

DOI: 10.11779/CJGE201902001

现代土力学研究的新视野——宏微观土力学

蒋明镜

(1. 天津大学建筑工程学院土木工程系, 天津 300350; 2. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300350;
3. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘要: 随着岩土工程领域的不断拓展, 特别是在深地、深海、深空工程(“三深工程”)方面需要面对更多复杂的岩土材料和环境条件。基于连续介质和唯象的常规土力学理论与方法在描述岩土材料的非连续性、大变形和破坏等复杂特性以及复杂环境影响上有许多缺陷。宏微观土力学力图从本质上探求岩土材料复杂宏观特性的微细观机理, 建立其多尺度分析理论与方法, 解决岩土力学与工程中的疑难与关键问题, 从而帮助提高工程设计水平。本文回顾了宏微观土力学近 40 a 的发展历程, 从宏微观土力学的研究方法、理论和应用等方面综述了国内外学者的主要研究成果, 包括典型土体的微观特性、微观本构理论、宏微观关联、基于微观机制的宏观本构理论等。研究土体包括陆地上黏土、结构性砂土、黄土、深海能源土和太空土(月壤)。重点阐述了宏微观土力学的重要研究手段之一的离散单元法在模拟陆、海、空疑难岩土力学与工程中的应用与拓展, 探讨了宏微观土力学研究所面临的各种挑战和重大机遇。通过系统介绍上述研究成果, 勾勒了宏微观土力学的基本框架, 以期推动该研究方向的加速发展。



关键词: 宏微观土力学; 微观试验; 离散单元法; 宏微观关联; 本构模型; 疑难土; 三深工程

中图分类号: TU47 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)02-0195-60

作者简介: 蒋明镜(1965-)男, 博士, 天津大学、同济大学教授, 博士生导师。1986、1993 年于河海大学获工学学士和硕士学历(提前免试攻博), 1996 年于南京水利科学研究院获工学博士学位, 随后连续 8 a 分别在日本大阪土质试验研究所、京都大学、加拿大拉瓦勒大学、英国曼彻斯特大学和诺丁汉大学从事博士后研究。2010 年起出任国际土力学与岩土工程学会 TC105 副主席(蝉联), 2010 年获国家杰出青年科学基金, 2014 年入选国家百千万人才工程。国家自然科学基金工材部咨询委员会专家、水利口会评专家、国家自然科学奖会评专家等。主要从事疑难岩土材料宏观微观试验、本构模型和多尺度数值分析研究。主持国家自然科学基金重点项目 1 项、国家重点基础研究发展计划项目课题 1 项、国家自然科学基金重大项目课题 1 项、面上项目 4 项、欧共体项目 2 项(中方首席)等。2009 年获教育部自然科学二等奖(排名第一), 软件著作权 49 项(美国授权 4 项)。发表学术论文 457 篇, 其中 ESI 高被引论文 2 篇、SCI 论文 118 篇、EI 论文 114 篇, SCI 总引用近 1600 次, 2 篇发表在国际著名岩土力学 SCI 源期刊《Computers and Geotechnics》的论文在 Web of Science 被引次数排名中长期位列该刊第一和第二、并被英国帝国理工大学教授以“蒋氏模型”和“蒋氏方法”收录于 2011 年出版的学术专著。E-mail: mingjing.jiang@tju.edu.cn; mingjing.jiang@tongji.edu.cn。

New paradigm for modern soil mechanics: Geomechanics from micro to macro

JIANG Ming-jing

(1. Department of Civil Engineering, School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China; 2. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300350, China; 3. Department of Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: With the continuous advances in geotechnical engineering practice, especially in deep-underground, deep-sea and deep-space areas (engineering of three-deep-area), geo-engineers are faced with increasingly complex geomaterials and geotechnical environment. Based on the continuum mechanics and phenomenological methodologies, the conventional soil mechanics encounters many difficulties in describing the complicated behavior of soils, such as discontinuous response, large deformation and failure, and the impacts of complex environment. Geomechanics from micro to macro (GM3) starts from particle-scale characterization of soils and upscales to its macroscopic behavior. In this way, the microscopic mechanisms can be revealed to understand the complex behavior of

基金项目: 国家自然科学基金重大项目(51890911); 国家自然科学基金重点项目(51639008)
收稿日期: 2019-01-24

problematic soils. Then the multi-scale theories and methodologies established can promisingly solve the key problems in geomechanics and geotechnical engineering and finally upgrade engineering design level. This paper first highlights the main development of GM3 in the past 40 years. The methodologies, theories, applications of GM3 developed by the worldwide researchers are then introduced, including microscopic behavior of typical soils, microscopic constitutive models, micro-macro bridging and macroscopic constitutive models based on the micro-mechanisms. Various soils are discussed, including clays, structured sands and loesses on the earth, deep-sea methane hydrate bearing sediments, and planetary soils (lunar regolith). The focus is put on the applications and extensions of distinct element method (DEM) in the simulations of problematic geomaterial mechanics and geotechnical engineering on and off shore and in the deep-space. Finally, several key challenges and opportunities in GM3 are discussed. By systematically reviewing the above achievements, the paper outlines GM3 framework in order to accelerate the development of research in this area.

Key words: geomechanics from micro to macro; microscopic test; distinct element method; relation between micro and macro behavior; constitutive model; problematic soil; engineering of three-deep-area

0 引言

土力学的发展当以Coulomb首开先河，大致分为3个历史阶段：萌芽期（1773—1923）、古典期（1923—1963）、现代土力学（1963—现在）。现代土力学包括一个模型（本构模型，特指结构性模型）、三个理论（非饱和土理论、液化破坏理论和渐进破坏理论）和四个分支（理论土力学、计算土力学、实验土力学和应用土力学）^[1]，其中核心问题是发展新的结构性模型^[2]。自1963年Roscoe等^[3]提出剑桥模型以来，现代土力学逐渐形成了以宏观试验成果为依据，连续介质力学方法和土体宏观本构理论为基础，有限元有限差分等数值分析方法为工具的体系，在岩土工程实践中发挥了重要作用。但是，现代土力学常规理论方法体系在描述非连续性、大变形、破坏等问题上存在一定缺陷，特别是在液化破坏、渐进破坏问题上陷入困境。常规宏观本构模型一般是采用唯象方法建立的，会无法较好地模拟复杂路径下土体力学特性、具有过多的缺乏物理意义的模型参数，且难以揭示复杂问题的深层机理。上述不足限制了其解决实际工程的能力。随着岩土工程在空间上的不断拓展，特别是深地、深海、深空工程（“三深工程”）的进行，研究者和工程技术人员需要面对更复杂环境条件（高地应力、高/低温、高水压、高真空、低重力、强化学作用等）和疑难岩土材料，如结构性土（温、压、力耦合，T-H-M）、深海能源土（含水合物土体，温、压、力、化耦合，T-H-M-C）、月壤（“太空效应”）等。这对现代土力学提出了全新挑战。

宏微观土力学（Geomechanics from Micro to Macro）以离散单元法（distinct element method, DEM）为桥梁，从微观走向宏观，解决岩土力学与工程中的疑难与关键问题，帮助提高工程实践水平。其从微（粒）观特性的探知和描述入手，力图从本质上探求岩土材

料复杂宏观特性的微细观机理，建立宏微观特性的跨尺度关联和多尺度分析理论与方法，为现代土力学开启新视野。

经过近40 a的发展，宏微观土力学逐渐发展成为独立的研究方向，在试验、理论、数值模拟、应用基础研究等方面取得了长足进步，成为土力学与岩土工程领域最充满活力的研究方向之一。笔者早年师从恩师沈珠江先生，在黄文熙先生生前工作过的南京水利科学研究院获得博士学位，30 a来一直从事宏微观土力学方面的研究。本文将系统介绍宏微观土力学的发展历程、主要研究方法和包括笔者在内的国内外学者代表性成果，力图勾勒出宏微观土力学基本框架，以纪念黄文熙先生诞辰110周年。

1 宏微观土力学的产生与发展

土体宏观性质一般指代表性单元（能够表征单元土体力学特性的颗粒集合体）尺度上的物理力学特性。**土体微（粒）观性质**一般指颗粒的物理特性（形状、粗糙度、矿物成分、排列等）、颗粒的力学特性（接触行为、颗粒和胶结强度等）以及颗粒与流体的相互作用（颗粒运移和堆积）。而**土体细观性质**一般指应变局部化（剪切）、裂缝扩张等介于宏微观之间的特性。

20世纪80年代以前，学者们针对土体物理力学性质分别从宏观土力学和微观土力学两个方面开展研究。宏观土力学方面的标志性成果包括临界状态土力学^[3]和邓肯-张双曲线模型^[4]。微观土力学方面，Mitchell^[5]于1976年提出了土体结构性（Structure）的概念，将结构性定义为组构（Fabric，颗粒和接触的排列特征）和粒间胶结（Cementation）的组合。在这段时期，宏观土力学和微观土力学均有较大进展，但缺乏将二者有机联系的桥梁，因此这一时期可视为宏微观土力学的探索期。

1979年,Cundall等^[6]提出了离散单元法,为建立宏观土力学和微观土力学之间的联系提供了重要工具,在宏微观土力学发展史上具有里程碑意义。此后,许多研究者探讨了颗粒材料的宏微观特性之间的关联。如Chang等^[7]基于颗粒的力学响应推导了颗粒集合体的宏观参数,建立了颗粒刚度与宏观弹性模量的理论模型,开启了基于微观力学的解析模型研究;Bardet^[8]发现颗粒转动能力会影响试样的力学特性和剪切带发展;沈珠江^[2]提出了现代土力学的基本框架,随后总结了现代土力学理论的现有成果,发表了《理论土力学》^[1]。在这一时期,现代土力学、颗粒力学和DEM的发展为宏微观土力学提供了知识储备和技术支撑,因此这一时期可视为宏微观土力学的萌芽期。

2000年,Thornton^[9]采用DEM首次对土力学的强度理论进行了验证,探索了土体宏观特性与微观特性的联系,拉开了宏微观土力学的序幕。2003年,笔者作为主要倡导成员,召开了第一届UK Travelling Workshop on Geomechanics from Micro to Macro,标志着宏微观土力学理念的正式诞生。随后,一些学者进行了大量尝试性工作。例如,笔者采用DEM验证了争论了60年之久的颗粒材料双剪运动模型^[10](kinematic model),建立了含抗转动能力的完整接触模型等一系列实用的土体微观本构^[11-13],解释了结构性土体屈服机制^[13]等。这期间可认为是宏微观土力学的雏形期。

2009年,国际土力学与岩土工程学会(ISSMGE)成立了宏微观土力学专业委员会(TC105),2010年在中国上海同济大学由笔者团队举办了第一届国际宏微观土力学与技术研讨会(International Symposium on Geomechanics and Geotechnics: from Micro to Macro),这标志着宏微观土力学的正式诞生,并成为现代土力学的一个重要研究方向。TC105成立后的近10年间,宏微观土力学进入成长期,在土体微观结构测试、颗粒间接触试验、DEM模拟方法(如多场、多相、多方法耦合)和应用基础研究(“三深”岩土工程)等方面都获得很大的突破。图1回顾了宏微观土力学的发展史,其历程跨度超40年。预计未来将会有更多学者投入到这一研究领域,共同推动宏微观土力学进一步发展,即宏微观土力学将跨入加速发展期。

2 宏微观土力学的主要研究方法

宏微观土力学的主要研究方法是试验和数值仿真模拟。试验包括宏观试验和微观试验。宏观试验指室内试验、物理模型试验和原位试验,用以测定土体宏

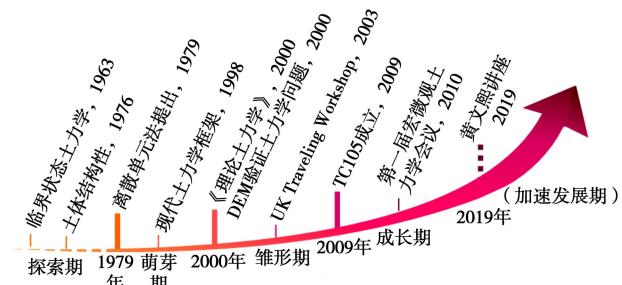


图1 宏微观土力学的产生与发展

Fig. 1 Development of geomechanics from micro to macro
观力学和工程特性。微观试验研究土体微观结构、粒间接触响应和颗粒破碎等。数值仿真模拟主要基于宏微观试验结果,结合土体和环境特征,合理模拟并分析土体力学与关键特性,建立宏微观关联,解决土力学与岩土工程中的问题。具体方法包括非连续变形(discontinuous deformation analysis, DDA)^[14]、分子动力学(molecular dynamics, MD)^[15]和离散单元法(distinct element method, DEM)^[6]等,其中以离散单元法应用最为广泛。本文着重介绍微观试验方法和离散单元法。

2.1 微观试验方法

(1) 微观结构测试试验

微观结构测试通过对土体的微观结构进行定性定量分析,从而加深对土体宏观特性的认识。目前,主要采用以下微观结构测试技术:

a) 扫描电子显微镜(scanning electron microscope, SEM): 利用二次电子信号成像来观察样品的表面形态,揭示试样表面颗粒与孔隙的排列结构。通常试样需要脱水干燥处理,对不导电样品表面需涂金粉处理。观测绝缘或潮湿的试样时,可以采用环境扫描电子显微镜(ESEM)。

b) X射线计算机断层扫描技术(computerized tomography, CT): 通过X射线穿透物体断面进行旋转扫描,能够无损、动态、定量和分层实时观测断面的微观结构信息。使用同步加速X射线CT、微纳米CT等技术,在某些条件下可以获取砂土和黏土的微观结构信息,但是进行三轴试验的动态扫描时分辨率会受限制。

c) 核磁共振技术(nuclear magnetic resonance, NMR): 利用试样孔隙中氢原子核磁共振的弛豫时间长短来确定孔隙度和孔隙分布等参数,并通过核磁共振成像技术直观地显示内部孔隙空间位置及连通性。主要应用在冻土、含水合物土和非饱和土中。

d) X射线衍射法(X-ray diffraction, XRD): 根据光学中的干涉原理来研究土体结晶构造和矿物成分,只适用于单一矿物组成的土体结构研究。当土中

含有多种矿物时，其成果的解释尚有困难。

e) 能谱分析 (energy dispersive spectrometer, EDS): 通过不同元素的 X 射线特征能量不同的特点，反映黏土的主要组成元素及其分布，还可以配合 SEM 对试样进行微观扫描。目前可对从第 11 号元素（钠）到第 92 号元素（铀）的含量进行测试。

f) 压汞试验 (mercury intrusion porosimetry, MIP): 通过测量不同外压下进入孔隙中汞的量来研究试样孔径分布特征。测量的土体孔径范围广 (3 nm~1 mm)，能反映出大多数土体的孔径状况，但对于纳米级孔径的测定精度不够。

g) 氮吸附 (nitrogen adsorption): 通过试样的气体吸附量来测定试样的比表面积和孔径分布。目前能够测定的孔径范围为 2~30 nm，但测试时间较长。

上述方法已应用于多种土体的微观结构观测，见 3.1 (1) 节。

(2) 颗粒间接触试验

颗粒间接触试验用于测量颗粒接触的力学响应，包括摩擦型和胶结型两种接触试验。摩擦型接触试验主要用于量测颗粒接触时的摩擦特性。图 2 为香港城市大学研发的颗粒接触测试仪器，主要由 3 个相互垂直的 x , y , z 方向的装置组成，可以精确测量砂土颗粒接触时的法向和切向力学响应^[16]。该仪器尚未具有压弯剪扭等复杂方式加载的功能。

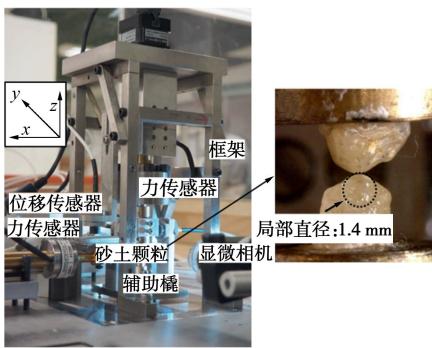


图 2 颗粒间摩擦接触试验仪器(改自 Sandeep 等^[16])

Fig. 2 Loading apparatus for frictional inter-particle behavior
(modified from Sandeep et al. ^[16])

胶结型接触试验主要用于量测颗粒接触时的胶结特性。考虑复杂环境影响的真实微小土颗粒间接触试验需要精密仪器^[17]，由于测试精度、量程以及费用的问题，多采用相似材料试验。笔者团队研发了二维^[18]、三维^[19]粒间胶结接触试验仪器，如图 3 所示，采用弹性模量与土体颗粒接近的铝棒或铝球模拟土体颗粒，用环氧树脂和水泥分别模拟土体颗粒间两种典型的胶结材料。通过加载仪器，对树脂、水泥胶结的铝棒或铝球，进行拉伸、压缩、压剪弯扭等加载，并测得粒

间接触的力学响应。考虑到采用相似材料的局限性，未来宜研发针对真实土体、真实环境下的颗粒间胶结接触试验仪器。

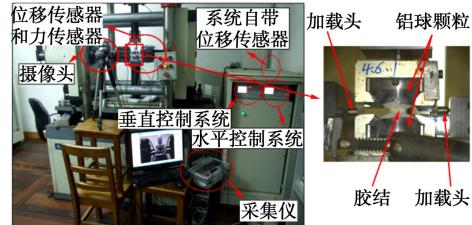


图 3 颗粒间胶结型接触试验仪器 (改自蒋明镜等^[19])

Fig. 3 Loading apparatus for bonded inter-particle behavior
(modified from Jiang et al. ^[19])

(3) 单颗粒破碎试验

单颗粒破碎试验用于测试石英砂、钙质砂、堆石料等散粒体材料单颗粒破碎演化过程和强度特性。图 4 为香港城市大学自主研发的单颗粒加载仪器^[20]，主要由加载装置、传感器装置、数据采集装置组成。X 射线可透过加载室对颗粒进行扫描，观察记录颗粒加载过程中的破碎情况。该仪器尚不能对实际土体颗粒实施多点加载。

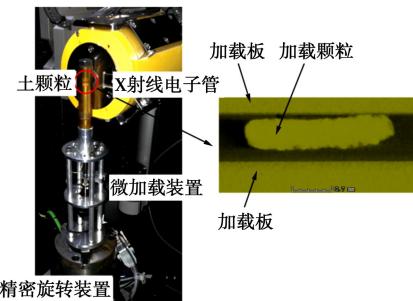


图 4 单颗粒加载仪器 (改自 Zhao 等^[20])

Fig. 4 Loading apparatus for single particle behavior (modified from Zhao et al. ^[20])

2.2 离散单元法

DEM 通常将土体作为刚性颗粒的集合体，颗粒的运动满足质心运动定理和动量矩定理。通过逐个时步求解各颗粒的受力与运动方程，求得土体的整体运动及变形过程，如图 5 所示。图 5 中 F_i 为作用在颗粒上合力， M_i 为作用在颗粒上合力偶， D_i 和 DM_i 分别为颗粒的阻尼力和阻尼力偶， m_i 为颗粒质量， I_i 为颗粒的转动惯量， \ddot{x}_i 和 $\ddot{\theta}_i$ 分别为颗粒质心加速度和转动角加速度。岩土工程中常用 DEM 程序有 PFC (particle flow code)、Yade 和笔者团队自主开发的 NS2D (natural soil 2D) 等。

DEM 能够对试样内微观结构信息进行实时连续观测，极大地方便了对宏观力学特性的微观机理研究，

是联系宏观和微观的桥梁。通过与其他方法的耦合可以进一步考虑水、温度等环境影响，进行更合理的模拟。本节分别从 DEM 的基本方法、基本模型和与其他方法的耦合三方面进行介绍。

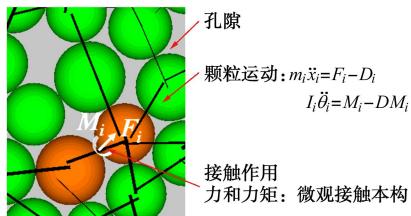


图 5 离散单元法基本原理

Fig. 5 Basic principle of DEM

(1) DEM 模拟方法

DEM 模拟过程需与室内试验、模型试验和实际工程保持一致。为模拟试样的宏观力学特性，需要合理地选择颗粒形状、调整颗粒级配及数量、保证某一密实度试样的均匀性、确定微观本构及其参数等，具体如下：

a) 颗粒形状的选择

颗粒形状直接影响材料的宏微观力学特性。土体种类繁多，颗粒形状复杂。目前无黏性土的颗粒形状主要有两种模拟方法：一种是直接模拟复杂颗粒形状^[21-22]；另一种是建立考虑颗粒形状影响的完整接触模型^[12, 23]（2.2 (2) 节）。第一种方法会极大影响计算效率，第二种方法计算速度较快。对于一般土力学与工程问题，笔者建议，若土体各向异性不明显，可用球（圆）形颗粒与完整接触模型来模拟；若土体各向异性明显，可用椭球（椭圆）形颗粒与完整接触模型来模拟。

b) 颗粒级配及数量

颗粒级配是土体力学和工程特性的重要物理参数。笔者建议对于与颗粒迁移相关的岩土工程问题（如管涌），尽量使用真实颗粒级配；对于一般力学与工程问题，可以在保证颗粒中值粒径 d_{50} 不变的前提下，调整颗粒级配，提高计算效率。

实际土体的颗粒数目巨大，难以用当前普通计算机模拟。对于无黏性土，为保证试样宏观尺寸一致，可采用级配平移、放大粒径的方法来减小颗粒数目，采用密度放大法^[9]来增加时步。理论分析表明，只要选取尺度相关的微观本构^[24]，放大粒径的试样与原粒径试样具有相同的力学响应。对于干砂的变形问题，二维模拟单元试验颗粒数目宜大于 2000，三维模拟单元试验宜大于 40000；研究剪切带问题时，二维模拟中所需颗粒宜为 20000 以上，三维情况下最少颗粒数目取决于试样形状。对于流固耦合

单元试验，最少颗粒数目取决于研究目的。对于边值问题，颗粒数目应根据分析域大小而定。

c) 制样方法

DEM 试样的均匀性是获得合理模拟结果的基本要求。笔者总结了常用的制样方法^[25]，包括定点成样法^[26]、等向压密法^[6]和粒径放大法^[27]。近期出现了模块组装法^[28]。定点成样法主要用于验证 DEM；等向压密法适用于生成密样，制备松样时会出现中间疏松、边缘密实的现象；粒径放大法与实际土体沉积和室内试验制样过程不符。据此，Jiang 等^[25]提出了分层欠压法（multi-layer undercompaction method, UCM），可用于制备均匀性较好的试样。图 6 为成样过程示意图：先生成第一层试样，压密至目标孔隙比 $e_{(1)}$ 。然后逐层生成并压密试样至当前 n_t 层目标孔隙比 $e_{(1+2+\dots+n_t)}$ ，制样孔隙比满足 $e_{(1)} > e_{(1+2)} > e_{(1+2+3)} > e_{(1+2+\dots+n_t)} > e_{(t)} = e^*$ ， $e_{(1)}$ 是第一层试样孔隙比， $e_{(1+2+\dots+n_t)}$ 为从第一层到第 n_t 层土体的平均孔隙比， $e_{(t)}$ 为试样制备完成时最终平均孔隙比， e^* 为目标孔隙比。该方法通过调整欠压程度^[25]可以制备均匀性良好的试样。

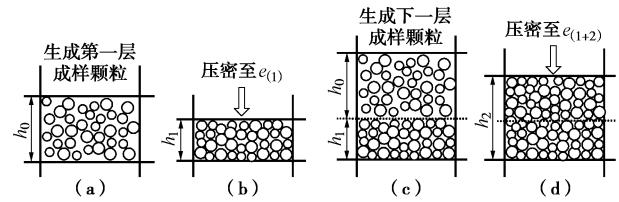


图 6 分层欠压法示意图

Fig. 6 Scheme of multi-layer undercompaction method (UCM)

d) 接触模型与参数选取

DEM 模拟中，需根据模拟土体的特点选取合适的基本接触模型，并考虑土体所处的环境条件，如饱和度、温度、压力等，建立该土体的微观本构。微观本构及其参数的选取是 DEM 模拟的关键。基本接触模型和典型土体微观本构介绍详见 2.2 (2) 和 3.2 节。下面主要介绍微观本构参数选取方法。

对于多粒径随机排列的试样，目前微观接触参数尚无法由宏观参数直接确定，需要根据目标试样的宏微观力学特性采用反演法确定。对于参数较多的接触模型，参数反演应遵循由简到繁的原则。以结构性砂土为例，反演步骤为：首先根据净砂的宏观弹性参数 (E , ν) 标定粒间刚度，由内摩擦角 φ 确定粒间摩擦系数和抗转动系数；而后根据结构性砂土的宏观弹性参数确定胶结刚度，由黏聚力 c 和压缩屈服应力反演胶结强度。这一过程可能需要多次重复，进行调整试算。对于粒间刚度，为了提高反演效率，可以参考最松、最密规则排列颗粒试样的理论公式初步确定选值范

围。此外，部分参数的选取需考虑土体的实际特点。例如，土体的体变主要是由颗粒的重新排列引起的，土体颗粒自身变形引起的不超过总变形的 1/400，因此，笔者认为颗粒刚度的选取需要满足最大颗粒间重叠量小于试样平均粒径的 4.5% 的要求。对于模拟岩石等试样，模型参数确定原则与模拟土体试样基本一致。

(2) 基本微观接触模型

接触模型是 DEM 模拟的核心，也是研究的热点之一。已提出的接触模型数量众多，种类繁杂。根据接触的几何特征，可以分为点接触和面接触。根据接触作用的特点，本文将接触模型分为无胶结、软胶结、硬胶结和软硬复合胶结 4 种类型接触模型。

a) 无胶结接触模型

无胶结接触模型是最基本的模型，仅考虑因 DEM 模拟中颗粒接触而产生的作用力，可用于砂土、砾石等材料的模拟。

经典接触模型^[6]包括法向和切向力学响应，但不包括弯转和扭转力学响应，即接触被看作点接触，仅适合低强度净砂^[8-9]。在此基础上，一些学者针对动力问题提出了可考虑刚度变化的接触模型^[29-30]。但以上这些模型没有考虑颗粒形状的影响，无法模拟高内摩擦角材料。为克服这一问题，一些学者提出了考虑抗转动效应的接触模型。Jiang 等^[12]引入抗转动系数（即颗粒形状参数） β ，推导出了二维含抗转动接触模型。在此基础上，引入粗糙度和接触点数两个参数，建立了能够模拟反映颗粒间的多点接触的含抗转动接触模型^[31]。

Jiang 等^[23]近来假设接触面为圆形面，进一步提出了三维含抗弯转和抗扭转接触模型。力学元件如图 7 所示，图中，黏壶用于描述颗粒运动过程中能量的耗散，弹簧用于描述颗粒间的弹性作用，分离器用于描述颗粒不能承担拉作用，滑片用于描述粒间切向力达到最大值后的抗滑作用，滚（扭）筒用于描述颗粒间弯（扭）矩达到最大值后的抗弯（扭）作用。力学响应如图 8 所示，包括法向、切向、弯转和扭转 4 个方向， F_n 、 F_s 、 M_r 和 M_t 分别为法向力、切向力、弯矩和扭矩， K_n 、 K_s 、 K_r 和 K_t 分别为法向、切向、弯转向和扭转向刚度， u_n 、 u_s 、 θ_r 、 θ_t 分别为法向位移、切向位移、相对弯转角和相对扭转角。该模型包含全部 4 个方向的力学响应，可作为粒间力学响应的“完整接触模型”，能够模拟粗糙颗粒高内摩擦角的特性，在分析与颗粒形状密切相关的问题上具有突出优势，如剪切带形成等。在引入其他作用力，如毛细力、范德华力、双电层斥力和胶结物质作用力等后可形成针对不同材料的微观本构。

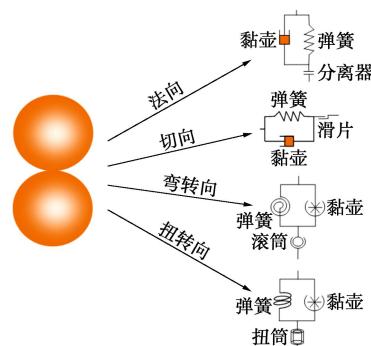


图 7 三维含抗弯转和抗扭转接触模型物理元件图

Fig. 7 Physical model of 3D contact model incorporating rolling and twisting resistances

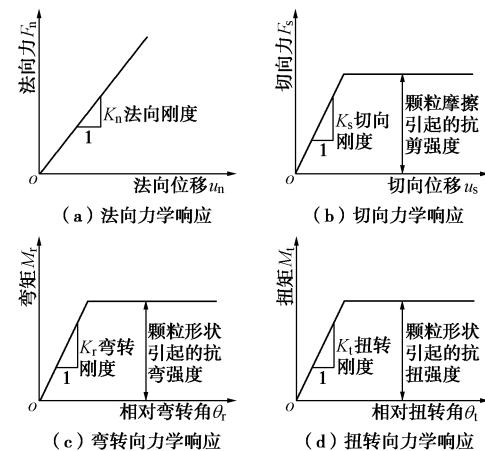


图 8 三维含抗弯转和抗扭转接触模型力学响应^[23]

Fig. 8 Mechanical responses of 3D contact model incorporating rolling and twisting resistances^[23]

b) 软胶结接触模型

软胶结指作用力随颗粒分离（或分离一定距离）而消失，在颗粒重新接触（或小于某一距离）后又恢复作用力的胶结。软胶结直接提供法向作用力，并间接影响抗剪、抗弯和抗扭强度，剪力、弯矩和扭矩作用下软胶结不会失效。可用于模拟非饱和土^[11, 32]、月壤^[33]和黏土^[34]等。

软胶结作用力主要包括吸引力（毛细力、范德华力等）和斥力（双电层斥力等），可根据接触距离、颗粒尺寸等进行计算，也可适当进行简化，如下式：

$$F_n = \begin{cases} K_n u_n \pm F_r & u_n \geq 0 \\ 0 & u_n < 0 \end{cases} \quad (1)$$

当颗粒分离时软胶结作用力 F_r 为零，当颗粒接触时，作用力为常数。

软胶结接触模型可看作是无胶结接触模型在引入软胶结作用后形成的模型，其法向力学响应如图 9 所示，切向、弯转向和扭转向力学响应与无胶结接触模型类似（见图 8）。

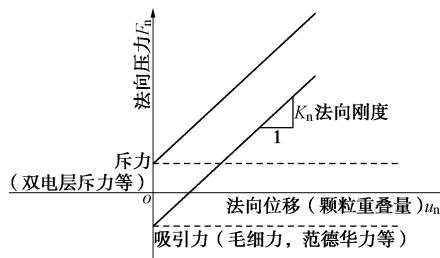


图 9 软胶结接触模型中的法向力学响应

Fig. 9 Normal mechanical responses of soft-bond contact model

c) 硬胶结接触模型

硬胶结指胶结破坏以后不能恢复的胶结，包括各种矿物胶结、水泥胶结、水合物胶结等，可用于模拟胶结砂土、岩石、能源土等材料。

硬胶结接触模型按胶结物厚度划分，分为有厚度胶结（颗粒间存在一定空隙）和无厚度胶结（颗粒直接接触）；按胶结物的宽度划分，可以分为点胶结（胶结宽度较小，不考虑弯转和扭转胶结力学响应）和面胶结（胶结具有一定宽度，考虑弯转和扭转胶结力学响应）。经典的平行胶结模型^[35] (parallel bond model, PBM) 包含了胶结全部 4 个方向的力学响应，因此得到了广泛的应用，但该模型未考虑接触刚度与胶结厚度的关系以及胶结强度准则中的应力耦合，同时胶结强度准则也缺少试验依据。一些学者针对 PBM 的不足在强度准则等方面进行了改进^[36-38]，提高了模型对岩石等材料的适用性。一些学者基于不同的理论提出了一些新胶结接触模型^[39-40]，但以上几个问题未根本解决。

笔者团队采用室内胶结接触试验^[18, 41-42]、数值分析^[43]和理论分析^[44]方法，系统研究了胶结物在简单和复杂荷载下的力学特性，考虑了胶结尺寸（不同胶结宽度、不同胶结厚度）和颗粒尺寸（不同颗粒半径）对胶结强度和胶结刚度的影响，提出了可分别用于二维和三维接触模型的新的二维和三维胶结强度准则；并在此基础上，提出了二维完整胶结接触模型^[45-46]和三维完整胶结接触模型^[47]。

硬胶结接触模型可以看作无胶结接触模型在引入硬胶结作用后形成的模型，其中，三维完整硬胶结接触模型的物理元件如图 10 所示，图中胶结元为刚塑性元件用于描述胶结的脆性破坏（当应力小于其强度时，应变为 0，当应力大于等于其强度时，位移无限大）^[1]，其它物理元件作用与前文相同。力学响应如图 11 所示，图中符号意义与图 8 相同，刚度考虑了胶结宽度、厚度和颗粒半径的影响。模型总强度准则如图 12 所示，不仅考虑了胶结宽度、厚度和颗粒半径的影响，同时也考虑了胶结所受到的法

向力、切向力、弯矩和扭矩之间的耦合作用。图中， A_b 为胶结横截面面积， σ_t 为胶结抗拉强度。在剪—弯—扭三维空间，内部包面为胶结破坏前的强度包面，外部包面为胶结破坏后的强度包面， R_s 、 R_r 和 R_t 分别为抗剪、抗弯和抗扭强度。胶结部分剪—弯—扭耦合强度表达式如下：

$$\left(\frac{F_{s,b}}{R_{s,b}} \right)^2 + \left(\frac{M_{r,b}}{R_{r,b}} \right)^2 + \left(\frac{M_{t,b}}{R_{t,b}} \right)^2 = 1 \quad , \quad (2)$$

式中， $F_{s,b}$ 、 $M_{r,b}$ 和 $M_{t,b}$ 分别为胶结承担的切向力、弯矩和扭矩， $R_{s,b}$ 、 $R_{r,b}$ 和 $R_{t,b}$ 分别为胶结抗剪、抗弯和抗扭强度。

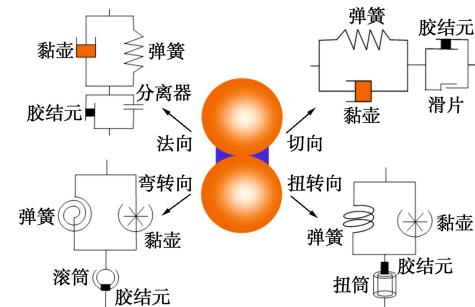


图 10 三维含抗弯转和抗扭转硬胶结接触模型物理元件图

Fig. 10 Physical model of 3D hard-bond contact model incorporating rolling and twisting resistances

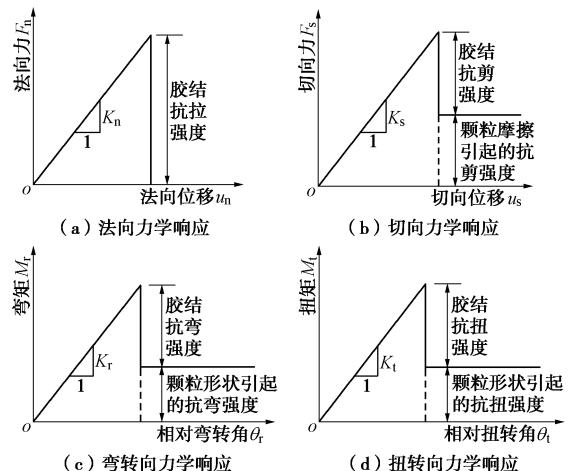


图 11 三维含抗弯转和抗扭转硬胶结接触模型力学响应

Fig. 11 Mechanical responses of 3D hard-bond contact model incorporating rolling and twisting resistances

d) 软硬复合胶结接触模型

软硬复合胶结接触模型是无胶结接触模型同时引入软胶结和硬胶结作用后形成的模型。胶结破坏后若颗粒重新接触，软胶结可恢复作用，而硬胶结则不能恢复。对于无厚度胶结，法向接触力为 DEM 模拟中颗粒之间作用力、软胶结作用力与硬胶结作用力三者之和；对于有厚度胶结，法向接触力为软胶结作用力

与硬胶结作用力之和。其物理元件图与力学响应由图 8~11 组合得到, 这里不再赘述。模型可用于模拟非饱和结构性土, 如黄土等^[48]。

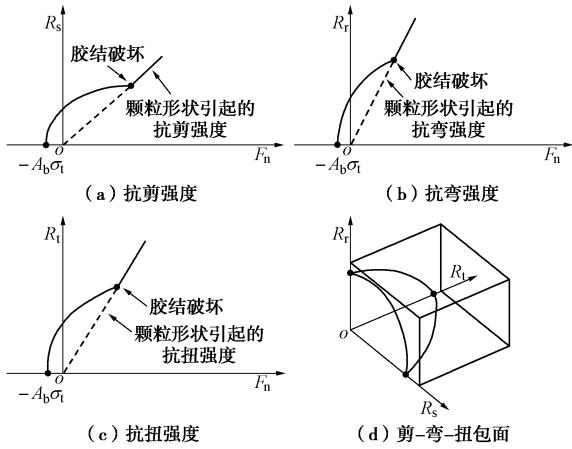


图 12 三维含抗弯转和抗扭转硬胶结接触模型的强度准则

Fig. 12 Strength criteria of 3D hard-bond contact model incorporating rolling and twisting resistances

(3) 离散元耦合方法与技术

a) 流固耦合

地震液化、管涌、海底滑坡和水库大坝的渗透破坏等岩土工程问题均涉及到土颗粒与水的相互作用(流固耦合)。

目前 DEM 可与多种流体力学方法进行耦合, 如计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD)、光滑粒子流体动力学 (smoothed particle hydrodynamics, SPH) 以及格子玻尔兹曼方法 (Lattice Boltzmann method, LBM) 等。上述方法中, 颗粒之间的作用力由 DEM 中的接触模型计算, 流体与颗粒之间的作用则采用 Navier-Stokes (N-S) 方程或 LBM 方程求解。DEM-CFD 耦合方法在 1993 年首次用于模拟固体颗粒中的气体流动行为^[49], 而后 N-S 方程被简化使得 DEM-CFD 耦合法能够计算地震液化等大型边值问题^[50]。DEM-SPH 耦合法于 2001 年首次被用于耦合分析多相流问题^[51], 由于 SPH 擅长处理自由表面流问题, DEM-SPH 耦合法在自由表面流体中流固相互作用等问题上更具有优势^[52]。Cook 等^[53]最先应用 DEM-LBM 方法研究固-液两相介质相互作用。由于采用欧拉法计算流体, DEM-LBM 方法特别适用于复杂边界条件的多相作用问题^[54]。

在上述 3 种耦合方法中, DEM-CFD 计算效率更高且可实现 CFD 开源程序 OpenFOAM 与 DEM 开源程序 LIGGGHTS 之间的双向耦合, 因此广泛应用于各类岩土工程问题, 如饱和土的稳定渗流^[55]、动力液化^[56]、固结渗流^[57-58]、滑坡^[59]及管涌^[60]等。其中, 颗粒材料的等效渗透系数可以通过流固耦合产生的流体压力差

自然算出, 不需要引入其他假定。然而这些 DEM-CFD 耦合均将流体密度视为定常, 具有明显不足。蒋明镜等^[61]通过引入视密度不定常的 N-S 方程和描述流体体变-压力非线性关系的 Tait 状态方程, 建立了可模拟二维弱可压缩流体的 DEM-CFD 耦合。其流体状态方程采用经验公式:

$$\frac{\rho_f - \rho_{f0}}{\rho_f} = (1 - S_a \times 10^{-3}) C_0 \lg[(B^* + \sigma_{w1}) / (B^* + \sigma_{w0})], \quad (3)$$

式中, ρ_{f0} 和 ρ_f 分别为流体初始密度和当前密度, C_0 为拟合参数, B^* 为与盐度 $S_a(\%)$ 和水温相关的参数, σ_{w0} 和 σ_{w1} 分别为流体初始孔压和当前孔压。

考虑到水具有较低的黏滞力, 因此动量方程忽略了表面应力(即视为无黏流体):

$$\frac{\partial(n\rho_f u)}{\partial t} + \nabla \cdot (n\rho_f u \bar{V}) = -\frac{\partial p}{\partial x} - f_{intx} + n\rho_f g_x, \quad (4)$$

$$\frac{\partial(n\rho_f v)}{\partial t} + \nabla \cdot (n\rho_f u \bar{V}) = -\frac{\partial p}{\partial y} - f_{inty} + n\rho_f g_y. \quad (5)$$

