耗散来说是很小的, 然而本文的研究对象外底板上的加强筋耗散的能量对 R 值的变化极为敏感, 不可以简单地作为一个常数来计算。

R 值的确定与两个因素有关, 即礁石的角度和加筋外底板与礁石前壁面相切点的位置。而相切点的位置实际上与整个被撞体的材料和结构强度有关的, 由于双层底结构的复杂性, 暂时无法给出解析解。因此, 我们基于数值仿真结果给出了 R 值的经验公式如下:

$$R = 1/\alpha \quad (21)$$

基于式(21)确定的 R 值带入到公式中与不同礁石角度下的数值仿真结果对比曲线如图 10 所示, 其中撞深为 $0.4H$, 由图可见曲线具有良好的吻合精度。

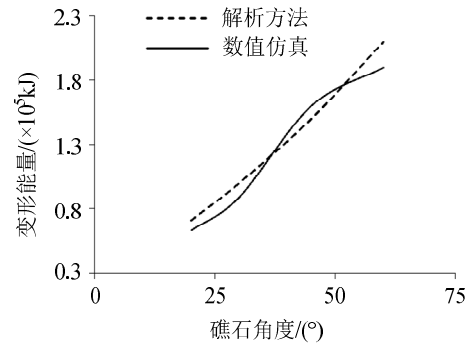


图 10 经验 R 值下的变形能量

Fig.10 distortion energy when the empirical R is assumed

2.4 搁浅力

基于变形分析和塑性理论已经建立了外底板上纵骨的能量耗散解析式。同为船舶搁浅于台型礁石场景下机理分析, Hong 和 Amdahl^[9]关于能量与力的关系解析式可以直接引用来计算搁浅力, 这里将简述重要公式, 具体请参见文献[9]。能量耗散服从如下关系:

$$F_H \cdot V = F_{H,p} \cdot V + uPV' \quad (22)$$

其中 P 为垂直于礁石前壁面的塑性搁浅力, 如图 11 所示。相对速度 $V' = V / \cos\alpha$ 。

根据水平和垂直方向上力的平衡可以得到:

$$F_H = g(\mu, \alpha) \cdot F_{H,p} \quad (23)$$

$$g(\mu, \alpha) = \left(1 - \frac{\mu}{(\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \cos \alpha} \right)^{-1} \quad (24)$$

$$F_V = k(\mu, \alpha) \cdot F_H \quad (25)$$

$$k(\mu, \alpha) = \frac{1 - \mu \tan \alpha}{\tan \alpha + \mu} \quad (26)$$

其中, $g(\mu, \alpha)$ 、 $k(\mu, \alpha)$ 分别为水平力系数和垂直力系数。

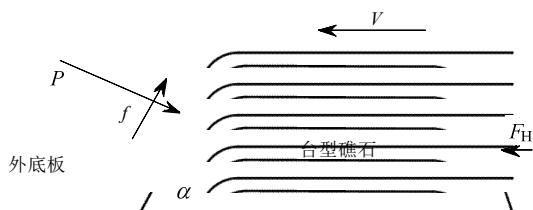


图 11 礁石受力情况

Fig.11 Grounding resistances on the indenter (Hong 2011)

