

· 施 工 ·



耙吸挖泥船泥舱消能结构特性数值研究

舒敏骅^{1,2}, 余 竞³, 张 忱^{1,2}, 冒小丹^{1,2}, 洪国军^{1,2}, 陈 科⁴

(1. 中交疏浚技术装备国家工程研究中心有限公司, 上海 201208;

2. 航道疏浚技术交通行业重点实验室, 上海 201208;

3. 中交上海航道勘察设计研究院有限公司, 上海 200120;

4. 上海交通大学, 海洋工程国家重点实验室/高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 上海 200240)

摘要: 耙吸挖泥船泥舱的消能结构对装舱溢流损失有着重要的影响。采用数值计算方法对原型、对冲和45°挑高对冲共3种泥舱模型的进流结构进行了对比研究。计算结果显示: 1) 与原型相比, 对冲和45°挑高对冲的泥舱内部流场的旋涡分布较为集中。2) 进流管路的出流扩散范围基本位于进流管路的出口附近区域。3) 泥舱内其它区域的流速及湍流强度均要小于原型, 尤其在溢流筒附近区域湍流强度衰减更为明显。说明对冲和45°挑高对冲结构起到了一定的消能作用, 将有利于泥舱装舱过程中泥沙的沉积, 达到提高装舱效率的目的。

关键词: 耙吸挖泥船; 泥舱; 消能; 数值计算

中图分类号: U 615.351+2

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2021)08-0207-06

Numerical study on energy dissipation structure characteristics of hopper of trailing suction hopper dredger

SHU Min-hua^{1,2}, YU Jing³, ZHANG Chen^{1,2}, MAO Xiao-dan^{1,2}, HONG Guo-jun^{1,2}, CHEN Ke⁴

(1. CCCC National Engineering Research Center of Dredging Technology and Equipment Co., Ltd., Shanghai 201208, China;

2. Key Laboratory of Waterway Dredging Technology of Ministry of Transport, Shanghai 201208, China;

3. Shanghai Waterway Engineering Design and Consulting Co. Ltd., Shanghai 200120, China;

4. State Key Laboratory of Ocean Engineering, Collaboration Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploitation Equipment, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The energy dissipation structure of the hopper has an important influence on the overflow loss of the trailing suction hopper dredger. Three kinds of inflow structures of the hopper, i.e. the prototype, the colliding, and the 45-degree high-lift colliding, are compared by the numerical calculation method in this paper. The calculation results show that: 1) Compared with the prototype, the vortex distribution of the flow field in the hopper with the colliding and the 45-degree high-lift colliding is relatively concentrated. 2) The outflow diffusion range is located in the zones near the outlet for the inflow pipe. 3) The velocity and the turbulence intensity in other zones of the hopper are smaller than the prototype, the turbulence intensity attenuation is more obvious especially in the area near the overflowing cylinder. This shows that the colliding and the 45-degree high-lift colliding structures have a certain energy dissipation effect, which will be conducive to sand sedimentation in the process of loading of the hopper, and achieve the purpose of improving the loading efficiency.

Keywords: trailing suction hopper dredger; hopper; energy dissipation; numerical calculation

收稿日期: 2020-11-17

作者简介: 舒敏骅(1984—), 男, 博士, 工程师, 从事疏浚设备及船舶水动力学研究。

随着世界疏浚行业的蓬勃发展,挖掘船正逐渐向着大型化和高效化的方向快速迈进,耙吸挖泥船作为挖泥船的主要船种已然成为疏浚领域研究的热点和重点,耙吸挖泥船的施工过程主要包括耙吸、装舱-溢流和抛泥等,其中,装舱-溢流作为耙吸挖泥船施工的关键过程,对提高整船的疏浚效率起到至关重要的作用^[1-3]。