式中 n 为孔隙率; t 为时间; u 和 v 分别为体积元 x 和 y 方向的流速, \bar{V} 为速度矢量, g_x 和 g_y 分别为体力加速度的水平向和垂直向分量, f_{intx} 和 f_{inty} 分别为体积元内流体与颗粒之间平均相互作用力, 如拖拽力、浮力、虚质量力和升力等^[62]。图 13 为 DEM-CFD 耦合流程示意图, 一旦程序判定 DEM 和 CFD 到达交互时刻, 则启动 DEM-CFD 数据交互模块, 计算相互作用力。



图 13 DEM-CFD 耦合流程

Fig. 13 Flow chart of coupled DEM-CFD method

二维 DEM-CFD 耦合模拟具有较高的计算效率, 但是三维模拟则更符合实际工程, 因此笔者团队开发了三维弱可压缩流体的 DEM-CFD 耦合模拟技术^[63], 对管涌和生物胶结砂土不排水动力特性进行模拟分析^[63-64]。但 DEM-CFD 耦合方法计算时间偏长, 尚难以处理复杂边界。

b) 热力耦合

核废料处理、水合物、地热等新能源开发工程问题中存在温度与力场的耦合作用。PFC 提供了热力耦合分析模块, 将颗粒间的接触视为热量传递管道, 将连续介质的热传导方程进行离散化:

$$-\sum_{i=1}^N Q^{(i)} + Q_v = m_i C_v \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (6)$$

式中 $Q^{(i)}$ 为由管道 i 中所流出的热量; Q_v 为热源的热量; m_i 为所研究区域内热存储颗粒的总质量; C_v

为颗粒集合体的比热; T 为温度。颗粒集合体的温度变化会引起颗粒和胶结体积发生膨胀或收缩, 因此需要考虑体积变化对颗粒间接触力的影响。在温度场计算中更新颗粒和接触信息、重复进行温度和力场计算, 从而实现温度场和力场的耦合。该模块已用于变温引起岩石破裂和损伤分析^[65-66], 但该方法只能考虑颗粒间的热传导, 为此 Tomac 等^[67]将热对流方程引入 DEM, 拓展了热-流-力耦合模拟方法。

笔者团队基于 PFC 温度模块提出了深海能源土工程的温度场-力场耦合 DEM 方法^[68], 如图 14 所示。根据 PFC 计算的温度场, 通过 3.2 (4) 节中考虑温-压-力影响的深海能源土微观本构更新能源土地基的胶结强度空间分布, 进而由力场计算获得升温开采后的地基响应。尚未进行实际环境的多场耦合分析, 如针对海洋环境的温度场、流场、化学场的全耦合分析。

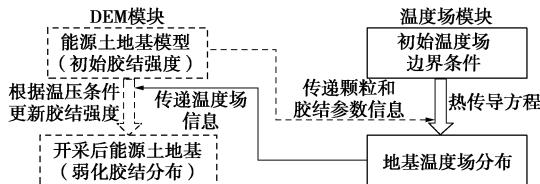


图 14 温度场-力场耦合 DEM 示意图

Fig. 14 Flow chart of T-M coupled DEM

c) 连续-非连续方法耦合

连续-非连续耦合算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。该算法在岩土工程领域得到了快速的发展, 实现了 DEM 与多种数值方法, 如有限元法 (FEM)^[69-70]、有限差分法 (FDM)^[35, 71]、边界元法 (BEM)^[72-73] 和理论解^[74]的耦合计算, 应用于隧道开挖、桩土作用、滑坡、贯入试验等静动力问题分析中。

理论解析解计算快速高效, 可以真实模拟无限域问题, 适合于大尺度工程问题的简化分析。因此, 笔者团队提出了适用于深埋圆形隧道开挖过程分析的 DEM-理论解分区耦合方法^[74]。与全域采用 DEM 相比较, 该方法计算时间减少约 2/3, 大大提高了计算效率, 同时具有足够的精度。但对于边界条件及地质环境较复杂的问题, 该方法存在一定局限性。此外, 该方法多针对固相材料, 尚未涉及液相和气相因素。

3 宏微观土力学的基础研究

根据宏微观土力学的研究思路, 需要基于土体的微观性质建立合适的微观本构, 采用 DEM 模拟土体的宏观力学特性, 进而揭示其微观机制。下面介绍部分典型土体的微观试验、微观本构以及疑难与关键特性的微观机制的研究进展。

3.1 微观试验研究

土体的微观试验主要包括微观结构测试、颗粒间接触试验和单颗粒破碎试验等。

(1) 典型土体的微观结构

a) 黏土

黏土主要由粒径不大于 5 μm 的表面带负电荷的黏土矿物颗粒组成, 比表面积较大, 具有胶体化学性质, 其内部复杂的物理化学作用力使黏土呈现不同的微观结构。一些学者利用 SEM、MIP、XRD、EDS 等技术, 对黏土的微观颗粒形态、孔隙分布、粒间联结等进行了观测研究。研究表明, 片状、花瓣状或书卷状等形态的单个黏土颗粒会堆叠形成团粒结构, 团粒呈现片堆状、球状或椭球状并进一步排列聚集形成不同形式的黏土结构, 如分散结构、絮凝结构等^[75-76]。孔隙主要可划分为团粒内的孔隙及团粒间的孔隙^[77]。受沉积环境及黏土矿物类型的影响, 部分地区的黏土表现出胶结联结特征, 如: 红黏土颗粒间形成晶质氧化铁的“包膜”联结^[78]; Canada 黏土团粒被少量粉土颗粒包裹, 团粒间形成由细小黏土颗粒组成的盐桥联结^[79], 湛江黏土团粒间形成以游离氧化铁为主的晶质及非晶质氧化物“桥式”胶质联结^[80]。

一些学者还研究了不同加载条件下的黏土微观结构演化规律。在一维固结及三轴剪切等荷载作用下, 团粒间的胶质联结断裂且孔隙逐步塌陷, 团粒逐步破裂形成剥离的小团粒或单个片状颗粒且重新定向排列^[81]。笔者团队发现, 剪切带内黏土的团粒破裂, 颗粒随机排列; 带边缘的黏土颗粒逐渐沿着剪切方向定向排列, 而带外的颗粒排列受剪切破坏的影响较小(图 15)^[82]。在动荷载作用下, 促使团粒滑移、破裂的动能逐渐累积, 黏土团粒间的联结逐步破坏, 不同孔径的孔隙发生不同程度的破碎或兼并。孔隙的分形维数与振动次数、动应力比、振动频率、围压等因素密切相关^[83]。

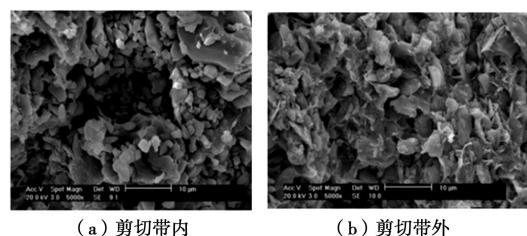


图 15 珠海黏土剪切带 SEM 扫描照片($\times 5000$)^[82]

Fig. 15 SEM photos of marine clay in Zhuhai ($\times 5000$)^[82]

b) 结构性砂土

天然砂土颗粒间的胶结一般源于方解石、二氧化硅、氧化铁、黏粒等的沉积^[84]。对于人工制备结构性砂土或胶结颗粒材料, 颗粒间胶结物主要由特定固化

物(如水泥、石膏、微生物及营养盐等)形成^[85-87]。天然砂土存在空间变异性高、取样难度大等问题,对其微观结构特征开展的研究还很少,大多采用SEM、CT、X射线等技术观测分析人工制备结构性砂土的微观结构及其演化规律。

胶结物含量较少时,其主要附着在接触点周围^[88](图16(a))或颗粒表面^[89](图16(b));随胶结含量增加,胶结物逐渐填充孔隙。石膏胶结可形成弱胶结和易碎单斜晶体的疏松基质,水泥胶结形成水化或部分水化颗粒团块,石灰胶结则附着在颗粒表面^[90]。笔者团队发现胶结接触百分比随胶结厚度增加表现出先线性增大、后指数型衰减的规律,且不受水泥含量影响^[91](图16(c))。此外,一些学者对人工制备结构性砂土试样进行了无损、动态观测。在微生物诱导钙质胶结(MICP)加固砂土过程中,碳酸钙在砂土颗粒间生成粒间胶结物^[92](图16(d));在峰值强度前变形均匀,在峰值强度时出现应变局部化,并形成剪切带,带内胶结破坏显著^[93]。

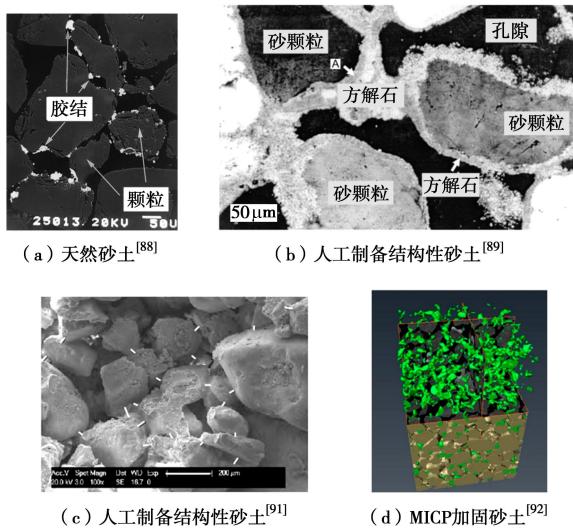


图16 结构性砂土微观结构图片

Fig. 16 Photos of micro-structures for structured sands

c) 湿陷性黄土

黄土通常表现有明显的湿陷特征,针对黄土加荷和增湿等过程中微观结构演化等难点问题,不少学者开展了黄土的MIP试验^[94-95]、SEM扫描^[95-96]和CT扫描^[97-98]等微观试验,获取了黄土颗粒形态、孔隙结构以及加荷和增湿过程中的微观结构变化,阐明了黄土加荷变形和浸水湿陷的微观原因。

黄土颗粒形态观测表明黄土骨架颗粒中有内部胶结强度较高的团粒、棱角状和片状颗粒等,骨架颗粒通常附着许多细小颗粒($1\text{ }\mu\text{m}$),碳酸钙胶结物质倾向于聚集生长而非包裹颗粒^[96-99]。黄土孔隙主要以次生大孔隙和原生支架孔隙(架空孔隙)为主,镶嵌孔

隙(粒间孔隙)较少^[94]。

加荷过程中黄土力学性质与其微观结构变化相关。加荷前后黄土大、中孔隙体积改变较大,而粒内微孔隙及封闭孔隙体积改变较小^[95]。剪切荷载作用下黄土裂隙自缺损处开始扩大、衍生和扩展^[97]。微结构变化可分为微压密阶段、结构微调整阶段和压密快速发展阶段,屈服前后CT数(反映扫描断面上物质点的平均密度)变化规律明显不同^[98]。

黄土湿陷与其微观结构特征有关,如图17,黄土湿陷受骨架颗粒的形态(粒状、粒状-凝块、凝块)、排列状况(架空、架空-镶嵌、镶嵌)和连接形式(接触、接触-胶结、胶结)的影响^[99]。黄土的粒状架空结构是黄土湿陷的基本条件^[99],中孔隙(架空孔隙)的体积减小是引起黄土湿陷性的主要因素^[94],接触连接形式(少量的碳酸钙胶结)容易导致较大湿陷变形^[99]。

黄土湿陷过程中,浸水可使各种尺寸的孔隙变小^[100],水通过毛细孔隙渗入,团粒可能发生湿崩,最终瓦解土骨架导致湿陷^[97]。

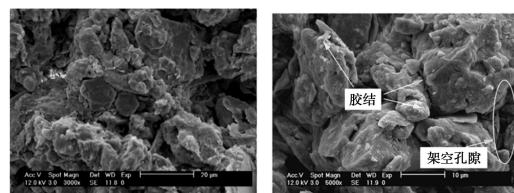


图17 天然黄土微观结构SEM照片^[95]

Fig. 17 Microstructural images of natural loess^[95]

d) 深海能源土

深海能源土指含天然气水合物(可燃冰)的深海土体,其中的水合物因巨大的开采潜力而引起全球关注^[101]。由于能源土取样和保存难度极大,现有研究很少针对天然试样^[102],而主要采用人工仿造的赋存条件,通过显微技术观察水合物的生长、分解过程。

水合物在土体孔隙中的生长、赋存受多种因素影响:①水合物饱和度:净砂沉积物中水合物饱和度小于20%时,水合物主要为孔隙填充型;饱和度超过40%后,水合物以胶结或骨架填充形式存在^[103]。②气体供应速率:当气流充足、沉积物中气流通性较好时,水合物常形成粒间胶结^[104]。③沉积物颗粒形态:有孔虫壳体沉积物中水合物主要在壳体内壁附着生长^[105]。从对能源土力学特性的影响上看,水合物可分为4种赋存形式:填充型、胶结型、裹附型和颗粒骨架型^[106-107],且往往多种形式同时存在^[108],如图18(a)所示。

初步研究表明,水合物一般先从小孔隙处分解^[109],分解首先从水合物外部开始,颗粒接触处水合物最后分解^[110],如图18(b)所示。但尚不清楚孔隙中水合物分解顺序的控制机理。

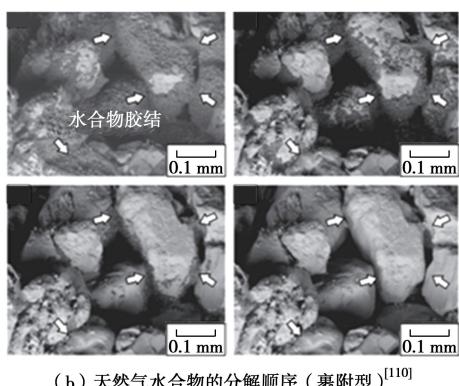
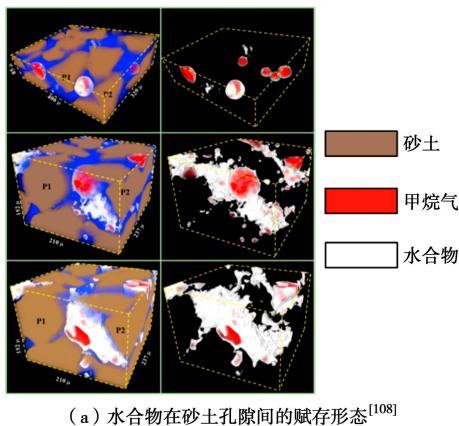


图 18 深海能源土的微观结构

Fig. 18 Microscopic structures of methane hydrate bearing sediments

e) 月球土壤

月壤是月球表面覆盖的一层由岩石碎屑、粉末、角砾和撞击熔融玻璃等组成的成分复杂、结构松散的风化层，具有松散、非固结、细颗粒和易于开采的特点，是月球基地建设、修路和资源提取的首选目标。其颗粒形状不规则，主要是由陨石撞击等引起的颗粒破碎和高温熔融物胶结两个过程引起^[111-112]。图 19(a)所示为阿波罗 11 号带回的 10085 号月壤颗粒样品^[113]，主要由相对光滑的球形玻璃体、棱角状/半棱角状的胶结体和粗糙表面的角砾岩组成。图 19(b)、(c) 为 Apollo 计划中月壤样品中的胶结体 SEM 照片^[114-115]。可以清楚地看出胶结体颗粒是由各种破碎小矿物碎片和熔融的胶结物组成，颗粒形状不规则。

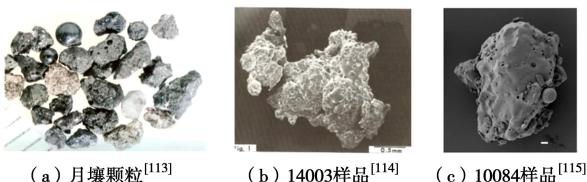


图 19 真实月壤颗粒微观照片

Fig. 19 SEM photos of real lunar regolith

(2) 颗粒间接接触响应

颗粒间接接触包括摩擦型接触和胶结型接触。针对摩擦型接触，Mindlin 于 1949 年研究了弹性体接触响应。近期部分学者针对真实土体颗粒间接接触响应进行试验，分析了材料种类^[116]、循环加载^[117]以及水膜^[118]对颗粒间接接触响应的影响。一些学者发现石英砂的摩擦系数受法向力、滑动速度和水的影响不显著^[119]，也有学者认为水的影响较大^[118]。而粗糙度和形态的差异对粒间接接触响应的影响较明显^[117]，如图 20 所示，3 种石英砂的摩擦系数有较大区别。一些学者研究了接触响应的时效性，如图 21，随着接触时间增长颗粒会逐渐磨损，标记点间距离减小，接触面积会发生变化^[120]。

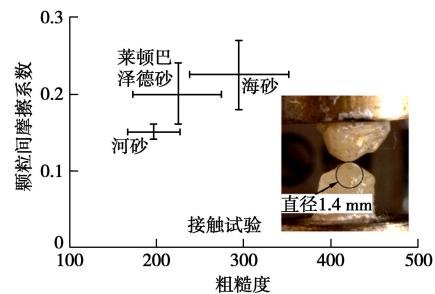


图 20 石英砂接触响应(改自 Sandeep 等^[117])

Fig. 20 Contact behavior at a single contact of quartz sand
(modified from Sandeep et al.^[117])

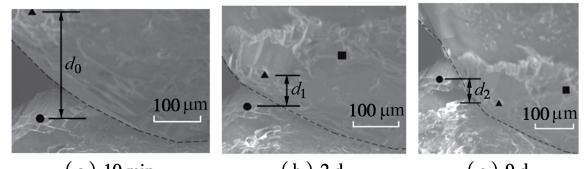


图 21 石英砂颗粒间接接触时效性试验^[120]

Fig. 21 Time-delayed behavior at a single contact of quartz sand^[120]

胶结型接触响应可分为软胶结响应和硬胶结响应（见 2.2 (2) 小节）。软胶结方面，Gras 等^[121]通过测试两个圆球颗粒间毛细液体力学特性、弯液面半径、体积、接触角、填充角等特征变量，提出了一个毛细水破坏准则。硬胶结方面，Jung 等^[122]着重分析在拉伸荷载下不同材料基质上的水合物破坏模式和强度（图 22），发现在方解石基片上，CO₂ 和 CH₄ 水合物发生拉伸破坏，在云母基片上冰和所有水合物表现出黏合失效；Delenne 等^[123]测定了铝棒间环氧树脂胶结在拉伸、压缩、剪切、弯转等加载条件下的强度指标。上述试验未考虑法向荷载的影响，因此笔者团队采用自制装置（见 2.1 (2) 节）进行了一系列二维^[18, 41-42]和三维胶结接触试验^[19]（图 23），得到考虑法向荷载影响的多种胶结材料（见 2.1 (2) 节）的

二维和三维胶结强度包线和破坏准则。目前实际环境条件下的真实土体颗粒间的接触响应研究较为缺乏,特别是缺少一定温度、压力和化学条件下的水合物胶结接触响应。

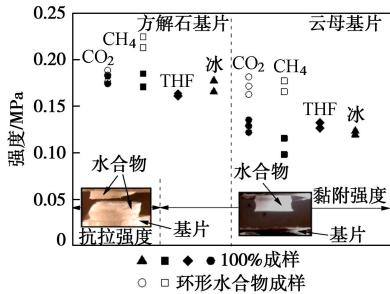


图 22 水合物接触试验(改自 Jung 等^[122])

Fig. 22 Contact test on hydrate(modified from Jung et al. ^[122])

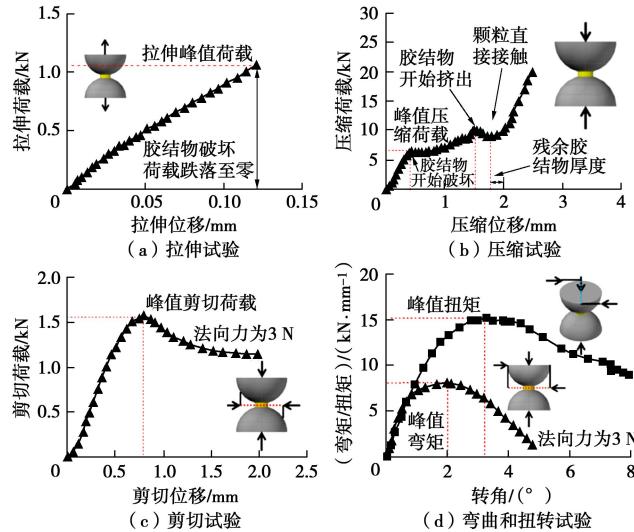


图 23 胶结球体接触力学行为 (改自蒋明镜等^[19])

Fig. 23 Mechanical behaviors at a single contact between bonded granules (modified from Jiang et al. ^[19])

(3) 单颗粒破碎特性

钙质砂、石英砂、粗砾石等散粒体材料在受到超过其自身强度的应力作用下会产生一定程度的颗粒破碎。许多学者展开了考虑颗粒尺寸、形状及矿物成分等因素的单颗粒破碎试验,发现单颗粒破碎强度随着颗粒尺寸的增大而降低^[124];球度高、片状系数低的颗粒破碎强度较高^[125]。Nakata 等^[126]指出, Aio 砂土的各类矿物颗粒在不同粒径组下的颗粒存活率 P_s (未破碎的颗粒所占比率) 随归一化峰值特征强度 σ_f/σ_{f0} (σ_f 为峰值特征强度, σ_{f0} 为 37% 存活率对应的峰值特征强度) 的变化满足 Weibull 函数分布(图 24),且颗粒粒径对颗粒存活率规律的影响较小,但相同粒径下石英颗粒特征强度的离散程度较长石颗粒大,可通过 Weibull 模量表征。

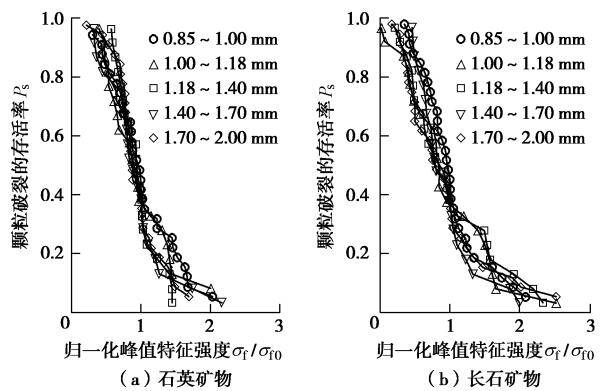


图 24 石英及长石矿物颗粒存活率与峰值特征强度的关系
(改自 Nakata 等^[126])

Fig. 24 Survival probability of quartz and feldspar with peak characteristic strength (modified from Nakata et al. ^[126])

结合先进的图像扫描技术,可进一步对单颗粒破碎的微观结构演化进行观测研究^[20, 127]。Zhao 等利用 2.1 (3) 节中的单颗粒加载仪器^[20],跟踪记录了砂土颗粒(如图 25)及强风化花岗岩颗粒的破碎演化过程,指出颗粒破碎形式与颗粒的初始形态、内部微观结构的不均匀性、矿物成分等密切相关。



图 25 Leighton Buzzard 砂土颗粒破碎过程 (改自 Zhao 等^[20])
Fig. 25 Fracture process of Leighton Buzzard sand (modified from Zhao et al. ^[20])

笔者团队对钙质砂颗粒进行了静动力荷载下的单颗粒强度试验,利用 CT 扫描三维重建技术研究了钙质砂颗粒的破碎演化形式与颗粒几何形态、内孔隙分布的关联^[128-129],发现不同形态的钙质砂颗粒存活率规律与 Nakata 等^[126]结论基本相符,但片状颗粒特征强度的离散程度比块状颗粒大(图 26)。钙质砂颗粒的强度受内孔隙分布的影响显著,而内孔隙分布与颗粒形态、颗粒粒径紧密相关,如图 27。在动荷载作用下,内孔隙丰富的钙质砂颗粒抗弯及抗压能力较弱,更易破碎(图 28)。目前单颗粒破碎试验以单一加载形式为主,宜进一步从散粒体的实际受力状态/路径出发,探索单颗粒在复杂加载方式(静/动力、多点加载等)下的破碎特性。

3.2 典型土体微观本构理论

微(粒)观本构理论以颗粒尺度的观察为基础,总结颗粒形态、点或面接触形式等几何特征、接触处胶结物、毛细水等物质特征、颗粒间相互作用力学特征,确定控制宏观力学特性的关键微观机理,如胶结

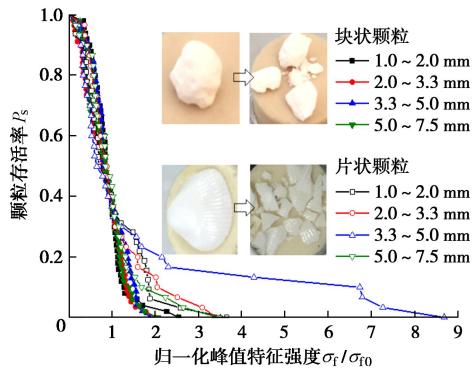


图 26 钙质砂颗粒存活率与峰值特征强度关系(改自丁志军^[129])

Fig. 26 Relationship between survival probability of calcareous particle and peak characteristic stress (modified from Ding^[129])

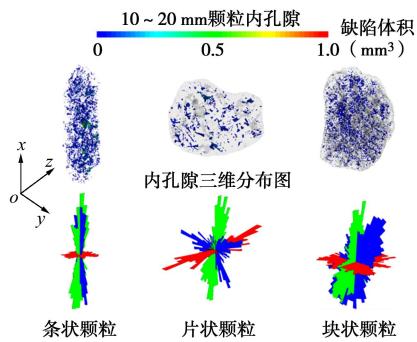


图 27 钙质砂颗粒内孔隙的 CT 扫描结果(改自丁志军^[129])

Fig. 27 CT scannings of inner pores in calcareous particles (modified from Ding^[129])

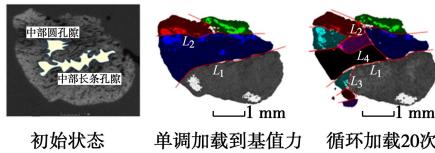


图 28 片状钙质砂在动荷载作用下的破碎演化(改自吴迪^[128])

Fig. 28 Crushing evolution of platy calcareous sand under dynamic loading (modified from Wu^[128])

控制机理、毛细水控制机理等,从2.2(2)节选择合适的模型框架,完善具体数学描述,形成适用于特定土体的微观本构理论。下文将介绍几种典型土体微观本构。

(1) 黏土微观本构

目前黏土微观作用机制仍处于初步研究阶段,分子动力学与离散单元法是主要的研究手段,其中基于黏土粒间微观本构理论的DEM模拟主要分为两类:
①以片状的黏土单颗粒为基本单元^[130-133],物理机制明确,可反映黏土颗粒的弯曲变形以及颗粒之间的物理化学作用,还可反映黏土的各向异性特点,但计算

效率低;②以球状的黏土团粒^[34]为基本单元,对颗粒形状进行简化,可提高计算效率,但不能很好模拟黏土的压缩性特点,未来可引入黏土团粒破碎来提高其模拟精确性。

黏土颗粒(团粒)间的微观作用力包括双电层斥力 F_d 、范德华引力 F_v 及Born斥力 F_b 。基于上述两种模拟思路,不少学者研究了微观作用力的计算方法^[133-136]。多基于Poisson-Boltzmann方程、利用Gouy-Chapman理论等计算双电层斥力;多基于London方程、利用Hamaker-De Boer理论或Lifshitz理论等计算范德华引力。这两种微观作用力的大小及空间分布主要依赖于黏土矿物类型、颗粒表面电荷量、颗粒的尺寸、颗粒相对位置、孔隙溶液性质(以离子浓度、化合价、介电常数、温度等参数表征)等。Born斥力的法向分力 F_n^b 满足线弹性特征,切向分力 F_s^b 满足Mohr-Coulomb破坏准则的理想弹塑性特征^[131],其计算公式如下:

$$F_n^b = K_n(u_n + d_{mc}) \quad , \quad (7)$$

$$F_s^b = \max(K_s u_s, c^* + F_n^b \tan \phi^*) \quad , \quad (8)$$

式中, c^* 与 ϕ^* 分别为黏土颗粒接触面的黏聚力及内摩擦角, d_{mc} 为力学接触截断距离。

各微观力的作用位置与颗粒简化形状、颗粒相对位置相关。以二维为例,对于平行片状颗粒或球形团粒,双电层斥力及范德华引力的合力均作用于粒间中心连线的法向上,Born斥力作用于粒间中心连线的法切向上;对于非平行片状颗粒^[133],如图29,双电层斥力及范德华引力的合力均假设垂直作用于中平面上,Born斥力作用于颗粒接触点的法切向上,3种微观力的作用位置不同,且相对于颗粒中心点存在力矩作用。

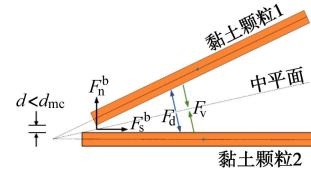


图 29 非平行片状黏土颗粒的粒间接触示意图(改自 Bayesteh 等^[133])

Fig. 29 Schematic illustration of contact between non-parallelled platy clay particles (modified from Bayesteh et al.^[133])

虽然各微观力的计算较为复杂且依赖于黏土的简化形式,但这些微观力随颗粒间距的变化表现为一定的规律。如对于平行片状黏土颗粒(或球状黏土团粒),其法切向力学响应如图30所示。影响这些微观作用力变化规律的粒间临界距离包括力学接触截断距离 d_{mc} 及物理化学截断距离 d_{pc} ($d_{pc} > d_{mc}$)^[34, 131]。在法向上(图30(a)),①当黏土颗粒(或团粒)间的距离 d

大于 d_{pc} 时, 忽略这 3 种微观作用力; ②当 d 介于 d_{pc} 与 d_{mc} 时, 颗粒虽未接触但因颗粒表面的静电力及分子电磁力作用, 需考虑双电层斥力与范德华引力; ③当 d 小于 d_{mc} 时, 颗粒表面原子的电子云开始重叠, 颗粒发生物理接触, 需考虑由此产生的 Born 斥力, 而双电层斥力与范德华引力在此量级的距离内变化不明显, 视为常数。在切向上(图 30(b)), 当颗粒间的距离小于 d_{mc} 时, 计入因颗粒表面的物理摩擦特性引起的切向力。

以上黏土微观本构理论主要针对重塑软土, 今后宜研究结构性软土的微观接触本构。

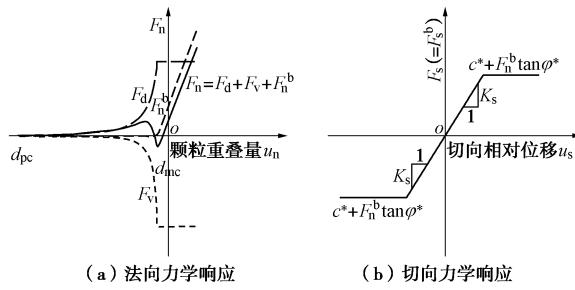


图 30 黏土颗粒间的力学响应 (改自 Yao 等^[131])

Fig. 30 Mechanical responses between clay particles or clusters
(modified from Yao et al. ^[131])

(2) 结构性砂土微观本构

针对结构性砂土, 已提出了多个接触模型(详见 2.2(2)节)。笔者团队根据结构性砂土粒间胶结含量, 分 3 种情况描述粒间接触特性: ①不存在胶结物时, 可采用简单接触模型和完整接触模型; ②胶结物含量较少且主要分布在颗粒接触处时, 采用硬胶结接触模型中的简单胶结接触模型; ③胶结物质含量较多时(颗粒接触处分布大量胶结), 采用硬胶结接触模型中的完整胶结接触模型。

对于完整胶结接触模型, 法向、弯曲和扭转刚度可统一表示为

$$K_{i,b} = f_i(D_b, H_b, D_p, E_b) \quad (i=n, r, t) , \quad (9)$$

式中, n , r , t 分别表示法向、弯曲、扭转向, D_b , H_b , D_p , E_b 分别为胶结直径、胶结最薄处厚度、颗粒直径及胶结材料弹性模量。胶结切向刚度可由法向刚度与胶结材料泊松比求得。

最大压缩荷载可表示为

$$R_{nc} = f(H_b, D_b, D_p) \sigma_c \pi (D_b / 2)^2 , \quad (10)$$

式中, σ_c 为胶结材料压缩强度。

目前这些微观本构参数仍是通过多次反演试算确定, 为使用方便, 今后宜建立微观本构参数与宏观控制参量(如水泥含量、微生物及营养盐含量)的关系。

(3) 黄土微观本构

由于仅采用硬胶结模拟不能反映黄土粒间胶结

的部分可恢复性^[137-138], 笔者团队针对黄土采用了软硬复合胶结模型(详见 2.2(2)节)综合考虑软胶结(范德华力、毛细力)和硬胶结(碳酸钙等), 发展了微观本构^[48]。该本构考虑了胶结尺寸对接触刚度和强度的影响, 以及水对毛细力大小和硬胶结强度的影响, 忽略了水对接触刚度的影响。下面介绍范德华力、毛细力和硬胶结强度的确定。

为形成黄土大孔隙架空结构, DEM 制样过程中引入范德华力, 采用下式计算^[32]:

$$F_v = \sigma_{van} d_{50}^2 , \quad (11)$$

式中, σ_{van} 为范德华力系数。

黄土微观本构中毛细力和硬胶结使黄土在宏观上表现出非饱和性和结构性。一般情况下, 粒间毛细力随颗粒间距呈非线性变化, 颗粒接触后毛细力保持不变。液桥引起的毛细力 F_c 由下式计算^[139]:

$$F_c = \pi R_2^2 S + 2\pi R_2 T_s , \quad (12)$$

式中, T_s 为孔隙水的表面张力, $S=T_s(1/R_1-1/R_2)$ 为基质吸力, $R_1=r_0(\sec\theta_w-1)$, $R_2=r_0(1+\tan\theta_w-\sec\theta_w)$, 其中 r_0 为颗粒半径, θ_w 为持水角。

式(12)适用于毛细水属于悬垂域状态(pendular regime)的低饱和度土体。为了使 DEM 能在全饱和度域模拟黄土力学特性, 假定毛细力由黄土的基质吸力决定, 通过参数反演, 确定黄土 DEM 试样毛细力如下^[32]:

$$F_c = \frac{S d_{50}^2}{\xi(1+(S/a_{st}))^{1-1/b_s}} , \quad (13)$$

式中, e_0 为试样的初始孔隙比, ξ_a , a_{st} 和 b_s 为拟合参数。开展三维球体 DEM 分析时, 该公式适用于多种非饱和土^[140]。对于黄土, 参数 a_{st} 与初始孔隙比呈幂函数关系^[32]。

假定硬胶结强度由黄土的有效饱和度决定, 且结构性黄土一维压缩屈服应力为重塑黄土(仅毛细力)屈服应力和胶结黄土(仅硬胶结)屈服应力之和。参数反演可得胶结抗压强度如下^[48]:

$$\sigma_c = \frac{c_{y1} \exp(c_{y2} S_e e_0^2) - c_{un}(1-S_e)}{\xi_b} , \quad (14)$$

式中, $S_e=(S_r-S_f)/(1-S_f)$ 为有效饱和度, S_r 和 S_f 分别为饱和度和残余饱和度, c_{y1} , c_{y2} , c_{un} , ξ_b 为拟合参数。该微观本构已经用于重塑/结构性黄土压缩和三轴加载及湿陷试验的 DEM 分析, 能够反映黄土的复杂路径湿陷特性及其微观机制(将在 3.3(3)节详细介绍)。在实际工程应用中需针对不同区域黄土(如马兰黄土)确定微观本构参数取值范围。

(4) 深海能源土微观本构

深海能源土的微观接触特性可用 2.2(2)节中硬胶结接触模型描述。其中天然气水合物胶结强度和刚

度均与赋存环境有关, 胶结尺寸与水合物含量有关。

研究表明, 块体状水合物的强度和刚度均随温度降低、围压增大而增大。在图 31(a) 所示归一化温度-压强图中, 水合物只能在相平衡线(温压稳定边界线)的左上方稳定赋存。笔者团队^[141]基于综合赋存环境参数 L (某温度 T 、压强 P 状态点与相平衡线的距离)与水合物三轴剪切试验结果, 建立了 L 与水合物剪切强度 q_{\max} (MPa) 和割线模量 E (MPa) 的关系:

$$q_{\max} = 74.75L(P, T), \quad (15)$$

$$E = 947.69L(P, T) + 157.95. \quad (16)$$

随后, 笔者团队分析了孔隙水盐溶液浓度变化与相平衡线位置的关系, 如图 31(b), 采用与图 31(a)相同的方法定义了综合考虑温度、压强、化学因素的赋存环境参数 L ^[142]。

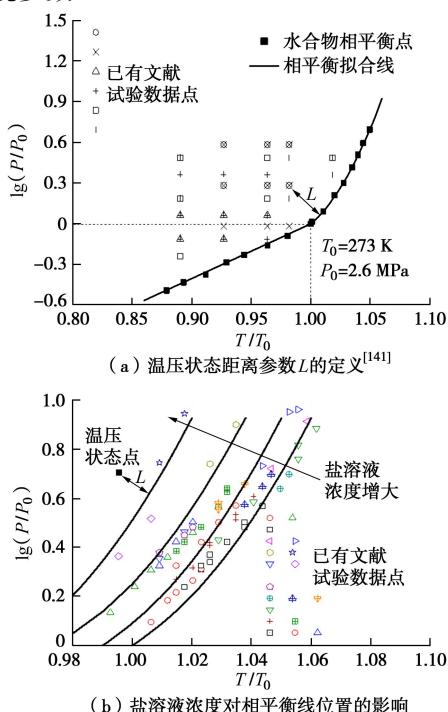


图 31 水合物的力学特性与环境参数 L 的关系

Fig. 31 Relationship between methane hydrate properties and environment parameter L

硬胶结接触模型中的水合物相当于纯水合物块体三轴剪切试验中的试样, 能源土孔隙水压相当于三轴试验水合物承受的围压。用孔压 σ_w 取代式(15)、

(16) 中的 P , 即可得硬胶结接触模型中的胶结强度与模量。以强度为例, 用 C 表征化学作用, 胶结抗压强度 σ_c (MPa) 即为式(15)中的 q_{\max} :

$$\sigma_c = (\sigma_{c,f} - \sigma_w) = 74.75L(\sigma_w, T, C). \quad (17)$$

抗拉强度 σ_t 可表示为

$$\sigma_t = (\sigma_w - \sigma_{t,f}) = 74.75L(\sigma_{t,f}, T, C), \quad (18)$$

式中, $\sigma_{c,f}$ 为水合物受压破坏时的大主应力, $\sigma_{t,f}$ 为受拉破坏时的小主应力(此时 σ_w 相当于受压破坏的大

主应力)。此外, 可方便地将胶结物尺寸与水合物的饱和度关联^[141, 143], 并考虑水合物强度的率相关性^[144], 最终得到能源土的静、动力微观本构。上述静、动力微观本构的准确性尚需试验验证, 且其研究思路可供冻土研究借鉴^[145]。

(5) 月壤微观本构

高真空环境下颗粒表面会吸附一层厚度在分子量级的气体分子层, 导致颗粒间存在明显的范德华力和电荷力。相比于范德华力, 电荷力可以忽略不计^[146]。据此 Jiang 等^[33]基于软胶结模型(见 2.2(2)节), 引入了由颗粒粗糙而引起的抗转动作用和由高真空引起的范德华力, 建立了月壤微观本构。其中范德华力计算为

$$F_v = \begin{cases} \frac{A\beta^2 r^2}{24D_v^3} & \text{(三维球-球接触)} \\ \frac{A\beta r}{6\pi D_v^3} & \text{(二维圆盘-圆盘接触)} \end{cases}. \quad (19)$$

式中 A 为 Hamaker 系数; D_v 为两颗粒间吸附分子层厚度; β 为抗转动系数; r 为两颗粒的等效半径, $r=2r_1r_2/(r_1+r_2)$, r_1 , r_2 为两颗粒的半径。

月壤微观本构可以较好模拟月壤的力学特性, 并应用于月壤的剪切带^[147](见 3.3(8)节)和月球车行驶特性^[148](见 5.3(3)节)等研究中。在二维模型基础上建立的三维月壤微观本构^[149]可以更好地应用于边值问题模拟分析。该类微观本构尚未进行月面复杂环境下的试验验证。

