



# 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

郝宇驰<sup>1,2</sup>, 洪国军<sup>1,2</sup>, 王超<sup>1,2</sup>

(1. 中交上海航道勘察设计研究院有限公司, 上海 200120;

2. 航道疏浚技术交通行业重点实验室, 上海 200120)

**摘要:** 自航耙吸挖泥船(TSHD)在装舱周期中, 在可能的情况下需要边施工边溢流以提高有效装载量。溢流损失量受到泥舱结构、泥沙组分等多重因素的影响, 很难准确预测。利用CFD方法结合非黏性泥沙冲淤的经验公式, 建立了TSHD超大型泥舱(21 643.8 m<sup>3</sup>)二维沉积数学模型, 利用该模型对装舱溢流过程进行了模拟, 对产量、溢流损失进行了预测, 预测结果与以往成熟模型的结果基本一致。在此基础上, 分析了装舱过程中沉积面的变化过程、不同粒径组的冲淤特点。该模型的建立, 有助于实现对泥舱水力布置和装舱效率进行研究, 弥补空白。

**关键词:** 装舱溢流; 耙吸挖泥船; 沉积与冲刷; 非黏性泥沙

中图分类号: TV 142

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2012)12-0119-07

## Simulation of deposition and scour of non-cohesive sediment in full loading process of TSHD

HAO Yu-chi<sup>1,2</sup>, HONG Guo-jun<sup>1,2</sup>, WANG Chao<sup>1,2</sup>

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

2. Key Laboratory of Waterway Dredging Technology, Ministry of Transport, PRC, Shanghai 200120, China)

**Abstract:** In order to improve the loading effect, overflow is preferred in TSHD dredging if possible. Due to the influences of multiple factors, such as hopper size and structure and sediment particle sizes etc., overflow loss is difficult to predict. This paper presents a 2D bi-phase model of hopper(21 643.8 m<sup>3</sup>) for non-cohesive dredging loads, based on the N-S equations, sediment equations and empirical formula of bed-load sedimentation, to simulate the full loading process of TSHD(including overflow process), and gives a good result on the forecast of such kinds of TSHD loading. This work provides a new approach to hydraulic and loading operation design of TSHD hopper.

**Key words:** overflow loss; TSHD; deposition and erosion; non-cohesive sediment

自航耙吸挖泥船(TSHD)在施工时, 通过下放耙臂吸入海底泥沙装入泥舱来完成水底的清淤疏浚<sup>[1]</sup>。装舱过程中, 吸入的砂水混合物进入泥舱后, 一部分沉积留在舱中, 一部分会随着溢出水流出泥舱, 这被称为溢流损失。对于TSHD来说, 掌握疏浚泥沙在泥舱中的沉积与冲刷的特性对准确地预测产量和提高装舱工效、减少施工时间极其重要, 有必要对不同粒径泥沙在泥舱中的

沉积和冲刷特点进行研究, 在此基础上探讨新船和现船改造方案提高装舱效率。

目前已开展的TSHD装舱溢泥沙运动过程的研究有: Vlasblom和Miedema基于Camp模型的泥舱沉积理论研究<sup>[2-3]</sup>; Ooijens在Camp模型中加入了动力学计算, 并通过大比尺模型试验测量了装舱过程中的流速和浓度等<sup>[4]</sup>; Cees van Rhee提出了装舱过程的简化二维CFD计算模型<sup>[5]</sup>。在这些研究中,

收稿日期: 2012-10-10

作者简介: 郝宇驰(1981—), 男, 硕士, 工程师, 主要从事疏浚技术科研工作。

有的研究基于沉降理论估算溢流损失,有的是用计算流体力学方法对装舱溢流的流态过程进行模拟,从而得到模拟计算的产量<sup>[6-8]</sup>。基于Camp模型的方法计算简单快捷,并且能够得到一个较为满意的产量和溢流损失估值,但是不能反映出泥舱结构对溢流的影响; Van Rhee的二维CFD计算模型虽然模拟了装舱的过程(包括溢流),反映出了泥舱的结构性,但是没有对不同粒径的泥沙沉积的特点及相互的影响进行分析。本文建立了较Van Rhee更为复杂和完整的二维TSHD泥舱数学模型。利用该模型模拟了非黏性泥沙的装舱过程,模拟结果与典型模型的预测结果基本一致。本模型的优势在于能够模拟沉积面变化过程、分析多粒径组的沉积冲刷特点,这些结果可作为新泥舱设计和产量计算的基础模型。

## 1 装舱的物理过程及模拟计算方法

疏浚过程可以大体分为3个阶段:

