[引用格式] 魏佳康, 张修占, 刘茜茜, 等. 基于变截面流道形式的深海多金属结核采集装置集矿特性分析 [J]. 水下无人系统学报, 2025, 33(3): 495-503.

基于变截面流道形式的深海多金属结核采集装置集矿特性分析

魏佳康[1,2], 张修占[1,2,3*], 刘茜茜[4], 刘建成[1,2], 李 磊[1,2], 陈峰落[1,2], 张铁栋[3], 李 浩[1,2,3]

(1. 招商局海洋装备研究院有限公司, 广东 深圳, 518067; 2. 招商局深海装备研究院(三亚)有限公司, 海南 三亚, 572000; 3. 中山大学 海洋工程与技术学院, 广东 珠海, 519082; 4. 中国海洋大学 工程学院, 山东 青岛, 266100)

摘 要: 深海矿产资源开发的快速发展对装备技术提出更高要求, 其中多金属结核水力采集装置因复杂流-固耦合作用导致的流道结构设计缺陷, 造成结核捕获效率显著降低, 严重制约深海采矿商业化进程。文中针对被广泛应用的双排射流与附壁射流装置, 基于剪切应力传输 k-ω 湍流模型和离散元方法(DEM)的数值分析方法, 探究 2 种水力集矿方式的流场分布、颗粒运动规律以及采集头与变截面式流道的搭配性。结果表明: 2 种采集方式的输送流率均随射流流量的增大而增大, 射流流量在一定范围内对采集率影响较小, 流道构型对采集率的影响较大; 双排射流由于受漩涡等非均匀流场的影响, 流道入口处阻碍了结核的有效提升, 双排射流的采集率仅有 80%; 附壁射流由于其均匀分布的流场结构, 表现出较优的结核开采能力, 采集率约为 95%; 相同结构尺寸及水力参数条件下, 附壁射流的集矿能力与流道的搭配性更优, 双排射流在商业化应用设计中应重点解决流场漩涡等负面影响。文中研究可为深海多金属结核高效采集装置的结构设计提供参考。

关键词: 深海采矿; 水力式采集; 流场分析; 集矿能力

中图分类号: TJ6; U674 **文献标识码:** A **文章编号:** 2096-3920(2025)03-0495-09

DOI: 10.11993/j.issn.2096-3920.2025-0044

Ore-Collecting Characteristic Analysis of Deep-Sea Polymetallic Nodule Collection Device Based on Variable Cross-Section Flow Channel

WEI Jiakang[1,2], *ZHANG Xiuzhan*[1,2,3*], *LIU Xixi*[4], *LIU Jiancheng*[1,2], *LI Lei*[1,2], *CHEN Fengluo*[1,2], *ZHANG Tiedong*[3], *LI Hao*[1,2,3]

(1. China Merchants Marine and Offshore Research Institute Co., Ltd., Shenzhen 518067, China; 2. China Merchants Deepsea Research Institute (Sanya) Co., Ltd., Sanya 572000, China; 3. College of Marine Engineering and Technology, Sun Yat-Sen University, Zhuhai 519082, China; 4. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

Abstract: With the rapid advancement of deep-sea mineral resource exploitation, there is an escalating demand for enhanced technological capabilities in equipment. The design flaws of the flow channel structure caused by the complex fluid-solid coupling effect of the polymetallic nodule hydraulic collection device have significantly reduced the nodule capture efficiency, seriously restricting the commercialization process of deep-sea mining. In this paper, for the widely used dual-row jet and wall-attached jet devices, based on the shear stress transfer k-ω turbulence model and the numerical analysis method of the discrete

收稿日期: 2025-03-11; **修回日期:** 2025-03-31; **录用日期:** 2025-04-24.
基金项目: 广东省自然资源厅促进经济高质量发展项目(GDNRC [2024]44).
作者简介: 魏佳康(1995-), 男, 硕士, 工程师, 主要研究方向为深海采矿装备技术.
*** 通信作者简介:** 张修占(1983-), 男, 博士, 高级工程师, 主要研究方向为海洋装备技术.

OPEN ACCESS

element method(DEM), the flow field distribution, particle movement law, and the compatibility of the collection head with the variable cross-section flow channel of the two hydraulic ore collection methods were explored. The findings reveal that both collection methods exhibit increasing transport rates with elevated jet velocities, and the collection efficiency demonstrates limited sensitivity to jet velocity variations within certain ranges. Flow channel configuration emerges as the dominant factor affecting collection efficiency. The dual-row jet configuration achieves only 80% collection efficiency due to vortex-induced flow field heterogeneity, particularly at the flow channel inlet region where efficient nodule collection is impeded. In contrast, the wall-attached jet configuration demonstrates superior nodule collection efficiency of 95%, attributable to its uniform flow field distribution. Comparative analysis under identical structural dimensions and hydraulic parameters confirms the wall-attached jet's advantages in both ore collection capacity and flow channel compatibility. This study proposes that commercial applications of dual-row jets should prioritize vortex mitigation strategies in flow channel design. The presented findings provide references for optimizing structural configurations of efficient deep-sea polymetallic nodule collection devices.

