

DOI: 10.11779/CJGE20240940

# 能源砂土地基中吸力筒贯入的场-域耦合数值模拟研究

司马军<sup>1</sup>, 陈志杰<sup>1</sup>, 蒋明镜<sup>2,3</sup>, 李博迪<sup>4</sup>

(1. 武汉大学土木建筑工程学院, 湖北 武汉 430072; 2. 苏州科技大学土木工程学院, 江苏 苏州 215009; 3. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 4. 中建三局集团有限公司, 湖北 武汉 430064)

**摘要:** 吸力筒具有安装简便、成本低、施工效率高等优点, 在深海能源开发中具有广泛应用前景。由于水合物在海床广泛分布, 吸力筒在深海能源土地层中吸力贯入将面临水合物性质变化带来的工程挑战。基于商业软件 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> 和含水合物多孔介质的多相流分析程序 TOUGH+HYDRATE, 针对能源砂土地基中吸力筒吸力贯入问题, 提出了一种实用的包括多场耦合与离散-连续耦合的场-域耦合数值模拟方法。首先, 模拟了不含水合物净砂地基中压入和吸力贯入过程, 与前人研究成果进行了对比, 验证了耦合方法的合理性。随后, 模拟了初始水压为 8 MPa、水合物饱和度为 10% 的能源砂土 (MHBS) 地基中吸力筒吸力贯入过程, 分析了其贯入特性。主要结论包括: ① MHBS 地基中吸力贯入时, 筒内土体“逐层开裂”, 土塞随贯入深度增加呈现“阶梯状”增高, 最终土塞高度明显大于净砂地基。② MHBS 地基中贯入阻力、吸力和排水量均显著大于净砂情况; 受地层开裂影响, 贯入阻力与吸力在数值上呈明显的波动变化, 波峰值随贯入深度增加而减少, 波谷值随贯入深度增加而增大。③吸力导致温-压-化场参数变化以及水合物部分分解, 使得能源砂土的力学强度降低; 与不考虑力学强度变化相比, 吸力筒贯入阻力与吸力有所减小, 但最终土塞高度变化不大。④MHBS 地基中, 贯入速率与贯入阻力和吸力呈正相关, 贯入速率与土塞高度的相关性较差。研究对含水合物地层中吸力筒施工有一定的参考意义。

**关键词:** 深海能源土; 吸力筒贯入; 数值模拟; 多场耦合; 离散-连续耦合

**中图分类号:** TU411      **文献标识码:** A      **文章编号:** 1000-4548(2025)12-2559-12

**作者简介:** 司马军(1972—), 男, 湖北公安人, 博士, 副教授, 主要从事地基与基础方面的教学与科研工作。E-mail: junsima@whu.edu.cn。

## Multi-field and domain coupling numerical simulation of installation of suction buckets in methane hydrate bearing sands

SIMA Jun<sup>1</sup>, CHEN Zhijie<sup>1</sup>, JIANG Mingjing<sup>2,3</sup>, LI Bodui<sup>4</sup>

(1. School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 2. School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology, Suzhou, Jiangsu, 215009, China; 3. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 4. China Construction Third Engineering Bureau Group Co., Ltd., Wuhan 430064, China)

**Abstract:** Suction buckets demonstrate many advantages such as simplified installation, low cost, and high construction efficiency, showing broad application prospects in deep-sea energy development. However, as methane hydrates (MHs) are widely distributed in seabed formations, the installation of suction buckets in marine hydrate bearing sediments will face engineering challenges caused by hydrate property variations. This study proposes a practical field-domain coupled numerical simulation method integrating multi-field coupling and discrete-continuum coupling, based on the commercial software PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> and the multiphase flow analysis program TOUGH+HYDRATE for hydrate-bearing porous media. The method addresses suction penetration issues in methane hydrate bearing sands (MHBS). Firstly, the process of jacked and suction-assisted penetration in hydrate-free clean sands are simulated and compared with previous research outcomes to validate the coupling method. Subsequently, suction penetration processes in MHBS with an initial pore pressure of 8 MPa and hydrate saturation of 10% are simulated, with penetration characteristics analyzed. Key conclusions include: (1) During the penetration in MHBS, the soil mass inside the bucket exhibits "layered cracking", and the soil plug height shows a "stepped" increase with penetration depth, ultimately exceeding that in clean sands. (2) Penetration resistance, suction pressure, and

基金项目: 国家自然科学基金重点项目 (52331010) This work was supported by Key Program of National Natural Science Foundation of China (Grant No.52331010).

收稿日期(Received): 2024-09-20 修回日期(Revised): 2025-04-01 接受日期(Accepted): 2025-04-10 网络出版日期(Online): 2025-04-11

drainage volume in MHBS significantly surpasses those in clean sand cases. Influenced by stratum cracking, both penetration resistance and suction pressure display notable fluctuations—peak values decrease while trough values increase with penetration depth. (3) Suction-induced variations in thermal-pressure-chemical fields and hydrate decomposition reduce the mechanical strength of MHBS. Compared to scenarios ignoring strength changes, penetration resistance and suction slightly decrease, while final soil plug height remains largely unaffected. (4) In MHBS, penetration rate positively correlates with penetration resistance and suction but shows weak correlation with soil plug height. This study provides valuable references for suction bucket construction in hydrate-bearing strata.

**Key words:** methane hydrate bearing sands; suction bucket installation; numerical simulation; multi-field coupling; discrete-continuous coupling

## 0 引言

深海油气资源如甲烷水合物等的商业化开发依赖长期定位的浮式海洋平台，需采用桩基锚固系统，常见锚桩形式有吸力筒（锚）、钢管桩、隔水管桩等。其中，吸力筒具有安装简便、成本低、施工效率高、锚体可反复回收利用等优点，在海洋工程中得到了广泛应用<sup>[1-3]</sup>。此外，近年来吴学震等<sup>[4]</sup>，Wu 等<sup>[5]</sup>还提出了一种新型的用于水合物开采的吸力筒装置（SCED），为实现海域天然气水合物商业化开采提供一条新思路。因此，吸力筒在深海能源开发中具有广泛应用前景。

研究表明，甲烷水合物在海底大陆架和海底边坡中广泛分布，且水合物饱和度呈浅部低（小于 25%）、深部高的分布规律（图 1）<sup>[6]</sup>。甲烷水合物的赋存需要满足低温、高压和一定化学条件，在降压、升温、盐度变化等工程扰动下会发生分解，产生甲烷气体及水，同时改变温度和盐度，使含水合物地层的力学特性发生弱化<sup>[7-9]</sup>。吸力筒的主要安装过程：先用吊机下放至海床，在其自重作用下贯入到一定深度，形成密闭空间；随后，利用泵阀系统抽出筒中的海水使筒内压力不断减小，在筒内、外的压力差（即吸力）作用下继续贯入至设计深度<sup>[1-4]</sup>。可见，吸力筒的贯入施工会使一定范围内的地层孔隙水压力降低，必然会影响含水合物地层（MHBS）的稳定性，进而影响其贯入特性。因此，结合深海条件开展在含低饱和度水合物地层中吸力筒贯入特性的研究具有重要意义。

吸力、贯沉阻力以及土塞高度等是吸力筒设计和施工中所考虑的重要指标，前人从理论、试验、模拟 3 个方面对吸力筒贯入施工进行过一系列研究。理论方面，Houlsby 等<sup>[2-3]</sup>最早提出了砂土与黏土中吸力筒贯入的经典理论公式，随后王胤等<sup>[10]</sup>在此基础上考虑砂土渗透性的变化并提出了改进公式。试验方面，李大勇等<sup>[11]</sup>、丁红岩等<sup>[1]</sup>、朱兴运<sup>[12]</sup>等进行了砂土与黏土中负压沉贯的试验研究，探究了贯沉阻力、吸力与土塞高度的发展规律。由于深海吸力筒贯入试验的难度大和成本较高，随着计算理论和方法的发展，数值