对于耙吸挖泥船的装舱-溢流过程,国内外学者从理论分析、模型试验和数值计算等方面开展过相关的研究^[4-10],并取得了一些重要的研究成果。然而,耙吸挖泥船的装舱-溢流过程受泥沙粒径、泥舱结构、装舱消能结构、溢流形式和结构、进舱流量和流速等^[11-14]诸多工艺和设备的影响,使得目前对装舱-溢流过程的研究还远远不够。特别是近年来,许多项目的疏浚土质以细颗粒泥沙为主,而细颗粒泥沙具有进舱浓度低、难沉积和易再悬浮等^[15]特点,使得耙吸挖泥船的装载量难以提高,直接影响到整船的施工效率。

鉴于此,本文针对泥舱进流装置的结构特性设计了对冲和45°挑高对冲的消能结构,采用数值计算方法对原型、对冲和45°挑高对冲等3种进流结构的泥舱流场进行了模拟,并从流场的湍流强度、旋涡分布及速度变化特性等方面进行对比分析。

1 数值方法与模型

1.1 数值方法

本文针对3种不同进流结构的泥舱模型开展清水条件下的数值计算,在装舱-溢流过程中泥舱的上部存在一定空间的空气,因此,采用VOF方法进行泥舱流场的非定常模拟。在VOF方法中,通过求解一相或多相的体积分数连续方程来跟踪相之间的界面,对第 q 相,体积分数的连续性方程为:

$$\frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla \alpha_q = 0 \tag{1}$$

体积分数的计算方程为:

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \tag{2}$$

在泥舱模型的两相流系统中,空气相和水相

的下标分别采用1和2表示,则每一单元中的密度计算方程为:

$$\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1 \tag{3}$$

数值计算的动量方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} \tag{4}$$

式中: α_q 为各相体积分数; ρ 为单元中混合物密度; ρ_1 为空气相密度; ρ_2 为水相密度; α_2 为水相体积分数; μ 为动力黏性系数; p 为压力; \mathbf{v} 为速度向量; \mathbf{g} 为重力加速度; \mathbf{F} 为体积力。

1.2 模型、网格与边界条件

图1为泥舱模型的结构及基本参数,泥舱长5 m、宽1.65 m、高1.35 m,第一进流管路和第二进流管路中心离泥舱底面高度为0.85 m,溢流桶高度为0.93 m,在数值计算过程中,以泥舱最右侧壁面底部的中心为坐标原点 O 建立直角坐标系 $OXYZ$ 。相比原型泥舱,对冲和45°挑高对冲模型仅仅在第一进流管路和第二进流管路的出口结构上进行了消能结构的改进,其中,对冲模型的出口为矩形出口,而45°挑高模型的出口存在从底部斜45°向上的斜坡出口进行流场的挑流设计。图2为原型、对冲和45°挑高对冲模型的进流管路的出口结构(箭头方向表示管路进流出流方向),图3为对冲和45°挑高对冲出口结构局部示意图。

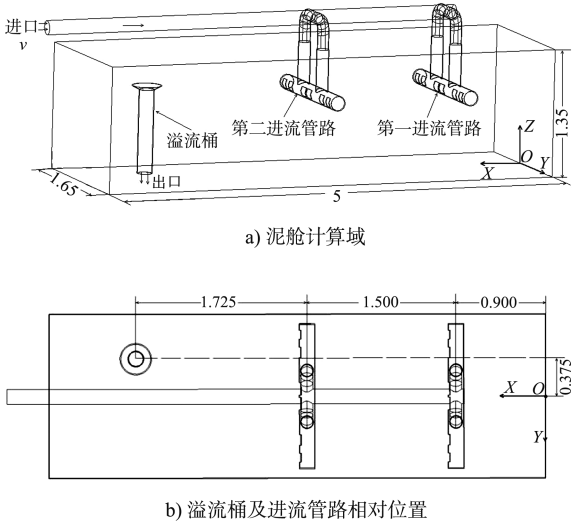


图1 泥舱模型的结构及基本参数 (单位: m)