Keywords: deep-sea mining; hydraulic collection; flow field analysis; ore-collecting capacity

0 引言

海洋占地球表面积 70%, 蕴藏着丰富的矿产资源, 其中, 深海多金属结核储量就达数百亿吨, 折合铜、镍、钴金属量 20 多亿吨, 是新能源产业不可或缺的重要原材料。在陆地资源日渐枯竭的境况下, 开发深海资源是未来发展的必然选择[1]。多金属结核一般为土豆大小, 以离散的固体颗粒形式赋存于深海稀软沉积物表层[2]。针对多金属结核的特殊赋存形态, 当前公认最具商业化前景的开采形式是首先利用自行式重载履带车采集, 再通过管道提升系统运输至水面支持船, 其中, 履带车的采集头是最关键的装置。自 20 世纪 60 年代以来, 国内外研发团队设计了多种形式的采集头, 主要分为机械式、水力式与复合式 3 类, 其中机械式与复合式采集头能耗低、采集率高, 但结构可靠性较差, 易发生机械损坏导致采集失效, 而水力式采集头结构简单且经久耐用, 更加具备应用价值[3]。

水力式集矿利用主动流场控制技术剥离和举升赋存在海底沉积物表面上的金属结核, 主要包括抽吸法、附壁射流法和双排射流法[4]。比利时 GSR (Global Sea Mineral Resources) 公司与加拿大 TMC(The Metals Company)公司开展了附壁射流法集矿的原理性研究[5], 并完成了深海多金属结核的矿区原位试验, 产能最高可达 120 t/h。国内长沙矿冶院研发的“鲲龙 500”多金属结核采矿车采用了双排射流法, 但实际效果与可靠性未知。目前, 关于多金属结核水力式采集头的研究多集中在射流流场与结核受力的原理性分析上, 赵国成等[6]通过物理模型试验研究了圆球矿石颗粒在抽吸流场作用下的受力特性, 并提出了颗粒垂向与径向受力系数的预测公式。Jia 等[7]针对康达效应建立了弯曲壁面射流的简化模型, 通过理论分析与数值仿真得到了结核升力的预测方法。刘杰等[8]基于 CFD 仿真方法研究了射流式采集头附近的三维水流结构, 分析了喷嘴射流速度和结核粒径对局部流场、床面剪切力以及结核采集能效的影响。Yue 等[9]对比了抽吸、双排射流以及附壁射流 3 种水力集矿方法的采集效率和海底附近流场扰动程度, 对三者的采集性能进行了定性评价, 双排射流和附壁射流 2 种方式的采集效果更好, 但从能量消耗和沉积物扰动 2 个层面来说, 2 种方式各有优劣, 双排射流能量消耗相对较小, 附壁射流对沉积物的扰动程度最低。同时, 国内采矿核心装备仍需加强自主研发能力[10], 因此, 需在射流式采集理论基础上开展实际集矿结构形式的分析与研究。

目前的研究较少考虑到结核颗粒在流道与输送管内的运动特性, 且大多为小尺寸模型, 其中, Jia[7]、Yue[9]及杨浩[11]等采用小尺度模型且未考虑采集头后续流道结构的影响, 且未提及缩尺依据, 模型设置不能真实反映工程中的实际采集作业状态; 刘杰等[8]采用的模型接近实际工程尺寸, 但其尺寸设置无工程依据且未考虑流道形式的影响。杨浩[11]研究发现, 颗粒在输送过程中会因为碰撞作用降低颗粒的运动速度, 甚至发生颗粒聚集与堵塞, 降低采矿系统的采集能力, 但其采用了较为宽直的流道结构, 与目前的海试采矿车设计结构

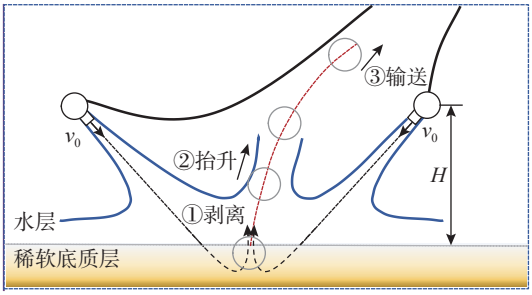
不同, 无法合理评估实际海试采矿车的开采能力。

为推进采集装备研发, 文中依据深海多金属采矿车商业化采集装置的单模块尺寸, 设计了增强束流能力的变截面式流道结构, 利用数值计算方法探究双排射流与附壁射流 2 种水力集矿方式的流场分布与颗粒运动规律, 对比不同采集头结构的采集效果, 并分析制约其采集率的关键要素, 以期为发展深海多金属结核采集技术提供参考。

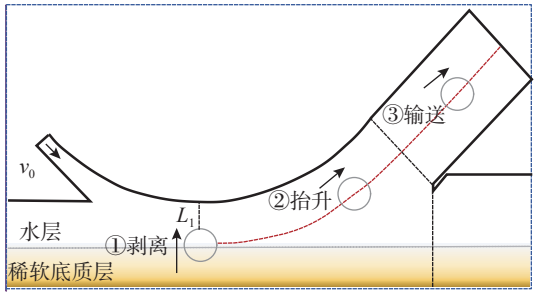
1　射流集矿原理

1.1　射流理论及其应用

水力集矿技术中的双排射流集矿方法在国内应用发展了较长时间, 该方法主要利用冲击射流对结核及其附存底质的扰动作用, 其本质是射流引起局部水流结构变形, 对多金属结核产生拖曳作用, 进而实现结核的运动富集。根据冲击射流理论[12], 双股冲击射流可分成 4 个明显的流动区域(如图 1(a)所示, 图中: v_0 为射流初始速度; H 为采集头离底高度), 即自由射流区、冲击区、壁面射流区和上喷流区。其中, 冲击区的流向发生改变, 压力梯度变化大, 产生的涡旋流是结核初始移动的关键, 在双股射流冲击的情形下, 相对的两股壁面射流会发生相互碰撞形成上喷流, 上喷流的拖曳作用使得结核进一步由海床表面向上移动。