模拟成为一种重要的研究方法。模拟吸力筒贯入施工时会面临一些挑战，如贯入过程的非连续大变形问题、渗流问题。对于吸力筒贯入大变形问题，有限元(FE) 模拟时往往会导致网格畸变而使计算失败，目前的解决方法有 ALE<sup>[13-14]</sup> 和 CEL 技术<sup>[15]</sup>，以及网格重划分技术<sup>[16]</sup>、预留贯入孔道<sup>[17]</sup>等。近年来，有学者采用了 DEM+CFD 耦合的模拟方法<sup>[18-19]</sup>来反映渗透力对土颗粒的拖拽作用，利用 DEM 的优势来求解其中的非连续、大变形问题<sup>[18]</sup>。为了解决边值问题中 DEM 计算效率偏低的问题，一些学者提出了离散-连续域耦合法，即在关键或者关心的区域采用 DEM，在其他区域采用连续介质力学方法模拟<sup>[20-21]</sup>。然而，上述研究无法考虑在含水合物地层贯入施工过程中的温度-水压-力学-化学耦合作用。近年来，一些学者基于多场耦合框架探究了水合物开采中井筒稳定性<sup>[9]</sup>和海底滑坡<sup>[22]</sup>等工程问题，也有学者研究了吸力筒贯入时的水合物分解、渗流与传热规律<sup>[23]</sup>。这些框架对研究工程扰动对含水合物地层的影响具有一定的指导意义。

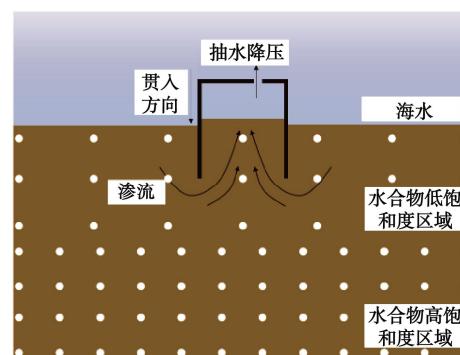


图 1 含水合物地层中吸力筒贯入示意图

Fig. 1 Schematic diagram of installation of suction bucket in MHBS

本文首先基于 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> 和水合物开采多相流的模拟程序 TOUGH+HYDRATE 构建了一种实用的场-域耦合计算框架并给出了具体实现方法。接下来，模拟了净砂地层中吸力筒贯入过程，通过与前人理论与试验成果进行对比，验证了该耦合计算方法的合理性。然后，给出了含水合物地层中吸力筒贯入过

程的模拟步骤, 研究了初始水压为 8 MPa、水合物饱和度为 10% 的能源砂土中吸力筒贯入特性。本文研究对含水合物地层中吸力筒施工有一定参考意义。

## 1 多场耦合方法

### 1.1 控制方程

TOUGH+HYDRATE 控制方程表示质量守恒方程或能量守恒方程, 前者中的  $\kappa$  为物质, 即甲烷(Methane)或水(Aqua), 后者中的  $\kappa$  表示热量, 如下所示:

$$\frac{d}{dt} \int_{V_n} M^\kappa dV = \int_{\Gamma_n} F^\kappa \cdot n d\tilde{A} + \int_{V_n} q^\kappa dV。 \quad (1)$$

式中:  $M^\kappa$ ,  $F^\kappa$ ,  $q^\kappa$  分别为质量(或热量)增量、液体通量(或热通量)和源汇项质量(或热量);  $t$  为时间;  $V_n$  为单位方向向量为  $n$  的闭合面积  $\Gamma_n$  所围成的任意体积, 流体的通量由各相态累计叠加所得。

力学计算中, PFC<sup>3D</sup> 使用离散元法(DEM)来模拟颗粒材料的行为。颗粒的运动(平动和转动)由牛顿第二定律和欧拉第二定律控制, 分别表示为

$$m_i \frac{dU_i^p}{dt} = \sum_{j=1}^{n_i^c} F_{ij}^c + F_i^g + F_{pi}^f, \quad (2)$$

$$I_i \frac{d\omega_i}{dt} = \sum_c (M_{tij} + M_{rij})。 \quad (3)$$

式中:  $m_i$  和  $I_i$  分别为粒子  $i$  的质量和转动惯量;  $U_i^p$  和  $\omega_i$  分别为平动速度和角速度;  $n_i^c$  为与颗粒  $i$  接触的粒子数;  $F_{ij}^c$  为粒子  $i$  与邻近粒子的接触力;  $F_i^g$  为颗粒的重力;  $F_{pi}^f$  为作用在粒子  $i$  上的总渗透力, 其计算方法见 1.3 节;  $M_{tij}^c$ ,  $M_{rij}^c$  分别为由切向力和滚动摩擦力引起的粒子  $j$  作用在粒子  $i$  上的扭矩。

FLAC<sup>3D</sup> 则基于有限差分法, 在计算时主要是通过对网格节点上的力进行计算, 单元体的应力状态由一对称应力张量  $\sigma_{ij}$  表示, 同时单位法线  $[n]$  的面上的牵引矢量  $[t]$  由柯西公式给出如下, 其中拉应力为正:

$$t_i = \sigma_{ij} n_j。 \quad (4)$$

假设介质中的物质点以速度  $v$  运动, 那么在无穷小的时间  $dt$  当中, 该处介质发生了距离为  $vdt$  的平移, 对应的应变率张量可写为

$$\xi_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i})。 \quad (5)$$

由动量原理的连续介质形式得到柯西运动方程:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = \rho \frac{dv_i}{dt}。 \quad (6)$$

式中:  $\rho$  为介质的密度;  $b$  为单位质量的体力;  $dv/dt$  为速度的物质导数。

### 1.2 温-压-力-化 (THMC) 胶结接触模型

本文离散元部分采用蒋明镜等提出的温-压-力-

化胶结接触模型<sup>[24]</sup>, 该模型考虑了颗粒的抗转动, 能有效地模拟砂土的力学特性, 同时将水合物视为颗粒间胶结, 能够综合考虑温度、水压、盐度对胶结参数的影响。离散元胶结参数包括胶结抗拉强度  $\sigma_t$ 、胶结抗压强度  $\sigma_c$  以及胶结模量  $E$ , 可通过水合物所处状态点与相平衡线距离的  $L$  (图 2) 由下式计算得到:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_c &= q_{\max} = 69.38L(T, P, w), \\ \sigma_t &= 69.38L(\sigma_{t,f}, T), \\ E &= 888.78L + 150.49. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中:  $P$  为水压;  $T$  为温度;  $w$  为盐度;  $L$  用于综合表征温度、水压和盐度对水合物胶结力学特性的影响<sup>[24]</sup>,

$$L = \begin{cases} |35(T_0/T) + \ln P_0/P - 35C|/\sqrt{35^2 + 1^2} & (\text{I区}) \\ |7.5(T_0/T) + \ln P_0/P - 7.5C|/\sqrt{7.5^2 + 1^2} & (\text{II区}) \\ 0 & (\text{III区}) \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $T_0$  为参考温度, 取 273 K;  $P_0$  为参考压力, 取 2.23 MPa;  $C$  为拟合参数, 用于反映盐度对  $L$  的影响,  $C = 0.00059(w/w_0)^2 + 0.00253(w/w_0) + 1$ ,  $w_0$  为参考盐度, 取 3%。

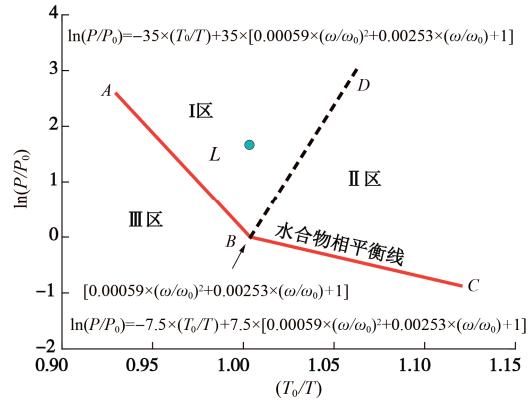


图 2 简化的水合物相平衡线<sup>[24]</sup>

Fig. 2 Method to describe MH equilibrium lines and to efficiently calculate parameter  $L$  in the DEM simulations<sup>[24]</sup>

在吸力贯入过程中, 水压的降低使得水合物状态点与相平衡线的距离减小, 水合物胶结参数随之变化。当状态点达到相平衡线时, 固态水合物开始分解为甲烷气和水, 水合物的饱和度亦相应降低。在分解过程中, 水合物处于固相与气相共存的状态, 能源砂土的力学特性主要受固态水合物的力学特性和饱和度共同影响。为了模拟分解过程中能源砂土的力学特性, 作了如下简化处理: ①在水合物相平衡线之上增加一条平行的水合物分解线, 用于 TOUGH 软件模拟水合物分解, 这样可使分解过程中固态水合物胶结仍保持一定强度和刚度; ②考虑水合物胶结半径随饱和度降低而减小, 通过不同饱和度试样的模拟, 建立微观胶结