上述介绍了 5 种土体微观本构, 部分本构参数偏多(如黄土, 深海能源土), 故还需进一步简化, 发展理论简单、参数少的实用型微观本构。

3.3 土体疑难与关键特性的微观机制

碎散性、多相性和天然性是土体材料的三大特点。与其它材料相比, 土体材料具有一些疑难与关键特性, 如湿陷性、结构性和砂土液化特性等。土体的宏观性质取决于其微观特性, 故可采用 DEM 模拟土体宏观疑难与关键特性, 并从微观机制上对其进行分析, 加深对土体疑难与关键特性的理解, 为解决相关工程问题提供参考。

(1) 各向异性

各向异性使不同方向上土的力学特性存在显著差别, 根据产生的原因可分为初始各向异性和应力诱导各向异性。实际土体中两种各向异性的影响是同时存在的。对于土体各向异性的微观机理, 多采用室内试验, 通过电子放大镜、SEM 等方法定量分析砂土颗粒组构特征^[150-151]。由于这些方法只能获取试样表面颗粒的组构信息, 近年来越来越多的学者开始采用 DEM

研究土体的各向异性。

对于砂土各向异性, DEM 模拟采用二维圆或非圆形颗粒^[152-156]和三维球或非球形颗粒^[157-159]。研究表明, 净砂各向异性是颗粒接触方向、接触力、颗粒排列等微观组构各向异性的宏观表现; 二维与三维 DEM 均能较好地模拟净砂强度的各向异性, 其中三维模拟能够更好地描述体变。Jiang 等^[159]模拟了各向异性砂土三轴剪切试验, 如图 32 所示。图 32 (a) 反映了不同沉积角度 δ 下密实砂土试样的初始刚度和峰值剪切强度差别明显, 但残余剪切强度值非常接近, 表明试样的初始各向异性随轴向应变增大而逐渐消失。图 32 (b) 反映了不同 δ 情况下, 法向接触组构的各向异性参数随轴向应变的变化, 可见与前述偏应力的变化趋势一致。因此, 微观组构的演化可以反映试样宏观各向异性的微观机制。

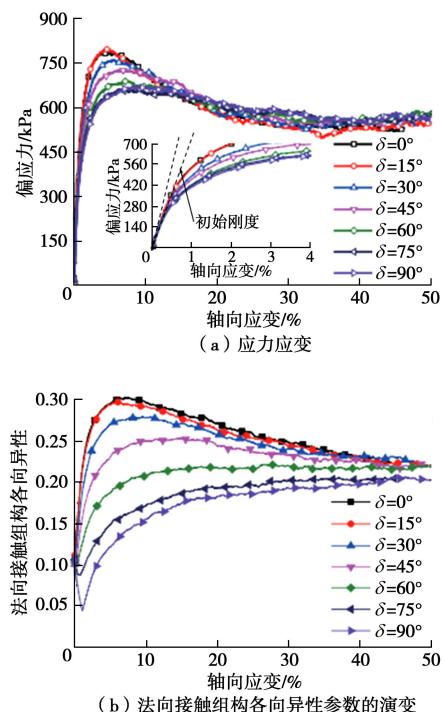


图 32 各向异性砂土 DEM 模拟结果^[159]

Fig. 32 Results of anisotropic DEM sands^[159]

在此基础上, 一些学者进一步研究了复杂应力路径、初始条件、颗粒形状、颗粒级配等因素对各向异性净砂剪胀特性、临界状态的影响, 分析了不同条件下多种微观组构的演化规律, 验证了各向异性砂土 ACST 理论^[160]中临界状态的唯一性^[155, 157-158, 161-165]。研究表明, 土体达到临界状态时, 除了应力和孔隙比为恒定值外, 组构各向异性也达到恒定值, 且在 $e-p$ 间存在唯一的临界状态线 (CSL)。但是, 不同学者采用的代表性组构张量不唯一, 如, Zhao 等^[166]采用的是偏应力张量与组构张量第一联合不变量 K , 而 Yang 等^[162]采用的是经过归一化的组构偏张量 F' 。对于结

构性砂土, 笔者团队研究表明, 在胶结破坏之前, 其初始各向异性与净砂相比有增强的趋势^[167]。但是, Al-Rkaby 等^[168]通过室内试验发现, 随着水泥掺量提高, 砂土的初始各向异性有减小的趋势。笔者推测, 两者结论产生差异的原因可能是模拟胶结分布与实际胶结分布不同, 今后值得进一步研究。

对于黏土各向异性, 一些学者采用线形颗粒和片状颗粒进行了模拟^[131, 169]。与线形颗粒相比, 片状颗粒更接近真实的黏土颗粒, 但是计算效率明显降低。剪切试验模拟结果表明, 黏土宏观力学性质取决于团簇接触处颗粒排列的各向异性, 而不是全部颗粒排列的各向异性^[169]。试样竖向剪切和水平剪切破坏时颗粒排列和主要接触力分布如图 33。其中, 竖向剪切破坏时团粒接触点颗粒排列与全部颗粒排列都有增强, 试样的各向异性也增大; 水平剪切破坏时, 尽管全部颗粒排列仍然是各向异性的, 但团粒接触点颗粒产生重新排列, 表现出各向同性的趋势^[169]。这些研究中, 仅考虑了规则颗粒间的电荷力、范德华力和接触力, 尚未考虑真实黏土的天然颗粒形态、粒间硬胶结和毛细作用以及环境效应。

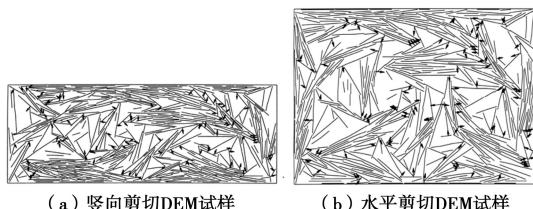


图 33 各向异性黏土 DEM 模拟结果^[169]

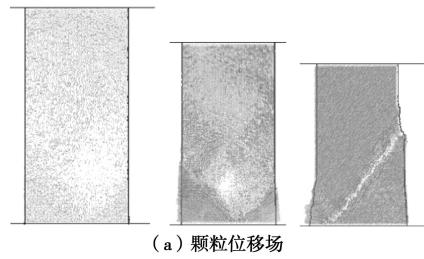
Fig. 33 Observation on anisotropic clay DEM simulation^[169]

(2) 应变局部化

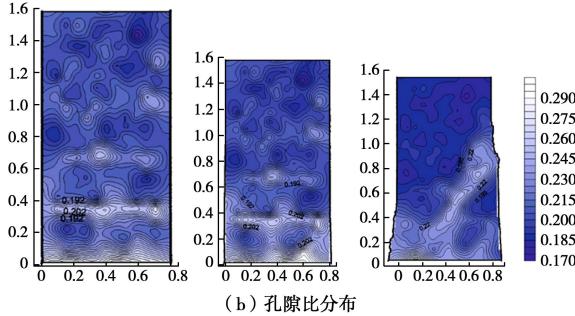
应变局部化是土体内剪应变逐渐集中于某局部窄小区域的现象, 是土体细观尺度的典型特征与研究范围, 是研究渐进破坏理论(现代土力学三大问题之一)的“先锋”(precursor)。细观试验观测表明, 试样内部最先出现若干细小“随机”剪切带并逐步形成若干共轭剪切带, 最终形成明显主带^[170], 带内颗粒具有短程自组织性^[171]。已有学者基于颗粒运动提出并验证了多种应变局部化发展的微观表征量^[172-173]。受试验设备精度所限, 试验研究往往只能在峰值后才能揭示出剪切带内颗粒的运动特征, 难以动态连续刻画剪切带的形成全过程, 且带内外的性状难以测试。

Jiang 等^[174]通过 DEM 研究发现剪切带内外应力、应变、位移、孔隙比等参量有显著差异, 除带内(外)经历加(卸)载应力路径之外, 剪切带内存在较大的颗粒转动(如图 34(c) 中颗粒的平均纯转动率(APR, average micro-pure rotation rate, 详见 4.2(1)节)^[175], 剪切带厚度约为 15~20 倍平均粒径, 如图 34。其他学者也采用 DEM 模拟揭示并定量分析了试验中观察

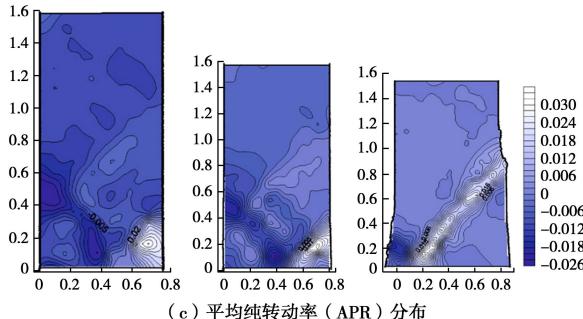
到的带内微观力学过程,如剪切带中很高的颗粒转动梯度与偶应力相伴而生^[176],试样密度、所受围压对剪切带形成的时机、倾角、厚度都有影响^[177]。近年来已有学者模拟砂土三维应变局部化过程,着重分析了试样内部应变分布^[178]、颗粒平动的空间特征^[179],但还缺乏对三维情况下颗粒转动等各项特征的系统研究。DEM模拟还表明粒间胶结^[180-181]、颗粒破碎^[182]、各向异性^[183]、范德华力^[147]等对剪切带的产生和发展、倾角、厚度等均有影响。



(a) 颗粒位移场



(b) 孔隙比分布



(c) 平均纯转动率 (APR) 分布

图 34 DEM 双轴剪切中净砂的剪切带形成发展过程(从左到右依次为相转换点、峰值点、残余段起始点)^[174]

Fig. 34 Evolution of shear band in DEM sand in biaxial tests^[174]

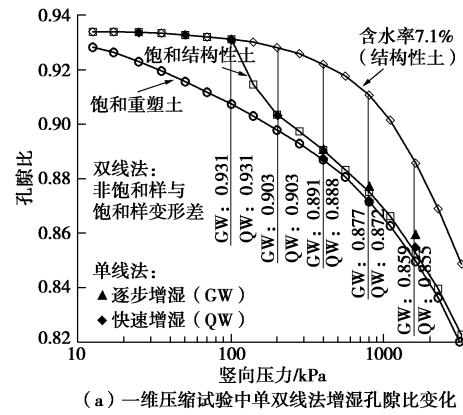
随着 X 射线 CT 扫描精度^[170]和 DEM 模拟能力的不断提高,将试验与 DEM 模拟(特别是三维模拟)相结合有望更加全面、定量地揭示应变局部化的形成与发展的全过程。此外仍需开展疑难土体(如深海能源土、黄土)的三维剪切带 DEM 分析。

(3) 黄土湿陷性

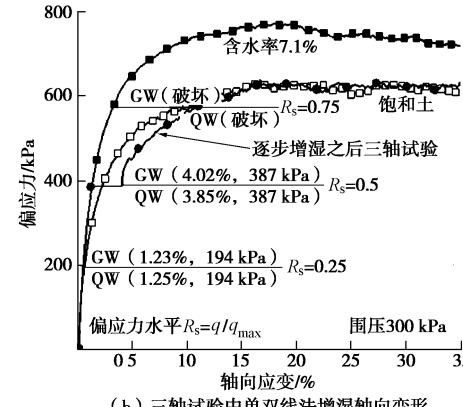
黄土湿陷机理及变形预测受到了岩土研究者的持续关注^[184]。在一维应力状态下,室内试验常用应力控制单线法或双线法测试黄土湿陷性^[185]。笔者等认为试样差异与扰动是结构性黄土单双线法差异的主要原因,建议采用应变控制法测定湿陷系数^[186],并通过高

质量人工结构性黄土验证了一维增湿单双线法的一致性^[187]。但工程问题应力状态复杂,黄土单双线法增湿变形的一致性受试验路径的影响,三维增湿变形计算对研究者提出了新的挑战^[188]。室内开展黄土三维增湿试验对设备要求高,可重复性差。

笔者团队分别基于简单胶结模型和黄土微观本构模型(3.2(3)节)开展了非饱和重塑/结构性黄土的二维^[137-138]和三维^[32, 48]DEM 分析,模拟了黄土在不同应力状态下的增湿试验,分析了增湿过程中试样微观结构的演变。在一维压缩试验下增湿,单双线法获得的湿陷系数相同(图 35(a))。在三轴试验下增湿(应力比 $q/p \neq 0$),试样的轴向应变大于该应力比下饱和土的应变值;增湿后再加载的应力应变曲线逐步靠近相应饱和土应力应变曲线(图 35(b))。微观分析表明增湿过程中体应变的增加与胶结破坏相对应,增湿过程中胶结弯矩对胶结破坏贡献逐渐加大。目前如何利用 DEM 和室内试验分析增湿边界和实际工程中黄土广义应力路径(加荷、增湿)的影响,值得进一步研究。



(a) 一维压缩试验中单双线法增湿孔隙比变化



(b) 三轴试验中单双线法增湿轴向变形

Fig. 35 Wetting tests on unsaturated structured DEM samples^[32, 48]

(4) 砂土结构性

Bjerrum^[189]采用超固结概念对结构性土屈服现象进行解释是不合理的^[190]。基于试验结果,一些学者认识到结构性土屈服与胶结破坏可能有极大关系^[191-193],

然而,受微观测试技术限制,极少有文献加以论证,并且颗粒破碎会使这一问题更加复杂。

基于二维 DEM 模拟分析, Jiang 等^[194]发现微观尺度上的胶结破坏起始应力、大量胶结破坏对应的应力与宏观尺度上的初始屈服应力(压缩曲线偏离初始线性压缩段的起始点)、结构屈服应力(压缩曲线上斜率的最大点)相对应(图 36),证实了屈服与胶结破坏紧密相关的推断。

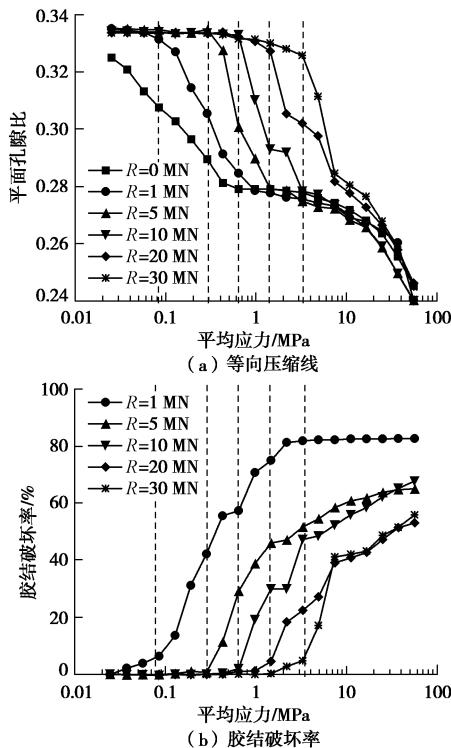


图 36 不同胶结强度松散砂土在等向压缩试验 DEM 模拟中的屈服特征^[194]

Fig. 36 Yielding behavior observed in DEM tests on loose sand of different bonding strengths^[194]

在较高应力下,胶结作用会降低颗粒破碎程度;胶结强度分布范围的扩大会延缓结构性砂土屈服后的压缩线趋向重塑砂土正常压缩线的速率^[195]。胶结破坏与颗粒破碎的相互作用决定了结构性砂土与重塑砂土等向压缩线相交或平行的位置关系^[196]。

Coop 等^[197]指出胶结强度、参考压缩线(NCL)位置及初始孔隙比是影响宏观强、弱胶结效应的三个主要因素。当胶结土的屈服强度位于 NCL 之下即为弱胶结,当其位于 NCL 之上即为强胶结。Jiang 等^[194]采用二维 DEM 证实了 Coop-Willson 准则。以胶结强度为例(图 37),R=1 MN 试样的屈服强度位于 NCL 之下,可判定为弱胶结,而 R=10 MN 试样的屈服强度在 NCL 之上,为强胶结。

在结构性砂土剪切力学特性研究方面,二维 DEM 模拟结果(图 38)表明^[198]:当胶结破坏比(0.15%的轴向应变增量引发的胶结破坏数与总胶结破坏数目的

比值)达到最大值时(F点),试样开始屈服,体积变形由剪缩转变为剪胀;随后,胶结破坏比逐渐减少,试样于 G 点达到峰值应力;当胶结不再破坏时,试样达到临界状态(K 点)。剪切波速随胶结破坏逐渐减小^[199]。Jiang 等^[180]揭示了小围压时结构性较强的砂土发生应变局部化的微观机理:胶结破坏集中发生在剪切带内,且带内颗粒转动显著;并采用 APR(定义详见 4.2(1)节)来表征带内颗粒转动,丰富了结构性砂土应变局部化的微观表征手段。有学者考虑了颗粒破碎、胶结强度分布及胶结含量对宏观力学性质的影响^[200-202]。当结构性砂土在经历足够大剪切变形后,试样整体(出现变形均匀情况)或局部(出现应变局部化情况)会达到临界状态。笔者团队^[203]通过真三轴试验 DEM 模拟认为,试样在达到临界状态时,总接触点、胶结接触点、强接触点组构主值等均趋于稳定,其优势方向趋向于大主应力方向。今后宜结合先进仪器的试验结果对微观机制进行验证,在 DEM 模拟中尚需考虑实际土体中胶结的形态、缺陷及空间离散特征等。

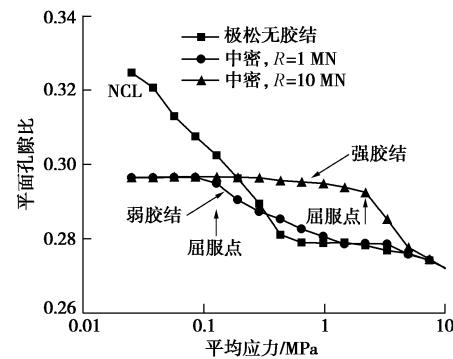


图 37 胶结强度对结构性砂土压缩力学特性的影响^[194]

Fig. 37 Influences of bond strength on compressive behavior of structured sands^[194]

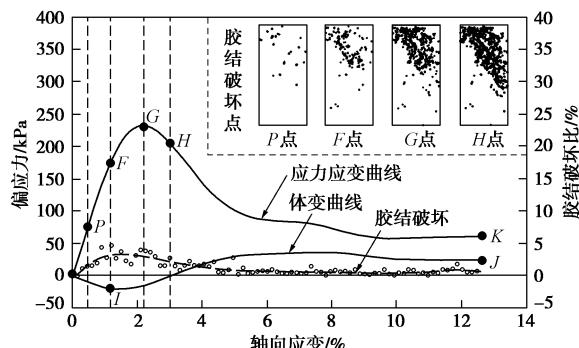


图 38 三轴试验结构性砂土宏观力学性质(改自 Wang 等^[198])

Fig. 38 Macro- and micro-mechanical behaviors of DEM bonded sand in triaxial compression tests (modified from Wang et al.^[198])

(5) 砂土流变性

流变性在宏观上表现出蠕变、应力松弛、长期强度随时间变化和应变率效应 4 个方面。关于砂土宏观的流变性已经有大量的试验分析^[204-205],但其微观机制尚不清晰。部分学者发现粒间胶结生成^[206]、颗粒破

碎^[207-208]、颗粒间接触面磨损^[120]等是引起砂土流变性的主要因素。如在采用弗吉尼亚海砂进行的不同应变速率剪切试验中,发现砂土颗粒在蠕变阶段发生明显的颗粒破碎,且应变速率越大,试样内的颗粒破碎越多^[207](图39)。

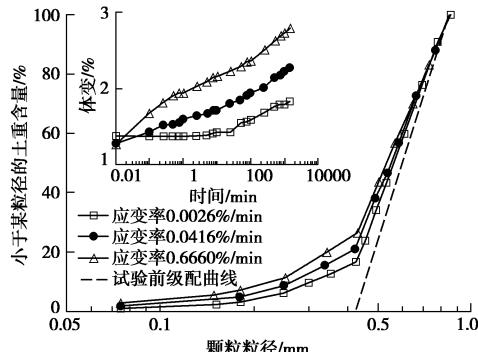


图 39 蠕变试验结果(改自 Karimpour 等^[207])

Fig. 39 Experimental data of creep tests (modified from Karimpour et al. ^[207])

颗粒层次和粒间接触层次的变化在连续介质力学中很难反映,因此采用 DEM 考虑微观机制的变化来模拟砂土的流变性是目前研究热点之一。如通过考虑裂纹扩展的时效性^[208]或者团簇内胶结随时间弱化^[209]的方法,来模拟颗粒破碎现象,进而模拟砂土的蠕变特性(团簇内使用简单胶结模型,团簇间使用经典接触模型)。也有学者通过考虑颗粒间接触磨损模拟了砂土蠕变现象(在 Hertz-Mindlin 模型中考虑抗转作用),并进一步分析蠕变对试样各向异性的影响^[210]。结果如图 40 所示,蠕变对试样各向异性有显著的影响(以组构的 3 个不变量 a_n , a_c 和 a_t 描述),该影响会随着加载的过程而逐渐消失。上述研究成果仍需借助新型测试技术进一步验证。

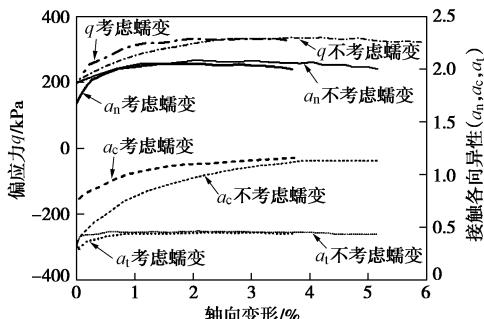


图 40 蠕变对砂土性质影响(改自 Zhang 等^[210])

Fig. 40 Effects of creeping on sand mechanical behavior (modified from Zhang et al. ^[210])

(6) 砂土液化特性

砂土液化被认为是现代土力学三大问题之一^[1]。室内试验中由于制样不均匀、橡皮膜等影响,试样在大变形后易出现应变局部化,且难以获得土体微观演变规律。DEM 可以详细分析液化时能量、组构各向异性、配位数(颗粒平均接触数目)、孔隙比等信息变化^[211-212],

进而提出新的参量描述液化时土体微观特性,揭示砂土液化微观机制,如平均相邻颗粒距离^[213]、孔隙分布的形状延伸参数和方向各向异性参数^[214]等。研究发现:①初始各向异性不同的砂土在不排水循环单剪试验中,其各向异性变化趋势类似,且组构方向在液化后均趋向于大主应力方向^[212](图 41);②采用 Hertz-Mindlin 模型模拟不排水循环剪切时,发现试样大孔隙消失、孔隙变得更均匀,颗粒间接触消失、配位数接近于零,使得承载外力作用的骨架结构消失,发生液化^[215]。

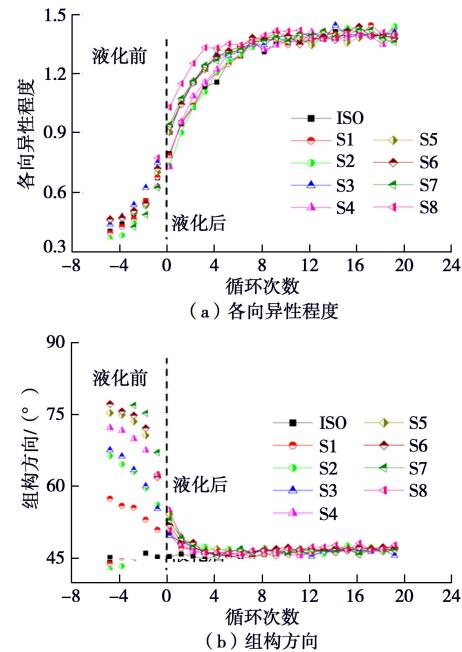


图 41 组构各向异性演变^[212]

Fig. 41 Evolution of anisotropic fabric^[212]

笔者团队采用考虑了加卸载刚度不同的完整接触模型,发现液化时试样的配位数并未下降为零,而试样的弹性性能(3 个方向)下降为零(图 42)。上述差别应是由不同微观本构引起的,因此宜选取反映土体动力响应的微观本构且考虑颗粒迁移作用,从而深入研究砂土液化问题。

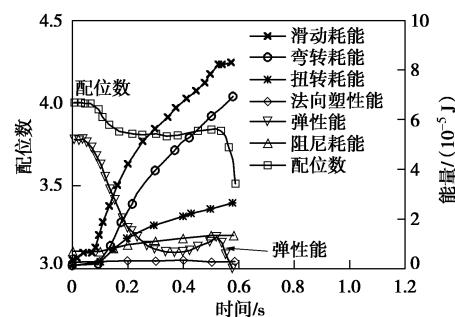


图 42 配位数和能量变化

Fig. 42 Evolution of coordination number and energy

(7) 深海能源土的“反压依赖性”

常规土力学认为,三轴试验中用于提高试样饱和度的反压不影响试验测得的土体力学特性。然而,

Hyodo 等^[110]用人工合成能源土进行三轴剪切试验时, 试验反压(相当于原位孔隙水压力)越大, 能源土的强度与剪胀性都有一定程度的增长, 如图 43 所示, 这与反压中性原则相悖, 使得有效应力原理不能适用于能源土。Jiang 等^[216]采用 3.2 (4) 节能源土微观本构理论通过 DEM 模拟再现并解释了这一试验现象。今后在进行能源土试验研究时, 应当选择与实际水深一致的反压, 也可参考 Jiang 等^[216]基于 DEM 模拟结果总结的经验公式修正室内试验中反压条件不足时测得的力学指标。随着深海能源土试验成果的积累, 该公式将得到进一步验证。

$$\frac{c}{p_a} = C_1(\sigma_w / p_a) + C_2 \quad , \quad (20)$$

$$\varphi = 23.2 + C_3(\sigma_w / p_a)^{C_4} \quad , \quad (21)$$

式中, $p_a=100$ kPa, C_1 , C_2 , C_3 和 C_4 为拟合系数。

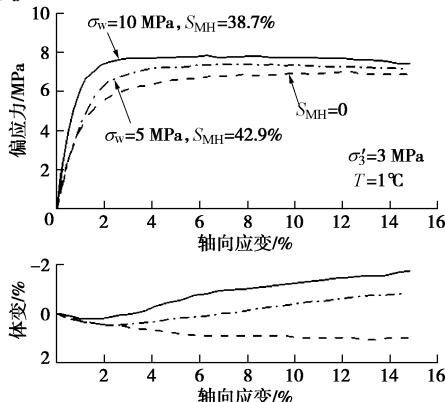


图 43 能源土力学特性的反压相关性^[110]

Fig. 43 Effects of back pressure on mechanical behavior of methane hydrate bearing sediments^[110]

(8) 月壤的“太空效应”

根据真实月壤的级配曲线, 月壤可归类于粉质砂土。因颗粒粗糙, 月壤具有较高的内摩擦角 $44^\circ \sim 47^\circ$ 和低黏聚力 $0.26 \sim 1.8$ kPa, 在月面环境下可形成稳定的沟槽^[146], 如图 44 (a) 所示。室内试验中模拟月面环境成本昂贵, 因此多采用 DEM 来模拟月壤的特性。有学者采用添加粒间化学吸引力的模型来模拟月壤的低黏聚力, 从而模拟月面下的沟槽现象^[217], 如图 44(b) 所示。笔者认为月壤低黏聚力是由月面环境的“太空效应”引起。“太空效应”包括高真空引起的粒间范德华力和低重力场引起的低围压等。Jiang 等^[33]采用 3.2 (5) 节中的月壤微观本构进行了月壤双轴试验 DEM 模拟, 发现范德华力可使干燥的月壤表现出明显的黏聚力, 且范德华力越大, 黏聚力越大, 如图 44(c)。

在低围压作用下, 范德华力对试样强度的提升更为明显。范德华力会改变试样的细观均匀性, 月面环境下出现了两条剪切带(地面环境下出现一条贯通的剪切带), 且剪切带的厚度更小, 与水平向夹角更大。

范德华力会导致试样剪胀性更强, 剪切带内颗粒转动更大, 力链间孔隙更明显, 如图 45^[147]。其它特殊月面现象, 如“月尘环境效应”^[112], 可能也与该效应有关。

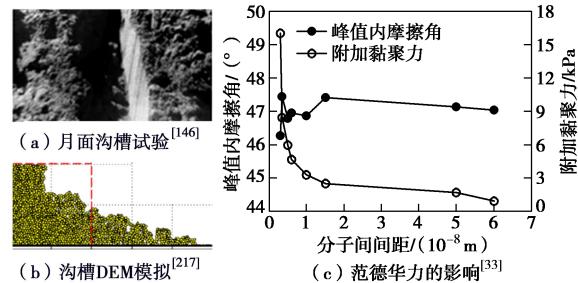


图 44 月壤的力学特性

Fig. 44 Mechanical behavior of lunar soil

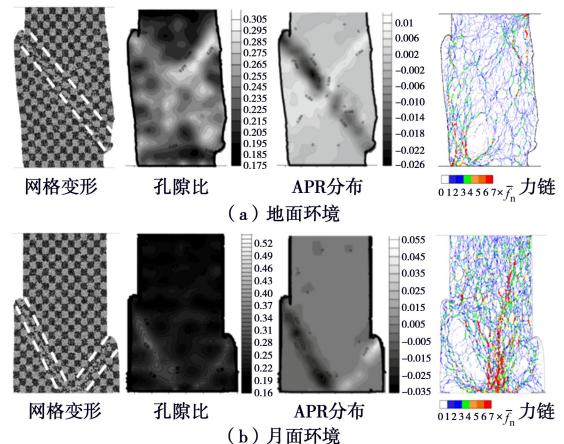


图 45 地面和月面环境下的剪切带^[147]

Fig. 45 Shear bands on the Earth and the Moon^[147]

4 基于微观机制的宏观本构模型发展

土体具有各向异性、非饱和性、结构性等复杂力学特性, 现有基于宏观或唯象学角度所建立的本构模型, 对于土体的微观结构缺乏全面系统的描述, 其适用范围和反映的力学特性有限, 会出现参数多且物理意义不明确的问题。因此, 一些学者提出了考虑某些物理量的微观分布特征(主要通过组构张量进行描述)的宏观模型^[161, 218]、以微观力学模型为基础的解析模型^[219-223]以及将 DEM 计算结果嵌入到有限元高斯积分点进行求解的方法^[224-225]等。本文遵循宏微观土力学的研究思路, 以离散单元法为桥梁, 从微观尺度确定宏观力学变量及其演化过程, 将土体宏观力学特性与微观结构特征相关联, 建立基于微观机制的宏观本构模型。

4.1 宏微观关联

为了建立宏微观关联, 需要确定宏观变量(应力、应变)与微观变量(颗粒位移、排列、接触力、粒间胶结状态)间的对应关系, 基于广义加载(包括荷载、水、温度、化学环境等)过程中的微观变量演化规律获取宏观变量演化规律。目前相关研究包括传力机制

与强度准则、组构各向异性与剪胀性、颗粒破碎与屈服面、毛细力与广义有效应力、胶结破损与结构损伤等。

(1) 传力机制与强度准则

在常规土力学中,一般认为颗粒材料强度主要是由颗粒间相对滑移引起的^[226]。由于颗粒间接触力难以量测,人们对颗粒材料强度微观机制的认识尚缺乏足够的验证。Thornton^[9]采用DEM模拟土体三轴试验,发现土体的抗剪强度主要来源于粒间法向接触力,而非颗粒间相对滑移。如图46(a),法向力接触占比约90%,而切向接触力占比仅约10%。除此之外,颗粒材料的各向异性特征也是影响土体强度的重要因素之一。Sufian等^[227]研究发现,在应力-力-组构(stress-force-fabric)关系中,未滑移的强接触组构各向异性参数 α_c^{sn} 对颗粒材料抗剪能力的贡献最大。在不同应力路径下应力比 q/p 与 α_c^{sn} 具有唯一的线性关系($q/p=0.4\alpha_c^{sn}$)。由DEM得到的剪切强度比较接近Lade-Duncan准则^[9](图46(b)),即土体轴向伸长强度大于土体轴向压缩强度,这与Matsuoka-Nakai准则不符。该结论得到了后续研究验证^[228-229]。图46(b)还显示,法向接触力引起的强度包面与总强度包面接近,即切向接触力引起的强度包面小,这与砂土传力机制中法向接触力贡献较大相符。然而,目前疑难土体(如结构性土、非饱和性土)的传力机制尚不清晰。

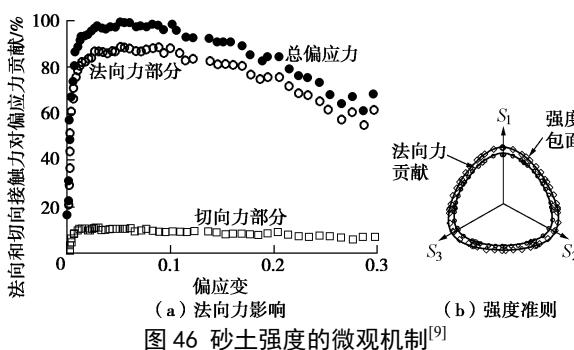


Fig. 46 Micro-mechanism of sand strength^[9]

(2) 组构各向异性与剪胀性

初始组构各向异性及其后期的演化对砂土剪胀性的影响是目前的讨论热点之一。Li等^[218]提出将组构引入本构模型来反映初始各向异性砂土的剪胀特性。Zhou等^[163]和Yang等^[230]在此基础上分别研究了固结条件和中主应力对土体组构演化及剪胀性的影响。Wan等^[161]认为各向异性砂土的剪胀应力比(相变点应力比, $D=1$)受初始组构影响较大,如图47。但也有学者认为剪胀应力比与初始组构无关,如Miura等^[231]、Hosseininia^[155]。

笔者通过类椭球颗粒三维DEM模拟^[159]发现,初始组构各向异性对砂土剪胀关系的影响与试样密实度和应变量有关,如图48。可见,不同沉积角(即不同

初始组构)情况下,试样的剪胀应力比基本相同,这与Hosseininia^[155]等的结论是一致的。对于密砂,由不同沉积角得到的剪胀曲线非常接近,且剪胀应力比基本相同;但对于松砂,初始组构仅在加载初期对剪胀关系有明显影响,该结果与Kandasami等^[232]通过空心扭剪试验得到的剪胀变化规律相似。该现象可以由接触组构-应力联合张量不变量 A_c 随轴向应变的变化来进一步解释, $A_c=1$ 表征接触组构主方向和最大主应力方向重合。如图49,松砂相对于密砂而言,由于接触组构张量偏转至加载方向需要更大的应变,从而导致不同沉积角下剪胀曲线在初期加载阶段存在较为明显的差别。因此,接触组构张量偏转速率的差异是导致各向异性砂土剪胀曲线出现差别的主要原因。

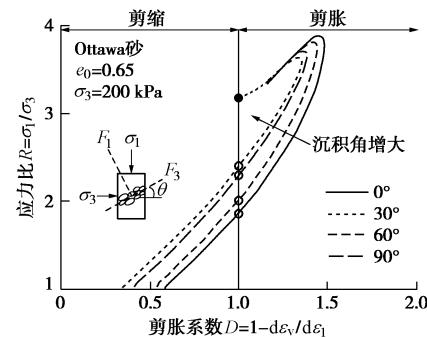


图47 考虑初始组构的剪胀曲线^[161]

Fig. 47 Stress-dilatancy as a function of initial fabric^[161]

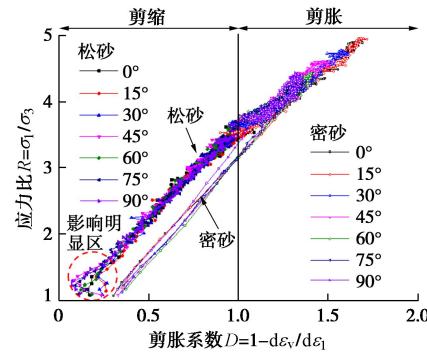


图48 密砂和松砂的剪胀关系曲线(改自Jiang等^[159])

Fig. 48 Stress-dilatancy for dense and loose specimens (modified from Jiang et al.^[159])

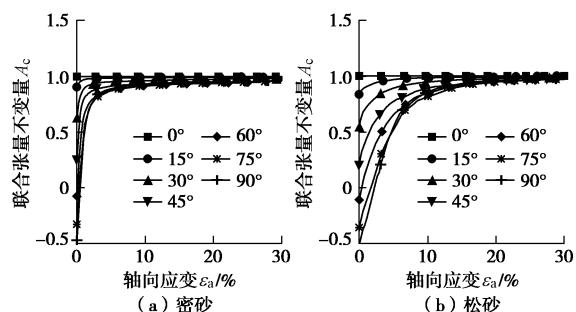


图49 接触组构-应力联合不变量 A_c 的演化(改自Jiang等^[159])

Fig. 49 Evolution of joint invariant (modified from Jiang et al.^[159])

(3) 颗粒破碎与屈服面

颗粒破碎与土体的强度、塑性变形、剪胀特性及临界状态等宏观力学特征密切相关。近些年来, 国内外学者主要采用 DEM^[233]、FDEM 耦合法^[234]及近场动力学方法^[235]模拟颗粒破碎。其中基于 DEM 的颗粒破碎模拟主要包括两类方式: ①胶结团簇法^[236-239], 用胶结颗粒团簇内部的胶结破坏模拟颗粒破碎, 可预先设定颗粒内缺陷, 但原始颗粒数目巨大, 运算效率低; ②颗粒替代法^[240-242], 用特定级配的子颗粒代替母颗粒来模拟颗粒破碎, 计算效率较高, 子颗粒级配可预先设定, 今后需研究颗粒破碎准则与颗粒替代模式, 且质量守恒策略亟待优化。

一些学者通过 DEM 模拟表明, 颗粒破碎是土体产生塑性变形的主要因素之一^[243], 使得土体在高应力下的剪缩更为显著, 并使得强度包线呈非线性特征^[239, 244]; 且颗粒破碎影响极限颗粒级配, 导致土体临界状态线位置的偏移^[245]。

颗粒破碎可引起土体屈服面的硬化, 其硬化过程可用量化的颗粒破碎等值面表征。Cheng 等^[243]利用胶结团簇法, 通过试样内的胶结破坏率来量化试样的颗粒破碎程度, 并用胶结破坏率等值面表征弱超固结土的屈服面, 如图 50。以峰值应力比 M_y 为界, 在低应力比区加载时, 颗粒破碎主导引起剪缩, 而在高应力比区加载时, 颗粒重排列主导引起剪胀。通过分析剪切加载从 1% 到 2% 胶结破坏率时的塑性应变增量, 指出塑性流动方向与屈服面硬化方向不一致, 遵循非关联流动法则。

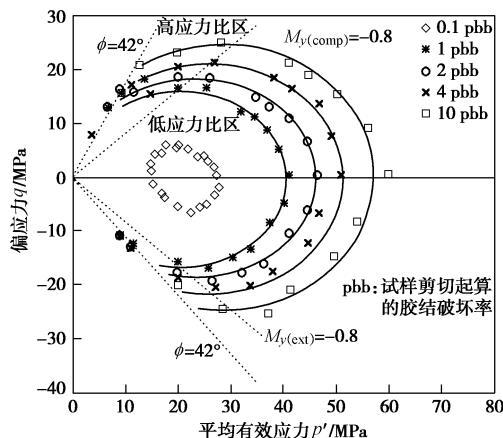
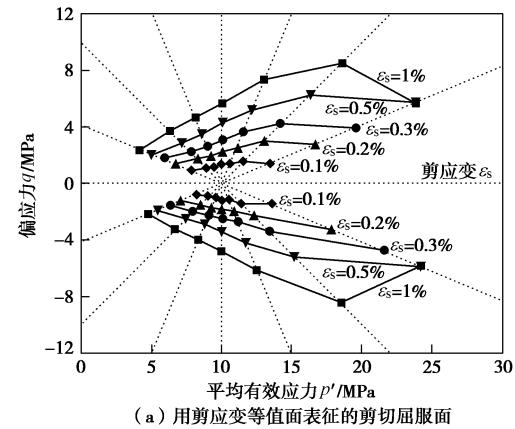


图 50 用胶结破坏率等值面表征的屈服面 (改自 Cheng 等^[243])

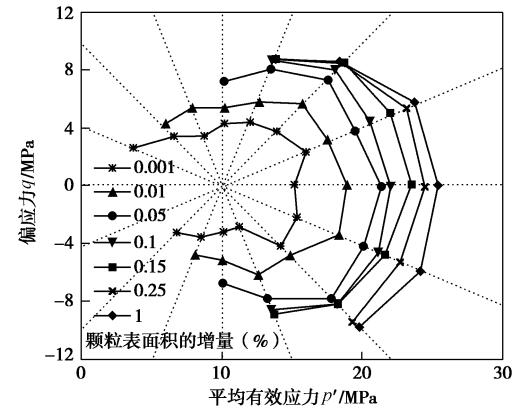
Fig. 50 Yield surfaces in relation with bond breakage percentage
(modified from Cheng et al. ^[243])