3 数值仿真验证模型

3.1 模型描述

本文以一艘 140000t 穿梭油轮平行中体的一个

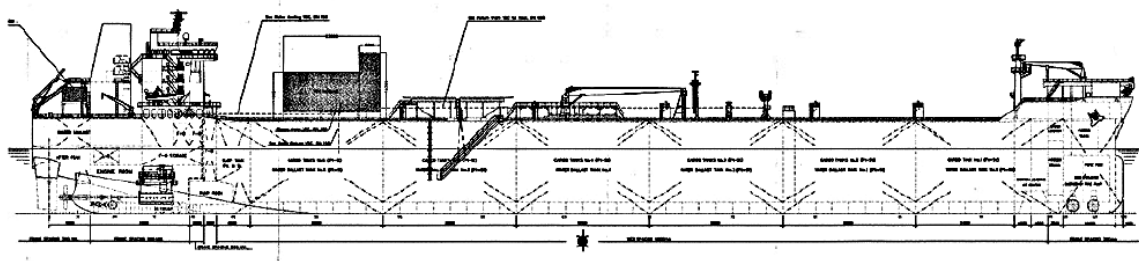


图 13 油船结构布置侧视图

Fig.13 A side view of the tanker

3.2 有限元模型及工况定义

数值仿真过程采用 PATRAN2008r2 进行船体舱段建模并应用非线性动力学软件 LS_DYNA971 进行计算。油船的有限元模型如图 14 所示, 该舱段模型主要采用了四边形 Belytschko7-Tsay ELFORM2 单元^[10], 模型共划分了 299586 个单元。为了保证变形不受到边界的影响以及为结构提供足够大的变形空间, 舱段模型纵向延伸到两个横舱壁处, 横向连接舷侧外板, 确保舱段的内部结构有足够大的空间在礁石模型的撞击中发生完整稳定的变形^[11]。为了提高计算精度和效率的同时节约计算资源, 有限元模型网格疏密结合。对可能发生接触的双层底区域精细模拟, 其他区域为粗网格, 并由细网格部分逐渐过渡到粗网格部分, 其中精细网

分段作为研究对象, 进行双层底结构数值仿真研究。搁浅的场景如图 12 所示, 其中礁石为具有较大的接触面积, 截面为梯形的台型礁石。油轮结构布置的侧视图见图 13, 主要尺寸见表 1。

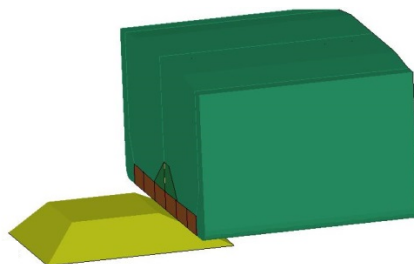


图 12 台型礁石搁浅场景

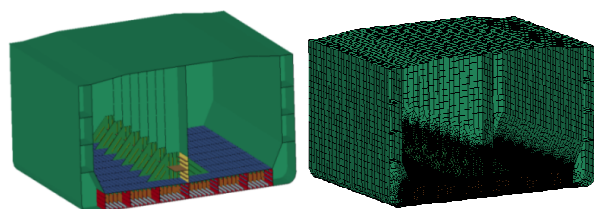
Fig.12 Grounding scenario over 'shoal'

表 1 油轮的主尺度

Table 1 Scantlings of the shutter tanker

主尺度	长度/m
总长	265
垂线间长	260
船宽	42.5
模型半宽	22
设计吃水	15
满载吃水	15.65

格边长为 0.12m, 粗网格边长为 1m。同时为保证计算边界条件的准确性, 双层底上部内底板和支架等结构也采用精细网格, 而外壳体对计算结果的影响较小, 采用粗网格。



(a) 结构布置

(b) 网格划分

图 14 双层底油船的有限元模型

Fig.14 Finite element model of the double bottom tanker

舱段模型在两端固定并忽略船体运动的影响,

通过礁石模型移动完成搁浅过程仿真。搁浅过程中结构采用自接触和主从接触相结合。摩擦系数取为0.3, 双层底的高度为 $H_1=2.68\text{m}$, 外底板骨材的尺寸为高度 $H_s=400\text{mm}$, 厚度 $t=16\text{mm}$ 。

为了对提出的解析方法进行较为全面的验证, 数值仿真计算将涵盖范围较广的礁石角度和撞击深度。因为海底障碍物为台型礁石, 所以礁石的角度不应太大(否则礁石会变为尖锐棱角状, 产生撕裂, 从而不适用本方法)。礁石的角度因此分别选取为 20° 、 30° 、 45° 和 60° , 对应于每一个礁石角度, 选取最多 $10\%H_1\sim 90\%H_1$ 的撞深进行验证。

表 2 工况定义
Table 2 Case definitions

算例	礁石角度 $\alpha/(\circ)$	撞深 D/m	$D/H_1/(\%)$
M21	20	0.268	10
M23	20	0.804	30
M24	20	1.072	40
M29	20	2.412	90
M31	30	0.268	10
M32	30	0.536	20
M33	30	0.804	30
M34	30	1.072	40
M35	30	1.34	50
M36	30	1.608	60
M37	30	1.876	70
M38	30	2.144	80
M39	30	2.412	90
M41	45	0.268	10
M43	45	0.804	30
M44	45	1.072	40
M49	45	2.412	90
M61	60	0.268	10
M63	60	0.804	30
M64	60	1.072	40
M69	60	2.412	90

4 数值仿真验证和讨论

通过对数值仿真结果的观察分析并应用塑性力学的理论, 我们得到了船舶双层底结构搁浅于台型礁石时外底板上骨材的能量耗散的理论公式, 而理论公式的可行性和准确性需要数值仿真结果的进一步验证。

