



基于深海底质流变特性和接地比压的 集矿机牵引力计算方法

许 锋¹, 饶秋华², 刘泽霖², 马雯波³

- (1. 南华大学 数理学院, 衡阳 421001;
2. 中南大学 土木工程学院, 长沙 410075;
3. 湘潭大学 土木工程与力学学院, 湘潭 411105)

摘 要: 作为深海采矿水力提升系统的重要组成部分, 履带式集矿机的牵引力及行走性能对深海资源的安全高效开采具有重要影响。目前, 深海履带式集矿机牵引力的计算仅考虑深海底质的弹塑性, 尚未考虑与时间相依的流变特性以及履带式集矿机作业时履带底部的不同接地比压(受沟壑、障碍、斜坡影响)等情形。本文通过深海模拟底质直剪流变和压-剪耦合流变的本构理论与试验研究, 建立了基于不同的深海底质本构模型(弹塑性、直剪流变、压-剪耦合流变)和接地比压分布(均布、线性分布、非均布)下履带式集矿机牵引力计算模型; 利用功能原理推导了相应的履带式集矿机牵引力计算公式, 并分析了深海底质本构模型、接地比压分布、履带个数对履带式集矿机牵引力的影响规律, 为履带式集矿机直行、转弯和越障等稳定性与通过性评估提供科学依据。研究结果表明: 采用直剪流变和弹塑性本构模型时, 线性递增与线性递减接地比压分布对应的牵引力数量级大于均匀分布与正弦分布情况, 线性递增与线性递减下的牵引力比均匀分布与正弦分布对履带板数目变化更为明显; 深海底质本构模型对履带式集矿机牵引力的影响比接地比压分布类型更大。采用模拟土压-剪耦合流变本构模型计算得到的深海履带式集矿机所需牵引力为最大、流变沉降也最大, 更接近深海采矿工程实际。

关键词: 集矿机; 牵引力; 深海底质; 流变; 接地比压

文章编号: 1004-0609(2021)-10-2817-12

中图分类号: TU411.3

文献标志码: A

引文格式: 许 锋, 饶秋华, 刘泽霖, 等. 基于深海底质流变特性和接地比压的集矿机牵引力计算方法[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(10): 2817-2828. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42105

XU Feng, RAO Qiu-hua, LIU Ze-lin, et al. Traction force calculation method for mining vehicle based on rheological performance of deep-sea sediment and grounding pressure of crawler[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2021, 31(10): 2817-2828. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42105

随着社会经济的快速发展, 陆地不可再生资源逐渐匮乏, 世界各国把注意力从陆地转向了蕴藏丰富矿产资源的海洋。海底多金属结核、富钴结壳和多金属硫化物等矿产资源近 15000 亿 t^[1], 因此, 海洋矿产资源开发已成为各国战略发展目标。目前, 常用的深海采矿系统有三类: 拖斗式采矿系统、连续绳斗式采矿系统、集矿机与管道提升组合的采矿

系统(简称水-力提升采矿系统)。我国主要采用水-力提升采矿系统, 因为它具有造价较低和采矿效率较高的优势, 其中履带式集矿机是采矿系统最关键的设备之一^[2]。履带式集矿机因海底作业环境特殊, 一方面稀软底质相比陆地土具有明显的流变特性^[3]; 另一方面复杂的海底地形(如沟壑、障碍、斜坡)会产生不同的接地比压分布方式, 容易导致履

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51274251); 湖南省自然科学基金资助项目(2021JJ40448); 湖南省教育厅科学研究项目(20C1599)

收稿日期: 2021-07-28; **修订日期:** 2021-09-26

通信作者: 饶秋华, 教授, 博士; 电话: 0731-88836423; E-mail: raoqh@csu.edu.cn

带式集矿机因牵引力不足而无法正常运行,严重时会发生深陷而倾覆^[4]。因此,开展基于深海底质流变特性和接地比压的集矿机牵引力研究对深海采矿作业的安全稳定性具有重要意义。

目前,关于履带式集矿机牵引力的研究有理论、试验和模拟仿真三种方法。常见的履带牵引力理论(履带-土相互作用理论)有: Bekker 模型^[5](脆性土)、Janosi-Hanamoto 模型(塑性土)^[6]、Wong 模型(塑性土与脆性土)^[7]和流变本构模型(黏弹性土)^[8]等。赵家丰等^[9]依据地面力学和土壤力学相关理论将土壤承压力学模型进行了分类,并基于 Bekker 模型和指数形式的土壤承压极限理论,提出了一种改进的脆性土承压下陷模型;吴鸿云等^[10]通过分析集矿机的履带板齿与稀软底质的黏附作用,建立了集矿机在稀软底质上的附着力数学模型,揭示了稀软底质的物理力学参数和集矿机结构参数对其附着性能的影响;WANG 等^[11]选取了两种剪应力-位移经验模型对海底适宜性进行验证试验,提出了一种新的饱和软塑性土经验模型(SSP 模型);许锋等^[12]首次考虑深海模拟底质压-剪耦合流变本构模型和履带式集矿机沉陷与推土阻力,推导出一种新的集矿机转弯牵引力计算公式;李静伟等^[13]针对采矿车行走履带板齿间黏附底质的成因,基于弹塑性牵引力模型得到了考虑淹没水射流影响的牵引力与履齿有效高度的关系。这些模型多用于计算单个履带板的牵引力且与试验结果吻合较好,但用于多个履带板的牵引力计算时精度不高。

在履带牵引力试验(履带-土相互作用试验)方面:丁六怀^[14]、许焰等^[15]通过对简化的履带板运动过程分析和不同高度履齿的牵引力试验,得到了最佳打滑与牵引力之间的关系;SHIN 等^[16]通过开展不同形状比的履带板牵引力试验,分析了履带板侧向挤压力的损失机理;BAEK 等^[17]对履带板进行了滑移沉陷量的测试,评估了其牵引力性能。这些试验仅限于单个履带板受均布的接地比压情形,与实际工况存在一定的差异,缺乏其他分布的接地

比压下多个履带板牵引力试验。此外,在履带牵引力模拟仿真(履带-土相互作用模拟仿真)方面: RUBINSTEIN 等^[18]采用动力学仿真软件 LMS-DADS 对履带式运输车进行了研究,分别建立了单块履带和地面相互作用的多体动力学模型,计算了履带不同位置的牵引力且差异较大;YANG 等^[19]采用有限元软件建立了“倒八字”型履带板-地面附着力模型,分析了剪切率与履齿八字角度等主要参数对牵引力的影响规律;李军等^[20]利用 Mckyes-Ali 三维模型,建立了简化的间隔式履带与土壤相互作用的数值仿真模型,并通过试验得到了验证。这些模拟仿真仅考虑了深海底质的弹塑性特性,较少考虑深海底质与时间相依的流变特性。