1) 阶段1: 开始疏浚,直至沙水混合物达到溢流高度,在此阶段可认为全部的泥沙都留在泥舱内,或悬浮或沉积。

2) 阶段2: 在溢流状态下继续装舱。此阶段有一部分泥沙沉积,另一部分会随溢流损失掉。沉积比例取决于装舱流量、消能方式、泥舱结构、溢流设施、装备布置以及泥沙的粒径分布。继续装舱,随着泥沙不断沉积,沉积面不断抬高,过流面积减小从而沉积面上部的流速开始增大,并引起沉积泥沙的再次冲刷。

3) 阶段3: 一般而言,进出舱浓度基本一致,停止装舱。

由于泥舱的对称性,可简化为二维模型。假设泥舱左侧入流,右侧溢流。简化的二维泥舱见图1。

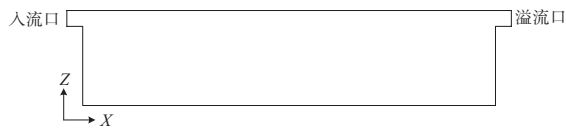


图1 二维泥舱示意图

装舱流的运动包括了源汇的水流和泥沙运动。由于高速水流的注入、水流动力复杂,加上

泥沙特性的复杂性,泥沙运动更为复杂。泥沙的模拟是解决装舱问题的核心,可选择的方法多种多样。准确描述装舱流需要3套基本物理方程。

### 1.1 水流基本方程

基于流体不可压缩的假定,其连续性方程及动量方程分别为:

$$V_F \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u A_x) + R \frac{\partial}{\partial y}(\rho v A_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w A_z) + \xi \frac{\rho u A_x}{x} = R_{DIF} + R_{SOR} \quad (1)$$

$$\frac{\partial u_x}{\partial t} + \frac{1}{V_F} \left( u A_x \frac{\partial u}{\partial x} + v A_y R \frac{\partial u}{\partial y} + w A_z \frac{\partial u}{\partial z} \right) - \xi \frac{A_y v^2}{x V_F} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + G_x + f_x - b_x - \frac{R_{SOR}}{\rho V_F} (u - u_w - \delta u_s)$$

$$\frac{\partial u_y}{\partial t} + \frac{1}{V_F} \left( u A_x \frac{\partial v}{\partial x} + v A_y R \frac{\partial v}{\partial y} + w A_z \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \xi \frac{A_y u v}{x V_F} = -\frac{1}{\rho} \left( R \frac{\partial p}{\partial y} \right) + G_y + f_y - b_y - \frac{R_{SOR}}{\rho V_F} (v - v_w - \delta v_s)$$

$$\frac{\partial u_z}{\partial t} + \frac{1}{V_F} \left( u A_x \frac{\partial w}{\partial x} + v A_y R \frac{\partial w}{\partial y} + w A_z \frac{\partial w}{\partial z} \right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + G_z + f_z - b_z - \frac{R_{SOR}}{\rho V_F} (w - w_w - \delta w_s) \quad (2)$$

式中:  $V_F$ 是开放流动的体积分;  $\rho$ 是流体密度;  $R_{DIF}$ 是湍流扩散项;  $R_{SOR}$ 是质量源项; 速度分量  $(u, v, w)$  分别对应于  $(x, y, z)$  坐标系或  $(r, \theta, z)$  坐标系的对应方向值;  $(A_x, A_y, A_z)$  是3个方向自由面流动的面积分数;  $(G_x, G_y, G_z)$  是体加速度;  $(f_x, f_y, f_z)$  是黏性加速度;  $(b_x, b_y, b_z)$  是孔隙介质中流动产生的损耗。

### 1.2 泥沙的基本方程和计算模式

模拟中主要考虑泥沙的以下几种运动形式:

- 1) 悬浮和沉积: 自入流口进入的沙水混合物中的泥沙在泥舱内的悬浮,并在重力的作用下沉积;
- 2) 冲刷: 随着沉积的增加,泥床面抬高,过流面积减小,导致流速增大,引起的沉积面泥沙的冲刷,部分细颗粒再悬浮;
- 3) 推移: 颗粒泥沙沿着底床的输移,引起底床的调整。

#### 1.2.1 悬浮泥沙

在装舱溢流过程中,泥沙存在悬浮、沉积、再悬浮及推移3种状态。悬浮的泥沙,随着流体的流动而对流扩散。忽略各个粒径泥沙之间在移动的过程中的相互作用。对于粒径组*i*,悬浮泥沙的