半径乘子  $\lambda$  与水合物饱和度  $S_{\text{MH}}$  之间的关系如图 3 所示, 得到两者的拟合关系:

$$\lambda = 0.31755 S_{\text{MH}}^{0.23824} \quad (9)$$

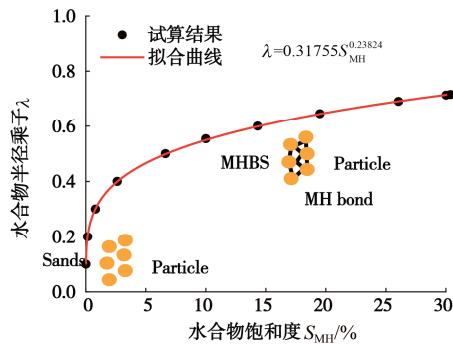


图 3 胶结半径乘子与水合物饱和度的拟合关系

Fig. 3 Relationship between radius multiplier of bonds and MH saturation

### 1.3 耦合流程及渗透力计算方法

吸力筒施工过程中, 筒内吸力在土体内部产生孔压梯度, 进而产生渗透力; 同时, 吸力会导致水合物的分解以及温-压-化参数的改变, 随之影响地层的强度、孔隙率和渗透率<sup>[10]</sup>。为考虑此耦合作用的影响, 本文构建了如图 4 所示的场-域耦合流程, 通过 Python 程序库中的 KD-Tree 模块, 建立高效的 TOUGH+HYDRATE 单元与 zone 单元、ball 单元、contact 单元之间的实时映射关系, 并通过读取与更新 INCON 等中继数据实现 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> 与 TOUGH+HYDRATE 之间的数据交换。而 PFC<sup>3D</sup> 与 FLAC<sup>3D</sup> 之间则通过建立耦合墙 (wall-zone) 以实现离散单元 (ball) 与连续单元 (zone) 的场域耦合。

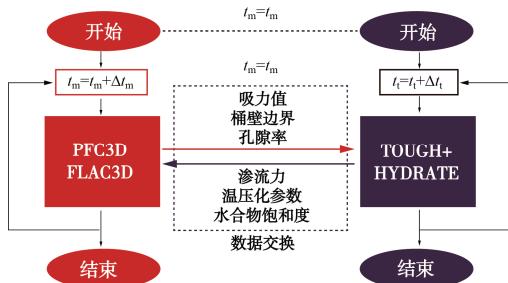


图 4 PFC+FLAC+TOUGH+HYDRATE 耦合流程图

Fig. 4 Flow chart of PFC+FLAC+TOUGH+HYDRATE

耦合的基本步骤如下: ①在 TOUGH+HYDRATE 进行 T-H-C 耦合计算, 获取孔压场、温度场、化学场、水合物饱和度以及孔压梯度; ②基于①计算结果, 在 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> 计算模型内更新渗透力、土层温-压-化参数和水合物饱和度, 进行新贯入步的力学计算; ③将力学模块计算的地层孔隙率、筒内吸力值以及筒壁边界条件等传递给 TOUGH+HYDRATE, 完成一次贯入耦合步计算。值得说明的是, 由于净砂和含低饱

和度水合物砂土的渗透率一般较大, 故在力学计算时不考虑筒底挤压产生的超静孔压。

总渗透力的计算与施加方法如下。首先, 通过 TOUGH+HYDRATE 中孔压梯度计算出每个网格单元上的渗透力矢量; 随后, 在 PFC<sup>3D</sup> 中, 根据颗粒体积将渗透力分配至对应的颗粒球体上; FLAC<sup>3D</sup> 中网格单元的渗透力采用相同部位 TOUGH+HYDRATE 网格单元的计算结果, 并分配至相应单元的节点上。作为简化, 将超出 TOUGH+HYDRATE 计算域的颗粒的渗透力设置为 0, 如下所示:

a) PFC 颗粒

$$F_{bi} = \begin{cases} F_{\text{mesh}} \cdot \frac{V_{pi}}{\sum_{j=1}^n V_{pj}} & (\text{T+H网格范围内}) \\ 0 & (\text{T+H网格范围外}) \end{cases}, \quad (10a)$$

b) FLAC 单元

$$F_{zi} = F_{\text{mesh}} \quad (10b)$$

式中:  $F_{\text{mesh}}$  为 TOUGH+HYDRATE 计算得到的任意网格的渗透力矢量;  $n$  为当前网格中包含颗粒的数目;  $V_{pi}$  为该网格中任意球颗粒的体积,  $F_{bi}$  为作用在该颗粒上的渗透力;  $F_{zi}$  为该网格对应的 FLAC<sup>3D</sup> 单元所受渗透力。

PFC<sup>3D</sup> 模型中的孔隙率  $\phi$  通过下式计算并传递至 TOUGH+HYDRATE, 并自动更新其中的渗透率:

$$\phi = 1 - \frac{V_{\text{solid}}}{V_{\text{mesh}}} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n V_{bi}}{V_{\text{mesh}}} \quad (11)$$

孔隙率更新渗透率  $k$  的方法为<sup>[25]</sup>

$$\frac{k}{k_0} = \exp \left[ \gamma \left( \frac{\phi}{\phi_0} - 1 \right) \right] \quad (12)$$

式中:  $V_{\text{mesh}}$  为某 TOUGH+HYDRATE 网格体积;  $V_{\text{solid}}$  为该网格中包含的颗粒总体积;  $V_{bi}$  为单个颗粒体积;  $k_0$  为初始渗透率;  $\gamma$  为经验系数, 本文取 5。

由于 FLAC<sup>3D</sup> 单元仅发生小变形, 故忽略 FLAC<sup>3D</sup> 单元的孔隙率变化。

## 2 吸力筒模型建立及净砂地基贯入验证

### 2.1 吸力筒模型

根据工程中常用吸力筒参数<sup>[3]</sup>, 选用吸力筒原型尺寸为直径  $D \times$  筒高  $H \times$  壁厚  $t = 8 \text{ m} \times 8 \text{ m} \times 0.2 \text{ m}$ ,  $H/D=1$ ,  $t/D=2.5\%$ , 该吸力筒可视为刚性结构。根据计算模型的轴对称特点, 参考文献[18]的方法, 取 1/6 完整圆柱模型进行分析。如图 5 所示, 计算域的竖向

高度为  $2H$ , 水平方向半径为  $2D$ 。考虑到 PFC<sup>3D</sup> 的计算效率, 将原型尺寸缩小至 1/1000 进行建模, 即模型尺寸为直径×筒高×壁厚=8 mm×8 mm×0.2 mm。计算模型得到的各物理量结果按离心原理放大后可得到工程原型的结果。为了考虑浮力的影响, 根据文献[26]确定重力加速度为  $n_g = 622g$  ( $g = 9.8 \text{ m/s}^2$ )。此外, 为进一步提高计算效率, 引入 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup> 的离散-连续域耦合模型, 其中, PFC<sup>3D</sup> 模拟区域半径为  $1D$ 、高度为  $1.25H$ , 为吸力筒贯入影响最大的区域; 其余计算域均采用 FLAC<sup>3D</sup> 模拟。吸力贯入过程中地层的 T-H-C 场计算采用 TOUGH+ HYDRATE, 其计算网格与上述计算域重合。刚性吸力筒采用墙体单元模拟, 在贯入过程中限制筒半径方向的位移。模型底部设置为固定边界, 四周设置为法向约束。

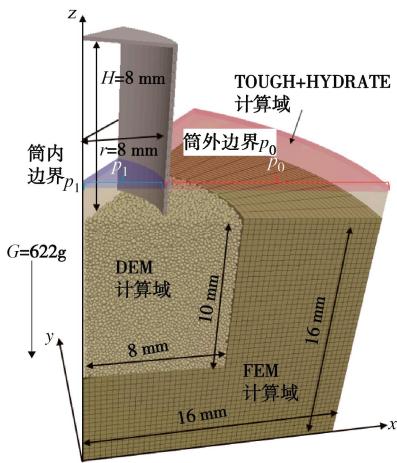


图 5 吸力筒计算模型

Fig. 5 Simulation model for installation of suction bucket

PFC<sup>3D</sup> 模拟区域采用丰浦砂粒径, 其范围为  $0.1\sim 0.3 \text{ mm}$ , 初始孔隙率为 0.42, 颗粒级配与模型参数采用已标定模型的结果<sup>[24]</sup>; FLAC<sup>3D</sup> 区域采用莫尔-库仑模型。由于 FLAC<sup>3D</sup> 区域受吸力筒贯入的影响较小, 作为简化, 认为其力学性质在贯入过程中不发生变化。净砂和能源砂土模型参数取值见表 1。

