

不同温度及围压作用下冻土三轴应力应变关系研究

邓楚涵¹ 钟帅¹ 王瑞坤¹ 通讯作者 冯双喜¹ 刘永超²

1 天津大学, 天津市, 300354;

2 天津建城基业集团有限公司, 天津市, 300301;

摘要: 高寒地区冻土强度较高, 常导致等厚度水泥土地下连续墙施工过程中出现埋钻卡钻、刀具磨损等问题, 因此, 亟需对冻土的力学特性进行深入研究。本文结合室内温控三轴试验与离散元模拟, 揭示了不同温度及围压作用下冻土的应力应变关系和宏观破坏特征。研究结果表明: 冻土刚度及峰值偏应力随围压增大而增大。0℃时, 较小围压条件下冻土呈轻微应变软化特征, 而较高围压下冻土因压融效应, 孔隙冰转化为孔隙水, 导致冰-砂颗粒间的咬合作用减弱, 冻土主要通过克服颗粒间的摩擦作用发生破坏, 整体呈剪缩趋势, 表现为应变硬化特征。-15℃时, 冻土首先发生孔隙冰脆性断裂, 随后孔隙冰-砂重组咬合作用失效, 表现为双峰破坏与应变软化特征。上述研究成果可为高寒地区地下连续墙的设计和施工提供可靠的理论基础。

关键词: 冻土; 应力应变关系; 颗粒摩擦; 咬合作用; 压融效应

DOI: 10.69979/3029-2727.25.08.050

引言

TRD工法(Trench cutting Re-mixing Deep wall method)是地下连续墙施工的一种常用技术, 该技术是将切割箱插入地下进行纵向切割、横向推进成槽, 同时注入水泥浆与原状地基土充分混合搅拌, 在地下形成等厚度连续墙的一种施工工艺, 主要应用在各类工程的基础加固、防渗处理等方面。而在高寒地区进行TRD工法施工时, 冻土的高强度常导致埋钻卡钻、切割土层的刀具磨损严重等问题^[1]。这些问题不仅延缓施工工期、增加施工成本, 还显著降低施工质量, 影响工程的整体安全性和稳定性^[2-3], 为工程建设带来了更加严峻的挑战。因此, 深入研究高寒地区冻土的物理力学特性, 对于优化施工技术、保障工程质量、降低建设成本具有重要的指导意义^[4-5]。

学术界多采用室内试验研究冻土的力学特性。与常温土体相比, 冻土的显著特点在于土颗粒被孔隙冰胶结, 外荷载主要由土颗粒与孔隙冰共同承担^[6]。因此, 影响土体力学特性的因素, 主要包括温度、围压、含水率、加载速率等^[7-9], 均会对冻土的受力与变形特性产生影响。已有研究表明, 上述因素中温度对冻土力学特性影响最为显著^[10]。温度会改变冰的硬脆性和粘聚力^[11-12], 进而影响冻土的力学特性。Zhao等^[13]通过三轴压缩试验, 研究了在试样垂直方向施加不同温度梯度对人工冻结饱和黏土变形行为的影响, 指出冻土的弹性模量和峰值应力随着温度梯度的增加而降低。Ma等^[14]和Li等^[15]进一步研究了冻土在不同负温条件下的力学响应机制, 发现

冻土的强度随温度降低而显著增大, 这些研究涵盖了-2℃至-15℃的不同负温条件, 但并未对0℃条件下的冻土力学特性开展研究, 冰点条件下孔隙冰和孔隙水的混合状态对冻土力学特性的影响尚不清晰。因此, 本研究拟对冻土在冰点及负温条件下的力学响应规律开展研究, 进一步分析孔隙冰对冻土宏观力学特性的影响机制。

现有对冻土力学特性的研究中, 围压也是一个重要影响因素^[16]。Luo等^[17]指出对某一负温条件下的冻土, 围压的增大使冻土中裂缝与孔隙的发展受到限制, 并增大了颗粒间的摩擦力, 从而提高冻土的抗剪强度。而Jensberger^[18]和Yang等^[19]研究了高围压下冻土的压融现象, 指出线性摩尔-库伦定律不适用于描述冻土在高围压下的力学性质, 冻土的强度随围压增大先增大后减小。因此, 现有关于冻土力学特性与试样围压关系的研究仍未形成一致的结论, 有待进一步深入探讨。同时, 这些研究多针对深部冻土工程开展, 试验围压一般都大于1MPa, 而高寒地区的天然浅层冻土受低围压, 一般在0~1MPa之间。孙星亮等^[20]研究了低围压下冻土的变形性能及力学指标, 指出在低围压下冻土抗剪强度与围压呈线性关系, 围压的增大使冻土的塑性变形能力增强。然而, 该研究基于未固结的冻土样本进行试验, 未考虑固结压力对冻土的影响。而Lei等^[21]指出固结压力会影响冻土中孔隙冰的形态, 从而显著影响冻土的力学性能。因此, 亟需对低围压下考虑固结压力影响的冻土力学性能开展研究。

此外, 学术界采用数值模拟方法对冻土力学特性进

行研究。首先,李栋伟等^[22]和刘佳琳^[23]采用有限元法模拟了三轴压缩条件下冻土的宏观应力-应变关系,分析了有限元各项力学参数对含水率、温度及围压的敏感性,指出温度对冻土应力应变关系的影响最显著。然而,外荷载作用下冻土宏观力学特性变化来源于其内部细观结构和传力网络的变化,这使得基于连续介质理论的有限元法无法准确模拟冻土力学特性研究过程中的强度与变形非线性和不连续等问题^[24]。尹楠等^[25]和袁伟等^[26]基于非连续介质理论,开展离散元数值模拟研究,并对比分析了模拟结果与室内试验结果,验证了数值模型的有效性。然而,现有冻土离散元数值模拟仍较少,冻土细观结构对力学特性的影响研究仍不完善,因此本研究基于离散元法对冻土的细观变化机理开展进一步研究。

本研究以哈尔滨市某棚改项目为工程背景,该项目施工过程中需在冬季寒冷气温下进行 TRD 工法施工^[1]。在施工过程中,由于冻土强度远高于常温土体,切割刀具及链条磨损严重,在切割过程中容易造成箱体倾斜,

