

分类号：
学号：20232010005

密级：
单位代码：10759

石河子大学

硕士学位论文



冻融循环条件下伊犁结构性黄土力学特性及劣 化机制研究

学位申请人	白渝祥
指导教师	刘星炎 副教授
申请学位类别	工学硕士
专业名称	土木工程
研究领域	岩土工程
所在学院	水利建筑工程学院

中国·新疆·石河子

2026年05月

分类号：
学号：20232010005

密级：
单位代码：10759

石河子大学

硕士学位论文



冻融循环条件下伊犁结构性黄土力学特性及劣 化机制研究

学位申请人	白渝祥
指导教师	刘星炎 副教授
申请学位类别	工学硕士
专业名称	土木工程
研究领域	岩土工程
所在学院	水利建筑工程学院

中国·新疆·石河子

2026年05月

**A Study on the Mechanical Properties and Deterioration Mechanisms
of Structural Loess in Yili under Freeze-Thaw Cycles**

A Dissertation Submitted to

Shihezi University

In Partial Fulfillment of the Requirements

for the Degree of

Master of Engineering

By

Bai Yuxiang

(Civil Engineering)

Dissertation Supervisor: Prof. Liu Xingyan

May, 2026

石河子大学学位论文独创性声明及使用授权声明

学位论文独创性声明

本人所提交的学位论文是在我导师的指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知，除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含其他个人已经发表或撰写过的研究成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中作了明确的说明并表示谢意。

研究生签名：白渝祥 时间：2026年5月20日

使用授权声明

本人完全了解石河子大学有关保留、使用学位论文的规定，学校有权保留学位论文并向国家主管部门或指定机构送交论文的电子版和纸质版。有权将学位论文在学校图书馆保存并允许被查阅。有权自行或许可他人将学位论文编入有关数据库提供检索服务。有权将学位论文的标题和摘要汇编出版。保密的学位论文在解密后适用本规定。

研究生签名：白渝祥 时间：2026年5月20日

导师签名：刘墨英 时间：2026年5月20日

摘要

新疆伊犁河谷地区是我国西北重要的季冻区，拥有独特且复杂的地质环境，对工程建设构成严峻挑战。在自然气候因素作用下，尤其是反复的冻融循环，引发了强烈的工程地质效应。在冻结期，温度梯度驱动地下水分向上迁移，在表层黄土中产生冻胀，增加了浅层土体的自重，还降低了其渗透性。融雪期，一方面水分难以有效下渗，另一方面通过被冻融劣化增大的渗透通道快速下渗，使底部黄土显著增湿软化，强度急剧降低。因此造成浅层黄土滑坡以及路基拱胀、路面开裂、不均匀沉降、翻浆和塌陷等病害。因此，在伊犁地区进行工程建设，尤其是高等级公路、铁路的路基、边坡和地基处理，必须高度重视季节性冻融循环这种环境因素对浅层土的影响。

本文以伊犁则克台地区的黄土为研究对象，通过开展了湿—密—冻融循环下的不固结不排水三轴试验，揭示了三种因素下土体的强度劣化和高度变化。提出并验证了新型制样方法的可行性和合理性。通过开展固结排水三轴试验，分析了不同约束状态下原状土和重塑土的应力应变曲线，体变应变曲线，强度参数和表面劣化的变化规律，并提出冻融循环下土体的结构性参数。通过开展 SEM 试验，对比分析了原状土和重塑土的内部结构，佐证了试验研究的可靠性。提出了符合该地区冻融循环后土体强度的损伤本构模型。主要研究工作及结论如下：

1.通过人工制备冻融循环下无上部约束的试样，提出了一种提供土体变形的新型制样方法。通过 UU 试验，分析了伊犁结构性黄土的力学特性和表面劣化。浅层伊犁黄土强度随冻融循环次数增加而降低，但在含水率 20.25%时略有上升。含水率对土壤强度的影响最为显著，其次为干密度。当含水量与干密度较低时，应力—应变曲线由软化转为硬化所需冻融循环次数较少；高含水量条件下曲线全程呈硬化趋势。当归一化强度 K 小于 0.5 时，土壤应变曲线硬化；当 K 大于 0.5 时，土壤应变曲线软化。在冻融作用下，未饱和和浅层伊犁黄土的高度在低含水量和接近最优含水率时变化甚微。在特定干密度下，高度变化呈现动态现象：先增后减再增。提出了考虑初始含水率、干密度及冻融循环次数的损伤系数综合。建立的耦合损伤本构模型同时满足上述三项因素并能够适用于结构性黄土。该模型能较准确预测湿—密—冻融条件下伊犁浅层黄土应力—应变曲线的变化以及结构性黄土的应力—应变曲线的变化。

2.通过人工制备冻融循环下无上部约束的饱和试样进行 CD 试验，对比分析了原状土和重塑土力学特性，并以此得出土体在冻融循环条件的结构性参数变化规律，同时通过新型制样方式能够清晰的观测饱和土体在经历冻融循环后表面劣化的规律。完全约束冻融循环条件下土体的强度大于无上部约束冻融下土体的强度。土体在冻融循环前，体变随应变出现先增后减的现象，即土体在荷载作用下先发生剪胀后发生剪缩。在冻融循环后土体的体变随应变增大出现持续增长的现象，即剪缩。随着冻融循环的增大，原状土和重塑土的黏聚力和内摩擦角都逐渐降低。完全约束冻融循环下原状

土和重塑土的黏聚力和内摩擦角大于上部无约束的原状土和重塑土。冻融循环下完全约束的土体结构性参数远小于上部无约束的土体，随着冻融循环次数的增加，差距变大。随着冻融循环次数的增加，土体表面的劣化逐渐加剧。土体表面孔隙数量增多，孔隙大小增大。没有上部约束的土体孔隙数量，和孔隙大小都大于完全约束的土体。当土体的黏聚力和内摩擦角低于某一个值时，土体表面开始出现劣化，当这个值进一步降低到某一个值时，冻融循环对土体的影响由上部扩展到下部。

3.通过 SEM 试验，分析了冻融循环下两种约束方式的微观结构变化规律。5mm 处的土体内部结构都以大颗粒和大孔隙为主，胶结结构较多。土样在 40mm 处的土颗粒大小相较于 75mm 处减小，孔隙数量相较于 75mm 增多，胶结结构减少。土样在 5mm 处受冻融作用最大，土体中的大颗粒在冻胀力的作用下破碎为小颗粒，出现大量小孔隙。随冻融循环次数增加，土体内部颗粒大小逐渐减小，胶结结构减少，孔隙数量增多，孔隙增大。冻融循环下完全约束的土体内部颗粒都大于无上部约束的土体，孔隙大小小于无上部约束的土体，孔隙数量也相对较小。冻融循环作用对土体内部的破坏程度小于无上部约束的土体，无上部约束的土体结构性更强。

关键词：黄土；力学特性；结构性参数；微观结构；本构模型

Abstract

The Ili River Valley region in Xinjiang constitutes a significant permafrost zone in northwest China, presenting a unique and complex geological environment that poses formidable challenges to engineering construction. Under the influence of natural climatic factors, particularly the repeated freeze-thaw cycles, pronounced engineering geological effects are induced. During the freezing period, temperature gradients drive groundwater migration upwards, causing frost heave in the surface loess. This increases the self-weight of shallow soils while simultaneously reducing their permeability. During the thaw period, water finds it difficult to infiltrate effectively. Simultaneously, it rapidly percolates through enlarged permeable pathways created by freeze-thaw degradation, significantly increasing moisture content and softening the underlying loess. This leads to a sharp reduction in strength, causing shallow loess landslides and engineering defects such as embankment heaving, pavement cracking, differential settlement, frost heave, and subsidence. Consequently, engineering projects in the Ili region particularly for high-grade highways and railways involving subgrade, slope, and foundation treatment must accord paramount importance to the impact of seasonal freeze-thaw cycles on shallow soils.

This study examines loess from the Zeketai area of Ili. Through conducting non-consolidated, undrained triaxial tests under wet-dense-freeze-thaw cycles, it reveals strength degradation and height variations in soil under these three factors. A novel sampling methodology was proposed and validated for its feasibility and rationality. Consolidated drained triaxial tests analysed stress-strain curves, volume-strain curves, strength parameters, and surface degradation patterns of undisturbed and remoulded soils under varying confinement conditions, establishing structural parameters for freeze-thaw-cycled soils. Through SEM investigations, comparative analysis of the internal structures of undisturbed and remoulded soils was conducted, corroborating the reliability of the experimental research. A damage constitutive model consistent with the strength behaviour of soils subjected to freeze-thaw cycles in this region was proposed. The principal research work and conclusions are as follows:

1. A novel specimen preparation method for inducing soil deformation was proposed by manually preparing specimens without upper confinement under freeze-thaw cycles. The mechanical properties and surface degradation of Yili structural loess were analysed through UU tests. The strength of shallow Yili loess decreased with increasing freeze-thaw cycles, though it showed a slight increase at a moisture content of 20.25%. Moisture content exerted the most significant influence on soil strength, followed by dry density. At low moisture and dry density conditions, fewer freeze-thaw cycles were required for the stress-strain curve to transition from softening to hardening; under high moisture conditions, the curve exhibited a consistent hardening trend throughout. When the normalised strength K was less than 0.5, the soil strain curve hardened;

when K exceeded 0.5, the soil strain curve softened. Under freeze-thaw action, the height of unsaturated shallow Ili loess exhibits minimal variation at low moisture contents and near optimal moisture content. At specific dry densities, height changes follow a dynamic pattern: increasing, then decreasing, then increasing again. A comprehensive damage coefficient incorporating initial moisture content, dry density, and freeze-thaw cycle count is proposed. The coupled damage constitutive model developed satisfies all three of the above criteria and is applicable to structural loess. This model can accurately predict changes in the stress - strain curves of shallow loess in the Ili region, as well as those of structural loess, under wet, dense and freeze-thaw conditions.

2. Through conducting CD tests on artificially prepared saturated specimens subjected to freeze-thaw cycles without upper confinement, a comparative analysis was performed on the mechanical properties of undisturbed and remoulded soils. This yielded the variation patterns of structural parameters in soil under freeze-thaw cycling conditions. Concurrently, the novel specimen preparation method enabled clear observation of surface degradation patterns in saturated soils following freeze-thaw cycles. Soil strength under fully confined freeze-thaw cycles exceeds that under unconstrained freeze-thaw conditions. Prior to freeze-thaw cycles, soil volumetric change exhibits an initial increase followed by decrease with strain, indicating shear expansion followed by shear contraction under loading. Post-cycle, volumetric change increases continuously with strain, reflecting sustained shear contraction. With increasing freeze-thaw cycles, both cohesion and internal friction angle decrease progressively in both undisturbed and remoulded soils. Under fully constrained freeze-thaw cycles, cohesion and internal friction angle are higher in both undisturbed and remoulded soils than in their unconstrained counterparts. Structural parameters of fully constrained soils under freeze-thaw cycles are significantly lower than those of unconstrained soils, with this disparity widening as cycle numbers increase. As the number of freeze-thaw cycles increases, surface degradation of the soil gradually intensifies. The number of surface pores increases, and pore size expands. The number of pores and pore size in unconstrained soil are both greater than those in fully constrained soil. When the cohesion and internal friction angle of the soil fall below a certain threshold, surface degradation begins. Upon further reduction to another threshold, the effects of freeze-thaw cycles propagate from the upper to the lower soil layers.

3. Through SEM testing, the microstructural changes under freeze-thaw cycles for both confinement methods were analysed. At the 5mm depth, the internal structure of the soil samples predominantly featured large particles and large voids, with a significant amount of cemented structure. At the 40mm depth, soil particle size decreased compared to the 75mm depth, while the number of voids increased relative to the 75mm depth, and cemented structure diminished. The 5mm section of the soil sample experienced the most pronounced freeze-thaw effects. Under the action of frost heave forces, the large particles within the soil

fractured into smaller particles, resulting in the formation of numerous small pores. With increasing freeze-thaw cycles, particle size within the soil gradually diminishes, cemented structures decrease, pore count increases, and pore size expands. Under freeze-thaw cycles, fully confined soil contains larger internal particles than unconstrained soil, smaller pore sizes, and relatively fewer pores. The degree of internal damage caused by freeze-thaw cycles is less than in unconstrained soil, which exhibits stronger structural integrity.

Key words: Loess; mechanical properties; structural parameters; microstructure; constitutive model

目录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 选题背景与研究意义.....	1
1.2 黄土的力学特性及研究现状.....	3
1.3 黄土的结构性参数研究现状.....	4
1.4 黄土的本构模型研究现状.....	8
1.5 主要研究思路和内容.....	9
第 2 章 试验材料及试验方法.....	12
2.1 试验材料.....	12
2.1.1 取样概况.....	12
2.1.2 土样物理性质.....	13
2.2 试样制备.....	15
2.2.1 UU 试验样品制备.....	15
2.2.2 CD 试验样品制备.....	16
2.3 试验方法.....	17
2.3.1 冻融循环试验.....	17
2.3.2 UU 三轴试验.....	17
2.3.3 CD 试验.....	18
2.3.4 SEM 试验.....	18
2.4 本章小结.....	19
第 3 章 湿—密—冻融循环下伊犁黄土的力学特性.....	20
3.1 湿—密—冻融循环下重塑土的力学特性.....	20
3.1.1 初始含水率和干密度的影响.....	20
3.1.2 湿—密条件下冻融作用对土体的影响.....	24
3.1.3 湿-密条件下冻融作用对峰值强度的影响.....	25
3.2 冻融循环对土体高度的影响及表面劣化的影响.....	29
3.2.1 冻融循环对重塑土的高度影响.....	29
3.2.2 冻融循环下重塑土的表面劣化.....	30
3.3 本章小结.....	31
第 4 章 伊犁黄土的结构性和微观机理.....	32

4.1 犁黄土的结构性.....	32
4.1.1 原状样和重塑样力学特性.....	32
4.1.2 原状土和重塑土的应力应变曲线变化规律.....	32
4.1.3 原状土和重塑土的体变应变曲线变化规律.....	37
4.2 强度参数和结构参数的变化.....	40
4.2.1 土体的强度参数.....	40
4.2.2 冻融循环下土体的结构性参数.....	41
4.2.3 冻融循环下不同约束状态下土体表面劣化.....	44
4.2.4 SEM 图像分析.....	46
4.3 本章小结.....	49
第5章 损伤本构模型研究.....	50
5.1 本构模型的建立与参数研究.....	50
5.2 模型的建立.....	50
5.3 模型验证.....	56
5.4 本章小结.....	63
第6章 结论、创新点与展望.....	64
6.1 试验结论.....	64
6.2 创新点.....	65
6.3 展望.....	66
参考文献.....	67
致谢.....	76
作者简介.....	78

第1章 绪论

1.1 选题背景与研究意义

黄土是一种颜色呈灰黄或棕黄的第四纪沉积物，广泛分布于全球半干旱与干旱地区，覆盖了约 9.3% 的大陆面积，总分布面积约为 1300 万 km^2 [1-3]。其主要分布国家包括中国、俄罗斯、美国、英国、法国、德国、意大利、以色列、新西兰等。黄土与黄土状土在工程地质上属于特殊土，具有大孔隙、弱胶结、垂直节理发育和湿陷性等特征 [4]。我国黄土分布广泛、厚度变化显著、地貌类型多样，广泛覆盖于丘陵、山地、平原和高原之上，厚度一般为 5~200 m，总面积约 63.5 万 km^2 ，约占我国国土面积的 6.3%。

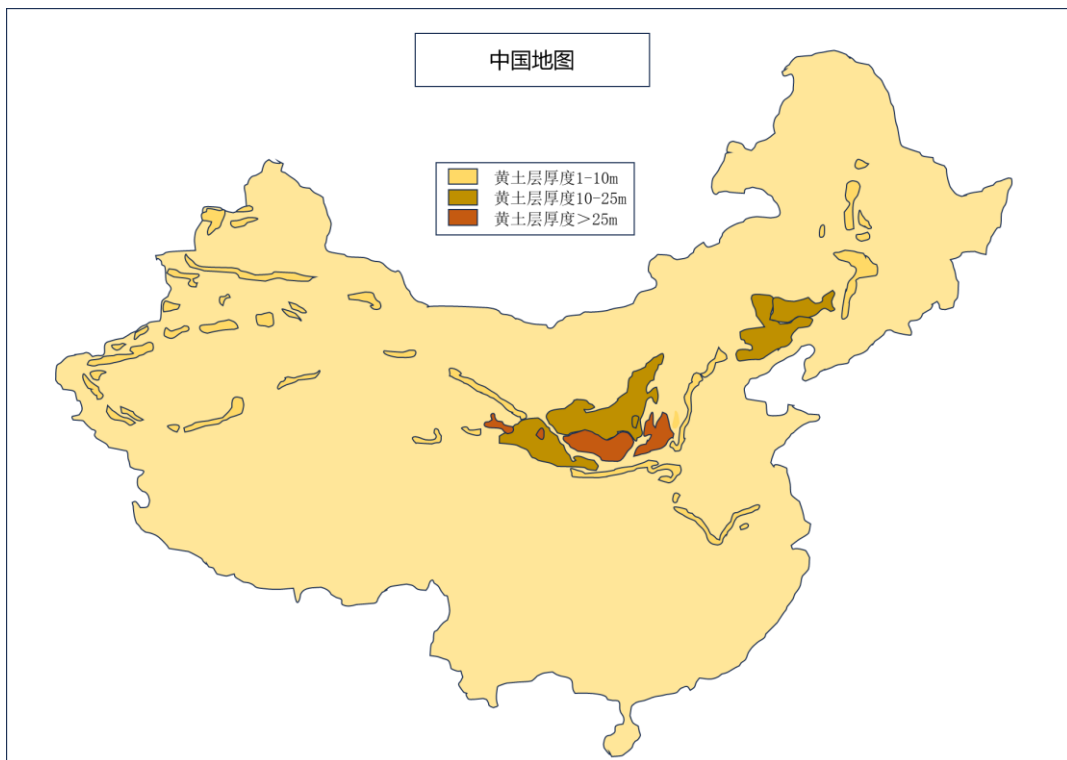


图 1-1 中国黄土分布图

Figure 1-1 Distribution Map of Loess in China

其中，新疆黄土属于典型的内陆型黄土，主要分布在天山、昆仑山、阿尔泰山等山系的麓坡地带、山间盆地以及河流的高阶地之上。在空间分布上，新疆黄土表现出显著的垂直地带性 [5]，多呈不连续带状覆盖于海拔 1000 米至 3000 米的中低山区，随海拔升

高厚度逐渐减薄、粒度变细。厚度方面变化较大，一般在几米至几十米之间，局部山前坳陷或背风坡地带可达百米以上，常披覆于基岩剥蚀面、山前倾斜平原和古冰水堆积物之上。从物质来源看，新疆黄土主要源自塔克拉玛干和古尔班通古特沙漠以及山前冲洪积物，经风力分选堆积而成，因此粒度上常表现为粗粉砂含量高、分选性相对较差的特点^[6]。在结构特性上，新疆黄土多属晚更新世至全新世堆积，结构疏松、大孔隙发育，表现出弱至中等的湿陷性，但湿陷系数通常低于黄土高原的典型黄土^[7,8]。同时，由于干旱少雨、蒸发强烈，黄土中富含易溶盐和中溶盐，如硫酸盐和氯盐，这些盐分在干燥状态下起胶结作用，使土体具有一定强度，但遇水后盐分溶解，强度迅速下降，易产生盐胀和溶陷等工程病害^[9-11]。尽管新疆黄土垂直节理较为发育，常形成陡坎和直立边坡，但其钙质胶结程度较弱，砂粒含量较高，整体结构性较黄土高原黄土差，抗冲刷和抗侵蚀能力偏弱。

此外，受沉积环境和气候波动影响，新疆伊犁河谷地区是我国西北重要的季冻区，拥有独特且复杂的地质环境，对工程建设构成严峻挑战^[8]。在自然气候因素作用下，尤其是反复的冻融循环，引发了强烈的工程地质效应^[12,13]。在冻结期，温度梯度驱动地下水向上迁移，在表层黄土中产生冻胀，增加了浅层土体的自重，还降低了其渗透性^[14]。融雪期，一方面水分难以有效下渗，另一方面通过被冻融劣化增大的渗透通道快速下渗，使底部黄土显著增湿软化，强度急剧降低。因此造成浅层黄土滑坡以及路基拱胀、路面开裂、不均匀沉降、翻浆和塌陷等病害^[8]。因此，在伊犁地区进行工程建设，尤其是高等级公路、铁路的路基、边坡和地基处理，必须高度重视季节性冻融循环这种环境因素对黄土的影响^[15,16]。

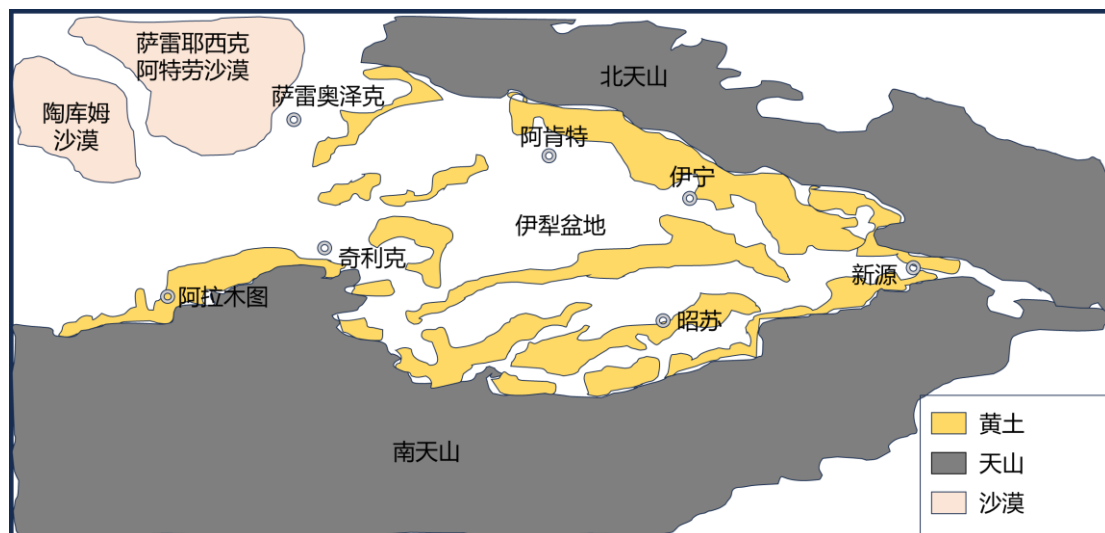


图 1-2 新疆伊犁地区黄土分布略图

Figure 1-2 Schematic Map of Loess Distribution in the Ili Region of Xinjiang

土体的结构特征对其宏观力学响应具有决定性作用。为服务于新疆黄土分布区工程

建设与地质灾害防控的实际需求，亟需系统开展黄土结构特性的精细化研究。受其特定生成环境控制，黄土中发育有独特的架空孔隙和骨架结构体系，并伴随垂直节理较为发育；在长期物理化学作用下，粒间逐渐形成胶结性联结^[17-19]。上述结构特征及物质组构共同塑造了黄土特有的结构性行为：在天然干燥状态下，其通常呈现较高强度，但在浸水条件下结构迅速失稳并发生湿陷变形，进而诱发地面塌陷、地基不均匀沉降及滑坡等典型工程病害与地质灾害^[20-23]。大量研究及工程实践证实，黄土地区一系列工程地质问题的本质成因，往往可追溯至其内在的结构特性。因此，深入探明黄土结构性的演化机制，具有重要理论意义与工程实用价值。