输运连续性方程为:

$$\frac{\partial c_{s,i}}{\partial t} + \nabla(\bar{u}c_{s,i}) = 0 \quad (3)$$

式中:  $c_{s,i}$  为悬浮泥沙的浓度;  $\bar{u}$  为水沙混合物的平均流速。

泥沙每个运动状态都由瞬时浮力和拖曳力的平衡决定。各粒径组  $i$  和沙水混合物的动量平衡方程分别为:

$$\frac{\partial c_{s,i}}{\partial t} + \bar{u} \nabla u_{s,i} = -\frac{1}{\rho_{s,i}} \nabla P + F - \frac{K_i}{f_{s,i} \rho_{s,i}} u_{r,i} \quad (4)$$

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + \bar{u} \nabla \bar{u} = -\frac{1}{\bar{\rho}} \nabla P + F \quad (5)$$

式中:  $u_{s,i}$  是粒径组  $i$  的速度;  $\rho_{s,i}$  是粒径组  $i$  的泥沙干密度;  $f_{s,i}$  是粒径组  $i$  的体积百分比;  $P$  是压力;  $K$  是拖曳力;  $F$  包括了重力和黏性力;  $u_{r,i}$  是相对速度:

$$u_{r,i} = u_{s,i} - \bar{u} \quad (6)$$

$$\bar{u} = (1 - \sum_{i=1}^N f_{s,i}) \bar{u}_f + \sum_{i=1}^N f_{s,i} u_{s,i} \quad (7)$$

式中:  $N$  为粒径组总数。根据式 (1) 和 (2), 得到泥沙输移速度 ( $u_{drift,i} = u_{s,i} - \bar{u}$ ):

$$\frac{\partial u_{drift,i}}{\partial t} + \bar{u} \nabla u_{drift,i} = \left( \frac{1}{\bar{\rho}} - \frac{1}{\rho_{s,i}} \right) \nabla P - \frac{K_i}{f_{s,i} \rho_{s,i}} u_{r,i} \quad (8)$$

假定泥沙的运动在计算时间内是近似于稳定的, 可得到:

$$u_{r,j} = \frac{\nabla P}{\bar{\rho} K_i} (\rho_{s,i} - \bar{\rho}) f_{s,i} \quad (9)$$

假定压力梯度与混合物密度之比为重力加速度  $g$ , 得到

$$u_{s,i} = \frac{g}{K_i} (\rho_{s,i} - \bar{\rho}) f_{s,i} \quad (10)$$

拖曳力公式为

$$K_i = \frac{3}{4} \frac{f_{s,i}}{d_{s,i}} \left( C_{D,i} \| u_{r,i} \| + 24 \frac{\mu_f}{\rho_f d_{s,i}} \right) \quad (11)$$

式中:  $d_{s,i}$  和  $C_{D,i}$  是  $i$  的直径和拖曳系数;  $\mu_f$  是水的黏性系数。漂移速度的计算式为:

$$u_{drift,i} = (1 - f_{s,i}) u_{r,i} - \sum_{j=1}^{N(i)} f_{s,j} u_{r,j} \quad (12)$$

### 1.2.2 泥沙的起动和冲刷

Shields对各种泥沙颗粒进行了临界起动试验<sup>[6]</sup>, 实测得到了无量纲临界起动剪切应力与颗粒雷诺数的Shields关系曲线, 见图2。其中 $\theta_c$ 为无量纲临界起动剪切应力, 即Shields数。

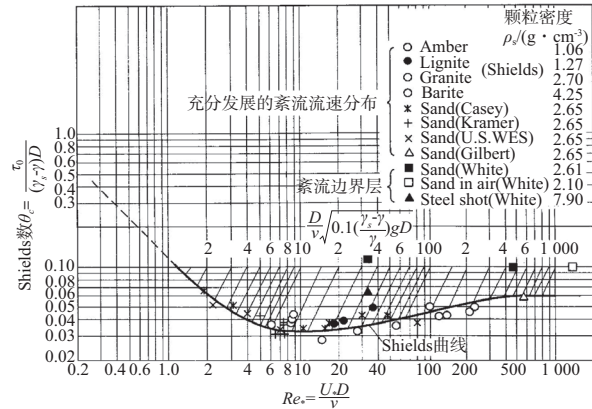


图2 无量纲临界起动床面剪切应力Shields曲线

装舱时, 随着沉积面的升高, 泥舱的过流面积缩小, 流速增大。达到临界流速时, 沉积泥沙再次启动。由于再启动冲刷问题的复杂性, 只能采用经验公式来计算此过程。根据资料, 选用基于Mastbergen和Von den Berg<sup>[9]</sup>的经验公式:

$$u_{lift,i} = \alpha_i n_s d_s^{0.3} (\theta_i - \theta_{cr,i})^{1.5} \sqrt{\frac{g \| d_{s,i} (\rho_{s,i} - \rho_f) \|}{\rho_f}} \quad (13)$$

$$d_s^* = d_{s0} \left[ \frac{\rho_f (\rho_{s,i} - \rho_f) \| g \|}{\mu^2} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (13-a)$$