进而发生卡钻、埋钻事故。因此,亟需对高寒环境下浅层冻土的力学特性开展研究。本文结合室内试验与数值模拟方法,对负温及冰点条件下冻土进行三轴压缩试验,揭示孔隙冰对冻土力学特性的影响。并在此基础上进一步开展离散元数值模拟试验,分析冻土在三轴压缩试验中的细观变化规律,从细观角度揭示冻土的加载破坏模式。研究成果可为高寒地区地下连续墙的设计和施工提供可靠的理论依据。

1 温控三轴试验

1.1 试验材料

本研究针对冻结砂土开展室内试验和数值模拟工作。试验用砂采用 Hostun 标准砂^[27-28],土样的基本物理性质指标如表 1 所示,级配曲线如图 1 所示^[29]。根据《土工试验方法标准》(GBT 50123—2019)^[30],将 Hostun 标准砂烘干测得其含水率为 0.02%,可视为含水率为 0。

表 1 Hostun 砂基本力学参数

| 土样分类 | 不均匀系数 Cu | 曲率系数 Cc | 平均粒径 d50/mm | 最小孔隙比 emin | 最大孔隙比 emax | 比重 Gs |
|------|----------|---------|-------------|------------|------------|-------|
| 砂土 | 1.43 | 1.03 | 0.356 | 0.555 | 1.010 | 2.65 |

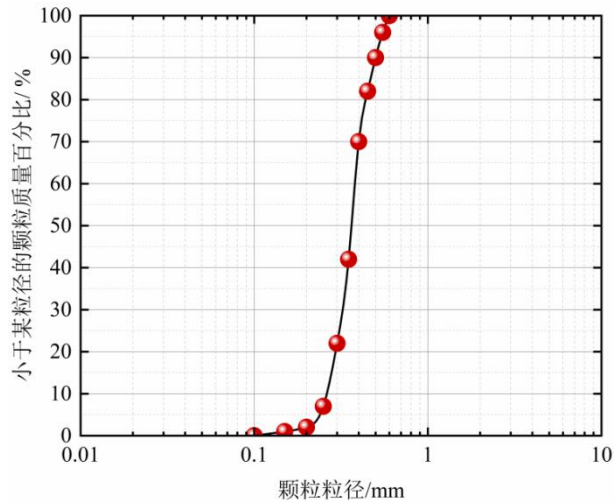


图 1 Hostun 砂颗粒级配曲线

1.2 试验方案

本研究采用 CU 试验(固结不排水三轴试验)。试样采用分层夯实法制备成 $\Phi 39.1\text{mm} \times 80\text{mm}$ 圆柱体,试样相对密实度为 50%。哈尔滨市的最低月平均气温可达 -15.8°C ^[31],故本研究试验温度取 15°C 、 0°C 、 -15°C 三个等级。本研究工程背景采用 700 mm 等厚 TRD 水泥土搅拌墙做止水帷幕,水泥土搅拌墙顶标高 -1.8 m ,底标高 -40.8 m ,有效墙深 39 m,属于浅层冻土施工作业,土层应力状态较小,故本研究取 80kPa、240kPa、400kPa 三个围压等级,分别对应土层深度 5m、15m、25m 的平均有效应力状态,均在本研究工程施工对应的地层深度范围内。试验考虑了固结压力对冻土的影响,均采用先等压固结后冻结再剪切的试验步骤,轴向应变加载速率为 $0.1\%/ \text{min}$ 。试验方案如表 2 所示。

表 2 温控三轴试验方案

| 试验组 | 试验类型 | 温度/ $^\circ\text{C}$ | 围压/kPa |
|-----|--|----------------------|--------|
| 1 | 固结不排水试验 (首先进行等压固结,随后控制温度至目标温度并保持 24h) | 15 | 80 |
| 2 | | | 240 |
| 3 | | | 400 |
| 4 | | 0 | 80 |
| 5 | | | 240 |
| 6 | | | 400 |
| 7 | | -15 | 80 |
| 8 | | | 240 |
| 9 | | | 400 |

1.3 试验步骤

试采用 GDS 改进的温控三轴试验装置,如图 2 所示。该设备由加载系统、温度控制系统和计算机数据采集系统组成,可在压力室内对土进行冻结,并进行三轴压缩试验。其中,温控系统主要由 Julabo 公司生产的加热制冷循环浴槽及相应的循环管路组成,可控温度为 $-30\sim 80^{\circ}\text{C}$,精度为 $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ 。加载系统主要由压力室、围压控制器、反压控制器和加载架等部分组成,压力室内的加压液体采用硅油,围压、反压控制范围为 $0\sim 3\text{MPa}$,精度为 0.1% ;静态加载范围为 $\pm 64\text{kN}$,精度为 1% ;最大轴向位移为 50mm ,精度为 0.1% 。

具体的操作步骤如下:

装样阶段:在压力室底座上套上乳胶膜,称量五份

等重砂土试样,采用分层夯实法制备砂土试样,安装压力室外罩,向压力室内注入常温乙二醇防冻液。

饱和阶段:采用反压饱和法与 CO_2 饱和法进行试样饱和。

(3) 加压固结阶段:打开排水阀,施加围压至试验围压,进行等向固结,待排水量基本稳定后,关闭排水阀。

(4) 降温阶段:通过温度控制系统对试样进行降温,降温过程中保持围压不变,待试样到达指定温度后,恒温保持 24h ,以使试样内部温度均匀。

(5) 加载剪切阶段:缓慢抬升压力室底座至试样与轴向压杆接触(此时轴力较小)。以剪切速度 $0.1\%/ \text{min}$ 进行剪切,加载至轴向应变达到 8% 后停止试验。



图 2 温控三轴装置图

2 试验结果与分析

图 3 为 15°C 和 -15°C 条件下试样的偏应力-轴向应变曲线图,图 4 为试样试验前后对比图。在 -15°C 条件下,随着围压的增加偏应力曲线斜率增大,冻结砂土的刚度逐渐提高,同一围压下冻结砂土的刚度显著高于常温砂土。这是由于围压增大导致砂土颗粒排列更加紧密,颗粒间摩擦作用显著增强,从而提升了材料的整体刚性,且相较于常温砂土,冻结砂土中孔隙冰的存在进一步提高了试样刚度。