De Bono 等^[246]利用颗粒替代法, 研究了不同应力路径下的屈服面硬化特点, 指出考虑颗粒破碎的土体屈服面满足双屈服面特征: ①在较低平均有效应力下,

随着应力比的增加, 试样的细小颗粒逐渐破碎, 引起剪应变的显著增长, 导致剪切屈服面扩张, 可用剪应变等值面表示一系列扩张的剪切屈服面, 如图 51(a); ②在较高平均有效应力下, 试样的大颗粒破碎较显著, 体缩现象明显, 引起压缩屈服面的扩张, 可通过颗粒表面积增量来量化描述试样的颗粒破碎程度, 用颗粒表面积增量等值面表征一系列扩张的压缩屈服面, 如图 51(b)。目前, 复杂应力路径 (特别是中主应力不同) 及应力历史下, 胶结破坏率和颗粒表面积增量能否反映颗粒破碎的微观机制尚需进一步研究。



(a) 用剪应变等值面表征的剪切屈服面



(b) 用颗粒表面积增量等值面表征的压缩屈服面

图 51 考虑颗粒破碎的屈服面特点(改自 De Bono 等^[246])

Fig. 51 Characteristics of yield surfaces considering particle crushing (modified from De Bono et al. ^[246])

(4) 毛细力与广义有效应力

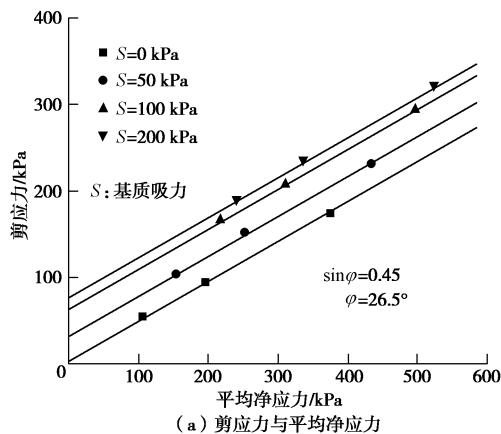
非饱和土是否存在有效应力长期有争议。Jiang 等^[11]通过 DEM 研究认为非饱和土有效应力存在, 并在微观尺度上提出了广义有效应力定义。通过综合考虑毛细力和外力导致的接触力, DEM 试样的广义有效应力如下^[11]:

$$\sigma''_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{\beta} T_i^{\beta} l_i^{\beta} = \frac{1}{V} \sum_{\beta} (T_{i(l)}^{\beta} + T_{i(w)}^{\beta}) l_i^{\beta} , \quad (22)$$

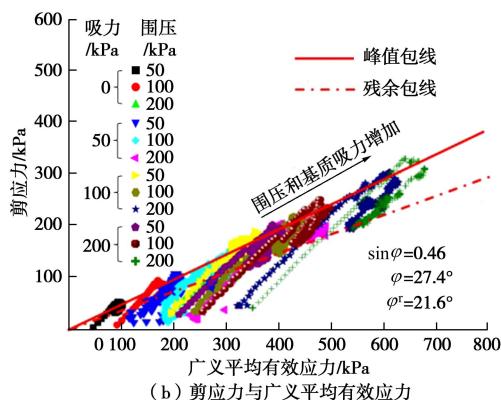
式中, V 为代表性单元体的体积, T_i^{β} 和 l_i^{β} 分别为接触

力矢量和接触方向矢量, $T_{i(l)}^\beta$ 和 $T_{i(w)}^\beta$ 分别为外力导致的接触力和毛细力。

Jiang 等通过考虑邻近液桥的融合和孔隙水中气泡形成和消失过程, 近似模拟了全饱和度域的非饱和^[11]。DEM 模拟结果验证了级配对土水特性曲线(SWCC) 的影响, 并指出配位数是级配和固结应力影响 SWCC 曲线的微观原因。根据双轴试验 DEM 结果, 随着吸力的增加, 强度包线基本呈平行线(如图 52(a)); 说明峰值强度包线和残余强度包线基本不受吸力的影响, 具有良好的归一性, 反映了广义有效应力的存在(如图 52(b))。



(a) 剪应力与平均净应力



(b) 剪应力与广义平均有效应力

图 52 不同吸力 DEM 试样的峰值/残余强度包线^[11]

Fig. 52 Peak/residual shear strength envelopes of DEM specimens under different suctions^[11]

基于广义有效应力, Jiang 等提出了双变量(净应力和基质吸力)抗剪强度公式(23)和单变量(有效应力)抗剪强度公式(24)^[11]:

$$\tau = c' + \sigma_n \tan \varphi' + \frac{S}{a_w + d_w S} \tan \varphi' , \quad (23)$$

$$\tau = c' + \sigma_n \tan \varphi' + \left(1 - \frac{S_r - S_r^r}{1 - S_r^r}\right)^{n_w} \sigma_{eqm} \tan \varphi' , \quad (24)$$

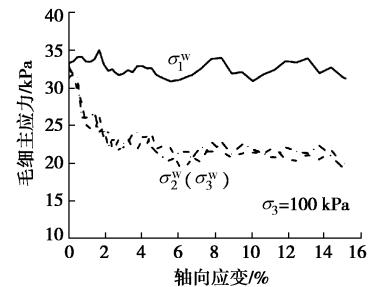
式中, σ_n 为净应力, S 为基质吸力, a_w , d_w , n_w 和 σ_{eqm}

为参数。根据与 DEM 结果的对比, 发现所提出的公式能较好地预测毛细力对强度的影响。

此外, 毛细应力由颗粒间毛细力计算^[11]:

$$\sigma_{ij}^w = \frac{1}{V} \sum_{\beta} T_{i(w)}^{\beta} l_i^{\beta} . \quad (25)$$

基于毛细应力概念, 不少学者开展了非饱和土宏微观关联研究, 发现了毛细应力的各向异性^[247-249], 如图 53 所示。毛细应力的各向异性由接触方向组构的各向异性引起^[248]。宏观本构模型中考虑毛细应力各向异性的必要性及其方法尚需进一步研究。

图 53 毛细应力特征值^[248]Fig. 53 Evolution of eigenvalues of capillary stress^[248]

(5) 胶结破损与结构损伤

建立结构性土宏观本构模型的核心之一是确定结构损伤规律。描述结构损伤规律的参量被称为破损能量。已有本构模型均假定了不同的破损能量, 然而, 这些破损能量的建立或缺乏微观力学基础, 或物理意义不明确, 其合理性及适用性有待进一步验证。

笔者团队在散粒体力学的理论框架内, 根据典型结构性土(结构性砂土、结构性黄土、深海能源土等)颗粒之间的接触特性和微观变形机理, 给出具有明确物理意义的破损能量, 对宏观本构模型中破损能量进行 DEM 验证, 结合试样内部的胶结破损能量, 建立了破损能量。

a) 破损能量的微观表达

基于应力分担可定义破损能量 ω_σ ^[250]:

$$\omega_\sigma = \lambda_v \cdot \bar{\sigma}_{ij}^d / \bar{\sigma}_{ij} , \quad (26)$$

式中, λ_v 为体积破损能量率, $\bar{\sigma}_{ij}$ 和 $\bar{\sigma}_{ij}^d$ 分别为代表性单元平均应力及无胶结组分平均应力张量。

基于应变分担可定义破损能量 ω_ε ^[250]:

$$\omega_\varepsilon = \lambda_v \cdot \bar{\varepsilon}_{ij}^d / \bar{\varepsilon}_{ij} , \quad (27)$$

式中, $\bar{\varepsilon}_{ij}$ 和 $\bar{\varepsilon}_{ij}^d$ 分别为代表性单元平均应变及无胶结组分平均应变张量。

在 DEM 数值分析中, 假定 $\omega_\sigma = N^d / N \cdot (\bar{\sigma}_{ij}^d / \bar{\sigma}_{ij})$ 和 $\omega_\varepsilon = N^d / N$, N^d 和 N 分别为胶结破坏数目和初始胶结数目。

此外, 基于能量守恒原理可定义破损能量 ω_E ^[251]:

$$\omega_E = \frac{\bar{\sigma}_i^d \delta \varepsilon_i}{\bar{\sigma}_i^{\text{in}} \delta \varepsilon_i + \bar{\sigma}_i^d \delta \varepsilon_i} \quad . \quad (28)$$

式中, $\delta \varepsilon_i$ 为增量主应变, 下角标 $i=1, 2, 3$ 表示大、中、小主应力方向, 不采用 Einstein 求和约定。

b) 经典结构性土本构模型破损能率离散元验证

笔者团队^[203]采用三维 DEM 对 8 种经典结构性土本构模型中的破损能率进行了验证, 应力路径包括等应力比压缩及真三轴试验, 代表性结果如图 54 所示。其中, 相关系数 R^2 是通过采用本构模型中破损能率拟合 DEM 模拟结果所得。可以看出, 1~6 种本构模型可以较好地描述上述应力路径条件下胶结破损能率。

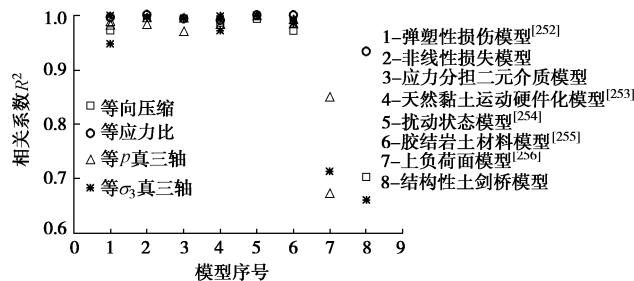


图 54 经典结构性模型破损能率 DEM 验证结果 (改自张伏光^[203])

Fig. 54 DEM validation on degradation laws used in classic constitutive models for structured soils (modified from Zhang^[203])

(6) 胶结破损能率

Jiang 等^[257]采用二维 DEM 对等向压缩、等应力比压缩及双轴压缩试验进行了模拟, 在对比验证扰动状态模型^[254]、上负荷面模型^[256]和胶结岩土材料模型^[255]中破损能率的基础上, 将破损能量表示为大主应变 ε_1 的函数, 并对破损能量最大值 ω_σ^{\max} 和大主应变最大值 ε_1^{\max} 进行归一化, 结果如图 55 所示, 表达式为

表 1 笔者团队基于 DEM 模拟结果所得 5 种破损能量表达式

Table 1 Five equations describing bond breakage laws obtained from DEM simulations by the author's group

破损能量表达式		主要特点	参考文献
$\omega_\sigma / \omega_\sigma^{\max} = 1 - \exp(-k \cdot \varepsilon_1 / \varepsilon_1^{\max})$	(1)	基于二维 DEM 模拟结果, 应力路径较简单, 各向同性结构性砂土	[257]
$\omega_\sigma = 1 - \exp(-c_a \varepsilon_d^p - c_b)$	(2)	基于二维 DEM 模拟结果, 应力路径较简单, 各向同/异性结构性砂土	[258]
$\varepsilon_s^{p^*} = \left[\frac{b_c \omega_E}{(1 + Ap/p_y)(1 - \bar{\omega}_d)} \right]^{1/n_s} \quad p^* = \left[1 + \left(\frac{b_c \omega_E}{1 - \bar{\omega}_d} \right)^{1/n_c} \right] p_y$	(3)	基于三维 DEM 模拟结果, 常规三轴和真三轴应力路径, 将压缩和剪切损伤分开考虑	[251]
$\omega_\sigma = 1 - \exp(-c_a \varepsilon_v^p - c_b \varepsilon_s^p - c_c)$	(4)	基于三维 DEM 模拟结果, 常规三轴和真三轴应力路径	[259]
$\omega_\sigma = 1 - \frac{1 - \omega_{\sigma 0}}{1 + c_a(1 - \omega_{\sigma 0})E_d^p}$	(5)	基于三维 DEM 模拟结果, 常规三轴和真三轴应力路径, 可考虑含水量影响	[260]

注: ε_d^p 为等效塑性应变; $\varepsilon_s^{p^*}$ 为等效破损能率剪应变; p^* 为等效破损能率平均应力; p_y 为等向压缩初始屈服应力; $\omega_{\sigma 0}$ 为破损能量初始值; E_d^p 为塑性应变系数; $c_a, c_b, c_c, b_s, n_s, A, b_c, n_c$ 为拟合参数。

$$\omega_\sigma / \omega_\sigma^{\max} = 1 - \exp(-k \cdot \varepsilon_1 / \varepsilon_1^{\max}) \quad , \quad (29)$$

式中, k 为拟合参数。

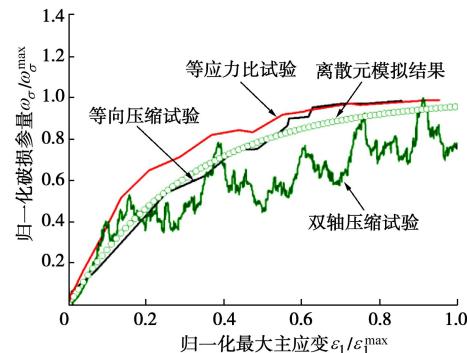


图 55 胶结破损能率 DEM 结果^[257]

Fig. 55 DEM results on bond degradation^[257]

表 1 汇总了笔者团队采用二维、三维 DEM 建立的 5 种破损能量表达式。目前, 在其它应力路径下的破损能率仍需研究, 且探求与应力路径无关的破损能率也是一个值得研究的方向。

4.2 基于微观机制的宏观本构模型

(1) 砂土双剪类运动模型

砂土的非共轴特性是指土体经历应力主轴旋转时主应力方向与塑性主应变增量方向不一致。Roscoe 等最早在砂土单剪试验中发现非共轴现象^[261], 该现象随后在环剪试验和空心扭剪试验中^[262]也被观察到。砂土非共轴特性多是从宏观力学角度研究, 不能从微观结构角度解释其机制。因此, 不少学者通过 DEM 研究砂土在主应力旋转路径下的颗粒旋转和组构特性, 如单剪试验^[263-265]、环剪试验^[266]和空心扭剪试验^[267], 这些研究成果有利于建立宏微观关联, 从而构建具有微观机制的本构理论。

双剪类运动模型假设砂土的宏观变形是由沿应力场与速度场特征线的剪切滑移运动产生的。其优点是平面应变情况下，速度场方程相对简单。Harris^[268]通过引入角速度参量 ϑ 得到了双剪类运动模型的统一双滑移塑性理论：

$$(d_{11}+d_{22})\cos\left(\frac{\nu+\lambda}{2}\right) = [(d_{11}-d_{22})\cos 2\psi_\sigma + 2d_{12}\sin 2\psi_\sigma]\sin\left(\frac{\nu-\lambda}{2}\right), \quad (30)$$

$$2(\vartheta+w_{12})\sin\left(\frac{\nu+\lambda}{2}\right) = [(d_{11}-d_{22})\sin 2\psi_\sigma - 2d_{12}\cos 2\psi_\sigma]\cos\left(\frac{\nu-\lambda}{2}\right). \quad (31)$$

式中 ϑ 为运动模型中的转动率参量； ν 、 λ 为材料参数； ψ_σ 为最大主应力方向与 x 轴的夹角； d_{ij} 为变形率张量， w_{ij} 为旋转率张量，可采用欧拉速度场表示。

若式(30)、(31) 中 $\vartheta+w_{12}\neq 0$ ，则可描述非共轴现象。对于不可压缩材料，双剪类运动模型的主要争论在于 ϑ 的意义，Spencer^[269]将其假定为主应力方向的转动率（双剪模型）；de Josselin de Jong^[270]假定双剪切滑移线上能量消散不为零（双滑移自由转动模型）。

Jiang 等^[10]基于圆形颗粒微观接触力学推导出表征颗粒转动的平均纯转动率 (APR: average micro-pure rotation rate) 将离散和连续介质力学结合起来，其公式为

$$\text{APR} = \frac{1}{N_c} \sum_{k=1}^{N_c} \left[\frac{1}{r} (\dot{\theta}_{(1)}^k r_1 + \dot{\theta}_{(2)}^k r_2) \right]. \quad (32)$$

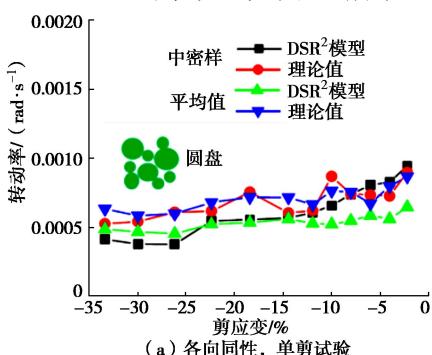
式中 N_c 为试样中接触点总数； $\dot{\theta}_{(1)}^k$ 和 $\dot{\theta}_{(2)}^k$ 为某接触点颗粒的角速度； r 为两颗粒的等效半径。

APR 与颗粒大小和颗粒旋转有关，与 Harris 的统一双滑移理论相结合，得出双滑移转动率模型 (DSR² 模型)^[10]。它可进一步表示为

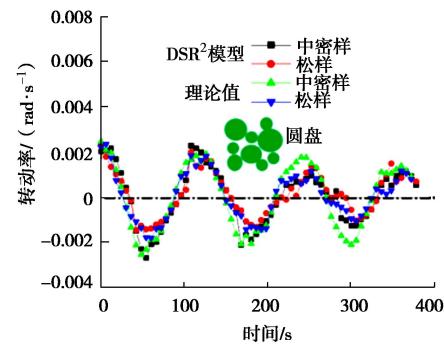
$$\text{APR} = f(d_{ij}, w_{ij}, \psi_\sigma) - H\dot{\psi}_\sigma, \quad (33)$$

式中， H 是与微观结构和应力状态有关的参量，并可得到一系列简化 DSR² 模型。

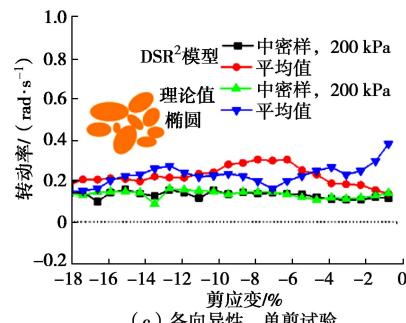
Jiang 等^[263-264]采用圆形颗粒和椭圆形颗粒生成了各向同性和各向异性二维 DEM 试样，开展单剪和循环单剪 DEM 模拟，验证了 DSR² 模型可很好地预测转动率参量的变化，并用于砂土非共轴特性的研究，解决了关于 ϑ 近 60 a 的争议，如图 56 所示。



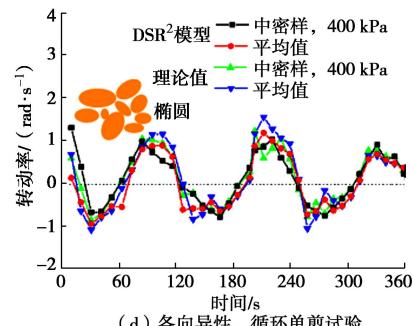
(a) 各向同性，单剪试验



(b) 各向同性，循环单剪试验



(c) 各向异性，单剪试验



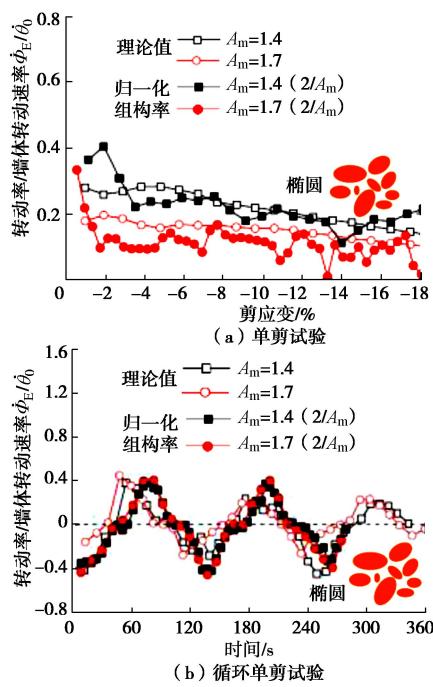
(d) 各向异性，循环单剪试验

图 56 DSR² 模型 DEM 验证^[263-264]Fig. 56 DEM validation on DSR² model^[263-264]

另外，Jiang 等^[265]分析了椭圆颗粒材料单剪和循环单剪路径下颗粒的方向组构、接触法向组构和接触力组构变化率随剪应变/时间的变化规律，定义了归一化颗粒组构率 (fabric inclination rate of particle orientation, FIRP)，即 $\text{FIRP} = 2\dot{\phi}_E/A_m$ ，其中 $\dot{\phi}_E$ 为颗粒组构率， A_m 为长短轴比。验证表明颗粒方向组构率可近似预测转动率参量 ϑ 的变化规律，可用于建立双剪类运动模型，如图 57 所示。目前，上述模型建立在平面剪切滑移假定之下，其三维化需要进一步研究。

(2) 结构性砂土本构模型

结构性土的本构模型大致可以分为三类：①二元介质类模型^[252, 271-272]；②修正弹塑性模型^[255, 273-274]；③边界界面模型^[253, 275-276]。上述本构模型基本上是依据常规三轴试验结果并结合弹塑性理论或边界界面理论建立起来的，其破损规律未直接与微观力学机制相联系。笔者团队已基于微观机制的破损规律（见 4.1(5) 节），在临界状态理论和经典弹塑性模型的框架内建立了结构性砂土本构模型^[203, 259]。

图 57 颗粒方向组构率 DEM 验证^[265]Fig. 57 DEM validation on fabric rate of particle orientation^[265]

a) 屈服函数

一些学者^[277-278]通过简单应力路径试验发现了结构性砂土初始屈服面形状($p-q$ 空间)呈在沿 p 值增大的方向上倾斜的水滴状;增加胶结含量会轻微改变屈服面形状。然而,针对一般三维应力状态下的屈服面特性试验研究还较为缺乏。

等应力比压缩试验 DEM 分析表明^[13]:考虑胶结抗转动能力的颗粒材料初始屈服面更大一些,而减小胶结强度会增强屈服面的各向异性特征。多种应力路径二维 DEM 模拟表明^[279]:相比于椭圆函数(实线),采用橄榄球状函数(虚线)拟合屈服轨迹效果更好(图 58 (a))。图 58 (a) 中 h 为量纲为 1 的量, σ_v 和 σ_h 分别是竖向应力和水平向应力。Schöpfer 等^[280]采用三维 DEM 指出胶结颗粒材料的屈服轨迹可以采用文献[281]中的非线性屈服函数进行描述(图 58 (b))。

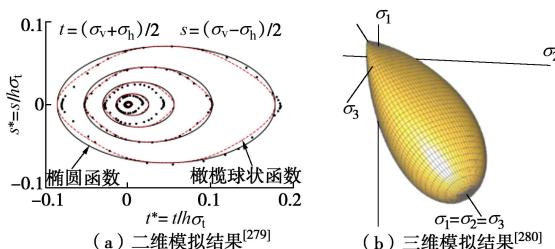


图 58 胶结颗粒材料屈服面 DEM 模拟结果

Fig. 58 DEM results on yield surface of bonded granulates

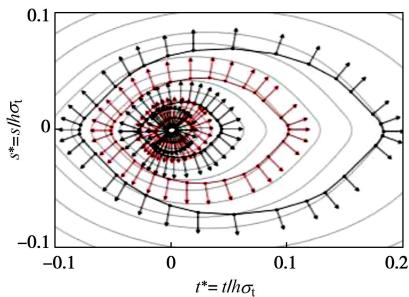
笔者团队等^[203, 259]采用三维 DEM 模拟了结构性砂土的多种应力路径试验,研究发现屈服轨迹可以选用修正剑桥模型屈服函数近似拟合。

b) 应力-剪胀关系或塑性势面

一些学者^[193, 198, 282]通过常规三轴压缩试验揭示了结构性砂土的应力-剪胀关系,并用 DEM 模拟再现了常规三轴压缩条件下胶结砂土的应力-剪胀关系^[141, 198]。然而,针对一般三维应力状态下的应力-剪胀关系缺乏系统性试验研究。

笔者团队进行了真三轴试验 DEM 模拟,结果表明^[251, 203]:随中主应力系数的增大,峰值应力比和临界状态应力比逐渐减小,最大剪胀率也随之减小。

在塑性势面研究方面,DEM 结果如图 59 所示,(深色轨迹为屈服面,其上箭头的方向表示塑性应变增量方向,浅色轨迹为塑性势面)。可知,试样松散时,塑性势面与屈服面基本重合,符合相关联流动法则,而随着密实度增加(塑性势面和屈服面尺寸随之增大),则趋向非相关联流动法则^[279]。

图 59 胶结颗粒材料塑性势面二维 DEM 模拟结果^[279]Fig. 59 2D DEM results on plastic potential surfaces of bonded granular materials^[279]

笔者团队等^[259]将重塑砂土应力-剪胀方程和塑性势函数^[283]推广应用到三维应力情况,也即在形式不变情况下,特征状态应力比 M_d ^[284]修改为

$$M_d = M(\theta)e^{n_0\psi}, \quad (34)$$

式中, n_0 为模型参数 ($n_0 > 0$), $\psi = e - e_{cr}$ 为状态参数, e_{cr} 为临界状态孔隙比, $M(\theta)$ 为临界状态应力比, θ 为应力罗德角。

将破损规律(表 1 中式(4))引入式(34),得到修正后的 M_d :

$$M_d = M(\theta)e^{n_0\psi} \cdot (1 + (1 - \sqrt{\omega_\sigma})^{l_1}), \quad (35)$$

式中, l_1 为模型参数。

c) 临界状态特征

一些学者通过开展结构性砂土室内试验研究其临界状态特征,然而尚存争议:①有学者认为结构性砂土临界状态内摩擦角大于重塑砂土^[198, 285],也有学者认为两者相同^[282, 286];②有学者认为结构性砂土和重塑砂土具有相同的临界状态线^[286-287],但是 Rios 等^[288]认为,结构性砂土和重塑砂土的临界状态线随平均应力增大逐渐由相交向平行过渡。

对于上述争议,笔者认为主要原因如下:结构性

砂土在达到临界状态时通常需要发生较大的剪切变形, 然而此时在常规三轴试验中, 试样出现应变局部化或鼓胀变形, 致使试样变形不均匀, 导致试验误差。

Jiang 等^[289]的 DEM 研究表明: 临界状态内摩擦角随胶结含量增加而增加; $e-p$ 平面上的临界状态线表现为曲线形式, 斜率随胶结含量增加略有增加。结构性砂土真三轴试验条件下的临界状态特征模拟结果表明^[203]: 在 $e-\lg p$ 空间内, 临界状态点分布在较窄区域内。从使用方便角度考虑, 可以认为结构性砂土的临界状态线具有唯一性。相比于 SMP 破坏准则, Lade-Duncan 破坏准则能够较好地描述结构性砂土的临界状态强度特征^[203, 259]。因此, 在构建结构性砂土本构模型时选用了 Lade-Duncan 准则作为临界状态强度准则。

d) 硬化规律

在已有的结构性砂土本构模型中, 硬化规律(尤其是胶结破损能律)均未直接与微观力学机制相联系。

笔者团队^[259]将重塑砂土硬化参数^[258]推广应用于三维应力情况。峰值状态应力比由式 $M_b = M e^{-m^* \psi}$ (m^* 为正的模型参数) 转化为

$$M_b = M(\theta) e^{-\{m_0^* - k[2 \tan \theta / (\sqrt{3} + \tan \theta)]\} \psi} \quad (36)$$

研究表明^[203], 随中主应力系数 b 增加, m^* 线性减小。 m_0^* 和 k 分别为 $b=0$ 时 m^* 值与线性段斜率。

将胶结因素考虑到上式中, M_b 表达如下:

$$M_b = M(\theta) e^{-\{m_0^* - k[2 \tan \theta / (\sqrt{3} + \tan \theta)]\} \psi} \cdot (1 + (1 - \sqrt{\omega_\sigma})^{l_2}), \quad (37)$$

式中, l_2 为模型参数。

结构性砂土的硬化规律为

$$\bar{p} = \frac{p_0^* \exp\left(\frac{1}{C_p} \frac{M_b^2 - \eta^2}{M_d^2 - \eta^2} \varepsilon_v^p\right)}{1 - \exp(-c_a \varepsilon_v^p - c_b \varepsilon_s^p - c_c)} \quad (38)$$

e) 模型有效性验证

采用该模型对等应力比压缩(包括等向压缩)、等平均应力和等小主应力真三轴试验进行模拟, 结果表明, 该模型可反映不同胶结含量和试验路径下结构性砂土的力学特征^[203]。图 60 以真三轴为例给出了人工制备胶结 Monterey No.0 砂在等平均应力真三轴试验条件下的试验和模拟结果^[203]。

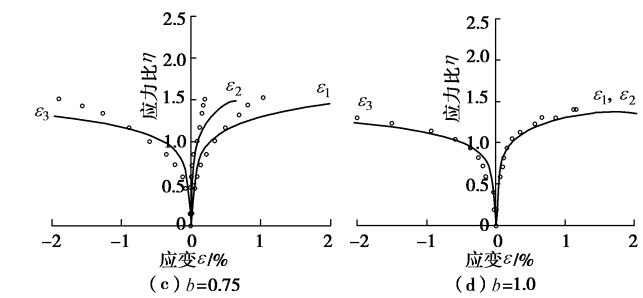
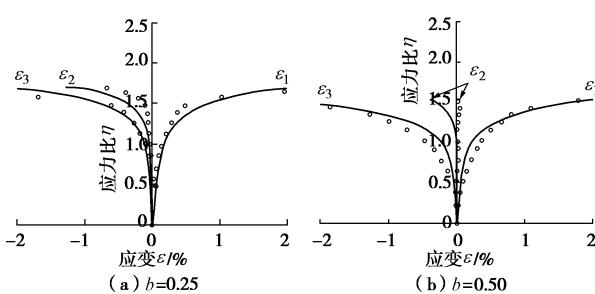


图 60 胶结 Monterey No.0 砂土真三轴试验及模型预测结果^[203]

Fig. 60 Experimental and predicted results of bonded Monterey

No.0 sand in true triaxial tests^[203]

(3) 结构性土本构模型的拓展

a) 非饱和结构性黄土

已有学者建立了考虑天然黄土非饱和性和结构性的微观机制模型^[291]、弹塑性模型^[292]和二元介质类模型^[271]等。笔者团队^[260]通过 DEM 研究黄土微观胶结破损能律, 建立了黄土本构模型。

该模型基于非饱和土广义有效应力原理, 建立了非饱和结构性黄土临界状态强度、屈服函数和剪胀率-应力关系。采用 Lade-Duncan 准则描述临界状态强度:

$$q = M(\theta)p' \quad , \quad (39)$$

式中, $p' = p + p_s$ 为平均有效应力, p_s 为广义吸力, $p_s = p_s(\xi)$, $\xi = 1 - S_r$ 表征土体非饱和程度, S_r 为饱和度。

由于椭圆屈服面“干侧”不能很好地描述土体屈服特征, 采用以下屈服面:

$$f = p' \left[1 + \left(\frac{\eta'}{M} \right)^{n_s} \right] - \bar{p}'_c = 0 \quad , \quad (40)$$

式中, $\eta' = q/p'$ 为有效应力比, \bar{p}'_c 为表征结构性试样屈服面大小的参数, n_s 为屈服面形状参数。剪胀率-应力关系式为^[167]

$$d = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M_d^2 - \eta'^2}{2\eta'} \quad , \quad (41)$$

式中, M_d 为特征状态应力比^[284]。

引入广义有效应力后, Lade-Duncan 准则能较好地反映非饱和结构性黄土 DEM 试样临界状态强度特征(图 61 (a)), 屈服面能较好地反映重塑土的体积屈服和结构性土的初始屈服(图 61 (b)、(c)), 剪胀率-应力关系能较好地扩展到非饱和土中(图 61 (d))。

基于 DEM 结果, 建立适合非饱和结构性黄土的破损能律, 如表 1 式(5)所示, 其中塑性应变系数表达式如下:

$$E_d^p = \varepsilon_d^p / \sigma_y' \quad , \quad (42)$$

式中, $\varepsilon_d^p = \sqrt{(\varepsilon_v^p)^2 + (\varepsilon_s^p)^2}$ 为等效塑性应变, σ'_y 为等向压缩路径结构屈服应力。该破损能量适用于加荷和增湿复合路径, 如图 62 所示。

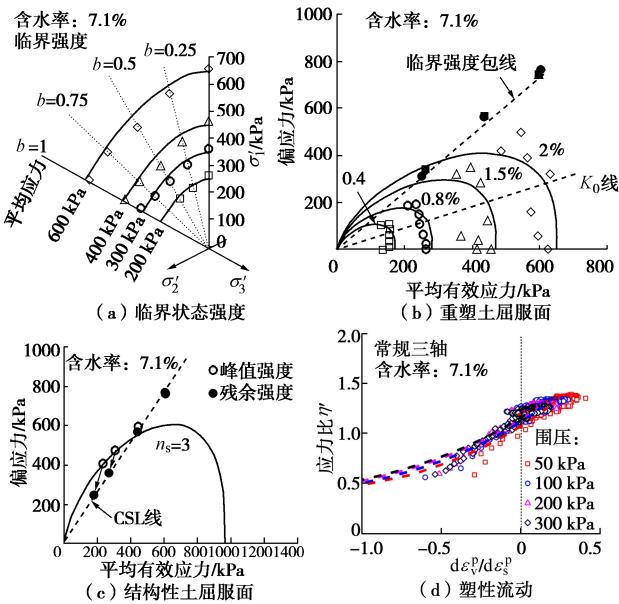


图 61 基于广义有效应力的黄土本构模型与 DEM 模拟结果^[260]

Fig. 61 Results obtained from constitutive model based on generalized effective stress concept and DEM simulations^[260]

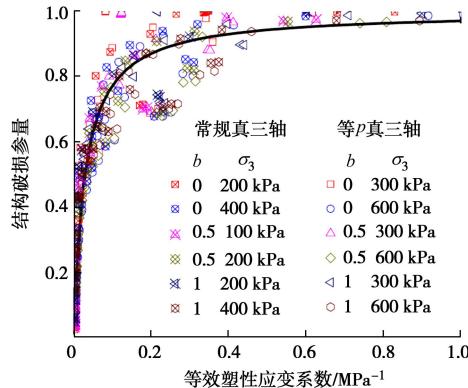


图 62 黄土 DEM 试样胶结破损能量演化规律^[260]

Fig. 62 Evolution laws for bond breakage of DEM loess samples^[260]

基于胶结破损能量和非饱和重塑黄土硬化规律 $p'_c = p'_c(\varepsilon_v^p, \xi)$ 可以建立非饱和结构性黄土的硬化规律:

$$\bar{p}'_c = p'_c / \omega_\sigma , \quad (43)$$

式中, p'_c 和 \bar{p}'_c 分别为表征重塑试样和结构性试样屈服面大小的参数。一维压缩和三轴剪切试验验证表明该模型能够反映不同饱和度和试验路径下结构性黄土的力学特征, 图 63 给出了部分验证结果^[260]。

b) 深海能源土本构模型

学者们相继从不同本构理论框架出发建立了多种能源土本构模型, 如 Duncan-Chang 非线性弹性模型^[293], 损伤类材料模型^[294], 弹塑性本构模型^[295-296]。

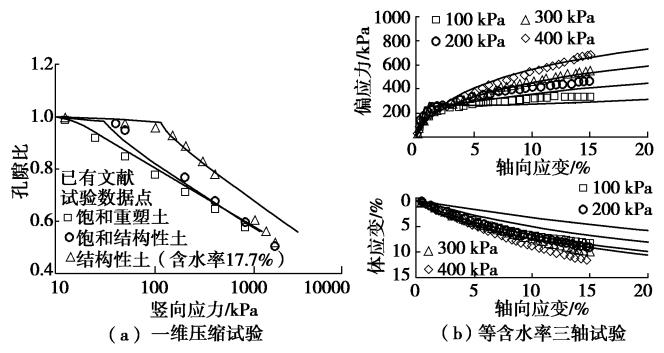


图 63 黄土本构模型试验验证^[260]

Fig. 63 Validation on constitutive model for loess^[260]

这些模型多着重反映水合物处于稳定状态的能源土力学特性, 对水合物分解过程的表征能力尚需提升。

为更好地反映砂性能能源土的剪切、体积屈服特性, 笔者团队^[251]在 Wan 等^[297]净砂双屈服面本构模型基础上发展了深海能源土本构模型。

模型包含剪切和体积双屈服面, 如图 64 所示。其中, 剪切屈服面为

$$f_s = q - M_m \rho(\theta) p = 0 , \quad (44)$$

式中, M_m 随塑性剪应变 ε_s^p 发展而硬化:

$$M_m = \frac{\varepsilon_s^p}{\alpha^* + \varepsilon_s^p} \left(\frac{e}{e_{cr}} \right)^{-\beta^*} M_{cr} , \quad (45)$$

式中, α^* , β^* 为模型参数, e_{cr} 为临界状态孔隙比, M_{cr} 为临界状态应力比。

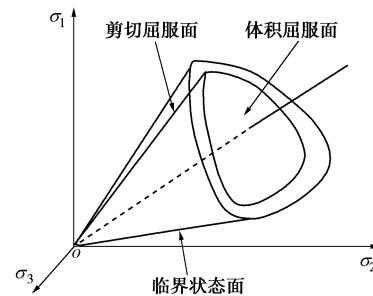


图 64 能源土本构模型的双屈服面^[251]

Fig. 64 Double yielding surfaces in the constitutive model for MHBS^[251]

e_{cr} 与平均应力 p 间的关系可用下式描述:

$$\frac{e_{cr}}{e_{cr0}} = \exp \left[- \left(\frac{p}{h_{cr}} \right)^{n_{cr}} \right] , \quad (46)$$

其中, e_{cr0} , h_{cr} , n_{cr} 为模型参数。

等向压缩屈服可采用砂土等向压缩中的孔隙比随平均应力变化的关系描述, 即

$$\frac{e}{e_l} = \exp \left[- \left(\frac{p_c}{h_l} \right)^{n_l} \right] , \quad (47)$$

式中, e_l , h_l , n_l 为模型参数。

等向压缩屈服面可表示为

$$f_c = p - p_c = 0 . \quad (48)$$

采用 Li 等^[284]提出的应力-剪胀关系(非关联流动法则):

$$d = \frac{d\epsilon_{v(s)}^p}{d\epsilon_s^p} = d_0 \left[\exp(n_0\psi) - \frac{\eta}{M_{cr}\rho(\theta)} \right], \quad (49)$$

式中, $d\epsilon_{v(s)}^p$ 为剪切所致塑性体变增量, $d\epsilon_s^p$ 为塑性剪应变增量, d_0 和 n_0 为模型参数, ψ 为砂土状态参数。

为考虑水合物的结构效应及其随剪切变形的衰减过程, 能源土的临界状态应力比 M_{cr} 和临界状态孔隙比 e_{cr0} ($e_{cr0} - p$ 空间中的临界状态线在 $p=1$ kPa 时的值) 可表示为

$$\frac{M_{cr}}{M_{cr}^*(S_{MH}, L)} = 1 + A_0 \exp(-B_0 \epsilon_s^p), \quad (50)$$

$$\frac{e_{cr0}}{e_{cr0}^*(S_{MH}, L)} = 1, \quad (51)$$

式中, A_0 , B_0 为拟合参数, M_{cr}^* 和 e_{cr0}^* 为参考临界状态值(水合物结构效应完全消失时的值), 可表示为

$$M_{cr}^*(S_{MH}, L) = M_{cr0} + m_a S_{MH}^{m_b} L^{m_c}, \quad (52)$$

$$e_{cr0}^*(S_{MH}, L) = e_{cr00} + e_a S_{MH}^{e_b} L^{e_c}, \quad (53)$$

式中 S_{MH} 为水合物饱和度, L 为 0 定义的赋存环境参数 L ; M_{cr0} 和 e_{cr00} 为净砂的对应参数, m_a , m_b , m_c , e_a , e_b , e_c 为拟合参数, 表征水合物饱和度与赋存环境对能源土力学特性的影响。

式(52)、(53)反映了随着能源土试样变形, 水合物所起作用不断衰减, 如胶结作用消失、裹附水合物剥落, 故 M_{cr} 逐渐减小。 e_{cr0} 也有变化, 但幅度较小, 不予考虑^[251]。与室内常规三轴试验结果对比表明该模型能反映能源土的主要力学特性, 特别是反映了水合物饱和度和赋存环境对能源土力学特性的影响。此外, 本模型还能反映 Masui 等^[298]在常规三轴剪切试验中揭示的水合物赋存形式对能源土力学特性的影响, 如图 65 所示。

