文章编号:1672-3961(2024)02-0153-10 DOI:10.6040/j.issn.1672-3961.0.2022.352

基于离散元的深海集矿车履带土体动态作用机理

刘钦[1],刘磊[1],张宁[2*],赵红宇[1],王哲[1],黄坤鹏[1]
(1.长安大学建筑工程学院,陕西 西安 710061;2.华北电力大学水利与水电工程学院,北京 102206)

摘要:针对深海集矿车在软底质土上行驶困难的问题,配制模拟底质土进行直剪试验,通过离散元土体模拟压陷与剪切试验,验证离散元模拟底质土的可靠性。在此基础上构建履带-土体相互作用系统,在重心偏移下,分析集矿车履带接地长宽比和支重轮数对接地压力和土体沉降的影响。结果表明,随履带接地长宽比增大,偏心效应越显著,履带初始接地压力分布不均匀,履带整体沉降增大,但对履带梯形不均匀沉降形式无明显影响。支重轮数 $n\leqslant 3$ 时,增加支重轮数可适当减小偏心效应,履带初始接地压力不均匀分布明显,履带整体沉降降低;$n>3$ 时,支重轮数变化对偏心效应影响较小,履带初始接地压力分布逐渐均匀,但对履带整体沉降无明显影响。不同履带接地长宽比与支重轮数的土体压陷关系近似符合 Bekker 压陷公式。

关键词:深海履带式集矿车;履带接地压力;土体沉降;压力沉降关系;Bekker 压陷模型
中图分类号:P751 **文献标志码**:A
引用格式:刘钦,刘磊,张宁,等. 基于离散元的深海集矿车履带土体动态作用机理[J].山东大学学报(工学版),2024,54(2):153-162.
LIU Qin, LIU Lei, ZHANG Ning, et al. Dynamic mechanism of tracked soil of deep-sea mining vehicle based on discrete element method [J]. Journal of Shandong University (Engineering Science), 2024, 54(2):153-162.

Dynamic mechanism of tracked soil of deep-sea mining vehicle based on discrete element method

LIU Qin[1], LIU Lei[1], ZHANG Ning[2*], ZHAO Hongyu[1], WANG Zhe[1], HUANG Kunpeng[1]
(1. School of Civil Engineering, Chang′an University, Xi′an 710061, Shaanxi, China; 2. School of Water Conservancy and Hydropower Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: In order to solve the problem that the deep-sea mining vehicle was difficult to drive on soft soil, the simulated bottom soil was prepared for direct shear test, and the discrete element soil simulation compression and shear test was established. The reliability of discrete element simulation of bottom soil was verified. The crawler-soil interaction system was constructed to analyze the influence of the length-width ratio of the crawler grounding and the number of supporting wheels on the grounding pressure and soil settlement under the center of gravity offset of the mining vehicle. The results showed that with the increase of the length-width ratio of the track grounding under the center of gravity offset, the eccentricity effect was more significant, the initial grounding pressure distribution of the track was uneven, and the overall settlement of the track increased, but it had no obvious effect on the trapezoidal uneven settlement form of the track. When the number of supporting wheels $n\leqslant 3$, increasing the number of supporting wheels could appropriately reduce the eccentricity effect, and the uneven distribution of the initial grounding pressure of the track was obvious, which reduced the overall settlement of the track. When $n>3$, the change of the number of supporting wheels had little effect on the eccentricity effect, and the initial grounding pressure distribution of the track was gradually uniform, but it had no obvious effect on the overall settlement of the track. The relationship between the length-width ratio of different track grounding and the number of supporting wheels approximately conformed to the Bekker formula.

Keywords: deep-sea crawler harvester; track grounding pressure; soil settlement; pressure subsidence relationship; Bekker collapsible model

---

收稿日期:2022-10-17
基金项目:国家自然科学基金资助项目(U1906234)
第一作者简介:刘钦(1983—),男,陕西山阳人,博士,副教授,主要研究方向为岩土与地下工程。E-mail:lq0719@163.com
*通信作者简介:张宁(1983—),男,河南商丘人,副教授,硕士生导师,博士,主要研究方向为海洋岩土。E-mail:zning1125@ncepu.edu.cn

0 引言

持续不断开发陆地有限的金属资源,导致陆地金属资源逐渐枯竭,而海底丰富的多金属结核成为人们开采的重点。深海采矿面临的重要问题之一是集矿车在海底土体上的行驶受阻,解决集矿车海底行驶问题的关键是要准确探明履带与土体相互作用动态机理。在集矿车结构设计时,车体重心与履带接地面的几何中心往往难以重合,故在履带接地长度方向上发生重心偏移。深海集矿车履带土体相互作用不仅与软底质土体剪切特性有关,还与软底质土体的压陷性质有关。因此,开展集矿车重心偏移下履带接地压力和土体沉降研究对提高海底集矿车的行驶性具有重要意义。

深海集矿车履带与海底土体相互作用的本质是车土之间的受力和变形关系,对于车土相互作用机理问题,国内外学者从不同角度进行了研究。德国锡根大学 Schulte 等[1]将膨润土与水按一定比例混合模拟海底沉积物,研究了包括十字板在内的不同剪切装置对模拟沉积物的剪切应力-剪切位移关系。韩庆珏[2]也利用膨润土和水的混合物作为海底模拟软底质,建立了集矿机驱动力与打滑率之间的关系。吴鸿云等[3]通过分析集矿车履齿与软底质黏附作用,揭示了软底质特性参数和集矿车结构参数对附着性能的影响。由于模型试验法具有耗资大、成本高、重复性低等缺陷,人们逐渐转向采用数值法进行研究。

20 世纪 70 年代,Cundall 等[4]首次提出离散元法,通过比较程序 BALL 和光弹性分析获得的力矢量图,验证了离散元法是研究颗粒作用行为的有效方法。此后,Fujii 等[5]利用离散元法分析了轮齿宽度、数量和高度等结构参数对车轮牵引性能和沉降的影响。Kanamori 等[6]也证实了开发的二维离散模型研究月球车轮移动机械关系的适用性。Asaf 等[7]还采用 PFC 2D 建立了连接轨-土体相互作用的二维离散元模型,拟合了剪切板模拟试验结果的曲线。孙鹏等[8]人利用颗粒流数值仿真和土槽试验分析了探测车轮下模拟月壤的扰动破坏、土体应力分布、颗粒速度矢量的变化,但试验和模型仅关注单个履带板与软底质土体的相互作用,而对集矿车重心偏移下整条履带的接地压力和土体沉降尚缺乏一定研究。