如图 3 所示,在不同围压条件下,冻结砂土偏应力-轴向应变曲线表现出一致的变化趋势,呈现明显的双峰特征,其中第一峰值高于第二峰值,应力-应变曲线在达到峰值后均出现应变软化现象。

冻结砂土在轴向应变 $0.3\% - 0.6\%$ 区间出现第一个偏应力峰值, 80kPa 、 240kPa 、 400kPa 围压下峰值偏应力较常温砂土分别提升 215% 、 475% 、 493% 。第一个峰值

的产生源于初始加载阶段孔隙冰的结构完整性,使其抗剪强度得以充分发挥,与土颗粒共同承担轴向荷载,导致偏应力迅速上升至第一个峰值。达到该峰值后,孔隙冰发生脆性破坏,其结构完整性受损,冻结砂土的承载能力显著下降,偏应力随之下降。

冻结砂土在轴向应变 $0.9\% - 1.8\%$ 区间形成第二个偏应力峰值。第二个峰值的形成是由于孔隙冰破碎后,冰颗粒与土颗粒混合形成致密的复合结构,相较于纯土颗粒排布,显著增强了颗粒间的摩擦力及咬合作用,且孔隙冰对土颗粒具有显著的胶结作用。在这一阶段,轴向荷载尚未充分动员复合结构的峰值偏应力,因而偏应力再次上升并形成第二个峰值。然而,达到第二峰值后,复合结构的咬合作用达到极限。随着应变继续增加,试样进入应变软化阶段,偏应力逐渐降低。孔隙冰的胶结作用和孔隙冰-砂土复合结构的咬合作用逐步被破坏,局部区域开始发生滑移,剪切带逐渐形成并扩展,破坏机制由冰-砂颗粒的咬合作用主导逐步转变为颗粒摩擦

作用主导,最终试样形成明显的剪切破坏面,如图4所示。

最终,土体强度退化至残余抗剪强度,主要依赖颗粒间的摩擦作用。与常温砂土相比,冻结砂土由于孔隙冰的胶结作用残余强度更高。此外,随着围压的增加,应变软化阶段的曲线斜率增大,反映出高围压下持续剪切时,孔隙冰颗粒因应力集中发生棱角破碎,破碎后颗粒表面趋于光滑,孔隙冰胶结作用和颗粒间咬合作用减弱,从而呈现更显著的应变软化趋势。

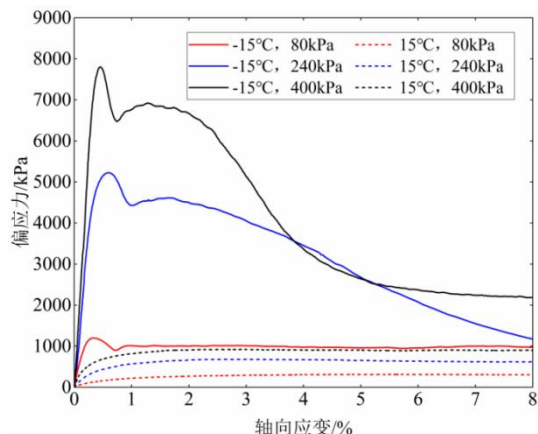


图3 偏应力-轴向应变 $q-\varepsilon$ 1 曲线图 (-15°C 、 15°C)

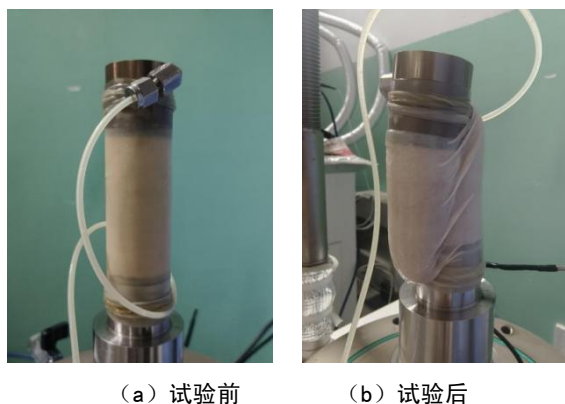


图4 -15°C 条件下试样试验前后对比图

图5为 15°C 和 0°C 条件下试样的偏应力-轴向应变曲线图,图6为试样试验前后对比图。在 15°C 常温条件下,砂土试样的偏应力随轴向应变持续增加并最终趋于稳定,表现出明显的应变硬化特性。这表明试样在剪切过程中呈现剪缩趋势,接触面积显著增大,颗粒间摩擦作用增强,试样破坏时未形成明显的剪切带,如图6所示。随着围压的增大,偏应力曲线的斜率增大,表明围压的增加提高了颗粒间的摩擦作用,从而提升试样的刚度。

相较于 15°C 常温砂土, 0°C 条件下砂土的应力-应变行为随围压变化有所不同。当围压为80 kPa时,偏应

力曲线表现出应变软化特征。然而,当围压增至240 kPa和400 kPa时,试样的力学行为表现出与 15°C 常温下相似的应变硬化特征。这是由于在80 kPa低围压下, 0°C 时部分孔隙水冻结形成冰-水混合物,但其结构完整性远不及 -15°C 条件下的冻结砂土试样,对土颗粒的胶结和咬合作用有限,偏应力曲线表现出轻微的应变软化趋势。而在240 kPa和400 kPa高围压下,根据贾海梁等^[32]的研究,冻结砂土存在显著的压融效应,且围压越高该效应越强。 0°C 条件下高围压引发的压融效应导致孔隙水含量增加、孔隙冰含量减少,显著削弱了孔隙冰对土颗粒的胶结和咬合作用,试样的力学特性趋近于常温砂土,呈现应变硬化特征。此外,刚度变化也印证了压融效应的影响:在 0°C 条件下,80 kPa和240 kPa围压时,由于孔隙冰的存在,试样刚度较 15°C 常温砂土仍有不同程度的提升。但值得注意的是,在400 kPa围压时,试样刚度反而低于 15°C 常温砂土。这表明在 0°C 和400 kPa条件下,压融效应更为剧烈,孔隙冰进一步转化为孔隙水,致使总体积减小,最终导致试样刚度低于常温状态。