综上所述,现有关于深海集矿机牵引力的文献在考虑不同接地比压分布下多个履带板与具有明显流变特性的深海底质相互作用下的情况较为少见。本文通过深海模拟底质压-剪耦合流变的本构理论与试验研究,建立基于不同的深海底质本构模型(压-剪流变、直剪流变、弹塑性)和接地比压分布(均布、线性分布、非均布)下集矿机履带的牵引力计算模型,推导相应的履带式集矿机牵引力计算公式并分析其影响因素,为履带式集矿机直行、转弯和越障等稳定性与通过性评估提供科学依据。

1 深海底质的流变特性

1.1 深海模拟土直剪蠕变和压-剪耦合蠕变试验

考虑到履带式集矿机行走时,深海底质受到垂直压力(如接地比压)和水平力(牵引力)的共同作用,因此,需要分别研究深海底质的直剪蠕变(假设接地比压不随时间变化)和压-剪耦合蠕变特性(即接地比压随时间变化)。为满足大量的试验需求,需配制深海底质(原状土)的模拟土。通过采用不同的膨润土与水进行多种配比混合,得到了与原状土物理和力学性质最为接近的深海模拟土,其主要参数见表 1^[21]。

表 1 深海原状土和模拟土主要力学参数^[21]

Table 1 Main physical and mechanical parameters of sediment^[21]

Parameter	Wet density, $\rho/(\text{t}\cdot\text{m}^{-3})$	Water content, $w/\%$	Liquid limit, $w_L/\%$	Cohesion force, c/kPa	Friction angle, $\varphi/(\text{°})$	Penetration resistance, p_s/kPa
Simulant sediment	1.315	165.6	190.2	6.2	1.72	87
Undisturbed sediment	1.250	246.5	145.2	6.0	3.1	50-90

因深海模拟土的含水率($w=165.6\%$)处于塑限与液限之间, 故可对其进行环刀取样并加工成标准的圆柱体试样 $d\ 60\ \text{mm}\times 30\ \text{mm}$ (见图 1)。采用自行研制的压-剪蠕变试验台分别开展模拟土的剪切蠕变(压应力恒定且不考虑压-剪耦合效应)、压-剪耦合蠕变试验(见图 2), 其中模拟土试件置于剪切盒(部件 a)且受到竖向砝码(部件 e , 压应力为 σ)和水平砝码(部件 e' , 剪应力为 τ)的作用即压-剪加载。由于 σ 必须大于履带式集矿机接地平均比压 σ_0 ($\sigma_0=5\ \text{kPa}$), τ 必须小于深海底质平均剪切强度($\tau_0=$

$6\ \text{kPa}$), 因此, 选取 6 组不同的恒定压应力($\sigma=5\ \text{kPa}$, $10\ \text{kPa}$, $15\ \text{kPa}$, $20\ \text{kPa}$, $25\ \text{kPa}$, $30\ \text{kPa}$)和 6 组不同的恒定剪切应力($\tau=1\ \text{kPa}$, $2\ \text{kPa}$, $3\ \text{kPa}$, $4\ \text{kPa}$, $5\ \text{kPa}$, $6\ \text{kPa}$)分别进行直剪蠕变试验和压-剪耦合蠕变试验(共 36 组)。

在每组试验中, 采用位移测试系统同时测定压缩蠕变曲线和剪切蠕变曲线, 该系统包含 NS-WY02 型高精度位移传感器(部件 b 和部件 b')、信号放大器(部件 c 和部件 c')和显示器(部件 d 和部件 d')。由于显示器只能显示即时数据, 故需要借助于 NS-YB 数据采集软件(部件 f)进行数据存储^[3]。



图 1 深海模拟土标准圆柱体试样
Fig. 1 Standard cylinder sample of deep-sea simulant sediment

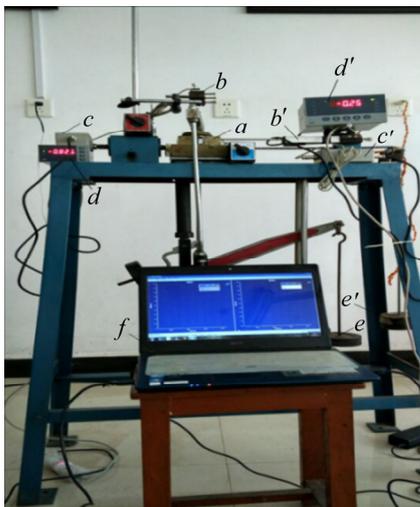


图 2 深海模拟土压-剪蠕变试验
Fig. 2 Compression-shear creep apparatus of deep-sea simulant sediment

1.2 深海模拟土直剪蠕变曲线及其本构模型

图 3 所示为恒定压应力(以 $\sigma=5\ \text{kPa}$ 为例)作用时不同恒定剪应力下的模拟土剪切蠕变曲线($s-t$)^[8]。由图 3 可见, 剪切变形 s 随着剪应力 τ 的增加而增大, 其他恒定压应力下的模拟土剪切蠕变曲线具有类似的特征。

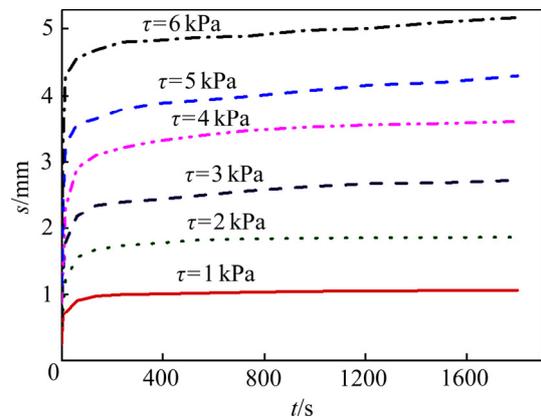


图 3 不同恒定剪应力下的模拟土剪切蠕变曲线($\sigma=5\ \text{kPa}$)
Fig. 3 Direct shear creep curves under different constant shear force ($\sigma=5\ \text{kPa}$)

采用 Burgers 模型对剪切蠕变曲线进行拟合, 得到了模拟土的直剪流变本构模型(见式(1))及流变参数表达式(见式(2))^[8]:

$$\tau_i = \frac{s}{J_1},$$

$$J_1 = \left[\frac{1}{k_1(\sigma_i)} + \frac{t}{\beta_1(\sigma_i)} + \frac{1}{k_2(\sigma_i)} (1 - \exp[-tk_2(\sigma_i) / \beta_2(\sigma_i)]) \right] \quad (1)$$