土的宏观结构一般涉及颗粒组成、空间排列、粒间接触模式及其相互作用力。从力学视角看，土的结构性体现为在外力扰动下维持其原始构型的能力，其核心机理在于粒间联结的逐步丧失，从而导致结构单元体重新排列，并引发孔隙形态、尺度、数量及分布特征的演变^[24,25]。结构性是土体物理力学性质体系中的重要组成部分，其强弱直接影响土体的承载性能，而其结构形态则进一步控制着变形与稳定性特征。系统分析黄土在受力变形过程中的结构性演化规律，有助于揭示结构性与宏观力学行为之间的内在耦合机制，为黄土地区工程建设安全及灾害防控提供理论支撑，对促进该区域工程活动与可持续发展协同推进具有重要意义。

1.2 黄土的力学特性及研究现状

学者们对黄土的力学特性的研究主要通过压缩，剪切，固结等试验进行，多集中于研究含水率、干密度、土壤质地以及粒度级配等因素，讨论了各因素的相互作用以及相应的应力-应变关系。

众多学者采用侧限压缩试验对黄土的压缩特性及其影响因素开展了系统性研究。胡再强等^[26]通过对比原状黄土与人工制备黄土的压缩行为，揭示了非饱和黄土在压缩过程中所表现的结构特性及其力学效应。张少宏等^[27]指出，非饱和压实黄土的压缩变形系数随含水率升高而增大，随干密度增大而减小。Guo等^[28]进一步发现，塑性压缩系数随含水率升高而增大、随干密度增大而减小，而结构屈服应力的变化规律则相反。罗爱忠等^[29]通过对不同初始含水率原状黄土开展压缩试验，建立了初始含水率与结构屈服应力之间的幂函数关系。张玉伟等^[30]将湿陷性黄土的压缩曲线划分为弹性变形与弹塑性变形两个阶段，认为拐点对应于土体的结构强度，且结构强度随含水率降低而升高。在增湿条件下黄土的湿陷变形特性方面，刘保健等^[31]和张茂花等^[32]分别采用单线法与双线法开展了不同初始含水率下的侧限压缩试验，通过拟合湿陷系数或割线模量与含水率、荷载水平之间的关系，探讨了增湿过程中的湿陷变形演化规律。高英等^[33]分析了不同埋深黄土

在增湿条件下的压缩与湿陷变形特征。陈存礼等^[34]探讨了黄土增湿变形与荷载及含水率之间的内在联系，并提出了湿陷系数的经验计算方法。

此外，部分学者致力于结构性参数的定量描述与模型构建。邵生俊等^[35]综合考虑加载与增湿条件下切线模量的变化，引入损伤参数建立了黄土地基沉降计算模型。上述研究从不同角度深化了对黄土压缩性、湿陷性及其结构演化规律的认识，为黄土工程实践提供了理论依据。在此基础上，学者们通过给土体施加环境因素的影响，对冻融循环因素对黄土的影响进行分析。师华强^[36]、宋春霞^[37]、杨成松^[38]等研究发现，对于干密度低的土体，干密度会增加，干密度高的土体则会降低，即对不同干密度的土体会产生密实或松散的双重作用。但多次冻融循环后，土体的干密度会趋于某一定值，并且这个定值只与土体的种类有关。倪万魁^[39]、肖东辉^[40]等研究发现，土体经历冻融循环后，粒径分布会发生改变。土体颗粒有变小的趋势，直至均一化。对于冻融循环后土体物理参数的研究，结论基本相似；但在土体抗剪强度的初期研究中，却有多种结论。一些学者认为，冻融循环后土体抗剪强度增加^[41]，另一些则认为减小^[42]，还有些则认为不变^[43]，由于研究的土体种类不同，结论也不甚相同。吕倩俐^[44]、齐吉琳^[45]、Yang等^[46]研究发现，随冻融次数的增加，土体强度曲线类型发生转变。方丽莉^[47]、常丹^[48]等研究发现，黏聚力和内摩擦角在冻融后产生不同变化趋势。刘宽^[49]、Chu等^[50]等研究发现土体应力-应变曲线类型受含水率影响大于冻融循环对其影响，在不同冻融期下，含水率对破坏强度劣化幅度不同。由于试验条件不同，苏谦^[51]、董晓宏^[52]等发现，冻融循环10次后土体强度和强度参数逐渐稳定，而王静^[53]则发现，土体经历7次冻融循环后就达到稳定。关于冻融循环下土体的动态行为，白等^[54]提出土体在冻融循环过程中需要经历冻胀、融沉、固结三个阶段。这些阶段受温度、冻融循环次数及冻融周期长度影响。Wang等^[55]发现饱和黄土在无补水封闭系统中表现出强于非冻融黄土的动态性能，其结构更趋稳定致密。Liu等^[56]指出冻融循环导致土体中水分重新分布，使含水量降低区域强度增加，含水量增加区域强度减弱。高等^[57]人观察到土体内部颗粒在相对较大的状态时，会发生破裂，颗粒变细，而细颗粒则因双电层效应而倾向于团聚。显然，冻融作用对力学性能的影响本质上是土体内部结构持续破坏与重组的过程^[58]。通过边界效应的数值模拟可发现，优化边界条件能使模拟结果更接近实验结果^[59-61]。

1.3 黄土的结构性参数研究现状

灵敏度（定义为原状土无侧限抗压强度与相应重塑土强度之比）是土体结构性研究中提出最早、应用最广泛的定量指标，目前已被广泛采纳为评价黏性土结构性的重要参数^[62-65]。为探索土体结构性定量描述的新路径，谢定义^[66]提出了综合结构势的概念，将

土体结构的联结特征和排列特征分别归纳为结构可稳性与结构可变性。土体结构性发生变化或丧失的根本机制主要归结为三种途径，即扰动、加荷与浸水：扰动可削弱土体的内部联结，降低粒间联结强度；加荷可改变颗粒的排列方式及其联结特征；浸水则能弱化或溶解土中化学物质，导致吸力联结丧失，同时水膜的楔入作用释放了土体固有的胀缩势能。结构可稳性与结构可变性可通过测定土体结构破坏的难易程度及其破坏后的变形程度加以定量表征，从而揭示结构性的演化规律。基于上述理论框架，众多学者进一步开展了复杂应力状态下土体结构性的研究，提出了多种结构性参数。根据其表征方式，可归纳为应变型结构性参数、应力型结构性参数、初始型结构性参数及其他类型结构性参数。

1. 应变型结构性参数

应变型结构性参数是基于变形条件考虑的，定义方式主要体现不同状态的结构性土体应变的差异性。谢定义等人^[66]通过对比原状土，重塑土和饱和土的侧限压缩试验，定义了综合结构势（也称应变结构性参数）为某一压力下饱和土样和重塑土样压缩应变的乘积与原状土压缩应变的平方的比值。

陈存礼等^[34, 67]反映出综合结构势随压力的变化，通过测限压缩试验对结构性参数的定义方法进行了改进。提出了孔隙比结构性参数，其定义为某一压力下原状样孔隙比的平方与饱和样和重塑样乘积的比值。在此基础上还提出增湿湿陷特性与结构性的内在联系，提出了增湿结构性参数，其定义为某一压力下原状样孔隙比与饱和和重塑样孔隙比的比值。

吴小锋等人^[68]进行等向固结试验并提出等向固结结构性参数，反映土体结构对应力的动态响应过程。其定义为某一等向压力下饱和样和重塑样的体积应变值的乘积与原状样体积应变值的比值。

参数类型	表达式	备注
综合结构势	$m_p = \frac{S_r S_s}{S_0^2}$	S_r —某一压力下重塑样的压缩应变 S_s —某一压力下饱和样的压缩应变 S_0 —某一压力下原状样的压缩应变
孔隙比结构性参数	$m_p = \frac{e_y^2}{e_r e_s}$	e_y —某一压力下原状样孔隙比 e_s —某一压力下饱和样孔隙比 e_r —某一压力下重塑样孔隙比
增湿结构性参数	$m_p = \frac{e_y}{e_{rs}}$	e_y —某一压力下原状样孔隙比 e_{rs} —某一压力下饱和和重塑样孔隙比

等向固结结构性参数	$m_p = \frac{\varepsilon_{pr}\varepsilon_{ps}}{\varepsilon_{p_0}^2}$	ε_{pr} —某一等向压力下重塑土的体积应变值 ε_{ps} —某一等向压力下饱和土的体积应变值 ε_{p_0} —某一等向压力下饱和土的体积应变值
-----------	--	---

2.应力型结构性参数

应力型结构性参数从强度条件出发给出了结构性参数的定义方法。骆亚生^[69,70]通过结构性黄土的三轴剪切试验提出了应力结构性参数，与综合结构势相比体现了剪切应力对土体构性带来的影响。其定义了三种应力型结构性参数。邓国华^[71]以应变型结构性参数和应力结构性参数为基础，提出了应力比结构性参数，该参数能够反映球应力作用以及体现剪应力作用对土体结构性的影响。

高鹏^[72]定义了强度结构性参数，该参数能够体现剪切过程中原状黄土结构性随围压、含水量变化的规律。陈存礼等^[73]通过动三轴试验，在原有的孔隙比结构性参数的基础上，根据原状黄土试样及扰动饱和黄土试样的动三轴试验结果，定义了能够反映动荷载作用下土体在不同湿度和固结应力状态条件下的变化规律的动强度结构性参数。李慧等^[74]发现用应变或应力定义的结构参数只考虑球应力或偏应力作用下土体结构性的变化规律，无法全面反映土体在实际外部荷载条件下结构性的变化规律，具有一定的片面性。因此提出应力比灵敏度，用外荷载作用下原状土与重塑土应力比的差异性来体现土体结构性的强弱。

参数类型	表达式	备注
应力结构性参数	$m_\sigma = \frac{q_0^2}{q_r q_s}$	q_0 —某一应变下原状土的剪切强度 q_r —某一应变下重塑土的剪切强度 q_s —某一应变下饱和土的剪切强度
动应力结构性参数	$m_{\varepsilon\sigma} = \frac{\sigma_{d0}^2}{\sigma_{dr}\sigma_{ds}}$	σ_{d0} —某一应变下原状土的动应力 σ_{dr} —某一应变下重塑土的动应力 σ_{ds} —某一应变下饱和土的动应力
动剪应力结构性参数	$m_{\gamma d} = \frac{\tau_{d0}^2}{\tau_{dr}\tau_{ds}}$	σ_{d0} —某一应变下原状土的动剪应力 σ_{dr} —某一应变下重塑土的动剪应力 σ_{ds} —某一应变下饱和土的动剪应力
应力比结构性参数	$m_\eta = \frac{\eta_i^2}{\eta_r \eta_s}$	η_i —原状土在剪切过程中的应力比 η_r —重塑土在剪切过程中的应力比 η_s —饱和土在剪切过程中的应力比
强度结构性参数	$m_\varepsilon = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_y}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{rs}}$	$(\sigma_1 - \sigma_3)_y$ —同一应变下原状样的主应力差 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{rs}$ —同一应变下扰动饱和样的主应力差

动强度结构性参数	$m_{ed} = \frac{\sigma_{dy}}{\sigma_{drs}}$	σ_{dy} —同一应变下原状样的动应力 σ_{drs} —同一应变下扰动饱和样的动应力
应力比灵敏度	$S_{\eta} = \frac{\eta_i}{\eta_r}$	η_i —原状土的应力比 η_r —重塑土的应力比

3. 初始型结构性参数

初始型结构性参主要反映了土体初始结构状态，用来直接评价土体结构性的强弱，不能用来描述受力条件下土体结构性的变化过程。邵生俊^[75-77]等人通过无侧限抗压强度试验结果定义了构度指标来反映土体的结构性，该参数可以反映土体的初始结构状态，体现结构性的抗剪切效应。

冯志焱^[78]等利用袖珍触探仪在土体中的下沉深度定义了试锥下沉量结构性参数，该参数能够反映土体结构性的最大阻抗作用效应。其操作便捷，但不能体现变形发展过程中结构性的变化，并且受试验材料的影响较大。

秦鹏成等^[79]通过无侧限抗压强度试验，分析了干密度、含水量、液塑限等物理指标对黄土初始结构性的影响，提出了反映土体初始结构特点的初始结构性参数。

参数类型	表达式	备注
构度指标	$m_u = \frac{(q_u)_0^2}{(q_u)_r(q_u)_s}$	$(q_u)_0$ —原状样的无侧限抗压强度值 $(q_u)_r$ —重塑样的无侧限抗压强度值 $(q_u)_s$ —饱和样的无侧限抗压强度值
试锥下沉量结构性参数	$m_s = \frac{\delta_r \delta_s}{\delta_0^2}$	δ_0 —原状样的试锥下沉量 δ_r —重塑样的试锥下沉量 δ_s —饱和样的试锥下沉量
初始结构性参数	$m_p = \frac{e_y}{e_{rs}}$	$(p_u)_y$ —原状样的无侧限抗压强度 $(p_u)_{rs}$ —饱和和重塑样的无侧限抗压强度

4. 其它类型结构性参数

一些学者根据损伤力学、破损力学等思想提出了其它类型的结构性参数。夏旺民^[80]通过三轴剪切试验结果，与损伤力学的思想结合，提出了模量结性参数。其反映了土体的变形破坏过程。

Feng^[81, 82]等通过微型贯入仪测定了结构性软土的结构强度系数，主要体现了土的连接强度，但应用范围受限（主要适用于软土）。

员康锋等^[83]通过直剪试验，测定了土体在荷载下的竖向位移，提出了湿剪结构性参数，其表征了土体在竖向压力下抵抗变形的能力。

孔洋等^[84]通过测限压缩试验,测定了土体的强度,并以割线模量定义了土体的结构性参数。

王天佐等^[85]通过三轴剪切试验,获得土体的应变能数据,提出了应变能结构性参数。该参数反映了土体的整体结构性,以及受扰动时土体的能量变化。

参数类型	表达式	备注
模量结构性参数	$m_{ed} = \frac{E_0 - E_{rs}}{E_{rs}}$	E_0 —某一应变或应力下原状样的模量值 E_{rs} —某一应变或应力下饱和重塑样的模量值
结构强度系数	$m = \frac{m_c}{m_0}$	m_c —重塑样的贯入强度 m_0 —原状样的贯入强度
湿剪结构性参数	$m_{1p} = \frac{\lambda_s \lambda_r}{\lambda_0^2}$	λ_s —饱和样湿剪至设定含水量的竖向位移 λ_r —重塑样湿剪至设定含水量的竖向位移 λ_0 —原状样湿剪至设定含水量的竖向位移
割线模量结构性参数	$m_p = \frac{E_{p0}^2}{E_{pr} E_{ps}}$	E_{p0} —同一压应力 p 时原状样的割线模量 E_{pr} —同一压应力 p 时重塑样的割线模量 E_{ps} —同一压应力 p 时饱和样的割线模量
应变能结构性参数	$m_v = \frac{v_y}{v_{rs}}$	v_y —为原状样应变能 v_{rs} —为重塑样应变能

1.4 黄土的本构模型研究现状

自然界的土是由固体颗粒、空气、液态水和固态冰共同构成的多相孔隙材料,其结构具有明显的多孔特性。在外部荷载作用下,土的应力应变关系往往呈现非线性、应力路径依赖以及剪胀性等复杂力学行为。用来定量描述这些应力-应变关系的数学表达式被称为土的本构关系,它能够刻画土在不同条件下的力学响应。一个好的土的本构模型不仅要能够准确反映特定土类的关键力学特性,如应变软化、压硬性等,还必须符合基本的力学原理与热力学定律。线弹性模型由于过于简化,通常难以描述土的复杂力学行为。因此,在本构模型的研究发展中,学者们提出了多种多样、各具特色的模型。

非线性弹性模型在线弹性理论上发展而来,其特点在于弹性模量不再保持恒定,而是随应力状态变化。其基本思路是在微小应变范围内以直线逼近曲线,各类非线性弹性模型的区别主要体现在刚度矩阵构建方式的不同。代表性的模型包括 Duncan-Chang 模型^[86]、Domaschuk-Valliappan 模型^[87]、Naylor 模型^[88]、Izumi-Verruijt 耦合模型^[89]以及

两种 K-G 模型^[90]。其中, Duncan-Chang 模型采用双曲线拟合应力-应变关系; Izumi-Verruijt 模型能够反映土体的剪胀特性; 由沈珠江提出的清华 K-G 模型则考虑了偏应力对球应变及球应力对偏应变的耦合效应, 并能一定程度上反映加载过程中的剪缩特征。

弹塑性模型是岩土本构理论中一个重要的研究分支。由于孔隙的存在, 岩土材料在受力过程中往往产生不可恢复的塑性变形, 因此弹塑性本构模型能够更合理地描述其力学特性^[91]。该模型的理论基础在于将应变增量分解为弹性部分和塑性部分, 并分别采用弹性理论和塑性理论进行描述。经典弹塑性理论通常由三个基本组成部分构成: 流动法则(用于确定塑性应变增量的方向)、屈服条件(用于判断是否产生塑性应变)以及硬化规律(用于控制塑性应变的大小)。针对岩土材料, 还需引入强度准则(亦称破坏准则), 用以界定材料所能达到的应力极限状态, 即判断其是否发生破坏。常用的弹塑性模型有 Mohr-Coulomb 理想弹塑性模型^[92, 93]、Drucker-Prager 模型^[94]、修正剑桥模型^[95]、Lade-Duncan 模型^[96]、沈珠江双屈服面模型^[97]、边界面模型和多重屈服面^[98, 99]。

在研究结构性土的本构行为时, 损伤理论被证明能有效描述其在加载过程中原有结构逐渐破坏、力学性质逐步劣化的特性。这类模型通常基于等效应变假设, 即认为已损伤部分与未损伤部分在宏观上满足应变协调条件, 二者的应变保持一致; 同时, 通过赋予损伤区和未损伤区不同的模量来刻画二者在应力分担上的差异。沈珠江等^[100-103]基于对理想超固结土特性的分析, 提出了岩土破损力学理论, 并在此基础上建立了二元介质模型。该模型推导了包含单参数和双参数形式的增量型一般应力-应变关系, 被应用于黄土和超固结黏土的力学特性分析。刘恩龙^[104-111]在岩土破损力学的理论框架内, 对二元介质本构模型开展了进一步研究, 从试验、理论分析和数值模拟等方面入手, 将该模型的应用范围扩展至岩石、堆石料及结构性土, 并建立了适用于结构性土和初始应力各向异性结构性土的二元介质本构模型。

1.5 主要研究思路和内容

由上述研究现状可知:

(1) 现有冻融循环试验多采用完全约束的制样方式(即土样四周及顶部均受限制), 而自然界浅层土体在冻融过程中往往处于无上部约束的自由状态, 可产生竖向胀缩变形。传统方法无法真实反映土体在无约束条件下的冻胀融沉行为及其对结构劣化的影响。

(2) 虽然已有大量结构性参数定义(应变型、应力型、初始型等), 但大多基于压缩或常规三轴试验, 缺乏针对冻融循环作用下结构性参数演化规律的系统研究, 尤其是不同约束条件(完全约束和无上部约束)对结构性参数的影响。

(3) 尽管已有学者通过电子扫描电镜(SEM)等手段观察冻融后土体微观结构, 但微

观图像与宏观力学参数（强度、体变、结构性参数）之间的定量关联分析较少，难以建立系统的宏微观劣化机制。基于此本文开展了不同约束状态下土体的力学特性和结构性的研究，技术路线图如下图所示。

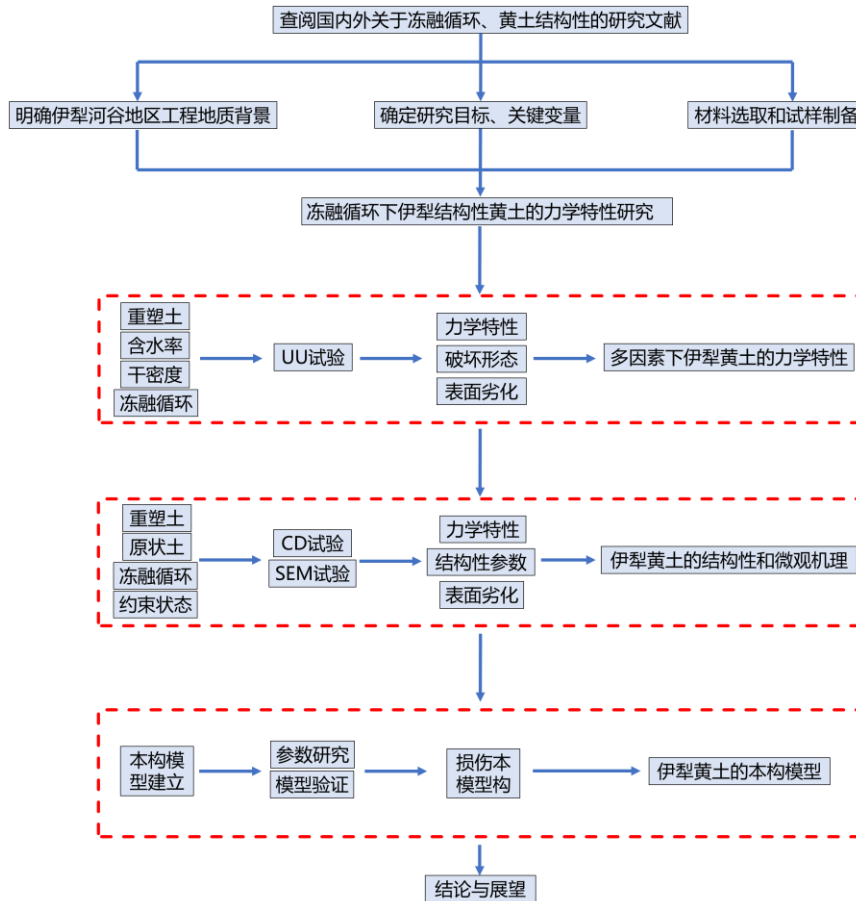


图 1-3 技术路线

Figure 1-3 Technical Approach

论文的主要研究内容如下：

1. 湿—密—冻融条件下黄土力学特性研究（不固结不排水 UU 试验）
 - (1) 设计不同初始含水率（5.25%、10.25%、15.25%、20.25%）、干密度（1.38、1.43、1.48 g/cm³）及冻融循环次数（0、1、3、7、11）的试验方案。
 - (2) 采用无上部约束制样方法模拟浅层土体自由变形，开展不固结不排水三轴试验。
 - (3) 分析应力-应变曲线类型转化（软化/硬化）、峰值强度劣化规律、土体高度变化及表面劣化特征。
 - (4) 建立归一化强度指标K，界定曲线类型转化阈值（ $K = 0.5$ ）。
2. 冻融循环下黄土结构性演化规律研究（固结排水 CD 试验）
 - (1) 对比分析原状土与重塑土、完全约束与无上部约束两种状态下的力学行为。