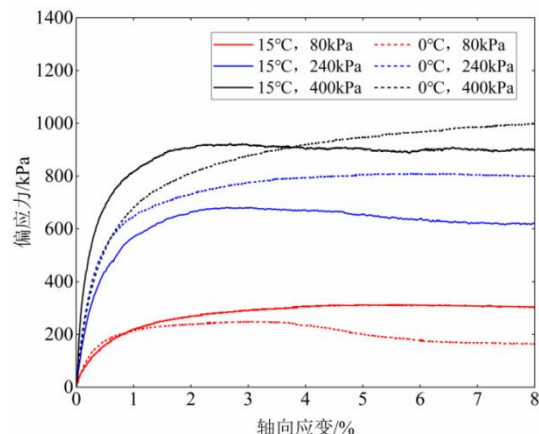


图5 偏应力-轴向应变 $q-\varepsilon$ 1 曲线图 (15°C 、 0°C)



图6 15°C 条件下试样试验前后对比图

图7对比了 15°C 和 -15°C 条件下试样的应力比(q/σ_3)

p') 与剪应变 (γ) 的关系。在 -15°C 低温条件下, 当剪应变 γ 小于 0.5% 时, 应力比 q/p' 快速上升, 曲线斜率显著高于 15°C 条件下的三组实验曲线。而在同一温度下, 应力比曲线的斜率均随着围压的增大而减小。随着剪应变的继续增加, 应力比曲线逐渐稳定于峰值应力比, 且冻结砂土的峰值应力比显著高于常温砂土。这反映了孔隙冰在低温下的高抗剪强度, 与砂土颗粒共同承担轴向荷载, 显著增强了试样的刚度和峰值强度。在 15°C 常温条件下, 三组试验的应力比曲线均呈现显著的应变硬化特性。随围压增加, 峰值应力比减小。这是由于随着围压增大砂土剪胀角减小^[33], 峰值应力比降低。

图 8 对比了 15°C 和 0°C 条件下试样的应力比 (q/p') 与剪应变 (γ) 的关系, 0°C 冰点条件下的应力比曲线与 15°C 常温条件呈现出相似的应变硬化特征, 应力比曲线的斜率均随着围压的增大而减小, 峰值应力比较为接近。这表明冰点条件下孔隙水与孔隙冰混合存在, 尚未形成与 -15°C 条件下相同的稳定状态, 并未充分发挥孔隙冰的抗剪强度, 使得试样的力学响应更接近常温砂土的行为。

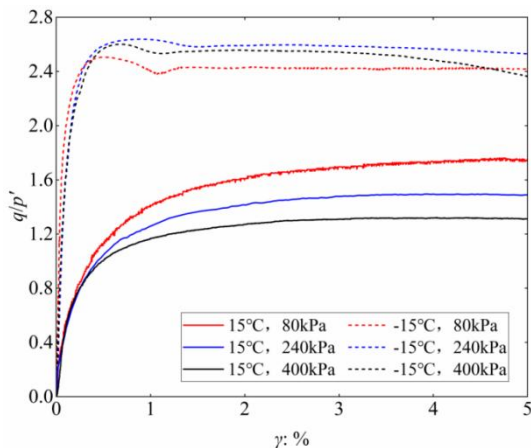


图 7 $q/p' - \gamma$ 关系曲线图 (15°C 、 -15°C)

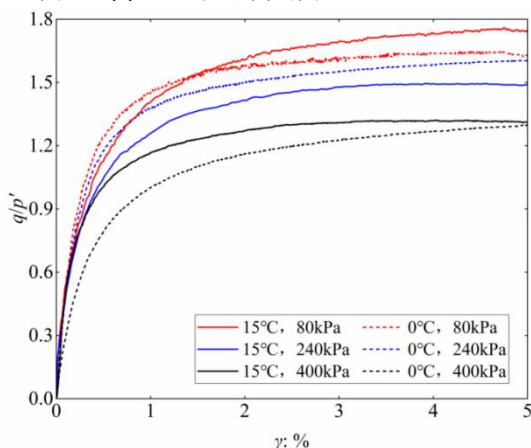


图 8 $q/p' - \gamma$ 关系曲线图 (15°C 、 0°C)

3 冻结砂土离散元数值模拟研究

3.1 三轴试验离散元数值模型建立

基于冻结砂土室内温控三轴试验, 采用 PFC2D 软件对冻结砂土与常温砂土进行离散元数值模拟。模拟试样的几何尺寸与室内试验保持一致, 高度为 80 mm , 直径为 39.1 mm , 为实现砂土密实度为 50% , 初始孔隙比设定为 0.3 ^[34]。试验过程首先施加围压进行固结, 随后以 $0.1\text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 的剪切速率进行轴向加载, 直至轴向应变达到 8% 。通过该数值模拟方法, 可有效捕捉砂土在不同温度和围压条件下的力学特性及其细观变化机制。

(1) 试样几何与边界设定: 构建与室内试验一致的试样几何模型, 定义 4 道刚性墙体, 形成高度为 80 mm 、直径为 39.1 mm 的圆柱形试样空间, 用于后续加载模拟。墙体作为边界条件, 为颗粒集合体提供约束和加载界面。

(2) 颗粒集合体生成与压密: 在设定墙体范围内, 根据试验相同的级配分布和粒径大小, 按随机分布规律生成初始颗粒集合体, 并通过数值压密形成稳定结构 (初始孔隙比为 0.3)。

(3) 细观特性参数赋值: 冰的胶结作用是冻土力学性质的核心组成部分, 对其力学行为具有重要影响。为准确描述冻土颗粒间因冰胶结作用而形成的本构特性, 采用线性平行黏结模型^[26]对 -15°C 冻结砂土进行数值模拟, 如图 9 所示; 15°C 常温砂土仅具有颗粒间摩擦作用, 因此采用线性接触模型进行模拟^[35], 如图 10 所示。由于离散元模拟无法考虑相变, 且无法确定 0°C 条件下试样中孔隙冰与孔隙水的比例, 本文未对 0°C 冻结砂土进行模拟研究。

(4) 等向固结模拟: 通过控制两侧及顶底墙体运动, 使试样应力状态达到等向固结条件 ($\sigma_x' = \sigma_y' = \sigma_z'$), 其中 σ_x' 、 σ_y' 代表围压, σ_z' 代表轴向压力, 模拟室内试验固结阶段。