床面的Shields  $\theta_i$  数则根据剪切应力  $\tau$  计算:

$$\theta_i = \frac{\tau}{\| g \| d_{s,i} (\rho_{s,i} - \rho_f)} \quad (13-b)$$

式 (13) 中, 临界Shields数  $\theta_{cr,i}$  是能否准确模拟冲刷起动的最关键参数。一般最好根据试验来确定临界Shields数  $\theta_{cr,i}$ , 当缺乏试验资料时, 在水平床面上, 可以使用Shields-Rouse公式来计算大于  $170 \mu\text{m}$  颗粒的临界Shields数:

$$\theta_{cr,i} = \frac{0.1}{R_i^{*2/3}} + 0.054 \left[ 1 - \exp\left(\frac{-R_i^{*0.52}}{10}\right) \right] \quad (14-a)$$

无量纲参数  $R_i^* = d_{s,i} \sqrt{0.1 (\rho_{s,i} - \rho_f) \rho_f \| g \| d_{s,i}} / \mu_f$ 。

另外考虑在冲刷时不同大小的颗粒间相互遮挡的影响, 临界Shields数  $\theta_{cr,i}$  计算式修正为:

$$\theta'_{cr,i} = \theta_{cr,i} 1.666 667 / \lg\left(19 \times \frac{d_{s,i}}{d_{s0}}\right)^2 \quad (14-b)$$

若  $d_{s,i}$  小于  $d_{s0}$ ,  $\theta'_{cr,i}$  就会得到较大的值, 表示细颗粒会被粗颗粒包围遮挡。相反, 若  $d_{s,i}$  比  $d_{s0}$  大, 则会得到较小的值, 表示粗颗粒在沙团中, 更容易显得“暴露”。

在非水平床面区域, 考虑泥沙休止角影响对临界Shields数  $\theta_{cr,i}$  进行改进:

$$\theta''_{cr,i} = \theta'_{cr,i} \frac{\cos\psi \sin\beta + \sqrt{\cos^2\beta \tan^2\phi_i - \sin^2\psi \sin^2\beta}}{\tan\phi_i} \quad (14-c)$$

式中： $\beta$ 是沉积面垂线与重力加速度 $g$ 的夹角； $\phi_i$ 是粒径组 $i$ 的休止角； $\psi$ 是上坡方向与流向的夹角。通过经验公式(14)，可以实现在水平床面、倾斜床面和高浓度情况下的临界启动和冲刷的控制。

### 1.2.3 推移质输送

推移质输送是较大颗粒泥沙沿沉积面滚动或跳动形成的泥沙运动形式。选用Meyer, Peter和Muller的公式计算：

$$\Phi_i = \beta_i (\theta_i - \theta''_{cr,i})^{1.5} \quad (15)$$

式中： $\Phi_i$ 是无量纲推移质输送率，与单宽体积推移质输送率 $q_i$ 的关系为：

$$q_{b,i} = \Phi_i \left[ \|g\| \left( \frac{\rho_{s,i} - \rho_f}{\rho_f} \right) d_{s,i}^3 \right]^{1/2} \quad (16)$$

滚动的泥沙厚度 $\delta_i$ ，估算计算式为：

$$\frac{\delta_i}{d_{50}} = 0.3 d_*^{0.7} \left( \frac{\theta_i}{\theta''_{cr,i}} - 1 \right)^{0.5} \quad (17)$$

因此，推移质输送速度的计算式为：

$$u_{b,i} = \frac{q_{b,i}}{\delta_i f_{b,i}} \quad (18)$$

式中： $f_{b,i}$ 是粒径组 $i$ 在推移质层的体积百分比。

$$f_{b,i} = 0.18 \times \frac{f_i}{d_*} \left( \frac{\theta_i}{\theta''_{cr,i}} - 1 \right) \quad (19)$$

速度的方向由沙水混合物速度的方向确定。

$$u_{b,i} = u_{b,i} \frac{\bar{u}}{\| \bar{u} \|} \quad (20)$$

$u_{b,i}$ 为推移质输送速度，推移质输送的质量流量为：

$$Q_{b,i} = u_{b,i} \delta_i f_{b,i} \rho_{s,i} \quad (21)$$

## 2 TSHD泥舱装舱过程的模拟

### 2.1 典型模型几何条件

为了与Miedema和van Rhee的典型模型进行对比验证，本次模拟的超大型TSHD泥舱尺度为：长×宽×高=79.2 m×22.4 m×12.2 m，舱容约21 643.8 m<sup>3</sup>。泥舱模型在泥舱的宽度方向设定对称边界，将进舱口和溢流口分别进行了简化设置，从而简化为二维模型，对所述装舱溢流过程进行模拟。