(2) 开展饱和试样固结排水三轴试验, 获取应力-应变曲线、体变曲线、强度参数(C 、 φ)及结构性参数 m_d 变化。

(3) 揭示冻融循环对土体剪胀和剪缩行为的影响, 定量描述约束条件对结构稳定性的控制作用。

3. 微观结构演化机制研究 (电镜 SEM 试验)

(1) 对经历不同冻融次数、不同约束状态的土样进行扫描电镜观测。

(2) 选取土样不同高度位置 (5mm、40mm、75mm) 进行对比分析。

(3) 揭示冻融循环对颗粒破碎、胶结破坏、孔隙发育的影响规律, 验证宏观力学行为的微观机制。

4. 冻融损伤本构模型构建与验证

(1) 基于二元介质模型与损伤力学理论, 构建考虑冻融循环、含水率、干密度三因素耦合的

(2) 损伤统计本构模型。引入初始损伤因子 D_0 与荷载损伤因子 D_L , 采用复合函数描述微元强度分布。

(3) 通过试验数据验证模型的有效性, 误差控制在 20%以内, 实现对伊犁黄土应力-应变曲线的定量描述。

第2章 试验材料及试验方法

准确获取试验材料的基本物理性质与制定科学合理的试验方案,是开展黄土力学特性研究的基础。本章旨在系统介绍本文所采用的研究对象、试样制备方法及试验方案设计。首先,介绍伊犁则克台地区黄土的取样位置、地质背景及基本物理性质,包括颗粒级配、液塑限、干密度、孔隙比等指标,以明确试验材料的工程属性。其次,详细阐述试样的制备方法,重点说明本文创新提出的无上部约束制样技术及其操作流程,并与传统制样方法进行对比。最后,系统介绍冻融循环试验、三轴剪切试验(UU和CD)及扫描电镜试验的仪器设备、参数设置与操作步骤。通过本章内容,为后续力学特性、结构性演化及本构模型研究奠定可靠的试验基础。

2.1 试验材料

2.1.1 取样概况

本文所用黄土试样取自新疆伊犁哈萨克自治州则克台,取样点坐标为 83.21474° (N),纬度为 43.59332 (E),具体见下图2-1。则克台镇隶属于新疆维吾尔自治区伊犁哈萨克自治州新源县,是连接南北疆的重要交通枢纽(国道218线和国道217线交汇处)。该地位于阿吾拉勒—伊犁地块,北侧邻近天山北缘断裂带。该区域新构造运动较为活跃,主要表现为山区隆升和河谷沉降,历史上存在中轻度地震活动^[112]。则克台镇属于大陆性北温带半干旱气候,但由于伊犁河谷开口向西,有利于湿润西风气流深入,因此相较于新疆其他地区,气候较为温和湿润。该地年平均气温约 7.8°C — 9.2°C 。极端最高温可达 39°C ;最低极端最低温可达 -30°C 。年平均降雨量约为350毫米—480毫米之间。该地降水季节分配不均,主要集中在春、夏季(4月-8月),约占全年降水量的60%-70%。冬季降雪量较大,积雪深厚。年平均蒸发量约1300毫米—1600毫米,蒸发量远大于降水量^[113]。样品采集自该地区土层1-4m处,黄土分类为Q4^[114]。



图 2-1 取样地点

Figure 2-1 Sampling Locations

本文采用的取样方法为人工探槽取样法，取样深度为 2-3m，挖掘到预设深度后，在侧壁进行取样，土块大小约为 $15\text{cm} \times 15\text{cm} \times 15\text{cm}$ 。采集后立即用塑料膜包裹试样，随后用深色胶带密封，以防止水分蒸发。为了减小运输中原状土受扰动的影响，将原状土放入装有散土的泡沫箱保存，并对土样进行标号。见下图 2-2。



图 2-2 现场取样

Figure 2-2 On-site sampling

2.1.2 土样物理性质

原状样品根据 GB/T50123—2019《土工试验方法标准》^[15]测量其颗粒级配（表 2-1，图 2-3），采用四分法进行筛分试验，小于 0.75mm 的土颗粒采用密度计法进行测量。

由筛分试验数据可以看出，本文选用的土体主要以粉粒为主。

表 2-1 土的粒径分布

Table 2-1 Soil Particle Size Distribution

粒径/mm	> 2mm	> 1mm	> 0.5mm	> 0.25mm	> 0.1mm	> 0.075mm	< 0.75mm
占比/%	0.05%	0.32%	3.79%	4.05%	8.59%	8.34%	74.87%

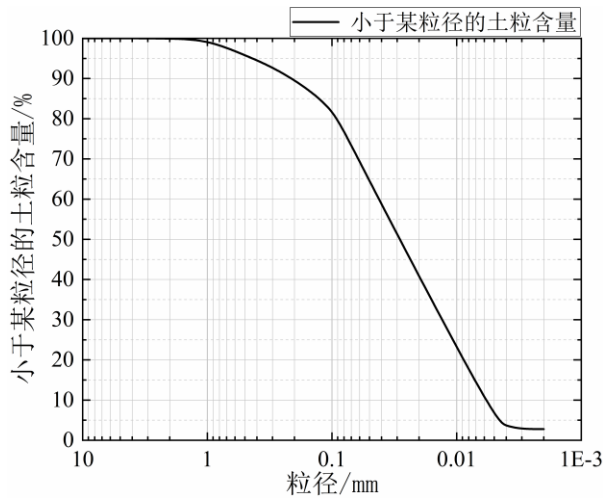


图 2-3 颗粒级配曲线

Figure 2-3 Particle size distribution curve

经计算得到试样的不均匀系数和曲率系数，该土 $C_c = 0.32$, $C_u = 6.90$ 为级配不良土^[116]。通过液塑限联合测定仪对试样的液塑限含水率进行测定，并计算得到液性指数和塑性指数，可以看出该地区黄土的种类为低液限黏土^[117]。基本物理指标结果（表 2-2）显示试样的孔隙比较大，干密度较小，表明试样中孔隙发育，试样结构较疏松。X 射线衍射试的方法，测得天然黄土试样的元素含量结果如图 2-4 所示。

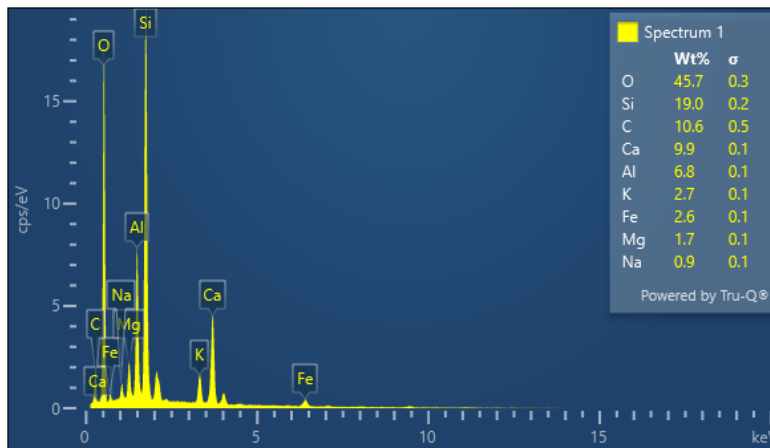


图 2-4 土的物质组成

Figure 2-4 Material Composition of Soil

表 2-2 土的基本物理参数

Table 2-2 Basic Physical Parameters of Soil

参数	值
天然含水率($\omega_0/\%$)	3-6
土粒比重(Gs)	2.70
天然密度($\rho_0/g \cdot cm^{-3}$)	1.43-1.48
干密度($\rho_d/g \cdot cm^{-3}$)	1.28-1.35
初始孔隙比(e_0)	0.96-1.02
饱和含水率($\omega_r/\%$)	35.5
塑限($\omega_p/\%$)	19.16
液限($\omega_L/\%$)	28.54
塑性指数(I_p)	9.38
最大干密度($\rho_{dmax}/g \cdot cm^{-3}$)	1.79
最优含水率($\omega_{op}/\%$)	17.3
所属土类	CL

2.2 试样制备

2.2.1 UU 试验样品制备

试验依据 GB/T50123—2019《土工试验方法标准》^[115]用散土配置重塑土三轴试样。将自然风干的土样用木碾碾碎后过 2 mm 筛子后装入密封袋中保存备用，在室内制备不同含水率和干密度的土样。制样时通过喷洒的方式使土料达到目标含水率，随后放入养护箱焖料 24h，保证水分混合均匀。设置 4 个含水率梯度：5.25%，10.25%，15.25%，20.25%，3 个干密度梯度：1.38g/cm³、1.43g/cm³、1.48g/cm³。计算出不同含水率下，分层击实达到预计干密度所需的质量。击样法制样时，每层称取相同质量，分 5 层放入直径 39.1mm，高 100mm 的亚克力透明模具中，每层压实后，表面刮毛至 2mm 深再铺设下一层，直到试样高度为 80mm。制样完成后，将模具外面套一层乳胶膜，并用环箍将模具箍紧，最后用密封袋包裹严实，以减少冻融过程中水分流失。该模具，与以往的模具不同之处在于：增加模具的高度，让土体受冻融循环作用时提供竖向变形空间，使土体上部无约束作用，更符合土体内部实际的结构变化（图 2-5 步骤 2）。模具由两部分构成，下部为 80mm 高，内径为 39.1mm，上部增加高度为 20mm，内径为 39.1mm 的盖帽，提供变形空间的同时，还能将模具紧固，并且取样时便于拆模。制备样品时，无上

部约束的试样上部不封口，完全约束的土体上部用透水石封顶后用乳胶膜包裹至整个模具，为减小上部变形，冻融时顶部放 5kg 铁饼压重。试验流程如图 2-5。

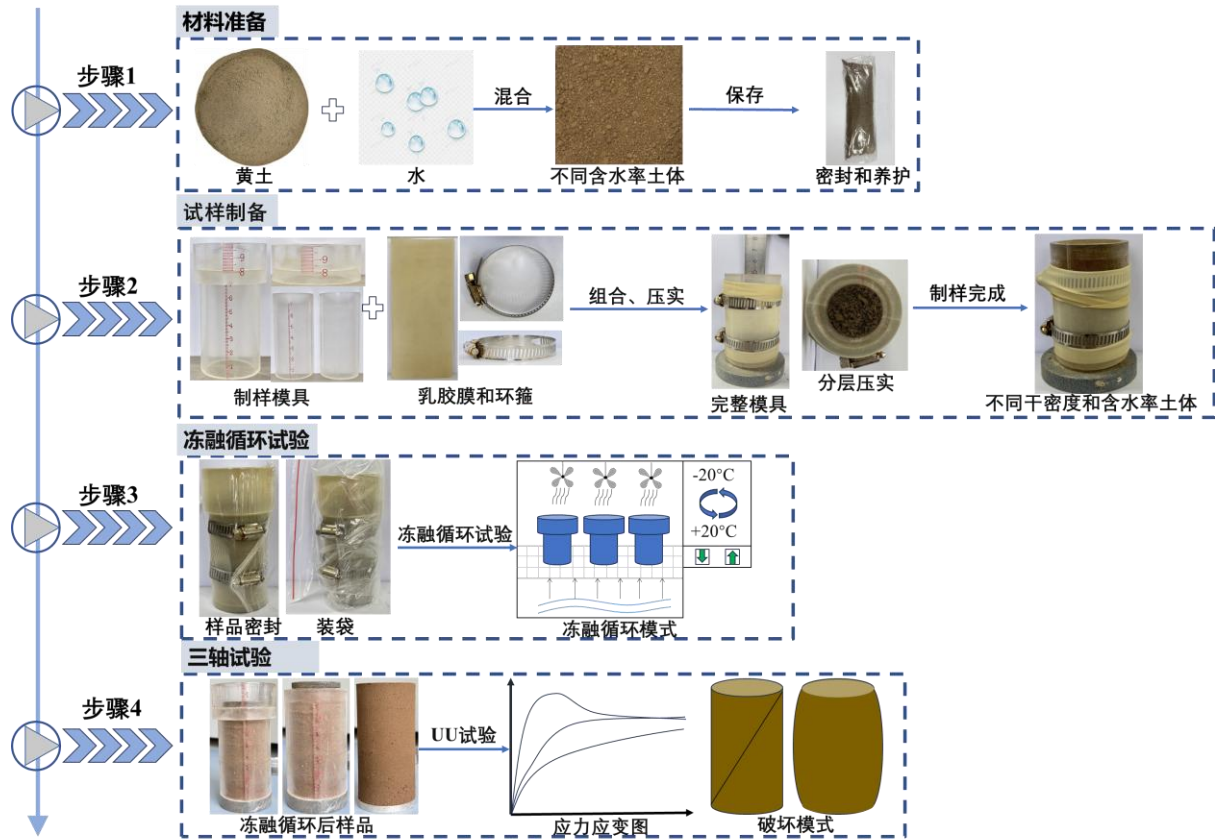


图 2-5 实验流程

Figure 2-5 Experimental procedure

2.2.2 CD 试验样品制备

原状土用削土器进行削制，试样直径 39.1mm，高度 80mm。重塑样根据原状样的干密度和含水率进行制样，干密度误差控制 $\pm 2\%$ ，含水率控制 $\pm 1\%$ ，采用击实法分五层击实。原状样品和重塑样品制备完毕后将土样和模具（如图 2-4，步骤三）放入养护箱进行养护。养护结束后放入真空饱和装置，抽气时间至少 1 小时，静置入水饱和至少 10 小时。饱和后先将模具用乳胶膜包裹，再包裹保鲜膜，最后装入密封袋，以减少冻融过程中水分的散失。

2.3 试验方法

2.3.1 冻融循环试验

试样制备完成后立即放入 TDS-300 型冻融试验机进行冻融测试(图 2-6)。根据前人研究,土体在冻融次数为 6-7 次时能够达到稳定,因此 UU 试验设置冻融循环次数为 0, 3, 7, 11。冻融循环 7 次后,土体的强度趋于稳定,后续 CD 试验对冻融循环次数做了调整(冻融循环次数更改为 0, 3, 7),根据伊犁则克台当地气温设置冻融循环温度,冷冻温度为 -20°C ,解冻温度为 20°C 。冻融时间设置为冷冻 12h,解冻 12h(图 2-7)。冻融箱内部采用导冷液进行降温,箱内上部安装有风扇,模拟强风化作用;温度升高时,进水泵放水,箱内液面达到一定高度,通过控制液体温度进而控制整个箱体的温度;该冻融箱无温度梯度,无补水条件。完成冻融循环后,对样品进行称重,结果显示其质量与循环前基本无异,并记录土体表面的损伤情况,骨架变形程度和体积变化。随后立即进行三轴试验,以避免其他因素干扰。

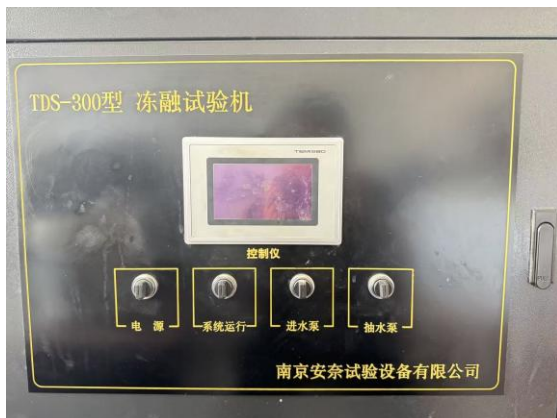


图 2-6 冻融循环试验机

Figure 2-6 Freeze-Thaw Cycling Tester Figure

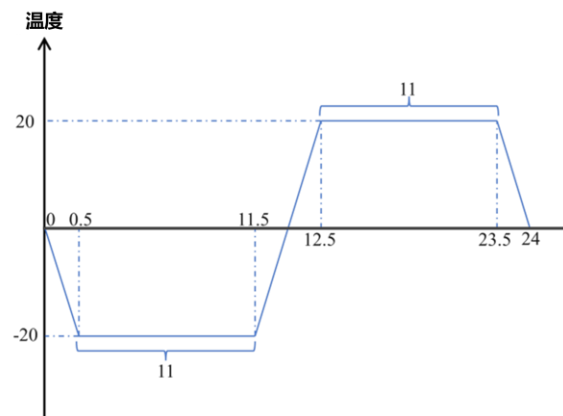


图 2-7 冻融循环温度变化图

2-7 Temperature Variation During Freeze-Thaw Cycles

2.3.2 UU 三轴试验

冻融循环试验结束后,在 100kPa 围压下利用 TFB-1 型非饱和土应力应变控制式三轴剪切渗透仪进行不固结不排水三轴剪切试验,由于冻融循环结束后高度产生一定变化,开始实验时需调整土样高度参数;根据岩土工程试验方法标准(GB/T 50123—2019)^[115],剪切速率设置为 0.8 mm/min ,当轴向应变达到 20%时终止试验。获得冻融循环作用下不

同干密度和含水率的应力应变曲线，以及试样的破坏形态。试验方案如表 2-3。UU 试验旨在验证制样方法的合理性，为后文对土体结构性的研究提供依据。

表 2-3 UU 试验方案

Table 2-3 UU Test Protocol

试验类型	试验编号	含水率 $\omega(\%)$	干密度 $\rho_d(\text{g}/\text{cm}^3)$	冻融次数 $N(\text{次})$	围压 $\sigma_3(\text{kPa})$
UU	1	5.25	1.38、1.43、1.48	0、1、3、7、11	100
UU	2	10.25	1.38、1.43、1.48	0、1、3、7、11	100
UU	3	15.25	1.38、1.43、1.48	0、1、3、7、11	100
UU	4	20.25	1.38、1.43、1.48	0、1、3、7、11	100

2.3.3 CD 试验

饱和原状土和重塑土样经过冻融循环后，立即进行 CD 试验，围压设置为 50kpa、100kpa、200kpa。试验前同样需调试仪器高度参数，试验方案如表 2-4。根据岩土工程试验方法标准 (GB/T 50123-2019)^[115]，剪切速率设置为 0.01mm/min，当轴向应变达到 20% 时终止试验。此时得到原状土和重塑土的应力应变曲线，以及体变应变曲线，进而分析土体的强度参数以及结构性参数的变化情况。

表 2-4 CD 试验方案

Table 2-4 CD Trial Protocol

试验类型	试验编号	土样类型	冻融循环条件	冻融循环次数 $N(\text{次})$	围压 $\sigma_3(\text{kPa})$
CD	1	饱和原状样	上部约束	0、3、7	50、100、200
CD	2	饱和原状样	无上部约束	0、3、7	50、100、200
CD	3	饱和重塑样	上部约束	0、3、7	50、100、200
CD	4	饱和重塑样	无上部约束	0、3、7	50、100、200
CD	5	未饱和原状样	/	0	50、100、200
CD	6	未饱和重塑样	/	0	50、100、200

2.3.4 SEM 试验

使用 JSM-7610FPlus 型电镜设备如图 2-8 所示进行 SEM 试验，取放大倍数为 5000 倍，以便进行对比观察。为保证样品干密度一致，所需样品从三轴试样中采取，由于各个部位受冻融循环的影响不同，因此取样高度为从下往上取 75mm，40mm，5mm 内部的土块，然后经风干后进行吸尘和喷金处理，目的是保证样品微观结构的完整性。试验

结束后对土体的颗粒形态分布和微观孔隙特征等进行分析。



图 2-8 SEM 设备

Figure 2-8 SEM equipment

2.4 本章小结

本章详细介绍了伊犁则克台地区黄土的取样位置、地质背景及基本物理性质。试验所用黄土以粉粒为主，属低液限黏土，具有典型的结构性特征，孔隙比较发育、干密度较小。在试验方法方面，重点阐述了本文创新提出的无上部约束制样技术，该技术通过在模具上部预留变形空间，使土体在冻融过程中可自由产生竖向胀缩，更贴近浅层土体的实际受力状态。系统设计了考虑不同初始含水率（5.25%、10.25%、15.25%、20.25%）、干密度（1.38、1.43、1.48 g/cm³）、冻融循环次数（0、1、3、7、11）及约束条件（完全约束与无上部约束）的 UU 与 CD 三轴试验方案，明确了冻融循环温度参数（-20℃冷冻 12h、20℃解冻 12h）与剪切试验操作流程。同时介绍了 SEM 试验的取样位置与观测方法。本章构建的多因素耦合试验体系方法科学、控制变量合理，为后续力学特性与结构性分析提供了可靠的数据支撑。

第3章 湿—密—冻融循环下伊犁黄土的力学特性

浅层黄土在自然环境中同时受到初始含水率、干密度及季节性冻融循环的共同影响，三者耦合作用下的力学响应特征与劣化规律是准确评价黄土工程性能的关键。然而，现有研究多集中于单因素或双因素影响分析，对湿、密、冻融三因素耦合效应的系统研究尚不充分。此外，传统冻融试验制样方法对土体施加完全约束，难以真实反映浅层土体在自然界中无上部约束状态下的自由变形行为。基于此，本章采用第2章提出的新型无上部约束制样方法，开展不同初始含水率（5.25%、10.25%、15.25%、20.25%）、干密度（1.38、1.43、1.48 g/cm³）及冻融循环次数（0、1、3、7、11）条件下的不固结不排水三轴试验。重点分析三因素对土体应力-应变曲线形态、峰值强度演化及破坏模式的影响规律，揭示冻融过程中“冻胀破坏”与“固结增强”的双重作用机制，并探讨土体高度变化与表面劣化特征，以期为季冻区黄土工程设计与灾害防治提供理论依据。

3.1 湿—密—冻融循环下重塑土的力学特性

3.1.1 初始含水率和干密度的影响

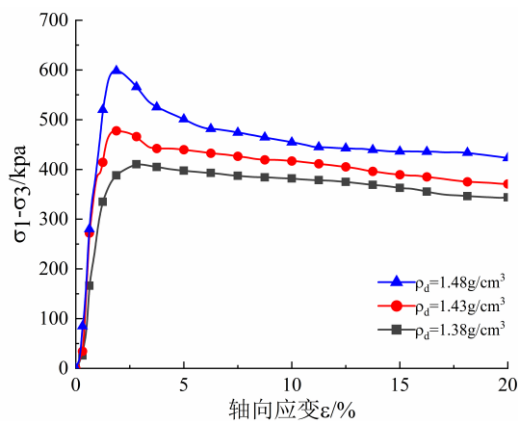
为研究土体初始含水率和初始干密度对其力学特性的影响，分析了 100kPa 围压下不同含水率和干密度土体的应力—应变曲线和破坏形态，并与具有相似含水量和干密度的相关文献^[44, 50, 118]进行对比，得出相近结论。土壤干密度越大，其强度越高；反之，含水量越大，强度越低。软化曲线的峰值应变点通常出现在 3-6%应变范围内。当超过特定含水量或干密度阈值时，土壤的应力-应变曲线类型会发生转变。其差异在于曲线类型转变（从应变软化到应变硬化）与破坏模式转变（从剪切破坏到膨胀破坏）的临界值不同，本研究确定 15.25%为该阈值。如图 3-1、3-2 所示， ω 为含水率， ρ_d 为干密度， N 为冻融次数， σ_3 为围压。由图 3-1(a)、(b)可知，当围压为 100kPa，含水率较低（5.25%、10.25%）时，未冻融土体的应力—应变曲线为软化型，峰值强度随着干密度的提高而增加，而峰值点的位置随着干密度的提高向着应变减小的方向移动；土体达到峰值强度后由于剪切面（滑动带）的出现，强度降低的速率较快，随后趋于稳定；土体的残余强度随干密度的提高而提高；土体的破坏形态为剪切破坏。由图 3-1(c)、(d)可知，较高含水率时（15.25%、20.25%），应力—应变曲线为硬化型。土体的破坏强度以及弹性模量随干密度的增加而增加，弹性段和塑性段的分界点向着应变减小的方向移动；土体在荷载作用下逐渐压密，