式中:

$$\begin{cases} k_1(\sigma) = 0.002873\sigma^3 - 0.1312\sigma^2 + 2.373\sigma + 3.363 \\ k_2(\sigma) = 0.02327\sigma^{2.14} + 3.882 \\ \beta_1(\sigma) = 0.008\sigma^3 + 0.5629\sigma^2 - 4.483\sigma + 47.89 \\ \beta_2(\sigma) = 0.0011\sigma^2 - 0.00672\sigma + 0.0316 \end{cases} \quad (2)$$

1.3 深海模拟土压-剪耦合蠕变曲线及其本构模型

图 4 和 5 所示为模拟土压-剪耦合蠕变曲线。其中, 图 4 所示为相同剪应力 τ (以 $\tau=1$ kPa 为例)作用时不同压应力 σ 下的模拟土压缩蠕变($z-t$)和剪切蠕变($s-t$)曲线, 图 5 所示为相同压应力 σ (以 $\sigma=10$ kPa 为例)作用时不同剪应力 τ 下的剪切蠕变($s-t$)曲线和压缩蠕变($z-t$)。可见, 随着压应力 σ 的增加, 压缩蠕变

位移 z 逐渐增大(见图 4(a)); 在相同的剪应力 τ ($\tau=1$ kPa)作用下, 剪切蠕变位移 s 会随着压应力 σ 的增加而不断减小(见图 4(b)), 表明压应力会影响到剪切蠕变位移, 即存在有压-剪耦合流变效应。同时, 随着剪应力 τ 的增加, 剪切蠕变位移 s 也逐渐增大(见图 5(a)); 在相同的压应力 σ ($\sigma=10$ kPa)作用下, 压缩蠕变位移 z 也会随着剪应力 τ 的增加而不断增大(见图 5(b)), 表明剪应力同样也会影响到压缩蠕变位移, 即也存在有压-剪耦合流变效应。

考虑到深海模拟土压-剪蠕变试验结果中呈现出的压-剪耦合流变效应, 描述一维流变特征的元件模型不再适用, 故采用内时理论建立深海模拟土压-剪耦合流变本构模型, 其中模型参数由试验确定^[3]。

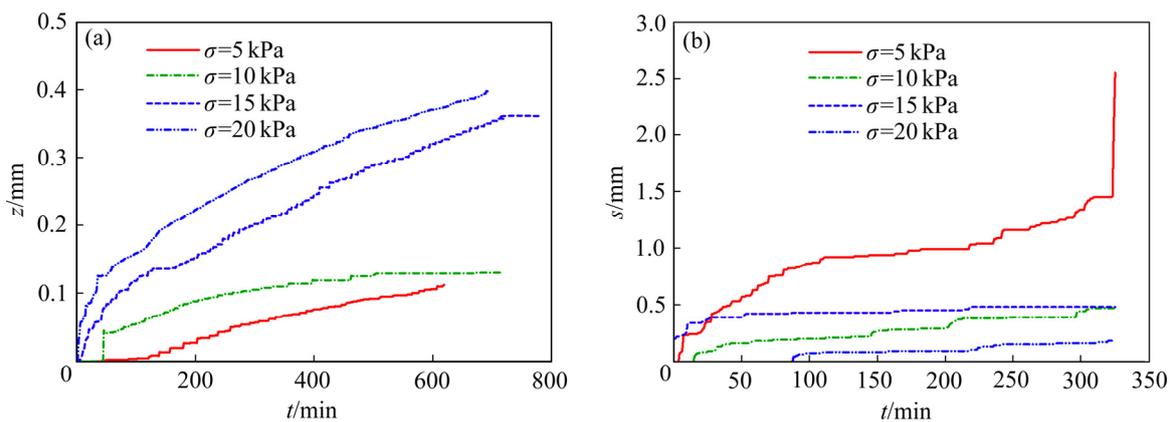


图 4 不同压应力 σ 下模拟土的压-剪蠕变曲线($\tau=1$ kPa)

Fig. 4 Compression-shear creep curves of deep-sea simulant sediment under different σ ($\tau=1$ kPa): (a) Compression creep curves; (b) Shear creep curves

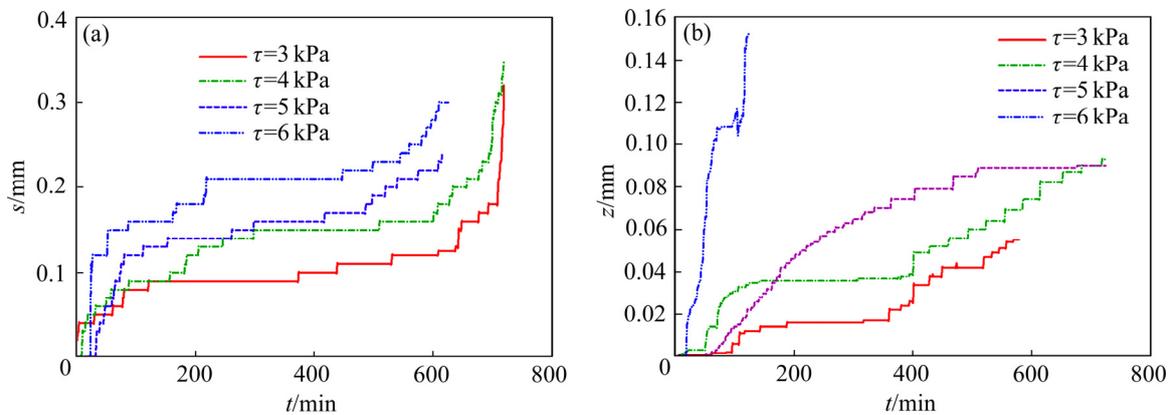


图 5 不同剪切应力 τ 下模拟土的压-剪蠕变曲线($\sigma=10$ kPa)

Fig. 5 Compression-shear creep curves of deep-sea simulant sediment under different τ ($\sigma=10$ kPa): (a) Shear creep curves; (b) Compression creep curves

表 2 深海模拟底质压-剪耦合流变本构模型参数^[3]

Table 2 Parameters of compression-shear coupling constitutive model of deep-sea sediment^[3]

E'_1	E'_2	E'_3	E'_4	M_1	M_2	E_1^*	E_2^*	E_3^*	E_4^*
1.85	0.3	0.58	0.9	-0.46	-3.59	0.69	0.02	0.9	0.58

$$\sigma = E'_1 z + E'_2 t^{-M_2} z^2 + (E'_4 t^{-M_1} + E'_3 t^{-M_2}) z s \quad (3)$$

$$\tau = E_1^* s + E_2^* t^{-M_1} s^2 + (E_4^* t^{-M_1} + E_3^* t^{-M_2}) s z \quad (4)$$