(a) 双排射流式



(b) 附壁射流式

图 1　射流集矿流场及结核运动特征示意图

Fig. 1　Schematic diagram of flow field and nodule movement of jet collecting ore

附壁射流集矿方法[13] 是另外一种应用较多的水力集矿技术, 该方法主要利用了康达效应, 即流体运动经过凸曲面时发生方向偏转, 从而在曲面外侧一定范围内形成负压。将凸曲面置于海床一定高度上, 海床表面的多金属结核在射流产生的负压作用下受到向上的升力, 当升力大于多金属结核的浮重力与沉积物粘附力之和时, 即可实现对多金属结核的拾取, 并通过水流的拖曳作用进一步采集, 如图 1(b)所示(图中: L_1 为附壁射流中结核与弧形板最低点之间的距离)。

1.2　颗粒输送力学

根据深海多金属结核的物理性质, 可假设其为球状固体颗粒, 多金属结核在深海稀软底质条件下的射流流场中受到各种作用力, 按照作用方式可分为以下 2 类[14]: 与颗粒和流体间的相对运动无关的力, 包括重力、惯性力、压力梯度力和土体粘附力; 依赖于颗粒与流体间相对运动(即受相对运动速度和加速度影响)的力, 包括粘性阻力、附加质量力、升力、Basset 力、Magnus 力和 Saffman 力, 其中来自流体的作用力是影响颗粒运动的关键。多金属结核以半埋藏的形式附存在深海稀软底质土表层, 故稀软土对结核颗粒有一定的粘附作用, 阻碍其脱离起动, 但已有研究表明[15], 在采集过程中结核周围的稀软土会被采集头的射流作用冲蚀开, 因此可忽略底质土体的附着力作用。

水力作用下矿石的运动过程可分为剥离、抬升及输送 3 步, 每一步中矿石受到的流场作用均不相同, 因此, 在分析多金属结核采集过程的运动规律时, 除了考虑多金属结核自身物理性质外, 还需重点关注不同射流形态下流场区域内的流体速度大小及分布情况。

2　数值计算模型

2.1　控制方程和计算方法

射流集矿流场表现出高度的复杂性, 而结构模型的非对称性使得流场演变呈现更为多变的特征。为了提升计算效率和稳定性, 进行以下简化假设: 液相采用恒密度不可压缩液体模型, 流体与结构壁面之间无相对运动, 采用无滑移壁面条件, 不

考虑沉积物对流场及颗粒运动的影响。

基于假设条件, 选用 Navier-Stokes 方程组作为流体运动基本方程, 质量和动量守恒方程分别为

$$\nabla \cdot \boldsymbol{v} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial(\rho \boldsymbol{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{v} \otimes \boldsymbol{v}) = -\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{f}_b \tag{2}$$

式中: $\boldsymbol{v}$为连续体速度矢量; ρ 为密度; t 为时间; $\boldsymbol{\sigma}$为应力张量; $\boldsymbol{f}_b$为作用于连续体的单位体积的各种体积力的合力。

湍流模型采用剪切应力传输(shear stress transfer, SST) k-ω 模型, 颗粒的仿真采用并入拉格朗日相架构的离散元方法(discrete element method, DEM), 除了线性动量方程(2), DEM 颗粒还必须满足角动量守恒, 即

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^{\mathrm{T}} \tag{3}$$

计算中考虑流体对拉格朗日相作用的曳力、压力梯度力、升力以及虚拟质量等, 同时考虑离散项对连续项的影响, 采用双向耦合方法。

结核颗粒从沉积物中剥离后向上输送的过程中, 除了受到上述 2 类作用力以外, 多个颗粒之间以及颗粒与采集头壁面之间会发生碰撞作用, 该作用会改变颗粒在流体作用下的运动轨迹, 极端情况下会在采集头内出现堵塞, 影响集矿效率, 故需要在仿真分析中考虑此作用的影响, 文中将运用 Hertz-Mindlin 无滑动接触理论模型来模拟颗粒-颗粒和颗粒-壁面的碰撞[16]。

2.2　计算模型与工况

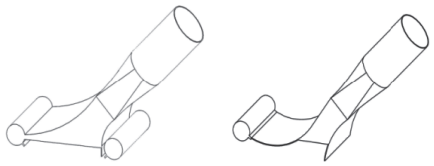
依据实际情况, 文中模拟多金属结核丰度为 25 kg/m^2, 粒径为 30 mm(球形), 密度为 2 000 kg/m^3。多金属结核的采集作业产能与集矿装置各参数间的相关关系如式(4)~(5)所示[17]。

$$P = A \times R \times \eta_c \tag{4}$$

$$R = w \times V \tag{5}$$

式中: P 为采集作业产能; A 为多金属结核丰度; R 为开采速度; η_c 为采集率; w 为采集宽度; V 为采集行进速度, 取 V=0.5 m/s。采集宽度是影响产能的主要几何参数, 以 100 t/h 的产能、80% 的采集率为设计依据, 总开采宽度应至少大于 3.6 m。通常, 采集装置通常由多个相同的子模块组装而成, 文中选取 0.6 m 的单模块宽度进行分析。

其他控制参数包括采集头离地高度、射流流量及采集头几何参数。文中设计采集头离地高度保持为 100 mm。射流流量取 3 组, 分别为 259 m^3/h、345 m^3/h 以及 432 m^3/h。针对不同射流集矿方法分别设计了双排射流式与附壁射流式 2 种等尺度采集头, 几何模型如图 2 所示。双排射流采集头的射流喷嘴为相对射流轴向倾角均为 45°的双排喷嘴, 喷嘴采用射流片的形式, 其开口宽度为 10 mm, 导流通道纵向高度为 500 mm, 其结构形式是由方形开口过渡到圆形管道的空腔, 方形开口尺寸为长 600 mm、宽 600 mm, 圆形输送通道内径设计为 300 mm, 长度为 500 mm, 通道方向与地面呈 45°夹角。附壁射流采集头的喷嘴结构与双排射流式相同, 但采用的是单排喷嘴, 射流中心轴线与地面呈 30°夹角, 导流通道前端有一段弧形板分别与射流片上侧及通道上侧相切, 该弧形板是射流产生康达效应的关键部件, 导流通道的方形开口尺寸为长 300 mm、宽 600 mm, 导流通道纵向高度及输送通道的尺寸与双排射流式相同。