4.1 塑性碰撞力 P 值的确定

在使用理论公式之前, 塑性碰撞力 P 值(参见图 11)的确定十分关键。值得注意的是 P 值并不是指外底板骨材产生的塑性碰撞力, 而是指整个船舶双层底结构搁浅时产生的总的塑性碰撞力。可以看到, P 值影响着外底板上骨材的能量耗散, 而与此

同时外底板上骨材耗散的能量是总能量的一部分, 也同样对 P 的取值有贡献, 这实际上在两者之间形成了一种相互的耦合作用, 使 P 值的计算变得较为复杂。本文针对这一问题提出了一种方法来估算 P 值并可以提供良好的精度。

在理论公式中, N 不能大于 N_0 , 所以有:

$$\frac{E_{p,r}}{E_t} = \frac{Mt \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 / R}{E_t} \leq \frac{Mt / R}{E_t} < \frac{1}{3} \quad (27)$$

我们发现该骨材的能量耗散中含 P 项占的比例相对较小。撞深为 $0.1H_1$ 时, 含 P 项仅占 5%; 当撞深达到 $0.9H_1$ 时, 含 P 项占总能量比例也不超过 1/3。当含 P 项和整个双层底的能量耗散相比时, 这一比例将会更加的小。

因此, 我们初始时先忽略掉 P 值的影响(第一次循环时含 P 项能量取为 0), 应用余下的不含 P 的能量部分和双层底其他部件的能量耗散来估算 P 的值, 从而得到含 P 项的能量值。不断地循环这一过程直到得到满意的精度, 循环过程如图 15 所示。

含 P 项能量值的估计受到包括循环次数、其他双层底构件理论估算的精度等很多因素影响。为了排除其他影响因素对 P 取值的影响, 这里直接给出了数值仿真的总的搁浅力的值, 如表 3 所示。

表 3 总塑性搁浅力 P 的数值仿真结果 /kN
Table 3 Numerical results of total grounding resistance P

工况	水平力	垂直力	P
M21	2.1×10^4	4.2×10^4	4.7×10^4
M23	3.7×10^4	5.4×10^4	6.5×10^4
M24	4.5×10^4	6.4×10^4	7.8×10^4
M29	8.1×10^4	1.0×10^5	1.3×10^5
M31	2.1×10^4	3.0×10^4	3.7×10^4
M32	3.0×10^4	3.8×10^4	4.8×10^4
M33	3.8×10^4	4.5×10^4	5.9×10^4
M34	4.5×10^4	5.4×10^4	7.0×10^4
M35	5.3×10^4	6.4×10^4	8.3×10^4
M36	6.3×10^4	7.6×10^4	9.9×10^4
M37	7.1×10^4	8.5×10^4	1.1×10^5
M38	7.7×10^4	9.1×10^4	1.2×10^5
M39	8.3×10^4	1.0×10^5	1.3×10^5
M41	2.5×10^4	2.7×10^4	3.7×10^4
M43	4.6×10^4	3.3×10^4	5.7×10^4
M44	5.5×10^4	4.1×10^4	6.9×10^4
M49	1.1×10^5	7.3×10^4	1.3×10^5
M61	2.7×10^4	2.8×10^4	3.9×10^4
M63	4.9×10^4	3.0×10^4	5.7×10^4
M64	6.1×10^4	3.7×10^4	7.1×10^4
M69	1.2×10^5	7.4×10^4	1.4×10^5