可见, 压应力 σ (即接地比压) 不仅与深海模拟土的流变参数有关, 而且还与压缩蠕变和剪切蠕变变形有关, 即随时间而变化。

1.4 深海模拟土弹塑性本构模型

为了与深海模拟土流变本构模型进行比较, 不考虑时间相依性, 采用 Bekker 压陷方程与 Janosi-Hanamoto 剪力-位移方程, 可分别得到深海模拟土的压缩、剪切弹塑性本构模型及其参数^[14]:

$$\sigma_i = (k_c / B + k_\phi) z^n \quad (5)$$

$$\tau_i = [c + f(x) \tan \phi] (1 - e^{-s/\kappa}) \quad (6)$$

表 3 Bekker 压陷方程参数

Table 3 Parameters of Bekker's compression-displacement model

Deformation index, n/cm	Module of cohesion, K_c/kPa	Module of friction, $K_\phi/(Pa \cdot m)$
0.471	5.715	0.088

表 4 Janosi-Hanamoto 剪位移方程参数

Table 4 Parameters of Janosi-Hanamoto's shear-displacement model

Cohesion, c/kPa	Friction angle, $\phi/(\circ)$	Shearing module, κ/mm
6.2	1.72	0.00424

2 履带式集矿机的接地比压

当履带式集矿机在复杂的海底地形(如海山、海沟等)上行走时, 会产生不同的接地比压。假设每个履齿的接地比压 σ_i 均相同, 若仅考虑接地比压随水平位置改变而不随时间变化, 可假设接地比压为 4 类简化形式: ① 均匀分布: $\sigma(x) = \frac{G}{BL}$; ② 线性

递减分布: $\sigma(x) = \frac{2Gx}{BL^2}$; ③ 线性递增分布: $\sigma(x) = -\frac{2Gx}{BL^2}$; ④ 正弦波分布: $\sigma(x) =$

$\frac{\pi G}{2BL} \sin \frac{\pi x}{L}$, 如图 6 所示。

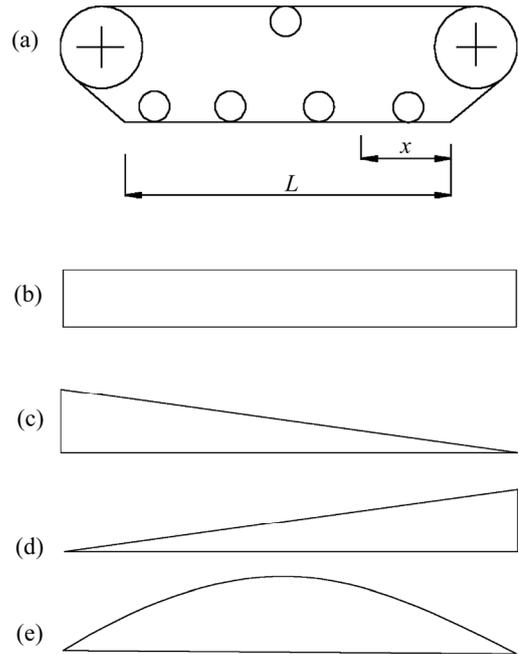


图 6 4 种接地比压分布形式

Fig. 6 Four kinds of grounding pressure distribution: (a) Simplified crawler diagram; (b) Uniformed distribution; (c) Linear decrement distribution; (d) Linear increment distribution; (e) Sine distribution

3 履带式集矿机的牵引力计算模型

图 7 所示为履带式集矿机运动简化模型。其中履带由多个均匀排列的履带板 $i(i=1, 2, \dots, n)$ 铰接而成。为简化计算, 假设每个履带板均为相同的“T”型结构(分为履带面和履齿)且运动时产生的水平位移相同。当履带式集矿机以速度 v 向右运动时, 每个履带板 i 的竖向齿(即履齿)在深海底质内产生不同的水平位移(即滑转量 $i\Delta$)。以履带作为研究对象(见图 8), 由于履带面与承重轮接触程度不同, 其接触作用力即为接地比压 $\sigma(x)$ (受海山、海沟等复杂地形影响)。当每个履带板 i 在履带牵引力 F_s 和接地比压 $\sigma(x)$ 的共同作用下运动时, 会产生相同的水平位移 s (假设)和不同的沉陷 z_i 。

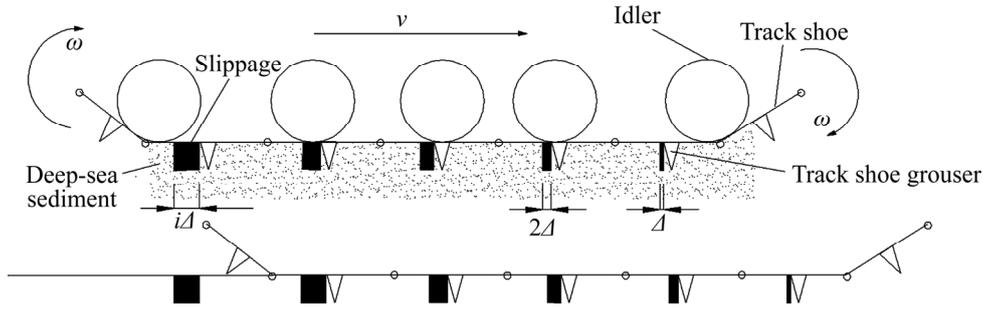


图7 履带式集矿机运动简化模型

Fig. 7 Simplified model of mining vehicle's motion

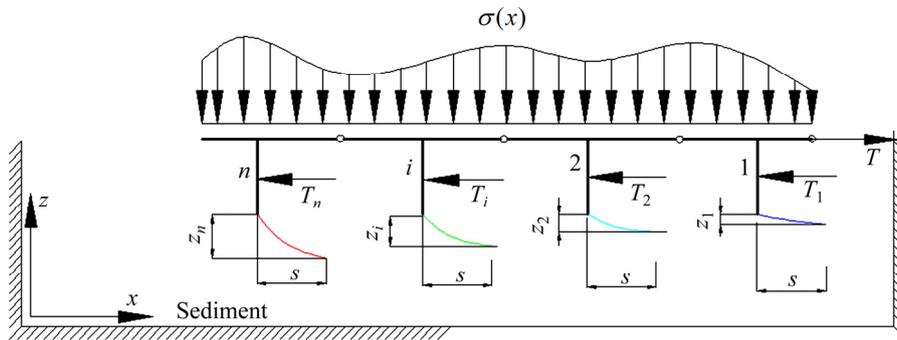


图8 简化后的履带力学模型

Fig. 8 Simplified mechanic model of crawler

履带(含履带面和履齿)所需的牵引力 F_s 由两部分组成: 履带面的表面与深海底质之间的剪力 Q (假设每个履带面 Q 均相等)、履齿的水平压缩并剪切深海底质所产生的总水平咬合力 T , 即:

$$F_s = Q + T = Q + \sum_{i=1}^n T_i \quad (7)$$

式中: 履带面的剪力 Q 与深海底质最大抗剪强度 τ_{max} (内聚力 c 、摩擦角 ϕ) 有关, 可表示为

$$Q = A\tau_{max} = A(c + \sigma_n \tan \phi) = Ac + G \tan \phi \quad (8)$$

式中: A 为深海底质与履带板的表面接触面积; σ_n 为竖向压应力; G 为履带所承受的总压力。

因此, 履带式集矿机牵引力 F_s 可表示为

$$F_s = Ac + G \tan \phi + \sum_{i=1}^n T_i \quad (9)$$

为了计算单个履齿所产生的咬合力 T_i , 设单个履带板 i 的结构尺寸为: 履带长 $2L$ 、履带宽 B 、履齿高 h 、位置 $x=iL-L/2$ (见图9)。当单个履带板在水平咬合力 T_i 和总压力 $2LB\sigma_i$ 的作用下从 I 位置运动到 II 位置时, 产生了水平位移 s 和垂直沉降 z_i , 且

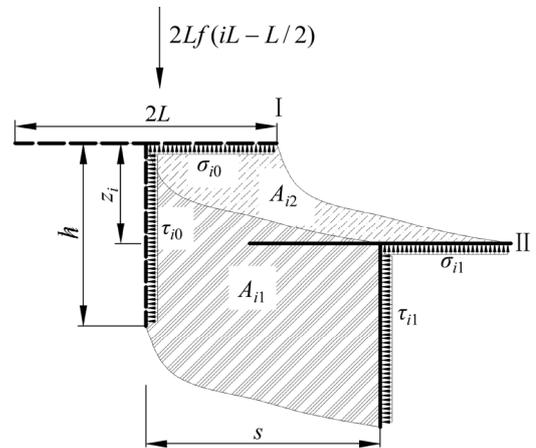


图9 单个履带板动力学模型

Fig. 9 Kinetic process of single track shoe

水平方向剪应力 τ_i 由 τ_{i0} 变为 τ_{i1} , 所推土壤区域为 A_{i1} , 剪力所做功为 $W_{i1} = Bh \int_0^s \tau_i ds$; 竖向压应力 σ_i 由 σ_{i0} 变为 σ_{i1} , 所压土壤区域为 A_{i2} , 压力所做功为 $W_{i2} = BL \int_0^z \sigma_i dz$ 。

根据功能原理, 履带板产生垂直位移 z 所做的

功 W_{i2} 可转化为履带板产生水平位移 s 所做的功 W'_{i1} , 即:

$$W_{i2} = W'_{i1} \tag{10}$$

因此, 单个履齿的水平咬合力 T_i 所做的功 $W_i(W_i=T_i s)$ 等于 $W_{i1}+W'_{i1}$, 则有:

$$T_i = \frac{W_{i1} + W_{i2}}{s} = \frac{Bh \int_0^s \tau_i ds + BL \int_0^z \sigma_i dz}{s} \tag{11}$$

式中: τ_i 由深海底质的本构模型确定, σ_i 为接地比压(除压-剪耦合蠕变本构模型外)或由压-剪耦合蠕变本构模型确定。

4 履带式集矿机的牵引力计算公式

针对深海底质的不同本构模型和履带的不同接地比压 $\sigma(x)$, 集矿机牵引力具体计算如下。

4.1 若深海底质满足弹塑性本构关系

当深海底质满足弹塑性本构模型时(参数见表 3 和表 4)^[14], 将其压缩、剪切弹塑性本构模型式(5)和(6)代入式(11), 得到单个履齿的水平咬合力 T_i 为

$$T_i = \frac{Bh \int_0^s \tau_i ds + BL \int_0^z \sigma_i dz}{s} = \left\{ Bh(c + f(x) \tan \varphi)[s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right\} / s \tag{12}$$

根据不同接地比压的分布形式, 由于 Bekker 压陷方程与 Janosi-Hanamoto 牵引力-位移方程已经考虑了深海底质内聚力与内摩擦角的影响, 故式(7)中剪力 Q 部分将消失, 即 $F_s=T$, 得:

$$F_s = \sum_{i=1}^n T_i = \sum_{i=1}^n \left\{ \left[Bh(c + f(x) \tan \varphi)[s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right] \right\} / s \tag{13}$$

1) 均匀分布的接地比压下牵引力(F_{su})

将 $\sigma(x) = \frac{G}{BL}$ 代入式(13), 可得:

$$F_{su} = \sum_{i=1}^n \left\{ Bh \left[c + \frac{G}{BL} \tan \varphi \right] [s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right\} / s \tag{14}$$

2) 线性递减分布的接地比压下牵引力(F_{sj})

将 $\sigma(x) = \frac{2Gx}{BL^2}$ 代入式(13), 可得:

$$F_{sj} = \sum_{i=1}^n \left\{ Bh \left[c + \frac{2G(i-1/2)}{BL} \tan \varphi \right] \times [s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right\} / s \tag{15}$$

3) 线性递增分布的接地比压下牵引力(F_{sz})

将 $\sigma(x) = -\frac{2Gx}{BL^2}$ 代入式(13), 可得:

$$F_{sz} = \sum_{i=1}^n \left\{ Bh \left[c + \frac{2G(3/2-i)}{BL} \tan \varphi \right] \times [s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right\} / s \tag{16}$$

4) 正弦波分布的接地比压下牵引力(F_{ss})

将 $\sigma(x) = \frac{\pi G}{2BL} \sin \frac{\pi x}{L}$ 代入式(13), 可得:

$$F_{ss} = \sum_{i=1}^n \left\{ Bh \left[c + \frac{\pi G}{2BL} \sin \pi(i-1/2) \tan \varphi \right] \times [s + k \exp(-s/\kappa)] + BL(k_c / B + k_\varphi) \frac{z^{n+1}}{n+1} \right\} \tag{17}$$

4.2 若深海底质满足直剪流变本构关系

当深海底质满足直剪流变本构关系时, σ_i 为与时间无关的单个履齿接地比压(仅与水平位置有关)。将直剪流变本构模型式(1)和(2)代入式(11)得到单个履齿的水平咬合力 T_i 为

$$T_i = \frac{Bh \int_0^s \tau_i ds + BL \int_0^z \sigma_i dz}{s} = \frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BL}{s} \sigma_i z \tag{18}$$

将式(18)代入式(9), 可得履带式集矿机牵引力 F_s 为

$$F_s = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n \left(\frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BL}{s} \sigma_i z \right) \tag{19}$$

式中: σ_i 为单个履齿的接地比压, G 为履带的总接地压力。

不同接地比压下的履带式集矿机牵引力计算

公式如下。

1) 均匀分布的接地比压牵引力(F_{su})