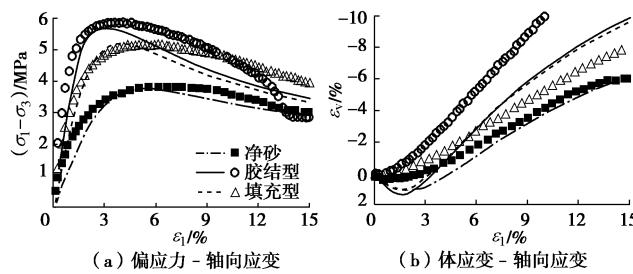


图 65 Masui 等^[298]试验结果与本构模型预测结果对比

(点: 试验数据; 线: 模型预测)

Fig. 65 Comparisons between experimental results from Masui et al.^[298] and model predictions^[251] (points: experimental data; lines: model predictions)

5 宏微观土力学的应用基础研究

离散单元法成为分析岩土工程问题的有效手段之

一。与物理模型试验相比, DEM 可以可知、可控地同时模拟: ①土体的原位力学特性和复杂环境, 包括初始的应力场、温度场、重力场和化学场等; ②实际工程中复杂的精细化施工全过程。且 DEM 可较为精确地输出任意位置土体的应力路径、颗粒迁移等信息。与基于连续介质力学的有限单元法相比, DEM 可以自然地反映土体破坏、大变形现象和率相关、颗粒破碎等特性, 无需复杂的宏观本构模型。只要 DEM 单元试样的力学特性及其加载路径与实际工程相同, 就可以提供可靠的模拟结果。然而受限于当前计算机计算能力, DEM 难以进行工程尺度的真实模拟。现阶段可在满足分析域材料的微观本构和参数值、试样级配、孔隙比等与 DEM 单元试样相同的条件下, 采用减小分析域尺寸和加大重力场的方法, 进行缩时、缩尺的 DEM 模拟, 以提高计算效率, 并借助模型相似律将模拟结果用于实际工程。

本节对宏微观土力学在陆地工程、深海工程以及深空工程中的应用基础研究进行了总结, 给出了目前的尝试性研究成果, 以期与其他研究方法相互促进提高, 帮助提高工程设计水平。

5.1 陆地工程

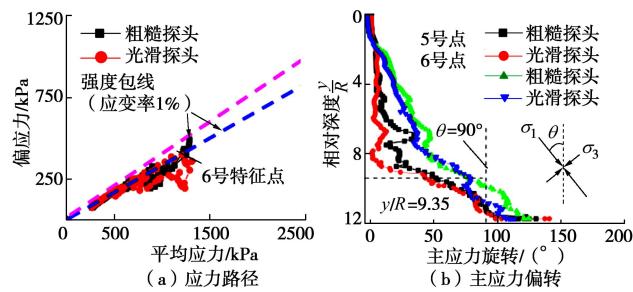
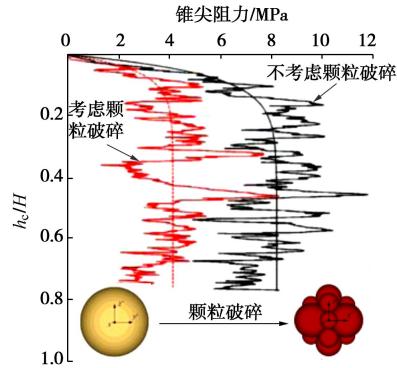
(1) 原位测试

DEM 方法可很好地模拟岩土工程中的原位测试试验, 如静载荷试验(PLT)、标准贯入试验(SPT)、静力触探试验(CPT)等。以岩土工程广泛使用的 CPT 为例, 物理模型和原位试验着重于试验参数(如贯入速率、探头尺寸)对锥尖阻力的影响^[299-301], 难以对其机制进行深入分析; 有限元法在反映土体材料的率相关、颗粒破碎等方面存在局限性, 难以揭示锥尖附近土体受压和撕裂现象。而 DEM 不仅可模拟试验现象, 还可以系统研究贯入过程中土体的宏微观演化规律, 能自然反映土体的率相关性、颗粒破碎等特性^[302]。

Jiang 等^[303]采用经典接触模型(2.2(2)节)针对净砂进行了二维 CPT 的 DEM 模拟, 发现考虑探头摩擦时锥尖阻力更大, 探头附近的土体经历了明显的加载和卸载过程, 峰值加载应力超出土体强度包线, 高达 1000 kPa, 可能会使得颗粒破碎; 土体主应力发生较大偏转, 高达 180°, 如图 66 所示。以上现象表明用于静力触探分析的本构模型需要考虑土体剪胀性、率相关性、非共轴特性和颗粒破碎特性的影响^[304]。近年来, 三维 DEM 被用于 CPT 试验模拟中^[305]。考虑颗粒破碎会明显降低贯入过程中的锥尖阻力^[306], 如图 67 所示。已有 DEM 模拟多针对砂土进行, 尚需扩展到黄土等天然结构性土。

(2) 隧道工程

隧道破坏属于大变形问题, 由于有限元数值方法和物理模型试验在模拟隧道破坏全过程或复杂环境方

图 66 CPT 模拟中应力路径和主应力偏转^[303]Fig. 66 Stress paths and principal stress rotation in CPT simulation^[303]图 67 颗粒破碎对锥尖阻力的影响 (改自 Ciantia 等^[306])Fig. 67 Effects of particle breakage on tip resistance (modified from Ciantia et al.^[306])

面存在一定缺陷，不少学者将 DEM 用于研究隧道开挖与破坏问题^[307-309]，如隧道精细化开挖^[307, 309-310]和隧道渐进破坏过程^[308, 311-312]等。

笔者团队采用经典接触模型分别考虑尾隙、埋深、开挖和排土速度模拟了盾构隧道的精细化开挖过程^[309-310]。结果显示开挖后隧道顶部与地表间形成了一个明显的转动区域；隧道管片在底部受到卸荷效应影响，在顶部受到土拱效应影响（图 68）；埋深的增加会降低隧道顶部的 σ_1/σ_v （ σ_1 为最大主应力， σ_v 为原位竖向应力），同时增加隧道底部的 σ_1/σ_v ；同种埋深条件下，管片土压力随尾隙的增大而减小。超挖导致地表下陷，而欠挖则导致地表隆起，同时隧道周围土体应力达到峰值强度，相比超挖更危险（图 69）。DEM 开挖区应力路径研究可为土体多应力路径室内试验研究^[313]提供依据。

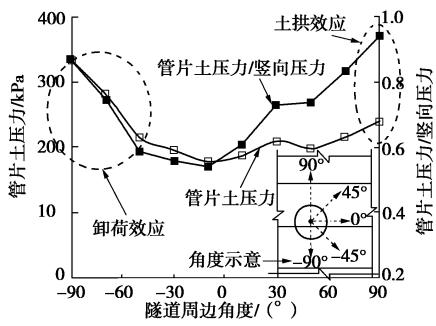
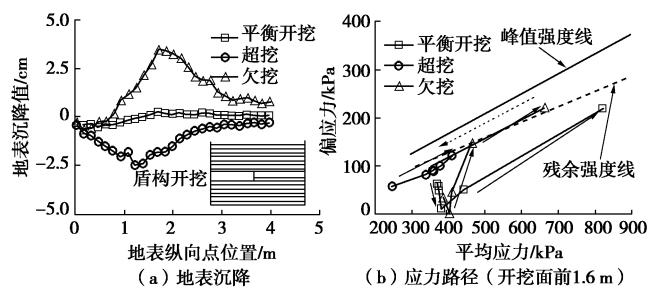
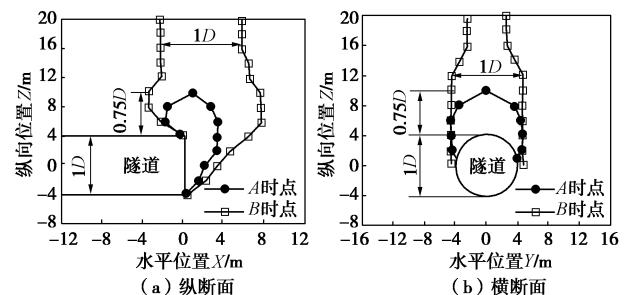
图 68 隧道衬砌管片压力分布^[309]Fig. 68 Distribution of earth pressure around tunnel lining^[309]

图 69 盾构隧道开挖过程的沉降规律和应力路径

Fig. 69 Ground surface settlements and stress paths of soils induced by shield tunneling

针对城市盾构隧道的渐进破坏问题相关学者通过 DEM 研究取得了一些成果，如隧道局部渗漏破坏研究表明渗漏处先发生细颗粒挤出，而后发生水力作用下的渗漏侵蚀^[312]。隧道管片渐进破坏研究表明腰部局部破坏后，土体发生向隧道内的流动并引起侧向土体松动，引起隧道内力的急剧增加，薄弱环处隧道发生破坏^[311]。开挖过程中开挖面压力先快速下降至极限支护压力(时点 A)，随后缓慢上升到残余支护压力(时点 B)；破坏区域逐渐向地表发展，在破坏区域上部形成土拱，A, B 时点的破坏区域如图 70 所示^[308]。随着埋深的增加，隧道破坏模式从漏斗形过渡到烟囱形^[314]。考虑离散元-流体耦合的精细化渗漏过程模拟及不同土体地层下隧道开挖和稳定性尚需进一步研究。

图 70 隧道破坏区域及发展^[308]Fig. 70 Development of failure zone of shield tunnel^[308]

(3) 挡墙工程

常规土压力理论由于忽略土体应变局部化的影响，因此在复杂位移模式下，计算结果与试验结果相比往往存在较大差异，DEM 为复杂位移模式下的土压力问题研究提供了有效途径。

在挡墙模型试验的基础上^[315-317]，一些学者利用 DEM 研究了不同位移模式下净砂挡墙的剪切带特征和土压力分布规律^[318-320]。研究表明，墙体位移方向和位移模式、砂土密实程度、颗粒粒径等因素对剪切带的几何形态影响很大。以初始密砂为例，不同被动位移模式下的剪切应变场如图 71。3 种位移模式下应变局部化形态按剪切带倾角由缓到陡依次为：T 模式、RT 模式和 RB 模式，这与总土压力变化规律是一致的。

另外，在应变局部化条件下，中密以上净砂的平均粒径会影响总土压力值、剪切带厚度、次剪切带数量，而

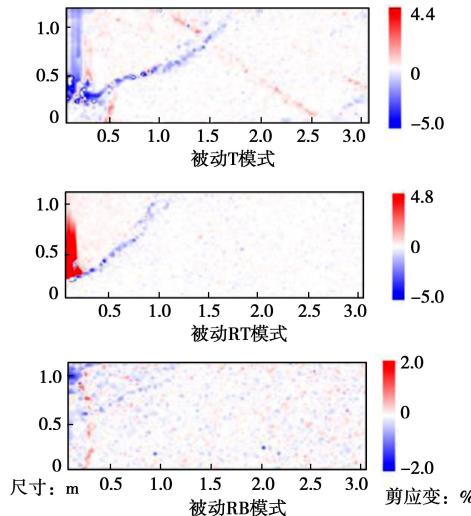


图 71 3 种被动位移模式下剪切应变分布^[319]

Fig. 71 Distribution of shear strain at three different passive displacement models^[319]

且平均粒径越大，剪切带越厚，总土压力值越大^[318-320]。上述 DEM 模拟结果对新型挡墙、不同性质填料和加筋体等的适用性尚需进一步研究验证。

(4) 堤坝管涌

水在堤坝中的渗流可能引发土体渗透破坏（流土/流砂和管涌）。管涌对堤坝的危害比流土/流砂更为严重。由于管涌涉及到颗粒与水之间相互作用以及颗粒运移，理论分析、试验研究和传统有限单元法主要关注流速、临界水力梯度等宏观量，难以获取微观结构演化等信息，制约了渗透破坏机理的研究。为此，DEM 逐渐被应用于管涌研究^[63, 321-322]。DEM 在管涌模拟方面的研究主要从颗粒（形状、表面粗糙、级配、运移、传力）和孔隙两个方面着手。

颗粒形状和表面粗糙度对颗粒运移有很大影响，管涌模拟中需考虑粒间接触的抗转动和抗扭能力^[12]。另外，粒径尺度变化可能影响颗粒接触性质（颗粒形状、颗粒棱角、表面粗糙度、粒间作用力等），进而影响管涌的产生与发展。笔者团队^[63]采用完整接触模型（2.2 (2) 节）通过 DEM-CFD 耦合方法研究了管涌破坏模式及微观机制，验证了管涌的层次性和级配的影响，如图 72。管涌从仅有表面小颗粒移动逐步发展到中部和底部小颗粒移动并伴随部分大颗粒移动；松样和级配不良试样在低水力梯度下就发生大量颗粒流失。

Shire 等^[321]使用 Hertz-Mindlin 模型通过应力系数（细颗粒传递的有效应力/总有效应力）^[323]表征管涌发生的危险程度，研究了管涌应力传递的影响因素，如图 73 所示，随粒径比的增加和细颗粒含量的减少，管涌更易发生；对于中密和密实试样，大量细颗粒参

与传力，不易发生管涌。

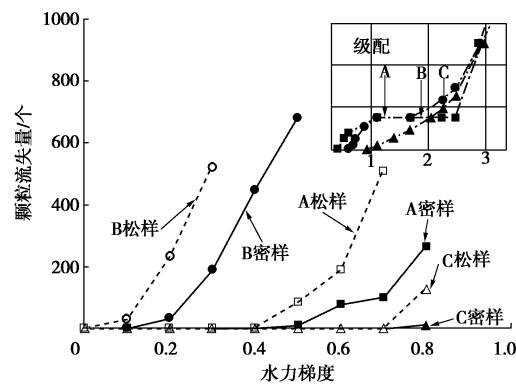


图 72 粒径级配和密实度对管涌的影响（改自沈亚男^[63]）

Fig. 72 Influence of particle-size distribution and relative density on internal erosion (modified from Shen^[63])

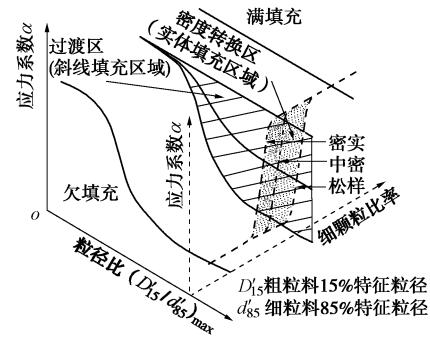


图 73 管涌传力的影响因素^[321]

Fig. 73 Factors affecting stress transfer in internal erosion^[321]

管涌孔隙通道研究方面，Shire 等^[322]使用 Hertz-Mindlin 模型开展 DEM 模拟并建立孔隙网络，研究认为单颗粒在土体中的运移主要受到孔喉尺寸（pore constriction size）和孔隙连接度（pore connectivity）的影响，管涌侵蚀的最大粒径不受滤料不均匀系数的影响，而受相对密实度的影响。

管涌产生后会造成土体体积应变增加，土体从剪胀向剪缩过渡。一些学者开展管涌后土体本构理论研究^[324]，但是管涌后土体强度评估依然存在争议，Abdoulaye 等^[325]认为管涌后土体内摩擦角增加，与 Ke 等^[326]研究结果相反。因此，管涌后土体强度变化以及堤坝管涌位置确定尚需进一步研究。

(5) 边坡工程

边坡工程包括滑动失稳（滑坡、泥石流）和边坡加固（抗滑桩、锚杆等）两个方面。有限元在模拟滑坡以后的现象存在局限性，SPH 方法则缺乏合适的本构，且无法模拟滑动过程中土体颗粒的“筛分”现象。DEM 在模拟滑坡全过程、“筛分”现象和滑坡发生后的流滑距离、流滑体积等现象方面有着独特的优势。下文以滑坡和加桩边坡为例进行介绍。

相关学者采用 DEM 模拟了滑坡过程，分析了滑

坡尺寸和形状与土体材料特性间的关联和微观信息的演化(运动速度、旋转速度、剪切应力等)^[327-329]。Crosta 等^[328]分析了土体内摩擦角的影响,发现流滑距离随土体内摩擦角增大而减小,如图 74 所示,这与 He 等^[330]采用 ISPH (incompressible smoothed-particle hydro-dynamics) 模型计算得到的结果类似。Jiang 等^[327]采用经典接触模型模拟了由降雨等引发的滑坡全过程(从起滑阶段到终止滑坡),发现边坡破坏过程为坡体上端下沉,底端向左挤压并伴随向上隆起,最终形成新的稳定坡度,如图 75 所示。这些研究有助于改善现有的滑坡演化理论认识,帮助提高边坡安全设计。目前滑坡模拟逐渐向考虑流固耦合的三维 DEM 发展^[59]。

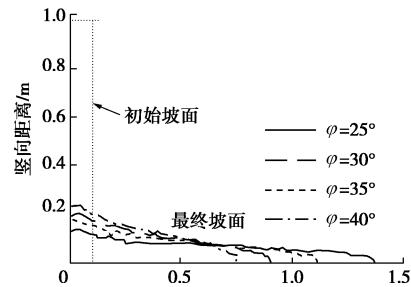


图 74 不同土体滑坡形态^[328]

Fig. 74 Slope profiles at different internal friction angles^[328]

不合理的抗滑桩设计参数(桩间距、桩身尺寸等)会影响加固效果。目前的研究主要分析了桩参数对加桩边坡的稳定性影响^[331-332]和桩自身响应问题^[333]。不同学者对加固效果最佳桩位存在争议,部分研究表明最佳桩位位于代表性滑动面相交处^[332],而另一些研究则认为最佳桩位在坡脚附近^[331]。

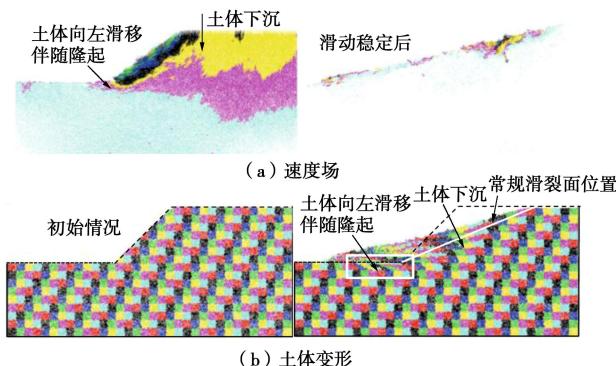


图 75 DEM 模拟滑坡全过程^[327]

Fig. 75 Landslide process in DEM simulation^[327]

笔者团队采用完整胶结接触模型(见 3.3(2)节)进行了不同桩位下边坡稳定性的 DEM 模拟。当桩位于边坡中间位置时,边坡安全系数最大,这与 Ho^[334]采用有限元模拟结果类似。DEM 模拟中还可以针对滑坡后滑动距离、流滑体积进行分析,如图 76,桩位于中间时流滑距离最小,滑坡体积最小,从而可以更准确的评价抗滑桩的加固效果,帮助优化抗滑桩设计。

但该研究尚需分析抗滑桩的三维阻滑机制和效果。

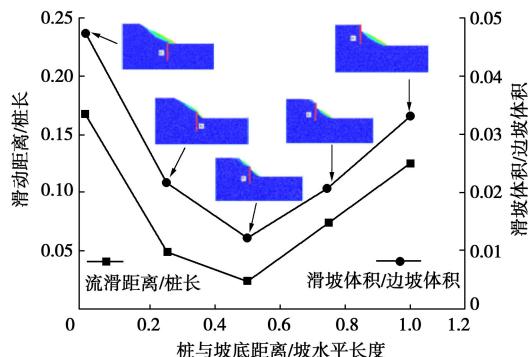


图 76 不同桩位下边坡的流滑距离和体积

Fig. 76 Runout distances and volumes of slided soils of slope enforced by a pile at different positions

5.2 深海工程

海洋资源开发伴随着许多亟待解决的工程技术问题,如开采平台、海底光缆等安全性。海底地震、海床滑坡等自然灾害的预警与减灾也是全球关注的核心问题。以深海天然气水合物资源开采为例,水合物分解必然引起赋存海床的力学性质劣化,不当的开采方式可能诱发大规模灾害(如滑坡)或桩基平台倒塌。如何选择安全的开采模式、区域,降低开采活动对海洋环境的影响成为水合物实际开采过程中的首要问题。海底现场勘察研究非常困难,室内试验模拟深海环境代价昂贵,需与 DEM 结合进行分析。

(1) 水合物安全开采模式

水合物开采的基本原理是通过注热法、降压法、化学法、CO₂置换法及各种方法的组合使固体水合物转化为天然气和水。初步试验研究表明,水合物开采可引起超孔压升高,导致海床强度劣化、刚度降低,进而发生较大变形^[335-337],导致各类海底灾害的发生。现场开采试验成本高,全面评价各种开采方法的安全性困难大。已有试验研究对海床劣化分析尚处于初步阶段,特别对包含化学分解在内的多种方法联合开采的安全性研究欠缺。

笔者团队采用 3.2(4) 节中考虑温-压-力-化的能源土微观本构理论通过 DEM 模拟探讨了能源土三轴剪切应力条件下水合物分解导致的增量变形特性,模拟包括水合物分解与环境恢复两个阶段^[142, 338]。为考虑不同倾角的海底边坡等因素导致的能源土层初始应力状态的影响,赋存环境变化启动前首先将试样加载至不同偏应力状态。图 77 表明,能源土在水合物分解前受到的偏应力越大,分解导致的试样轴向变形增量越大;对分解前偏应力大于净砂强度情况下的升温和化学分解,分解将引起不可控制的轴向变形。对于图 77(c) 的降压分解,水压(此处即孔压)降低导致分解试样变形增量有限,但对于初始偏应力较大的

情形，水压恢复将导致极大的轴向变形。这是因为降压法使得水压降低，导致有效平均应力增大、有效应力比减小，故可限制试样剪切变形发展；而环境恢复阶段则相反，促进剪切变形发展。

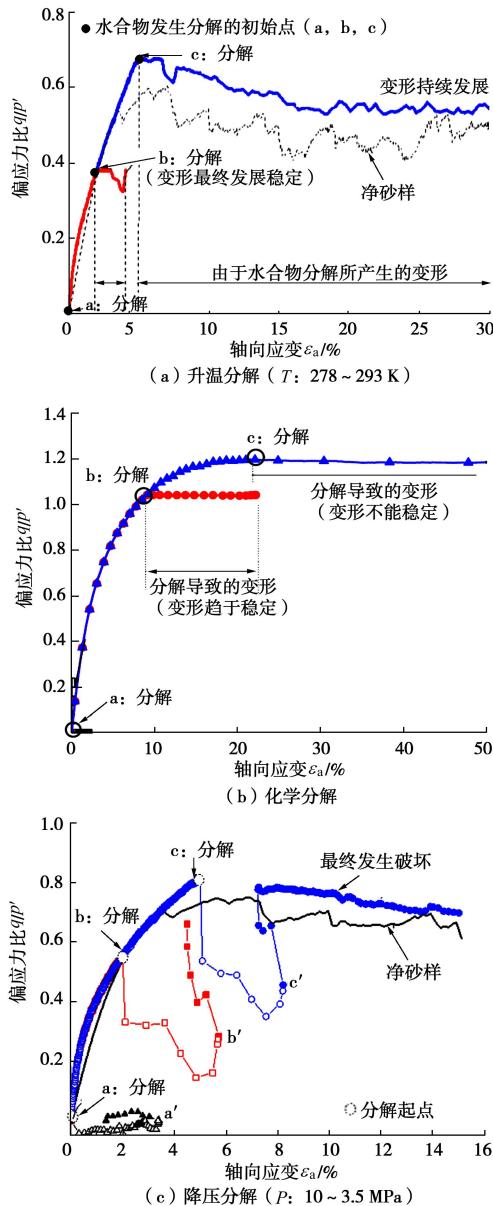


图 77 DEM 模拟不同水合物开采模式下能源土试样变形^[338]

Fig. 77 Deformations of MHBS samples subjected to different dissociation methods in DEM simulations^[338]

图 78 为各种开采方法导致的试样变形响应(试样发生不可控变形时，轴向应变超过 50%计算终止)。包含降压的开采方法在开采阶段引起的试样轴向应变比其他不包含降压的方法引起的轴向应变小，这种趋势在高初始应力作用下更加明显；然而，相比其他方法，水压恢复阶段却伴随着很大的轴向应变，使得不同开采方法引起的试样最终轴向应变相近。包含降压的开采方法在水合物分解阶段更为安全，但环境恢复阶段工程风险更大。综合 7 种开采方法模拟结果可得出两点初步结论供实际开采参考：①初始应力状态对

水合物分解后试样变形起关键作用，开采区域宜避开初始剪应力较大的位置（如海底坡脚处）；②为避免开采引发海床滑动、井壁失稳等工程灾难，水合物开采方法的选择应综合考虑分解阶段和环境恢复阶段的海床变形特征。此外，水合物安全开采尚需考虑流砂淤堵、井壁安全等关键问题。

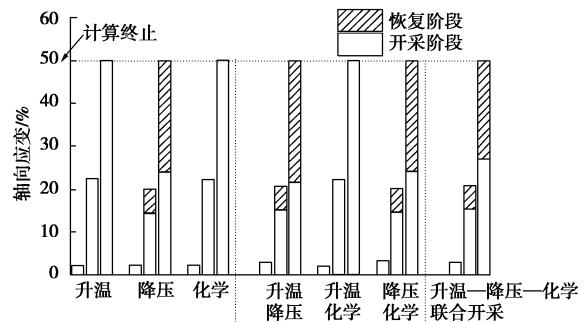


图 78 不同水合物开采方法导致的试样轴向变形

Fig. 78 Axial strains of methane hydrate bearing soils caused by different exploitation methods

(2) 深海能源土开采桩基承载力

深海地层中进行天然气水合物、石油等资源开采需要建设能够适应海洋环境的浮船或浮式平台结构。深海锚固抗拔桩是深海平台的一种锚固基础形式。在水合物赋存地层中，天然气水合物开采使水合物胶结破坏，导致能源土抗剪强度降低，引起桩基承载力降低，影响浮式平台的安全。连续介质数值方法在解决锚固桩地基连续破坏问题方面存在局限性，离心机试验难以精确地模拟深海地层极端温度场，且费用昂贵、重复性差。为此有学者用 DEM 开展了不同荷载形式下锚固桩与深海土的作用机制研究^[68, 339]。

笔者团队^[68]采用温-压-力耦合接触模型^[340]研究了水合物升温开采下桩体距热源距离对深海锚固桩极限承载力的影响。图 79 为桩体荷载-位移关系曲线，在 45° 斜拉工况下桩体竖向先达到极限荷载，这主要由于桩体水平力对土体的影响范围大于竖向力，影响区域内水合物胶结破坏少，胶结对桩体水平承载力贡献大。因此将桩体竖向力-竖向位移关系发生转折的状态定义为桩体开始破坏的极限状态，将此状态下桩体水平力与竖向力的合力视为桩体极限承载力。

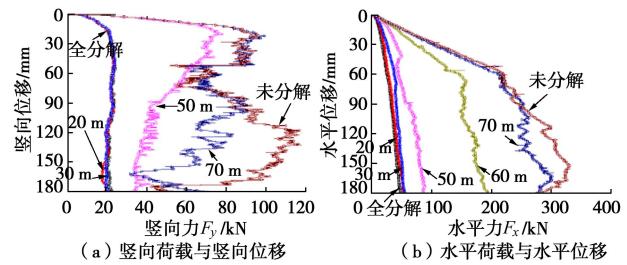


图 79 桩体荷载-位移关系曲线

Fig. 79 Pile load-displacement relationships

由图 80 可知, 桩体极限承载力随其距热源距离的减小呈 S 型衰减。承载力数值 F^p 与桩体距热源距离 d 之间的关系可通过下式表示:

$$F^p = F_{\text{diso}}^p + \frac{F_{\text{undiso}}^p - F_{\text{diso}}^p}{(1 + e^{(d-d_0)/d_1})}, \quad (54)$$

式中 F_{diso} , F_{undiso} 为锚固区域内水合物完全分解与未分解两种条件下的锚固桩极限承载力; d_0 与 d_1 为描述 F^p 随距离 d 增长趋势的参数。热源对桩体承载力的影响主要集中在热源附近一定范围内, 当桩体同热源间距大于该距离时, 热源的存在对锚固桩承载力的影响不大; 当桩体距热源距离小于 40 m 时, 桩体的承载性能已基本等同于无水合物赋存地层的桩基承载性能, 此时桩体工作状态较为危险。今后, 深海锚固桩的三维 DEM 模拟及水合物开采导致桩土界面弱化机理研究需进一步开展。

(3) 含能源土层的深海滑坡

地震、水合物分解、人类工程活动等可引起海底滑坡, 可能导致海底电缆中断、管道破坏以及海啸等一系列灾害。水合物赋存区与地震多发区、海底滑坡区的空间位置重叠性决定了水合物与海底滑坡的高度相关性^[341-342]。一方面, 水合物开采活动可能处于地震诱发滑坡高危区; 另一方面, 水合物分解本身也可能诱发大规模滑坡灾害^[343]。

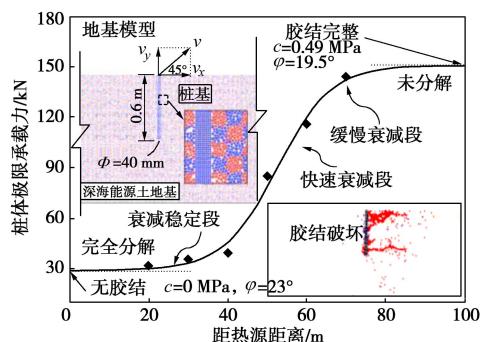


图 80 桩体斜拉极限承载力与其距热源距离间的关系

Fig. 80 Relationship between ultimate bearing capacity of pile and its distance from heat source

由于海底滑坡难以全面勘测, 更无法捕捉其启动、发展、稳定全过程, 当前研究多集中于滑坡体形态识别、诱因反演方面, 而对海底滑坡的诱因及触发机理认识严重不足。与传统触发机制不同, 水合物分解将引起能源土土性劣化和孔隙水压力上升。Zhang 等^[344]通过离心机模型试验揭示了加热分解引起的海底滑坡体失稳的一些模式。但模型试验中还原水合物空间分布非常困难, 制样重复性等挑战也将更加突出。

Jiang 等^[345]采用 3.2 (4) 节中的深海能源土微观本构理论, 运用流固耦合的离散元法模拟了陡坡地形

水合物分解位置 (坡顶、坡中、坡脚) 和分解范围对海底滑坡过程的影响。计算模型以南海北部白云水合物赋存区域为背景。以图 81 所示水合物区全分解为例, 分解 50 s (实际时间) 后坡面开始向外凸出, 100 s 后坡顶形成张拉裂缝; 随后直至 3000 s 为滑坡持续阶段, 逐渐形成流滑状滑动模式, 滑坡后缘裂缝发育; 6000 s 后滑坡体停止运动。

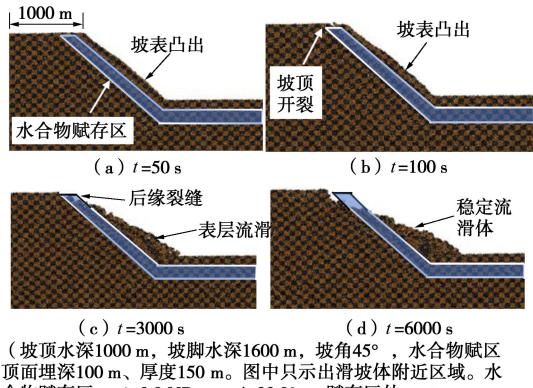


图 81 水合物全域分解导致海底滑坡全过程^[345]

Fig. 81 Process of submarine landslide triggered by hydrate dissociation of whole MH rich zone^[345]

如图 82 所示, 水合物分解区位置和范围不同可能诱发 4 种不同型式的海底滑坡: 坡顶局部崩塌型, 整体流动型, 整体坍塌型, 坍塌-流动型。不同滑坡型式引起的滑坡体体量、流滑距离均存在明显差异, 滑坡危险区的水合物开采方案制定及附近基础设施的布设都应充分考虑人工活动可能触发的海底滑坡。相关研究也为现有海底滑坡的机理推测提供关键指导。

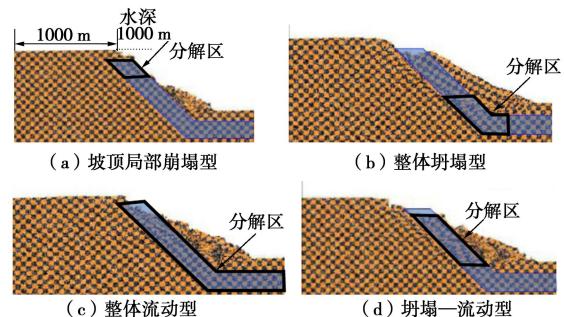


图 82 水合物不同位置分解导致的不同类型海底滑坡^[345]

Fig. 82 Modes of submarine landslide triggered by MH dissociation at different locations^[345]

对水合物赋存区域地震诱发海底滑坡的研究主要集中于滑坡体的结构识别、触发过程、地震-滑坡-海啸连锁反应等方面。深海能源土的动力参数与上覆、下伏土层有明显差异, 为考虑能源土层对坡体动力响应的影响, Jiang 等^[144]采用上述流固耦合的离散元法模拟地震荷载下、水合物赋存区边坡稳定性。研究显

示, 水合物赋存区的滑坡具有一定的滞后性。从图 83 水合物胶结分布(黑色部分)可知, 滑坡发生在振动结束后。激振结束后($t=12$ s)坡脚前部水合物胶结开始破坏, 至 $t=50$ s时坡中部开始出现胶结破坏并逐渐扩展。边坡主要发生流滑破坏。 $t=6000$ s时滑动体重新稳定。坡体滑动过程中, 流体运动集中在坡表附近(图中黑色箭头为流体单元速度); $t=6000$ s时流体以旋涡状向前运动, 可能进一步引起表层水波动, 导致海啸。Jiang 等^[144]DEM 模拟还表明, 振动滑坡响应与水合物饱和度并非单调关系, 较高($S_{\text{MH}}=50\%$)和较低($S_{\text{MH}}=25\%$)饱和度下振动响应都较中间饱和度($S_{\text{MH}}=30\%, 40\%$)大。水合物饱和度越高, 能源土强度越高, 但阻尼比越小。高饱和度时, 更多振动能量传至坡顶, 使得表层滑动的启动时间早, 滑动速度大。而低饱和度下, 虽然较高阻尼使得传至坡表面的能量降低, 但能源土层强度低, 振动荷载可导致该层胶结破坏, 进而诱发大规模滑动。水合物赋存区的滑坡稳定性分析需综合考虑能源土的力学特性, 特别是水合物饱和度对能源土强度和阻尼的影响。更为复杂的地形和水合物分布情况下, 饱和度与震动响应的非单调关系还需深入研究。振动能量耗散引起能源土层温度升高进而引发水合物分解的可能性也值得探索。

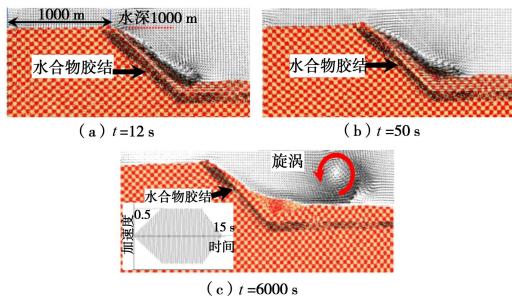


图 83 模拟地震作用下海底滑坡过程^[144]

Fig. 83 Whole process of submarine landslide triggered by a simple seismic loading^[144]

5.3 深空工程

探月计划会涉及到月壤的原位工程特性以及月壤-设备的相互作用等问题。月面环境下进行试验极其困难, 因此国外学者采用飞机飞行模拟低重力环境进行试验, 但该方法极其昂贵。数值模拟方法成本低, 但合理的月壤宏观本构模型较少, 导致模拟结果不理想。采用 DEM 模拟是可能的有效方法之一。在地面环境下进行试验验证 DEM 的可靠性, 通过 DEM 模拟分析月面“太空效应”的影响, 可将地面环境下试验结果推广至月面环境, 为中国探月工程提供参考。下文分别从物理模型试验材料和月面“太空效应”对原位测试(CPT、PLT)、月壤-设备间相互作用(月球车车轮、开挖设备)和月面滑坡的影响进行介绍。

(1) TJ-1 模拟月壤

地球上真实月壤数量较少, 美国的 JSC 系列^[346]、中国科学院的 CAS 系列^[347]模拟月壤都是与真实月壤物理和力学特性相近的模拟材料。Jiang 等^[348]根据真实月壤的级配分布, 成功研制了 Tongji-1 模拟月壤(TJ-1), 其物理力学参数在真实月壤范围之内, 如图 84 所示。与 CAS 系列模拟月壤侧重于物理特性相比, TJ-1 模拟月壤侧重月壤的力学特性。此外, TJ-1 模拟月壤成本低、级配稳定, 较大孔隙比时抗剪强度高, 已应用于中国探月工程的模拟着陆试验研究, 可进一步在高真空月球模拟环境下进行试验, 从而更好地为中国探月工程服务。

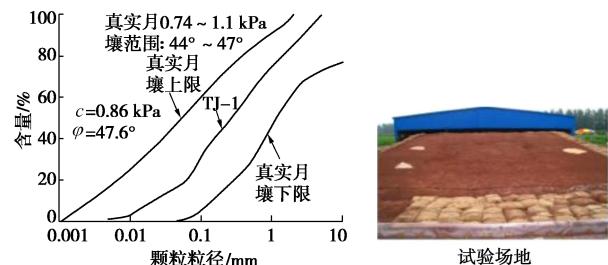


图 84 TJ-1 模拟月壤级配曲线和力学特性^[348]

Fig. 84 Gradation and mechanical behavior of TJ-1 simulant^[348]

(2) 原位测试

目前月壤及其模拟材料的原位测试包括 CPT、PLT 等, 本文以 CPT 和 PLT 试验为例进行分析。

a) 月面静力触探试验

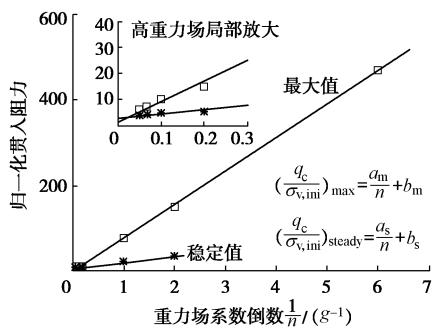
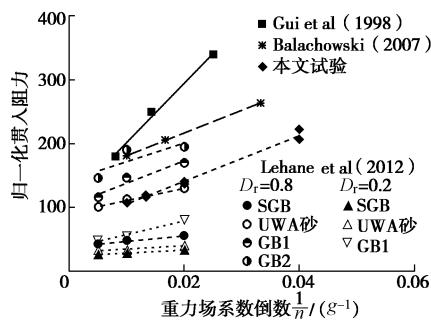
美国和前苏联早期探月计划中, 在月面环境下进行了静力触探试验, 取得了丰富的试验结果。针对低重力场对 CPT 试验的影响, 学者们采用飞机飞行^[349]、磁性土和磁场^[350]等方法进行研究。发现锥尖阻力随重力场降低而降低, 但缺乏考虑低重力场影响的修正方法。笔者等根据 DEM 模拟结果发现归一化锥尖阻力

(锥尖阻力 q_c 与地基初始垂直应力 $\sigma_{v,\text{ini}}$ 比值)与重力场系数 n (与地面重力场比值, 如月面环境为 1/6)的倒数成正比关系^[351], 如图 85 所示。图中, $(q_c/\sigma_{v,\text{ini}})_{\text{max}}$ 为峰值归一化阻力, $(q_c/\sigma_{v,\text{ini}})_{\text{steady}}$ 为稳定归一化阻力, a_m , b_m , a_s , b_s 为拟合参数。而后进行离心机试验^[352], 对该公式进行了验证, 如图 86。因此, 根据地面环境下试验结果^[300], 可以预测月面环境下月壤的工程特性, 如表 2 所示。但结果与月面上 CPT 结果仍有一定差异。因此未来尚需基于三维 DEM 模拟, 建立针对月壤的考虑贯入速度、探头尺寸和型式影响的修正方法, 从而更为可靠地推广至月面环境。

表 2 月面环境下月壤预测 CPT 试验结果^[352]

Table 2 Predicted CPT data of lunar soil on the Moon^[352]