(a) 双排射流式　　(b) 附壁射流式

图 2　2 种采集头结构三维模型

Fig. 2　Structure diagram of the 3D model of two kinds of collection head structures

考虑结构的对称性, 为节省计算资源, 采用三维半模进行计算。以双排射流式采集头为例, 网格划分如图 3(a)所示。采用多面体网格, 在关键壁面流动区域增加边界层网格, 并对射流采集及结构内部流动区域进行网格加密, 边界条件如图 3(b)所示: 采集头喷嘴处设置为速度入口, 采集头其他结构面及底部设置为无滑移壁面边界, 计算域左侧面设置为速度入口用来模拟采集作业前进时结构与周围环境的相对速度, 正面为对称面, 计算域其他三面设置为压力出口条件。

文中按照设计控制参数计算得到的采集作业产能, 假定颗粒质量流率为 2.5 kg/s 进行连续输入, 输入面位于计算域底面的射流作用区域, 颗粒初

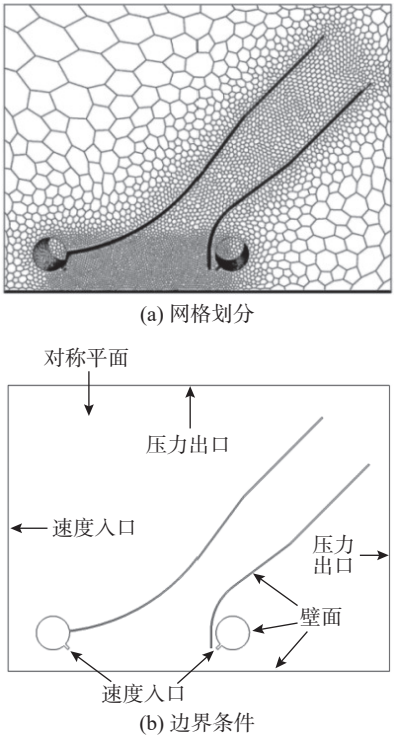


图 3　数值计算几何模型图

Fig. 3　Geometric model diagram for numerical calculation

始速度设定为 0.5 m/s, 速度方向水平向右, 用于模拟采集作业前进时结构与地面的相对运动。

2.3　网格无关性检验

开展射流集矿数值计算的网格无关性验证, 在射流关键作用区域的对称面上设置垂向监测线, 相同计算条件下, 所得监测线速度对比曲线如图 4 所示(图中: v 表示流场中的速度均值)。从图中可知, 网格量 n=8×10^5 时对不同位置流场特征捕捉相对粗糙, 而在 n=2×10^6 和 n=4.6×10^6 这 2 种网格量下的速度变化特征基本一致, 因此, 在综合考虑计算精度和资源经济性的基础上, 后续研究中采用

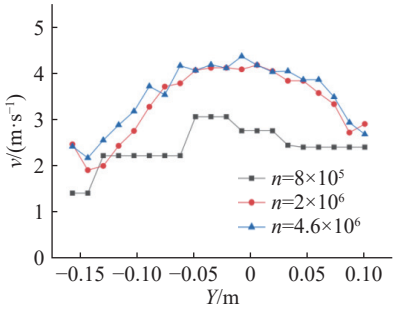


图 4　不同网格数量条件下监测线速度对比曲线

Fig. 4　Comparison curves of monitoring line velocities under different grid numbers

n=2×10^6 网格量级的计算模型。此外, 文中研究计算时间步长设置为 0.005 s, 最大内部迭代 20 次, 缩小时间步长后结果变化可忽略。

3　计算结果分析

3.1　采集头内部流场分析

图 5 给出了射流流量为 432 m^3/h 时的双排射流采集头剖面流速云图。采集头的对称中心剖面流速分布如图 5(a)所示; 图 5(b)为侧向 P_1、P_2、P_3 这 3 个剖面的流速云图, 分别对应前侧附壁流剖面、上喷流中心剖面以及后侧附壁流剖面; 图 5(c)为输送管道 P_4、P_5、P_6 这 3 个剖面的流速云图, 分别对应方形剖面、过渡剖面以及圆形剖面。双排