表 1 PFC<sup>3D</sup> + FLAC<sup>3D</sup> 模型参数

Table 1 Parameters in PFC<sup>3D</sup> + FLAC<sup>3D</sup>

模型参数	取值
颗粒模量 $E_p / (\text{N} \cdot \text{m}^{-2})$	$7 \times 10^8$
颗粒法向-切向刚度比 $\xi$	5
颗粒抗转动系数 $\beta$	0.25
颗粒局部破碎系数 $\zeta$	4
颗粒间摩擦系数 $\mu$	0.5
水合物临界长细比	0.05
水合物胶结半径乘子 $\lambda$ 初值	0(净砂); 0.57(MHBS)
体积模量/MPa	100(净砂); 400(MHBS)
泊松比	0.32
内摩擦角 $\theta / {}^\circ$	29
黏聚力/kPa	500(MHBS)

TOUGH+HYDRATE 模型参数参考中国南海地层条件<sup>[27]</sup>, 参数如表 2 所示。取海床深度 800 m, 即海床压强为 8 MPa, 海床温度为 5°C, 盐度 3.5%。此处海水温度随深度存在 37.6°C/km 的梯度, 但由于本模型代表的实际地层厚度为 20 m 左右, 温度变化幅度很小, 故认为温度均匀分布。考虑到在海底表层一定深度内水合物饱和度一般较低(小于 25%), 本文取水合物初始饱和度  $S_{\text{MH}} = 10\%$  进行初步探究, 水合物生成和分解模型采用平衡模型<sup>[28]</sup>。

表 2 TOUGH+HYDRATE 模型参数

Table 2 Parameters in TOUGH+HYDRATE

模型参数	取值
渗透系数/m <sup>2</sup>	$1 \times 10^{-13}$
孔隙率	0.42
海床压力/MPa	8
海床温度/°C	5
盐度/%	3.5
Van Genuchten 指数	0.45
大气压强/Pa	$10^5$
颗粒密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	2650
热传递系数/(W·m <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> )	3.1
土体比热容/(J·kg <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> )	1000
初始水合物饱和度/%	10

## 2.2 贯入施工模拟流程

吸力筒贯入模拟采用速率控制, 设置贯入速率  $v$  为  $1 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 。每一个耦合步所施加的吸力  $p_s$  (即筒内外压力差) 采用反算法<sup>[18]</sup>, 换算关系为

$$p_s = \frac{R_{\text{total}}}{\pi r^2} \quad . \quad (13)$$

式中:  $p_s$  为吸力大小;  $r$  为吸力筒内半径;  $R_{\text{total}}$  为上一计算步的总贯入阻力(扣除自重贯入阻力)。

吸力贯入施工的模拟步骤: ①场地生成。首先使用 FLAC<sup>3D</sup> 模型进行地应力平衡, 然后移除部分区域并固定单元节点, 在移除区域使用分层制样<sup>[21]</sup>的方法生成 PFC<sup>3D</sup> 模型并达到平衡, 接着释放 FLAC<sup>3D</sup> 节点(维持原有边界条件不变), 最终在自重作用下使 FLAC<sup>3D</sup> 与 PFC<sup>3D</sup> 模型协同计算至平衡收敛状态。②自重贯入。取贯入深度为  $H/5$  ( $H$  为筒高) 作为净砂地基自重贯入的终点, 该总贯入阻力即为自重贯入阻力。③吸力贯入。在自重贯入结束后, 使用吸力贯入的耦合程序进行吸力贯入模拟。贯入的终止条件为筒顶接触内部土体表面。作为对比, 还模拟了净砂地基中压力贯入施工的情况。

## 2.3 净砂地基中吸力筒贯入结果验证

### (1) 土体变形与土塞高度

吸力筒吸力贯入过程中净砂地基位移场如图 6 所示。随着贯入的进行, 筒壁附近的土体随筒体移动产生向下的位移; 而筒内土体则主要在渗流作用下产生向上的隆起位移, 形成土塞。这与前人试验结果<sup>[11, 18, 29]</sup>

一致。净砂地基中吸力贯入的土塞高度发展过程如图 7 所示。由图 7 可知, 土塞高度呈现出“先快后慢”的发展趋势, 土塞高度的变化规律与前人砂土试验结果<sup>[12]</sup>有着较好的一致性。

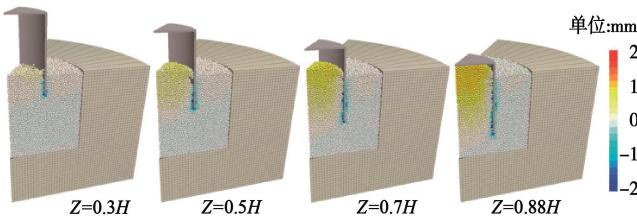


图 6 净砂地基的吸力贯入竖向位移场

Fig. 6 Vertical displacement fields during suction-assisted penetration in clean sands

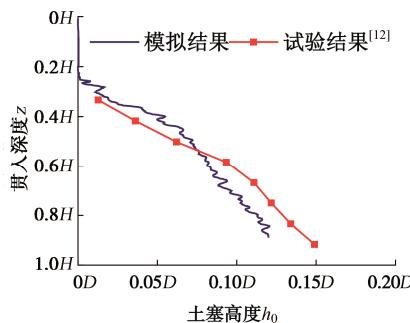


图 7 净砂地基的土塞高度发展

Fig. 7 Variations of soil plug height in clean sands

## (2) 贯入阻力与吸力

由图 8 可知, 净砂地基中压力贯入和吸力贯入的总阻力  $R_{\text{total}}$  均随贯入深度  $Z$  增加而增大, 模拟结果与 Housby 等<sup>[2]</sup>理论结果相符。由图 8 还可看出: 吸力贯入时筒内壁摩阻力  $R_{\text{in}}$ 、外壁摩阻力  $R_{\text{out}}$  与尖端阻力  $R_{\text{tip}}$  均显著小于压力贯入, 前者的总阻力  $R_{\text{total}}$  约为后者的 1/3。这些与前人研究的规律<sup>[18-19]</sup>一致。由图 9 可知, 吸力随贯入深度  $Z$  增加而增大, 模拟结果也与理论结果<sup>[2]</sup>相符。值得一提的是, 由于筒底和筒壁与土体之间接触的不断消失与生成<sup>[18]</sup>, 使得上述贯入阻力与吸力发展均呈锯齿状变化。

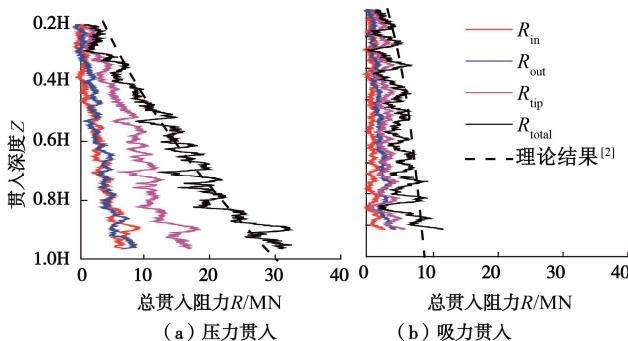


图 8 净砂地基的贯入阻力

Fig. 8 Variations of penetration resistance in clean sands

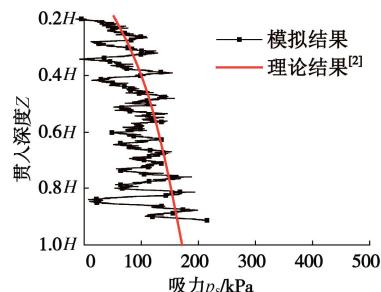


图 9 净砂地基的贯入吸力

Fig. 9 Variations of suction pressure in clean sands

## (3) 渗透力

净砂地基中土颗粒的渗透力分布如图 10 所示。由图可知, 贯入过程中筒内、筒外渗透力分布较为均匀, 且筒内侧大于筒外侧, 较大的渗透力主要集中在筒底与筒内地表附近。以上模拟结果与前人模拟的渗流速度分布规律<sup>[18]</sup>有着较好的一致性。