(5) 轴向加载与应力-应变计算: 固结后, 通过上、下墙体相向移动施加轴向加载, 模拟三轴压缩。PFC2D 通过计算墙体与颗粒接触力及墙体位置变化, 获取试样在加载过程中的应力-应变数据, 表征试样的宏观力学响应。

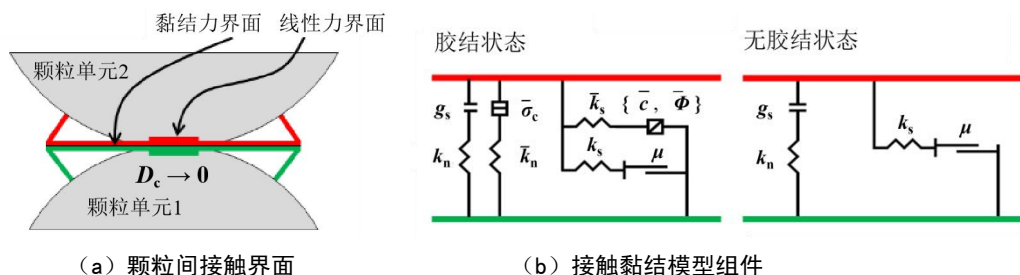


图9 平行黏结模型本构关系图

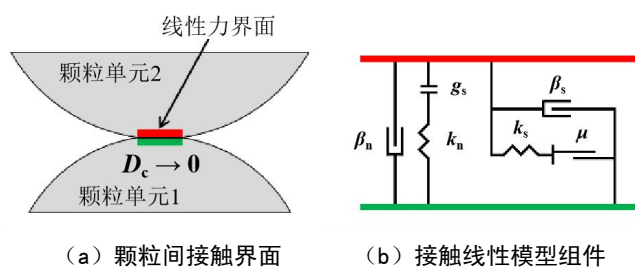


图10 线性接触模型本构关系图

离散元数值模拟方法通过模拟颗粒集合体间的细观相互作用来表征材料的宏观力学行为，其显著特点是无需构建复杂的本构关系，从而区别于传统的连续介质方法。然而，该方法的细观接触模型参数（如法向/切向刚度系数、摩擦系数等）与宏观力学响应之间缺乏明确的数学映射关系，无法直接利用室内试验获得的宏观力学参数进行模型参数化。因此，本文采用逆向标定策

略，逐步调整颗粒接触模型的细观参数组合（包括法向/切向刚度系数、摩擦系数等），直至数值模拟得到的应力-应变曲线接近室内试验结果，此时可视为数值模拟与室内试验宏观力学特性相符。通过上述参数标定工作，可确定不同试验条件下各模型的细观参数，如表3所示。

表3 离散元模型基本参数

| 温度/℃ | 围压/kPa | 线性组刚度 | | 黏结组刚度 | | 黏结组强度 | | 摩擦系数 |
|------|--------|----------|-----|----------|-----|----------|----------|------|
| | | 接触模量/GPa | 刚度比 | 接触模量/GPa | 刚度比 | 抗拉强度/MPa | 黏结强度/MPa | |
| 15 | 80 | 3.0 | 2.0 | - | - | - | - | 1.0 |
| | 240 | 5.5 | 2.0 | - | - | - | - | 1.0 |
| | 400 | 8.0 | 2.0 | - | - | - | - | 1.0 |
| -15 | 80 | 0.7 | 1.5 | 0.7 | 1.5 | 6 | 6 | 0.5 |
| | 240 | 2.5 | 1.5 | 2.5 | 1.5 | 25 | 25 | 0.5 |
| | 400 | 4.0 | 1.5 | 4.0 | 1.5 | 40 | 40 | 0.5 |

3.2 数值模拟和试验结果对比

图11为15℃条件下室内试验与离散元模拟曲线对比图。在15℃条件下，离散元模拟结果与室内试验数据较吻合，能够准确再现常温砂土的应变硬化特性，且刚度和峰值偏应力随围压的增加而显著提升。根据表3的参数标定结果，在15℃条件下，离散元模型的细观参数中，颗粒接触模量随围压增大而相应增加，而摩擦系数保持不变，这一趋势与实际物理规律一致，验证了模型参数设定的合理性与模拟结果的可信度。

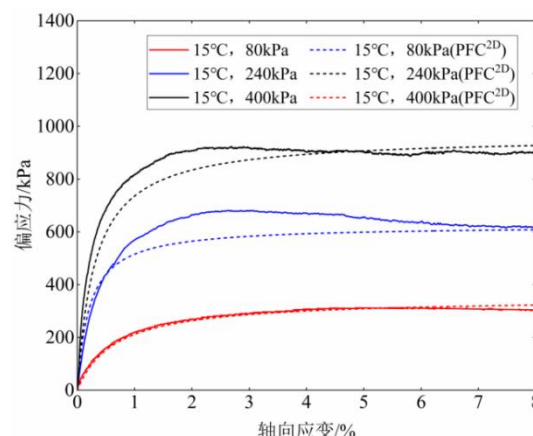


图11 15℃条件下室内试验与离散元模拟曲线对比图

图 12 为 -15°C 条件下室内试验与离散元模拟曲线对比图。在 -15°C 条件下，离散元模拟结果与室内试验数据同样显示出较高的吻合度，能够准确再现冻结砂土的应变软化特性，且刚度及峰值偏应力随围压增大而显著提升。根据表 3 的细观参数标定结果，在 -15°C 条件下，离散元模型的颗粒间接触模量及黏结强度均随围压增加而相应增大，这种细观黏结参数的增强在宏观层面表现为峰值偏应力增大，表明围压的增大强化了孔隙冰的胶结作用，从而提升了冻结砂土的抗剪强度。然而，数值模拟结果未能重现试验曲线中的第二峰值。这是由于模型未将孔隙冰视为实体颗粒，而是通过线性平行黏结模型模拟其胶结作用，因而无法捕捉到试验中由致密复合结构克服咬合作用与摩擦作用所动员的第二峰值。