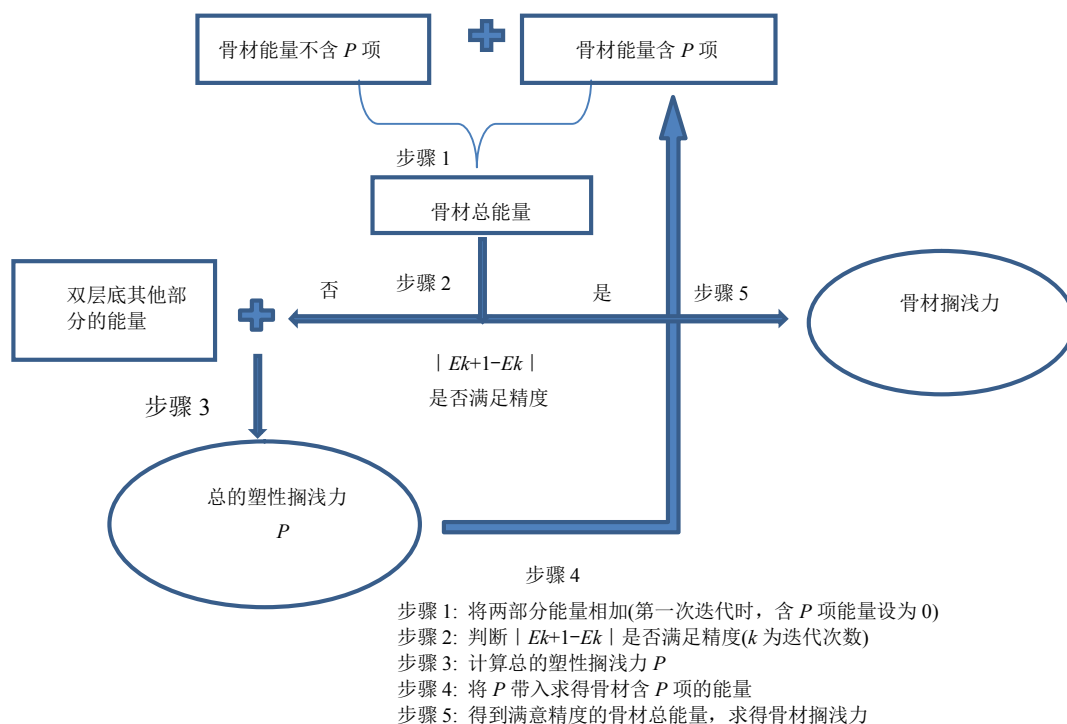


图 15 骨材腹板解析方法的计算流程图

Fig.15 The flow diagram for simplified method of the stiffener web

4.2 数值验证结果与讨论

本文应用数值仿真软件 LS_DYNA 计算双层底结构搁浅于台型礁石下的结构响应。图 16 给出了工况 M63 下数值仿真和理论计算得到的变形能量随滑移距离变化的对比曲线, 所有工况下的能量对比结果在表 4 中列出。

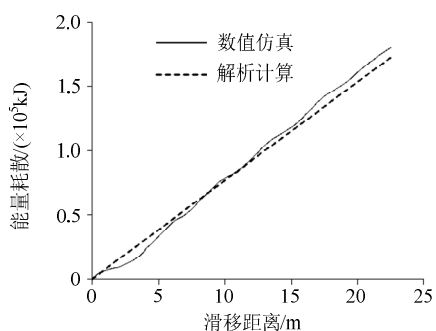


图 16 滑移变形能量的对比结果

Fig.16 Distortion energy comparison during sliding

由图 16 可见, 数值仿真结果显示骨材变形能随滑移距离增加基本上呈现线性增长的规律, 理论共识很好的捕捉到了这一特征, 两者的吻合程度较好。

而由表 4 的总能量表可以看到除了 $0.1H_i$ 的工况外, 其他工况中二者的符合程度相当良好, 误差基本都控制在 10%以下, 说明对于这些工况骨材的理论模型具有良好的评估精度。

而对于 $0.1H_i$ 的工况下误差较大, 其原因主要是 $0.1H_i=0.268\text{m}$, 这一高度小于骨材的高度 $H_s=0.4\text{m}$ 。因此不能使骨材达到完全的塑性状态, 它的变形很大一部分弹性能量, 骨材的上部甚至没有参与变形, 理论计算按照理想塑性计算, 因而很大程度上高估了实际的能量耗散情况。所以当撞深小于骨材腹板高度时本文的理论模型并不完全适用。

表 4 变形能量对比结果 /kJ

Table 4 Comparison of the distortion energy

工况	变形能量		
	解析方法	数值仿真	误差(%)
M21	5.5×10^4	4.6×10^4	19.6
M23	6.0×10^4	6.3×10^4	-4.8
M24	6.4×10^4	6.3×10^4	1.6
M29	7.5×10^4	7.4×10^4	1.4
M31	8.0×10^4	6.2×10^4	29.0
M32	8.3×10^4	8.2×10^4	1.2
M33	8.7×10^4	8.6×10^4	1.2
M34	9.2×10^4	8.9×10^4	3.4
M35	9.9×10^4	9.3×10^4	6.5
M36	1.1×10^5	1.0×10^5	10.0
M37	1.2×10^5	1.1×10^5	9.1
M38	1.2×10^5	1.1×10^5	9.1
M39	1.2×10^5	1.2×10^5	0.0
M41	1.2×10^5	8.2×10^4	46.3
M43	1.3×10^5	1.5×10^5	-13.3
M44	1.4×10^5	1.6×10^5	-12.5
M49	1.7×10^5	2.1×10^5	-19.0