### 2.2 泥沙条件

模拟选用的装舱泥沙为中值粒径 $d_{50}=0.4$  mm的欧洲北海中砂。将其概化为7种主要的粒径组成，所使用的泥沙数据见表1，表2。

表1 概化后的装舱泥沙粒径组成

粒径/ $\mu\text{m}$	50	100	200	400	600	900	1 200
百分比/%	13	14	15	16	15	14	13

表2 装舱模拟的相关参数

流量/( $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ )	入流密度/( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	溢流高度/m	开始水位/m
14.0	1 300.0	11.4	11.2

在初始时刻，假定泥舱水位为11.2 m，并对舱中悬浮泥沙的质量浓度按概化的粒径组分别进行了设定。这样做既节省了自由液面计算时间，也相比于假定舱内装满水的做法更接近于实际情况。

进口采取恒定浓度和流量入流，简化进口条件。实际上也可以采用变流量和浓度及含沙级配进行计算。舱内含沙流初始浓度假设与入流一致，不影响结果。

### 2.3 模型参数

需要指定的参数有临界Shields数和休止角以及对较粗颗粒确定底床的输送参数，参考了文献[10]中的参数，这些参数是根据广泛的物理模型试验获得的。

表3 计算使用的相关参数

粒径/ $\mu\text{m}$	临界Shields参数	休止角/(°)	底床输送率
50	0.165	30	
100	0.100	30	
200	0.050	30	
400	0.033	30	5.0
600	0.032	31	5.5
900	0.030	32	6.0
1 200	0.029	32	6.5

## 3 模拟结果及分析

### 3.1 溢流损失及产量过程

泥舱溢流浓度的计算结果对比见图3。为了进行对比验证，设定计算时间为7 000 s，根据溢流进出口介质的变化情况，取6 600 s时刻为合理结束时刻，此时的累积装载量和溢流损失量即为模拟总产量和损失量。挖泥船的装载量6 600 s时约32 172 t，通过出口处流速及各粒径组的质量浓度估算溢流损失量6 600 s时约13 085 t，绘制装舱曲线与溢流损失曲线，见图4。这些结果与文献[5]中CAMP模型和Van Rhee模型的计算是基本一致的，说明本文建立的模型是可信的。

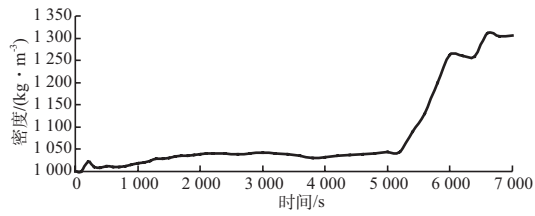


图3 溢流密度随时间的变化

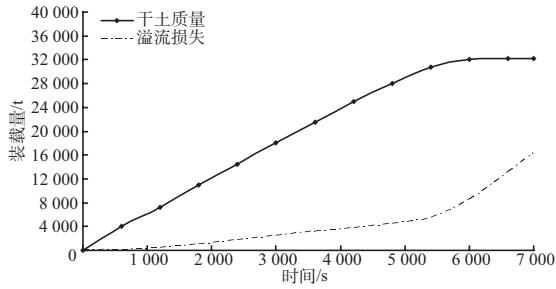
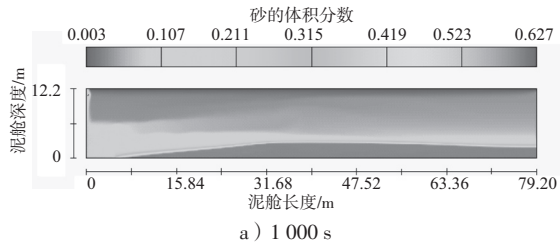


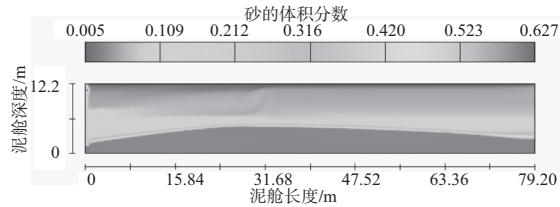
图4 装载量和溢流损失计算结果

### 3.2 沉积面变化过程

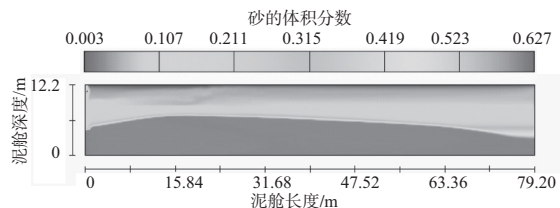
沉积过程见图5(选取1 000~6 600 s共7个时刻的沉积面结果)。计算时按孔隙率为0.38判定沉积。