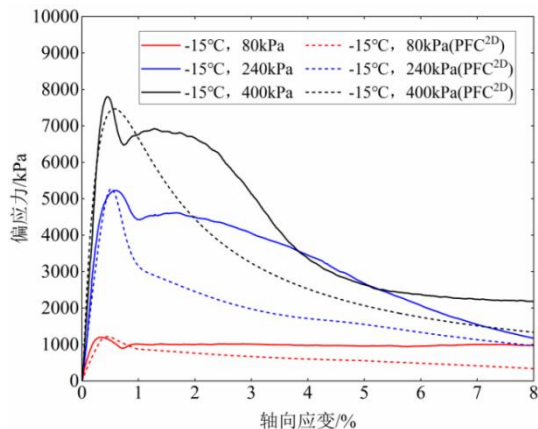


图 12 -15°C 条件下室内试验与离散元模拟曲线对比图

3.3 砂土三轴试验数值模型细观分析

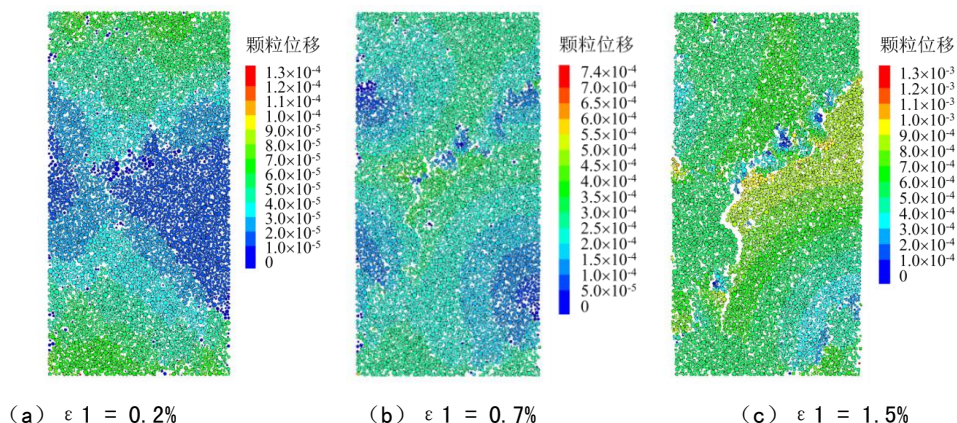
冻结砂土强度主要由孔隙冰与颗粒之间的胶结作用和颗粒之间的摩擦力提供，试样在加载过程中颗粒间的胶结作用发生破坏，抗剪强度随之降低。通过室内试验，仅可得到试样加载过程中偏应力-应变曲线，却无

法了解试样内部胶结状态的真实变化情况，而离散元模拟则可以从细观角度观察试样内部胶结作用的变化。

图 13 为 -15°C 条件下试样剪切过程中颗粒位移分布图。轴向应变 0.2%，即加载初始阶段，上下加载板附近颗粒位移较大，试样两端至中心颗粒位移呈减小趋势。随着轴向应变增加，试样中心出现裂缝并逐渐向两端扩展，试样上下部分逐渐产生错动，形成一条明显的剪切带，剪切带与水平方向夹角为 52° ，接近 $45^{\circ} \pm \psi/2$ （其中 ψ 为试样剪胀角）^[36]，试样发生剪切破坏，与室内试验破坏模式相吻合，说明冻结砂土出现剪切破坏的可能性较高。

图 14 为 15°C 条件下试样剪切过程中颗粒位移分布图。试样颗粒位移变化与 -15°C 条件下存在明显区别，在剪切各个时刻均表现为加载板附近颗粒位移较大，试样两端至中心颗粒位移逐渐减小，并未出现与冻结砂土模型相似的明显错动现象，最大颗粒位移显著小于冻结砂土，试样呈现剪缩的特征^[37]，与室内试验破坏模式相吻合。

图 15 为 -15°C 条件下试样剪切过程中胶结状态分布图。对冻结砂土数值模型施加黏结后，通过 pb_state 参数监测颗粒间胶结状态，得到试样内部胶结状态的细观变化。当 pb_state=3，表明颗粒之间接触良好，有黏结；当 pb_state=2，颗粒间黏结发生剪切破坏；当 pb_state=1，颗粒间黏结发生拉伸破坏；当 pb_state=0，表明颗粒间无黏结，退化为线性接触模型。对试样施加目标围压后，颗粒间胶结作用良好。而在轴向加载过程中，颗粒间胶结逐渐断裂，剪切带附近胶结断裂明显，试样强度降低，偏应力曲线产生应变软化现象。