综上所述,现有的深海集矿车履带土体相互作用机理文献中,对集矿车重心偏移下整条履带接地压力和土体沉降的研究不深入。因此,本文针对深海集矿车在软底质土上行驶过程中的履带土体相互作用,依据海底履带式集矿车"鲲龙 500"[9]结构参数建立车土相互作用模型,开展深海集矿车履带土体相互作用动态机理研究。

1 离散元参数率定

1.1 模拟底质配置

膨润土是一种黏土岩,含有少量伊利石和高岭石,主要矿物成分为蒙脱石。目前,膨润土广泛用作深海集矿车与海底土体相互作用的模拟底质土。利用膨润土与水混合配置的模拟底质土可有效模拟集矿车履带与海底土体之间的相互作用[10]。

本研究的室内试验依据钠基膨润土遇水膨胀特性,结合太平洋 C-C 区底质泥层原位测试相关数据[10-12],考虑模拟底质土试样制备成型等因素,选取含水率 70%(本研究指水的质量分数)配置模拟底质土试样。

1.2 直剪试验

依据配制的模拟底质土试样进行室内直剪试验,如图 1 所示,由于配置的模拟底质土试样稀软不宜成型,故选取等差值的法向荷载 30、60、90 和 120 kPa进行室内直剪试验,得到该配置的模拟底质土抗剪强度

$$\tau_1 = 4 + 0.028\ 69\sigma_1, \tag{1}$$

式中,σ_1 为法向应力,kPa。

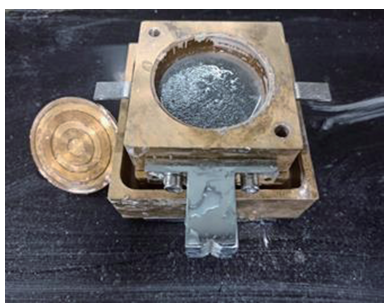


图 1 室内直剪试验

Fig.1 Indoor direct shear test

配置的模拟底质土内聚力 c_1 和内摩擦角 φ_1 在表 1 参数范围内,观察发现配置的模拟底质土 φ_1 极小,符合软底质土抗剪强度主要由内聚力提供的规律。

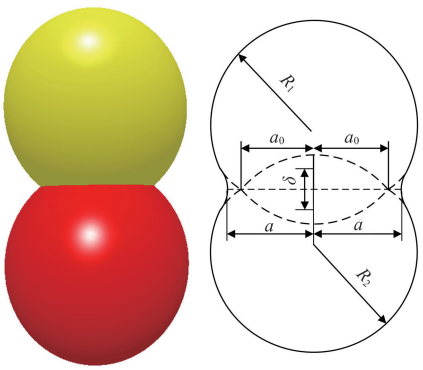
表 1 深海软底质土物理力学参数平均范围[2,10-14]

Table 1 Average range of physical and mechanical parameters of deep-sea soft subsoil[2,10-14]

重度/(kN·m^{-3})	密度/(g·cm^{-3})	内聚力/kPa	内摩擦角/(°)	剪切强度/kPa	含水率/%
10.62~17.05	1.062~1.705	3.60~6.93	0~7.92	3.6~8.8	70~154

1.3　接触模型

鉴于深海软底质土高含水率、内聚力强、内摩擦角小及履齿表面光滑的特点，颗粒接触模型选用赫兹麦德林黏结基础模型和标准滚动摩擦模型，颗粒几何体接触模型选择赫兹麦德林无滑移和标准滚动摩擦模型。图 2 为赫兹麦德林颗粒黏结接触示意图，其中 R_1、R_2 为颗粒半径；δ 为法向重叠量；a、a_0 为接触半径。



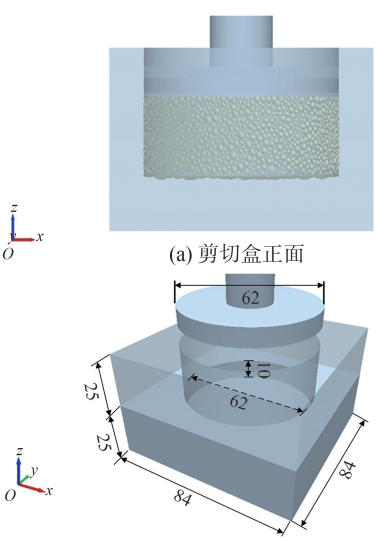
(a) 颗粒接触　　(b) 黏结模型

图 2　赫兹麦德林颗粒黏结接触示意图

Fig.2　Schematic diagram of Hertz-Mindlin with Johnson-Kendall-Roberts particle cohesion contact

1.4　模拟直剪试验

利用工程离散元软件（engineering discrete element method，EDEM）建立直剪试验模型如图 3 所示。模型采用刚性边界，弹性模量为 25 GPa。模拟直剪试验开始前在剪切盒内生成半径为 0.3 ~ 4.5 mm的模拟土颗粒，位置随机分布，颗粒的初始速度为 0，颗粒生成后将加压顶盖放在离散元模拟试样表面，对加压顶盖施加法向荷载，待加压顶盖和模拟试样保持相对静止后，完成模拟试样的加载。



(a) 剪切盒正面

(b) 剪切盒尺寸

图 3　EDEM 直剪试验模型

Fig.3　EDEM direct shear test model

试样加载完成后开始模拟直剪试验，试验过程中与室内直剪试验一致，在不同法向荷载下对剪切盒下盒以 0.8mm/min 的剪切速率剪切离散元模拟底质土，得到图 4 模拟直剪试验剪应力与剪位移的关系，图中 τ 为模拟直剪的剪应力，s 为模拟直剪的剪位移，离散元模拟底质土颗粒微观参数如表 2 所示。

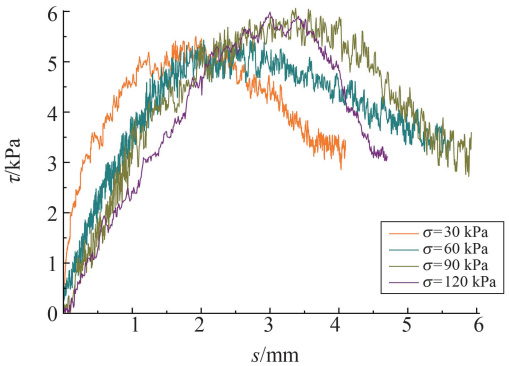


图 4　模拟直剪试验剪应力-剪位移曲线

Fig.4　Shear stress-shear displacement curve of simulated direct shear test

表 2　离散元模拟底质土颗粒微观参数

Table 2　Microscopic parameters of sediment particles simulated by discrete element