土体强度达不到极限强度，此时破坏形态为鼓胀破坏。由图 3-2(a)、(b)、(c)可知，未冻融时土体的应力—应变曲线随含水率的提高由应变软化型向应变硬化型转变，峰值强度和弹性模量随初始含水率的提高而减小。应力—应变曲线类型转变过程发生在较低含水率和较高含水率的过渡阶段（即 10.25%→15.25%的过程中，参考文献^[50]为 10%→18%），该阶段土体的强度劣化最大。说明应变软化向应变硬化转变存在一个界值含水率（最优含水率附近），使含水率对强度的影响激增。从土体的击实特点可以发现：当含水率提高时，最大干密度值出现先增后减的现象。处在最优含水率附近的土体，对应的最大干密度值越大，与试验设置值差距较大。此时土体较为松散，所以土体在该含水率下强度劣化较为明显。由应力—应变曲线可知，变形主要分为 3 个阶段^[119]：

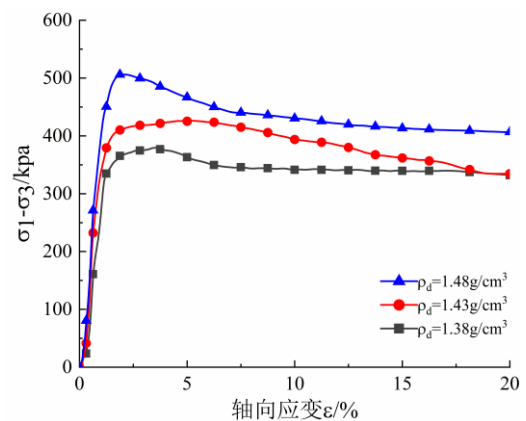
(1)弹性变形阶段：该过程中偏应力随着轴向应变的增加而线性增加，发生可恢复的弹性变形，冻融次数的增加降低了试样的弹性模量。

(2)弹塑性变形阶段：该过程中偏应力与轴向应变的关系为非线性，此时试样内部已有破坏发生，细小的孔隙和裂缝在试样内部逐渐发展，但土颗粒骨架依然可以承受部分荷载。

(3)在低含水率下，试样内部的孔隙和裂缝连通。此时试样失去承载能力，强度迅速降低，发生剪切破坏，试样存在明显的剪切面。在高含水率下，试样的破坏形态为鼓胀破坏，不出现剪切面。



(a) $\omega = 5.25\%$, $N = 0$



(b) $\omega = 10.25\%$, $N = 0$

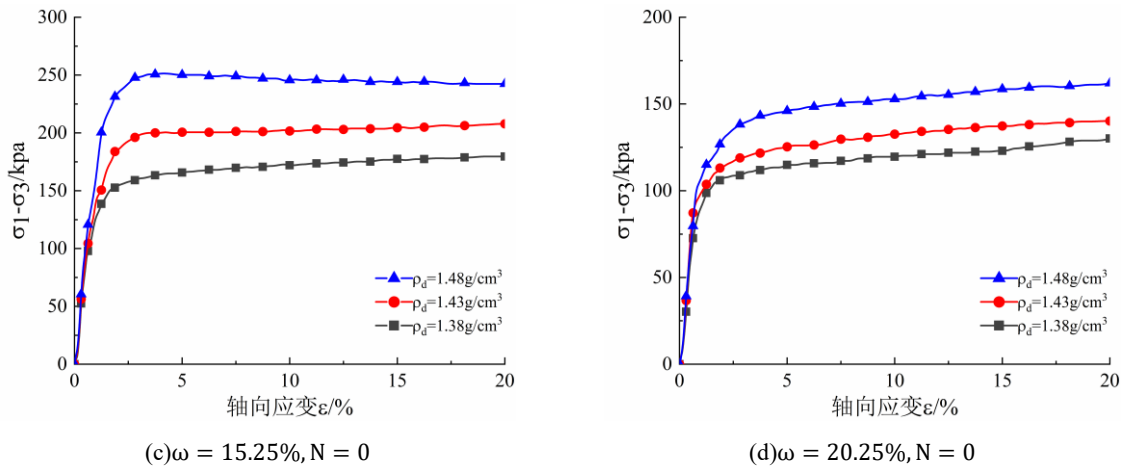


图 3-1 未冻融条件下不同干密度的应力-应变曲线

Figure 3-1 Stress-strain curves for different dry densities under non-freeze-thaw conditions

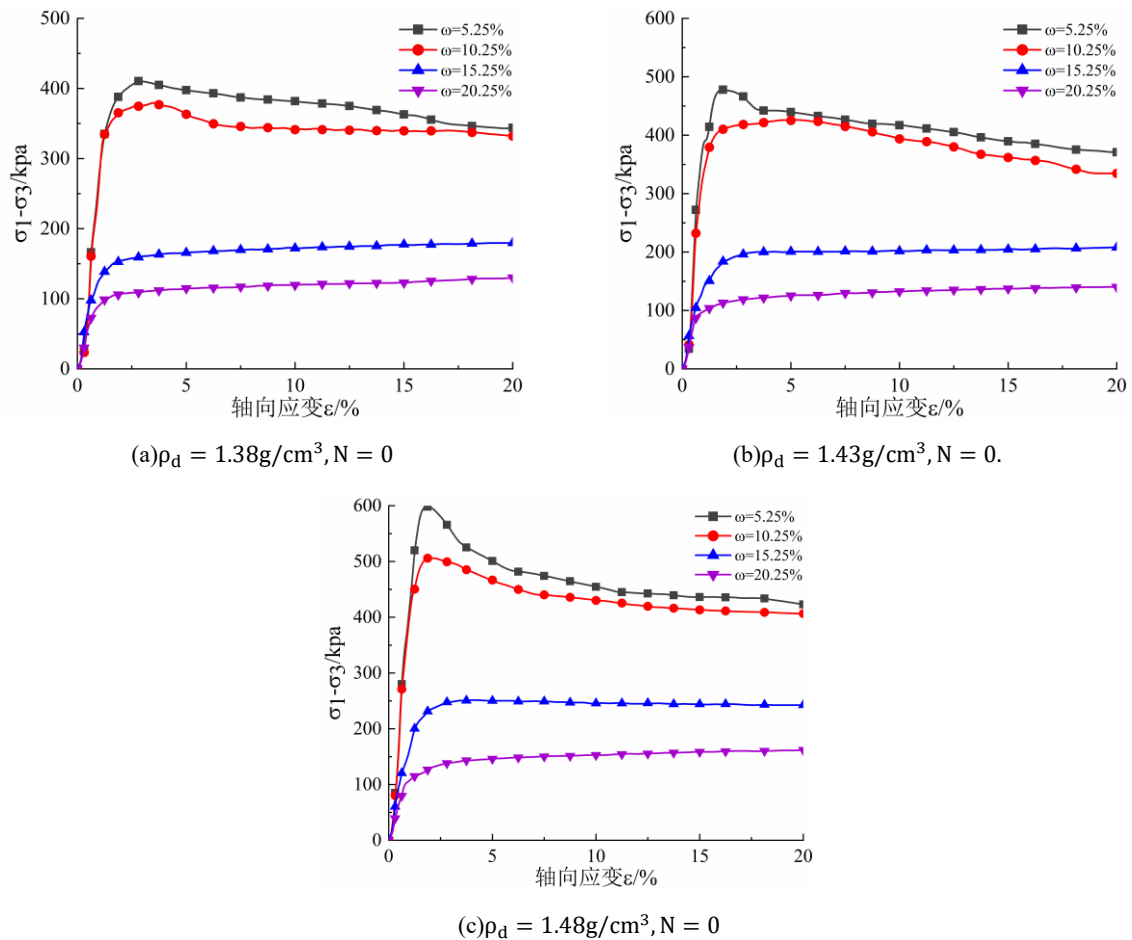


图 3-2 未冻融时不同含水率应力-应变曲线

Figure 3-2 Stress-strain curves for different moisture contents under non-freeze-thaw conditions

由图 3-3 对土体的破坏形态进行分析。低含水率下 (5.25%、10.25%)，干密度为 1.38g/cm³时，土体破坏时形成一个明显的剪切面；干密度为 1.43g/cm³、1.48g/cm³时，土体破坏时形成交叉的两个剪切面。可以看出，随干密度的提高，试样表面有形成多个剪切面的趋势，且形成的剪切面越来越显著。测试结果与参考文献^[44]和^[61]中报道的结果相似，但由于土壤样品的差异，对应于剪切面数量变化的干密度范围存在差异。土体干密度越高越密实，内部的骨架越稳定，土体刚度越强。因此在荷载作用下，形成了多个剪切面。当剪切面出现时，在应力—应变图中反映出强度下降较快的阶段，符合试验规律。含水率越高土体刚度越小，因此高含水率下 (15.25%、20.25%)，土体全部为鼓胀破坏，并随干密度的提高鼓胀程度越显著 (实验结果与参考文献^[118]中报道的结果相似。但本文总结了鼓胀变形的程度)。干密度一定时，土体的破坏形态随含水率的提高由剪切破坏变为鼓胀破坏。

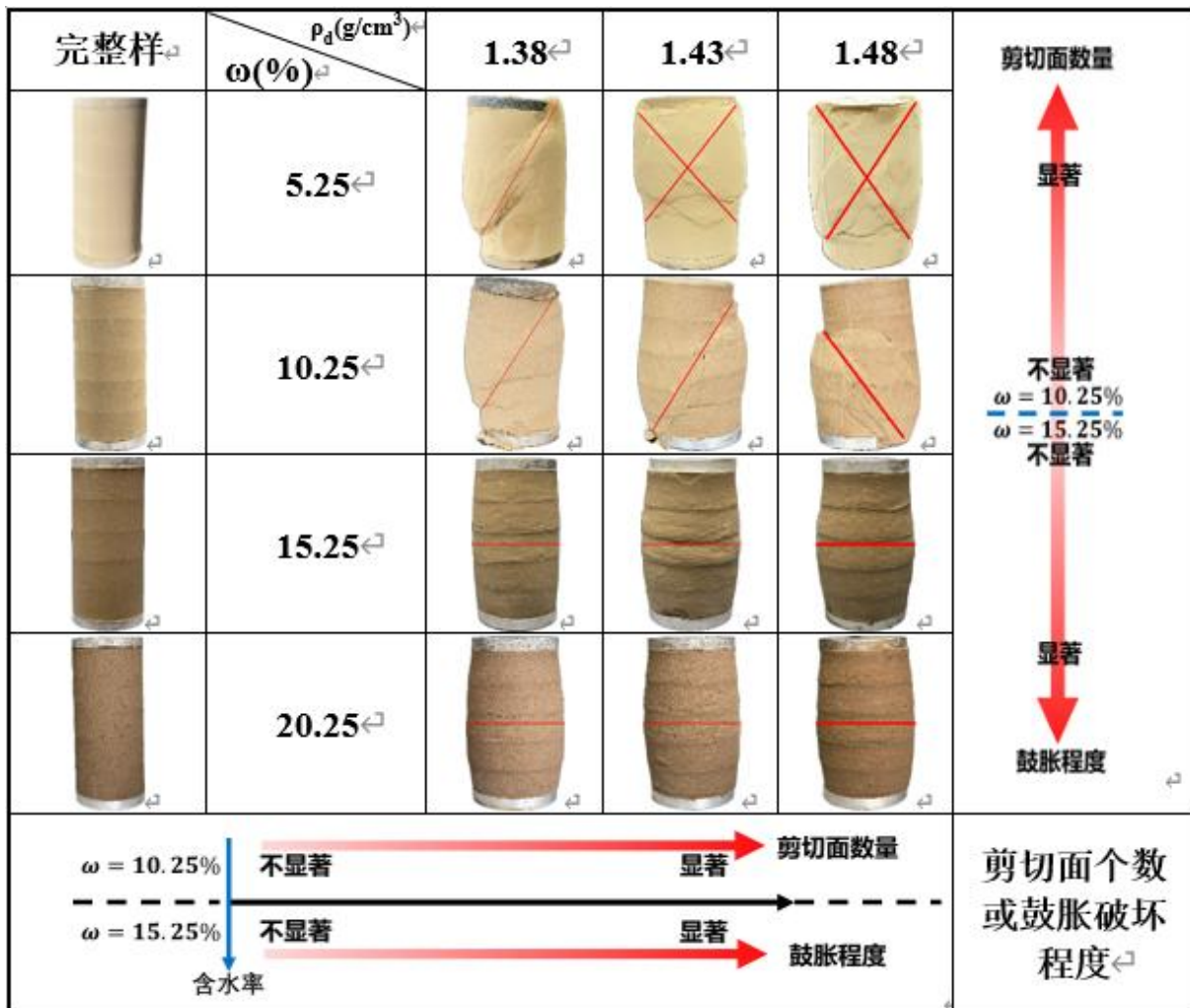
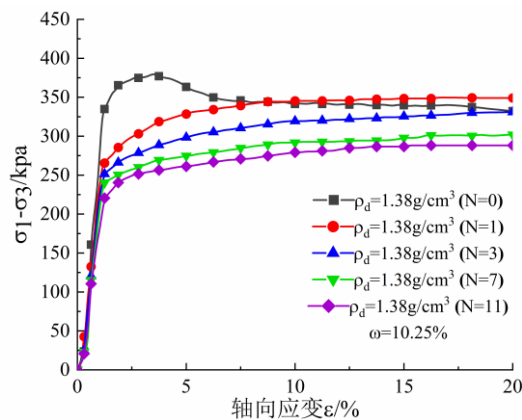
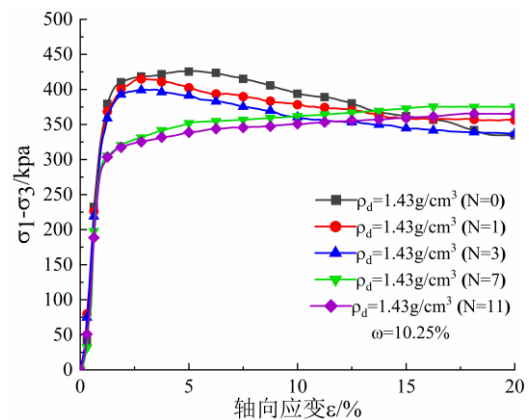


图 3-3 未冻融条件下不同干密度和含水率土体的破坏形态

Figure 3-3 Failure patterns of soils with different dry densities and moisture contents under non-freezing and thawing conditions

3.1.2 湿—密条件下冻融作用对土体的影响

为研究在本文制样方法下土体受冻融作用的影响，分析冻融循环下不同初始干密度和含水率的应力—应变图，由于部分含水率的土体出现相同现象，以含水率 10.25%和 20.25%为例进行分析。由图 3-4(a)、(b)、(c)可知，在 10.25%含水率下，干密度为 $1.38\text{g}/\text{cm}^3$ 的土体经历 1 次冻融循环后应力—应变曲线由软化型转变为硬化型；干密度为 $1.43\text{g}/\text{cm}^3$ 的土体经历 7 次冻融循环后应力—应变曲线由软化型转变为硬化型；干密度为 $1.48\text{g}/\text{cm}^3$ 的土体经历 11 次冻融循环后应力—应变曲线类型未发生改变，即全部为软化型。随着冻融循环次数增加，土体的弹性模量和峰值强度逐渐降低，应变软化曲线的峰值点随冻融次数的增加向应变增加的方向移动，冻融 7 次后强度逐渐稳定^[118, 120]。冻融作用破坏土体内部的胶结和骨架结构^[121]，冻胀力使得土体内部大颗粒破碎，孔隙增大，土体变得松散；随干密度增加，土体胶结更强，骨架更稳定，抗冻性提高^[14, 39, 44]，所以应力—应变曲线由软化转变为硬化需要更多冻融循环次数。图 3-4(d)、(e)、(f)可知，含水率为 20.25%时，干密度为 $1.38\text{g}/\text{cm}^3$ 的土体弹性模量和峰值强度随冻融循环增加持续增长；干密度为 $1.43\text{g}/\text{cm}^3$ 、 $1.48\text{g}/\text{cm}^3$ 的土体则出现先增后减的现象。冻融循环后土体的弹性模量和强度都比未冻融时高，冻融 3 次后强度逐渐趋于稳定。说明无上部约束的土体在冻融作用下，除受冻胀作用的破坏，同时还会发生胶结或固结作用^[54]。在低含水率条件下，冻胀对土壤的影响更为显著，导致强度降低；而在高含水率条件下，固结或胶结作用的影响更为突出，以至于土体的强度略有提升。低干密度的土壤经历冻融循环后会逐渐变得致密并且使土体强度提高，但达到一定的密实程度后冻胀作用再次主导，再次导致强度下降^[55, 122]。干密度高的土壤在特定含水量下冻胀现象更为显著，其强度会因冻胀力而降低^[52]。随后，随着冻融循环次数增加，固结或胶结作用对土壤的增强效应逐渐增强，最终形成新的平衡状态。

(a) $\omega = 10.25\%$, $\rho_d = 1.38\text{g}/\text{cm}^3$ (b) $\omega = 10.25\%$, $\rho_d = 1.43\text{g}/\text{cm}^3$

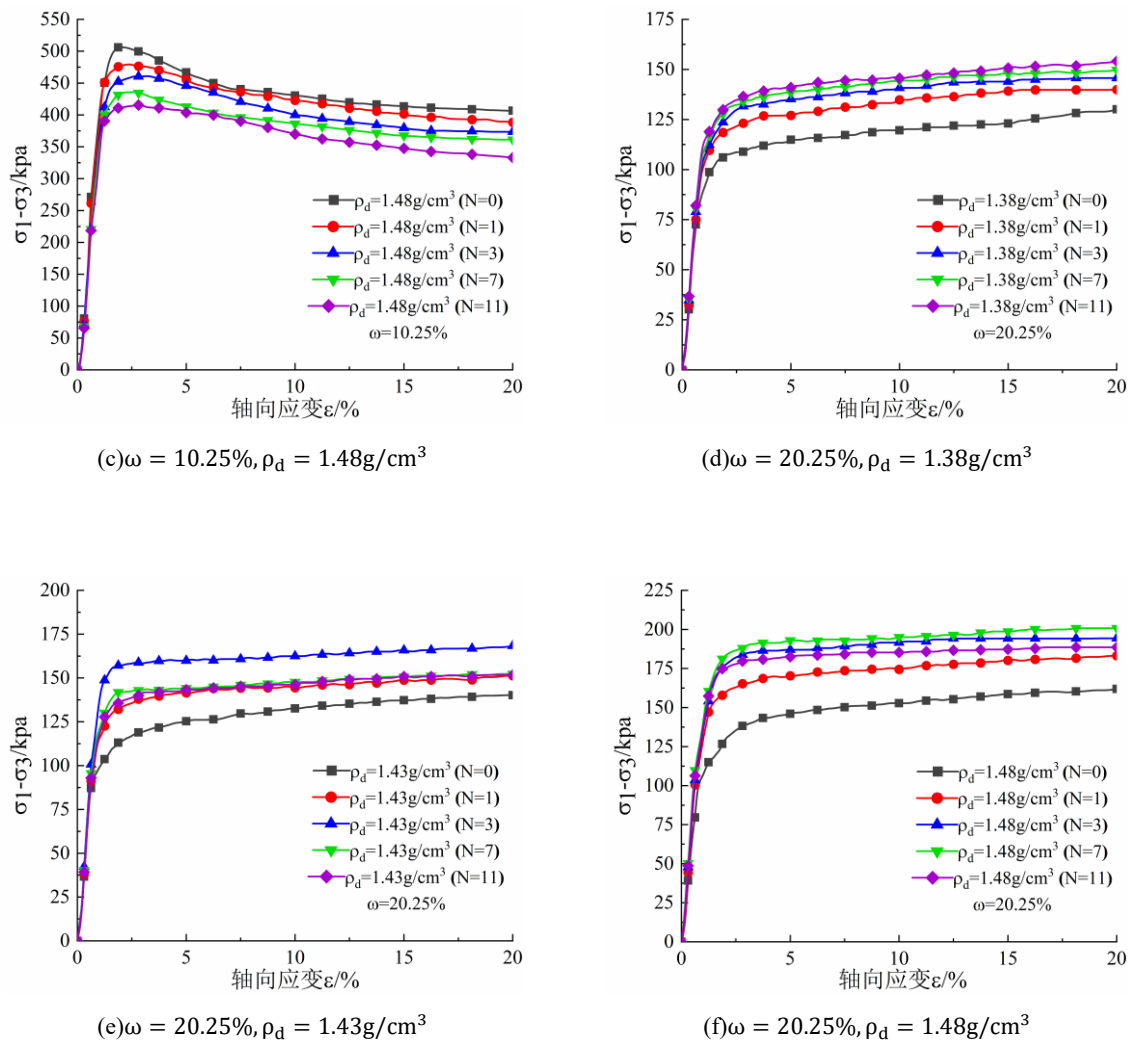


图 3-4 冻融作用下不同干密度和含水率应力-应变曲线和破坏强度

Figure 3-4 Stress-strain curves and failure strengths for different dry densities and moisture contents under freeze-thaw cycles