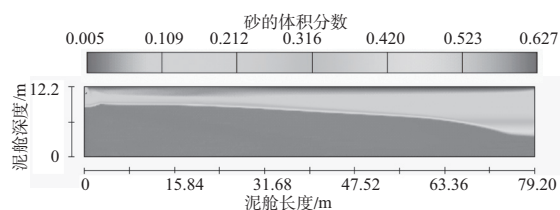
a) 1 000 s



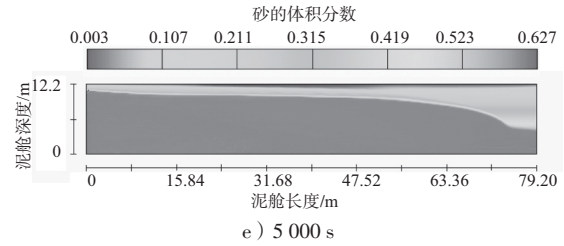
b) 2 000 s



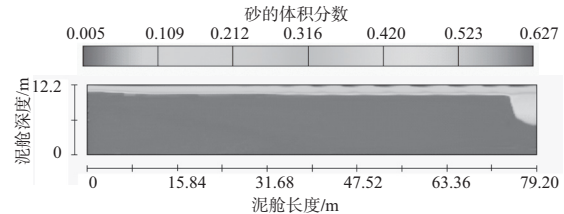
c) 3 000 s



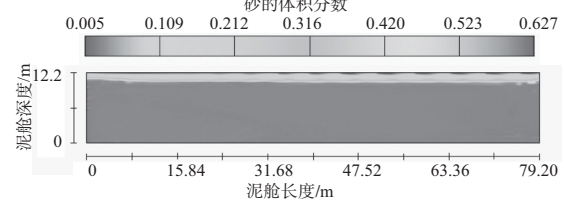
d) 4 000 s



e) 5 000 s



f) 6 000 s



g) 6 600 s

图5 沉积过程计算结果

### 3.3 各粒径组溢流损失变化及装舱结束时刻舱内的空间分布

概化的7种粒径组在装舱溢流的过程中各自的溢流损失变化见图6。可以看出, 50  $\mu\text{m}$  颗粒溢流损失速率变化较平缓且一直处在较高的损失率, 其余粒径组在5 460 s前损失速率较小, 之后明显开始增大。至6 600 s, 7种粒径泥沙沉积结束时在泥舱中的空间分布情况见图7。

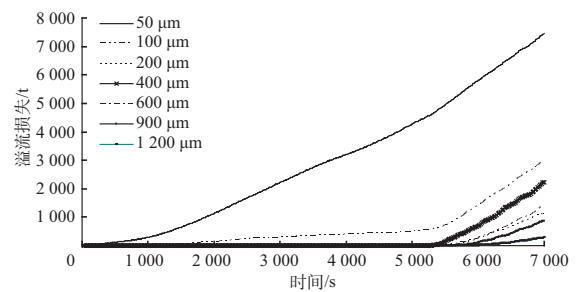
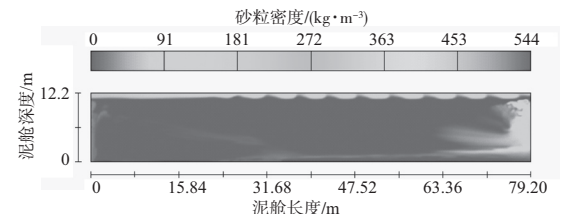