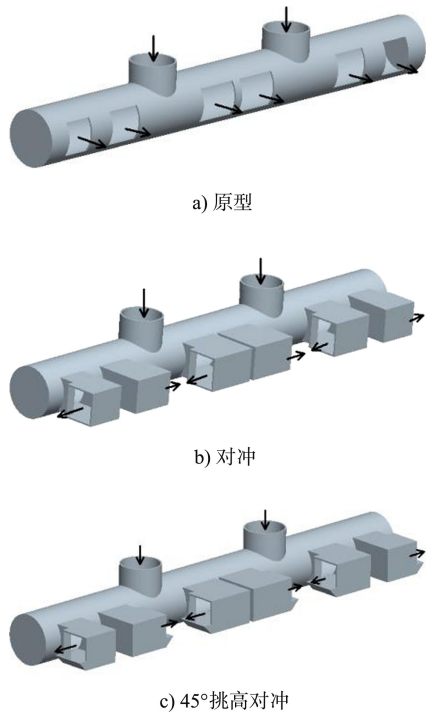


图 2 3 种模型进流管路出口结构

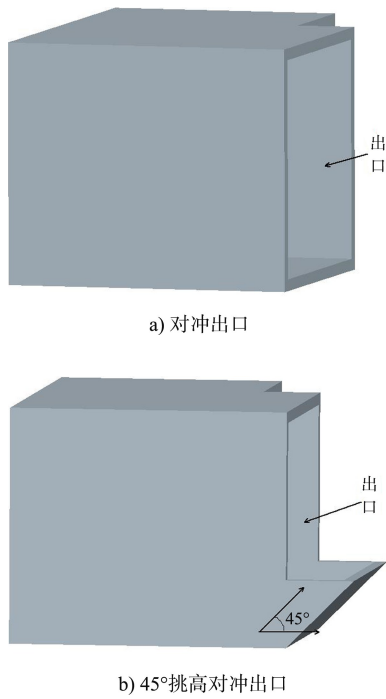


图 3 对冲和 45°挑高对冲出口局部示意

采用四面体网格对整个泥舱模型进行空间离散，对管路和溢流桶进行了局部的网格加密。

在进流管路的进口给定速度边界条件，其速度大小为 $v_i = 1.584 \text{ m/s}$ ，出口设置为自由出流；采用 SST $k-\omega$ 湍流模型对 $N-S$ 方程进行封闭，时间

步长设置为 0.004 s 。

2 结果分析

数值计算过程中，为了监测流场变化，根据溢流桶的位置在泥舱中设置了一系列监测点，选取 $Y = -0.375 \text{ m}$ 截面(通过溢流桶中心)作为监测点布置平面；在该平面的 X 方向，根据进流管路的出口位置和溢流桶位置布置了 7 层监测点，在深度方向(Z 方向)，距离泥舱底部 $0.3 \sim 0.8 \text{ m}$ 范围内，每隔 0.1 m 设置一层监测点，全场共计 42 个监测点用于流场湍流强度等数据的监测和采集。

初始时刻泥舱内液面高度与溢流桶高度齐平， 180 s 之后，泥舱内的壅高基本维持在 0.07 m ，泥舱的溢流处于稳定状态，因此，取 $210 \sim 270 \text{ s}$ 时间段的数据进行平均处理。图 4 为 $Y = -0.375 \text{ m}$ 截面上监测点的湍流强度对比。从图 4 可以看出，在 Z 为 $0.60、0.70、0.80 \text{ m}$ 的 3 个层面上，对冲模型在 $X = 1.4 \text{ m}$ 和 $X = 2.8 \text{ m}$ 两组监测点的湍流强度要明显大于原型泥舱相同位置监测点的湍流强度，这是因为在对冲模型中， $X = 1.4 \text{ m}$ 和 $X = 2.8 \text{ m}$ 两组监测点正好处于第一进流管路和第二进流管路出口附近位置，且 $Y = -0.375 \text{ m}$ 截面也正好处于对冲模型的对冲口附近，根据对冲原理，由于两股出流的对冲必会引起对冲点周围一定范围内位置点的流场发生较大的变化，而进流管路的中心距离泥舱底面的高度为 $Z = 0.85 \text{ m}$ ， Z 为 $0.60、0.70、0.80 \text{ m}$ 的 3 个层面的监测点刚好位于对冲点下方的一定扩散范围内。同时，在 Z 为 $0.30、0.40、0.50 \text{ m}$ 的 3 个层面上，对冲模型监测点的湍流强度要明显小于原型泥舱的湍流强度，这是由于对冲的扩散范围有限，在距离对冲点较远位置的监测点的湍流强度必然会降低。