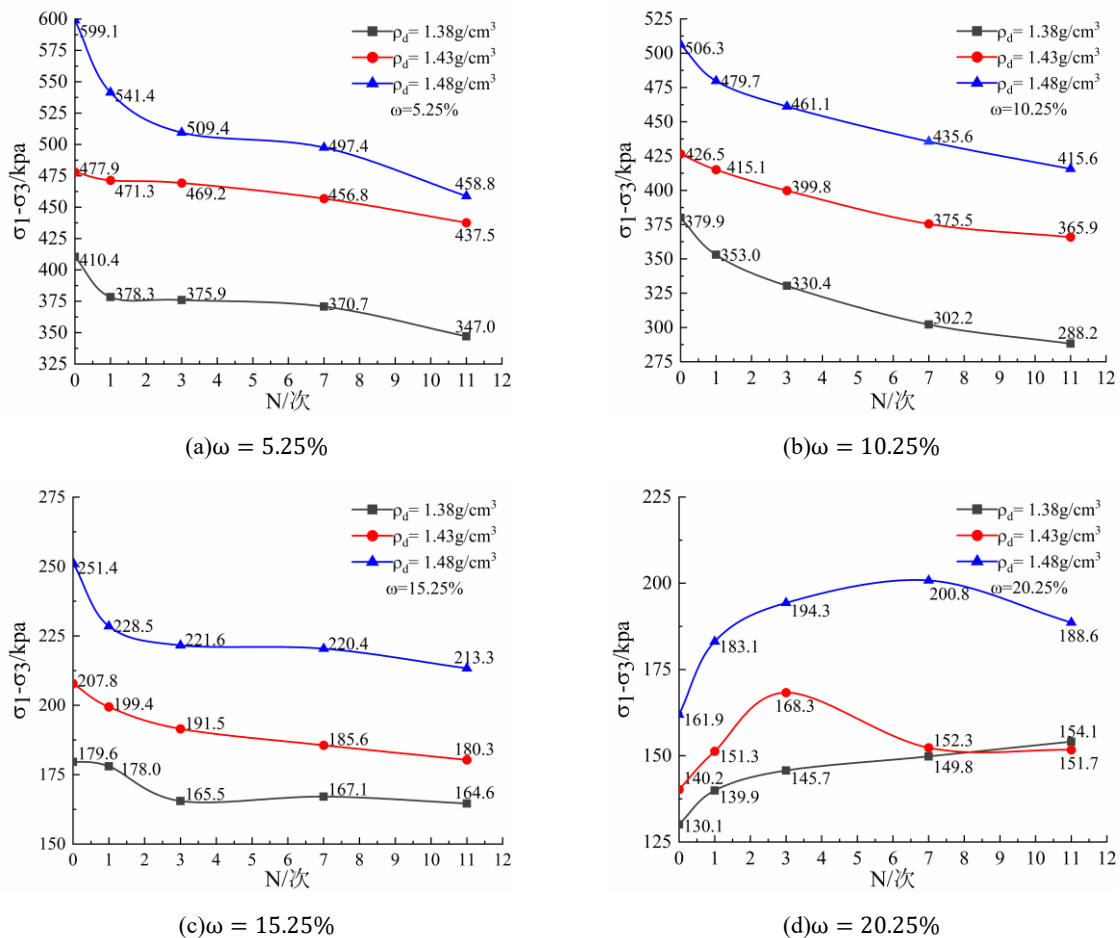
3.1.3 湿-密条件下冻融作用对峰值强度的影响

峰值强度反映了土体受荷时的承载能力，为研究在本文制样方法下土体受冻融循环作用的影响，从峰值强度的降幅和增幅的角度进行分析，定量描述湿-密条件下冻融循环对土体的破坏程度。

由图 3-5 可知，含水率为 5.25%、10.25%、15.25%时，3 种干密度下，土体的峰值强度随冻融循环次数的增加而降低，当含水率为 10.25%，强度随冻融循环次数的增加劣化最大，分别下降 24.14%、14.21%、17.91%；原因在于含水率 5.25%时土中水分含量低，受冻胀作用影响小，强度劣化小；含水率为 15.25%时，冻胀作用较大但初始强度较低，

所以强度劣化小。由图 3-5 可知, 含水率为 5.25%、10.25%、15.25% 时, 3 种干密度下, 土体的峰值强度随冻融循环次数的增加而降低, 当含水率为 10.25%, 强度随冻融循环次数的增加劣化最大, 分别下降 24.14%、14.21%、17.91%; 原因在于含水率 5.25% 时土中水分含量低, 受冻胀作用影响小, 强度劣化小^[123,124]; 含水率为 15.25% 时, 冻胀作用较大但初始强度较低, 所以强度劣化小。含水率为 20.25%, 干密度为 1.38g/cm³ 时, 土体强度随冻融次数逐渐增强, 分别增长 7.53%、4.15%、2.81%、2.87%, 冻融 7 次后逐渐稳定; 干密度为 1.43g/cm³、1.48g/cm³ 时, 土体强度随冻融次数先增后减, 强度达到稳定的冻融次数增多^[125]。土体的峰值强度随干密度的提高而提高。

当含水量为 5.25% 且经历 0 或 1 个冻融循环时, 土壤强度随干密度增加分别提升 45.98% 或 43.11%。当含水量为 10.25% 且经历 3、7、11 次冻融循环时, 随干密度增加, 强度分别提升 39.56%、44.14% 和 44.21%。在无冻融循环且含水量为 5.25% 的条件下, 土壤强度随干密度增加呈现出最大增幅。这表明初始干密度对峰值强度的影响大于冻融循环次数。土壤峰值强度随含水量增加而降低。当含水量从 10.25% 增至 15.25% 时, 所有干密度和冻融次数下, 强度降低最大, 约为 50%。



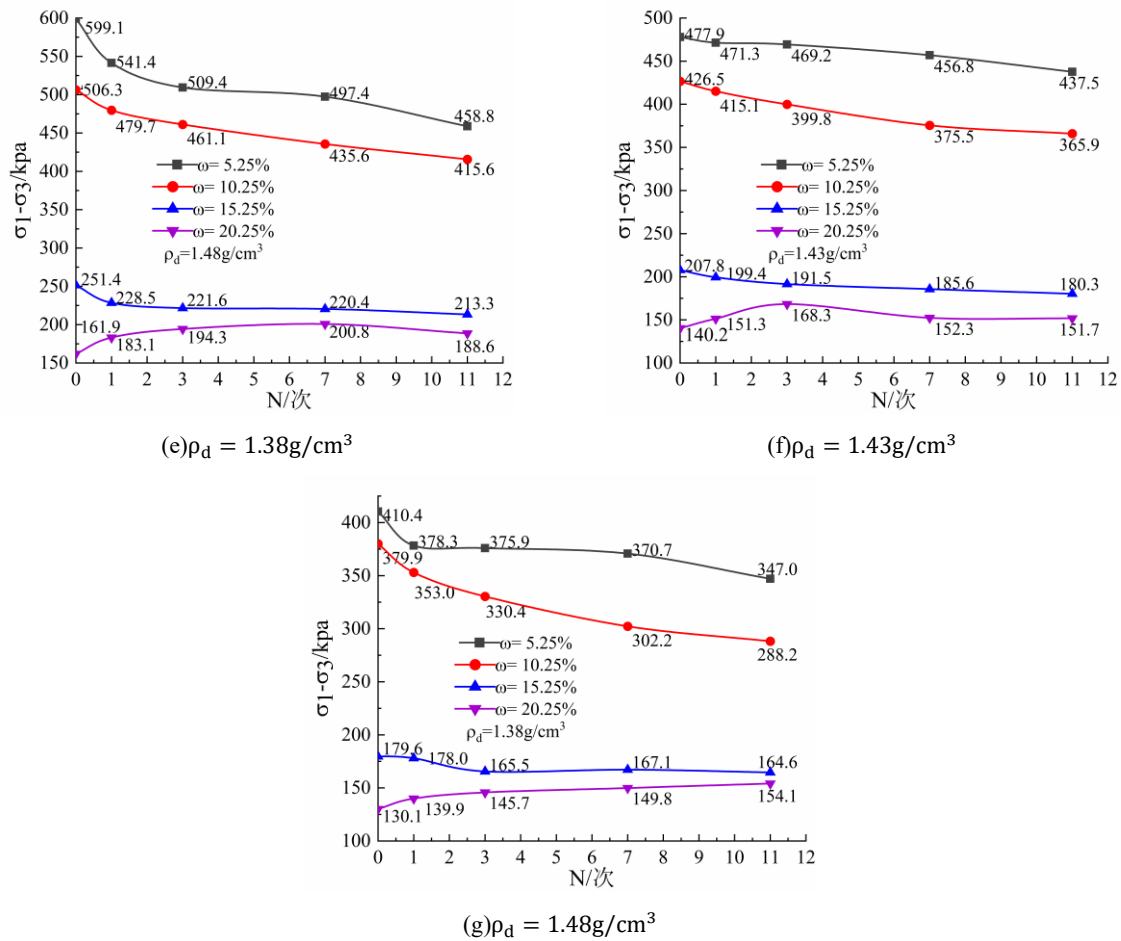


图 3-5 冻融作用下不同干密度和含水率的峰值

Figure 3-5 Peak values for different dry densities and moisture contents under freeze-thaw conditions

为更清晰地阐明曲线从软化到硬化的临界条件，将峰值强度按下列式 (3-1) 进行归一化处理。其中K值表示所有测试样品中峰值强度和所有样品中最小峰值强度之差与所有样品中最大峰值强度和最小峰值强度之差的比值：

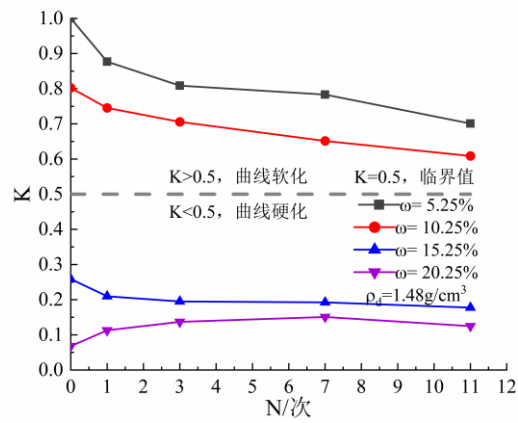
$$K = \frac{(\sigma - \sigma_{min})}{(\sigma_{max} - \sigma_{min})} \tag{3-1}$$

其中： K 为归一化峰值强度； σ 为土样峰值强度； σ_{max} 、 σ_{min} 分别为所有土样中的峰值强度最小值、最大值。根据上式对归一化峰值强度汇总，如下表 3-1,图 3-6。

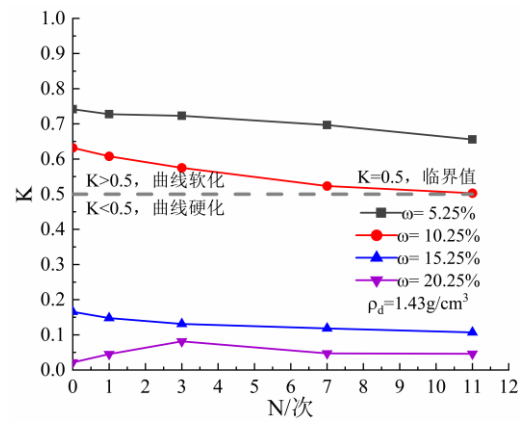
表 3-1 归一化峰值强度
Table 3-1 Normalised peak intensity

ρ_d/ω	K					
	N	0	1	3	5	7
1.38/5.25		0.597	0.529	0.524	0.513	0.462

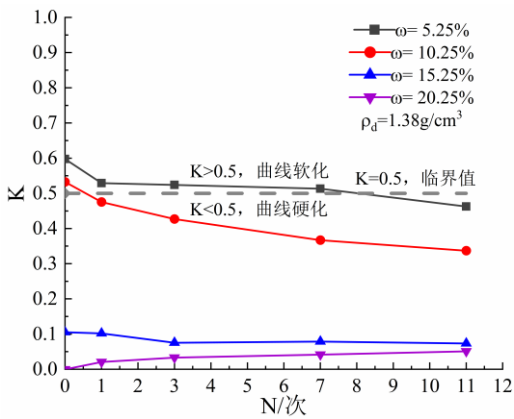
1.38/10.25	0.532	0.475	0.427	0.366	0.337
1.38/15.25	0.105	0.102	0.075	0.078	0.073
1.38/20.25	0.000	0.020	0.033	0.042	0.051
1.43/5.25	0.741	0.727	0.723	0.696	0.655
1.43/10.25	0.631	0.607	0.575	0.523	0.502
1.43/15.25	0.165	0.147	0.130	0.118	0.107
1.43/20.25	0.021	0.045	0.081	0.047	0.046
1.48/5.25	1.000	0.876	0.808	0.783	0.700
1.48/10.25	0.802	0.745	0.705	0.651	0.608
1.48/15.25	0.258	0.209	0.195	0.192	0.177
1.48/20.25	0.067	0.113	0.136	0.150	0.124



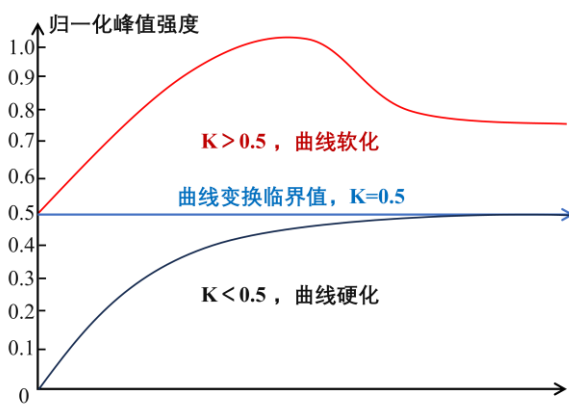
(a) $\rho_d = 1.38g/cm^3$



(b) $\rho_d = 1.43g/cm^3$



(c) $\rho_d = 1.48g/cm^3$



(d) Curve Conversion Threshold

图 3-6 归一化峰值强度图

Figure 3-6 Normalised peak intensity plot

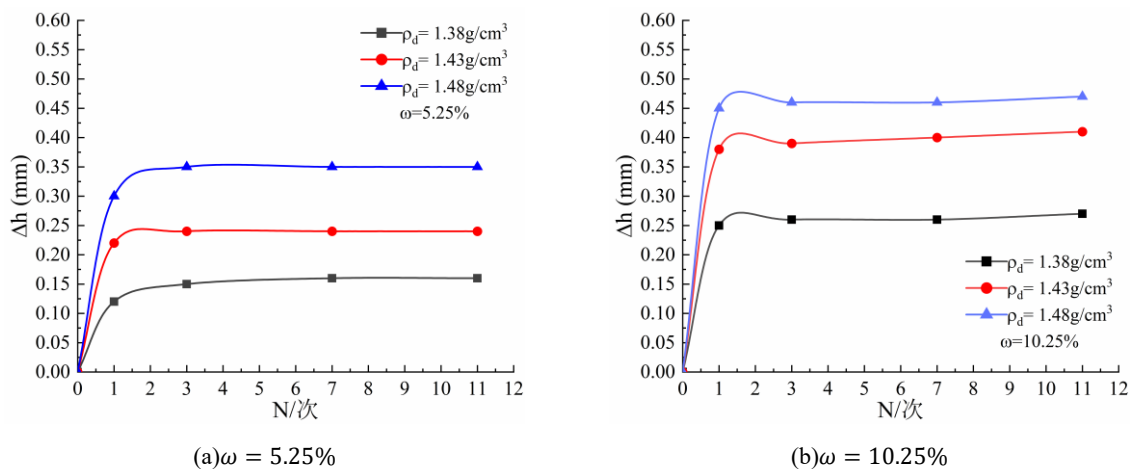
综上所述, 将 $K=0.5$ 的归一化峰值强度定义为曲线的转换阈值。当 $K>0.5$ 时, 土体强度曲线呈软化型; 当 $K<0.5$ 时, 土体强度则呈硬化型。对于浅层伊犁黄土, 在不同含水率下, 强度随冻融循环次数逐渐降低。当含水率超过塑限时, 冻融循环后的土壤强度反而高于未经历冻融循环时的强度。在此含水率下, 低干密度的土体强度随冻融循环次数增加而提升。随着干密度增大, 土壤强度在冻融循环初期增强, 后期则减弱。浅层伊犁黄土初始含水率越高, 冻融循环的影响越显著; 初始干密度越大, 达到稳定强度所需的冻融循环次数越多。文献^[126]指出含水量对土壤性质的影响大于干密度。本研究分析了冻融循环条件下土壤峰值强度的降低规律, 发现含水量对土壤强度的影响显著强于干密度, 而干密度本身的影响则大于冻融循环次数。

3.2 冻融循环对土体高度的影响及表面劣化的影响

3.2.1 冻融循环对重塑土的高度影响

为研究冻融循环对浅层伊犁黄土高度的影响, 记录了样品高度变化及表面劣化情况。 Δh (毫米) 表示土壤样品在冻融循环作用下的高度增加量。

如图 3-7 所示, 试样高度变化随干密度增大而上升, 随含水率增加时先上升后下降, 经历 3 次冻融循环后趋于稳定。这是因为在相同含水量下, 较高的土体干密度导致土壤颗粒间接触更紧密、土体刚度较大、内部孔隙较少, 从而降低冻胀力对土体内部颗粒位移与重排的影响^[58]。当含水量从 10.25% 升至 15.25% 时, 土体样本高度出现下降。说明高含水率使浅层伊犁黄土在此阶段受冻融作用的影响显著, 土体呈现松散、刚度降低、塑性增强及孔隙增大的特征^[127]。冻胀力促使土壤颗粒位移重排, 从而填充孔隙^[128]。土体试样的高度变化仅在逐渐密实后发生改变, 故出现轻微高度降低^[126]。



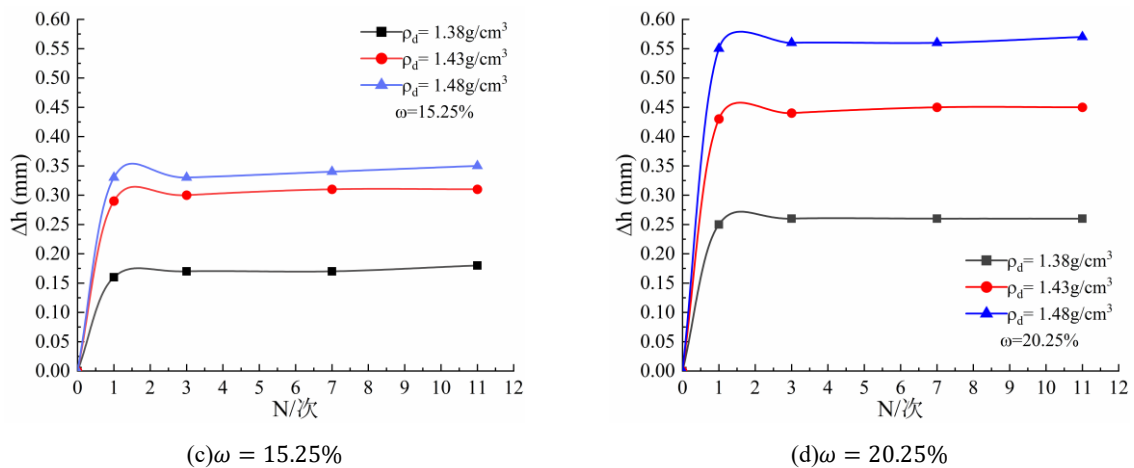


图 3-7 冻融作用下不同干密度和含水率高度变化

Figure 3-7 Changes in height under freeze-thaw conditions for different dry densities and moisture contents

3.2.2 冻融循环下重塑土的表面劣化

试样在饱和含水率下表面劣化明显，因此着重分析饱和含水率下的土体表面劣化，为后文 CD 试验分析提供基础。饱和样本含大量自由水，在冻融循环过程中因水分迁移而产生劣化，其内部结构因此发生改变。如图 3-8 所示，在经历第 1 次和第 3 次冻融循环后，三种干密度样本的高度均呈现不均匀增长。试样表面出现土体颗粒碎屑与裂缝，且随干密度增加，碎屑与裂缝数量逐渐减少。冻融循环对土体上层的影响大于下层，且随干密度增加影响范围逐渐减小。当冻融循环次数达到 7 次时，三种不同干密度的土壤均发生融沉现象，样本高度随之降低。经历 11 个冻融周期后，干密度为 1.48 g/cm^3 的土壤出现冻胀现象，其余两种密度则呈现融沉。经历 7 次与 11 次冻融循环后，土壤表面的碎屑与裂缝数量逐渐增多，并从样品上部向下部蔓延，最终覆盖整个样品。

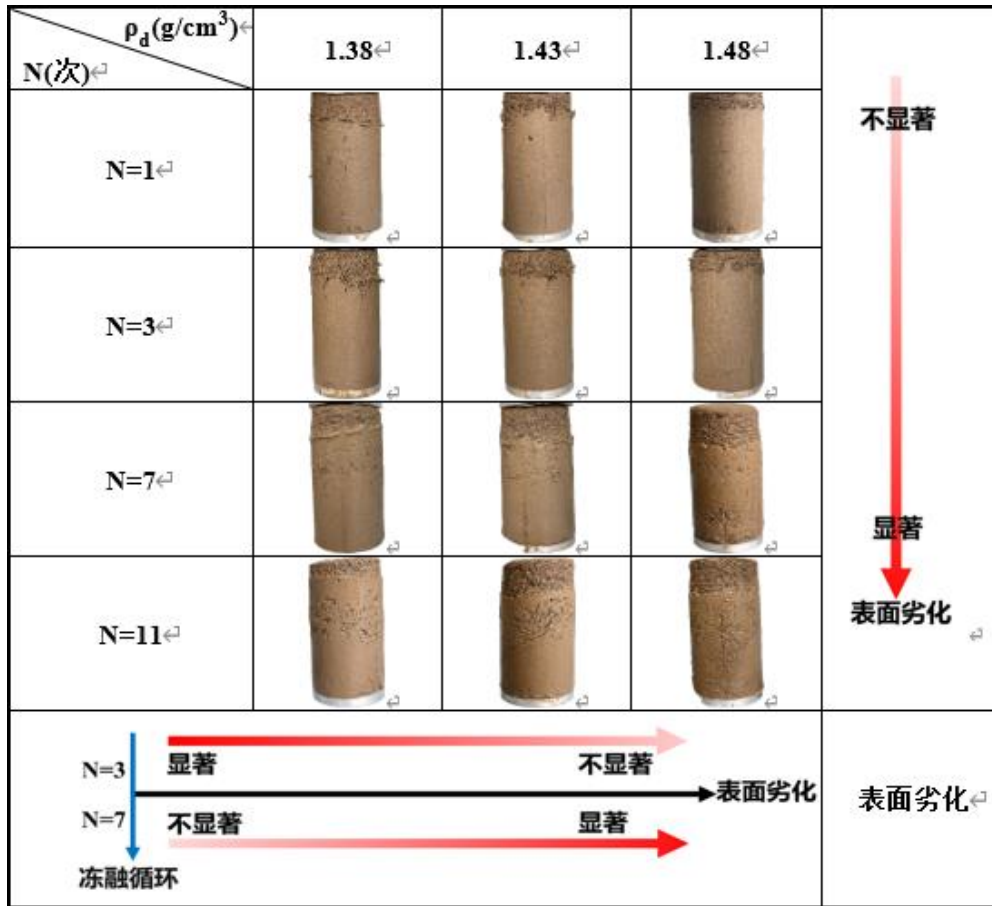


图 3-8 冻融循环对土体的破坏

Figure 3-8 Damage to soil caused by freeze-thaw cycles

3.3 本章小结

本章基于新型无上部约束制样方法，通过不固结不排水三轴试验，系统研究了初始含水率、干密度及冻融循环次数三因素对伊犁重塑黄土力学特性的影响规律。研究揭示了土体强度随冻融次数增加总体呈降低趋势，但在高含水率（20.25%）条件下出现微弱增强，反映了冻融过程中“冻胀破坏”与“固结增强”的双重作用机制。含水率对强度的影响最为显著，干密度次之，冻融循环影响相对较小。应力—应变曲线类型受三因素共同控制：低含水率与低干密度条件下，曲线由软化型向硬化型转变所需的冻融次数较少；高含水率条件下曲线全程呈硬化型。基于归一化强度指标 K ，界定曲线类型转化阈值为 $K=0.5$ 。冻融作用下未饱和土体高度变化呈现“先增后减再增”的动态特征，表面劣化随冻融次数加剧且由上部向下扩展。上述研究验证了新型制样方法的可行性，为深入理解浅层黄土冻融劣化机制提供了重要依据。