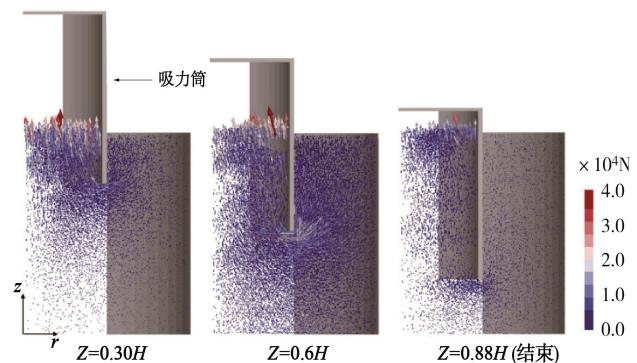


图 10 净砂地基中土颗粒的渗透力

Fig. 10 Seepage force in soil particles within clean sands

综上, 净砂地基中吸力筒贯入过程模拟结果与前人研究成果较吻合, 验证了上述耦合计算方法能较好地模拟吸力筒贯入的大变形和流固耦合过程。

## 3 能源砂土 (MHBS) 地基中吸力筒贯入模拟结果及分析

### 3.1 土体变形与贯入吸力

如图 11 所示, 在 MHBS 地基中吸力贯入时, 筒内土体颗粒整体向上移动, 与净砂地基不同的是, 靠近筒壁的土体颗粒随筒体下沉量很小。另外, 随着贯入深度增加, 筒内土体发生“逐层开裂”, 裂缝 1~裂缝 4 按一定间距依次产生。该分层开裂现象与文献[1]试验结果类似。如图 12 所示, 与净砂地基中土塞高度折线性发展不同, MHBS 地基中土塞高度随贯入深度增大呈现“阶梯状”发展, 即, 在筒内新裂缝产生之前, 土塞高度基本不变; 筒内新裂缝产生后, 土塞高度先迅速增加, 然后达到稳定, 甚至略有下降。贯入结束时, MHBS 地基的土塞高度明显超过净砂地基, 本算例中两者比值超过 3。

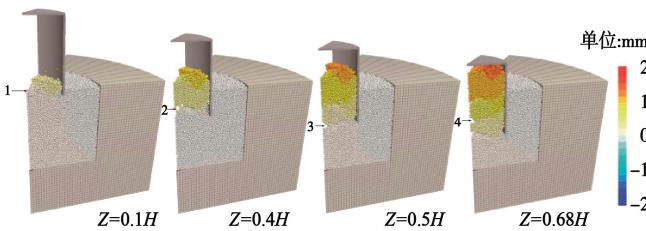


图 11 MHBS 地基中竖向位移场

Fig. 11 Vertical displacement fields in MHBS

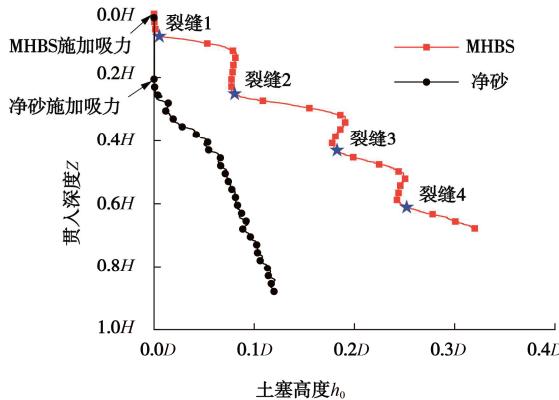


图 12 MHBS 地基中土塞高度发展

Fig. 12 Development of soil plug height in MHBS

如图 13 所示, 和净砂地基相比, MHBS 地基中贯入阻力数值波动更加明显, 阻力波峰值约为净砂情况的 30 倍, 波谷值约为净砂情况的 (2~3) 倍; 阻力达到峰值的贯入深度与产生裂缝的贯入深度具有较好的一致性, 表明筒内土产生开裂后贯入阻力迅速降低。另外, 随着贯入深度增加, 贯入阻力波峰值有减小的趋势, 但波谷值有增大趋势。如图 14 所示, MHBS 地基中贯入吸力也明显大于净砂地基, 吸力峰值变化范围为 4~5 MPa。上述波动现象与地基开裂的卸载作用密切相关, 详见 3.2 节分析。

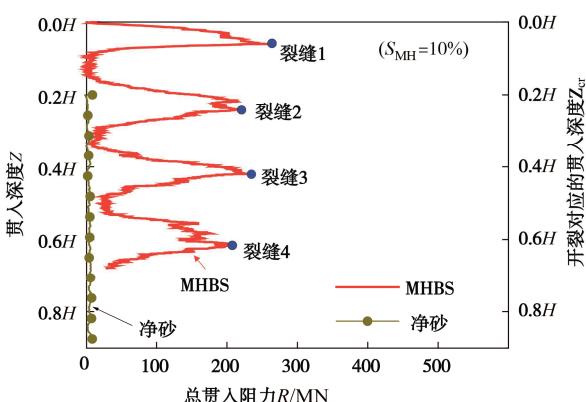


图 13 MHBS 地基中贯入总阻力

Fig. 13 Variations of total penetration resistance in MHBS

### 3.2 地基渗透力、竖向应力分布及变形破坏机理分析

如图 15 所示, 在吸力贯入过程中, MHBS 地基中土颗粒的渗透力数值远大于净砂地基 (图 10), 原

因是 MHBS 地基强度更高, 贯入所需吸力 (即筒内外压力差) 更大。另外, 由图 15 还可发现, 筒内土体产生横向裂缝后, 开裂区域的渗透力明显减小。这是由于土体产生裂缝后, 贯入吸力明显减小 (图 14), 同时局部渗透系数增大, 使得地基渗流场发生变化。

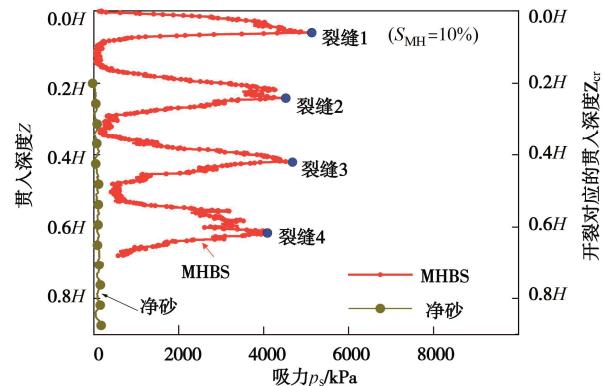


图 14 MHBS 地基中贯入吸力

Fig. 14 Variations of suction pressure in MHBS

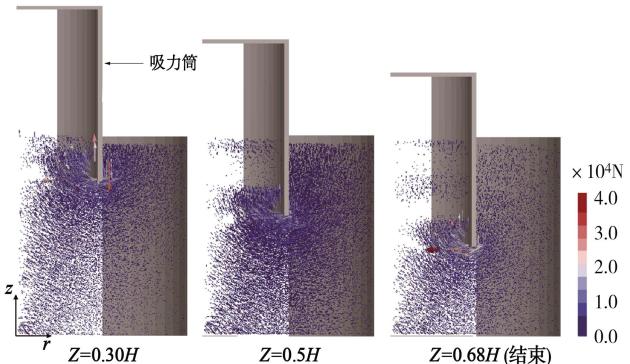
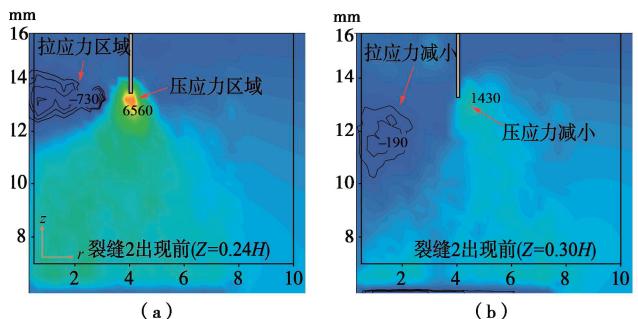