泊松比	剪切模量/MPa	碰撞恢复系数	静摩擦系数	滚动摩擦系数	表面能/(J·m^2)
0.25	1.0	0.1	0.05	0.05	12

1.5　模拟直剪试验结果分析

从图 4 中发现不同法向荷载的剪应力-剪位移曲线在剪切过程中变化相似，即剪应力随剪位移先增大后减小。此外曲线随剪位移变化残余剪切强度逐渐趋于 3 kPa。

取图 4 中的 4 种法向压应力的剪切强度峰值为相应法向压应力的抗剪强度，与室内直剪试验对比，如图 5 所示。

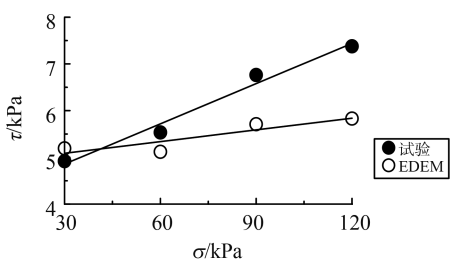


图 5　室内直剪与模拟直剪的强度包线

Fig.5　Strength envelope of indoor direct shear and simulated direct shear

由图 5 知模拟直剪试验与室内直剪试验结果较为吻合，离散元模拟底质土抗剪强度

$$\tau_2 = 4.817 + 0.005\ 328\sigma_2, \qquad (2)$$

式中 σ_2 为模拟直剪的法向压应力。式（2）表明离

散元模拟底质土 c_2、φ_2 值在表 1 范围内。由于模拟环境等因素影响,模拟直剪试验与室内直剪试验结果相对接近,且都满足表 1 力学参数范围,表明该组颗粒微观参数具有一定合理性。

2 压陷与剪切试验

2.1 压陷试验

依据贝式仪工作原理进行离散元模拟压陷试验,压板尺寸几何参数见表 3 所示。试验前设计长宽高分别为 0.4、0.2、0.15 m 边界刚性的矩形试验土槽,与文献[10,15]室内试验土槽一致,两块压板均以速度 v=10 mm/s 匀速下压,待压板下方的离散元模拟底质土下陷约 50 mm 后停止试验,图 6 为压板下颗粒间接触力和运动轨迹。

表 3 压板几何尺寸

Table 3 Geometric dimensions of the platen

压板编号	长/mm	宽/mm	长宽比
1	250	100	2.5∶1
2	180	90	2.0∶1

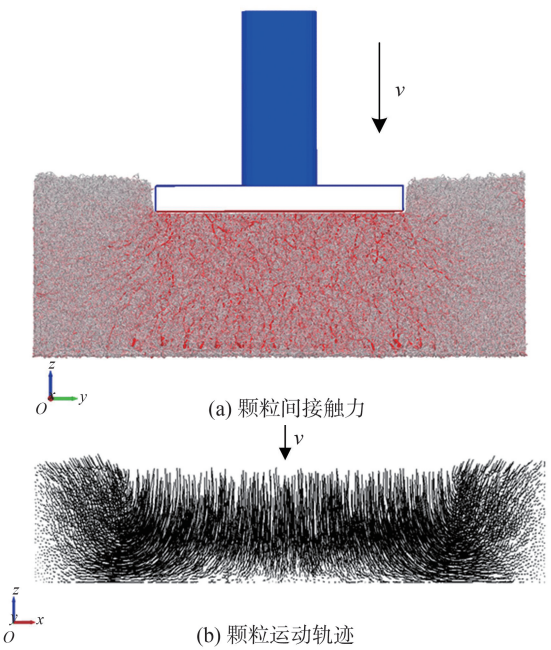


图 6 压陷试验

Fig.6 Indentation test

由图 6(a)知,土颗粒在压板作用下相互接触挤压,颗粒之间产生法向接触力,接触力从压板底部由上向下呈"树枝状"传递,且随深度增加接触力逐渐增大,由于两侧土颗粒未直接接触压板,故接触压力较小。压板下土颗粒并非全部形成枝状力链,说明在压板作用下,土体中只有部分有效颗粒承压。该结果表明压陷过程中压板底部压力在水平方向并非均匀分布,压力在垂直方向以非均匀状态向下传递。图 6(b)体现土颗粒受压后,板下大部分颗粒随压板向下运动,两侧土颗粒受挤向上隆起,颗粒运动表现出明显的软底质可塑性特征。

通过上述压陷试验得图 7 压力-下陷曲线,P 为作用在土体单位支承面上的载荷,z 为土体沉降。从图 7 知随载荷增加,土体变形增量速度增大属于"软土",故离散元模拟底质土变形指数n<1。

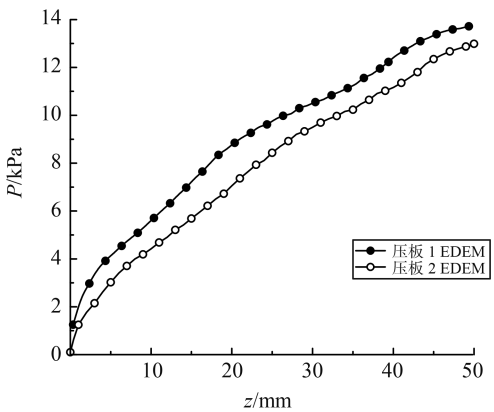


图 7 压力-下陷关系曲线

Fig.7 Pressure-subsidence relationship curve

此外,两种压板的压力-下陷曲线变化趋势相似,表明该土压陷特性受压板几何尺寸影响较小。将图 7 结果用双对数坐标表示于图 8,可知两条直线近似平行,其中变形指数 n_1=0.55,n_2=0.62,取两者平均值得模拟土体变形指数 n=0.59。

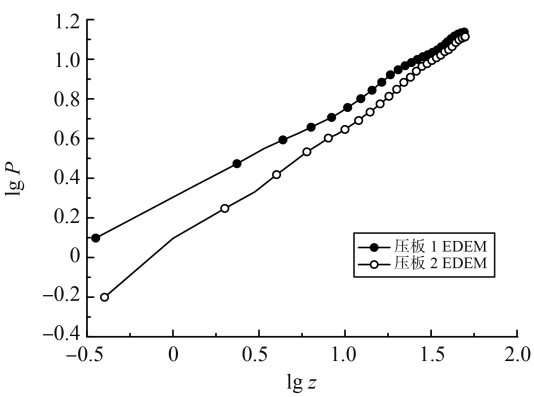


图 8 双对数坐标下压力-下陷曲线

Fig.8 Pressure-depression curve under double logarithmic coordinates

由图 7 知,当 z=1 mm,1 号压板 P_1=1.98 kPa,2 号压板 P_2=1.25 kPa,1 号压板宽度 b_1=0.1 m,2 号压板宽度 b_2=0.09 m 时,根据文献[16]可得离散元模拟底质土压力为

$$P_* = \left(\frac{1.9}{b}+69.44\right) z_*^{0.59}, \tag{3}$$

式中：b 为压板短边长度，mm；z_* 为离散元模拟底质土压陷沉降。

2.2　剪切试验

参照室内矩形板剪切试验，设计图 9 所示剪切试验，其中，v 为水平剪切速度，b 为矩形板宽度，l 为矩形板长度，h 为履齿高度，d 为履齿间距。为消除单次试验的偶然性，采用 3 种不同长度矩形板和长、宽、高为 1、0.35、0.4 m 的土槽试验，剪切板参数如表 4 所示，考虑到软底质土摩擦性低的特点，设计采用高履齿结构。