将 $\sigma(x) = \frac{G}{BL}$ 代入式(19), 可得:

$$F_{su} = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BLJ_2}{4s} \left(\frac{G}{BL} \right)^2 \right\} \quad (20)$$

2) 线性递减分布的接地比压牵引力(F_{sj})

将 $\sigma(x) = \frac{2Gx}{BL^2}$ 代入式(19), 可得:

$$F_{sj} = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BLJ_2}{4s} \left(\frac{G}{BL} \right)^2 (2i-1)^2 \right\} \quad (21)$$

3) 线性递增分布的接地比压牵引力(F_{sz})

将 $\sigma(x) = -\frac{2Gx}{BL^2}$ 代入式(19), 可得:

$$F_{sz} = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BLJ_2}{4s} \left(\frac{G}{BL} \right)^2 (3-2i)^2 \right\} \quad (22)$$

4) 正弦波分布的接地比压牵引力(F_{ss})

将 $\sigma(x) = \frac{\pi G}{2BL} \sin \frac{\pi x}{L}$ 代入式(19), 可得:

$$F_{ss} = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Bh}{2J_1} s + \frac{BLJ_2}{4s} \left(\frac{\pi G}{2BL} \right)^2 \sin^2(i\pi - \pi/2) \right\} \quad (23)$$

4.3 若深海底质满足压-剪耦合流变本构关系

当深海底质满足压-剪耦合流变本构关系时, σ_i 和 τ_i 均由深海底质的流变本构模型确定, 即接地比压 σ_i 随时间而变化。将式(3)和(4)代入式(11), 得到单个履齿的水平咬合力 T_i 为

$$T_i = \frac{Bh \int_0^s \tau_i ds + BL \int_0^z \sigma_i dz}{s} = \left\{ \frac{3Bh[E_1^* + (E_4^* t^{-M_1} + E_3^* t^{-M_2})z] + 2BLE_2' t^{-M_1} z^3}{6s} + \frac{2BhE_2^* t^{-M_1} s^2 + 3BL[E_1' + (E_4' t^{-M_1} + E_3' t^{-M_2})]}{6} \right\} / s \quad (24)$$

将式(24)代入式(9), 可得履带式集矿机牵引力

F_s 为

$$F_s = Ac + G \tan \varphi + \sum_{i=1}^n T_i = Ac + G \tan \varphi + n \left\{ \frac{3Bh[E_1^* + (E_4^* t^{-M_1} + E_3^* t^{-M_2})z] + 2BLE_2' t^{-M_1} z^3}{6s^2} + \frac{2BhE_2^* t^{-M_1} s^2 + 3BL[E_1' + (E_4' t^{-M_1} + E_3' t^{-M_2})]}{6s} \right\} \quad (25)$$

5 集矿机牵引力影响因素分析

本文以我国第二代履带式集矿机为例(见表 5), 研究深海底质的不同本构模型、接地比压 σ_i 和履带板履齿个数 n 等因素对履带式集矿机牵引力的影响。

表 5 深海集矿机履带几何尺寸参数^[22]

Length, L/m	Breadth, B/m	Height, h/mm	Gross grounding force, G/kN
6	1.7	130	110

5.1 弹塑性本构模型下接地比压和履齿个数的影响

在弹塑性本构模型下, 将表 5 中参数代入式(20)~(23)中, 可以得到集矿机牵引力随接地比压和履齿个数的变化曲线, 如图 10 所示。可见, 在相同的接地比压分布情况下, 履带牵引力随均履齿个

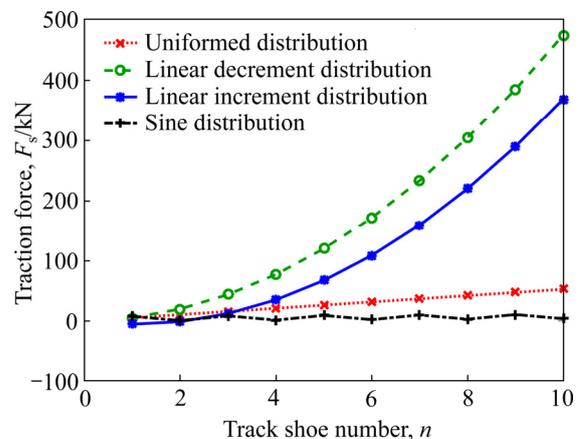


图 10 集矿机牵引力随接地比压和履齿个数的变化曲线(弹塑性模型)

Fig. 10 Change of traction force with grounding pressure distribution and track shoe number (Elastic-plastic model)

数的增多而增加, 这是因为在本构模型不会改变履齿的总接地压力, 当接地压力越大时, 需要更多的牵引力克服竖向压力做功; 在相同的履齿数情况下, 不同接地比压所需的牵引力大小关系为 $F_{sj} > F_{sz} > F_{su} > F_{ss}$, 当履齿较多时($n > 5$), F_{sj} 和 F_{sz} 与 F_{su} 和 F_{ss} 的差值越来越大, 其原因与直剪流变本构模型下的类似。

5.2 直剪流变本构模型下接地比压和履齿个数的影响

在直剪流变本构模型下, 将表 5 中参数代入式 (15)~(18) 中, 可以得到履带式集矿机牵引力随接地比压和履齿个数的变化曲线, 如图 11 所示。可见, 在相同的接地比压下, 牵引力均随着履带板履齿个数的增加而增加, 这是因为履齿越多, 总的接地压力越大, 从而需要更多的牵引力克服竖向压力做功。在相同的履齿数情况下, 不同接地比压所需的牵引力大小关系为 $F_{sj} > F_{sz} > F_{ss} > F_{su}$, 这是因为根据牵引力的计算式(14)与式(17)可知, 不同接地比压分布下的牵引力受履齿个数的影响程度不同: 均匀分布时, 牵引力随履齿个数的增加呈线性增加; 线性递减与线性递增时, 履齿个数出现在平方项, 但线性递减的平方项随履齿数的增加始终大于线性递增的平方项; 正弦分布时, F_{ss} 中履齿个数出现的平方项为正弦函数, 其最大值仅为 1, 所以 F_{su} 和 F_{ss} 均比 F_{sj} 和 F_{sz} 较小, 且履齿越多($n > 5$), 两组之间的差值越大。