第4章 伊犁黄土的结构性和微观机理

黄土的结构性是其力学行为的本质内因，决定了土体在荷载作用下的变形与破坏特征。冻融循环作为强烈的环境扰动因素，会显著改变土体的内部结构，导致胶结破坏、孔隙重组及强度劣化。然而，现有结构性参数研究多基于压缩或常规三轴试验，缺乏对冻融循环作用下结构性演化规律的系统认识，尤其是不同约束状态（完全约束与无上部约束）对结构性影响的对比研究尚属空白。此外，微观结构变化与宏观力学响应之间的定量关联分析仍有待深入。基于此，本章以饱和原状土与重塑土为研究对象，开展不同约束状态下的固结排水三轴试验，对比分析冻融循环前后土体的应力-应变曲线、体变特征及强度参数（黏聚力、内摩擦角）变化规律。提出适用于冻融循环条件的结构性参数定义与计算方法，揭示结构性随冻融次数、围压及约束状态的变化规律。结合扫描电镜试验，从微观尺度分析不同高度处土体颗粒、孔隙及胶结结构的演化特征，建立宏-微观机制的内在联系，为深入理解冻融作用下黄土结构性劣化机理提供支撑。

4.1 犁黄土的结构性

4.1.1 原状样和重塑样力学特性

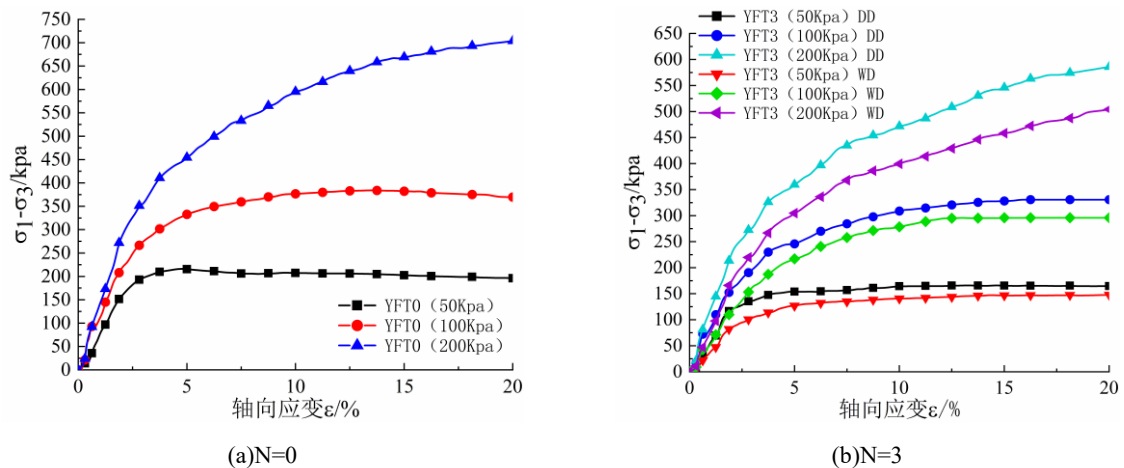
由上述不同干密度和含水率的重塑土的 UU 试验可以看出，饱和状态下，土体在该制样方法下表面劣化较大。因此后文着重分析饱和状态下冻融循环后 CD 试验的结果，对比分析原状土和重塑土的力学特性，以此得到土体的体积变化规律，和结构性参数的变化规律，最终反映土体的结构性以及该制样方法的优势所在。下图中 Y 表示原状土，C 表示重塑土，FT 表示冻融循环次数，DD 表示以往完全约束的制样方法，WD 表示本文上部无约束的制样方法。

4.1.2 原状土和重塑土的应力应变曲线变化规律

图 4-1 和图 4-2 是原状土在不同冻融条件下的应力应变曲线。首先可以看出，不同约束状态下原状土和重塑土随着冻融循环次数的增加强度逐渐降低。当冻融循环次数为 0 次时，低围压下（50kpa、100kpa）土体的应力应变曲线为软化型，高围压下（200kpa）土体的应力应变曲线为硬化型，当土体经历冻融循环后，低围压下的土体应力应变曲线

转变为应变硬化型。这是因为，未经历冻融循环的土体内部结构还未遭到破坏。当遭受外界荷载的压力时，土体本身的结构相对稳定，此时土体由胶结力和摩擦力共同抵抗外界荷载的压力。当土体达到屈服强度时，胶结结构破坏，土体内部形成了贯通的剪切面，此时主要由土颗粒间的摩擦作用抵抗外界荷载，因此强度降低。高围压下（200kpa）的土体因围压对土体四周的束缚作用，土体在遭受荷载时难以产生滑动的剪切面，因此强度逐渐升高，产生鼓胀破坏。当土体经历冻融循环后，土体内部结构受冻胀力的破坏，颗粒间孔隙增大，土颗粒重新排列组合，土体变得松散。因此在抵抗外界荷载时，土体逐渐被压密，强度逐渐在荷载作用下增加，最终产生鼓胀破坏。在比较两种约束状态下土体的峰值强度时，可以发现，有约束冻融循环条件下土体的强度大于无上部约束冻融下土体的强度。产生这种现象的原因可能是因为，在完全约束作用下土体经历冻融循环时，土体四周完全封闭，冻胀力完全作用在土颗粒上，挤压破碎土体颗粒，但土体体积未发生改变，此时相较于无上部约束的土体相对密实。而对于无上部约束的土体，冻胀力一部分挤压破碎土体颗粒，一部分作用于土体体积增大上，使土体相对松散，因此完全约束的土体强度大于无上部约束的土体。图 4-3 反映了原状土和重塑土强度之间的差异，原状土因在漫长的地质历史中形成了独特的结构，其胶结强度一旦破便不可恢复，重塑土破坏了土原有的胶结结构，故强度低于原状土。

由峰值强度图 4-3(f)、(g)拟合得到冻融循环下不同约束方式土体强度的经验公式，绘制图像如下图 4-4，参数取值如下表 4-1。式中 σ^* 表示土体峰值强度，N 表示冻融次数。



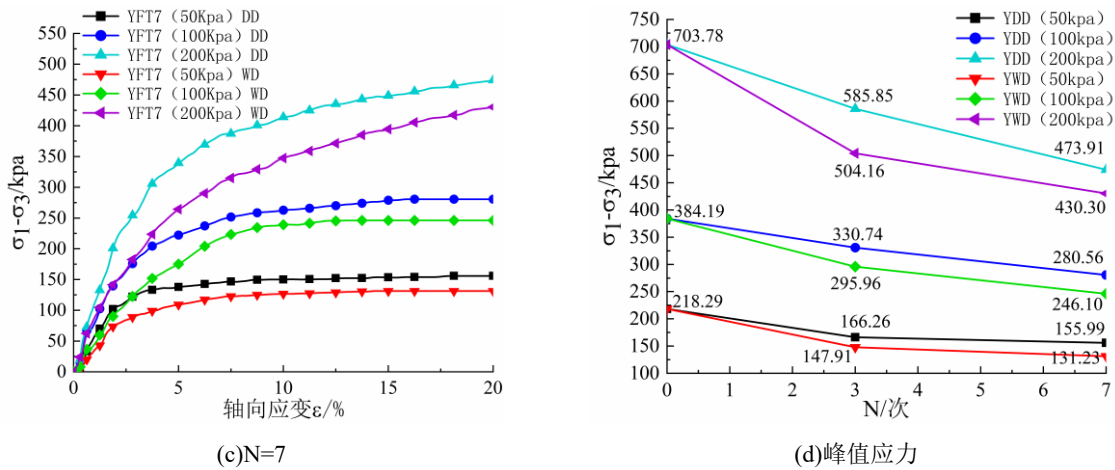


图 4-1 冻融循环下不同约束条件的原状土应力应变曲线及其峰值强度

Figure 4-1 Stress-strain curves and peak strengths of undisturbed soil under different confinement conditions during freeze-thaw cycles

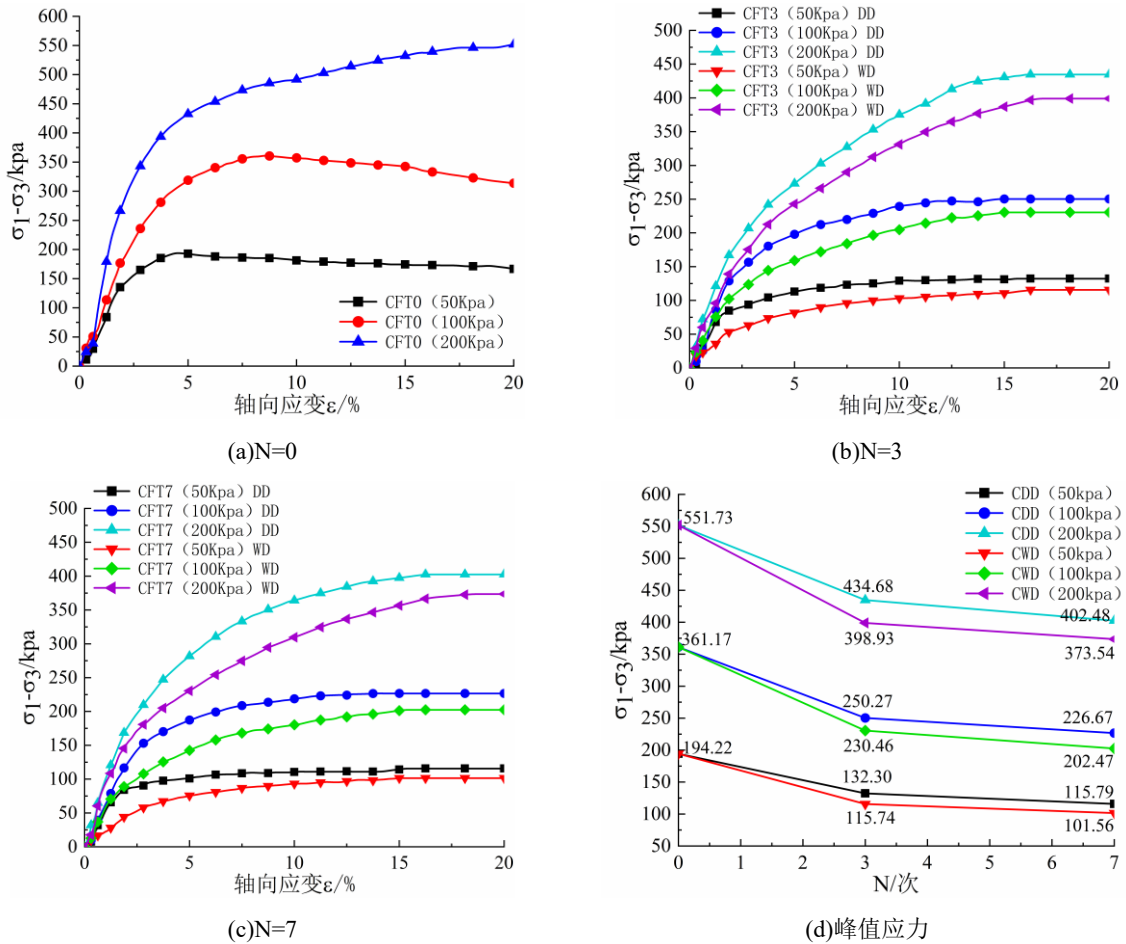
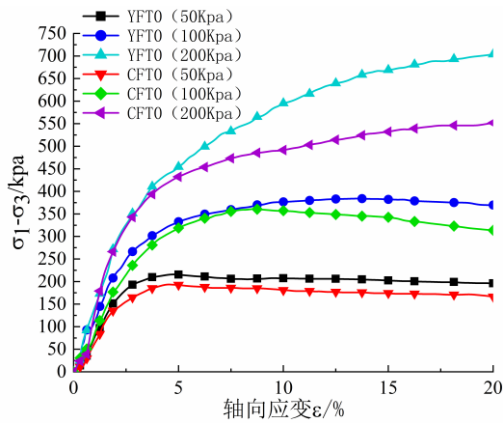
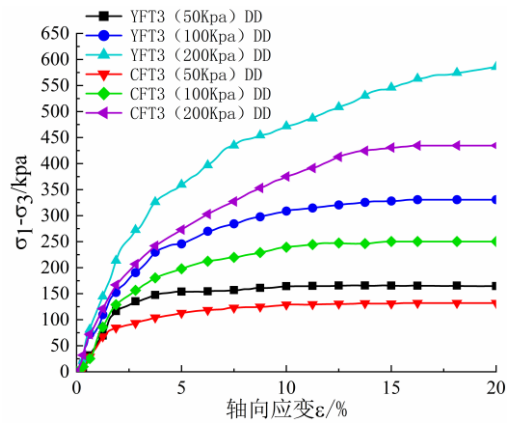


图 4-2 冻融循环下不同约束条件的重塑土应力应变曲线及其峰值强度

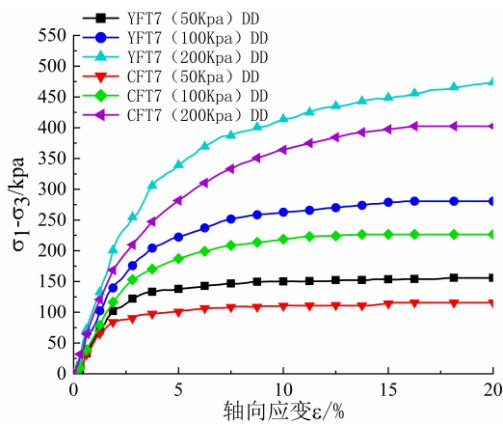
Figure 4-2 Stress-strain curves and peak strengths of remoulded soil under different confinement conditions during freeze-thaw cycles



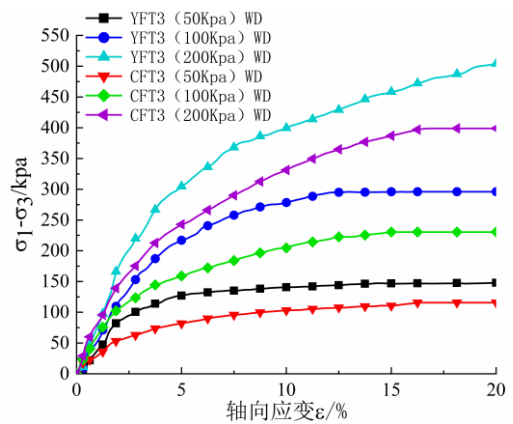
(a)N=0



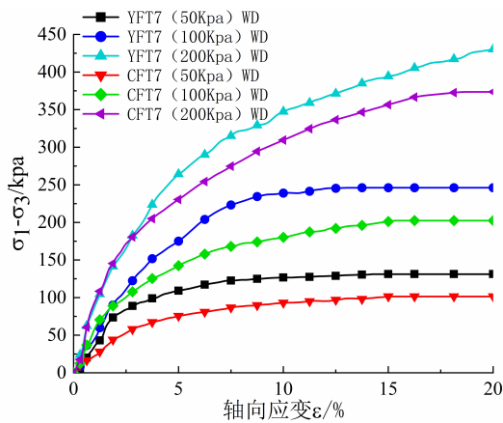
(b)N=3(DD)



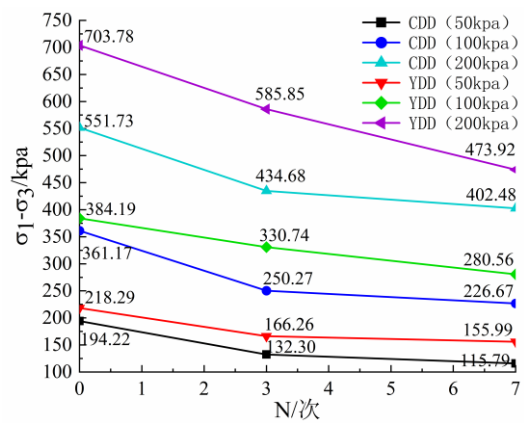
(c)N=7(DD)



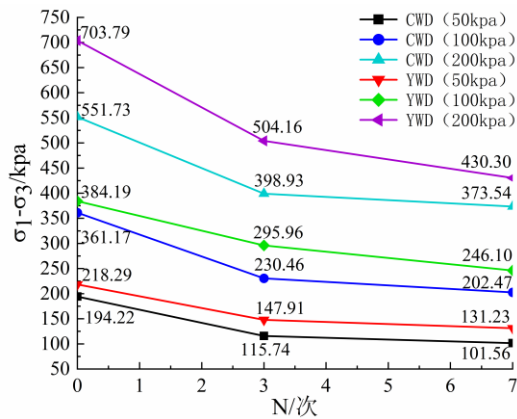
(d)N=3(WD)



(e)N=7(WD)



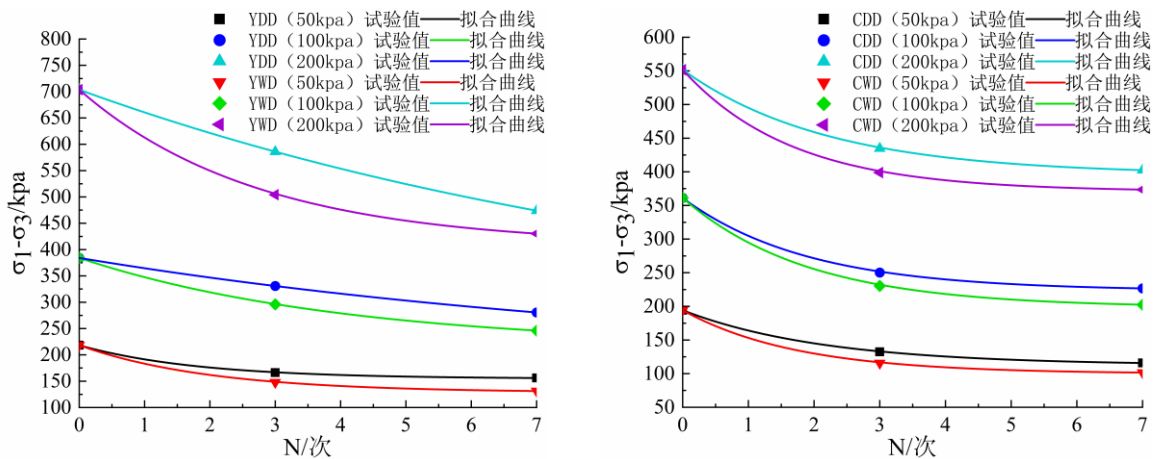
(f)峰值强度(DD)



(g)峰值强度(WD)

图 4-3 冻融循环下重塑土和原状土应力应变曲线及其峰值强度

Figure 4-3 Stress-strain curves and peak strengths of remoulded soil and undisturbed soil under freeze-thaw cycles



(a)不同约束状态原状土强度拟合曲线

(b)不同约束状态重塑土强度拟合曲线

图 4-4 冻融循环下不同约束方式土体强度拟合曲线

Figure 4-4 Fitted curves of soil strength under different constraint conditions during freeze-thaw cycles

表 4-1 冻融循环下不同约束方式土体强度的经验公式

Table 4-1 Empirical formulas for soil strength under different constraint conditions during freeze-thaw cycles

土体种类 Y/C	约束方式 DD/WD	围压/kpa	经验公式	相关系数 R^2
Y	DD	50	$\sigma^* = 154.60 + 63.69 * \exp(-\frac{N}{1.83})$	0.99
Y	DD	100	$\sigma^* = 215.86 + 168.33 * \exp(-\frac{N}{4.08})$	0.99

Y	DD	200	$\sigma^* = 237.31 + 466.06 * \exp(-\frac{N}{10.30})$	0.99
Y	WD	50	$\sigma^* = 128.38 + 89.90 * \exp(-\frac{N}{2.02})$	0.99
Y	WD	100	$\sigma^* = 178.64 + 205.55 * \exp(-\frac{N}{9.98})$	1.00
Y	WD	200	$\sigma^* = 407.48 + 296.30 * \exp(-\frac{N}{2.73})$	0.99
C	DD	50	$\sigma^* = 112.52 + 81.70 * \exp(-\frac{N}{2.17})$	0.99
C	DD	100	$\sigma^* = 223.16 + 138.01 * \exp(-\frac{N}{1.91})$	0.99
C	DD	200	$\sigma^* = 395.84 + 155.90 * \exp(-\frac{N}{2.22})$	0.99
C	WD	50	$\sigma^* = 99.83 + 94.39 * \exp(-\frac{N}{1.75})$	0.99
C	WD	100	$\sigma^* = 198.26 + 162.91 * \exp(-\frac{N}{1.91})$	0.99
C	WD	200	$\sigma^* = 370.73 + 181.00 * \exp(-\frac{N}{1.68})$	0.99

4.1.3 原状土和重塑土的体变应变曲线变化规律

图 4-5、图 4-6 和图 4-7 反映了土体的体变随应变的变化情况。从图中可以看出，土体在冻融循环前，体变随应变出现先增后减的现象，即土体在荷载作用下先发生剪胀后发生剪缩。在冻融循环后土体的体变随应变增大出现持续增长的现象，即剪缩^[129]。在施加偏应力的初始阶段，土颗粒骨架尚未达到稳定的力链网络。颗粒在剪切作用下发生滑动、滚动和重新排列，趋向于更紧密的堆积状态^[130]。这一过程导致孔隙体积减小，宏观上表现为体积收缩。而当达到一定的应变时，土体已经达到相对密实的状态，土体内部排列已达到相对稳定，随着荷载持续的作用产生了剪胀现象。未经历冻融循环的土体，初始结构（土体孔隙，土颗粒排列）相对于冻融后的土体更为稳定，于是在剪切过程中先出剪胀现象。随着荷载作用破坏了内部结构，进而产生了剪缩现象。冻融后的土体由于冻胀力的作用，土体初始的结构已经被破坏，土体内部的孔隙和颗粒排列使土体表现出较为松散的状态^[54]。在荷载作用下，松散的土体有趋于密实的趋势，因此冻融后的土体在荷载作用下体变不断增大，表现为剪缩现象。图 4-5 和图 4-6 反映了不同约束状态下冻融循环后土体的体积变化，没有无上部约束的土体在冻融循环下体变大于完全约束的土

体。由此可以看出，没有无上部约束的土体在冻融循环后，在冻胀力的作用下，相较于完全约束状态下的土体更为松散。图 4-7 对比了原状土和重塑土在荷载下的体变，可以看到，原状土因天然的结构性，在荷载下的体变大于重塑土。