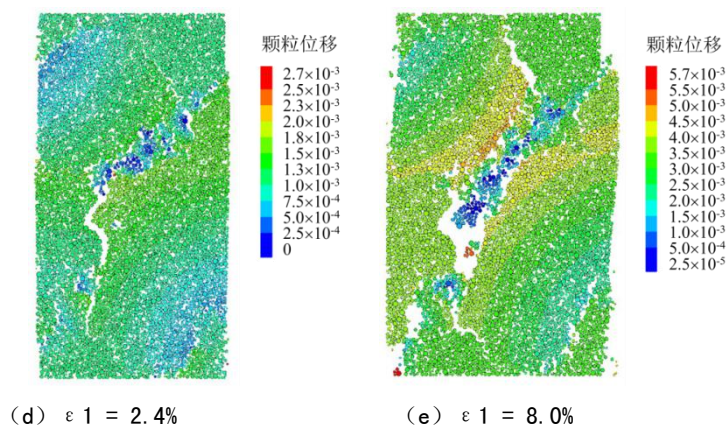


图 13 -15℃条件下试样剪切过程中颗粒位移分布图

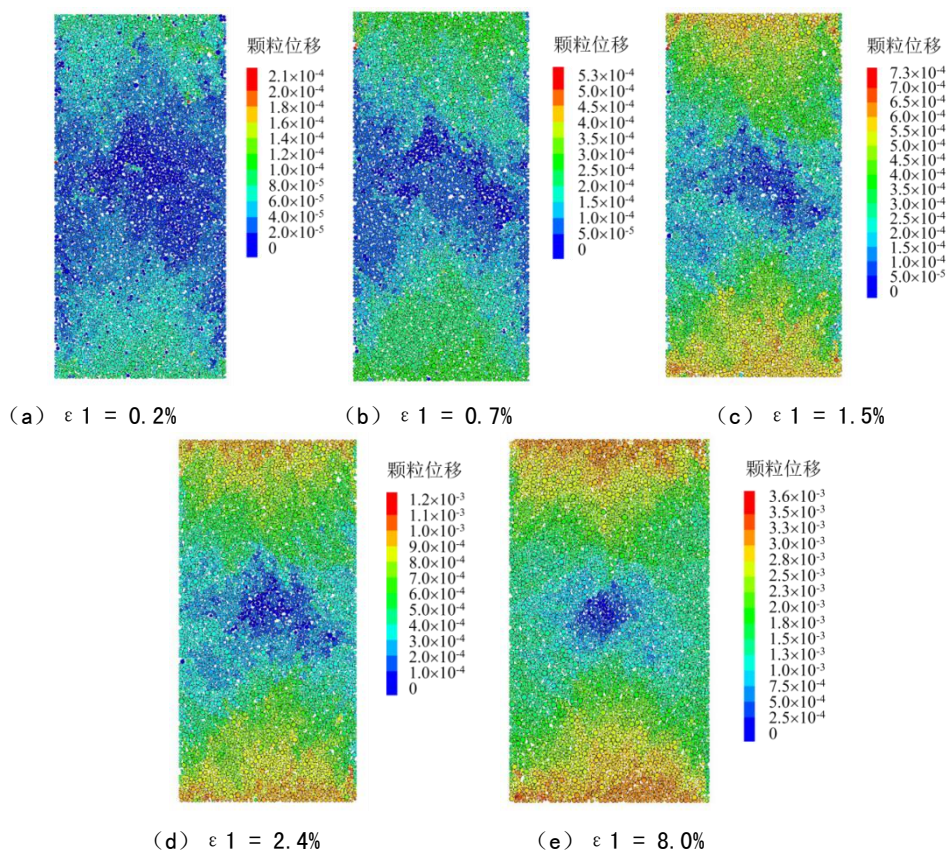
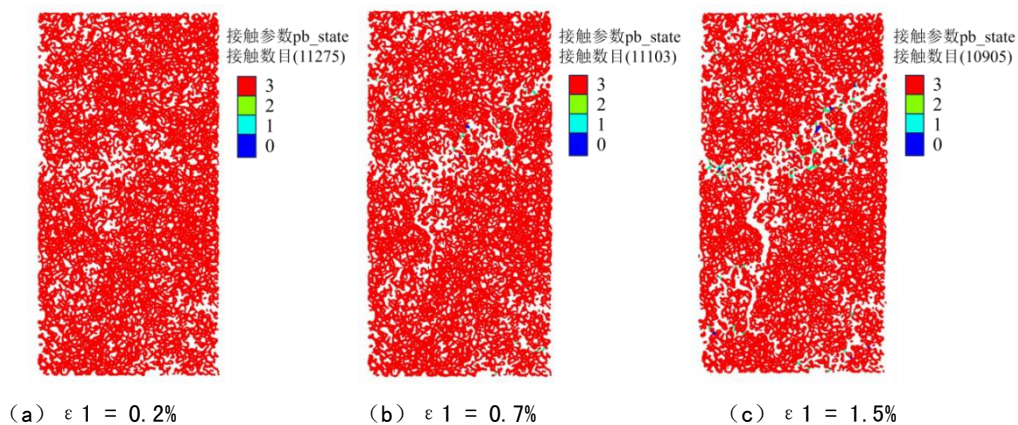


图 14 15℃条件下试样剪切过程中颗粒位移分布图



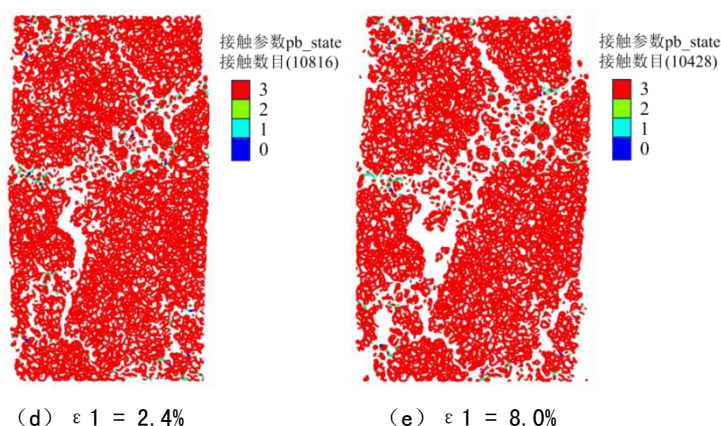


图 15 -15℃条件下试样剪切过程中胶结状态分布图

4 结论

本文通过温控三轴试验与离散元数值模拟,揭示了冻结砂土在负温及冰点条件下的宏观破坏特征及力学特性,主要结论如下:

冻土的强度及变形特性受孔隙冰的影响显著。在负温条件下孔隙冰的结构完整性较好,导致冻土呈现高强度和高刚度的特性,同时孔隙冰与砂土颗粒形成的致密复合结构,显著加强了颗粒间咬合作用,使其呈现应变软化的特性,宏观上表现为明显的剪切错动趋势。在冰点条件下孔隙冰与孔隙水同时存在,孔隙冰不具备结构完整性,对冻土强度和刚度的提升效果较小,使其呈现与本研究常温砂土相似的强度与变形特性,宏观上表现为剪缩趋势。

在低围压条件下,冻土的刚度及峰值偏应力随围压增大而增大,总体上仍符合线性摩尔-库伦定律。在负温条件下,围压增大还会显著增强冻土颗粒间咬合作用,使其峰值强度与残余强度差值增大,并增大孔隙冰颗粒破碎度,进而提高应变软化趋势。在冰点条件下,围压增大会使压融效应更显著,孔隙冰含量降低,试样整体呈现剪缩趋势,强度变化趋势表现为应变硬化特征。

由于孔隙冰的胶结作用,冻结砂土的峰值偏应力显著高于常温砂土,剪切过程中颗粒间胶结作用逐渐断裂,最终形成明显的剪切带,导致宏观层面的应变软化;本研究中常温砂土以颗粒摩擦为主,表现出剪缩的趋势,未形成明显剪切带,导致宏观层面的应变硬化。

参考文献

[1] 赵修明, 张建新, 刘永超, 等. 高寒地区坚硬土层中 T RD 工法应用[J]. 天津城建大学学报, 2020, 26(3): 189-194.
[2] 刘韶华. 水泥土搅拌桩冬季施工的质量控制措施研

究[J]. 工程技术研究, 2018, (01): 151-152.