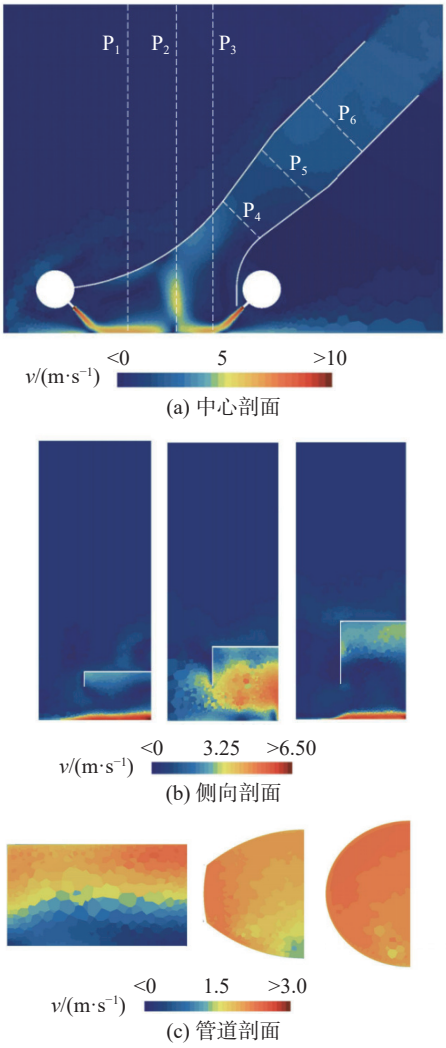


图 5　双排射流采集装置剖面流速云图

Fig. 5　Velocity cloud images of the double-row jet collection device

射流沿 45°斜角向下冲击至地面后形成附壁流, 附壁流最大流速约为 6.5 m/s, 相较于射流出口流速衰减 35%, 相对的两股附壁流相撞后形成向上的上喷流, 上喷流中心最大流速约为 5.5 m/s, 相较于射流出口流速衰减 45%, 上喷流与两侧射流间分别形成涡旋低速区, 上喷流向上继续运动撞击导流通道上壁面, 并沿曲面形成附壁流, 该附壁流最大流速约为 3.5 m/s, 下壁面一侧由于离射流中心较远且受涡旋影响流速较小, 输送管道宽度方向上相较于采集装置前端有明显收缩, 上侧附壁流在变截面过渡段向管道中心运动, 在输送圆管截面处流速分布变得均匀, 平均流速约为 2 m/s。

图 6 给出了射流流量为 432 m^3/h 时的附壁射流采集头剖面流速云图。采集头的对称中心剖面流速分布如图 6(a)所示; 图 6(b)为侧向 S_1、S_2、S_3 这 3 个剖面的流速云图,分别对应附壁弧形板的前、中、后 3 个剖面; 图 6(c)为输送管道 S_4、S_5、S_6 这 3 个剖面的流速云图, 分别对应方形剖面、过渡剖面以及圆形剖面。附壁射流向下射出后在康达效应的作用下沿弧形板向上贴壁流动, 在弧形板最低点的附壁流速约为 18 m/s, 相较于射流出口流速衰减 10%。由于输送管道收缩, 射流向管道中心偏转, 导致外侧附壁射流脱落并向下冲击底面, 然后在后侧壁面影响下, 该外侧流线向中心及向上流转, 因此附壁射流的输送通道截面流速分布不均, 输送圆管截面处中心流速约为 5.5 m/s, 侧边流速约为 2 m/s, 相同位置的平均流速大于双排射流。

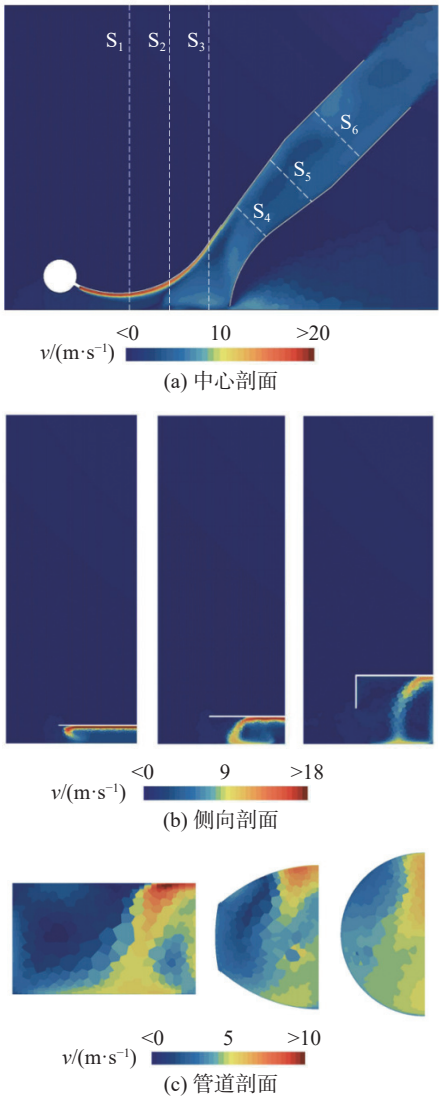


图 6　附壁射流采集装置剖面流速云图

Fig. 6　Velocity cloud images of the wall-attached jet collection device

3.2　颗粒运动特性分析

图 7 为双排射流式采集装置内部结核颗粒运动情况, 分别截取了计算时间为 t=0.1~1.2 s 内 12 个时刻的结核颗粒分布图。初始阶段, 颗粒在双股壁面射流及上喷流的作用下脱离地面, 颗粒群集中在中心位置且颗粒最大运动速度集中在该阶段, 平均最大速度约为 4.5 m/s。颗粒离地后的过渡阶段有 2 个运动趋势: 第 1 个趋势是随着上喷流向上运动进入到结构收缩段; 第 2 个趋势是回落至上喷流左右两侧的涡流区, 在涡流区打转后在壁面射流及上喷流的作用下重复运动, 说明上喷流的抬升能力有限, 无法同时抬升大量颗粒。当 t=0.5 s 时, 首个颗粒进入到输送圆管且在 t=0.7 s 时开始脱离该管道, 从 t=1.1 s 开始, 连续采集作业趋于稳定, 但在结构过渡段(尤其是后侧壁面附近)有颗粒堆积堵塞的趋势。