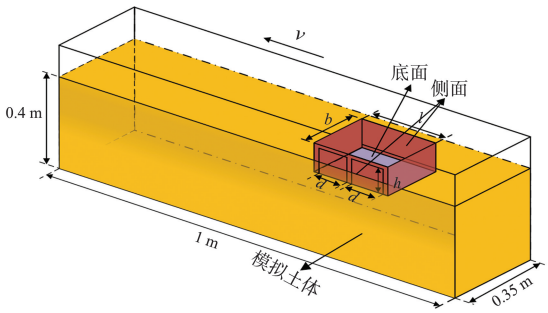


图 9　剪切试验系统

Fig.9　Shear test system

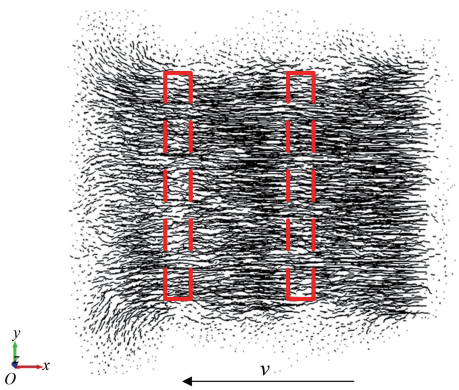
表 4　矩形剪切板几何尺寸

Table 4　Geometric dimensions of rectangular shear plate

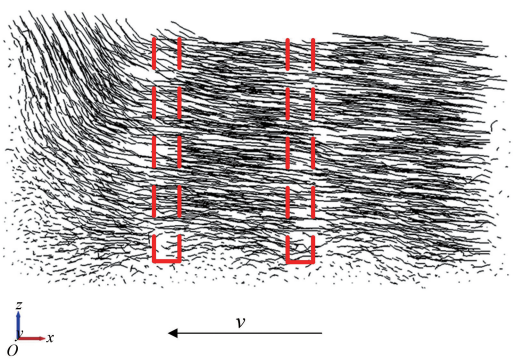
剪切板	长/mm	宽/mm	长宽比	齿高/mm	齿厚/mm	齿间距/mm
剪切板 1	200	200	1.0	130	10	85
剪切板 2	300	200	1.5	130	10	85
剪切板 3	400	200	2.0	130	10	85

与室内试验一致，使矩形板以 v=10 mm/s 的速度匀速剪切离散元模拟底质土，剪切位移达到 350 mm时停止试验。

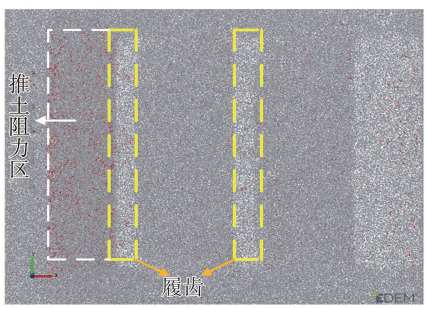
观察图 10(a)(b)知，红色虚线框中颜色较浅的区域为履齿位置，底部和侧面土颗粒运动趋势与矩形板剪切方向一致，由于矩形板前端存在推土阻力，前端部分土颗粒受阻而向两侧和上方运动，部分土体隆起。图 10(c)(d)为底面和侧面颗粒剪力分布状态，红色区域土颗粒剪力较大，表明矩形板运动过程中，底面和侧面为主要受剪区域，但矩形板前端土体剪力相对集中，表明矩形板运动时所受推土阻力较大。此外，因土颗粒之间内聚力影响，底面剪力有效区边界呈图 10(d)中黄色虚线分布形式。



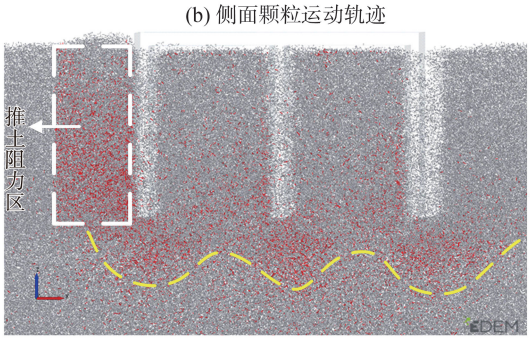
(a) 底面颗粒运动轨迹



(b) 侧面颗粒运动轨迹



(c) 底面颗粒剪力

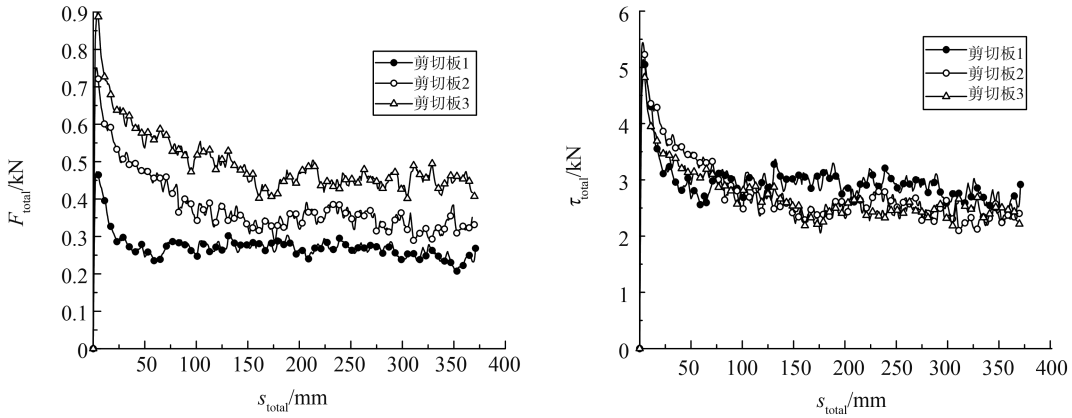


(d) 侧面颗粒剪力

图 10　矩形板剪切试验

Fig.10　Shear test of rectangular plate

由矩形板剪切试验得到剪切板两侧与底面的总剪力 F_{total}，总剪力再除以总剪切面积 $l(b+2h)$ 得到总剪应力 τ_{total}，对应的剪位移为 S_{total}，图 11 为 F_{total}-s_{total} 和 τ_{total}-s_{total} 关系曲线。