图 15 MHBS 地基中土颗粒的渗透力

Fig. 15 Seepage force in soil particles within MHBS

以裂缝 2 为例, MHBS 地基在开裂前、后的竖向应力分布如图 16 所示。由图 16 (a) 可知, 在裂缝 2 产生前, 筒内土体出现拉应力集中区, 筒底尖端则出现压应力集中区。由图 16 (b) 可知, 裂缝 2 产生后, 筒内拉应力和筒底压应力迅速降低, 反映了开裂的卸载作用。如图 16 (c), 随着贯入深度继续增加, 筒内在裂缝 2 以下逐渐产生新的拉应力集中区, 筒底尖端压应力也同步增长, 直至产生裂缝 3。由此可见, 伴随筒内土体开裂, 地基应力产生了较大波动。



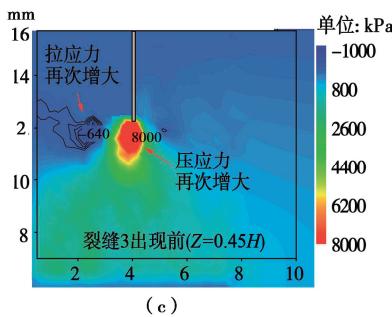


图 16 MHBS 地基中竖向应力分布

Fig. 16 Vertical stress contours in MHBS

根据以上地基渗透力和竖向应力的变化, 可以对 3.1 节中筒内土体“逐层开裂”和贯入阻力波动现象进行解释如下: ①在吸力贯入初期, 在渗透力和筒体贯入作用下, 筒内土体产生拉应力集中区, 在筒底尖端土体产生压应力集中区, 使得贯入阻力增大(以尖端阻力为主)。②当贯入到某一深度, 土体拉应力达到抗拉强度, 筒内土体便发生第一次开裂; 由于开裂的卸载作用, 筒内拉应力与筒底尖端压应力迅速降低, 使得贯入阻力也迅速减小。③随着贯入深度继续增加, 第一开裂面以下产生新的拉应力集中区, 筒底尖端压应力也同步增大, 使得贯入阻力再次增大; 当贯入到一定深度后, 土体拉应力重新达到抗拉强度, 进而产生第二次开裂, 同时贯入阻力再次减小; 如此依次发生第三次、第四次开裂, 形成“逐层开裂”, 并出现贯入阻力波动变化的现象。

同样, 3.1 节中筒内土塞“阶梯状发展”也可解释如下: 土体开裂之前, 含水合物土体的强度和刚度均较大, 在向上渗透力作用下隆起变形小。土体开裂后, 由于开裂的卸载作用, 开裂面以上的土柱在渗透力作用下迅速向上移动, 表现为土塞高度快速增加; 同时, 由于开裂后吸力降低, 土柱所受渗透力减小, 在筒壁摩阻力和自重作用下, 土塞高度又逐步稳定, 甚至出现下降。因此, 土塞高度呈现阶梯状变化。

### 3.3 温度场、孔压场、化学场

MHBS 地基中温度场、孔压场、盐度场随吸力筒贯入深度的变化如图 17~19 所示。由图 17 可知, 在吸力贯入初期 ( $Z = 0.25H$ ), 由于孔压降低, 水合物分解吸热降温, 筒内地表温度降低明显, 筒内一定深度范围内的土体温度也随之降低; 随着贯入深度增加, 土体降温的范围由筒内向筒外逐渐增大。由图 18 可知, 在贯入初期, 地层孔压的降低区主要集中在筒内; 随着贯入的进行, 降压区范围变大并逐渐传递至筒外侧。由图 19 可知, 地层盐度在贯入过程中降低幅度较小, 其发展与分布规律与温度场较为类似。

### 3.4 水合物饱和度与微观胶结强度变化

在吸力贯入过程中, 水合物饱和度和微观胶结强

度的变化如图 20~22 所示。由图 20 可知, 水合物最先从筒内地表发生分解, 筒内水合物饱和度降低幅度最大; 随着贯入深度增加和吸力传递, 筒底和筒外一定范围内的水合物也相继发生分解, 水合物饱和度也有所降低。同样, 由图 21 可知, 筒内地表附近的胶结抗拉强度  $\sigma_t$  最先减小, 且减小范围沿吸力传递方向逐渐扩大; 随着贯入深度增加, 胶结抗拉强度  $\sigma_t$  的降低幅度逐渐增大。值得注意的是, 由于水合物分解导致筒外地表附近的温度降低, 使得胶结强度略有增高。由图 22 可知, 水合物胶结参数半径乘子  $\lambda$  随贯入深度增加而逐步减小, 与水合物饱和度的变化规律一致。

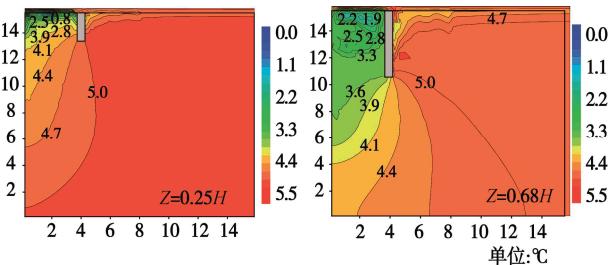


图 17 温度场

Fig. 17 Temperature fields

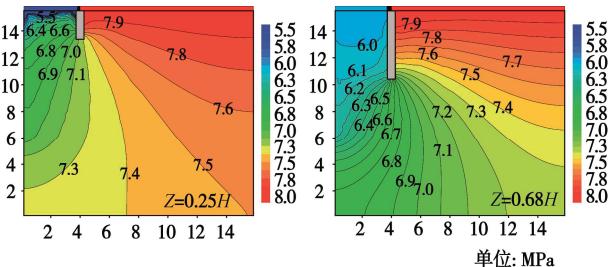


图 18 孔压场

Fig. 18 Pore pressure fields

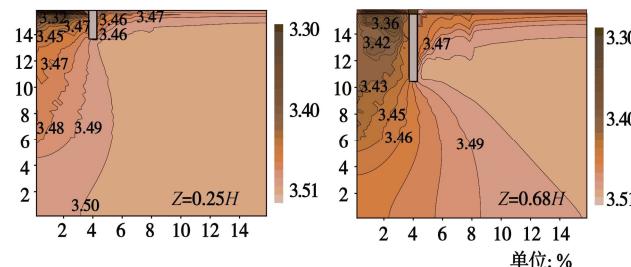


图 19 盐度场

Fig. 19 Salinity fields

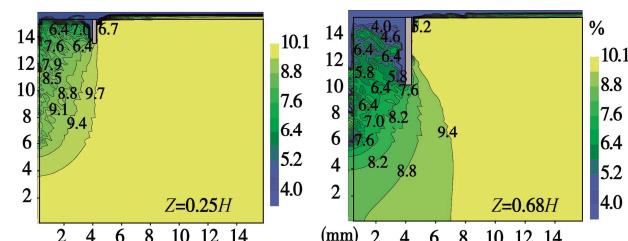
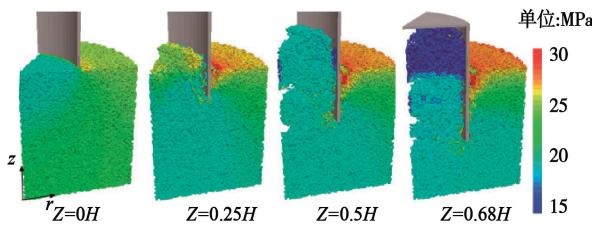
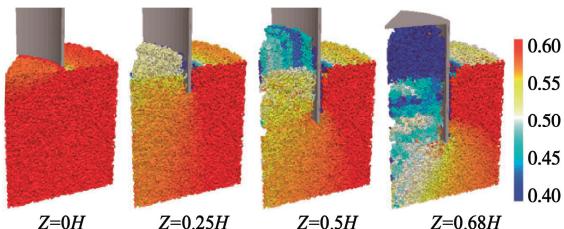


图 20 水合物饱和度

Fig. 20 MH saturation fields

图 21 能源砂土胶结抗拉强度  $\sigma_t$ Fig. 21 Tensile strength  $\sigma_t$  of bonds in MHBS图 22 能源砂土胶结半径乘子  $\lambda$ Fig. 22 Radius multiplier  $\lambda$  of bonds in MHBS

### 3.5 产气量与排水量

MHBS 地基贯入过程中的产气量与排水量如图 23 所示。由图 23 可知, MHBS 地基的产气量和排水量随贯入深度均呈阶梯状增长, 主要原因是受前述贯入吸力波动变化的影响。MHBS 地基的最终产气量约为 0.7 t, 最终排水量约为 90 t, 排水量约为净砂地基情况(约 13 t)的 7 倍。鉴于甲烷的溶解度较低, 排水过程中伴随着未溶解的甲烷气体, 因此在筒体安装时需采取排气和抽气的措施, 类似水合物降压开采的模式。