项目	月面试验结果	预测结果
峰值归一化阻力	330~4500	21757.6
稳定归一化阻力	220~1900	8769.6

图 85 静力触探试验重力场影响^[351]Fig. 85 Gravity effects shown in CPT^[351]图 86 离心机试验验证结果^[352]Fig. 86 Validation by centrifuge tests^[352]

b) 载荷试验

已有学者在地面环境下进行模拟月壤 PLT 试验^[353-354], 发现随承载板增大和加载速率增快, 月壤承载力增加, 但传统承载力理论需要一定修正才可用于月壤承载力预测, 且重力场影响分析较少。Bui 等^[217]进行 DEM 模拟和飞机飞行中 PLT 试验, 结果如图 87

(a) 所示。发现砂土地基承载力随重力场的增加而增加; 而对于模拟月壤, 当重力场小于 1g 时地基承载力变化较小, 当重力场大于 1g 时, 地基承载力随重力场增大而增大, 这与 Kobayashi 等^[355]试验结果类似。而离心机试验结果则表明承载力和重力场的对数成正比, 如图 87 (b) 所示 (未考虑低重力环境) 等^[356]。

笔者团队基于 TJ-1 模拟月壤进行不同加荷形式和不同载荷板尺寸下的静载荷试验结果 (图 88)^[354], 可结合 Bui 等的研究成果^[217]直接应用于月面环境, 并可进一步拓展至未来月球基地建设中涉及的复杂承载基础分析。

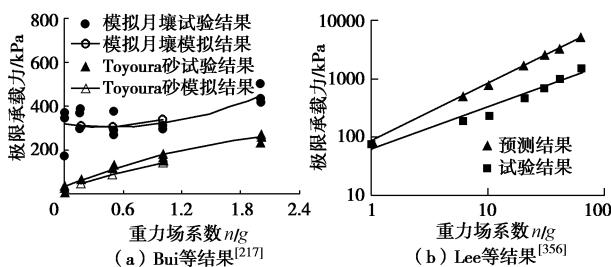
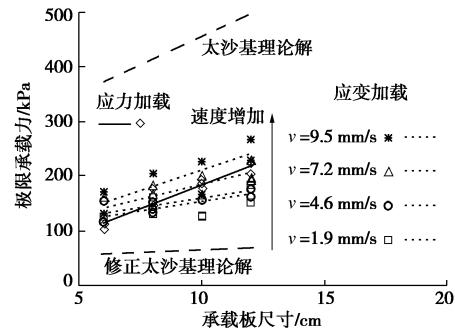


图 87 重力场对承载力的影响

Fig. 87 Gravity effects on bearing capacity

图 88 TJ-1 模拟月壤承载力^[354]Fig. 88 Bearing capacity of TJ-1 lunar soil simulant^[354]

(3) 月壤-设备相互作用

月球车车轮、开挖设备、足垫、采样器等设备与月壤的相互作用对于探月工程的圆满完成极为重要。此处以月壤-车轮、月壤-开挖设备为例进行介绍。

a) 车轮-月壤相互作用

现有的月球车包括美国的“巡行者 1 号”、中国的“玉兔号”等, 月球车行驶过程中会涉及到车轮-月壤相互作用问题。目前研究着重于车轮形式、轮刺、行驶速率等因素的影响, 以及如何根据车辙等信息推算土体力学特性^[357]。此外也有学者使用飞机飞行试验^[358]或者 DEM 模拟^[359]分析重力场对车轮行驶性能的影响, 指出低重力环境会增强土体流动性, 但对车轮沉陷影响很小。

Jiang 等^[148]采用月壤微观本构 (见 3.2 (5) 节) 综合考虑月面低重力和高真空的影响, 分析了地球和月球两种环境下车轮在松散地基上的行驶性能, 如图 89 (a)、(b) 所示。DEM 模拟结果表明月面环境下车辙更浅, 但滑转率更高。据此可用地面环境下月球车行驶试验结果预测月面环境下月球车行驶性能, 如图 89 (c) 所示。后续研究中宜系统地分析不同类型车轮-月壤间相互作用机制, 为研发更为先进的车轮服务, 提高月球车越障能力。

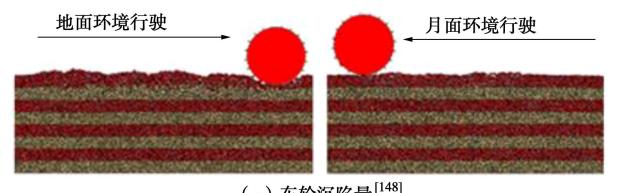
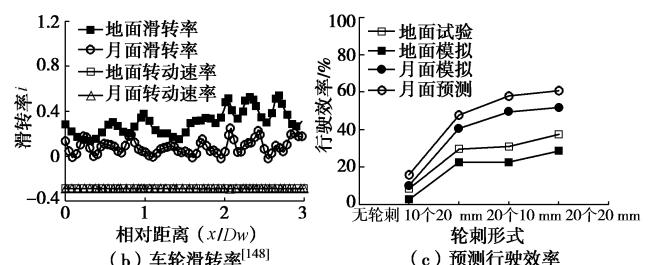
(a) 车轮沉陷^[148]

图 89 地面与月面环境下车轮行驶性能

Fig. 89 Rover performance on the Earth and the Moon

b) 开挖设备-月壤相互作用

月壤的高效开挖是月球基地建设和资源开采所面临的问题。图 90 为国外研究的开挖设备，图 90 (a) 中设备采用多个铲斗组合进行旋转可实现连续性开挖^[360]；图 90 (b) 为气动式开挖设备，该设备使用硬管道插入土体中，在管道口施加气压，利用月面真空环境，将月壤“吹”至土槽箱中^[361]。DEM 模拟着重对单个铲斗（或推板、取样器）的试验参数敏感性分析、仪器优化^[362]，和重力场影响分析^[363-364]。飞机飞行试验结果表明开挖阻力与重力场不成正比^[363]。

笔者团队采用月壤微观本构的 DEM 模拟结果表明^[364]重力场越大，受扰动范围越小，开挖阻力与重力场近似呈线性关系而非正比关系（图 91 (a)）。根据模拟结果中月面环境对开挖阻力的影响，可以将地面环境下试验结果推广至月面环境下开挖阻力，如图 91 (b) 所示。

今后宜深入分析开挖方式、铲斗型式对开挖设备-月壤间相互作用的影响，为研发高效的开挖设备提供理论支持。

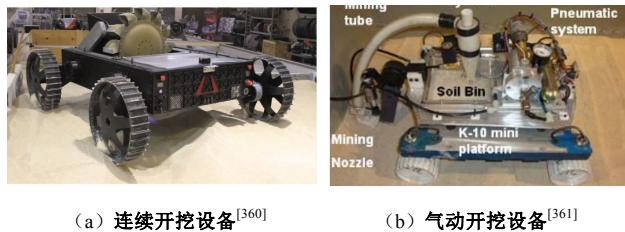


图 90 室内试验开挖设备

Fig. 90 Experimental apparatus for lunar soil excavation

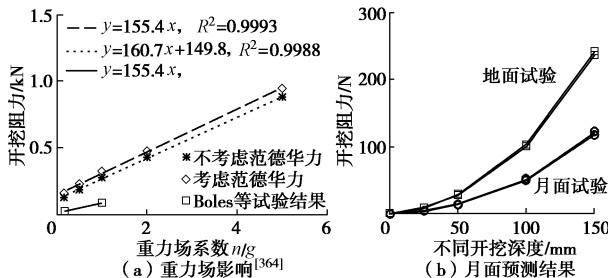


图 91 重力场对开挖阻力的影响及月面预测开挖阻力

Fig. 91 Gravity effects on lunar excavation and prediction of excavation force on the Moon

(4) 月面滑坡灾害

月球表面存在不少的高陡边坡，其坡度一般都大于 30°。目前月面上已经发现有滑坡现象^[365]。已有学者进行了不考虑低重力条件的不同倾角月壤滑坡模型试验^[366]，发现月壤滑坡过程中出现“平滑段”和“陡降段”。图 92 为笔者团队采用月壤微观进行的本构考虑低重力场和范德华力影响的 DEM 模拟结果^[367]，表明相比于月面环境，地面环境下滑坡的转移区域和流滑距离和坡后沉降更大，最终倾角更小，表明同样的

边坡在地面环境更为危险；而简化的月面环境（不考虑范德华力）对最终倾角、流滑距离和坡后沉降影响较小。该结论可进一步用于月面现有滑坡现象分析，促进月球地质构造和月表形态的研究。

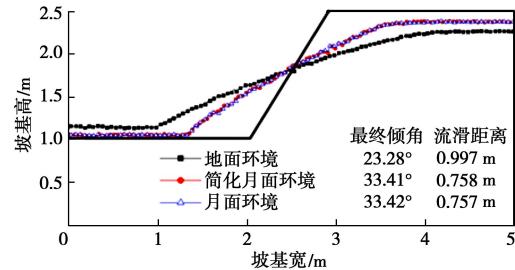


图 92 月面环境对滑坡的影响^[367]

Fig. 92 Effects of lunar environment on landslide^[367]

6 宏微观土力学在岩石力学中的应用

岩石由矿物晶粒、晶粒间接触和微观缺陷组成^[368, 369]（图 93），是胶结颗粒材料。其中，结构松散（致密）的岩石可较精确（近似）地看成胶结的球形颗粒材料^[35]。

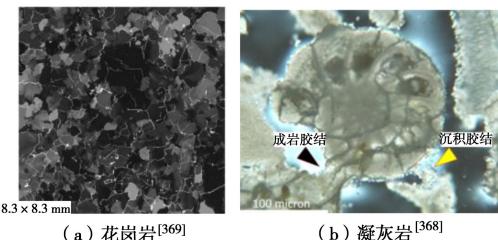


图 93 岩石微观结构图

Fig. 93 Photos of microstructure images of rocks

岩石缺陷处应力集中引发的渐进破坏和非连续变形对岩石/岩体特性和力学响应的影响不可忽视。而基于连续介质力学的传统有限元法很难模拟和表现岩石破坏过程中的非连续特性。从微/细观入手进行宏微观跨尺度分析是解决该问题的有效思路。例如在模拟裂隙岩体非连续大变形问题中应用较多的数值流形方法^[370] (numerical manifold method, NMM)、非连续变形 (discontinuous deformation analysis, DDA)^[14]、岩石破裂过程分析系统 (realistic failure process analysis, RFPA)^[371]、广义粒子动力学方法^[372] (general particle dynamics, GPD)、离散弹簧模型^[373] (distinct lattice spring model, DLSTM) 等。上述方法皆基于单元或单元接触的非连续变形/破坏，以描述宏观失效或非连续性，与宏微观土力学的研究思想较为相似。

随着宏微观土力学的快速成长，其在岩石力学与工程中开始拓展应用，特别是 DEM 可以自然再现岩石破坏面和渐进破坏过程，除能帮助修正 Hoek-Brown 强度准则外^[374]，正逐步成为解决岩石力学中裂纹扩展、静/动力破坏等疑难问题的强有力工具。

6.1 裂隙岩体的破坏特性

裂隙岩体是岩石工程最常见、最重要的介质之一。岩体内部不同尺度的裂隙/孔洞及其受力产生的次生裂纹使裂隙岩体变形、强度和破坏方式与完整岩石有明显不同。试验研究是分析裂纹扩展的常用方法之一。

在完整岩石中预制裂隙（裂隙岩体试样）并进行单元试验，可以探究裂隙（组）的几何特征和受力状态对破坏模式和岩体宏观特性的影响。单轴压缩试验中，单裂隙岩样通常在距离裂隙尖端一定位置处先萌生拉伸裂纹，随后出现剪切裂纹^[375-376]；而双裂隙岩样中裂隙的相互作用会促进更多剪切裂纹的萌生^[376]；三轴压缩试验中随围压增加，单/双裂隙岩样中剪切裂纹的数量均明显增加，高围压双裂隙岩样中甚至仅有剪切裂纹^[375-377]。裂隙岩样的主要破坏贯通模式有拉伸、剪切和拉剪复合破坏，但随裂隙数目增多，裂纹起裂和贯通模式受裂隙相互作用影响更加复杂和多样^[376-378]。裂隙岩样宏观起裂和峰值应力随裂隙倾角的变化规律与裂隙数量、几何特性等^[375-376, 378]及围压^[377]相关。而高温条件下，裂隙岩样单轴压缩试验中起裂方式、贯通模式有明显变化，弹性模量与强度将与温度相关^[379]。

然而，室内试验难以在细/微观尺度研究裂隙岩体破坏过程。数值模拟作为室内试验的对比验证与扩展而进行，利用诸如 RFPA^[380]、NMM^[381]、DEM^[382-385]等方法研究了细/微观尺度裂隙岩体试样裂纹萌生扩展过程和破坏模式。DEM 模拟中，一般采用基于平行胶结模型（PBM）的二维^[382-383]或三维^[384, 385]离散元法。Huang 等^[385]采用三维 DEM 对含预制不平行双裂隙类岩石试样进行不同围压下常规三轴压缩试验模拟。图 94 为中围压下圆柱试样破坏后的纵、横截面图，可见裂纹扩展具有明显的三维分布特性。通过沿尖端一定角度的主裂纹扩展和次生竖向裂纹的贯通，整个岩块分成若干主块体，其表面裂纹分布情况与试验结果有较好的一致性。

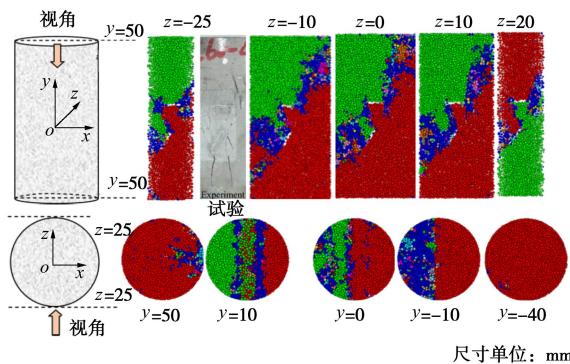


图 94 含裂隙试样的截面图（改自 Huang 等^[385]）

Fig. 94 Cross-sectional diagrams of specimens with pre-cracks
(modified from Huang et al. ^[385])

虽然经典的 PBM 模型被广泛应用于岩石 DEM 模拟中，但是该模型无法体现岩石较大的峰值/残余内摩擦角、非线性强度包线和较小的拉压强度比^[386]，可能造成某些问题模拟失真。Jiang 等^[387-388]基于复杂受力下强度包线与 2.2 (2) 节中的硬胶结模型，建立了岩石微观本构，可以用 DEM 模拟再现岩石真实拉压强度比和高内摩擦角（如图 95），并可得到非线性强度包线。利用 DEM 分析了单轴压缩和直剪试验中含预制单/双裂隙岩样（花岗岩）的裂纹扩展规律^[45-46, 387]。研究发现，岩样破坏均由裂隙周边拉应力引起，并朝最大应力的方向扩展，最终形成宏观破裂面。相比 PBM 模型，该模型可得到多种类型胶结破坏数和主控破坏方式。图 96 为单轴压缩模拟中胶结破坏分布和破坏类型数量与裂隙倾角的关系。由此可见胶结的拉伸破坏（即破坏主因是拉应力）数量远大于剪扭破坏（即破坏主因是剪应力和扭矩）数，说明裂纹扩展主要由拉伸破坏引起；当裂隙倾角变化时，单裂隙试样峰值应力下胶结破坏数目变化趋势与其峰值应力趋势一致，而在双裂隙试样中则相差较大，说明了双裂隙岩桥区域相互作用的影响；不同倾角下单双裂隙试样的起裂应力比较接近，但单裂隙试样的峰值应力整体大于双裂隙试样。图 97 为直剪试验中裂隙倾角对峰值剪应力与残余阶段胶结破坏的分类数目影响。剪应力峰值变化与胶结破坏总数目变化接近，其中当裂隙倾角较大时剪扭破坏的数目基本不变，而当裂隙倾角较小时变化较为明显。随着新型能源开采和深地工程发展，极端温度、化学、流体等因素影响显著，多场耦合作用下裂隙岩体破坏模式和规律将会发生变化，这些问题未来值得进一步研究。

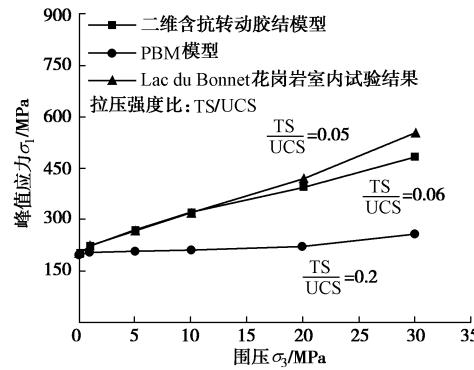


图 95 DEM 和室内试验的强度包络线（改自 Jiang 等^[45]）

Fig. 95 Strength envelopes obtained from DEM and laboratory tests (modified from Jiang et al. ^[45])

6.2 化学风化与水软化岩石的破坏特性

化学风化和水软化可能会造成某些岩石的力学特性发生劣化。从微观上看，由水、二氧化碳或氧气等因素造成的化学风化改变了颗粒和胶结物质形态并伴随质量损失；而由岩石浸水造成的水软化作用则会造

成亲水物质和弱胶结溶解以及强胶结软化。例如凝灰岩沉积胶结遇水分解, 最终剩余成岩胶结^[368]。

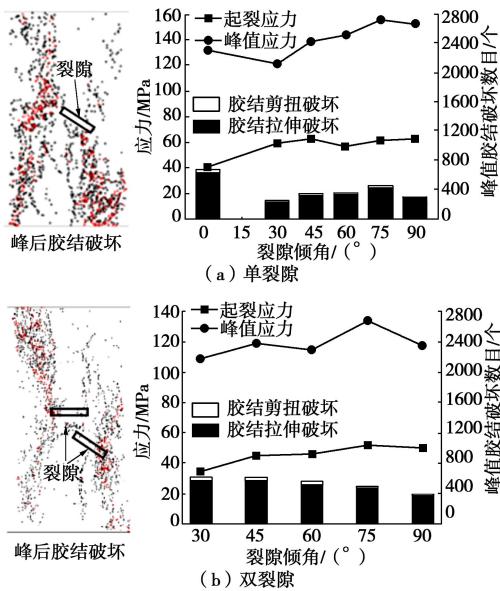


图 96 起裂/峰值应力及胶结破坏类型数与裂隙倾角关系 (改自 Jiang 等^[45])

Fig. 96 Crack initiation/peak stresses and bond breakage type number observed at different crack inclination angles (modified from Jiang et al.^[45])

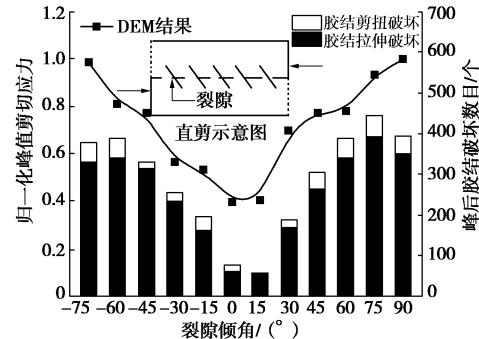


图 97 峰值剪切应力和胶结剪扭/拉伸破坏数目与裂隙倾角的关系 (改自 Jiang 等^[388])

Fig. 97 Peak shear stresses and shear-torsion/tensile failure of bonds observed at different crack inclination angles (modified from Jiang et al.^[388])

采用改变颗粒和胶结参数^[389]等方式, DEM 可以描述化学风化和水软化对岩体特性的劣化作用。Sun 等^[389]认为水及化学离子可以溶解部分颗粒并使胶结半径变小, 在 DEM 模拟中通过等向压缩试验发现颗粒溶解和胶结半径折减的程度增加均使得岩石产生水平应力松弛 (图 98), 随着有效应力的增加, 颗粒溶解对水平应力的影响更加明显。

Shi 等^[390]、Jiang 等^[391]根据化学风化和水软化时岩石微观结构的实际变化, 先在上述岩石微观本构中引入质量损失率来表征岩石的化学风化程度, 进而将其与胶结尺寸和颗粒刚度相联系, 从而提出考虑化学

风化作用的岩石微观本构。为进一步考虑水软化效应, 将颗粒间胶结分为内外两层复合硬胶结, 外层沉积胶结遇水可溶解, 并通过劣化外层刚度来考虑含水饱和度; 内层成岩胶结仍是受化学风化因素影响的胶结 (见图 99), 从而提出考虑化学风化与水软化的岩石微观本构。

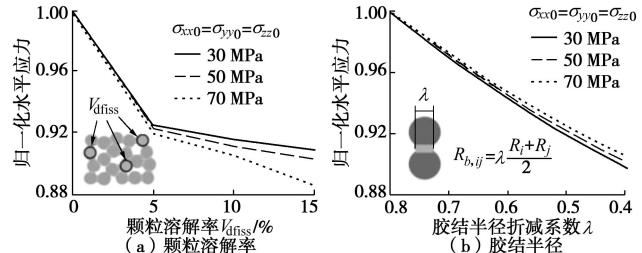


图 98 水平应力与胶结半径折减系数和颗粒溶解率的关系
(改自 Sun 等^[389])

Fig. 98 Horizontal stress versus reduction of cementation radius/percentage of dissolved particles (modified from Sun et al.^[389])

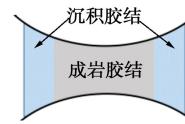


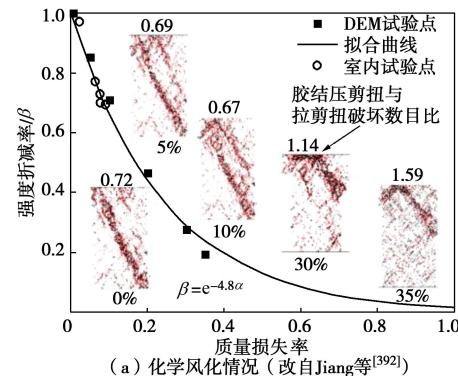
图 99 复合胶结结构示意图

Fig. 99 Schematic diagram of composite bond

笔者团队在 DEM 软件中嵌入该模型分析了不同风化程度和水软化程度下岩石试样单轴压缩试验、双轴剪切试验、预制单、双裂隙试样的压缩和直剪试验^[392-393]。模拟结果表明当风化/水软化程度增加时, 试样单轴抗压强度呈指数形式减小 (图 100), 胶结破坏由拉剪扭破坏 (胶结在拉应力下的剪扭破坏) 为主变为压剪扭破坏 (胶结在压应力下的剪扭破坏) 为主; 化学风化程度增加时试样会由整体失稳破坏转为局部失稳破坏, 而不同水软化程度下试样破坏形态各有不同。上述成果适用于常规试验条件, 深地工程中高温高压环境条件尚待进一步研究。

6.3 滚刀破岩

隧道掘进机 (TBM) 如何适应各类复杂岩体 (例如软硬复合岩体、节理岩体), 并在岩石隧道施工中快速掘进和达到最高的破岩效率, 是深地工程中最受关注的重要问题。



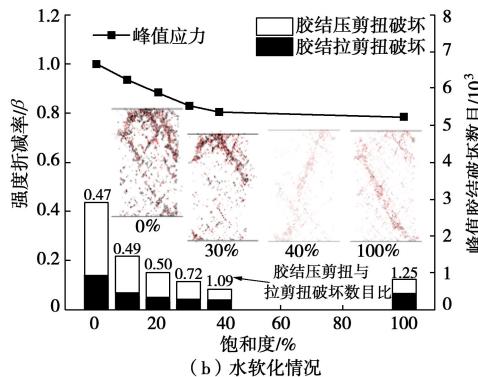


图 100 强度折减率、胶结破坏分布、胶结破坏类型比与化学风化/水软化程度关系

Fig. 100 Strength reduction ratios, distribution of bond breakage and bond failure types observed under different degrees of chemical weathering/water softening

TBM 破岩机理和效率的研究通常采用压痕试验^[394]、回转试验^[395-396]、线性切割试验^[397-399]和使用非连续变形分析的数值方法,例如 DEM^[400-402]和 GPD 等^[403]。研究发现单一岩体中当滚刀间距与侵入深度比值约为 10 时破岩效率最高^[401-404],复合岩体中最佳间距约为 100 mm^[403],对于节理岩体,破岩效率最高的节理倾角仍存在争议^[396, 400, 405]。围压、侵入顺序等因素也会影响破岩效率,围压影响临界贯入深度及破坏区的初始裂缝^[402],随围压增加破岩效率先减小后增大^[406-408];同时侵入时滚刀间仅会形成一条贯通裂纹并抑制滚刀边缘的裂纹扩展(见图 101),而顺序侵入时裂纹扩展差异大,侵入程度深,效率更高^[409]。

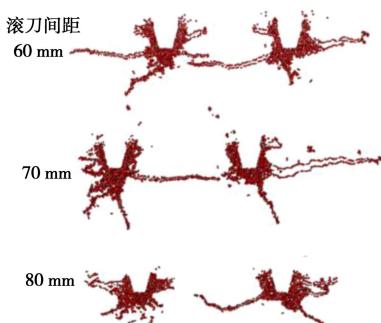


图 101 同时侵入时裂隙扩展示意图(改自 Liu 等^[409])

Fig. 101 Schematic diagram of fracture propagation during simultaneous indentations (modified from Liu et al. ^[409])

笔者团队基于岩石微观本构的 DEM 研究了单一岩体^[410]、节理岩体^[411]及软硬复合岩体^[412]中滚刀破岩的宏微观机理。结果表明:单一岩体胶结破坏分布较为均匀;软硬复合岩体时胶结破坏主要集中在一侧岩体,受软硬岩强度比影响较大;节理岩体胶结破坏分布与节理方向和间距密切相关。对节理岩体的滚刀侵入破碎主要表现为两种(图 102(a)):一种由于节理

面的存在,使得中裂纹发展倾向于与节理面平行,另一种为破碎由节理面开始,向自由面或相邻节理面发展。由胶结破坏信息分析,节理面处拉破坏点是宏观裂纹发育的主因。同时研究发现,不同滚刀间距作用下各试样呈现的规律大体相似,而起裂推力、峰值和胶结破坏能耗比整体上会随着节理倾角的增大,先减小后增大(图 102(b))。图中胶结破坏能耗比为破岩过程消耗的能量与胶结破坏点总数目的比值,能够从能耗的角度表征破岩过程中的破岩效率。

深地工程中高温和高地应力等复杂工作条件影响 TBM 的适用性,因而今后需要研究高温-高压耦合条件下的破岩机理和效率。

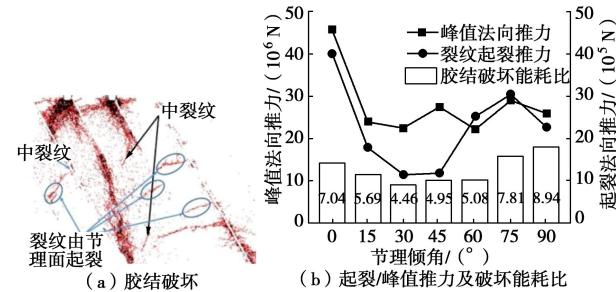


图 102 滚刀破岩 DEM 模拟结果(改自 Jiang 等^[411])

Fig. 102 Results of cutters invasion into DEM rock (modified from Jiang et al. ^[411])

6.4 岩质节理边坡

天然岩质边坡的稳定性主要受到坡度、高度以及节理性质等因素影响,节理贯通破坏将加大边坡失稳的风险。对反倾节理边坡而言,其变形和破坏面位置主要受到摩擦角和节理角度影响(图 103),边坡呈现的单平面破坏形态与 Goodman-Bray 理论^[413]一致^[414]。对于顺层节理边坡,破坏面形式与 Jaeger 平衡理论法^[415]结果并不相同,但安全系数十分相近^[416]。对于混合节理边坡,顺层节理对边坡变形的影响更大^[417],且受岩桥的影响^[418]。

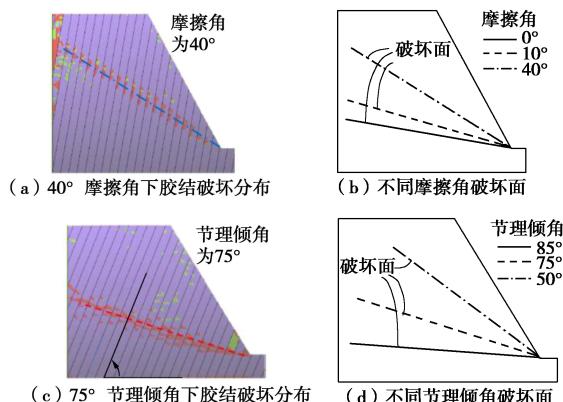


图 103 不同因素下胶结破坏分布和破坏面(改自 Lian 等^[414])

Fig. 103 Distribution of bond breakage and fracture plane under different conditions (modified from Lian et al. ^[414])

笔者团队利用 DEM 研究了风化和水软化^[393]、节理形式^[46, 419]、锚固^[419]等因素对岩质节理边坡稳定性的影响。研究发现, 顺层节理边坡中共面节理出现贯通破坏, 表现为滑坡, 见图 104 (a)。反倾节理边坡中非共面节理出现贯通破坏, 表现为崩塌, 呈现出多平面破坏, 得到比以往研究更细致的破坏面, 见图 104 (b)。锚杆加固后, 锚杆能够分担岩桥拉力、抑制节理贯通和岩块滑动并提高边坡的稳定性, 但未改变滑动破坏的形式, 见图 104 (c)、(d)。通过 DEM 得到的安全系数小于极限平衡法的计算结果, 但仍处在合理范围内。今后宜分析不同岩质节理、锚固型式如压力分散型锚杆^[420]对边坡稳定性的影响, 改善现有的边坡稳定分析方法。

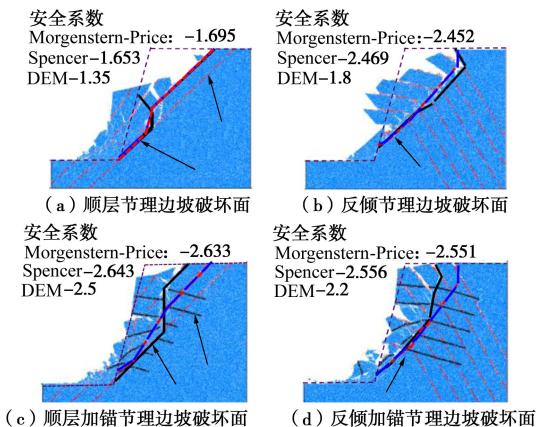


图 104 DEM 与极限平衡分析法下的破坏面与安全系数

Fig. 104 Comparison on failure surfaces between DEM and limit equilibrium analyses

7 机遇与挑战

在过去 40 a 里, 宏微观土力学经历了萌芽、雏形与成长期, 目前正迎来加速发展。岩土材料从本质上是颗粒材料, 其宏观力学特性取决于微(粒)观特性。40 a 来, 国内外研究人员从微观上对土体颗粒几何与力学特性、粒间本构理论等进行了探索, 从细观上对土体应变局部化等开展了研究, 并借助离散元分析建立土体宏观力学特性与其微观机制之间的关联, 拓清土体复杂宏观力学性质的内在机理, 建立相应的宏观本构理论。作为宏微观土力学的桥梁——离散单元法, 已从最初仅适合低强度干砂, 发展成适合于多种陆、海、空疑难土的方法, 并在“三深”岩土工程问题上进行了初步应用, 展现出解决岩土力学与工程疑难与关键问题的巨大潜力。

目前, 这一研究方向既面临自身发展带来的各种挑战, 也同时迎来与现代土力学和其它学科交叉发展的良好机遇, 主要有以下 4 个方面。

(1) 建立适用于各种岩土工程问题的多场、多过程、多种计算方法耦合的计算效率高的离散单元法, 特别是适合结构性黏土、裂隙土等疑难土的多场耦合离散单元法。这一方面的研究既可能涉及到分子或纳米尺度上的物理力学机制, 又需要高效的耦合计算方法。由于需进行数亿甚至数万亿颗粒的计算, 这对计算能力的要求会很高。随着计算机技术的快速发展, 这一矛盾会逐步减弱。

(2) 针对真实工作环境, 建立“三深”疑难岩土体的静动力接触模型和全生命周期内的土体微、细观结构演化与宏观特性的关联。这方面的研究既需要模拟高/低温、高水压、高真空和化学等极端环境的微、细观尺度上的试验技术, 又需要解决代表性单元尺度效应与试验测试精度限制的矛盾, 还需要发展三维土体内微、细观结构信息的提取与处理分析技术。但随着多功能、高精度、大量程 X 射线 CT 等技术的发展, 这些问题可望逐步解决。

(3) 建立基于微细观机制的能够反映复杂应力路径影响的实用化本构理论, 并解决“三深”各种复杂、疑难岩土力学与工程中的核心问题, 帮助提高工程设计水平。在不同岩土工程问题中, 土体经历的应力路径不尽相同, 当前土工测试技术尚难以准确获取现场原状土体的应力路径和力学性状。一种可行的思路是采用离散单元法对典型岩土工程边值问题进行模拟, 获取土体应力路径, 进行相应的室内试验研究, 弄清复杂应力路径下疑难土的力学特性; 同时基于微细观机制建立反映这些力学特性的本构模型并进行合理简化, 从而建立实用化本构模型。

(4) 宏微观土力学与现代土力学的四个分支以及其他学科的交叉发展。宏微观土力学既可以在本学科内与理论土力学、计算土力学、试验土力学和应用土力学交叉, 又可以与其他学科交叉, 如岩石力学、力学学科中的近场动力学等。这既有助于宏微观土力学的自身发展, 完善现代土力学, 又能促进其他学科的快速发展。

总之, 宏微观土力学已成为最具有活力的研究方向之一, 它的加速发展期即将到来。为此, 我们既需要很多基础扎实、年富力强的青年学者的参与, 又需要长期奋战在科研第一线、对岩土工程疑难与关键问题有深刻认识的资深科研人员的关心和支持。

致 谢: 感谢土力学和岩土工程界各位同行的信任, 让我有幸成为今年黄文熙讲座的主讲人; 感谢陈祖煜院士、陈云敏院士、孔宪京院士、赖远明院士, 境外同行吴伟、邵建富、尹振宇、赵吉东、王顺, 境内同行赵成刚、韦昌富、杨圣奇、周伟、周辉、杨仲轩、陈铁林、张璐璐, 天津大学同事郑刚、雷华阳、

陆培毅、李飒、刘润、郭伟、刁钰、程雪松、孙立强、加瑞，本团队王华宁、司马军、冯怀平、李立青、申志福、张伏光、李涛、贺洁、奚邦禄、李磊、牛昂懿、张安、刘俊、车纳、高翔、陈许蓬、石安宁、李光帅、孙若晗、卢国文、傅程、刘爽、陈意茹等对本文的巨大贡献；感谢国家自然科学基金委对笔者研究的长期持续支持。

参考文献：

- [1] 沈珠江. 理论土力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000. (SHEN Zhu-jiang. Theoretical soil mechanics[M]. Beijing: China Water and Power Press, 2000. (in Chinese))
- [2] 沈珠江. 现代土力学的基本问题[J]. 力学与实践, 1998, 20(6): 1 - 6. (SHEN Zhu-jiang. Fundamental problems in the modern soil mechanics[J]. Mechanics in Engineering, 1998, 20(6): 1 - 6. (in Chinese))
- [3] ROSCOE K H, SCHOFIELD A N, THURAIRAJAH A. Yielding of clays in states wetter than critical[J]. Géotechnique, 1963, 13(3): 211 - 240.
- [4] DUNCAN J M, CHANG C Y. Nonlinear analysis of stress and strain in soils[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, 1970, 96(SM5): 1629 - 1653.
- [5] MITCHELL J K. Fundamentals of soil behaviour[M]. New York : Wiley, 1976.
- [6] CUNDALL P A, STRACK O D L. A discrete numerical model for granular assemblies[J]. Géotechnique, 1979, 29(1): 47 - 65.
- [7] CHANG C S, MA L. A micromechanical-based micropolar theory for deformation of granular solids[J]. International Journal of Solids and Structures, 1991, 28(1): 67 - 86.
- [8] BARDET J P. Observations on the effects of particle rotations on the failure of idealized granular materials[J]. Mechanics of Materials, 1994, 18(2): 159 - 182.
- [9] THORNTON C. Numerical simulations of deviatoric shear deformation of granular media[J]. Géotechnique, 2000, 50(1): 43 - 53.
- [10] JIANG M J, HARRIS D, YU H S. Kinematic models for non-coaxial granular materials: Part I theory[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2005, 29(7): 643 - 661.
- [11] JIANG M J, LEROUEIL S, KONRAD J M. Insight into shear strength functions of unsaturated granulates by DEM analyses[J]. Computers and Geotechnics, 2004, 31(6): 473 - 489.
- [12] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. A novel discrete model for granular material incorporating rolling resistance[J]. Computers and Geotechnics, 2005, 32(5): 340 - 357.
- [13] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. Bond rolling resistance and its effect on yielding of bonded granulates by DEM analyses[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2006, 30(8): 723 - 761.
- [14] SHI G H. Discontinuous deformation analysis—a new numerical model for the statics and dynamics of block systems [D]. Berkeley: University of California, 1988.
- [15] ALDER B J, WAINWRIGHT T E. Phase transition for a hard sphere system[J]. Journal of Chemical Physics, 1957, 27(5): 1208 - 1209.
- [16] SANDEEP C S, HE H, SENETAKIS K. An experimental micromechanical study of sand grain contacts behavior from different geological environments[J]. Engineering Geology, 2018, 246: 176 - 186.
- [17] 赵吉田. 固液界面双电层结构的理论与实验研究[D]. 南京: 东南大学, 2014. (ZHAO Gu-tian. Theoretical and experimental study on electric double layer structure near solid-liquid interface [D]. Nanjing: Southeast University, 2014. (in Chinese))
- [18] JIANG M J, SUN Y G, LI L Q, et al. Contact behavior of idealized granules bonded in two different interparticle distances: an experimental investigation[J]. Mechanics of Materials, 2012, 55(14): 1 - 15.
- [19] 蒋明镜, 金树楼, 刘蔚, 等. 粒间胶结接触力学特性的三维试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(增刊 1): 9 - 13. (JIANG Ming-jing, JIN Shu-lou, LIU Wei, et al. Three-dimensional experimental study of mechanical behaviors of bonded granules[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(S1): 9 - 13. (in Chinese))
- [20] ZHAO B D, WANG J F, COOP M R, et al. An investigation of single sand particle fracture using X-ray micro-tomography[J]. Géotechnique, 2015, 65(8): 625 - 641.
- [21] MOLLON G, ZHAO J D. Generating realistic 3d sand particles using fourier descriptors[J]. Granular Matter, 2013, 15(1): 95 - 108.
- [22] LI X, YANG D, YU H S. Macro deformation and micro structure of 3D granular assemblies subjected to rotation of principal stress axes[J]. Granular Matter, 2016, 18(3): 53.
- [23] JIANG M J, SHEN Z F, WANG J F. A novel three-dimensional contact model for granulates incorporating rolling and twisting resistances[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 65: 147 - 163.
- [24] FENG Y T, OWEN D R J. Discrete element modelling of

- large scale particle systems: I exact scaling laws[J]. *Computational Particle Mechanics*, 2014, **1**(2): 159 – 168.
- [25] JIANG M J, KONRAD J M, LEROUEIL S. An efficient technique for generating homogeneous specimens for DEM studies[J]. *Computers and Geotechnics*, 2003, **30**(5): 579 – 597.
- [26] KATSUKI S, ISHIKAWA N, OHIRA Y, et al. Shear strength of rod material[J]. *Journal of Civil Engineering*, 1989, **410**(8): 1 – 12. (in Japanese)
- [27] ROTHENBURG L, BATHURST R J. Micromechanical features of granular assemblies with planar elliptical particles[J]. *Géotechnique*, 1992, **42**(1): 79 – 95.
- [28] CIANTIA M O, BOSCHI K, SHIRE T, et al. Numerical techniques for fast generation of large discrete-element models[J]. *Engineering and Computational Mechanics*, 2018: 1 – 15.
- [29] CUNDALL P A. Computer simulations of dense sphere assemblies[J]. *Studies in Applied Mechanics*, 1988, **20**: 113 – 123.
- [30] THORNTON C, CUMMINS S J, CLEARY P W. An investigation of the comparative behaviour of alternative contact force models during inelastic collisions[J]. *Powder Technology*, 2013, **233**: 30 – 46.
- [31] JIANG M J, LEROUEIL S, ZHU H H, et al. Two-dimensional discrete element theory for rough particles[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2009, **9**(1): 20 – 33.
- [32] LI T, JIANG M J, THORNTON C. Three-dimensional discrete element analysis of triaxial tests and wetting tests on unsaturated compacted silt[J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, **97**: 90 – 102.
- [33] JIANG M J, SHEN Z F, THORNTON C. Microscopic contact model of lunar regolith for high efficiency discrete element analyses[J]. *Computers and Geotechnics*, 2013, **54**: 104 – 116.
- [34] LU N, ANDERSON M T, LIKOS W J, et al. A discrete element model for kaolinite aggregate formation during sedimentation[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2008, **32**(8): 965 – 980.
- [35] POTYONDY D O, CUNDALL P A. A bonded-particle model for rock[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2004, **41**(8): 1329 – 1364.
- [36] POTYONDY D O. Parallel-bond refinements to match macroproperties of hard rock[C]// *Proceedings of Second International FLAC/DEM Symposium*. Melbourne, 2011.
- [37] DING X, ZHANG L. A new contact model to improve the simulated ratio of unconfined compressive strength to tensile strength in bonded particle models[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, **69**: 111 – 119.
- [38] MA Y F, HUANG H Y. A displacement-softening contact model for discrete element modeling of quasi-brittle materials[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, **104**: 9 – 19.
- [39] BRENDEL L, TÖRÖK J, KIRSCH R, et al. A contact model for the yielding of caked granular materials[J]. *Granular Matter*, 2011, **13**(6): 777 – 786.
- [40] BROWN N J, CHEN J F, OOI J Y. A bond model for DEM simulation of cementitious materials and deformable structures[J]. *Granular Matter*, 2014, **16**(3): 299 – 311.
- [41] JIANG M J, ZHANG N, CUI L, et al. A size-dependent bond failure criterion for cemented granules based on experimental studies[J]. *Computers and Geotechnics*, 2015, **69**: 182 – 198.
- [42] JIANG M J, LIU F, ZHOU Y P. A bond failure criterion for DEM simulations of cemented geomaterials considering variable bond thickness[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2014, **38**(18): 1871 – 1897.
- [43] SHEN Z F, JIANG M J, WAN R. Numerical study of inter-particle bond failure by 3D discrete element method[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2016, **40**(4): 523 – 545.
- [44] WANG H N, GONG H, LIU F, et al. Size-dependent mechanical behavior of an intergranular bond revealed by an analytical model[J]. *Computers and Geotechnics*, 2017, **89**: 153 – 167.
- [45] JIANG M J, CHEN H, CROSTA G B. Numerical modeling of rock mechanical behavior and fracture propagation by a new bond contact model[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2015, **78**: 175 – 189.
- [46] JIANG M J, JIANG T, CROSTA G B, et al. Modeling failure of jointed rock slope with two main joint sets using a novel DEM bond contact model[J]. *Engineering Geology*, 2015, **193**: 79 – 96.
- [47] SHEN Z F, JIANG M J, THORNTON C. DEM simulation of bonded granular material: Part I contact model and application to cemented sand[J]. *Computers and Geotechnics*, 2016, **75**: 192 – 209.