相比之下，45°挑高对冲模型的出流具有向上挑高和对冲的特性，两股出流的对冲点位置相比直接对冲模型而言要靠上，且对冲强度相对直接对冲模型有所削弱，因此， Z 为 $0.70、0.80 \text{ m}$ 的两个层面上的湍流强度同样存在较大值，但其值并没有直接对冲模型那么大，而在 $Z = 0.70 \text{ m}$ 层

面以下监测点的湍流强度变化相对更小。

另外，从图 4 中可以看出，在靠近溢流桶的 3 层监测点(即 X 为 3.2、3.6、4.6 m)，对冲和 45° 挑高对冲模型监测点的湍流强度均明显小于原型泥舱的湍流强度，这说明对冲的消能作用能够达到一定的效果。

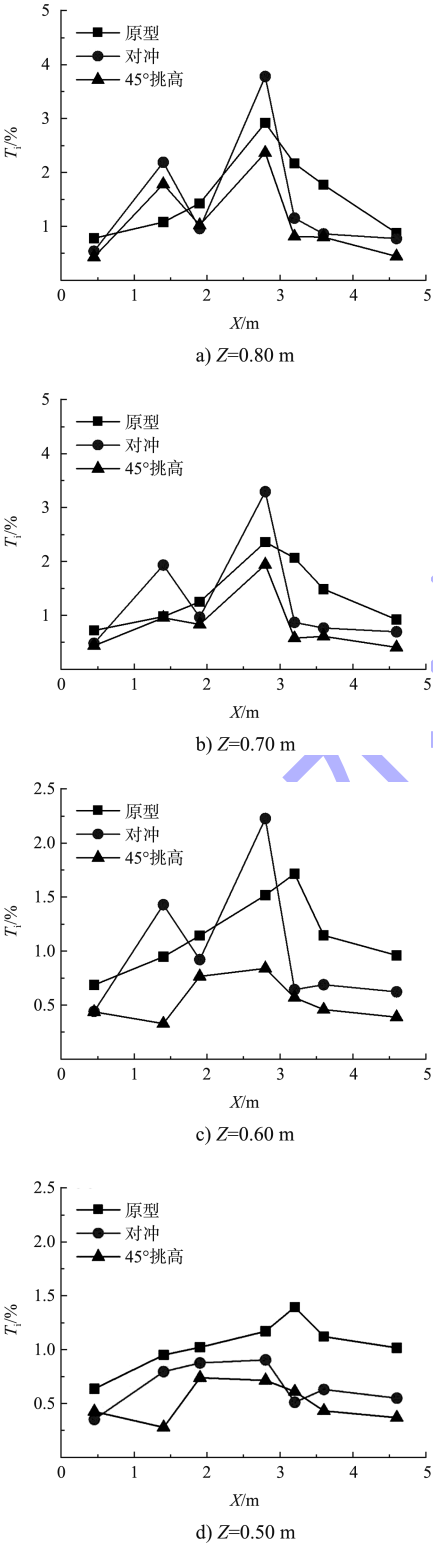


图 4 $Y=-0.375\text{ m}$ 截面上监测点的湍流强度对比

为了更为直观地对比 3 个模型泥舱截面上的速度变化，选取了 $t=240\text{ s}$ 时 $Z=0.85\text{ m}$ (经过进流管路中心) 和 $Z=0.30\text{ m}$ 截面进行分析。图 5、6 分别给出了 3 个模型在 $Z=0.85\text{ m}$ 和 $Z=0.30\text{ m}$ 截面上的速度云图。可以看出，在 $Z=0.85\text{ m}$ 截面上，流速高于 0.30 m/s 的区域均位于管路内或管路出口附近区域，对比 3 种模型，对冲和 45° 挑高对冲模型泥舱内的流场与原型泥舱存在明显的差异，原型泥舱在管路出流口与溢流桶之间区域的流速大多在 $0.06\sim0.21\text{ m/s}$ 变化，对冲和 45° 挑高对冲模型在出流口与溢流桶之间区域的流速大多在 $0\sim0.06\text{ m/s}$ 变化，而 $0.06\sim0.21\text{ m/s}$ 的流速主要分布在出流口附近的区域。

同时，从图 6 中可以看出，在泥舱的中下部区域，3 个模型的流速变化均变小，但就 3 个模型的速度场对比而言，对冲模型和 45° 挑高对冲模型的速度变化更小，其大部分区域的流速位于 0.03 m/s 以下，而原型泥舱模型在该截面处的流速处于 $0.03\sim0.06\text{ m/s}$ ，局部区域的流速达到了 $0.06\sim0.12\text{ m/s}$ 。

上述两组不同截面的速度场对比说明，相比

原型, 对冲和 45°挑高对冲模型除了进流管路出口附近存在相对较大的流速区之外, 其它区域的流速较小且较为平稳, 而泥沙的沉降与流速等因素有关, 因此, 从速度场来看, 对冲和 45°挑高对冲模型将更利于泥舱装舱-溢流过程中泥沙的沉降。

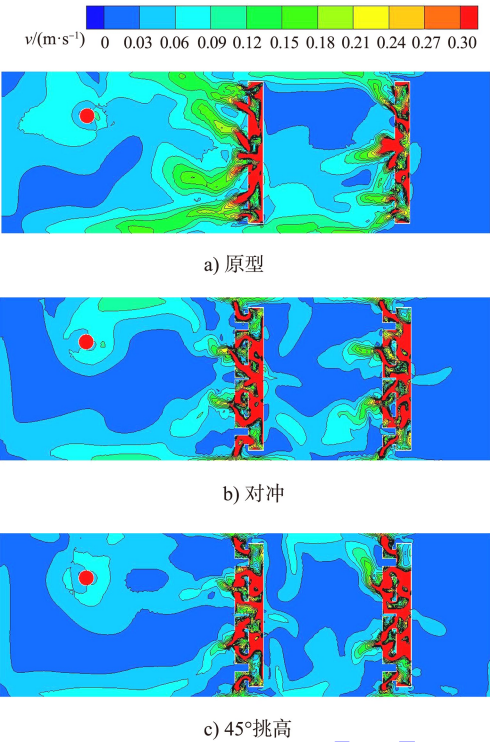


图 5 $Z=0.85\text{ m}$ 截面的速度云图

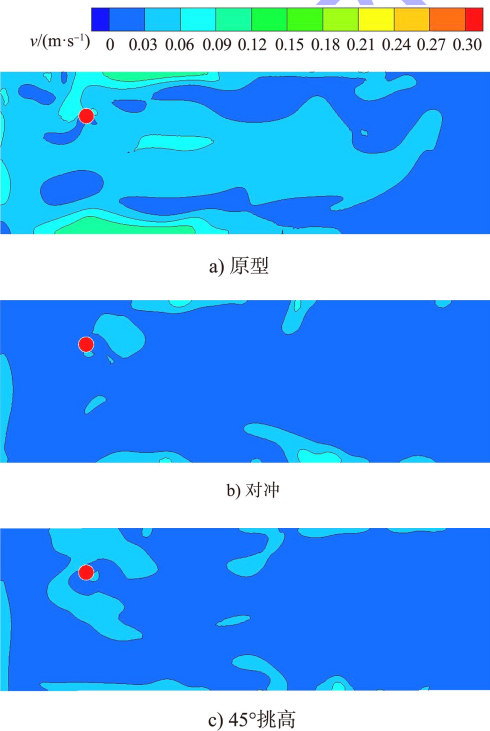


图 6 $Z=0.30\text{ m}$ 截面处的速度云图

Q 准则是 1988 年由 Hunt 等^[16]提出的, 通过观察 Q 等值面云图可以更为直观地了解泥舱内的旋涡结构所存在的位置及发展变化过程, 其定义为:

$$Q=(\Omega_{ij}\Omega_{ij}-S_{ij}S_{ij})/2 \tag{5}$$

式中: $\Omega_{ij}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j}-\frac{\partial v_j}{\partial x_i}\right)$, $S_{ij}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j}+\frac{\partial v_j}{\partial x_i}\right)$, Ω_{ij} 表示流体微团旋转角速度张量; S_{ij} 表示流体微团的变形率张量。

图 7 为采用速度进行着色的 Q 等值面云图 ($t=240\text{ s}$, $Q=0.05\text{ s}^{-2}$)。从图 7 可以看出, 在原型、对冲和 45°挑高对冲共 3 种进流结构的泥舱流场中均存在不同程度的旋涡分布, 且在第一进流管路和第二进流管路附近的旋涡分布较多, 速度梯度变化较大; 对比 3 种模型, 原型泥舱内的旋涡结构更为复杂, 在第一进流管路和第二进流管路附近, 原型泥舱存在较多大尺度的旋涡, 且其速度大于 0.1 m/s 的区域从进流管路的出口向溢流桶方向延伸更为明显, 而相比于原型泥舱, 对冲和 45°挑高对冲模型的旋涡尺度相对较小, 且速度大于 0.1 m/s 的区域基本限制在进流管路的出口附近。同时, 对于 $Q=0.05\text{ s}^{-2}$ 的等值面, 在溢流桶附近, 原型泥舱的旋涡分布较多, 对冲和 45°挑高对冲模型仅存在零星的旋涡分布, 而溢流桶进口区域与原型泥舱的旋涡分布基本类似。

出现上述现象主要是因为原型泥舱的第一进流管路和第二进流管路的出口直接对向溢流桶, 从进流管路流出的流体直接流向溢流桶方向, 从而在管路出口和溢流桶之间均形成了速度较高的流速区和相对较大的旋涡分布范围, 而对冲和 45°挑高对冲的进流管路的出口沿着 Y 方向 (即与原型泥舱的出流方向相垂直), 且在出口附近存在两个出口流场的对冲碰撞, 起到了一定的消能减速作用。另外, 从旋涡的结构大小来看, 原型泥舱的大尺度旋涡结构不利于进舱泥沙的沉降, 而对冲和 45°挑高对冲的小尺度旋涡动能明显减小, 更有利于提高泥舱内部泥沙颗粒的沉降, 从而提高装舱效率。

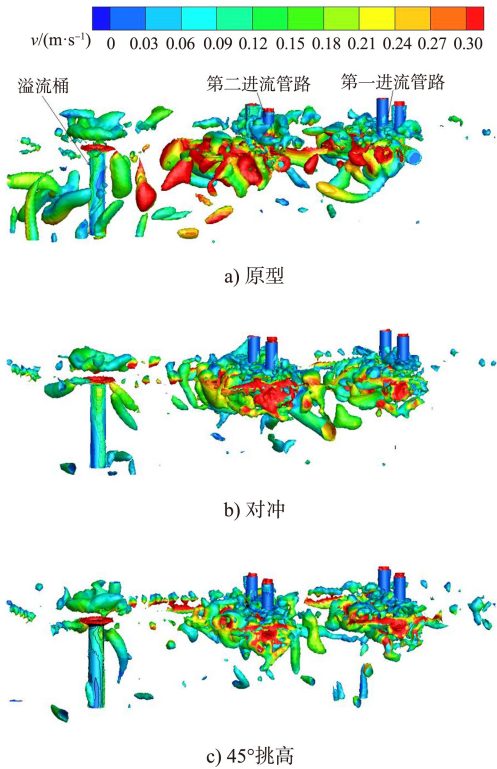


图 7 采用速度进行着色的 Q 等值面 ($Q=0.05\text{ s}^{-2}$, $t=240\text{ s}$)