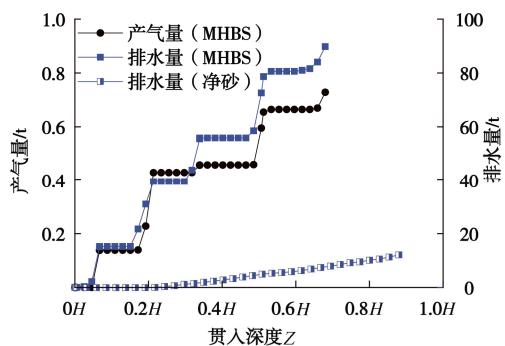


图 23 产气量与排水量

Fig. 23 Gas production and drainage volume

### 3.6 能源砂土力学强度变化对贯入特性的影响

在吸力贯入过程中, 由于水合物饱和度和微观胶结强度的减小, 能源砂土的宏观力学强度必然降低。为了分析能源砂土的力学强度变化对贯入特性的影响, 考虑了两种计算模型, 其中, 模型 A 考虑土体力学强度的降低, 模型 B 则不考虑。由图 24(a)可知, 模型 A 的贯入阻力整体上小于模型 B; 随着贯入深度增加, 模型 A 的峰值贯入阻力逐渐减小, 而模型 B 则

变化不大, 两者的差别越来越明显。在图 24(b)中, 模型 A 中土塞高度快速增长阶段(即筒内土体开裂阶段)对应的贯入深度均小于模型 B 的贯入深度, 但是两者的最终土塞高度基本相同。这说明模型 A 中筒内土体开裂对应的贯入深度更浅。

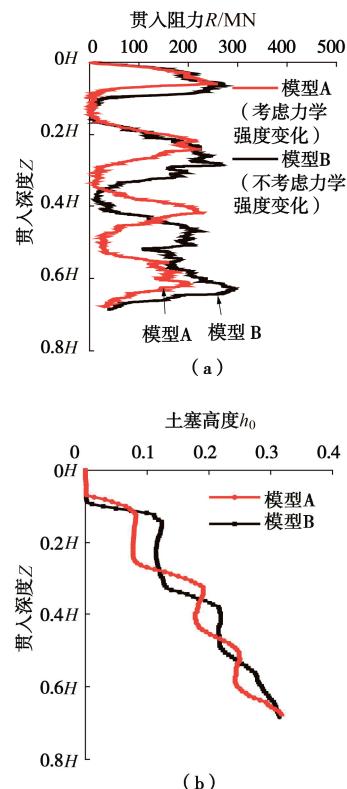


图 24 模型 A 与模型 B 贯入阻力与土塞高度对比

Fig. 24 Comparison of penetration resistance and soil plug height between model A and model B

### 3.7 贯入速率对贯入阻力和土塞高度的影响

3 种贯入速率( $0.5v$ ,  $v$ ,  $2v$ )的计算结果对比如图 25 所示。由图 25(a)可知, 随着贯入速率减小, 贯入阻力整体上有所降低, 也意味着贯入吸力降低。该现象符合一般贯入试验规律<sup>[30]</sup>。由图 25(b)可知, 在相同的贯入深度下, 贯入速率与土塞高度无明显相关性。该现象与前人粉质黏土中试验结果<sup>[1]</sup>相似。分析其原因:①贯入速率降低时, 水合物分解更为充分, 筒内土体强度更低, 有利于土塞高度的发展; ②贯入速率降低时贯入阻力以及吸力减小, 吸力的降低导致向上渗透力减小, 对土塞高度的发展有抑制作用。因此, 在正反两方面效应作用下, 贯入速率与土塞高度的相关性较差。

### 3.8 讨论

上述算例选取初始水压为 8 MPa、水合物饱和度为 10% 的能源砂土地基进行了模拟, 计算成果应用于实际工程时, 有 4 点值得进一步讨论。

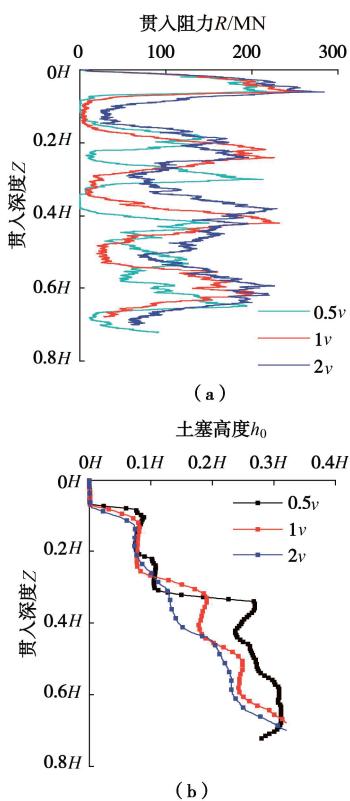


图 25 贯入速率的影响

Fig. 25 Effects of penetration rate

(1) 吸力筒的贯入失效机制。算例结果表明,由于 MHBS 地基强度远高于净砂地基, 贯入吸力和排水量较大, 使得筒内土体产生逐层开裂破坏, 并产生更大的土塞高度。其贯入失效机制主要包括两方面: ① 由于所需的贯入吸力过大, 导致筒体结构破坏或者无法贯入; ② 由于土塞高度过大, 导致吸力筒贯入深度达不到设计要求。算例中峰值贯入吸力超过 4 MPa, 土塞高度发展到了  $0.35D$ , 从工程尺度看, 均已经超出常规吸力筒结构的工作范围。为了避免贯入失效, 需要加强筒体结构或者采取措施来减小贯入阻力。前文提到减小贯入速率能在一定程度上降低贯入阻力, 但会降低施工效率。笔者认为应优先借助水合物联合开采的思路, 如采取筒底辅助电加热技术或者化学方法, 提高筒底水合物的分解程度, 进一步降低贯入阻力以减小贯入吸力和土塞高度。

(2) 筒内土体的破坏模式。本算例中由于筒内水合物饱和度降低幅度较小, 能源砂土仍具有较高的黏结强度和刚度, 使得贯入阻力和吸力较大, 进而在筒内产生较大的向上渗透力。因此, 筒内土体易产生层状开裂破坏并形成土塞。值得注意的是, 当筒内水合物饱和度降低幅度较大, 或者水合物胶结在贯入前完全消失时, 则可能发生类似净砂的隆起破坏。

(3) 初始水压的影响。本算例中选取的初始水压为 8 MPa (800 m 水深), 水合物初始状态点离相平衡

线较远, 水合物的初始强度较大, 需要较大的降压才能产生水合物分解, 故所需的贯入吸力较大。若减小初始水压, 如选取 500~600 m 水深, 此时水合物的初始强度较小, 且较小的降压就能使水合物发生分解, 则所需贯入吸力将大幅减小。因此, 建议尽量选择水深较浅的海域开展吸力筒施工。

(4) 水合物分解过程的模拟。为了模拟分解过程中水合物胶结仍然具有一定强度和刚度, 本文在耦合分析时对水合物相平衡状态作了简化处理, 即将 TOUGH 模拟水合物分解的相平衡线 (即水合物分解线) 略高于 PFC 模拟水合物力学特性的相平衡线。由于缺少水合物的相关试验资料作为参考, 上述处理方法仅仅是一种尝试, 有待进一步完善。

## 4 结 论

本文提出一种基于 PFC<sup>3D</sup>+FLAC<sup>3D</sup>+TOUGH+HYDRATE 的吸力筒吸力贯入的场-域耦合计算方法。首先通过净砂地基贯入过程模拟验证了耦合方法, 然后选取初始水压为 8 MPa、含低饱和度 ( $S_{\text{MH}} = 10\%$ ) 水合物的能源砂土 (MHBS) 地基, 对吸力筒贯入过程进行了模拟并分析了其贯入特征。

(1) MHBS 地基吸力贯入时, 筒内土体“逐层开裂”, 土塞随贯入深度增加呈现“阶梯状”增高, 最终土塞高度超过净砂情况。

(2) MHBS 地基中贯入阻力、吸力及排水量均显著大于净砂地基情况; 受地层开裂影响, 贯入阻力和吸力的数值呈现明显的波动变化, 波峰值随贯入深度增加而减少, 波谷值随贯入深度增加而增大。