图 8 为附壁射流式采集装置内部结核颗粒运动情况, 分别截取了计算时间为 t=0.1~1.2 s 内 12 个时刻的结核颗粒分布图。初始阶段, 康达效应作用明显, 曲面板底部结核颗粒在负压作用下脱离地面并在后侧旋流作用下向上运动, 受康达效应的颗粒运动速度相对较低, 而旋流作用下的颗粒运动速度较快。过渡阶段存在颗粒堆积的现象, 这是由于侧边附壁射流脱落导致截面收缩的边缘存在低速区, 经过该区域的颗粒运动发生停滞。当 t=0.4 s 左右时, 首个颗粒进入到输送圆管且

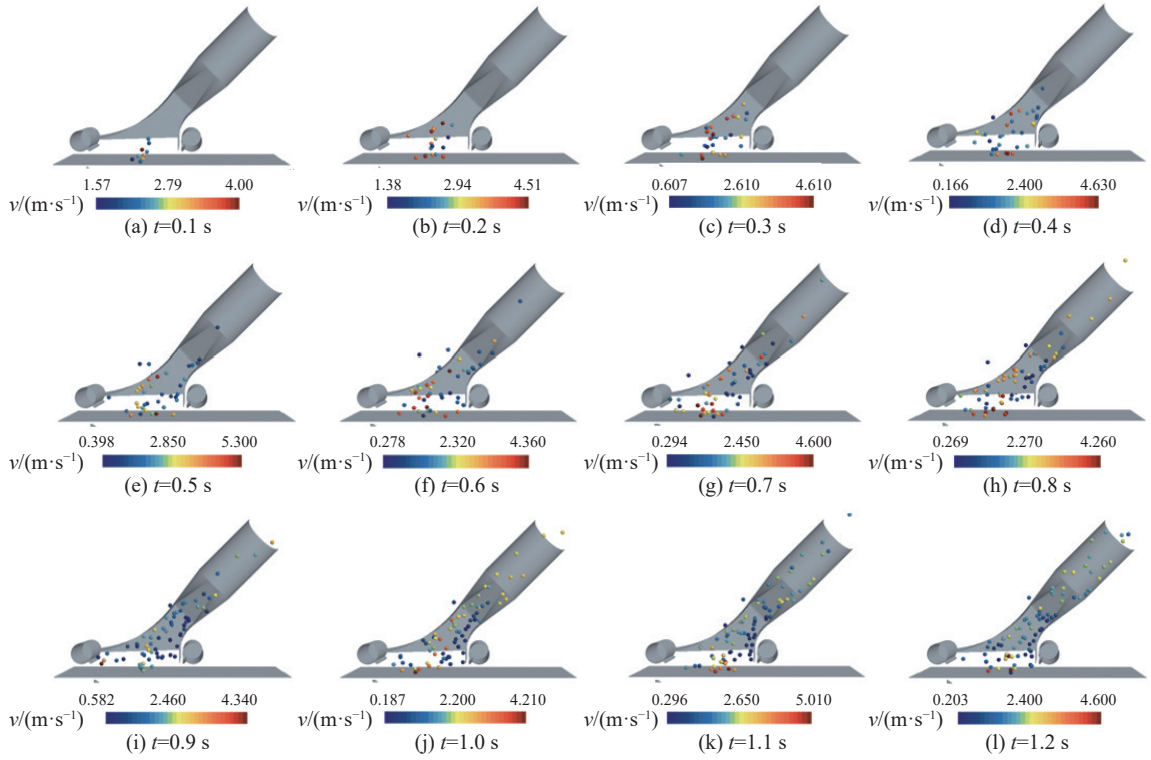


图 7　不同时刻下双排射流采集流道内部颗粒运动情况

Fig. 7　The movement of particles inside the double-row jet-collected flow channel at different times

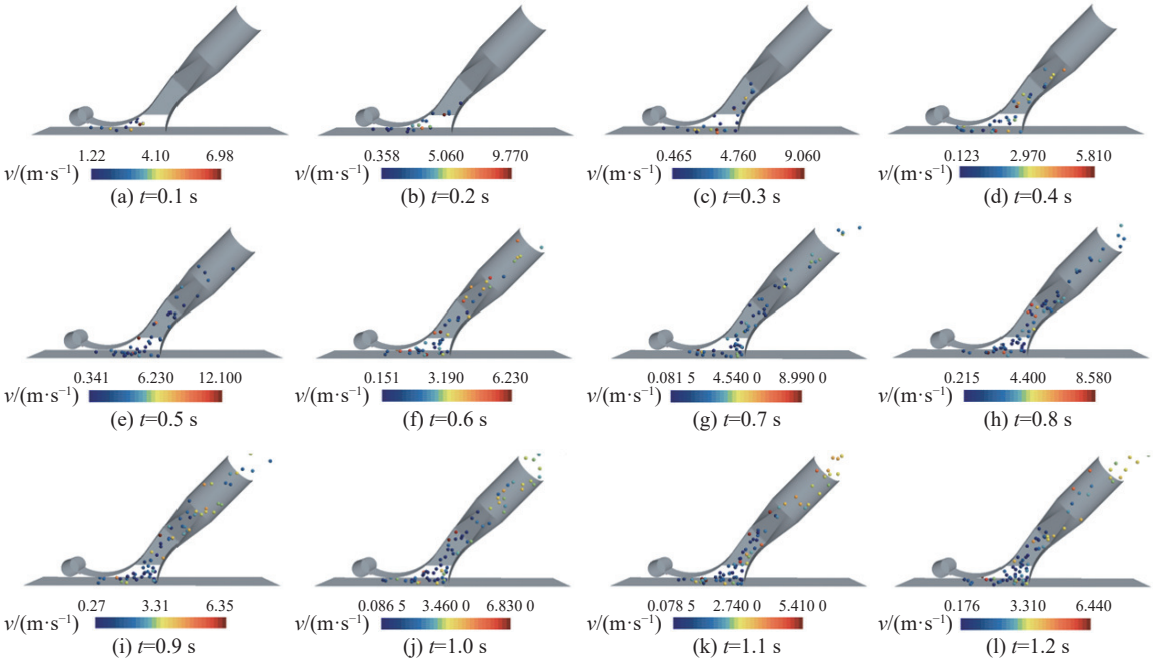


图 8　不同时刻下附壁射流采集流道内部颗粒运动情况

Fig. 8　The movement of particles inside the wall-attached jet-collected flow channel at different times