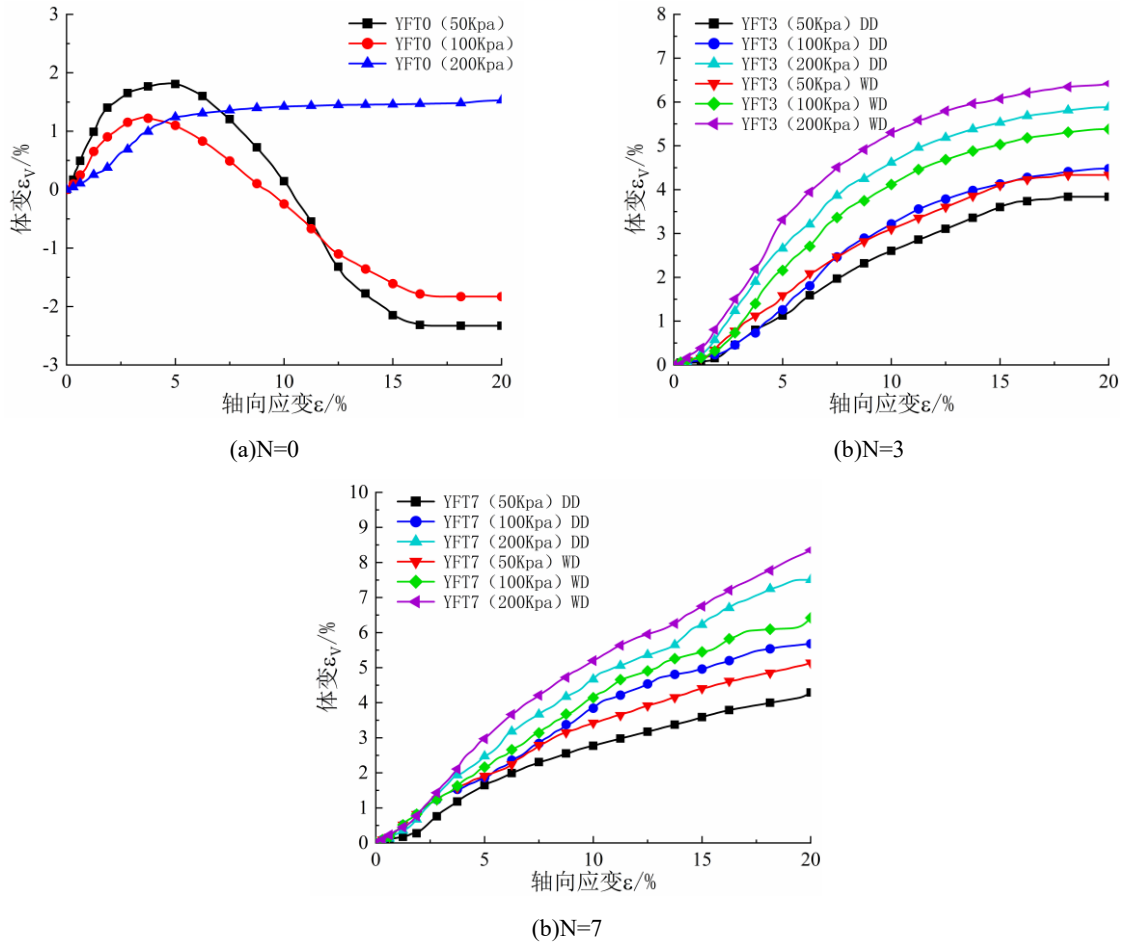
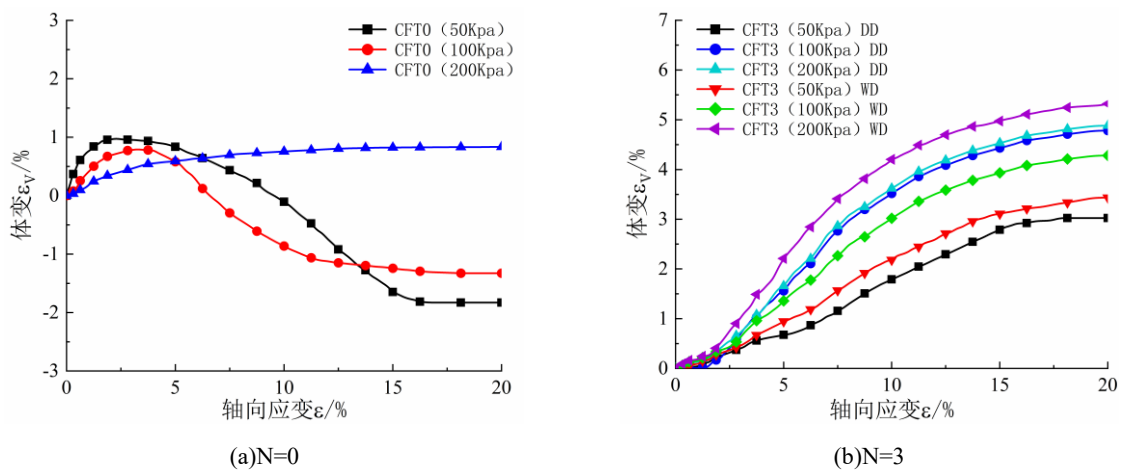
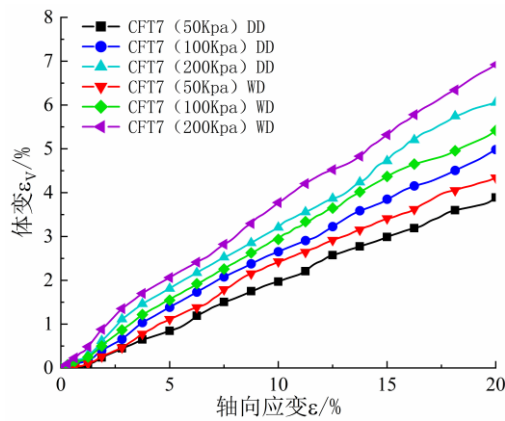


图 4-5 冻融循环下不同约束条件的原状土体变应变曲线

Figure 4-5 Strain-deformation curves of undisturbed soil under different constraint conditions during freeze-thaw cycles

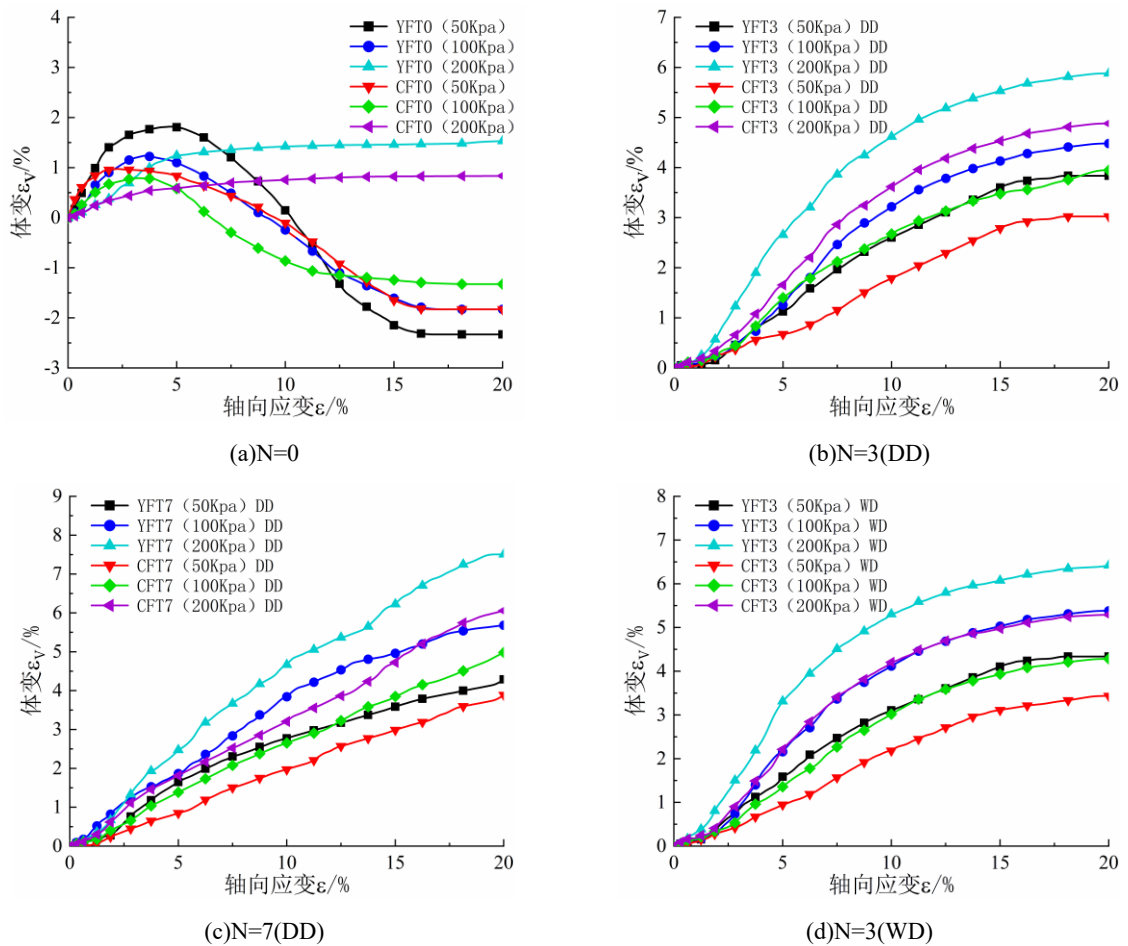




(c)N=7

图 4-6 冻融循环下不同约束条件的重塑土体变应变曲线

Figure 4-6 Strain-deformation curves of undisturbed soil under different constraint conditions during freeze-thaw cycles



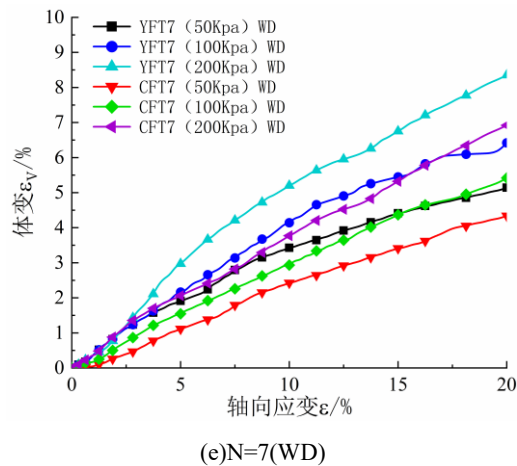


图 4-7 冻融循环下重塑土和原状土体变应变曲线

Figure 4-7 Variable strain curves for remoulded soil and undisturbed soil under freeze-thaw cycles

4.2 强度参数和结构参数的变化

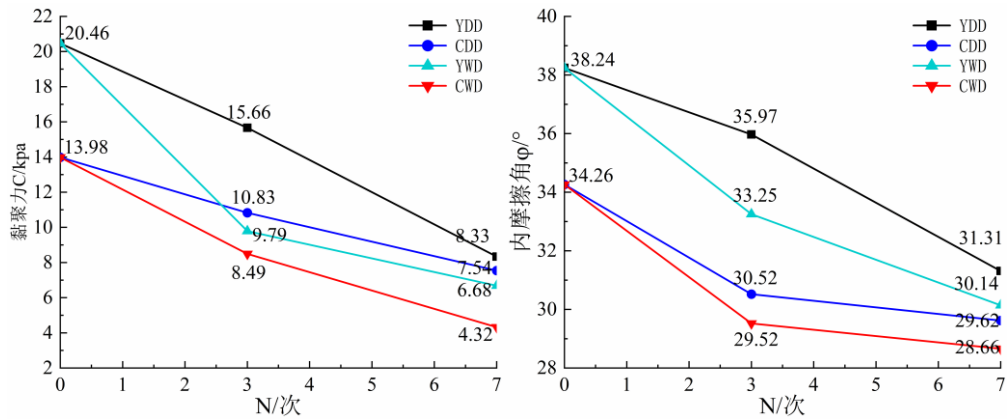
4.2.1 土体的强度参数

强度参数作为土体重要的力学参数，根据摩尔库伦强度准则，按下式(4-1)计算土体的黏聚力和内摩擦角。

$$\tau_f = C + \sigma \tan \varphi \quad (4-1)$$

由图 4-8 可以看出，随着冻融循环的增大，原状土和重塑土的黏聚力和内摩擦角都逐渐降低，原状土的黏聚力和内摩擦角都逐渐降低。黏聚力和内摩擦角的形成与土体中的胶结材料有关，例如粘土矿物、游离氧化物、碳酸盐和有机物等胶结材料，这些物质将黄土颗粒粘合在一起，形成了胶结力。因此原状土的黏聚力和内摩擦角大于重塑土。从以往的文献中还可以发现，土壤的黏聚力和内摩擦角的大小与含水率密切相关，黏聚力和内摩擦角在最优含水率下达到最大，随含水率提高而降低，本文采用饱和含水率进行试验，由此得到的黏聚力和内摩擦角较低^[131]，但总体规律与文献^[122, 132]类似。在不同约束状态下进行冻融的土体中，没有上部约束的土体黏聚力和内摩擦角都小于完全约束的土体。这是因为，没有上部约束的土体受冻胀力影响时，土体抬升，内部形成大孔隙结构较多，土壤颗粒的排列和颗粒间的相互作用方式发生了变化^[133]，破坏了土颗粒之间的胶结和咬合作用。在融化过程中，一些体积减少的土颗粒在力作用下返回原位，而另一些土颗粒因新排列中发生新的粒间相互作用而无法返回原位^[134]。而在全约束下，土体整体体积未发生改变，冻胀力将内部颗粒破碎，土体内部的孔隙主要以中孔隙和小

孔隙为主^[135, 136]，因此在融化期间，多数土颗粒留在了原位。



(a)不同约束状态下原状土和重塑土的黏聚力 (b)不同约束状态下原状土和重塑土的黏聚力

图 4-8 冻融循环下土体的黏聚力和内摩擦角的变化

Figure 4-8 Changes in soil cohesion and angle of internal friction under freeze-thaw cycles

4.2.2 冻融循环下土体的结构性参数

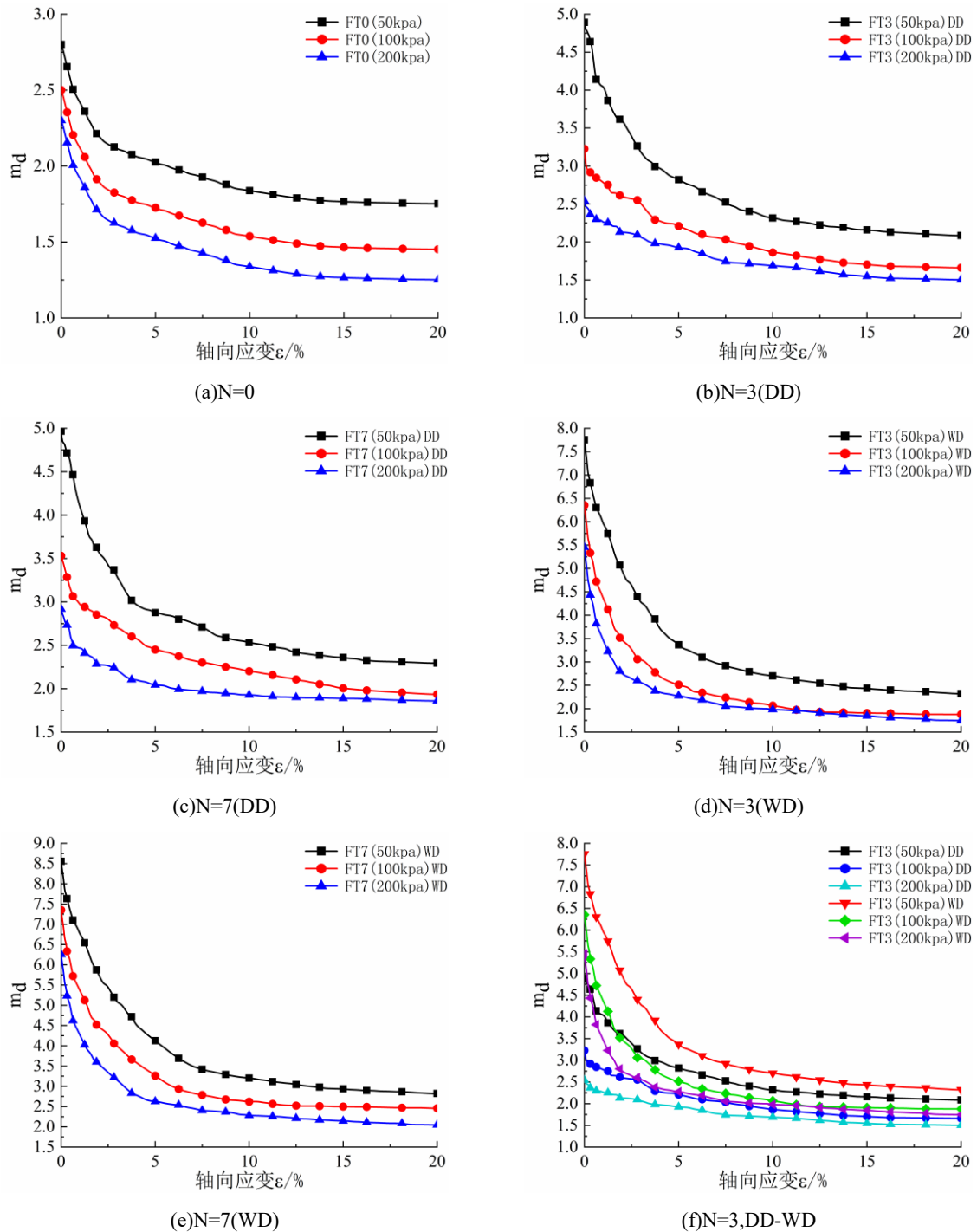
土体的结构性参数反映了土体结构的可稳性和结构可变性的演变过程，同时也反映了土壤体保持原始结构状态而不被破坏的能力。对文献^[74]中土体的结构性参数公式进行修改，得到冻融循环下土体的结构性参数公式：

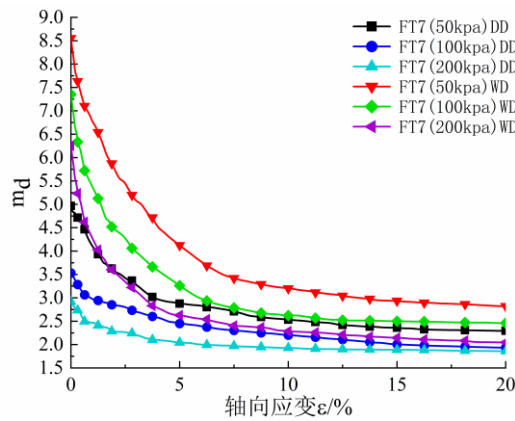
$$m_d = \frac{q_0^2}{q_{s-f}q_{r-f}} \quad (4-2)$$

式中 q_0 、 q_{s-f} 、 q_{r-f} 分别代表某一应变下原状土、和冻融循环下饱和原状土和重塑土的剪切强度。

从图 4-9、4-10 可以看出，土体的结构性参数随冻融循环的增加逐渐增大，随围压的增大逐渐减小。结构性参数越大说明土体内部结构越不稳定，随着荷载增加土体的结构有趋于稳定的趋势。冻融循环条件下，冻胀力破坏土体内部结构，结构性参数增加；而围压相当于对土体施加侧向约束的作用，因此结构性参数会减小。当土体的结构性参数为 1 时，即表明土体在荷载下达到了稳定状态。试验结果表明，土体结构参数始终大于 1，说明土体无论是在冻融循环下，或是未冻融循环下都没有达到稳定状态，与文献^[70, 137]，结果类似。不同之处在于，冻融循环后的土体在荷载作用下都大于未冻融的土体。前三次冻融循环导致土体的结构性参数显著降低，随后冻融循环增大，结构性参数趋于稳定。说明在冻融过程中土体的结构性参数最终仍会趋于稳定，但参数值大于冻融前，结构的整体稳定性降低。在不同种约束的冻融条件下，没有上部约束的土体在经历

冻融循环后，其结构性参数大于完全约束的土体。这表明冻胀力对土体内部结构的破坏作用更强。图 4-11 表示了结构性参数随冻融次数变化的拟合曲线以及结构性参数与围压变化的拟合曲线，各个参数取值如下表 4-2 和 4-3。其中 N 为冻融循环次数， σ_3 为围压。

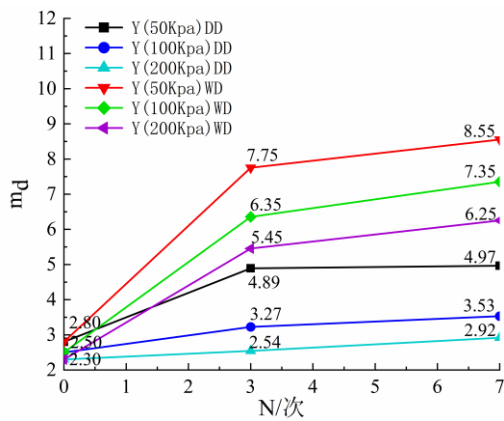




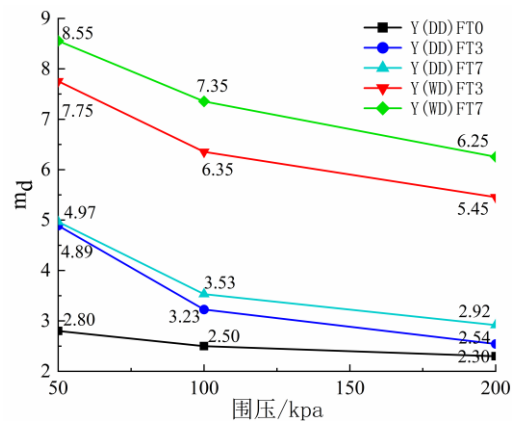
(g)N=7,DD-WD

图 4-9 冻融循环下不同约束状态土体结构参数随应变的变化

Figure 4-9 Variation of soil structural parameters with strain under different constraint conditions during freeze-thaw cycles



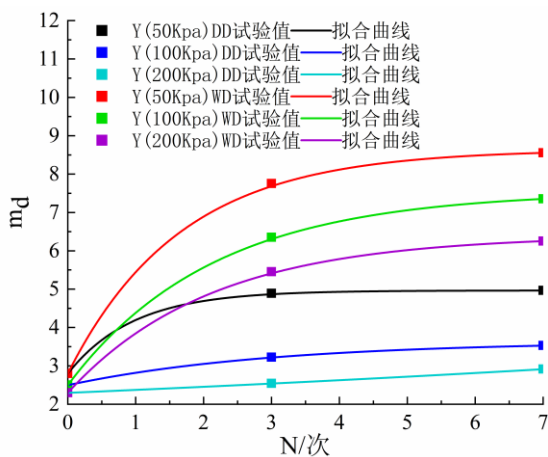
(e)N=7(WD)



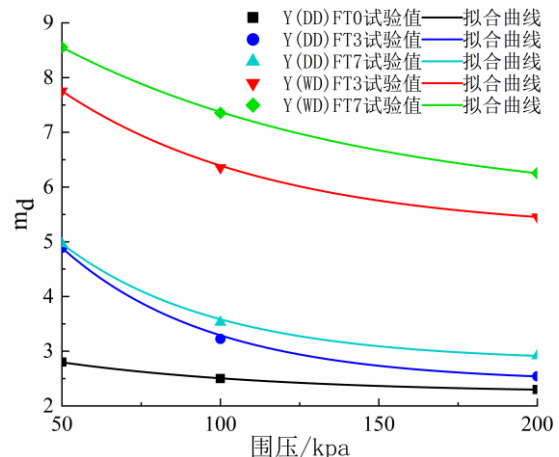
(f)N=3,DD-WD

图 4-10 结构性参数随冻融循环和围压的影响

Figure 4-10 Effect of freeze-thaw cycles and confining pressure on structural parameters