(续表)

工况	变形能量		
	解析方法	数值仿真	误差
M 61	1.6×10^5	9.3×10^4	72.0
M 63	1.7×10^5	1.8×10^5	-5.6
M 64	1.9×10^5	1.9×10^5	0.0
M 69	2.3×10^5	2.4×10^5	-4.2

表 4 中误差的定义如下:

$$error = (R_s - R_n) / R_n \cdot 100\% \quad (28)$$

5 结论

本文主要研究船舶搁浅于台型礁石时双层底外底板上骨材的变形和能量耗散机理。通过对数值仿真的变形过程的观察,发现三种主要的变形模态即塑性滚动变形、局部屈曲变形和膜拉伸变形。其中塑性滚动和膜拉伸变形耗散了大部分能量,局部屈曲耗散能量较少。局部屈曲的能量耗散被假定为由周期性形成的凸起变形近似估算。基于对变形模态的分析建立骨材变形的理论模型,并应用塑性力学理论建立变形的能量耗散方程并进一步求得搁浅力的解析计算表达式。解析计算公式经过数值仿真结果验证具有良好的精度,并准确的捕捉到变形能随滑移距离线性增加的关系。小撞深工况下解析计算和数值仿真的误差较大,主要是由于撞深小于骨材的高度从而不能使骨材达到弯曲的塑性状态,因而这种情形不完全适用于本文推导出解析计算公式。

塑性滚动半径 R 值对骨材能量的准确性有一定影响。文中通过讨论和对数值结果的方法给出了 R 值的经验公式,精度良好。

在计算中发现了结构响应的耦合作用,这种现象的产生主要是由于摩擦力的参与引起第二转角处的极限屈服条件发生改变,使得总的塑性搁浅力会影响骨材的结构变形能,文中应用迭代计算的方法解决了这一问题。

参考文献:

[1] Hong Lin, Amdahl Jorgen. Plastic mechanism analysis of the resistance of ship longitudinal girders in grounding and collision [J]. Ships and Offshore Structures, 2008,

- 3(3): 159—171.
- [2] Hong Lin, Amdahl Jorgen, Simplified analysis and design of ships subjected to collision and grounding; Thesis for the degree of doctor philosophies [D] Trondheim, Norway. Norwegian University of Science and Technology, December 2008.
- [3] Alsos H S, Amdahl J. On the resistance of tanker bottom structures during stranding [J]. Marine Structure, 2007, 20(4): 218—237.
- [4] Hong Lin, Amdahl J. Rapid assessment of ship grounding over large contact surfaces [C]. Espoo, Finland, Proceeding of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships, June 14th—16th, 2010: 2.
- [5] Paik J K. On quasistatic crushing of a stiffened squared tube [J]. Journal of Ship Research, 1996, 40(3): 258—267.
- [6] Hu Zhiqiang, Jørgen Amdahl. A study on the effect of plate stiffeners of double bottom during ship grounding with large contact surface [C]. Rotterdam, the Netherlands, OMAE 2011—49056, June, 2011.
- [7] 刘毅, 王晋, 胡志强. 船舶搁浅于台型礁石中的等效板厚法研究[J]. 工程力学, 2013, 30(8): 287—293, 304. Liu Yi, Wang Jin, Hu Zhiqiang. Investigation on smeared thickness method for ship grounding over obstacles with large contact surfaces and trapezoidal cross section [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(8): 287—293, 304. (in Chinese)
- [8] 杨桂通, 树学锋. 塑性力学[M]. 北京: 中国建筑材料工业出版社, 142—146. Yang Guitong, Shu Xuefeng. Plastic mechanics [M]. Beijing: China Construction Materials Industry Press, 142—146. (in Chinese)
- [9] Hong Lin, Amdahl J. Rapid assessment of ship grounding over large contact surfaces [C]. Espoo, Finland, Proceeding of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships, June 14th—16th, 2010: 9.
- [10] John O Hallquist. LS_DYNA theoretical manual [M]. Livermore Software Technology Corporation, May 1998: 77.
- [11] Hu Zhiqiang, Amdahl J, Hong Lin. Verification of a simplified analytical method for predictions of ship groundings over large contact surfaces by numerical simulations [J]. Marine Structures, 2011, 24(4): 436—458.