(a) F_{total}-s_{total}关系曲线　　(b) τ_{total}-s_{total}关系曲线

图 11　剪切试验关系曲线

Fig.11　Shear test relation curve

由图 11 可知,3 次试验结果的剪力与剪应力变化总体较一致,最大剪切强度约 5 kPa,残余剪切强度 2.5~3 kPa,3 种剪切试验得到的剪切强度水平基本相近,大致反映了离散元模拟底质土的剪切特性。

图 11 与图 4 模拟直剪试验比较发现,模拟剪切试验的最大剪切位移仅 6 mm,而图 11 中的剪切位移达 350 mm,两者得到的最大剪切强度都约为 5 kPa,且残余剪切强度约 3 kPa,故两种结果具有相对统一性。

为准确表达离散元模拟底质土剪切特性,取上述 3 次试验结果的算术平均来描述,得到图 12 模拟土体的 τ_a-s_a 曲线,图中 τ_a 为平均剪应力,s_a 为对应的平均剪位移。

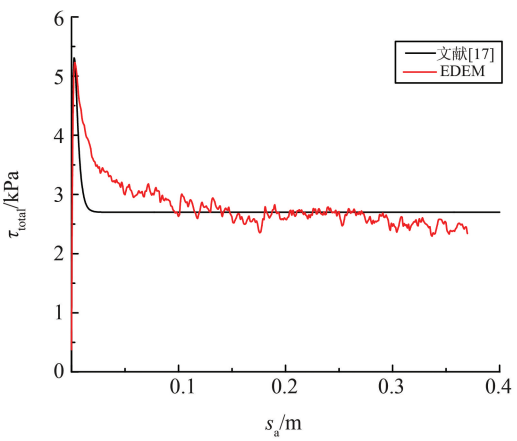


图 12　模拟土体 τ_a-s_a 曲线

Fig.12　τ_a-s_a curve of simulated soil

由于深海软底质土内摩擦角 φ'极小,内聚力 c' 可近似为土体的剪切强度,描述该离散元模拟底质土的公式[17]为

$$\tau'=(c'+p'\tan\varphi')K_r\left\{1+\left[\frac{1}{K_r(1-e^{-1})}-1\right]e^{1-\frac{j}{K_\omega}}\right\}(1-e^{-\frac{j}{K_\omega}})=$$

$$\tau_{max}K_r\left\{1+\left[\frac{1}{K_r(1-e^{-1})}-1\right]e^{1-\frac{j}{K_\omega}}\right\}(1-e^{-\frac{j}{K_\omega}})=$$

$$2.7(1+2.1e^{1-\frac{j}{0.003}})(1-e^{-\frac{j}{0.003}}),$$

式中:j 为剪位移;K_r 为残余剪应力与最大剪应力之比,$K_r=0.51$;K_ω 为最大剪应力对应的剪位移,$K_\omega=0.003$ m;τ_{max}为最大剪切强度,$\tau_{max}=5.22$ kPa。

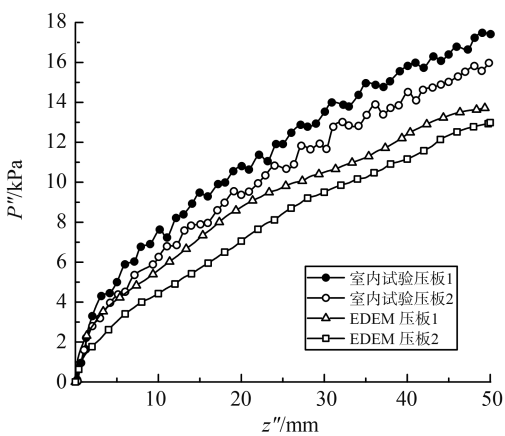
由图 12 可知,该离散元模拟底质土剪切特性的理论值与试验值相对符合。

2.3　模型验证与对比分析

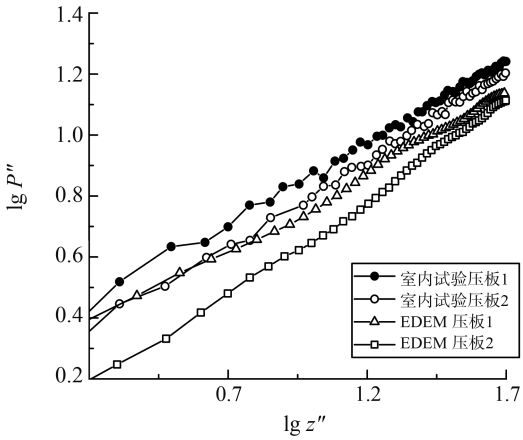
2.3.1　压陷试验对比

模拟压陷试验与室内压陷试验[10,15]的压应力 P''皆随下陷深度 z''增大而增大,但曲线斜率逐渐降低,两者变化趋势较为一致,如图 13(a)所示。双对数直线图 13(b)中随横坐标增大,两组直线逐渐靠近,变化相似。

此外,离散元模拟底质土比室内试验土体软,且模拟颗粒无法真实还原实际土体颗粒之间的结构排列,实际试验所用模拟底质土黏聚性大,其内部介质相对模拟土体连续性也较高。



(a) 压力对比



(b) 双对数直线对比

图 13　压陷试验对比图

Fig.13　Comparison diagram of subsidence test

模拟压陷试验与室内压陷试验的变形和力学性质相对吻合，基本验证了模拟压陷试验的正确与合理性。

2.3.2　剪切试验对比

剪切试验的 τ''-s''曲线对比如图 14 所示。从图 14 中知模拟剪切试验与室内剪切试验[10,15]曲线变化基本一致，整体上剪应力 τ''都随剪位移 s''先增大后减小，最终趋于稳定，峰值剪切强度也较为相近，约5 kPa。此外，残余剪切强度分别为 3.0、1.5 kPa，满足表 1 深海软底质土力学性质范围内，两者相差约1.5 kPa。由于剪切过程中矩形板前方存在较大推土阻力，而室内剪切试验会受到矩形板前方推土阻力的影响。此外，模拟试验环境与实际室内试验条件及试验操作方法等也存在不同，在残余剪切强度上，使得模拟剪切试验与室内剪切试验有显著的差异。