在 t=0.6 s 时开始脱离该管道, 由于输送圆管内流速分布不均导致不同颗粒运动速度差异较大。从 t=0.9 s 开始, 连续采集作业趋于稳定, 相较于双排射流更快。

在相同水力参数(射流流量 432 m^3/h)、环境参数和几何尺寸条件下, 对比双排射流式与附壁射

流式 2 种采集头流道内的颗粒运动速度分布频率(见图 9)。双排射流采集头流道内颗粒运动速度集中在 0.5~2.5 m/s, 约 90% 的颗粒运动速度小于 3 m/s。结合图 5 和图 7 可知, 这是由于双排射流流速较小且流道内部空间较大导致的。颗粒在低速涡流内循环运动消耗能量, 而附壁射流采集头流道内颗粒运动速度在 0~5.5 m/s 内相对均匀分布, 仅有约 60% 的颗粒运动速度小于 3 m/s, 且有少量颗粒运动速度接近 8 m/s。结合图 6 与图 8 可知, 颗粒在附壁射流作用下沿运输通道方向的运动更加流畅, 且运动速度相较于双排射流内的颗粒更快。

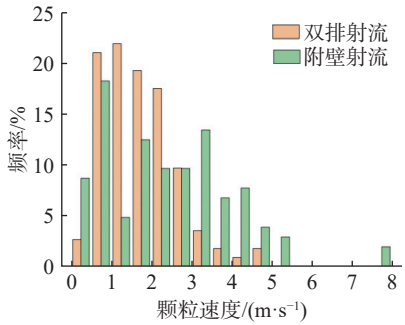


图 9　稳定状态下采集流道内颗粒速度分布频率

Fig. 9　The particle velocity distribution frequency in the collection flow channel under steady state

3.3　变截面流道采集头集矿能力分析

图 10 通过对比 2 种采集方式在不同流量条件下的流场内颗粒数量随时间的变化情况, 进而分析其集矿能力。图中: 曲线 Double-432、Double-345 和 Double-259 分别表示流量为 432 m^3/h、345 m^3/h 和 259 m^3/h 时的双排射流流场内颗粒数量变化; 曲线 Coanda-432、Coanda-345 和 Coanda-259 分别表示流量为 432 m^3/h、345 m^3/h 和 259 m^3/h 时的附壁射流流场内颗粒数量变化曲线; 红色虚直线表示质量流率为 2.5 kg/s 时的颗粒输入量。从图中可知, 双排射流流场内颗粒数在 t=3 s 时出现初步稳定, 随后又有上升趋势, 表明流道内颗粒有堆积趋势导致无法进一步向上输送, 而附壁射流的 3 组工况的颗粒数均在小范围波动下趋于平衡, 说明颗粒能稳定输送。当流量为 432 m^3/h 时, 附壁射流流场内颗粒稳定数量约为 105, 而双排射流约为 125, 随着流量减小, 2 种射流采集的流场内颗粒数均明显增多, 且相同流量条件下双排射流流场内颗粒数在采集稳定后均大于附壁射流, 说明相同流量条件下附壁射流的颗粒通过性更好。t=1.0 s 时, 双排射流流场内颗粒数已明显少于颗粒输入量, 但此时颗粒还未从上部出口逸出, 结合图 5(b)侧向剖面流场图可知, 沿地面向外侧的壁面流流速较大, 部分颗粒从此处逸出采集流场, 降低了采集率。

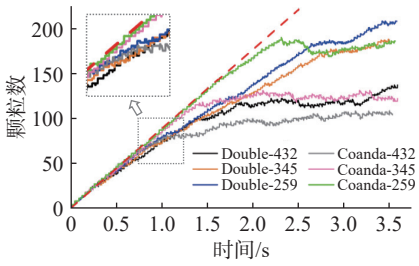


图 10　不同工况下流域内颗粒数变化曲线

Fig. 10　Curves of particle count in the basin under different working conditions

图 11 为 2 种采集结构在不同射流流量条件下采集率与输送能力对比。采集率是指通过射流作用进入输送管道的颗粒数与计算输入的总颗粒数之比, 输送能力则用采集稳定时的输出颗粒流率来表示。计算结果表明, 3 种不同流量下的采集率相差较小, 双排射流的采集率约为 80%, 附壁射流的采集率约为 95%, 2 种采集方式的输送流率均随射流流量的增大而增大, 其中双排射流和附壁射流分别在射流流量为 432 m^3/h 和 345 m^3/h 时的输送能力增强明显。但射流流量及流道构型对输出颗粒流率的影响较大, 附壁结构射流头流道内的流场均匀性更强, 表现出更好的输送能力, 与流道具有更强的搭配下, 而双排射流由于流场漩涡等负面影响, 流道内的流场均匀较差, 表现出较低的输送能力。因此, 从采集率和输送能力 2 个角度对比, 附壁射流的集矿效果均优于双排射流。