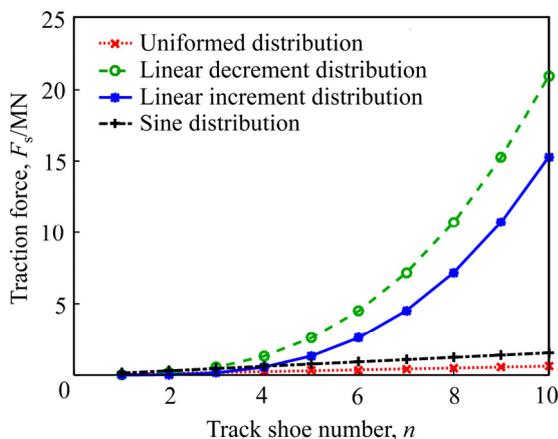


图 11 集矿机牵引力随接地比压和履齿个数的变化曲线(直剪流变模型)

Fig. 11 Change of traction force with grounding pressure distribution and track shoe number (Direct shear rheological model)

5.3 压-剪耦合流变本构模型下履齿个数的影响

在压-剪耦合流变本构模型下, 将表 5 中参数代入式(25)中, 可以得到集矿机牵引力随履齿个数的变化曲线, 如图 12 所示。可见, 牵引力随着履齿个数的增加呈线性增加, 这是当接地比压 σ_i 随时间而变化而不碎位置改变时, 每个履带板均会出现同样的沉陷量, 牵引力克服竖向压力做的功均相同, 总牵引力与单个履带板个数变化成线性关系。

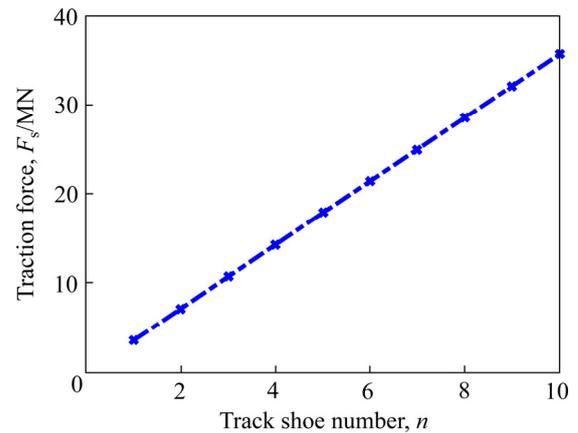


图 12 集矿机牵引力随履齿个数的变化曲线(压-剪耦合流变模型)

Fig. 12 Change of traction force with track shoe number (Compression- shear coupling rheological model)

通过比较不同的深海底质本构模型、接地比压 σ_i 和履带板履齿个数下的集矿机牵引力大小(图 10-图 12), 可以发现: 1) 在相同的直剪流变或弹性本构模型下, 不同的接地比压所需的集矿机牵引力具有大致相同的数量级, 这是因为假设的接地比压仅随水平位置改变而不随时间变化, 基本上不会产生因时间累积效应而导致的水平附加牵引力; 2) 在相同的接地比压下, 直剪流变模型下的 F_s 比弹性本构模型下的 F_s 要大两个数量级, 可见集矿机牵引力受深海底质本构模型的影响要远大于接地比压的分布类型; 3) 在相同的履齿个数情况下, 压-剪耦合流变下的 $F_s >$ 直剪流变下的 $F_s >$ 弹性本构模型下的 F_s , 这是因为流变模型考虑了时间累积效应而引起的水平附加牵引力, 且压-剪耦合流变模型还考虑了压缩流变沉陷而引起的附加牵引力所致。因此, 在 3 种不同的深海底质本构模型中, 采用压-剪耦合流变本构模型计算得到的深海集矿机正常行走所需的牵引力最大、流变沉陷也最大, 该理论结果与数值仿

真结果^[23]、多履齿牵引力试验结果^[24]吻合一致,从而验证了采用压-剪耦合流变本构模型计算集矿机牵引力的有效性,且更接近深海采矿工程实际情况。

6 结论

1) 在相同的深海底质本构模型下,不同的接地比压下集矿机所需的牵引力具有大致相同的数量级,且 $F_{sj} > F_{sz} > F_{su}$ 或 F_{ss} 。 F_{sj} 和 F_{sz} 、 F_{su} 和 F_{ss} 比较接近,两组之间的差值随履齿个数的增加($n > 5$)而增大。

2) 在相同的接地比压下,直剪流变下的 F_s 比弹塑性下的 F_s 要大两个数量级,深海底质本构模型对集矿机牵引力的影响要远大于接地比压分布的影响。

3) 在相同的履齿个数情况下,压-剪耦合流变下的 $F_s >$ 直剪流变下的 $F_s >$ 弹塑性下的 F_s ,压-剪耦合流变本构模型更接近深海采矿工程实际,为履带式集矿机的安全评定和结构优化设计提供理论依据。

REFERENCES

- [1] 简 曲. 中国大洋采矿技术发展述评[J]. 采矿技术, 2001, 1(2): 9-11.
JIAN Qu. Introduction on ocean mining technology of China[J]. Mining Technology, 2001, 1(2): 9-11.
- [2] 刘少军, 刘 畅, 戴 瑜. 深海采矿装备研发的现状与进展[J]. 机械工程学报, 2014, 50(2): 8-18.
LIU Shao-jun, LIU Chang, DAI Yu. Status and progress on researches and developments of deep ocean mining equipments[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(2): 8-18.
- [3] XU Feng, RAO Qiu-hua, ZHANG Jie, et al. Compression-shear coupling rheological constitutive model of the deep-sea sediment[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2018, 36(3): 288-296.
- [4] 戴 瑜, 刘 核, 张 滔, 等. 海底履带式采矿车行走牵引通过性能研究[J]. 中国科技论文, 2015, 10: 1203-1208.
DAI Yu, LIU He, ZHANG Tao, et al. Research on traction trafficability of seafloor tracked mining vehicle[J]. China Science paper, 2015, 10: 1203-1208.
- [5] BEKKER G. Theory of land locomotion[M]. Ann Arbor, Michigan: The University of Michigan Press, 1956: 232-239.
- [6] MIZUKAMI N, ISHIGAMI G, YOSHIMITSU T, et al. Evaluation of the shear deformation model in the process of wheel sinking by the wheel experiment[J]. Transactions of the JSME, 2015, 81(825): 14-00514-14-00514.
- [7] WONG J Y. Theory of ground vehicles[M]. 3rd ed. New York: John Wiley & Sons, Inc., 2001: 133-159.
- [8] XU Feng, RAO Qiu-hua, MA Wen-bo. Track shoe structure optimization of deep-sea mining vehicle based on new rheological calculation formulae of sediment[J]. Mechanics Based Design of Structures and Machines, 2019, 47(4): 479-496.
- [9] 赵家丰, 汪 伟, 孙中兴, 等. 均质土壤承压下陷模型改进及验证[J]. 农业工程学报, 2016, 32(21): 60-66.
ZHAO Jia-feng, WANG Wei, SUN Zhong-xing, et al. Improvement and verification of pressure-sinkage model in homogeneous soil[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2016, 32(21): 60-66.
- [10] 吴鸿云, 陈新明, 刘少军, 等. 履带板、齿间黏附底质对集矿机附着性能的影响[J]. 农业工程学报, 2010, 26(10): 140-145.
WU Hong-yun, CHEN Xin-ming, LIU Shao-jun, et al. Influence of soft sediment adhered to track on adhesion performance of Seabed track vehicle[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2010, 26(10): 140-145.
- [11] WANG Meng, WU Chao, GE Tong, et al. Modeling, calibration and validation of tractive performance for seafloor tracked trencher[J]. Journal of Terramechanics, 2016, 66(8): 13-25.
- [12] XU Feng, RAO Qiu-hua, MA Wen-bo. Turning traction force of tracked mining vehicle based on rheological property of deep-sea sediment[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2017, 28(6): 1233-1240.
- [13] 李静伟, 尹柏霖, 陈秉正, 等. 深海采矿车行走履带淹没水射流减粘脱附研究[J]. 矿业研究与开发, 2020, 40(2): 128-133.
LI Jing-wei, YIN Bo-lin, CHEN Bing-zheng, et al. Study on reducing sediment adhesion of the tracks in deep-sea mining