- [48] 李 涛, 蒋明镜, 张 鹏. 非饱和结构性黄土侧限压缩和湿陷试验三维离散元分析[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(增刊 1): 39 – 44. (LI Tao, JIANG Ming-jing, ZHANG Peng. DEM analyses of oedometer and wetting tests on unsaturated structured loess[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(S1): 39 – 44. (in Chinese)).
- [49] TSUJI Y, KAWAGUCHI T, TANAKA T. Discrete particle simulation of two-dimensional fluidized bed[J]. Powder Technology, 1993, 77(1): 79 – 87.
- [50] EL SHAMY U, ZEGHAL M. Coupled continuum-discrete model for saturated granular soils[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2005, 131(4): 413 – 426.
- [51] POTAPOV A V, HUNT M L, CAMPBELL C S. Liquid–solid flows using smoothed particle hydrodynamics and the discrete element method[J]. Powder Technology, 2001, 116(2): 204 – 213.
- [52] TAN H, CHEN S. A hybrid DEM-SPH model for deformable landslide and its generated surge waves[J]. Advances in Water Resources, 2017, 108: 256 – 276.
- [53] COOK B K, NOBLE D R, PREECE D S, et al. Direct simulation of particle-laden fluids[C]// Pacific Rocks. Rotterdam, 2000: 279 – 286.
- [54] TRAN D K, PRIME N, FROIO F, et al. Numerical modelling of backward front propagation in piping erosion by DEM-LBM coupling[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2017, 21(7/8): 960 – 987.
- [55] 罗 勇, 龚晓南, 吴瑞潜. 颗粒流模拟和流体与颗粒相互作用分析[J]. 浙江大学学报(工学版), 2007, 41(11): 1932 – 1936. (LUO Yong, GONG Xiao-nan, WU Rui-qian. Analysis and simulation of fluid-particles interaction with particle flow code[J]. Journal of Zhejiang University(Engineering Science), 2007, 41(11): 1932 – 1936. (in Chinese))
- [56] ZEGHAL M, EL SHAMY U. Liquefaction of saturated loose and cemented granular soils[J]. Powder Technology, 2008, 184(2): 254 – 265.
- [57] ZHAO J D, SHAN T. Coupled CFD-DEM simulation of fluid-particle interaction in geomechanics[J]. Powder Technology, 2013, 239: 248 – 258.
- [58] 王 胤, 艾 军, 杨 庆. 考虑粒间滚动阻力的 CFD-DEM 流-固耦合数值模拟方法[J]. 岩土力学, 2017, 38(6): 1771 – 1780. (WANG Yi, AI Jun, YANG Qing. A CFD-DEM coupled method incorporating soil inter-particle rolling resistance[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(6): 1771 – 1780. (in Chinese))
- [59] ZHAO T, DAI F, XU N W. Coupled DEM-CFD investigation on the formation of landslide dams in narrow rivers[J]. Landslides, 2017, 14(1): 189 – 201.
- [60] CHENG K, WANG Y, YANG Q. A semi-resolved CFD-DEM model for seepage-induced fine particle migration in gap-graded soils[J]. Computers and Geotechnics, 2018, 100: 30 – 51.
- [61] 蒋明镜, 张望城. 一种考虑流体状态方程的土体 CFD-DEM 耦合数值方法[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(5): 793 – 801. (JIANG Ming-jing, ZHANG Wang-cheng. Coupled CFD-DEM method for soils incorporating equation of state for liquid[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(5): 793 – 801. (in Chinese)).
- [62] O'SULLIVAN C. Particulate discrete element modelling: a geomechanics perspective[M]. London: CRC Press, 2011.
- [63] 沈亚男. 净砂管涌理论的三维 CFD-DEM 耦合分析[D]. 南京: 河海大学, 2017. (SHEN Ya-nan. Three dimensional CFD-DEM coupling analysis of pure sand's piping theory [D]. Nanjing: Hohai University, 2017. (in Chinese))
- [64] 谭亚飞鸥. 考虑循环荷载的三维微观胶结模型及微生物处理砂土循环三轴 CFD-DEM 耦合模拟[D]. 上海: 上海理工大学, 2018. (TAN Ya-fei-ou. A novel three-dimensional bonded contact model incorporating the effect of cyclic loads and CFD-DEM simulation of microbially treated sands under undrained consolidated cyclic triaxial tests[D]. Shanghai: University of Shanghai for Science and Technology, 2018. (in Chinese))
- [65] WANNE T S, YOUNG R P. Bonded-particle modeling of thermally fractured granite[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2008, 45(5): 789 – 799.
- [66] XIA M, ZHAO C, HOBBES B E. Particle simulation of thermally-induced rock damage with consideration of temperature-dependent elastic modulus and strength[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 55: 461 – 473.
- [67] TOMAC I, GUTIERREZ M. Formulation and implementation of coupled forced heat convection and heat conduction in DEM[J]. Acta Geotechnica, 2015, 10(4): 421 – 433.
- [68] 朱方园. 深海能源土温-压-力微观胶结模型及水合物升温分解锚固桩承载特性离散元分析[D]. 上海: 同济大学, 2013. (ZHU Fang-yuan. A thermal-hydro-mechanical bond contact model for methane hydrate bearing sediments and DEM investigating the uplift capacity of their embedded pile

- after thermal dissociation of hydrate[D]. Shanghai: Tongji University, 2013. (in Chinese))
- [69] FELIPPA C A, PARK K C. Staggered transient analysis procedures for coupled mechanical systems: Formulation[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1980, **24**(1): 61 – 111.
- [70] TU F, LING D, HU C, et al. DEM–FEM analysis of soil failure process via the separate edge coupling method[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2017, **41**(9): 1157 – 1181.
- [71] ZHAO X L, XU J, ZHANG Y H, et al. Coupled DEM and FDM algorithm for geotechnical analysis[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, **18**(6): 04018040.
- [72] LORIG L J, BRADY B H G, CUNDALL P A. Hybrid distinct element-boundary element analysis of jointed rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1986, **23**(4): 303 – 312.
- [73] CHEN S G, ZHAO J. Modeling of tunnel excavation using a hybrid DEM/BEM method[J]. Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering, 2002, **17**(5): 381 – 386.
- [74] WANG H N, XIAO G, JIANG M J, et al. Investigation of rock bolting for deeply buried tunnels via a new efficient hybrid DEM-Analytical model[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **82**: 366 – 379.
- [75] CHEW S H, KAMRUZZAMAN A H M, LEE F H. Physicochemical and engineering behavior of cement treated clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(7): 696 – 706.
- [76] AMOROSI A, RAMPELLO S. An experimental investigation into the mechanical behaviour of a structured stiff clay[J]. Géotechnique, 2007, **57**(2): 153 – 166.
- [77] DELAGE P, LEFEBVRE G. Study of the structure of a sensitive Champlain clay and of its evolution during consolidation[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1984, **21**(1): 21 – 35.
- [78] 高国瑞. 中国红土的微结构和工程性质[J]. 岩土工程学报, 1985, **7**(5): 10 – 21. (GAO Guo-rui. The microstructures and engineering properties of red soil in China[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1985, **7**(5): 10 – 21. (in Chinese))
- [79] DELAGE P. A microstructure approach to the sensitivity and compressibility of some Eastern Canada sensitive clays[J]. Géotechnique, 2010, **60**(5): 353 – 368.
- [80] ZHANG X W, LI J, KONG L W. An investigation of alterations in Zhanjiang clay properties due to atmospheric oxidation[J]. Géotechnique, 2014, **64**(12): 1003 – 1009.
- [81] HICHER P Y, WAHYUDI H, TESSIER D. Microstructure analysis of inherent and induced anisotropy in clay[J]. Mechanics of Cohesive-Frictional Materials, 2000, **5**(5): 341 – 371.
- [82] 蒋明镜, 彭立才, 朱合华, 等. 珠海海积软土剪切带微观结构试验研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(7): 2017 – 2023. (JIANG Ming-jing, PENG Li-cai, ZHU He-hua, et al. Microscopic investigation on shear band of marine clay in Zhuhai, China[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(7): 2017 – 2023. (in Chinese))
- [83] LEI H, LU H, WANG X, et al. Changes in soil micro-structure for natural soft clay under accelerated creep condition[J]. Marine Geotechnology, 2016, **34**(4): 365–375.
- [84] SANTAMARINA J C, KLEIN A, FAM M A. Soils and Waves[M]. New York: John Wiley and Sons, 2001.
- [85] MITCHELL J K, SOGA K. Fundamentals of soil behavior[M]. 3rd ed. New York: John Wiley and Sons, 2005.
- [86] VOOTTIPRUEK P, BERGADO D T, SUKSAWAT T, et al. Behavior and simulation of deep cement mixing(DCM) and stiffened deep cement mixing(SDCM) piles under full scale loading[J]. Soils and Foundations, 2011, **51**(2): 307 – 320.
- [87] 贾金生, 郑瑾莹, 王月, 等. 胶结颗粒料坝筑坝理论探讨与实践进展[J]. 中国科学: 技术科学, 2018, **48**(10): 1049 – 1056. (JIA Jin-sheng, ZHENG Cui-ying, WANG Yue, et al. Theoretical discussion and practical progress of cemented material dam construction[J]. Scientia Sinica Technologica, 2018, **48**(10): 1049 – 1056. (in Chinese))
- [88] CUCCOVILLO T, COOP M R. Yielding and pre-failure deformation of structured sands[J]. Géotechnique, 1997, **47**(3): 491 – 508.
- [89] ISMAIL M A, JOER H A, RANDOLPH M F, et al. Cementation of porous materials using calcite[J]. Géotechnique, 2002, **52**(5): 313 – 324.
- [90] ISMAIL M A, JOER H A, SIM W H, et al. Effect of cement type on shear behavior of cemented calcareous soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, **128**(6): 520 – 529.
- [91] 蒋明镜, 刘静德. 结构性砂土胶结厚度分布特性试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2016, **12**(2): 362 – 368. (JIANG Ming-jing, LIU Jing-de. Experimental and numerical research on bonding properties of structured sand[J]. Chinese Journal

- of Underground Space and Engineering, 2016, **12**(2): 362 - 368. (in Chinese))
- [92] TERZIS D, LALOUI L. 3-D micro-architecture and mechanical response of soil cemented via microbial-induced calcite precipitation[J]. *Scientific reports*, 2018, **8**(1): 1416.
- [93] TAGLIAFERRI F, WALLER J, ANDÒ E, et al. Observing strain localisation processes in bio-cemented sand using x-ray imaging[J]. *Granular Matter*, 2011, **13**(3): 247 - 250.
- [94] 雷祥义. 中国黄土的孔隙类型与湿陷性[J]. 中国科学(B辑), 1987(12): 1309 - 1318. (LEI Xiang-yi. Pore type and collapsibility of Chinese loess[J]. *Science in China, Ser B*, 1987(12): 1309 - 1318. (in Chinese))
- [95] JIANG M J, ZHANG F G, HU H J, et al. Structural characterization of natural loess and remolded loess under triaxial tests[J]. *Engineering Geology*, 2014, **181**: 249 - 260.
- [96] SMALLEY I J, CABRERA J G. The shape and surface texture of loess particles[J]. *Geological Society of America Bulletin*, 1970, **81**(5): 1591 - 1596.
- [97] 蒲毅彬, 陈万业, 廖全荣. 陇东黄土湿陷过程的 CT 结构变化研究[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(1): 49 - 54. (PU Yi-bin, CHEN Wan-ye, LIAO Quan-rong. Research on CT structure changing for damping process of loess in Longdong[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2000, **22**(1): 49 - 54. (in Chinese))
- [98] 方祥位, 陈正汉, 申春妮, 等. 非饱和原状 Q2 黄土屈服硬化过程的细观结构演化分析[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(7): 1044 - 1050. (FANG Xiang-wei, CHEN Zheng-han, SHEN Chun-ni, et al. Analysis on meso-structure evolution of unsaturated natural Q2 loess during yield hardening[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2008, **30**(7): 1044 - 1050. (in Chinese))
- [99] 高国瑞. 黄土显微结构分类与湿陷性[J]. 中国科学, 1980(12): 1203 - 1208. (GAO Guo-rui. Microstructure classification and collapsibility of loess[J]. *Science in China*, 1980(12): 1203 - 1208. (in Chinese))
- [100] 蒋明镜, 沈珠江, ADACHI T 等. 人工制备湿陷性黄土的微结构分析[J]. 岩土工程学报, 1999, **21**(4): 486 - 491. (JIANG Ming-jing, SHEN Zhu-jiang, ADACHI T, et al. Microanalysis on artificially-prepared structured collapsible loess[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1999, **21**(4): 486 - 491. (in Chinese))
- [101] CHONG Z R, YANG S H B, BABU P, et al. Review of natural gas hydrates as an energy resource: prospects and challenges[J]. *Applied Energy*, 2016, **162**: 1633 - 1652.
- [102] JIN Y, HAYASHI J, NAGAO J, et al. New method of assessing absolute permeability of natural methane hydrate sediments by microfocus X-ray computed tomography[J]. *Japanese Journal of Applied Physics*, 2007, **46**(5A): 3159 - 3162.
- [103] SANTAMARINA J C, JANG J. Gas production from hydrate bearing sediments: geomechanical implications[J]. NRTL Methane Hydrate Newsletter: Fire in the ice, 2009, **9**(4): 18 - 22.
- [104] WINTERS W J, WAITE W F, MASON D, et al. Methane gas hydrate effect on sediment acoustic and strength properties[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2007, **56**(1/2/3): 127 - 135.
- [105] 李承峰, 胡高伟, 张巍, 等. 有孔虫对南海神狐海域细粒沉积层中天然气水合物形成及赋存特征的影响[J]. 中国科学: 地球科学, 2016, **46**(9): 1223 - 1230. (LI Chen-feng, HU Gao-wei, Zhang Wei, et al. Influence of foraminifera on formation and occurrence characteristics of natural gas hydrates in fine-grained sediments from Shenhua area, South China Sea[J]. *Scientia Sinica Terra*, 2016, **46**(9): 1223 - 1230. (in Chinese))
- [106] WAITE W F, SANTAMARINA J C, CORTES D D, et al. Physical properties of hydrate-bearing sediments[J]. *Reviews of Geophysics*, 2009, **47**(4): RG4003.
- [107] SOGA K, LEE S L, NG M, et al. Characterisation and engineering properties of methane hydrate soils[J]. *Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils* 2007, **4**: 2591 - 2642.
- [108] SAHOO S K, MADHUSUDHAN B N, MARÍN-MORENO H, et al. Laboratory insights into the effect of sediment - hosted methane hydrate morphology on elastic wave velocity from time - lapse 4D synchrotron X-ray computed tomography[J]. *Geochemistry, Geophysics, Geosystems*, 2018, **19**(11): 4502 - 4521.
- [109] 田慧会, 韦昌富, 颜荣涛, 等. 粉土中二氧化碳水合物分解过程的核磁试验研究[J]. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2019, **49**(3): 034615. (TIAN Hui-hui, WEI Chang-fu, YAN Rong-tao, et al. A NMR-based analysis of carbon dioxide hydrate dissociation process in silt[J]. *Scientia Sinica Physica, Mechanica et Astronomica*, 2019, **49**(3): 034615. (in Chinese))
- [110] HYODO M, YONEDA J, YOSHIMOTO N, et al. Mechanical and dissociation properties of methane hydrate-bearing sand in deep seabed[J]. *Soils and*

- Foundations, 2013, **53**(2): 299 – 314.
- [111] HEIKEN G, VANIMAN D, FRENCH B M. Lunar sourcebook: a user's guide to the Moon[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1991.
- [112] 欧阳自远. 月球科学概论[M]. 北京, 中国宇航出版社, 2005.(OUYANG Zi-yuan. Introduction of lunar sciences[M]. Beijing: China Aerospace Publishing House, 2005. (in Chinese))
- [113] Lunar and Planetary Institute. Lunar samples by category, soil: 10085 Coarse-fines[OL]. <<http://curator.jsc.nasa.gov/lunar/lsc/10085.pdf>>
- [114] MCKAY D S, HEIKEN G H, TAYLOR R M, et al. Apollo 14 soils: size distribution and particle types[J]. Geochimica et Cosmochimica Acta (Third Lunar Science Conference Proceedings, Houston), 1972, **1**(S3): 983 – 994.
- [115] CHIARAMONTI A N, GOGUEN J D, GARBOCZI E J. Quantifying the 3-dimensional shape of lunar regolith particles using x-ray computed tomography and scanning electron microscopy at sub- γ resolution[J]. Microscopy and Microanalysis, 2017, **23**(S1): 2194 – 2195.
- [116] COLE D M, HOPKINS M A. The contact properties of naturally occurring geologic materials: experimental observations[J]. Granular Matter, 2016, **18**(3): 62.
- [117] SANDEEP C S, SENETAKIS K. Grain-scale mechanics of quartz sand under normal and tangential loading[J]. Tribology International, 2018, **117**: 261 – 271.
- [118] YANG L, WANG D, GUO Y, et al. Tribological behaviors of quartz sand particles for hydraulic fracturing[J]. Tribology International, 2016, **102**: 485 – 496.
- [119] SENETAKIS K, COOP M R, TODISCO M C. The inter-particle coefficient of friction at the contacts of Leighton Buzzard sand quartz minerals[J]. Soils and Foundations, 2013, **53**(5): 746 – 755.
- [120] MICHALOWSKI R L, WANG Z, NADUKURU S S. Maturing of contacts and ageing of silica sand[J]. Géotechnique, 2018, **68**(2): 133 – 145.
- [121] GRAS J P, DELENNE J Y, EI YOUSSEFI M S. Study of capillary interaction between two grains: a new experimental device with suction control[J]. Granular Matter, 2013, **15**(1): 49 – 56.
- [122] JUNG J W, SANTAMARINA J C. Hydrate adhesive and tensile strengths[J]. Geochemistry, Geophysics, Geosystems, 2011, **12**: Q08003.
- [123] DELENNE J Y, EI YOUSSEFI M S, CHERBLANC F, et al. Mechanical behaviour and failure of cohesive granular materials[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2004, **28**(15): 1577 – 1594.
- [124] McDOWELL G R, BOLTON M D. On the micromechanics of crushable aggregates [J]. Géotechnique, 1998, **48**(5): 667 – 679.
- [125] AFSHAR T, DISFANI M M, ARULRAJAH A, et al. Impact of particle shape on breakage of recycled construction and demolition aggregates[J]. Powder Technology, 2017, **308**: 1 – 12.
- [126] NAKATA Y, HYDE A F L, HYODO M, et al. A probabilistic approach to sand particle crushing in the triaxial test[J]. Géotechnique, 1999, **49**(5): 567 – 583.
- [127] PARAB N D, CLAUS B, HUDSPETH M C, et al. Experimental assessment of fracture of individual sand particles at different loading rates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, **68**: 8 – 14.
- [128] 吴迪. 考虑颗粒破碎的钙质砂动力特性试验分析与离散元数值模拟[D]. 上海: 同济大学, 2018. (WU Di. DEM and experimental analysis of the dynamic behavior of crushable carbonate sands[D]. Shanghai: Tongji University, 2018. (in Chinese))
- [129] 丁志军. 基于微观的钙质砂基本物理力学特性试验研究[D]. 上海: 上海理工大学, 2017. (DING Zhi-jun. Experimental study on basic physical and mechanical properties of calcareous sand based on microscopic mechanism[D]. Shanghai: University of Shanghai for Science and Technology, 2017. (in Chinese))
- [130] ANANDARAJAH A. Numerical simulation of one-dimensional behavior of kaolinite[J]. Géotechnique, 2000, **50**(5): 509 – 519.
- [131] YAO M, ANANDARAJAH A. Three-dimensional discrete element method of analysis of clays[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2003, **129**(6): 585 – 596.
- [132] KATTI D R, MATAR M I, KATTI K S, et al. Multiscale modeling of swelling clays: a computational and experimental approach[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2009, **13**(4): 243 – 255.
- [133] BAYESTEH H, MIRGHASEMI A A. Numerical simulation of pore fluid characteristic effect on the volume change behavior of montmorillonite clays[J]. Computers and Geotechnics, 2013, **48**(3): 146 – 155.
- [134] ANANDARAJAH A, CHEN J. Double-layer repulsive force

- between two inclined platy particles according to the gouy-chapman theory[J]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 1994, **168**(1): 111 – 117.
- [135] ANANDARAJAH A, CHEN J. Van der Waals attractive force between clay particles in water and contaminant[J]. *Soils and Foundations*, 1997, **37**(2): 27 – 37.
- [136] SHANG X, HU N, ZHOU G. Calculation of the repulsive force between two clay particles[J]. *Computers and Geotechnics*, 2015, **69**: 272 – 278.
- [137] JIANG M J, LI T, HU H J, et al. DEM analyses of one-dimensional compression and collapse behaviour of unsaturated structural loess[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014, **60**: 47 – 60.
- [138] JIANG M J, LI T, THORNTON C, et al. Wetting-induced collapse behavior of unsaturated and structural loess under biaxial tests using distinct element method[J]. *International Journal of Geomechanics (ASCE)*, 2016, **17**(1): 06016010.
- [139] FISHER R A. On the capillary forces in an ideal soil[J]. *Journal of Agricultural Science*, 1926, **16**: 492 – 505.
- [140] VANAPALLI S K, FREDLUND D G, PUFAHL D E, et al. Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1996, **33**(3): 379 – 392.
- [141] SHEN Z F, JIANG M J. DEM simulation of bonded granular material: Part II extension to grain-coating type methane hydrate bearing sand[J]. *Computers and Geotechnics*, 2016, **75**: 225 – 243.
- [142] 杜文浩. 胶结型深海能源土温-压-力-化微观接触模型及其多尺度离散元模拟[D]. 上海: 同济大学, 2018. (DU Wen-hao. A thermal-hydro-mechanical-chemical bond contact model and multi-scale dem simulation for grain-cementing type MHBS[D]. Shanghai: Tongji University, 2018. (in Chinese))
- [143] JIANG M J, HE J, WANG J F, et al. DEM analysis of geomechanical properties of cemented methane hydrate-bearing soils at different temperatures and pressures[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2016, **16**(3): 04015087.
- [144] JIANG M J, SHEN Z F, WU D. CFD-DEM simulation of submarine landslide triggered by seismic loading in methane hydrate rich zone[J]. *Landslides*, 2018, **15**(11): 2227 – 2241.
- [145] 周凤玺, 赖远明. 冻结砂土力学性质的离散元模拟[J]. *岩土力学*, 2010, **31**(12): 4016 – 4020. (ZHOU Feng-xi, LAI Yuan-ming. Simulation of mechanical behavior for frozen sand clay by discrete element method[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2010, **31**(12): 4016 – 4020. (in Chinese))
- [146] PERKO H A, NELSON J D, SADEH W Z. Surface cleanliness effect on lunar soil shear strength[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2001, **127**(4): 371 – 383.
- [147] JIANG M J, YIN Z Y, SHEN Z F. Shear band formation in lunar regolith by discrete element analyses[J]. *Granular Matter*, 2016, **18**: 32.
- [148] JIANG M J, DAI Y S, CUI L, et al. Experimental and DEM analyses on wheel-soil interaction[J]. *Journal of Terramechanics*, 2017, **76**: 15 – 28.
- [149] XI B L, JIANG M J. 3D DEM analysis of the effects of low confining pressure on mechanical behavior of lunar regolith[C]// Atlanta Symposium on Geo-mechanics from Micro to Macro in Research and Practice. Atlanta, 2018.
- [150] ODA M. Initial fabrics and their relations to mechanical properties of granular material[J]. *Soils and Foundations*, 1972, **12**(1): 17 – 36.
- [151] YANG Z X, LI X S, YANG J. Quantifying and modelling fabric anisotropy of granular soils[J]. *Géotechnique*, 2008, **58**(4): 237 – 248.
- [152] TING J M, KHWAJA M, MEACHUM L R, et al. An ellipse-based discrete element model for granular materials[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 1993, **17**(9): 603 – 623.
- [153] NG T T. Numerical simulations of granular soil using elliptic particles[J]. *Computer and Geotechnics*, 1994, **16**(2): 153 – 169.
- [154] NOUGUIER-LEHON C, CAMBOU B, VINCENS E. Influence of particle shape and angularity on the behaviour of granular materials: a numerical analysis[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2003, **27**(14): 1207 – 1226.
- [155] HOSSEININIA E S. Discrete element modeling of inherently anisotropic granular assemblies with polygonal particles[J]. *Particuology*, 2012, **10**(5): 542 – 552.
- [156] JIANG M J, SIMA J, LI L Q, et al. Investigation of influence of particle characteristics on the non-coaxiality of anisotropic granular materials using DEM[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2017, **41**(2): 198 – 222.
- [157] NG T T. Discrete element method simulations of the critical state of a granular material[J]. *International Journal of*

- Geomechanics, 2009, **9**(5): 209 - 216.
- [158] GUO N, ZHAO J D. The signature of shear-induced anisotropy in granular media[J]. Computers and Geotechnics, 2013, **47**: 1 - 15.
- [159] JIANG M J, ZHANG A, FU C. 3-D DEM simulations of drained triaxial tests on inherently anisotropic granulates[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2018, **22**(S1): 37 - 56.
- [160] LI X S, DAFALIAS Y F. Anisotropic critical state theory: role of fabric[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2012, **138**(3): 263 - 275.
- [161] WAN R G, GUO P J. Stress dilatancy and fabric dependencies on sand behavior[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, **130**(6): 635 - 645.
- [162] YANG Z X, WU Y. Critical state for anisotropic granular materials: a discrete element perspective[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, **17**(2): 04016054.
- [163] ZHOU W, LIU J Y, MA G, et al. Three-dimensional DEM investigation of critical state and dilatancy behaviors of granular materials[J]. Acta Geotechnica, 2017, **12**(3): 527 - 540.
- [164] FU P C, DAFALIAS Y F. Fabric evolution within shear bands of granular materials and its relation to critical state theory[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2011, **35**(18): 1918 - 1948.
- [165] XIE Y H, YANG Z X, BARRETO D, et al. The influence of particle geometry and the intermediate stress ratio on the shear behavior of granular materials[J]. Granular Matter, 2017, **19**(2): 35.
- [166] ZHAO J, GUO N. Unique critical state characteristics in granular media considering fabric anisotropy[J]. Géotechnique, 2013, **63**(8): 695.
- [167] 刘静德. 各向异性结构性砂土宏微观力学特性数值模拟及其本构模型[D]. 上海: 同济大学, 2014. (LIU Jing-de. Constitutive model and numerical simulation of macro-micro behaviors of anisotropic structural sands[D]. Shanghai: Tongji University, 2014. (in Chinese))
- [168] AL-RKABY A H J, CHEGENIZADEH A, NIKRAZ H R. An experimental study on the cyclic settlement of sand and cemented sand under different inclinations of the bedding angle and loading amplitudes[J/OL]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, DOI: 10.1080/19648189.2017.1327891.
- [169] ANANDARAJAH A. On influence of fabric anisotropy on the stress-strain behavior of clays[J]. Computers and Geotechnics, 2000, **27**(1): 1 - 17.
- [170] DESRUES J, ANDÒ E, MEVOLI F A, et al. How does strain localise in standard triaxial tests on sand: Revisiting the mechanism 20 years on[J]. Mechanics Research Communications, 2018, **92**: 142 - 146.
- [171] HAN C, VARDOLAKIS I G. Plane-strain compression experiments on water-saturated fine-grained sand[J]. Géotechnique, 1991, **41**(1): 49 - 78.
- [172] ALSHIBLI K A, JARRAR M F, DRUCKREY A M, et al. Influence of particle morphology on 3D kinematic behavior and strain localization of sheared sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017, **143**(2): 04016097.
- [173] DRUCKREY A M, ALSHIBLI K A, AL-RAOUSH R I. Discrete particle translation gradient concept to expose strain localisation in sheared granular materials using 3D experimental kinematic measurements[J]. Géotechnique, 2018, **68**(2): 162 - 170.
- [174] JIANG M J, ZHU H H, LI X M. Strain localization analyses of idealized sands in biaxial tests by distinct element method[J]. Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China, 2010, **4** (2): 208 - 222.
- [175] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. Kinematic variables bridging discrete and continuum granular mechanics[J]. Mechanics Research Communication, 2006, **33**(5): 651 - 666.
- [176] ODA M, IWASHITA K. Study on couple stress and shear band development in granular media based on numerical simulation analyses[J]. International Journal of Engineering Science, 2000, **38**(15): 1713 - 1740.
- [177] GU X Q, HUANG M S, QIAN J G. Discrete element modeling of shear band in granular materials[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2014, **72**: 37 - 49.
- [178] TANG H, ZHANG X, JI S. Discrete element analysis for shear band modes of granular materials in triaxial tests[J]. Particulate Science and Technology, 2017, **35**(3): 277 - 290.
- [179] KOZICKI J, TEJCHMAN J. Relationship between vortex structures and shear localization in 3D granular specimens based on combined DEM and Helmholtz-Hodge decomposition[J]. Granular Matter, 2018, **20**(3): 48.
- [180] JIANG M J, YAN H B, ZHU H H, et al. Modeling shear behavior and strain localization in cemented sands by two-dimensional distinct element method analyses[J].

- Computers and Geotechnics, 2011, **38**(1): 14 – 29.
- [181] JIANG M J, CHEN H, TAPIAS M, et al. Study of mechanical behavior and strain localization of methane hydrate bearing sediments with different saturations by a new DEM model[J]. Computers and Geotechnics, 2014, **57**: 122 – 138.
- [182] MA G, REGUEIRO R A, ZHOU W, et al. Role of particle crushing on particle kinematics and shear banding in granular materials[J]. Acta Geotechnica, 2018, **13**(3): 601 – 618.
- [183] ZHAO J D, GUO N. The interplay between anisotropy and strain localisation in granular soils: a multiscale insight[J]. Géotechnique, 2015, **65**(8): 642 – 656.
- [184] LI P, VANAPALLI S, LI T L. Review of collapse triggering mechanism of collapsible soils due to wetting[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2016, **8**(2): 256 – 274.
- [185] JENNINGS J E, KNIGHT K. The additional settlement of foundation due to collapse of sandy soils on wetting[C]// Proceedings of 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. London, 1957: 316 – 319.
- [186] 蒋明镜, 沈珠江, 赵魁芝, 等. 结构性黄土湿陷性指标室内测定方法的探讨[J]. 水利水运科学研究, 1999(1): 65 – 71. (JIANG Ming-jing, SHEN Zhu-jiang, ZHAO Kui-zhi, et al. Laboratory determination of collapsibility index of structural loess[J]. Journal of Nanjing Hydraulic Research Institute, 1999(1): 65 – 71. (in Chinese))
- [187] JIANG M J, HU H J, LIU F. Summary of collapsible behaviour of artificially structured loess in oedometer and triaxial wetting tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2012, **49**(10): 1147 – 1157.
- [188] 谢定义. 试论我国黄土力学研究中的若干新趋向[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(1): 3 – 13. (XIE Ding-yi. Exploration of some new tendencies in research of loess soil mechanics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(1): 3 – 13. (in Chinese))
- [189] BJERRUM L. Engineering geology of normally consolidated marine clays as related to the settlement of buildings[J]. Géotechnique, 1967, **17**(2): 83 – 118.
- [190] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(1): 100 – 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and design of soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, **20**(1): 100 – 111. (in Chinese))
- [191] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. Géotechnique, 1990, **40**(3): 329 – 378.
- [192] LEROUEIL S, VAUGHAN P R. The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks[J]. Géotechnique, 1990, **40**(3): 467 – 488.
- [193] CUCCOVILLO T, COOP M R. On the mechanics of structured sands[J]. Géotechnique, 1999, **49**(6): 741 – 760.
- [194] JIANG M J, YU H S, LEROUEIL S. A simple and efficient approach to capturing bonding effect in naturally microstructured sands by discrete element method[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2007, **69**(6): 1158 – 1193.
- [195] DE BONO J P, McDOWELL G R. Discrete element modelling of one-dimensional compression of cemented sand[J]. Granular Matter, 2014, **16**(1): 79 – 90.
- [196] ZHANG F G, JIANG M J. Do the normal compression lines of cemented and uncemented geomaterials run parallel or converge to each other after yielding? [J/OL]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, DOI: 10.1080/19648189.2018.1531788.
- [197] COOP M R, WILLSON S W. Behavior of hydrocarbon reservoir sands and sandstones[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, **129**(11): 1010 – 1019.
- [198] WANG Y H, LEUNG S C. Characterization of cemented sand by experimental and numerical investigations[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, **134**(7): 992 – 1004.
- [199] NING Z, KHOURBANI A, EVANS T M. Particulate modeling of cementation effects on small and large strain behaviors in granular material[J]. Granular Matter, 2017, **19**(1): 7.
- [200] DE BONO J, McDOWELL G, WANATOWSKI D. DEM of triaxial tests on crushable cemented sand[J]. Granular Matter, 2014, **16**(4): 563 – 572.
- [201] 蒋明镜, 廖优斌, 刘蔚, 等. 考虑胶结强度正态分布下砂土力学特性离散元模拟[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(增刊 2): 1 – 6. (JIANG Ming-jing, LIAO You-bin, LIU Wei, et al. DEM simulation of mechanical behaviour of cemented sand under normal distribution of cementation strength[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(S2): 1 – 6. (in Chinese))
- [202] YANG P, O'DONNELL S, HAMDAN N, et al. 3D DEM simulations of drained triaxial compression of sand

- strengthened using microbially induced carbonate precipitation[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, 17(6): 04016143.
- [203] 张伏光. 基于微观破损机理的结构性砂土三维本构模型研究[D]. 上海: 同济大学, 2017. (ZHANG Fu-guang. A study on the three dimensional constitutive mode for structural sands based on the micro-mechanism of structure degradation[D]. Shanghai: Tongji University, 2017. (in Chinese)).
- [204] AFIFI S S, WOODS R D. Long-term pressure effects on shear modulus of soils[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, 1971, 97: 1445 – 1460.
- [205] WANG Y H, GAO Y, LENG G. Experimental characterizations of an aging mechanism of sands[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2016, 142(2): 06015016.
- [206] MITCHELL J K, SOLYMAR Z V. Time-dependent strength gain in freshly deposited or densified sand[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1984, 110(11): 1559 – 1576.
- [207] KARIMPOUR H, LADE P V. Time effects relate to crushing in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(9): 1209 – 1219.
- [208] KWOK C Y, BOLTON M D. DEM simulations of soil creep due to particle crushing[J]. Géotechnique, 2013, 63(16): 1365 – 1376.
- [209] XU M, HONG J T, SONG E X. DEM study on the macro-and micro-responses of granular materials subjected to creep and stress relaxation[J]. Computers and Geotechnics, 2018, 102: 111 – 124.
- [210] ZHANG Z T, WANG Y H. DEM modeling of aging or creep in sand based on the effects of microfracturing of asperities and evolution of microstructural anisotropy during triaxial creep[J]. Acta Geotechnica, 2016, 11(6): 1303 – 1320.
- [211] EL SHAMY U, DENISSEN C. Microscale characterization of energy dissipation mechanisms in liquefiable granular soils[J]. Computers and Geotechnics, 2010, 37(7/8): 846 – 857.
- [212] WEI J, WANG G. Evolution of fabric anisotropy in cyclic liquefaction of sands[J]. Journal of Micromechanics and Molecular Physics, 2016, 1(3/4): 1640005.
- [213] WANG R, FU P, ZHANG J M, et al. DEM analysis of the post-liquefaction shear deformation of sand[R]. Livermore: Lawrence Livermore National Lab.(LLNL), 2017.
- [214] WEI J, HUANG D, WANG G. Microscale descriptors for particle-void distribution and jamming transition in pre-and post-liquefaction of granular soils[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2018, 144(8): 04018067.
- [215] 魏 星, 张 昭, 王 刚, 等. 饱和砂土液化后大变形机理的离散元细观分析 [J/OL]. 岩土力学, 10.16285/j.rsm.2017.2323. (WEI Xing, ZHANG Zhao, WANG Gang, et al. DEM study on mechanism of large post-liquefaction deformation of saturated sand[J/OL]. Rock and Soil Mechanics, 10.16285/j.rsm.2017.2323. (in Chinese))
- [216] JIANG M J, ZHU F Y, UTILI S. Investigation into the effect of backpressure on the mechanical behavior of methane-hydrate-bearing sediments via DEM analyses[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 69: 551 – 563.
- [217] BUI HH, KOBAYASHI T, FUKAGAWA R, et al. Numerical and experimental studies of gravity effect on the mechanism of lunar excavations[J]. Journal of Terramechanics, 2009, 46(3): 115 – 124.
- [218] LI X S, DAFALIAS Y F. Constitutive modeling of inherently anisotropic sand behavior[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2002, 128: 868 – 880.
- [219] CALLADINE C R. Microstructural view of the mechanical properties of saturated clay[J]. Géotechnique, 1971, 21: 391 – 415.
- [220] YIN Z Y, CHANG C S, HICHER P Y, et al. Micromechanical analysis of the behavior of stiff clay[J]. Acta Mechanica Sinica, 2011, 27(6): 1013 – 1022.
- [221] HATTAB M, CHANG C S. Interaggregate forces and energy potential effect on clay deformation[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2015, 141(7):04015014.
- [222] CHANG C S, HICHER P Y. An elastic–plastic model for granular materials with microstructural consideration[J]. International Journal of Solids and Structures, 2005, 42(14): 4258 – 4277.
- [223] NICOT F, DARVE F. A multi-scale approach to granular materials[J]. Mechanics of Materials, 2005, 37(9): 980 – 1006.
- [224] MEIER H A, STEINMANN P, KUHL E. Towards multiscale computation of confined granular media-Contact forces, stresses and tangent operators[J]. Technische Mechanik, 2008, 16(1): 77 – 88.
- [225] GUO N, ZHAO J. A coupled FEM/DEM approach for hierarchical multiscale modelling of granular media[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering,

- 2014, **99**(11): 789 – 818.
- [226] ODA M, NEMAT-NASSER S, KONISHI J. Stress-induced anisotropy in granular masses[J]. *Soils and Foundations*, 1985, **25**(3): 85 – 97.
- [227] SUFIAN A, RUSSELL A R, WHITTLE A J. Anisotropy of contact networks in granular media and its influence on mobilised internal friction[J]. *Géotechnique*, 2017, **67**(12): 1067 – 1080.
- [228] NG T T. Shear strength of assemblies of ellipsoidal particles[J]. *Géotechnique*, 2004, **54**(10): 659 – 669.
- [229] GALINDO-TORRES S A, PEDROSO D M, WILLIAMS D J, et al. Strength of non-spherical particles with anisotropic geometries under triaxial and shearing loading configurations[J]. *Granular Matter*, 2013, **15**(5): 531 – 542.
- [230] YANG Z X, XU T T, CHEN Y N. Unified modeling of the influence of consolidation conditions on monotonic soil response considering fabric evolution[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2018, **144**(8): 04018073.
- [231] MIURA S, TOKI S. Elastoplastic stress-strain relationship for loose sands with anisotropic fabric under three-dimensional stress conditions[J]. *Soils and Foundations*, 1984, **24**(2): 43 – 57.
- [232] KANDASAMI R K, MURTHY T G. Experimental studies on the influence of intermediate principal stress and inclination on the mechanical behaviour of angular sands[J]. *Granular Matter*, 2015, **17**(2): 217 – 230.
- [233] 徐琨, 周伟, 马刚, 等. 基于离散元法的颗粒破碎模拟研究进展[J]. *岩土工程学报*, 2018, **40**(5): 880 – 889. (XU Kun, ZHOU Wei, MA Gang, et al. Review of particle breakage simulation based on DEM[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2018, **40**(5): 880 – 889. (in Chinese))
- [234] MA G, ZHANG Y, ZHOU W, et al. The effect of different fracture mechanisms on impact fragmentation of brittle heterogeneous solid[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, **113**: 132 – 143.
- [235] ZHU F, ZHAO J. A peridynamic investigation on crushing of sand particles[J]. *Géotechnique*, 2018, DOI: 10.1680/jgeot.17.P.274.
- [236] 刘君, 刘福海, 孔宪京. 考虑破碎的堆石料颗粒流数值模拟[J]. *岩土力学*, 2008, **29**(增刊 1): 107 – 112. (LIU Jun, LIU Fu-hai, KONG Xian-jing. Particle flow code numerical simulation of particle breakage of rockfill[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2008, **29**(S1): 107 – 112. (in Chinese))
- [237] McDOWELL G R, HARIRECHE O. Discrete element modelling of soil particle fracture[J]. *Géotechnique*, 2002, **52**(2): 131 – 135.
- [238] CHENG Y P, BOLTON M D, NAKATA Y. Discrete element simulation of crushable soil[J]. *Géotechnique*, 2003, **53**(7): 633 – 641.
- [239] XU M, HONG J T, SONG E X. DEM study on the effect of particle breakage on the macro- and micro-behavior of rockfill sheared along different stress paths[J]. *Computers and Geotechnics*, 2017, **89**: 113 – 127.
- [240] TSOUNGUI O, VALLET D, CHARMET J C. Numerical model of crushing of grains inside two-dimensional granular materials[J]. *Powder Technology*, 1999, **105**(1/2/3): 190 – 198.
- [241] CIANTIA M O, ARROYO M, CALVETTI F, et al. An approach to enhance efficiency of DEM modelling of soils with crushable grains[J]. *Géotechnique*, 2015, **65**(2): 91 – 110.
- [242] ZHOU W, YANG L F, MA G, et al. Macro–micro responses of crushable granular materials in simulated true triaxial tests[J]. *Granular Matter*, 2015, **17**(4): 497 – 509.
- [243] CHENG Y P, BOLTON, M D, NAKATA Y. Crushing and plastic deformation of soils simulated using DEM[J]. *Géotechnique*, 2004, **54**(2): 131 – 141.
- [244] BOLTON M D, NAKATA Y, CHENG Y P. Micro and macro-mechanical behaviour of DEM crushable materials[J]. *Géotechnique*, 2008, **58**(6): 471 – 480.
- [245] DE BONO J P, McDOWELL G R. Micro mechanics of the critical state line at high stresses[J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, **98**: 181 – 188.
- [246] DE BONO J P, McDowell G R. On the micro mechanics of yielding and hardening of crushable granular soils[J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, **97**: 167 – 188.
- [247] SCHOLTÈS L, HICHER P Y, NICOT F, et al. On the capillary stress tensor in wet granular materials[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2009, **33**(10): 1289 – 1313.
- [248] SHEN Z F, JIANG M J, THORNTON C. Shear strength of unsaturated granular soils: three-dimensional discrete element analyses[J]. *Granular Matter*, 2016, **18**(3): 37.
- [249] DURIEZ J, WAN R. Stress in wet granular media with interfaces via homogenization and discrete element approaches[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2016, **142**(12): 04016099.