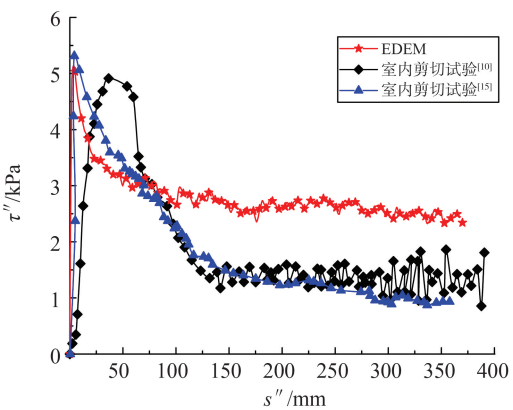


图 14　剪切试验对比

Fig.14　Comparison of shear tests

通过模拟压陷和剪切试验与室内试验对比分析知，模拟试验与室内试验虽存在偏差，但总体变化趋势一致，力学性质相近，在一定程度上说明了模拟压陷试验与剪切试验的正确性，验证了离散元模拟底质土具有相对有效性与可靠性。

3　履带土体相互作用模拟分析

3.1　相互作用模型建立

为模拟深海集矿车履带土体相互作用，以新一代海底履带式集矿车“鲲龙 500”[9]为结构模型，利用 Recurdyn 和 EDEM 双向耦合联算建立履带土体相互作用系统，如图 15 所示。上部结构重量集中在车体底盘，底盘作用在承重支架上的支重轮和从、驱动轮上，设置集矿车沿 X 轴负向水平移动。

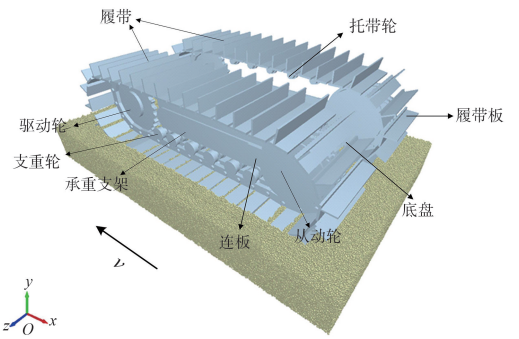


图 15　履带土体相互作用系统

Fig.15　Caterpillar soil interaction system

由于集矿车履带横向对称，故取单条履带进行分析。依据“鲲龙 500”[9]集矿车原始履带结构参数，研究履带接地长宽比为 2.7～5.2、支重轮数为 1～6等差值变化时对接地压力和土体沉降的影响。一方面，由于支重轮数不变及模拟试验中保持履带和驱动轮齿有效啮合，故分析接地长度一定时履带接地长宽比对接地压力和土体沉降的影响；另一方面，保持履带长宽比一定，仅改变支重轮数，探究支重轮数变化对接地压力和土体沉降的影响。

完成试验后，观察集矿车履带在离散元模拟底质土上行驶，发现集矿车略微向从动轮侧倾斜，由于履带纵向结构设计使集矿车重心向从动轮侧偏移，因此从动轮侧接地压力较大，驱动轮侧接地压力较小，即出现接地压力的“偏心效应”。

3.2　接地压力分析

3.2.1　长宽比影响分析

履带前进过程中从、驱动轮接地压力峰值、履带初始接地平均压力、动态接地平均压力（履带静止和运动时各履带板接地压力平均值）及图 15 标注位置处支重轮接地压力如图 16 所示。

由图 16 知，随履带接地长宽比增大，从动轮和驱动轮接地压力峰值、初始接地平均压力、动态接地平均压力近似呈线性增长，因为履带接地长度不变，长宽比增大使履带接地面积减小，所以接地压

力增大。集矿车重量恒定,每块履带板面积相同,动态接地平均压力与初始接地平均压力近似重合。此外,支重轮接地压力随履带接地长宽比增大而减小。结合从动轮接地压力峰值增大的变化规律,说明履带接地长宽比增大,接地压力越向从动轮侧集中,即偏心效应越明显。

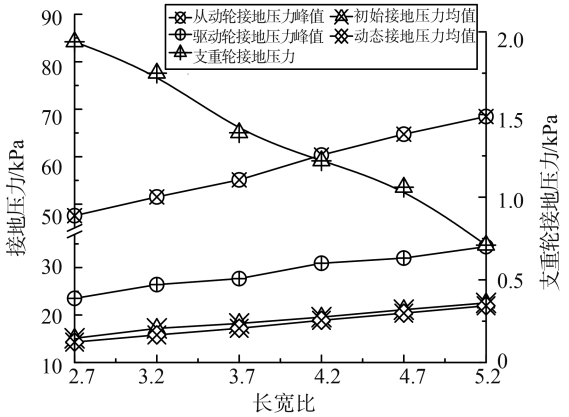


图 16 不同履带接地长宽比的接地压力

Fig.16 Ground pressure of different track ground aspect ratio

相较动态接地压力,履带初始接地压力同样重要。履带接地长宽比对初始接地压力的影响见图 17 所示,其中 X 为履带接地段某点距坐标原点的水平距离。由图 17 知,不同履带接地长宽比的初始接地压力分布形式相似。在长宽比较小时,初始接地压力整体呈均匀分布;长宽比 $l/b=4.7$、5.2 时,接地段小波峰现象显著,说明长宽比较大时初始接地压力分布逐渐越不均匀。此外,在 $X=3.2$ m 处接地压力上凸,原因是集矿车偏心效应导致从动轮侧接地压力较大。

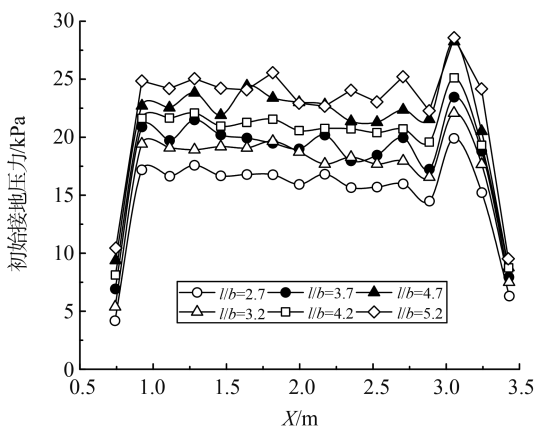


图 17 不同履带接地长宽比的初始接地压力

Fig.17 Initial grounding pressure of different track ground aspect ratio

3.2.2 支重轮影响分析

不同支重轮数的接地压力,支重轮数$n\leqslant 3$ 时,支重轮接地压力随支重轮数增加而增大,而从动轮接地压力峰值略微降低;当 $n>3$ 后两者无明显变化。表明 $n\leqslant 3$ 时,增加支重轮数可适当减小偏心效应,改变履带接地压力分布。但当 $n>3$ 时,支重轮数变化对偏心效应影响较小。