(3) 吸力导致地基温-压-化场参数变化以及水合物部分分解, 使得能源砂土的力学强度降低; 与不考虑地基力学强度变化相比, 吸力筒贯入阻力有所减小, 但最终土塞高度变化不大。

(4) MHBS 地基中, 贯入速率与贯入阻力和吸力呈正相关, 贯入速率与土塞高度的相关性较差。

需要注意的是, MHBS 地基中吸力筒吸力贯入所需要的峰值吸力较大, 在实际工程中应采取减小吸力措施, 防止地层开裂后土塞高度发展过快或吸力筒贯入失败。由于缺乏相关试验成果, 此数值模拟研究是尝试性的, 结论有待进一步验证。另外, 还需要继续开展不同水合物饱和度、初始水压、土性情况下含水合物地层的贯入特性和机理研究。

**利益冲突声明/Conflict of Interests:** 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

**作者贡献/Authors' Contributions:** 司马军、陈志杰、蒋明镜参与数值方法框架建立; 司马军、陈志杰参与模拟工况设计; 陈

志杰完成模拟方法数值化和工况模拟; 司马军、陈志杰、蒋明镜、李博迪参与论文写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。The numerical method framework was designed by SIMA Jun, CHEN Zhijie and JIANG Mingjing. The simulation experiment was designed by SIMA Jun and CHEN Zhijie. The numerical method and experimental simulation were completed by CHEN Zhijie. The manuscript was drafted and revised by SIMA Jun, CHEN Zhijie, JIANG Mingjing and LI Bodi. All the authors have read the last version of paper and consented for submission.

## 参考文献:

- [1] 丁红岩, 刘振勇, 陈 星. 吸力锚土塞在粉质黏土中形成的模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(4): 441-444. (DING Hongyan, LIU Zhenyong, CHEN Xing. Model tests on soil plug formation in suction anchor for silty clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(4): 441-444. (in Chinese))
- [2] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in sand[J]. Geotechnical Engineering, 2005, **158**(3): 135-144.
- [3] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in clay and other materials[J]. Geotechnical Engineering, 2005, **158**(2): 75-82.
- [4] 吴学震, 叶鸿宇, 李大勇, 等. 海域天然气水合物吸力筒式开采装置及方法[J]. 海洋工程, 2022, **40**(6): 1-10. (WU Xuezhen, YE Hongyu, LI Dayong, et al. A novel suction cylinder-type exploitation device and approach for marine natural gas hydrate[J]. The Ocean Engineering, 2022, **40**(6): 1-10. (in Chinese))
- [5] WU X Z, GUO G Q, YE H Y, et al. Development of a novel suction cylinder exploitation device for marine natural gas hydrate and the feasibility studies[J]. Ocean Engineering, 2024, **292**: 116518.
- [6] MASLIN M, OWEN M, BETTS R, et al. Gas hydrates: past and future geohazard?[J]. Philosophical Transactions Series A, Mathematical, Physical, and Engineering Sciences, 2010, **368**(1919): 2369-2393.
- [7] RUTQVIST J, MORIDIS G J. Numerical studies on the geomechanical stability of hydrate-bearing sediments[J]. SPE Journal, 2009, **14**(2): 267-282.
- [8] SONG Y C, ZHU Y M, LIU W G, et al. Experimental research on the mechanical properties of methane hydrate-bearing sediments during hydrate dissociation[J]. Marine and Petroleum Geology, 2014, **51**: 70-78.
- [9] SUN J X, NING F L, LEI H W, et al. Wellbore stability analysis during drilling through marine gas hydrate-bearing sediments in Shenhua area: a case study[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2018, **170**: 345-367.
- [10] 王胤, 朱兴运, 杨 庆. 考虑砂土渗透性变化的吸力锚沉贯及土塞特性研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(1): 184-190. (WANG Yin, ZHU Xingyun, YANG Qing. Installation of suction caissons and formation of soil plug considering variation of permeability of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(1): 184-190. (in Chinese))
- [11] 李大勇, 张雨坤, 高玉峰, 等. 中粗砂中吸力锚的负压沉贯模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(12): 2277-2283. (LI Dayong, ZHANG Yukun, GAO Yufeng, et al. Model tests on penetration of suction anchors in medium-coarse sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(12): 2277-2283. (in Chinese))
- [12] 朱兴运. 吸力锚基础负压沉贯阻力及土塞形成机理研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2018. (ZHU Xingyun. Study on Negative Pressure Penetration Resistance of Suction Anchor Foundation and Formation Mechanism of Soil Plug[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018. (in Chinese))
- [13] ZHOU H J, RANDOLPH M F. Large deformation analysis of suction caisson installation in clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2006, **43**(12): 1344-1357.
- [14] 吕 阳, 王 胤, 杨 庆. 吸力式筒形基础沉贯过程的大变形有限元模拟[J]. 岩土力学, 2015, **36**(12): 3615-3624. (LÜ Yang, WANG Yin, YANG Qing. Large deformation finite element simulation of suction bucket foundation during penetration[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(12): 3615-3624. (in Chinese))
- [15] QIU G, HENKE S, GRABE J. Application of a Coupled Eulerian - Lagrangian approach on geomechanical problems involving large deformations[J]. Computers and Geotechnics, 2011, **38**(1): 30-39.
- [16] VÁSQUEZ L F G, MANIAR D R, TASSOULAS J L. Installation and axial pullout of suction caissons: numerical modeling[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, **136**(8): 1137-1147.
- [17] ZEINODDINI M, MOUSAVI S A, ABDI M R. Simulation of suction caisson penetration in seabed using an adaptive mesh technique[J]. Procedia Engineering, 2011, **14**: 1721-1728.
- [18] ZHANG P Y, MU L L, LU Y M, et al. Microscopic insights into suction bucket installation in sand: Coupled coarse-grained CFD-DEM simulations[J]. Computers and

- Geotechnics, 2024, **167**: 106060.
- [19] YANG Y F, BAO J J, YANG H, et al. Microscopic analysis of the influence of soil properties on the suction bucket installation in sand based on the CFD-DEM model[J]. Computers and Geotechnics, 2023, **156**: 105249.
- [20] ZHAO X, XU J, ZHANG Y, et al. Coupled DEM and FDM algorithm for geotechnical analysis[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, **18**(6): 04018040.
- [21] 蒋明镜. 现代土力学研究的新视野: 宏微观土力学[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(2): 195-254. (JIANG Mingjing. New paradigm for modern soil mechanics: Geomechanics from micro to macro[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(2): 195-254. (in Chinese))
- [22] NIXON M F, LH GROZIC J. Submarine slope failure due to gas hydrate dissociation: a preliminary quantification[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, **44**(3): 314-325.
- [23] HAN S X, DENG X J, LI W C, et al. A study on the coupling mechanism of hydrate dissociation-seepage-heat transfer induced by suction anchor installation in marine sediments[J]. Ocean Engineering, 2023, **288**: 116083.
- [24] JIANG M J, SUN R H, ARROYO M, et al. Salinity effects on the mechanical behaviour of methane hydrate bearing sediments: a DEM investigation[J]. Computers and Geotechnics, 2021, **133**: 104067.
- [25] MORIDIS G User's Manual of the TOUGH+ Core Code v1.5: a General-purpose Simulator of Non-isothermal Flow and Transport through Porous and Fractured Media[R]. Oak Ridge US Lawrence Berkeley National Laboratory, 2014.
- [26] LIU F, JIANG M, ZHU F. Discrete element analysis of uplift and lateral capacity of a single pile in methane hydrate bearing sediments[J]. Computers and Geotechnics. 2014, **62**: 61-76.
- [27] WANG S, YAN W, SONG H. Mapping the thickness of the gas hydrate stability zone in the South China Sea[J]. Terrestrial Atmospheric and Oceanic Sciences, 2006, **17**(4): 815-828.
- [28] MORIDIS G User's Manual for the Hydrate v1.5 Option of TOUGH+ v1.5: A Code for the Simulation of System Behavior in Hydrate-bearing Geologic Media[R]. Oak: Ridge US Lawrence Berkeley National Laboratory, 2014.
- [29] RAGNI R, BIENEN B, STANIER S, et al. Observations during suction bucket installation in sand[J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2020, **20**(3): 132-149.
- [30] SUN K, MA H, WANG F. Experimental and theoretical study on the self-weight penetration velocity of suction anchor foundations in sand[J]. China Ocean Engineering. 2023, **37**(5): 863-875.