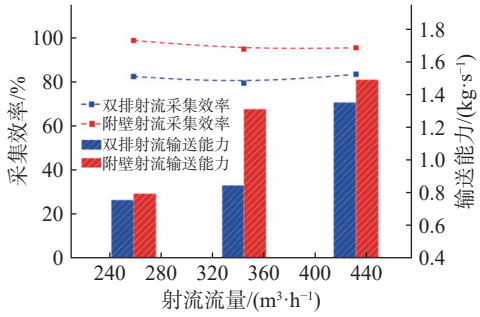


图 11　2 种采集装置采集率与输送能力对比

Fig. 11　Comparison of collecting rate and conveying capacity of two kinds of collection devices

4　结论

文中采用数值仿真的研究方法, 揭示了不同射流流量下深海多金属结核采集装置集矿特性, 探究了双排射流与附壁射流 2 种水力集矿方式的流场分布与颗粒运动规律, 结果表明选择合理的设计结构可提升深海多金属结核采集作业效率。主要结论如下:

1) 采集机构内的流场分布影响采集能力与作业经济性, 双排射流流场内存在多处涡旋, 上升流相较于射流出口处的能量耗散较大, 输送管道内的流速较小且分布均匀; 附壁射流对底部的冲击作用小且涡旋影响较弱, 导致能量耗散较小, 输送管道内流速分布不均。

2) 双排射流采集流域内颗粒运动受涡流影响, 输送速度较慢且有堆积堵塞的趋势; 附壁射流采集流域内颗粒运动速度较快, 群体颗粒堆积作用较弱, 颗粒沿运输通道方向的运动更加流畅。

3) 2 种采集方式的输送流率均随射流流量的增大而增大, 不同流量大小的采集率相差较小。当采集行进速度 0.5 m/s、射流流量 259~432 m^3/h 时, 双排射流的采集率约 80%, 附壁射流的采集率约 95%, 附壁采集率与输送能力均优于双排射流。

4) 相同结构尺寸及水力参数条件下, 附壁射流的集矿能力与流道搭配性更优, 附壁流道内流场更均匀, 双排流道内存在输送薄弱段, 其在商业化应用设计中应重点解决流场漩涡等负面影响。

上述结论均由特定工况下的数值计算所得, 由于计算条件较为理想化, 与实际情况存在一定的偏差, 还有待物理模型的进一步验证, 接下来拟在已有成果的基础上, 开展模拟沉积物条件下的物理试验, 同时研究采集过程中的羽状流问题, 提高采矿设备的环保、绿色特性, 以解决当前工程应用面临的实际问题。

参考文献:

[1] 康娅娟, 刘少军. 深海多金属结核开采技术发展历程及展望[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(10): 2848-59. KANG Y J, LIU S J. Development history and prospect of deep sea polymetallic nodules mining technology[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2021, 31(10): 2848-59.

[2] DU D W, REN X W, YAN S J, et al. An integrated method for the quantitative evaluation of mineral resources of cobalt-rich crusts on seamounts[J]. Ore Geology Reviews. 2017, 84: 174-184.

[3] 王明和. 深海固体矿产资源开发[M]. 长沙: 中南大学出版社, 2015.

[4] 赵松年, 刘峰. 德国深海采矿技术的研究[J]. 金属矿山, 1995(6): 14-17.

[5] SAID A, DHRUV M, RUDY H. Mining of deep-seabed nodules using a Cnandă-effect-based collector[J]. Results in Engineering, 2023, 17: 1-14.

[6] 赵国成, 肖龙飞, 杨建民, 等. 深海水力集矿球 形颗粒受力特性研究[J]. 上海交通大学学报, 2019, 53(8): 907-912.

[7] JIA H, YANG J, SU X H, et al. Theoretical prediction on hydraulic lift of a Coanda effect-based mining collector for manganese nodule[J]. Energies, 2022, 15(17): 6345.

[8] 刘杰, 许栋, 及春宁, 等. 深海多金属结核水力集矿头流场结构数值模拟研究[J]. 海洋工程, 2023, 41(3): 123-136.

[9] YUE Z Y, ZHAO G C, XIAO L F, et al. Comparative study on collection performance of three nodule collection methods in seawater and sediment-seawater mixture [J]. Applied Ocean Research, 2021, 110: 102606.

[10] 王国荣, 黄泽奇, 周守为, 等. 深海矿产资源开发装备现状及发展方向[J]. 中国工程科学, 2023, 25(3): 1-12. WANG G R, HUANG Z Q, ZHOU S W, et al. Current status and development direction of deep-sea mineral resources exploitation equipment[J]. Engineering Science, 2023, 25(3): 1-12.

[11] 杨浩. 深海采矿射流集矿装置的流场特性研究[D]. 杭州: 浙江理工大学, 2023.

[12] 董志勇. 冲击射流[M]. 北京: 海洋出版社, 1997.

[13] LIU X X, CHEN X G, WEI J K, et al. Study on sediment erosion generated by a deep-sea polymetallic-nodule collector based on double-row jet[J]. Ocean Engineering, 2023, 285(P1): 115220.

[14] 李衡. 深海采矿水力提升系统粗颗粒运动规律模拟研究[D]. 北京: 清华大学, 2003.

[15] OEBIUS H U, BECKER H J, ROLINSKI S, et al. Parametrization and evaluation of marine environmental impacts produced by deep-sea manganese nodule mining[J]. Deep Sea Research Part II: Topical Studies in Oceanography, 2001, 48(17): 3453-3467.

[16] DI R A, DI M. Comparison of contact-force models for the simulation of collisions in DEM-based granular flow codes[J]. Chemical Engineering Science, 2004, 59(3): 525-541.

[17] VOLKMANN S E, LEHNEN F. Production key figures for planning the mining of manganese nodules[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2018, 36(3/4): 360-375.

(责任编辑: 陈　曦)