如图 18 所示,随支重轮数增加,驱动轮接地压力峰值基本稳定在 25 kPa 附近。因为履带接地长宽比和重量不变,初始接地压力均值和动态接地压力均值接近重合且无明显变化。

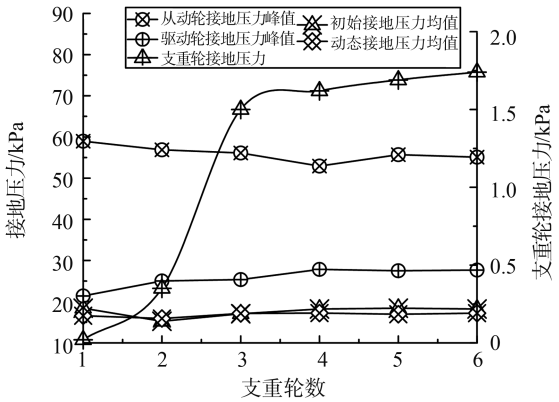
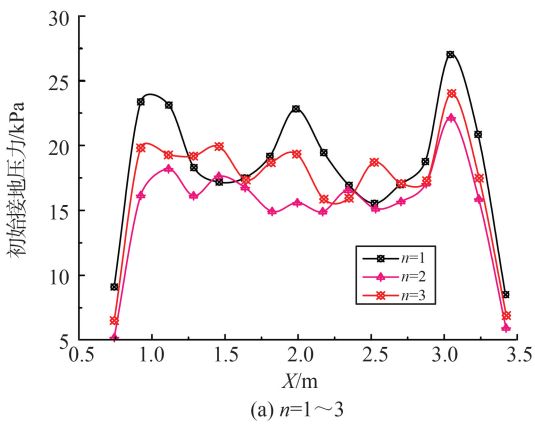


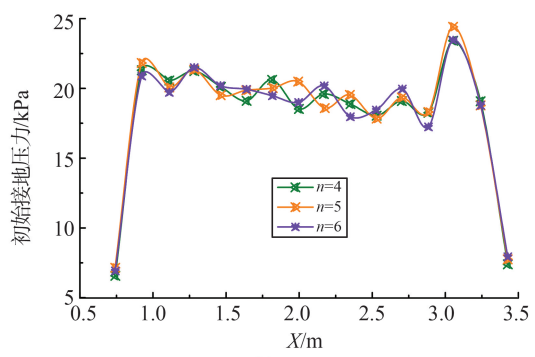
图 18 不同支重轮数的接地压力

Fig.18 Ground pressure with different number of heavy wheels

如图 19 所示,当$n=1\sim 3$ 时,履带竖向刚度较小,初始接地压力不均匀分布明显;当 $n=4\sim 6$ 时,履带竖向刚度增大,抵抗变形能力增强,初始接地压力分布逐渐相对均匀。



(a) n=1～3



(b) n=4～6

图 19 不同支重轮数的初始接地压力

Fig.19 Initial ground pressure with different number of heavy wheels

此外,$n\leqslant 3$ 时初始接地压力变化幅度大;$n>3$

时,初始接地压力变化幅度小。这是因为接地压力受支重轮数目和位置影响,在 n 较小时,车体重量集中在支重轮和驱动轮及从动轮上,故压力集中且较大;在 n 较大时,车体重量近似分担在每块履带板上,故接地压力分布均匀且较小。因此,增加支重轮数可提高履带竖向刚度,能一定程度改善初始接地压力的分布形式和大小。

3.3　土体沉降分析

3.3.1　长宽比影响分析

从、驱动轮最大沉降及两者差值、初始平均沉降、动态平均沉降(履带静止和运动时各履带板沉降平均值)变化情况,如图 20 所示。由图 20 可知,随履带接地长宽比增大,除沉降差值无明显变化外,其余 4 种沉降近似呈线性增长。这表明履带接地长宽比增大会使集矿车履带整体下沉增大,但对履带梯形不均匀沉降形式无明显影响。图 20 与图 16 的两种接地压力均值变化趋势相对应。

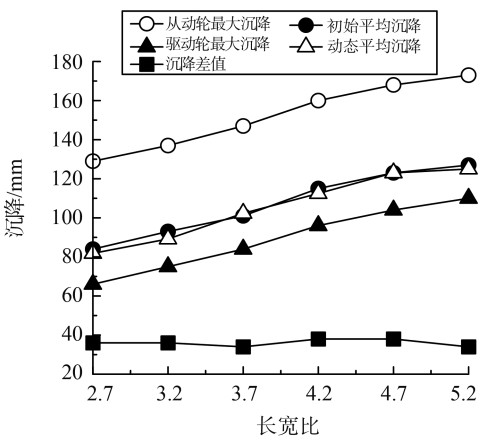


图 20　不同履带接地长宽比的土体沉降

Fig.20　Soil settlement of different track ground aspect ratio

以上结果表明履带接地压力与土体沉降存在一定联系,由不同履带接地长宽比下集矿车静止时平均沉降、式(3)得到图 21。

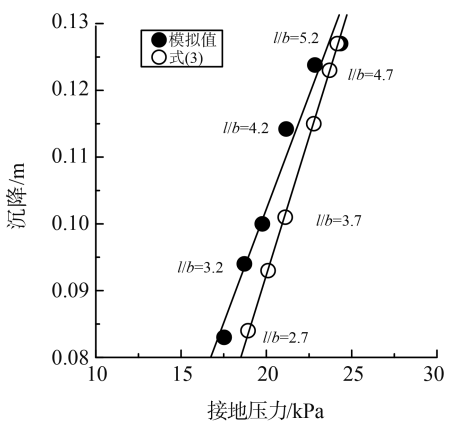


图 21　不同履带接地长宽比的沉降对比

Fig.21　Comparison of settlement amount of different track grounding aspect ratio

从图 21 知:模拟的履带接地压力-土体沉降结果与 Bekker 理论计算的结果相比,履带接地长宽比较小时,理论沉降与模拟沉降间差距相对较大;长宽比较大时,理论沉降与模拟沉降差距较小。因此,不同履带接地长宽比的接地压力-土体沉降关系基本符合 Bekker[16] 沉降公式,一定程度上证实了 Bekker 压陷模型的正确性。

3.3.2　支重轮影响分析

不同支重轮数对土体沉降的影响如图 22 所示。由图 22 可知:(1) $n \leqslant 3$ 时,从、驱动轮最大沉降下降较快,两组均值沉降则下降较慢。这表明在 $n \leqslant 3$ 时,支重轮数增加可适当减小履带整体沉降;当 $n>3$ 时,增加支重轮数对履带整体沉降无明显影响。(2) 随 n 增大,驱动轮最大沉降小于平均沉降,这是由于提高履带竖向刚度,使驱动轮最大沉降减小。(3) 随 n 增加土体沉降差增大,沉降呈梯形不均匀分布。与图 18 不同支重轮数的两种接地平均压力变化保持一致。