图6 各粒径组的溢流损失随时间的变化



a) 50  $\mu\text{m}$

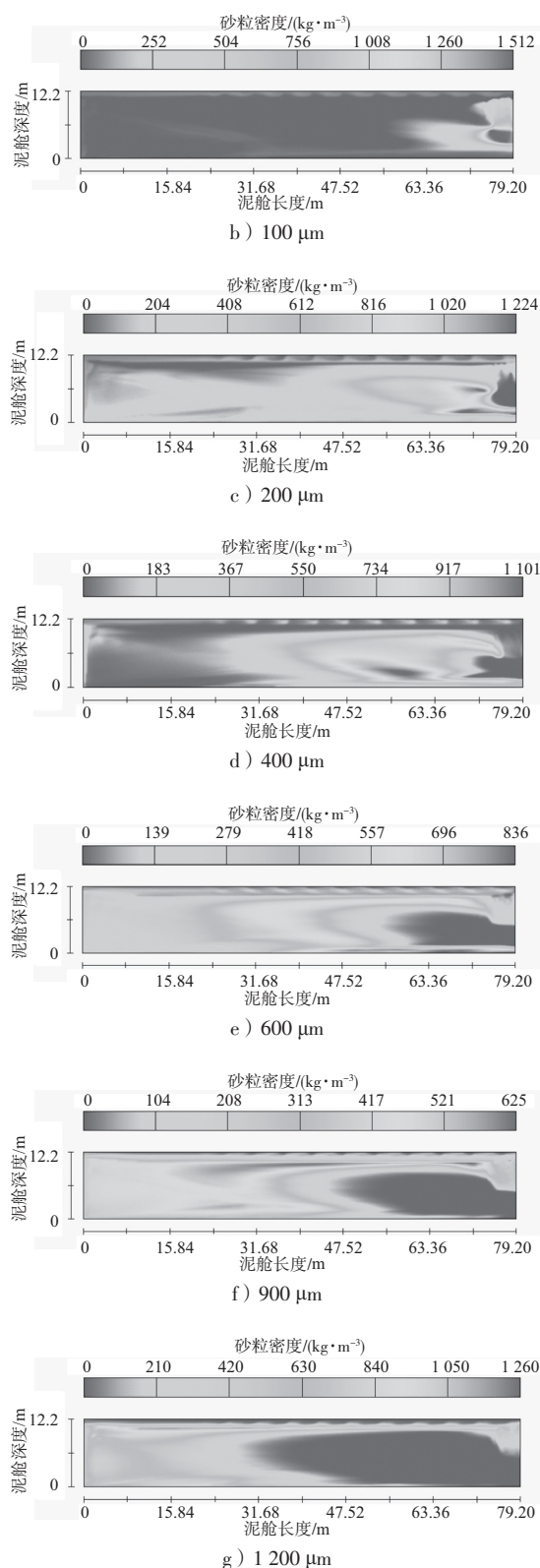


图7 不同粒径组沉积分布

### 3.4 结果分析

1) 本文的模拟结果包括装载时间(6 600 s)、装载量(约32 172 t)和溢流损失(约13 085 t),均与文献[5]中CAMP模型和Van Rhee模型的计算

基本一致的,本文所建立的模型模拟结果是可信的。

2) 沉积面在装舱初期是顶部靠近中间的弧形。随着入流口附近较粗颗粒的沉积,沉积面变为前高后低的形态,之后慢慢接近水平,并抬高至溢流口的高度。

3) 沉积分布情况:较细颗粒(200  $\mu\text{m}$ 以下)主要在泥舱的后部沉积,较粗颗粒(900  $\mu\text{m}$ , 1 200  $\mu\text{m}$ )主要在入口沉积,延伸至中部;接近中值粒径的颗粒主要沉积在中部;细颗粒的沉积量较少,沉积泥沙主要由200  $\mu\text{m}$ 以上颗粒组成。

4) 各粒径组的溢流损失量分析:溢流损失中,50  $\mu\text{m}$ 约为6 795.6 t,占损失总量的51.9%;100  $\mu\text{m}$ 约2 340.2 t,占17.9%;200  $\mu\text{m}$ 约785.9 t;400  $\mu\text{m}$ 约1 585.0 t;600  $\mu\text{m}$ 约897.9 t;900  $\mu\text{m}$ 约530.0 t;1 200  $\mu\text{m}$ 约150.4 t。50  $\mu\text{m}$ 溢流损失率变化较平缓,其余粒径组在约5 460 s时刻前损失率较小,之后开始明显增大。模型关于各粒径组的分析对今后疏浚土污染质的控制和工艺优化有重要指导意义。

### 4 结语

本文基于CFD和泥沙冲淤经验公式建立了较Van Rhee模型更为复杂和完整的二维TSHD泥舱数学模型。该模型对所疏浚泥沙可以概化为多种粒径组。利用该模型模拟了欧洲北海中砂的装舱溢流过程,对产量、损失量等进行了预测,这些结果与Miedema和Van Rhee模型的预测结果基本一致,说明本模型模拟结果是可信的。在此基础上增加了以上模型不具备的沉积面变化过程的模拟、固相粒径的沉积与冲刷的模拟,这些结果可作为今后泥舱设计和产量计算的基础模型。