[3] 尹志勇. 高原高寒条件下建筑工程施工质量管理研究[D]. 西南科技大学, 2019.

[4] Ma D, Ma Q, Yuan P. SHPB tests and dynamic constitutive model of artificial frozen sandy clay under confining pressure and temperature state[J]. Cold Regions Science and Technology, 2017, 136: 37-43.

[5] 张向东, 刘家顺, 张玉. 基于邓肯-张的冻结粉质粘土本构模型的试验研究[J]. 固体力学学报, 2014, 35(2): 150-159.

[6] 吴紫汪, 马巍. 冻土强度与蠕变[M]. 兰州: 兰州大学出版社, 1994.

[7] Xu X, Wang Y, Bai R, et al. Comparative studies on mechanical behavior of frozen natural saline silty sand and frozen desalted silty sand[J]. Cold Regions Science and Technology, 2016, 132: 81-88.

[8] Niu Y, Wang X, Liao M, et al. Strength criterion for frozen silty clay considering the effect of initial water content[J]. Cold Regions Science and Technology, 2022, 196: 103521.

[9] 高娟, 赖远明, 常丹, 等. 考虑加载速率影响的冻结含盐砂土强度准则研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(1): 104-110.

[10] Yang Z J, Still B, Ge X. Mechanical properties of seasonally frozen and frozen soil soils at high strain rate[J]. Cold regions science and technology, 2015, 113: 12-19.

[11] 单仁亮, 白瑶, 隋顺猛, 等. 淡水冰三轴压缩力学特性试验研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2018, 26(4): 901-917.

[12] Zhang D, Liu E, Liu X, et al. A new streng

- th criterion for frozen soils considering the influence of temperature and coarse-grained contents[J]. Cold Regions Science and Technology, 2017, 143: 1-12.
- [13]Zhao X, Zhou G, Chen G, et al. Triaxial compression deformation for artificial frozen clay with thermal gradient[J]. Cold regions science and technology, 2011, 67(3): 171-177.
- [14]Ma W, Chang X. Analyses of strength and deformation of an artificially frozen soil wall in underground engineering[J]. Cold Regions Science and Technology, 2002, 34(1): 11-17.
- [15]Li H, Zhu Y, Zhang J, et al. Effects of temperature, strain rate and dry density on compressive strength of saturated frozen clay[J]. Cold regions science and technology, 2004, 39(1): 39-45.
- [16]Chang D, Lai Y, Zhang M. A meso-macroscopic constitutive model of frozen saline sandy soil based on homogenization theory[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 159: 246-259.
- [17]Luo F, Liu E, Zhu Z. A strength criterion for frozen moraine soils[J]. Cold Regions Science and Technology, 2019, 164: 102786.
- [18]Jessberger H L. A state-of-the-art report. Ground freezing: Mechanical properties, processes and design[J]. Engineering Geology, 1981, 18(1-4): 5-30.
- [19]Yang Y, Lai Y, Li J. Laboratory investigation on the strength characteristic of frozen soils and considering effect of confining pressure[J]. Cold regions science and technology, 2010, 60(3): 245-250.
- [20]孙星亮,汪稔,胡明鉴,等. 低围压下冻结粉质粘土的三轴强度及变形分析[J]. 岩土力学, 2005, (10): 102-106.
- [21]Lei H, Wang L, Feng S, et al. Laboratory Studies on the Influence of Freezing Methodology on the Shear Strength Behavior of Artificially Frozen Clays[J]. International Journal of Geomechanics, 2023, 23(8): 04023122.
- [22]李栋伟,陈军浩,周艳. 复杂应力路径人工冻土三轴剪切试验及本构模型[J]. 煤炭学报, 2016, 41(S2): 407-411.
- [23]刘佳琳. 季冻区粉质黏土三轴试验及力学参数预测模型研究[D]. 东北石油大学, 2024.
- [24]黄克智. 非连续介质力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1989: 201-211.
- [25]尹楠,李双洋,裴万胜,等. 冻结黏土三轴试验细观变形机理的离散元分析[J]. 冰川冻土, 2016, 38(01): 178-185.
- [26]袁伟,姚晓亮,王文丽. 基于离散元的冻结砂土三轴力学特性研究[J]. 冰川冻土, 2019, 41(6): 1388-1396.
- [27]Deng C, Haigh S K. Sand deformation mechanisms and earth pressures mobilised with passive rigid retaining wall movements[J]. Géotechnique, 2022, 74(8): 729-742.
- [28]Deng C, Haigh S K. Sand deformation mechanisms mobilised with active retaining wall movement[J]. Géotechnique, 2022, 72(3): 260-273.
- [29]Da Silva T. Centrifuge modelling of the behaviour of geosynthetic-reinforced soils above voids[D]. , 2018.
- [30]中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ/T50123—2019 土工试验方法标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019.
- [31]崔嵩,贾朝阳,宋梓菡,等. 哈尔滨市城市化进程对气温变化影响[J]. 东北农业大学学报, 2020, 51(9): 70-78.
- [32]贾海梁,王亚彪,魏尧,等. 基于电阻的冻结砂砾土孔隙冰压融效应研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(08): 2221-2231+2241.
- [33]Bolton MD. Discussion: The strength and dilatancy of sands. Géotechnique. 1987 Jun; 37(2): 219-26.
- [34]Qian X, Liu X, Shao Z, et al. Modeling of minimum and maximum void ratios of granular soils[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2021, 2021(1): 5092612.
- [35]马少坤,黄骁,韦榕宽,等. 考虑滚动阻抗的线性接触模型离散元宏细观参数敏感性研究[J]. 中国安全生产科学技术, 2021, 17(06): 104-110.
- [36]Roscoe K H. The influence of strains in soil mechanics[J]. Geotechnique, 1970, 20(2): 129-170.
- [37]陈福全,韩钧. 高频循环剪切下结构与松砂接触面的土体特性[J]. 土木建筑与环境工程, 2011, 33(04): 85-92.