- [250] 孙渝刚. 结构性砂土宏微观力学特性的试验研究与数值模拟[D]. 上海: 同济大学, 2012. (SUN Yu-gang. Experimental and numerical investigation on macro- and micro-mechanical behaviors of structural sands[D]. Shanghai: Tongji University, 2012. (in Chinese))
- [251] 申志福. 深海能源土力学特性三维多尺度数值模拟[D]. 上海: 同济大学, 2016. (SHEN Zhi-fu. Three-dimentional multi-scale numerical simulations of the mechanical behavior of methane hydrate bearing sediments[D]. Shanghai: Tongji University, 2016. (in Chinese))
- [252] 沈珠江. 结构性黏土的弹塑性损伤模型[J]. 岩土工程学报, 1993, 15(3): 21 - 28. (SHEN Zhu-jiang. An elasto-plastic damage model for cemented clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1993, 15(3): 21 - 28. (in Chinese))
- [253] ROUAINIA M, WOOD D M. A kinematic hardening constitutive model for natural clays with loss of structure[J]. Géotechnique, 2000, 50(2): 153-164.
- [254] DESAI C S. A consistent finite element technique for work-softening behavior[C]// Proceedings of the International Conference on Computational Methods in Nonlinear Mechanics. Austin, 1974.
- [255] NOVA R, CASTELLANZA R, TAMAGNINI C. A constitutive model for bonded geomaterials subject to mechanical and/or chemical degradation[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2003, 27(9): 705 - 732.
- [256] ASAOKA A, NAKANO M, NODA T. Superloading yield surface concept for highly structured soil behavior[J]. Soils and Foundations, 2000, 40(2): 99 - 110.
- [257] JIANG M J, ZHANG F G, SUN Y G. An evaluation on the degradation evolutions in three constitutive models for bonded geomaterials by DEM analyses[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 57: 1 - 16.
- [258] 蒋明镜, 周卫, 刘静德, 等. 基于微观力学机制的各向异性结构性砂土的本构模型研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(12): 3347 - 3355. (JIANG Ming-jing, ZHOU Wei, LIU Jing-de, et al. A constitutive model for anisotropic structured sandy soil based on micromechanical mechanism[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(12): 3347 - 3355. (in Chinese))
- [259] 张伏光, 蒋明镜. 基于微观破损能理的胶结砂土三维本构模型研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(8): 1424 - 1432. (ZHANG Fu-guang, JIANG Ming-jing. Three-dimensional constitutive model for cemented sands based on micro-mechanism of bond degradation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(8): 1424 - 1432. (in Chinese)).
- [260] 李涛. 非饱和结构性黄土三维离散元模拟与本构模型研究[D]. 上海: 同济大学, 2017. (LI Tao. Three dimentional DEM simulation and constitutive model of unsaturated structural loess[D]. Shanghai: Tongji University, 2017. (in Chinese))
- [261] ROSCOE K H, BASSETT R H, COLE E R L. Principal axes observed during simple shear of a sand[C]// The 4th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Oslo, 1967: 231 - 237.
- [262] HIGHT D W, GENS A, SYMES M J. The development of a new hollow cylinder apparatus for investigating the effects of principal stress rotation in soils[J]. Géotechnique, 1983, 33(4): 355 - 383.
- [263] JIANG M J, HARRIS D, YU H S. Kinematic models for non-coaxial granular materials: Part II evaluation[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2005, 29(7): 663 - 689.
- [264] JIANG M J, LIU J D, ARROYO M. Numerical evaluation of three non-coaxial kinematic models using distinct element method for elliptical granular materials[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2016, 40(18): 2468 - 2488.
- [265] JIANG M J, LI T, CHAREYRE B. Fabric rates applied to kinematic models: evaluating elliptical granular materials under simple shear tests via discrete element method[J]. Granular Matter, 2016, 18(3): 46: 1 - 15.
- [266] LI X, YU H S. Numerical investigation of granular material behaviour under rotational shear[J]. Géotechnique, 2010, 60(5): 381 - 394.
- [267] LI B, ZHANG F, GUTIERREZ M. A numerical examination of the hollow cylindrical torsional shear test using DEM[J]. Acta Geotechnica, 2015, 10(4): 449 - 467.
- [268] HARRIS D. A unified formulation for plasticity models of granular and other materials[C]// Proceedings of the Royal Society of London. London, 1995: 37 - 49.
- [269] SPENCER A J M. A theory of the kinematics of ideal soils under plane strain conditions[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1964, 12(5): 337 - 351.
- [270] DE JOSSELIN DE JONG G. The double sliding, free rotating model for granular assemblies[J]. Géotechnique,

- 1971, **21**(3): 155 – 163.
- [271] 沈珠江, 胡再强. 黄土的二元介质模型[J]. 水利学报, 2003(7): 1 – 6. (SHEN Zhu-jiang, HU Zai-qiang. Binary medium model for loess[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2003(7): 1 – 6. (in Chinese))
- [272] DESAI C S. Disturbed state concept (DSC) for constitutive modeling of geologic materials and beyond[C]//Constitutive Modeling of Geomaterials. Berlin, 2013: 27 – 45.
- [273] GENS A, NOVA R. Conceptual bases for a constitutive model for bonded soils and weak rocks[C]// Geotechnical Engineering of Hard Soils-Soft Rocks. Athens, 1993.
- [274] YU H S, TAN S M, SCHNAID F. A critical state framework for modelling bonded geomaterials[J]. Geomechanics and Geoengineering: An International Journal, 2007, **2**(1): 61 – 74.
- [275] KAVVADAS M, AMOROSI A. A constitutive model for structured soils[J]. Géotechnique, 2000, **50**(3): 263 – 273.
- [276] BAUDET B, STALLEBRASS S. A constitutive model for structured clays[J]. Géotechnique, 2004, **54**(4): 269 – 278.
- [277] HUANG J T, AIREY D W. Effects of cement and density on an artificially cemented sand[C]// Geotechnical Engineering of Hard Soil-Soft Rocks. Rotterdam, 1993: 553 – 560.
- [278] LAGIOIA R, NOVA R. An experimental and theoretical study of the behaviour of a calcarenous in triaxial compression[J]. Géotechnique, 1995, **45**(4): 633 – 648.
- [279] ESTRADA N, TABOADA A. Yield surfaces and plastic potentials of cemented granular materials from discrete element simulations[J]. Computers and Geotechnics, 2013, **49**: 62 – 69.
- [280] SCHÖPFER M P J, CHILDS C, MANZOCCHI T. Three-dimensional failure envelopes and the brittle-ductile transition[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2013, **118**(4): 1378 – 1392.
- [281] BORJA R I, AYDIN A. Computational modeling of deformation bands in granular media: I geological and mathematical framework[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2004, **193**(27/28/29): 2667 – 2698.
- [282] CONSOLI N C, CRUZ R C, DA FONSECA A V, et al. Influence of cement-voids ratio on stress-dilatancy behavior of artificially cemented sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, **138**(1): 100 – 109.
- [283] 姚仰平, 余亚妮. 基于统一硬化参数的砂土临界状态本构模型[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(12): 1827 – 1832. (YAO Yang-ping, YU Ya-ni. Extended critical state constitutive model for sand based on unified hardening parameter[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(12): 1827 – 1832. (in Chinese))
- [284] LI X S, DAFALIAS Y F. Dilatancy for cohesionless soils[J]. Géotechnique, 2000, **50**(4): 449 – 460.
- [285] SCHNAID F, PRIETTO P D, CONSOLI N C. Characterization of cemented sand in triaxial compression[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2001, **127**(10): 857 – 868.
- [286] ALVARADO G, COOP M R, WILLSON S. On the role of bond breakage due to unloading in the behaviour of weak sandstones[J]. Géotechnique, 2012, **62**(4): 303 – 316.
- [287] COOP M R, ATKINSON J H. The mechanics of cemented carbonate sands[J]. Géotechnique, 1993, **43**(1): 53 – 67.
- [288] RIOS S, DA FONSECA A V, BAUDET B A. On the shearing behaviour of an artificially cemented soil[J]. Acta Geotechnica, 2014, **9**(2): 215 – 226.
- [289] JIANG M J, ZHANG F G, THORNTON C. A simple three-dimensional distinct element modeling of the mechanical behavior of bonded sands[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2015, **39**(16): 1791 – 1820.
- [290] REDDY K R, SAXENA S K, BUDIMAN J S. Development of a true triaxial testing apparatus[J]. Geotechnical Testing Journal, 1992, **15**(2): 89 – 105.
- [291] 苗天德, 刘忠玉, 任九生. 湿陷性黄土的变形机理与本构关系[J]. 岩土工程学报, 1999, **21**(4): 383 – 387. (MIAO Tian-de, LIU Zhong-yu, REN Jiu-sheng. Deformation mechanism and constitutive relation of collapsible loess[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, **21**(4): 383-387. (in Chinese))
- [292] YANG C, CUI Y J, PEREIRA J M, et al. A constitutive model for unsaturated cemented soils under cyclic loading[J]. Computers and Geotechnics, 2008, **35**(6): 853 – 859.
- [293] MIYAZAKI K, TENMA N, AOKI K, et al. A nonlinear elastic model for triaxial compressive properties of artificial methane-hydrate-bearing sediment samples[J]. Energies, 2012, **5**(10): 4057 – 4075.
- [294] 吴二林, 韦昌富, 魏厚振, 等. 含天然气水合物沉积物损伤统计本构模型[J]. 岩土力学, 2013, **34**(1): 60 – 65. (WU Er-lin, WEI Chang-fu, WEI Hou-zhen, et al. A statistical damage constitutive model of hydrate-bearing sediments[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(1): 60 – 65. (in Chinese))

- [295] UCHIDA S, SOGA K, YAMAMOTO K. Critical state soil constitutive model for methane hydrate soil[J]. *Journal of Geophysical Research*, 2012, **117**: B03209.
- [296] ZHOU M, SOGA K, YAMAMOTO K. Upscaled anisotropic methane hydrate critical state model for turbidite hydrate - bearing sediments at East Nankai Trough[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 2018, **123**(8): 6277 – 6298.
- [297] WAN R G, GUO P J. A simple constitutive model for granular soils: modified stress-dilatancy approach[J]. *Computers and Geotechnics*, 1998, **22**(2): 109 – 133.
- [298] MASUI A, HANEDA H, OGATA Y, et al. Effects of methane hydrate formation on shear strength of synthetic methane hydrate sediments[C]//Proceedings of the 5th International Offshore, Polar Engineering Conference, 2005: 364 – 369.
- [299] BOLTON M D, GUI M W, GARNIER J, et al. Centrifuge cone penetration tests in sand[J]. *Géotechnique* 1999, **49**(4): 543 – 552.
- [300] 蒋明镜, 王新新. 不同贯入倾角下 TJ-1 模拟月壤静力触探模型箱试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(8): 1442 – 1450. (JIANG Ming-jing, WANG Xin-xin. Investigation of TJ-1 lunar soil simulant cone penetration tests by calibration chamber under different penetration angles[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, **35**(8): 1442 – 1450. (in Chinese))
- [301] 刘松玉, 邹海峰, 蔡国军, 等. 基于 CPTU 的土分类方法在港珠澳大桥中的应用[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(增刊 2): 1 – 4. (LIU Song-yu, ZOU Hai-feng, CAI Guo-jun, et al. Application of CPTU-based soil classification methods in Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2017, **39**(S2): 1 – 4. (in Chinese))
- [302] FALAGUSH O, McDOWELL G R, YU H S. Discrete element modeling of cone penetration tests incorporating particle shape and crushing[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2015, **15**(6): 04015003.
- [303] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. Discrete element modelling of deep penetration in granular soils[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2006, **30**(4): 335 – 361.
- [304] JIANG M J, HARRIS D, ZHU H H. Future continuum models for granular materials in penetration analyses[J]. *Granular Matter*, 2007, **9**: 97 – 108.
- [305] ARROYO M, BUTLANSKA J, GENZ A, et al. Cone penetration tests in a virtual calibration chamber[J]. *Géotechnique*, 2011, **61**(6): 525 – 531.
- [306] CIANTIA M O, ARROYO M, BUTLANSKA J, et al. DEM modelling of cone penetration tests in a double-porosity crushable granular material [J]. *Computers and Geotechnics*, 2016, **73**: 109 – 127.
- [307] FUNATSU T, HOSHINO T, SAWAE H, et al. Numerical analysis to better understand the mechanism of the effects of ground supports and reinforcements on the stability of tunnels using the distinct element method[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2008, **23**(5): 561 – 573.
- [308] CHEN R P, TANG L J, LING D S, et al. Face stability analysis of shallow shield tunnels in dry sandy ground using the discrete element method[J]. *Computers and Geotechnics*, 2011, **38**(2): 187 – 195.
- [309] JIANG M J, YIN Z Y. Analysis of stress redistribution in soil and earth pressure on tunnel lining using the discrete element method[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2012, **32**: 251 – 259.
- [310] JIANG M J, YIN Z Y. Influence of soil conditioning on ground deformation during longitudinal tunneling[J]. *Comptes Rendus Mécanique*, 2014, **342**(3): 189 – 197.
- [311] 郑刚, 崔涛, 姜晓婷. 砂土层中盾构隧道局部破坏引发连续破坏的机理研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(9): 1556 – 1571. (ZHENG Gang, CUI Tao, JIANG Xiao-ting. Mechanism of progressive collapse induced by partial failure of shield tunnels in sandy soil[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2015, **37**(9): 1556 – 1571. (in Chinese))
- [312] ZHANG D M, GAO C P, YIN Z Y. CFD-DEM modeling of seepage erosion around shield tunnels[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2019, **83**: 60-72.
- [313] JIANG M J, SIMA J, CUI Y J, et al. Experimental investigation of the deformation characteristics of natural loess under the stress paths in shield tunnel excavation[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2017, **17**(9): 04017079.
- [314] XIANG Y Z, LIU H L, ZHANG W G, et al. Application of transparent soil model test and DEM simulation in study of tunnel failure mechanism[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2018, **74**: 178 – 184.
- [315] FANG Y S, ISHIBASHI I. Static earth pressures with various wall movements[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, **112**(3): 317 – 333.

- [316] 徐日庆, 陈页开, 杨仲轩, 等. 刚性挡墙被动土压力模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2002, **24**(5): 569 – 575. (XU Ri-qing, CHEN Ye-kai, YANG Zhong-xuan, et al. Experimental research on the passive earth pressure acting on a rigid wall[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, **24**(5): 569 – 575. (in Chinese))
- [317] NIEDOSTATKIEWICZ M, LESNIEWSKA D, TEJCHMAN J. Experimental analysis of shear zone patterns in cohesionless for earth pressure problems using particle image velocimetry[J]. Strain, 2011, **47**: 218 – 231.
- [318] WIDULINSKI L, TEJCHMAN J, KOZICKI J, et al. Discrete simulations of shear zone patterning in sand in earth pressure problems of a retaining wall[J]. International Journal of Solids and Structures, 2011, **48**(7/8): 1191 – 1209.
- [319] JIANG M J, HE J, WANG J F, et al. Distinct simulation of earth pressure against a rigid retaining wall considering inter-particle rolling resistance in sandy backfill[J]. Granular Matter, 2014, **16**(5): 797 – 814.
- [320] NITKA M, TEJCHMAN J, KOZICKI J, et al. DEM analysis of micro-structural events within granular shear zones under passive earth pressure conditions[J]. Granular Matter, 2015, **17**(3): 325 – 343.
- [321] SHIRE T, O'SULLIVAN C, HANLEY K J, et al. Fabric and effective stress distribution in internally unstable soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, **140**(12): 04014072.
- [322] SHIRE T, O'SULLIVAN C. A network model to assess base-filter combinations[J]. Computers and Geotechnics, 2017, **84**: 117 – 128.
- [323] SKEMPTON A W, BROGAN J M. Experiments on piping in sandy gravels[J]. Géotechnique, 1994, **44**(3): 449 – 460.
- [324] SCHOLTÈS L, HICHER P Y, SIBILLE L. Multiscale approaches to describe mechanical responses induced by particle removal in granular materials[J]. Comptes Rendus Mécanique, 2010, **338**(10/11): 627 – 638.
- [325] ABDOULAYE H, OUAHBI T, TAIBI S, et al. Analysis of mechanical behaviour and internal stability of granular materials using discrete element method[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2016, **40**(12): 1712 – 1729.
- [326] KE L, TAKAHASHI A. Strength reduction of cohesionless soil due to internal erosion induced by one-dimensional upward seepage flow[J]. Soils and Foundations, 2012, **52**(4): 698 – 711.
- [327] JIANG M J, MURAKAMI A. Distinct element method analyses of idealized bonded-granulate cut slope[J]. Granular Matter, 2012, **14**(3): 393 – 410.
- [328] CROSTA G B, IMPOSIMATO S, RODDEMAN D. Numerical modeling of 2-D granular step collapse on erodible and nonerodible surface[J]. Journal of Geophysical Research: Earth Surface, 2009, **114**: F03020.
- [329] KATZ O, MORGAN J K, AHARONOV E, et al. Controls on the size and geometry of landslides: insights from discrete element numerical simulations[J]. Geomorphology, 2014, **220**: 104 – 113.
- [330] HE X, LIANG D, BOLTON M D. Run-out of cut-slope landslides: mesh-free simulations[J]. Géotechnique, 2018, **68**(1): 50 – 63.
- [331] AUSILIO E, CONTE E, DENTE G. Stability analysis of slopes reinforced with piles[J]. Computers and Geotechnics, 2001, **28**(8): 591 – 611.
- [332] ZHANG G, WANG L P, WANG Y L. Pile reinforcement mechanism of soil slopes[J]. Acta Geotechnica, 2017, **12**(5): 1035 – 1046.
- [333] XIANG B, ZHANG L M, ZHOU L R, et al. Field lateral load on slope-stabilization grouted pipe pile groups[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2015, **141**(4): 04014124.
- [334] HO I. Three-dimensional finite element analysis for soil slopes stabilisation using piles[J]. Geomechanics and Geoengineering, 2017, **12**(4): 234 – 249.
- [335] SONG Y, ZHU Y, LIU W, 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.
- [336] PANG W X, XU W Y, SUN C Y, et al. Methane hydrate dissociation experiment in a middle-sized quiescent reactor using thermal method[J]. Fuel, 2009, **88**(3): 497 – 503.
- [337] ZHANG X H, LUO D S, LU X B, et al. Mechanical properties of gas hydrate-bearing sediments during hydrate dissociation[J]. Acta Mechanica Sinica, 2018, **34**(2): 266 – 274.
- [338] JIANG M J, FU C, CUI L, et al. DEM simulations of methane hydrate exploitation by thermal recovery and depressurization methods[J]. Computers and Geotechnics, 2016, **80**(S1): 410 – 426.
- [339] LIU F, JIANG M J, ZHU F Y. 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.
- [340] JIANG M J, ZHU F Y, LIU F, et al. A bond contact model for methane hydrate - bearing sediments with interparticle cementation[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2014, **38**(17): 1823 – 1854.
- [341] CRUTCHLEY G J, MOUNTJOY J J, PECHER I A, et al. Submarine slope instabilities coincident with shallow gas hydrate systems: insights from New Zealand examples[C]// The 7th International Symposium on Submarine Mass Movements and Their Consequences. Wellington, 2016.
- [342] SUN Y, ZHANG X, WU S, et al. Relation of submarine landslide to hydrate occurrences in Baiyun Depression, South China Sea[J]. *Journal of Ocean University of China*, 2018, **17**(1): 129 – 138.
- [343] BOURIAK S, VANNESTE M, SAOUTKINE A. Inferred gas hydrates and clay diapirs near the Storegga Slide on the southern edge of the Voring Plateau, offshore Norway[J]. *Marine Geology*, 2000, **163**(1/2/3/4): 125 – 148.
- [344] ZHANG X H, LU X B, SHI Y H, et al. Centrifuge experimental study on instability of seabed stratum caused by gas hydrate dissociation[J]. *Ocean Engineering*, 2015, **105**: 1 – 9.
- [345] JIANG M J, SUN C, CROSTA G B, et al. A study of submarine steep slope failures triggered by thermal dissociation of methane hydrates using a coupled CFD-DEM approach[J]. *Engineering Geology*, 2015, **190**: 1 – 16.
- [346] MCKAY D S, CARTER J L, BOLES W W, et al. JSC-1: a new lunar soil simulant[J]. *American Society of Civil Engineers*, 1994, **2**(2): 857 – 866.
- [347] ZHENG Y C, WANG S J, OUYANG Z Y, et al. CAS-1 lunar soil simulant[J]. *Advances in Space Research*, 2009, **43**(3): 448 – 454.
- [348] JIANG M J, LI L Q, SUN Y G. Properties of TJ-1 lunar soil simulant[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2012, **25**(3): 463 – 469.
- [349] COSTES N C, COHRON G T, MOSS D C. Cone penetration resistance test-an approach to evaluating in-place strength and packing characteristics of lunar soils [C]// Proceedings of the Second Lunar Science Conference. 1971: 1973 – 1987.
- [350] MO P Q, GAO F, ZHOU G Q, et al. An experimental study on triaxial compression tests and cone penetration tests in planetary regolith simulant under low gravity fields[J/OL]. *Journal of Testing and Evaluation*, DOI: 10.1520/JTE20180005.
- [351] JIANG M J, LIU F, WANG H N, et al. Investigation of the effect of different gravity conditions on penetration mechanisms by the Distinct Element Method[J]. *Engineering Computations*, 2015, **32**(7): 2067 – 2099.
- [352] JIANG M J, XI B L, LEI H Y. Investigation of gravity effect on penetration resistance in Tongji-1 lunar regolith simulant by centrifuge tests[J]. *Advances in Space Research*, 2018, **62**(5): 945 – 956.
- [353] PERKINS S W, MADSON C R. Mechanical and load-settlement characteristics of two lunar soil simulants[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 1996, **9**(1): 1 – 9.
- [354] JIANG M J, XI B L, DE BLASIO F V, et al. Physical model tests of the bearing behavior of Tongji-1 lunar soil simulant[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2018, **32**(2): 04018150.
- [355] KOBAYASHI T, OCHIAI H, SUYAMA Y, et al. Bearing capacity of shallow foundations in a low gravity environment[J]. *Soils and Foundations*, 2009, **49**(1): 115 – 134.
- [356] LEE H R, PARK H J, KIM D S. Bearing capacity of shallow footings in simulated lunar environments using centrifuge tests[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2018, **144**(7): 04018042.
- [357] JIANG M J, DAI Y S, CUI L, et al. Soil mechanics-based testbed setup for lunar rover wheel and corresponding experimental investigations[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2017, **30**(6): 06017005.
- [358] KOBAYASHI T, FUJIWARA Y, YAMAKAWA J, et al. Mobility performance of a rigid wheel in low gravity environments[J]. *Journal of Terramechanics*, 2010, **47**(4): 261 – 274.
- [359] NAKASHIMA H, KOBAYASHI T. Effects of gravity on rigid rover wheel sinkage and motion resistance assessed using two-dimensional discrete element method[J]. *Journal of Terramechanics*, 2014, **53**: 37 – 45.
- [360] SKONIECZNY K, WETTERGREEN D S, WHITTAKER W L R. Advantages of continuous excavation in lightweight planetary robotic operations[J]. *The International Journal of Robotics Research*, 2016, **35**(9): 1121 – 1139.
- [361] ZACNY K, CRAFT J, HEDLUND M, et al. Novel approaches to drilling and excavation on the moon[C]// American Institute of Aeronautics and Astronautics, SPACE

- 2009 Conference and Exposition, 2009: 6431.
- [362] 蒋明镜, 奚邦禄, 申志福, 等. 月壤水平开挖推剪阻力影响因素离散元数值分析[J]. 岩土力学, 2016, 37(1): 229 - 236. (JIANG Ming-jing, XI Bang-lu, SHEN Zhi-fu, et al. Discrete element numerical analysis of factors affecting horizontal pushing resistance in lunar ground excavation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(1): 229 - 236. (in Chinese))
- [363] BOLES W W, SCOTT W D, CONNOLLY J F. Excavation forces in reduced gravity environment[J]. Journal of Aerospace Engineering, 1997, 10(2): 99 - 103.
- [364] JIANG M J, XI B L, ARROYO M, et al. DEM simulation of soil-tool interaction under extraterrestrial environmental effects[J]. Journal of Terramechanics, 2017, 71: 1 - 13.
- [365] SCAIONI M, YORDANOV V, BRUNETTI M T, et al. Recognition of landslides in lunar impact craters[J]. European Journal of Remote Sensing, 2017, 51(1): 47 - 61.
- [366] ZHENG H, HUANG Y. Model tests on flow slide of lunar regolith simulant[J]. Environmental Earth Sciences, 2015, 73(8): 4853 - 4859.
- [367] 蒋明镜, 廖优斌, 陈有亮, 等. 三种环境下月壤削坡试验离散元分析 [J/OL]. 郑州大学学报(理学版), DOI: 10.13705/j.issn.1671-6841.2017369. (JIANG Ming-jing, LIAO You-bin, CHEN You-liang, et al. Distinct element analysis of the lunar soil cut slope test under three environmental conditions[J/OL]. Journal of Zhengzhou University (Natural Science Edition), DOI: 10.13705/j.issn. 1671-6841.2017369. (in Chinese))
- [368] CIANTIA M O, CASTELLANZA R, Di PRISCO C. Experimental study on the water-induced weakening of calcarenites[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, 48(2): 441 - 461.
- [369] LIM S S, MARTIN C D, ÅKESSON U. In-situ stress and microcracking in granite cores with depth[J]. Engineering Geology, 2012, 147-148: 1 - 13.
- [370] 石根华. 数值流形方法与非连续变形分析[M]. 裴觉民, 译. 北京: 清华大学出版社, 1997. (SHI Gen-hua. Numerical manifold method and discontinuous deformation analysis[M]. PEI Jue-min, Tran. Beijing: Tsinghua University Press, 1997. (in Chinese))
- [371] TANG C A. Numerical simulation of progressive rock failure and associated seismicity[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, 34(2): 249 - 261.
- [372] ZHOU X P, BI J, QIAN Q H. Numerical simulation of crack growth and coalescence in rock-like materials containing multiple pre-existing flaws[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, 48(3): 1097 - 1114.
- [373] ZHAO G F, FANG J N, ZHAO J. A 3D distinct lattice spring model for elasticity and dynamic failure[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2011, 35(8): 859 - 885.
- [374] ZHANG Q, ZHU H H, ZHANG L. Studying the effect of non-spherical micro-particles on Hoek-Brown strength parameter m_i using numerical true triaxial compressive tests[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2015, 39(1): 96 - 114.
- [375] BOBET A, EINSTEIN H H. Fracture coalescence in rock-type material under uniaxial and biaxial compression[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1998, 35(7): 863 - 888.
- [376] WONG L N Y, EINSTEIN H H. Crack coalescence in molded gypsum and carrara marble: Part 1 macroscopic observations and interpretation[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2009, 42(3): 475 - 511.
- [377] YANG S Q, HUANG Y H. An experimental study on deformation and failure mechanical behavior of granite containing a single fissure under different confining pressures[J]. Environmental Earth Sciences, 2017, 76(10): 364.
- [378] WONG R H C, CHAU K T. Crack coalescence in a rock-like material containing two cracks[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1998, 35(2): 147 - 164.
- [379] YANG S Q, JING H W, HUANG Y H, et al. Fracture mechanical behavior of red sandstone containing a single fissure and two parallel fissures after exposure to different high temperature treatments[J]. Journal of Structural Geology, 2014, 69(Part A): 245 - 264.
- [380] TANG C A, LIN P, WONG R H C, et al. Analysis of crack coalescence in rock-like materials containing three flaws: Part II numerical approach[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2001, 38(7): 925 - 939.
- [381] WU Z J, WONG L N Y. Frictional crack initiation and propagation analysis using the numerical manifold method[J]. Computers and Geotechnics, 2012, 39: 38 - 53.
- [382] LEE H, JEON S. An experimental and numerical study of fracture coalescence in pre-cracked specimens under uniaxial

- compression[J]. International Journal of Solids and Structures, 2011, **48**(6): 979 - 999.
- [383] ZHANG X P, WONG L N Y. Cracking processes in rock-like material containing a single flaw under uniaxial compression: a numerical study based on parallel bonded-particle model approach[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012, **45**(5): 711 - 737.
- [384] BAHADDINI M, SHARROCK G, HEBBLEWHITE B K. Numerical investigation of the effect of joint geometrical parameters on the mechanical properties of a non-persistent jointed rock mass under uniaxial compression[J]. Computers and Geotechnics, 2013, **49**: 206 - 225.
- [385] HUANG Y H, YANG S Q, ZHAO J. Three-dimensional numerical simulation on triaxial failure mechanical behavior of rock-like specimen containing two unparallel fissures[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, **49**(12): 4711 - 4729.
- [386] WU S C, XU X L. A study of three intrinsic problems of the classic discrete element method using flat-joint model[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, **49**(5): 1813 - 1830.
- [387] JIANG M J, SUN C, RODRIGUEZ-DONO A, et al. Influence of time-dependence on failure of echelon rock joints through a novel DEM model[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2015, **19**(S1): 108 - 118.
- [388] JIANG M J, LIU J, CROSTA G B, et al. DEM analysis of the effect of joint geometry on the shear behavior of rocks[J]. Comptes Rendus Mécanique, 2017, **345**(11): 779 - 796.
- [389] SUN Z, ESPINOZA D N, BALHOFF M T. Reservoir rock chemo-mechanical alteration quantified by triaxial tests and implications to fracture reactivation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2018, **106**: 250 - 258.
- [390] SHI Z M, JIANG T, JIANG M J, et al. DEM investigation of weathered rocks using a novel bond contact model[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2015, **7**(3): 327 - 336.
- [391] JIANG M J, LIU W W, LIAO Z W. A novel rock contact model considering water softening and chemical weathering effect[C]// Proceedings of the 7th International Conference on Discrete Element Methods. Singapore, 2017: 455 - 463.
- [392] JIANG M J, LIAO Z W, ZHANG N, et al. Discrete element analysis of chemical weathering on rock[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2015, **19**(S1): 15 - 28.
- [393] 廖兆文. 水软化-化学风化作用下岩石劣化微观机理及岩质边坡稳定性离散元分析[D]. 上海: 同济大学, 2015. (LIAO Zhao-wen. DEM analysis of the micro-mechanical degradation behavior of water softening and chemical weathering on the rock and stability of rock slope[D]. Shanghai: Tongji University, 2015. (in Chinese))
- [394] WAGNER H, SCHÜMANN E H R. The stamp-load bearing strength of rock an experimental and theoretical investigation[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 1971, **3**(4): 185 - 207.
- [395] COPUR H, OZDEMIR L, ROSTAMI J. Roadheader applications in mining and tunnelling[J]. Mining Engineering, 1998, **50**(3): 38 - 42.
- [396] YANG H, LIU J, LIU B. Investigation on the cracking character of jointed rock mass beneath TBM disc cutter[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, **51**(4): 1263 - 1277.
- [397] ROXBOROUGH F F, PHILLIPS H R. Rock excavation by disc cutter[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1975, **12**(12): 361 - 366.
- [398] GERTSCH R, GERTSCH L, ROSTAMI J. Disc cutting tests in Colorado Red Granite: implications for TBM performance prediction[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2007, **44**(2): 238 - 246.
- [399] CHO J W, JEON S, JEONG H Y, et al. Evaluation of cutting efficiency during TBM disc cutter excavation within a Korean granitic rock using linear-cutting-machine testing and photogrammetric measurement[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2013, **35**: 37 - 54.
- [400] GONG Q M, ZHAO J, JIAO Y Y. Numerical modeling of the effects of joint orientation on rock fragmentation by TBM cutters[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2005, **20**(2): 183 - 191.
- [401] MOON T, OH J. A study of optimal rock-cutting conditions for hard rock TBM using the discrete element method[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012, **45**(5): 837 - 849.
- [402] HUANG H, DETOURNAY E. Discrete element modeling of tool - rock interaction: II rock indentation[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2013, **37**(13): 1930 - 1947.

- [403] ZHOU X P, ZHAI S F, BI J. Two-dimensional numerical simulation of rock fragmentation by TBM cutting tools in mixed-face ground[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, **18**(3):06018004.
- [404] CHANG S H, CHOI S W, BAE G J, et al. Performance prediction of TBM disc cutting on granitic rock by the linear cutting test[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2006, **21**(3/4): 271.
- [405] BEJARI H, HAMIDI J K. Simultaneous effects of joint spacing and orientation on TBM cutting efficiency in jointed rock masses[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2013, **46**(4): 897 – 907.
- [406] MA H, YIN L, JI H. Numerical study of the effect of confining stress on rock fragmentation by TBM cutters[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2011, **48**(6): 1021 – 1033.
- [407] YIN L J, GONG Q M, MA H S, et al. Use of indentation tests to study the influence of confining stress on rock fragmentation by a TBM cutter[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2014, **72**: 261 – 276.
- [408] PAN Y C, LIU Q S, LIU J P, et al. Full-scale linear cutting tests in Chongqing sandstone to study the influence of confining stress on rock cutting forces by TBM disc cutter[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, **51**(6): 1697 – 1713.
- [409] LIU J, WANG J. The effect of indentation sequence on rock breakages: a study based on laboratory and numerical tests[J]. Comptes Rendus Mécanique, 2018, **346**(1): 26 – 38.
- [410] JIANG M J, TAN Y F O, ZHANG F G, et al. Distinct element modeling of rock fragmentation by TBM cutter[J/OL]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, DOI: 10.1080/19648189.2018.1498396.
- [411] JIANG M J, LIAO Y W, WANG H N, et al. Distinct element method analysis of jointed rock fragmentation induced by TBM cutting[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2017, **22**(S1): 1 – 20.
- [412] 廖优斌. 深部复合地层下 TBM 破岩过程及隧道开挖离散元分析[D]. 上海: 上海理工大学, 2018. (LIAO You-bin. DEM investigation on the mixed rock fragmentation mechanism under TBM driving and the stability evolution of deeply-situated mixed rock mass after TBM excavation[D]. Shanghai: University of Shanghai for Science and Technology, 2018. (in Chinese))
- [413] GOODMAN R E, BRAY J W. Toppling of rock slopes[C]// Proceeding of the Specialty Conference on Rock Engineering for Foundations and Slopes. Colorado, 1976: 201 – 233.
- [414] LIAN J J, LI Q, DENG X F, et al. A Numerical study on toppling failure of a jointed rock slope by using the distinct lattice spring model[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, **51**(2): 513 – 530.
- [415] JAEGER J C. Friction of rocks and stability of rock slopes[J]. Géotechnique, 1971, **21**(2): 97 – 134.
- [416] WONG L N Y, WU Z. Application of the numerical manifold method to model progressive failure in rock slopes[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, **119**(3): 1 – 20.
- [417] ZHAO Z H, GUO T C, NING Z Y, et al. Numerical modeling of stability of fractured reservoir bank slopes subjected to water–rock interactions[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2017, **51**(8): 2517 – 2531.
- [418] CHEN Z Y, GONG W J, MA G W, et al. Comparisons between centrifuge and numerical modeling results for slope toppling failure[J]. Science China Technological Sciences, 2015, **58**(9): 1497 – 1508.
- [419] 刘 筏. 岩质边坡稳定极限平衡分析法与离散元法对比研究[D]. 南京: 河海大学, 2017. (LIU Sun. Analysis of rock slope stability with limit equilibrium method and distinct element method[D]. Nanjing: Hohai University, 2017. (in Chinese))
- [420] ZHANG N, HE M, ZHANG B, et al. Pore structure characteristics and permeability of deep sedimentary rocks determined by mercury intrusion porosimetry[J]. Journal of Earth Science, 2016, **27**(4): 670 – 676.