3 结论

- 1)除了在泥舱进流管道出口附近区域的几个监测点之外，对冲和 45°挑高对冲模型在其它位置监测点的湍流强度均要明显小于原型泥舱。
- 2)相比原型泥舱，对冲和 45°挑高对冲模型泥舱内部流场的旋涡尺寸较小，旋涡分布较为集中，进流管路的出流扩散范围基本位于管路出口附近区域，溢流桶附近的流场更加平稳。
- 3)通过流场湍流强度、速度场和涡量场的对比可看出，对冲和 45°挑高对冲的进流结构能够起到一定的消能作用，这将有损于泥舱装舱-溢流过程中泥沙的沉积，从而达到提高装舱效率的目的。

参考文献：

[1] 周昭旭. 耙吸挖泥船泥舱装载过程机理分析与研究[D]. 镇江: 江苏科技大学, 2018.

[2] 王培胜, 俞孟葵, 苏贞. 耙吸挖泥船溢流损失估算的一种方法[J]. 中国港湾建设, 2012(3): 34-37.

[3] 钱广亭. 耙吸挖泥船疏浚过程装舱优化研究[J]. 科学技术与工程, 2012, 12(5): 1065-1068.

[4] MIEDEMA S A, VLASBLOM W J. Theory for hopper sedimentation [C]//29th Annual Texas A&M Dredging Seminar. Cal City, Texas: Texas A&M University and Western Dredging Association, 1996.

[5] RHEE C V. Numerical simulation of the sedimentation process in a trailing suction hopper dredger[C]. World Dredging Conference, XVI . Copenhagen: Central Dredging Association, 2001.

[6] MIEDEMA S A. An analytical approach to the sedimentation process in trailing suction hopper dredgers[J]. Terra et Aqua, 2008, 112: 15-25.

[7] 赵津京, 杨正军, 田会静, 等. 挖泥船装舱数值模拟[J]. 水运工程, 2018(11): 203-208.

[8] 徐昶, 张景明, 鲍艳芳. 自航耙装舱装置消能效果比较试验[J]. 中国港湾建设, 2006(3): 32-35.

[9] 朱东江, 徐立群, 倪福生. 耙吸船消能箱对装舱影响的数值计算[J]. 机械与电子, 2013(12): 78-80.

[10] 张忱, 洪国军. 自航耙吸挖泥船装舱溢流模型试验[C].中国海洋工程学会.第十三届中国海洋(岸)工程学术讨论会论文集.北京: 海洋出版社, 2007.

[11] SAREMI S, JENSEN J H. Numerical modelling of the effect of the green valve on air entrainment at hopper overflow[C]// Proceedings of 34th Conference on Coastal Engineering.. Fort Collins: American Society of Civil Engineers, 2014.

[12] 于鼎, 余龙.基于 CFD 的耙吸挖泥船环保阀效果分析[J]. 船舶工程, 2018, 40(7): 29-33, 45.

[13] 郝宇驰, 洪国军, 王超. 耙吸挖泥船装舱溢流过程中非黏性泥沙沉积与冲刷的模拟[J]. 水运工程, 2012(12): 119-125.

[14] RHEE C V. Modelling the sedimentation process in a Trailing suction hopper dredger[J]. Terra et Aqua, 2002, 86: 18-27.

[15] 杨铁笙, 赵明. 黏性细颗粒泥沙絮凝聚发育时空过程的数值模拟[J]. 水利学报, 2015, 46(11): 1312-1320.

[16] HUNT J C R, WRAY A A, MOIN P. Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows [R]. California: Centre for Turbulence Research, 1988.