由于不同支重轮数下土体沉降形态差异较大,故选取履带接地段中点的初始平均沉降与式(3)得到图 23。

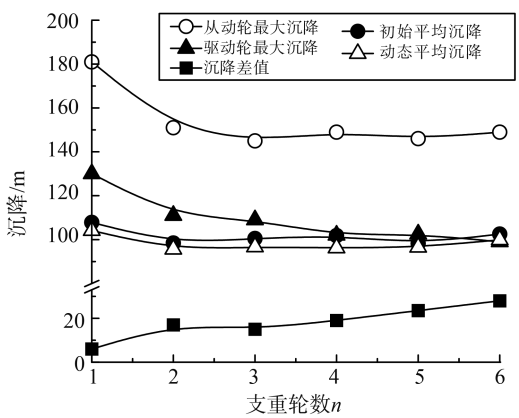


图 22　不同支重轮数的土体沉降

Fig.22　Soil settlement with different number of heavy wheels

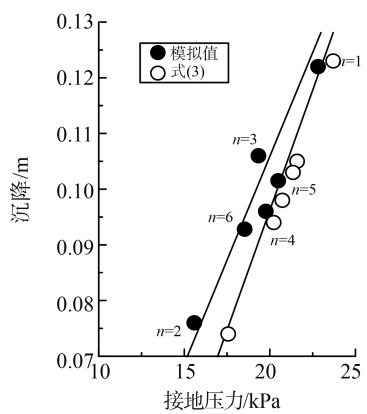


图 23　不同支重轮数的土体沉降对比

Fig.23　Comparison of soil settlement with different number of heavy wheels

由图23知,$n=2$时,支履带接地压力-土体沉降与式(3)Bekker[16]沉降差距较大。$n=1\sim6$(不含2)时,随n增大,两者差距较小。模拟结果与理论结果基本在合理范围内,不同支重轮数的履带接地压力-土体沉降关系也近似符合Bekker沉降公式,证实了Bekker压陷模型的正确性。

4 结论

通过对深海软底质土力学性质分析,本研究采用模拟直剪试验对离散元模拟底质土颗粒参数标定,利用EDEM和Recurdyn建立履带土体相互作用系统,分析履带土体动态作用机理,研究集矿车重心偏移时履带接地压力和土体沉降特性,得出如下结论。

(1)通过对模拟压陷和剪切试验结果验证分析,表明室内直剪试验与模拟直剪试验对离散元模拟底质土颗粒参数具有一定合理性,验证了离散元模拟底质土的可靠性。

(2)集矿车重心偏移时履带接地长宽比增大,接地压力向从动轮侧集中,偏心效应明显,履带初始接地压力分布不均匀。由于集矿车重量恒定,每块接地履带板面积相同,故动态接地平均压力与初始接地平均压力近似重合。此外,履带接地长宽比增大使集矿车履带整体沉降增大,但对履带梯形不均匀沉降形式无明显影响;

(3)集矿车重心偏移且$n\leqslant3$时,增加支重轮数可适当减小偏心效应,此时履带竖向刚度较小,履带初始接地压力呈现不均匀分布。当$n>3$时,支重轮数变化对偏心效应影响较小,此时履带竖向刚度较大,抵抗变形能力强,履带初始接地压力分布逐渐均匀。当履带接地长宽比和集矿车重量变化时,初始接地平均压力和动态接地平均压力不变。此外,当$n\leqslant3$时,增加支重轮数可适当减小履带整体沉降;当$n>3$时,增加支重轮数对履带整体沉降无明显影响。随支重轮数增加履带沉降逐渐呈梯形不均匀分布。

(4)不同履带接地长宽比与不同支重轮数影响的履带接地压力-土体沉降关系均近似符合Bekker压沉降公式,验证了Bekker压陷模型的正确性与适用性。

参考文献:

[1] SCHULTE E, HANDSCHUH R, SCHWARZ W. Transferability of soil mechanical parameters to traction potential calculation of a tracked vehicle[C]//Proceeding of the 5th ISOPE Ocean Mining Symposium. Tsukuba, Japan: The International Society of Offshore and Polar Engineers, 2003.

[2] 韩庆珏. 深海履带式集矿机打滑及路径跟踪控制问题研究[D].长沙:中南大学, 2014.
HAN Qingjue. Study on skidding and path tracking control of deep-sea tracked miner[D]. Changsha: Central South University, 2014.

[3] 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 Hongyun, CHEN Xinming, LIU Shaojun et al. Effects of track shoe and adhesion substrate between teeth on adhesion performance of miner[J]. Journal of Agricultural Engineering, 2010, 26(10): 140-145.

[4] CUNDALL P A, STRACK O D. A discrete numerical model for granular assemblies[J]. Geotechnique, 1979, 29(1): 47-65.

[5] FUJII H. Analysis of interaction between lunar terrain and treaded wheel by distinct element method[C]//Proceeding of the 14th International Conference of the International Society for Terrain-Vehicle Systems. Vicksburg, USA: ISTVS, 2002.

[6] KANAMORI H, AOKI S, NAKASHIMA H. Terramechanics of a micro lunar rover[M]. Missouri, USA: Engineering, Construction, and Operations in Challenging Environ-ments, 2004.

[7] ASAF Z, RUBINSTEIN D, SHMULEVICH I. Evaluation of link-track performances using DEM[J]. Journal of Terramechanics, 2006, 43(2): 141-161.

[8] 孙鹏,高峰,姚圣卓,等. 轮式月面巡视探测器月面牵引性能的预测[J]. 吉林大学学报(工学版), 2010, 40(4): 925-930.
SUN Peng, GAO Feng, YAO Shengzhuo, et al. Prediction of lunar traction performance of wheeled lunar rover[J]. Journal of Jilin University(Engineering Edition), 2010, 40(4):925-930.

[9] 李小艳,程阳锐,郑皓,等. 新一代海底履带式集矿车“鲲龙500”行走性能分析[J]. 矿冶工程, 2020, 40(5): 1-4.
LI Xiaoyan, CHENG Yangrui, ZHENG Hao, et al. Walking performance analysis of the new generation of submarine tracked mining vehicle Kunlong 500[J]. Mining and Metallurgy Engineering, 2020, 40(5):1-4.

[10] 戴瑜. 履带式集矿机海底行走的单刚体建模研究与仿真分析[D].长沙:中南大学, 2010.
DAI Yu. Single rigid body modeling research and simulation analysis of crawler miner′s seabed walking[D]. Changsha: Central South University, 2010.

(下转第182页)