- vehicle by submerged water jet[J]. *Mining Research and Development*, 2020, 40(2): 128–133.
- [14] 丁六怀. 集矿机履齿的设计研究[D]. 长沙: 长沙矿山研究院, 2006.
- DING Liu-huai. Study on design of grouser on mining vehicle[D]. Changsha: Changsha Institute of Mining Research, 2006.
- [15] 许 焰, 吴鸿云, 左立标. 履齿高度对集矿机牵引性能的影响及参数确定[J]. *农业工程学报*, 2012, 28(11): 68–74.
- XU Yan, WU Hong-yun, ZUO Li-biao. Influence of shoe tooth height of tracked vehicle on traction performance and its parameter determination[J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2012, 28(11): 68–74.
- [16] SHIN G B, BAEK S H, PARK K H, et al. Investigation of the soil thrust interference effect for tracked unmanned ground vehicles (UGVs) using model track tests[J]. *Journal of Terramechanics*, 2020, 91: 117–127.
- [17] BAEK S H, SHIN G B, LEE S H, et al. Evaluation of the slip sinkage and its effect on the compaction resistance of an off-road tracked vehicle[J]. *Applied Sciences*, 2020, 10(9): 3175.
- [18] RUBINSTEIN D, HITRON R. A detailed multi-body model for dynamic simulation of off-road tracked vehicles[J]. *Journal of Terramechanics*, 2004, 41(2/3): 163–173.
- [19] YANG Cong-bin, GU Liang, LI Qiang. Finite element simulation of track shoe and ground adhesion[J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2014, 644/650: 402–405.
- [20] 李 军, 别尔德别克·吾赞, 金嗣淳, 等. 间隔式履带与土壤相互作用模型的建立与试验验证[J]. *装甲兵工程学院学报*, 2016, 30(2): 42–48.
- LI Jun, BIEERDEBIERKE Wu-zan, JIN Si-chun, et al. Establishment of interval type track-terrain interaction model and experimental validation[J]. *Journal of Academy of Armored Force Engineering*, 2016, 30(2): 42–48.
- [21] 马雯波, 饶秋华, 冯 康, 等. 深海底质模拟土三轴压缩蠕变模型的试验研究[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2014, 45(12): 4342–4347.
- MA Wen-bo, RAO Qiu-hua, FENG Kang, et al. Experimental study on tri-axial compressive creep model of simulative soil for deep-sea sediment[J]. *Journal of Central South University(Science and Technology)*, 2014, 45(12): 4342–4347.
- [22] LENG Ding-xin, SHAO Shuai, XIE Ying-chun, et al. A brief review of recent progress on deep sea mining vehicle[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 228: 108565.
- [23] XU Feng, RAO Qiu-hua, MA Wen-bo. Predicting the sinkage of a moving tracked mining vehicle using a new rheological formulation for soft deep-sea sediment[J]. *Journal of Oceanology and Limnology*, 2018, 36(2): 230–237.
- [24] XU Feng. Moving performance and structural optimization of tracked mining vehicle based on compression-shear rheological property of deep-sea soft sediment[D]. Changsha: Central South University, 2017.

Traction force calculation method for mining vehicle based on rheological performance of deep-sea sediment and grounding pressure of crawler

XU Feng¹, RAO Qiu-hua², LIU Ze-lin², MA Wen-bo³

(1. School of Mathematics and Physics, University of South China, Hengyang 421001, China;

2. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;

3. College of Civil Engineering and Mechanics, Xiangtan University, Xiangtan 411105, China)

Abstract: The tracked mining vehicle's walking performance has a great influence on the efficiency of exploiting deep-sea resources as an important part of the hydro-mechanics lifting deep-sea mining system. Currently, the calculation of mining vehicle traction force only considers the elastic-plastic performance of deep-sea sediment instead of its time-dependent mechanical performance (the more obvious rheological performance than land soil) and different grounding pressure distributions (influenced by a deep-sea mountain, ditch) under the crawler of mining vehicle. This paper mainly obtained a compression-shear coupling rheological constitutive model based on the experimental and theoretical analyses of deep-sea simulant sediment, and then established traction force model based on different constitutive models (rheological models and elastic-plastic model) and different grounding pressure distributions (uniformed, linear and sine types). Based on the above, the corresponding traction force models was deduced by work-energy principle and then the influence of traction force was analyzed by considering the different constitutive models of deep-sea sediment and different grounding pressure distributions. The study can provide scientific foundation for stability and trafficability when straight walking, turning and crossing obstacles of tracked mining vehicle. The results show that the magnitude of require traction force under the linear increment and decrement grounding pressure distributions are greater than the one under the uniformed and sine grounding pressure distributions when adopting direct shear rheological model and elastic-plastic model. Moreover, the traction forces vary more obviously under the increment and decrement grounding pressure distributions than those under the uniformed and sine grounding pressure distributions. The influence of the constitutive models is more obvious than that of grounding pressure on the traction force of mining vehicle. The required traction force and sinkage under the compression-shear coupling rheological constitutive mode are the maximum among the different constitutive models and more close to practical deep-sea mining engineering.

Key words: mining vehicle; traction force calculation; deep-sea sediment; rheological performance; grounding pressure

Foundation item: Project(51274251) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (2021JJ40448) supported by the Natural Science Foundation of Hunan Province, China; Project(20C1599) supported by the Scientific Research Project of Education Department of Hunan Province, China

Received date: 2021-07-28; **Accepted date:** 2021-09-26

Corresponding author: RAO Qiu-hua; Tel: +86-731-88836423; E-mail: raoqh@csu.edu.cn

(编辑 龙怀中)