为了对比验证,模型的入流边界采用了与典型模型一致的常数值,这与实船数据还是有一定差别的,需要在今后的研究中加以改进。文中使用了文献[10]基于广泛的物模试验得到的泥沙参数,但在针对特定泥沙进行模拟时,通过物理模型对参数进行率定是必要的,尤其是细颗粒。在今后应当对这方面加以研究。

本文主要研究非黏性泥沙,对颗粒间的相互

作用也仅考虑了不同粒径间的“遮挡”影响。对于黏性颗粒的相互间的作用如何正确的模拟需要进一步研究。

CAMP模型简单易用, 并能够得到一个合理的估算产量, 但是显然CAMP模型不能有效反映泥舱结构对装舱溢流的影响, CFD方法在这方面具备优势; 本文为了计算节省时间也对泥舱的细部结构进行了假设与简化, 限定了二维模拟求解。在大型泥舱的针对性设计中, 还是需要对细部结构进行细致的模拟, 建议进行三维的泥舱模拟。

#### 参考文献:

- [1] Rhee Cees van. Modelling the sedimentation process in a trailing suction hopper dredger[J]. Terra et Aqua, 2002, 86: 18-27.
- [2] Camp T R. Study of rational design of settling tanks[J]. Sewage Works Journal, 1936(5): 742-758.
- [3] Miedema S A, Vlasblom W J. Theory for hopper sedimentation[C]//New Orleans: 29th Annual Texas A&M Dredging Seminar, 1996.

- [4] Ooijens S C. Adding dynamics to the camp model for the calculation of overflow losses[J]. Terra et Aqua, 1999, 76: 12-21.
- [5] Miedema S A, van Rhee C. A sensitivity analysis on the effects of dimensions and geometry of trailing suction hopper dredges[C]//Wodcon. Orlando, USA: 2007.
- [6] Miedema S A. An analytical approach to the sedimentation progress in trailing suction hopper dredgers[J]. Terra et Aqua, 2008, 112: 15-25.
- [7] Miedema S A. An analytical method to determine scour[C]//St. Louis: WEDA XXVIII & A&M 39, 2008.
- [8] Miedema S A. The effect of the bed rise velocity on the sedimentation process in hopper dredges[J]. Journal of Dredging Engineering, 2009, 10(1): 10-31.
- [9] Mastbergen D R, Von den Berg J H. Breaching in fine sands and the generation of sustained turbidity currents in submarine canyons[J]. Sedimentology, 2003(50): 625-637.
- [10] Fischenich C. Stability thresholds of stream restoration material[R]. Vicksburg: US Army Engineer Research & Development Center, 2000.

( 本文编辑 武亚庆 )

~~~~~

( 上接第 110 页 )

低, 为 77%。整个周期的平均效率与模型试验中该流量下的效率预测值基本吻合。

4) 泥泵内的动静干扰主要体现在叶轮相对涡舌的位置的变化引起涡舌周围流态及泵排口分流比的变化, 必要时应通过优化泥泵叶轮和蜗壳的水力设计来尽量降低动静干扰的影响幅度。

#### 参考文献:

- [1] Hong Guo-Jun, Gao Zhong-Xin, Yang Xi-Gang. Hydraulic design of large-scale dredge pump and its verification by numerical simulation [C]// Beijing: The 19th world congress, 2010: 376-382.
- [2] 洪国军, 蒋基安, 树伟, 等. 大型泥泵水力性能模型试验研究[C]// 重庆: 中国第四届国际疏浚技术发展会议, 2011.
- [3] Chaluvadi V S P, Kalfas A I, Baniaghbal M R, et al. Blade-row interaction in a high-pressure turbine[J]. Journal of

Propulsion and Power, 2001, 17(4): 892-901.

- [4] Choi Chang Ho, Yoo Jung Yul. Unsteady blade-row flow calculations using a low-reynolds-number turbulence model[J]. Journal of Propulsion and Power, 2000, 16(5): 768-776.
- [5] 徐朝晖, 吴玉林, 陈乃祥, 等. 基于滑移网格与 RNG 湍流模型计算泵内的动静干扰[J]. 工程热物理学报, 2005, 26(1): 66-68.
- [6] 刘树红, 邵奇, 杨建明, 等. 原型水轮机的非定常湍流计算和尾水管压力脉动分析[J]. 水力发电学报, 2005, 24(1): 74-78.
- [7] 张淑佳, 李贤华, 朱保林, 等.  $k-\epsilon$  涡粘湍流模型用于离心泵数值模拟的适用性[J]. 机械工程学报, 2009, 45(4): 238-242.
- [8] Shih T H, Liou W W, Shabbir A, et al. A new  $k-\epsilon$  eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows[J]. Comput Fluids, 1995, 24: 227-238.

( 本文编辑 武亚庆 )