(a)结构性参数随冻融次数变化的拟合曲线



(b)结构性参数与围压变化的拟合曲线

图 4-11 结构性参数随冻融次数变化的拟合曲线以及结构性参数与围压变化的拟合曲线

Figure 4-11 Fitted curves showing the variation of structural parameters with the number of freeze-thaw cycles, and the variation of structural parameters with confining pressure

表 4-3 结构性参数随冻融次数变化的参数取值

Table 4-3 Values of structural parameters as a function of the number of freeze-thaw cycles

约束方式 DD/WD	围压/kpa	经验公式	相关系数 R^2
DD	50	$m_d = 4.97 - 2.17 * \exp(-\frac{N}{0.97})$	0.99
DD	100	$m_d = 3.64 - 1.14 * \exp(-\frac{N}{3.02})$	0.99
DD	200	$m_d = 0.52 + 1.78 * \exp(\frac{N}{23.57})$	0.99
WD	50	$m_d = 8.64 - 5.84 * \exp(-\frac{N}{1.66})$	0.99
WD	100	$m_d = 7.55 - 5.05 * \exp(-\frac{N}{2.14})$	0.99
WD	200	$m_d = 6.40 - 4.10 * \exp(-\frac{N}{2.11})$	0.99

表 4-4 结构性参数随围压变化的参数取值

Table 4-4 Parameter values for structural parameters as a function of confining pressure

约束方式 DD/WD	冻融循环次数 N/次	经验公式	相关系数 R^2
DD/WD	0	$m_d = 2.24 + 1.17 * \exp(-\frac{\sigma_3}{68.27})$	0.99
DD	3	$m_d = 2.44 + 7.04 * \exp(-\frac{\sigma_3}{47.41})$	0.99
DD	3	$m_d = 2.82 + 6.01 * \exp(-\frac{\sigma_3}{48.60})$	0.99
WD	7	$m_d = 5.19 + 5.47 * \exp(-\frac{\sigma_3}{66.08})$	0.99
WD	7	$m_d = 5.64 + 4.90 * \exp(-\frac{\sigma_3}{96.13})$	0.99

4.2.3 冻融循环下不同约束状态下土体表面劣化

为研究土样的表面劣化，对比了不同冻融次数和约束方式下原状土和重塑土的劣化

情况。因冻融次数为0时，约束状态对土体并无影响，所以采用同一张图片表示。由图4-12可以看出，当冻融循环为0次时，原状土在浸水饱和后土样表面完整光滑，而重塑土在浸水饱和后，表面出现细小孔洞，但试样整体也较为完整。这是因为，原状土由于地质历史，形成了一定的胶结结构，黏聚力大于重塑土（上图4-8）。虽人工击实的重塑土经过养护后仍具备一定胶结结构，但不及原状土。当水分进入土体内部孔隙时，原状土内部的胶结结构产生的黏聚力抵御了水分在孔隙流动时对土体的淋滤作用，因此土颗粒间的位移受到抑制，表面光滑完整。重塑土内部的胶结结构产生的黏聚力相对于原状土较低，因此颗粒间的位移受到抑制的作用小于原状土，因此表面出现微小孔隙。当土体经历3次冻融循环时，完全约束作用下的原状土表面仍然光滑平整，而没有上部约束的土体，表面出现部分孔隙。这表明在完全约束状态下，土体仍保有较大的黏聚力，以及在约束作用下，土体受冻胀力的影响时体积未发生变化，所以土体表面的劣化未发生或较小。而当土体上部无约束作用时，土体经历冻融循环作用后表面出现了较多孔隙，因此说明无上部约束的土体受冻胀力的影响较大，土体在冻胀力的作用下，土体高度抬升，体积变大，在融沉阶段又逐渐减小，因此内部胶结结构受到严重破坏，黏聚力迅速降低（上图4-8），进而土体表面出现多个孔隙。重塑土在试样浸水饱和过程中已经出现孔隙，经历冻融循环后孔隙数量增多，孔隙变大。无上部约束的土体孔隙数量多于完全约束的土体，孔隙大小大于完全约束的土体。随着冻融循环增加到7次，所有样品的孔隙数量均增加，孔隙大小逐渐由小孔隙向大孔隙转化。没有上部约束的重塑样品中，孔隙逐渐由上部向下部扩展。即是说，土体经历冻融循环后，对于上部的影响大于下部。从上文对强度参数的研究中，可以发现，当土体的黏聚力和内摩擦角低于某一个值时（本文为 $C = 13.98$ ， $\varphi = 34.26$ ），土体表面开始出现劣化，当这个值降低到某一个值时（本文为 $C = 4.32$ ， $\varphi = 28.66$ ），冻融循环对土体的影响由上部扩展到下部。7次冻融循环时，没有上部约束的重塑土黏聚力和内摩擦都较低，胶结作用和土颗粒间的摩擦作用都较小，所以孔隙向下扩展。

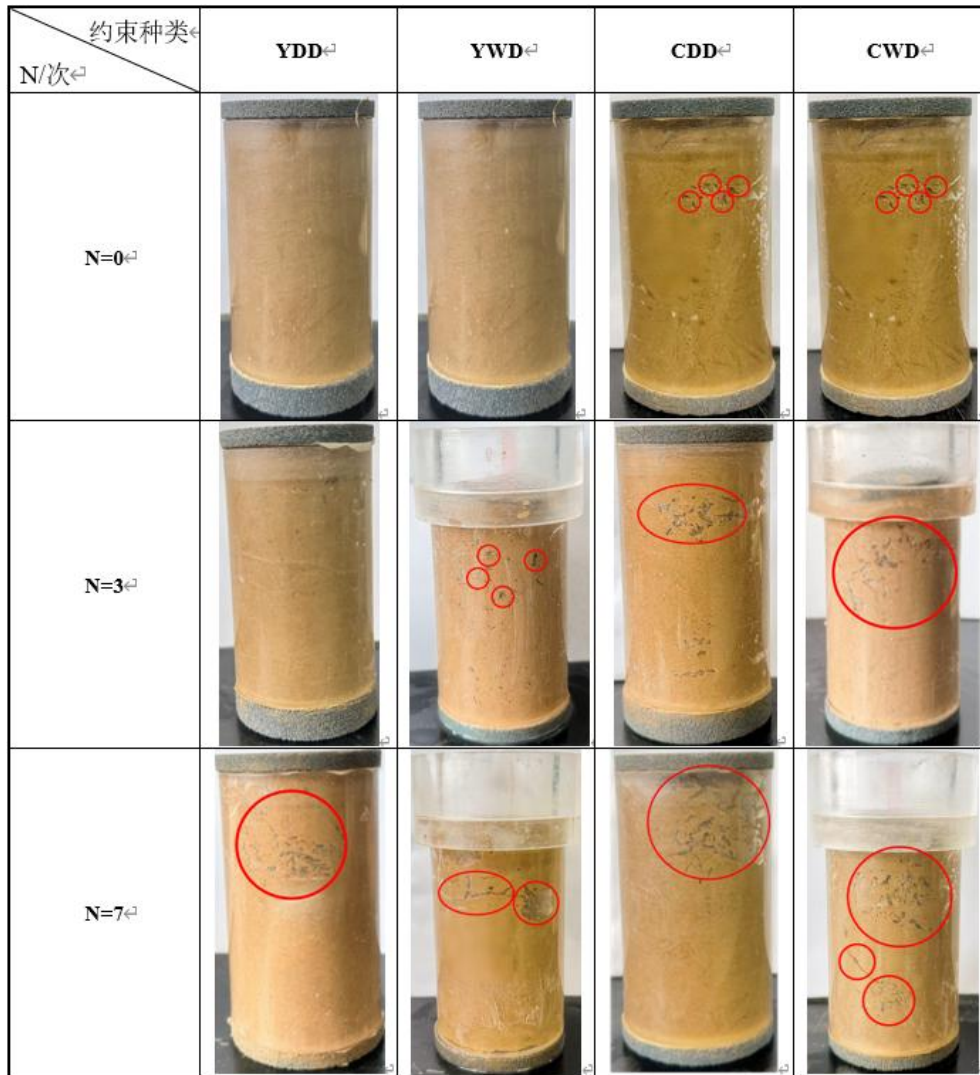


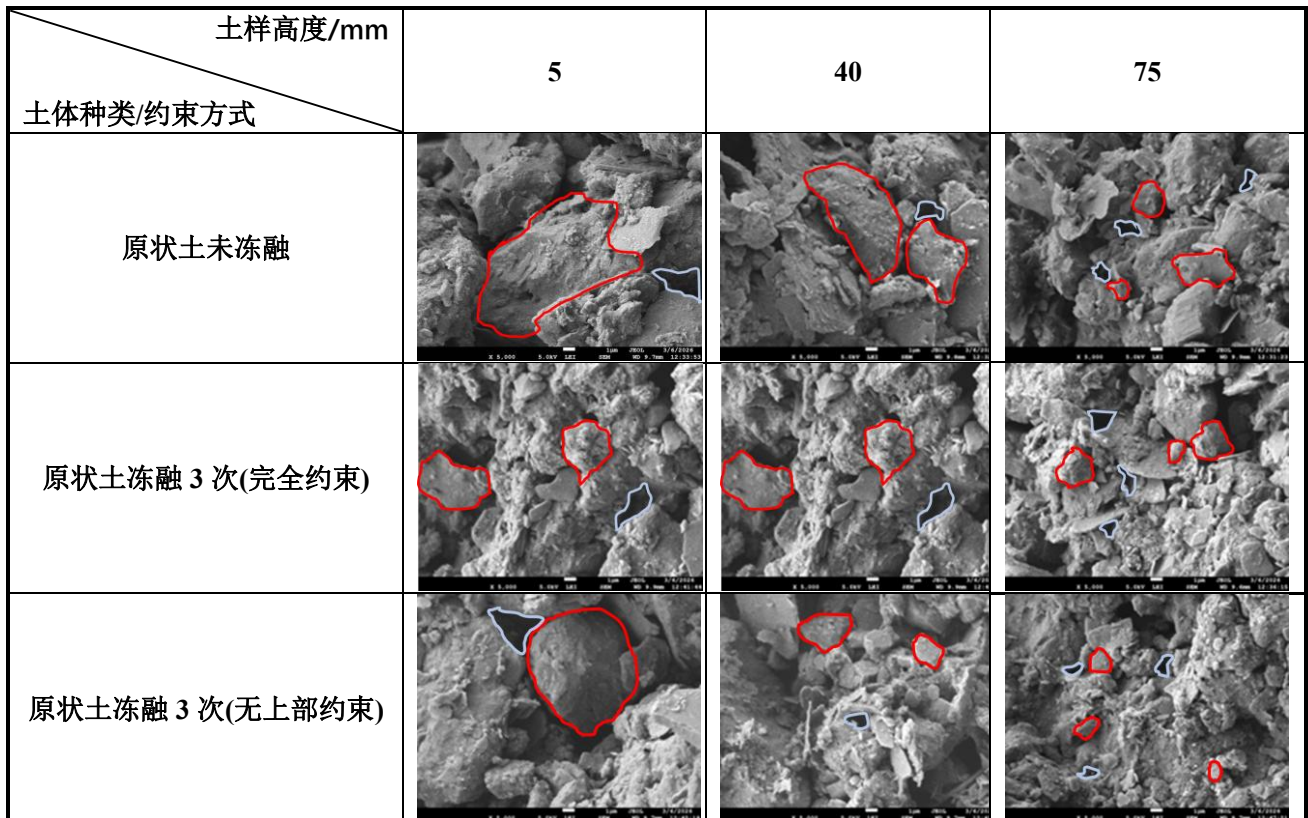
图 4-12 不同约束状态原状土和重塑土的表面劣化

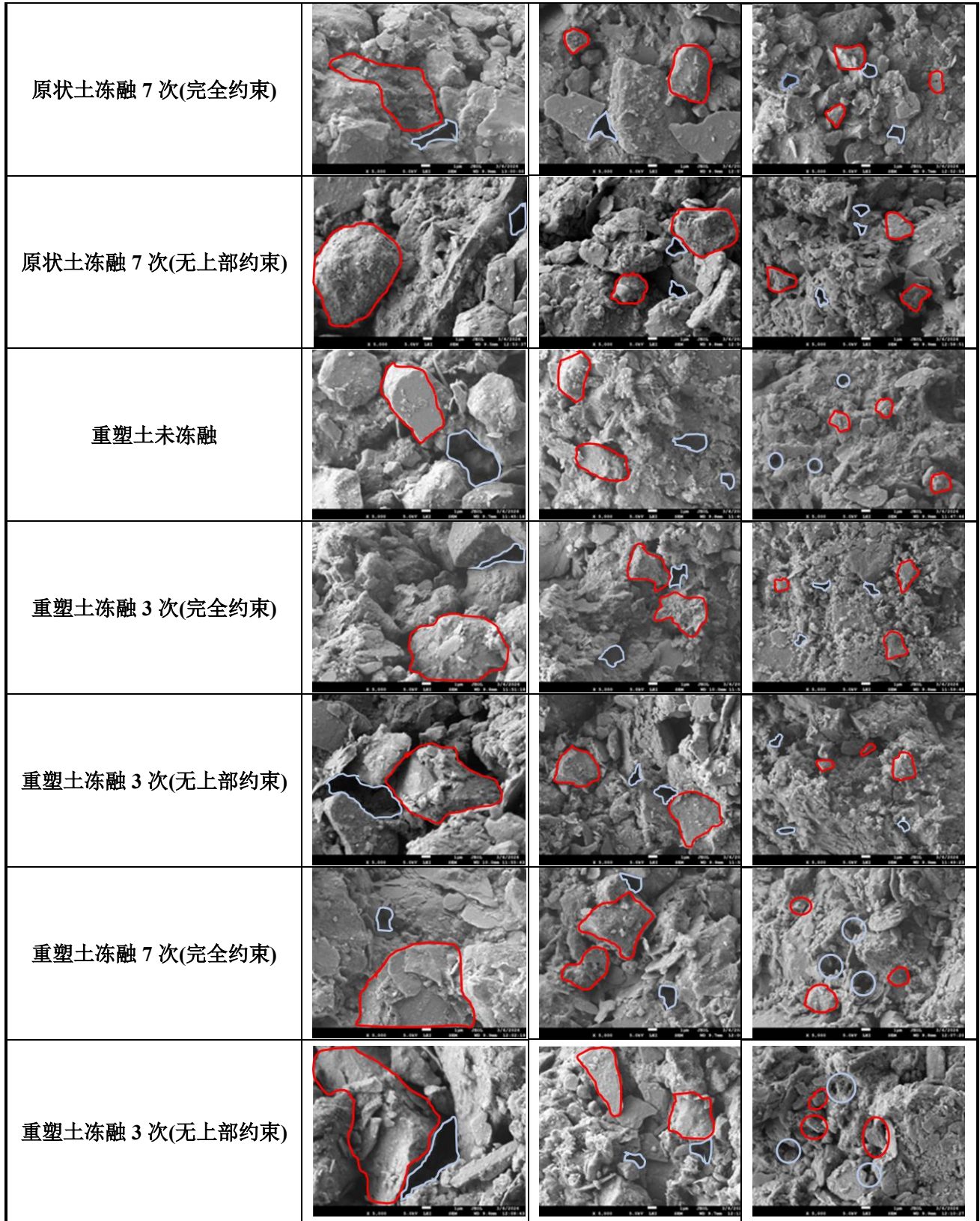
Figure 4-12 Surface degradation of undisturbed and remoulded soils under different constraint conditions

4.2.4 SEM 图像分析

为研究土体内部的结构，对比了冻融循环下不同约束状态的原状土和重塑土的微观结构。由于土样不同高度下冻融循环产生的影响有一定差异，由上文分析可以看出，土体上部 10mm 受冻融影响作用较大，中部和下部影响较小。因此选择在土样从下到上 75mm、40mm、5mm 处取样。由图 4-13 可以得出，5mm 处的土体内部结构都以大颗粒和大孔隙为主，胶结结构较多。说明土体下部的结构较为稳定，冻融循环作用对土体下部的破坏较小。土样在 40mm 处的土颗粒大小相较于 75mm 处减小，孔隙数量相较于 75mm 增多，胶结结构减少。土样在 5mm 处受冻融作用最大，土体中的大颗粒在冻胀力的作用下破碎为小颗粒，出现大量小孔隙。土体在冻融循环作用下，随冻融循环次数增

加,土体内部颗粒大小逐渐减小,胶结结构减少,孔隙数量增多,孔隙增大。原状土因内部土颗粒间的黏聚力和摩擦力大于重塑土,因此这种影响小于重塑土。对比两种约束状态的土体,可以发现,冻融循环下完全约束的土体内部颗粒都大于无上部约束的土体,孔隙大小小于无上部约束的土体,孔隙数量也相对较小。因此冻融循环作用对土体内部的破坏程度小于无上部约束的土体。因此无上部约束的土体结构性参数大于完全约束的土体,因此无上部约束的土体结构性更强。这映证了前文的试验结果。图 4-14 展示了不同约束状态下土体高度的变化。可以看出原状样在完全约束的冻融循环条件下高度未发生改变,说明原状土土体经历冻融循环时,四周的约束作用极大的限制了冻融作用对土体的破坏作用,从原状土的微观结构也可以看出,完全约束的土体内部结构相对稳定。冻融循环作用让土颗粒变细,填充孔隙,内部的土颗粒接触方式由面-面接触变为点-面接触,孔隙结构虽变大,但仍具有一定的稳定性。对于无上部约束的原状土,受冻融循环作用时,由于上部体积能够增长,土体内部的孔隙更大,内部点-面接触更多,土体颗粒发生滑移,土体高度降低,结构稳定性降低。重塑由于原始结构就已经被扰动,所以在两种约束状态下土体高度均发生改变,无上部约束的土体高度变化大于完全约束的土体。





PS:红色表示土颗粒, 蓝色表示孔隙

图 4-13 冻融循环下不同约束状态原状土和重塑土的微观图像

Figure 4-13 Microscopic images of undisturbed and remoulded soil under different constraint conditions

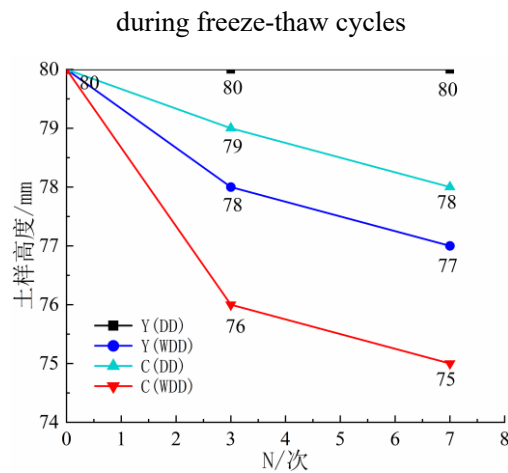


图 4-14 饱和土高度变化

Figure 4-14 Variation in the height of saturated soil

4.3 本章小结

本章通过固结排水三轴试验与扫描电镜试验，系统分析了冻融循环条件下不同约束状态（完全约束与无上部约束）原状土与重塑土的结构演化规律及微观机理。研究表明，完全约束冻融条件下土体强度高于无上部约束土体，后者因自由变形导致结构更松散、孔隙更发育。体变特征显示，冻融前土体在荷载作用下先剪胀后剪缩，冻融后转为持续剪缩，反映冻融破坏了原有的结构稳定性。随冻融次数增加，原状土与重塑土的黏聚力与内摩擦角均逐渐降低，完全约束条件下强度参数高于无上部约束土体。提出的结构性参数 md 随冻融次数增加而增大、随围压增大而减小，表明冻融劣化结构稳定性而围压起约束增强作用。SEM 微观图像验证了宏观力学行为的微观机制：冻融导致大颗粒破碎、胶结减少、孔隙增多，上部受影响最大，无上部约束土体孔隙更发育、颗粒更细小，结构劣化更严重。本章建立了宏-微观机制的内在联系，为冻融作用下黄土结构性劣化机理提供了系统认识。

第5章 损伤本构模型研究

建立能够准确描述黄土在复杂环境条件下力学响应的本构模型，是岩土工程理论研究的重要目标，也是季冻区工程设计与数值分析的关键依据。冻融循环作用下黄土的应力-应变关系呈现显著的非线性、应变软化/硬化及损伤累积等特征，传统线弹性模型或理想弹塑性模型难以准确描述这一复杂行为。基于此，本章以二元介质模型与损伤力学理论为基础，构建考虑冻融循环次数、初始含水率及干密度三因素耦合作用的损伤统计本构模型。引入初始损伤因子与荷载损伤因子，采用复合函数描述微元强度分布，通过峰值点条件推导模型参数。基于第3章不固结不排水三轴试验数据，对模型进行验证与参数敏感性分析，并建立模型参数与影响因素之间的经验关系式，以实现伊犁黄土应力-应变曲线的定量描述与预测。基于第4章固结排水三轴试验数据，将结构性参数引入损伤因子，建立了适用于结构性黄土的本构模型，并通过固结排水三轴试验数据验证了其有效性。以期伊犁黄土在冻融环境下的力学行为预测提供理论依据。

5.1 本构模型的建立与参数研究

土的本构模型是为了描述宏观力学性质所建立的数学模型，本文基于二元介质模型^[138, 139]，研究了无上部约束伊犁黄土冻融循环次数、含水率和干密度对其强度和变形特性的影响规律，并建立了三因素作用下的本构模型。

5.2 模型的建立

模型以三轴试验为基础。二元介质模型认为土体在受荷过程中由胶结块和滑动带两部分承担。初始阶段主要由胶结块承担荷载，该阶段应力应变满足胡克定律；随着加载进行，滑动带逐渐形成，土体内部产生塑性变形。土样完全破坏后仍具有一定承载力，即残余应力。

由应变等价原理^[140]可知（如式 5-1 所示）：

$$\sigma' = E\varepsilon'(1 - D) \quad (5-1)$$

其中： σ' 为有效应力； E 为胶结块弹性模量； ε' 为有效应变； D 为损伤因子。

土体的损伤由初始损伤和荷载加载两部分组成，所以损伤因子 D 的选取，采用耦合

的损伤演化方式，即

$$D = D_0 + D_L - D_0 D_L \quad (5-2)$$

其中： D_0 为初始损伤； D_L 为荷载作用引起的损伤； $D_0 D_L$ 为耦合作用引起的损伤。

由于胶结块的损伤满足弹性理论，所以将弹性模量的变化作为损伤因子。含水率引起土体强度降低，冻融循环也引起强度降低，则将冻融循环和含水率的耦合损伤 D_0 分别用弹性模量定义。为了便于后续书写，将冻融后土体的弹性模量与未冻融时土体的弹性模量的比值（ E_n/E_0 ）定义为冻融劣化系数 α ；将不同含水率下土体的弹性模量与初始含水率下土体的弹性模量的比值（ E_ω/E_{ω_0} ）定义为含水率劣化系数 β ；由于干密度的增大引起土体强度增加，而损伤系数应小于1，因此将不同干密度下土体的弹性模量与最大干密度下土体的弹性模量的比值（ E_ρ/E_{ρ_0} ）定义为干密度劣化系数，如下所示：

$$D_N = 1 - \frac{E_n}{E_0} = 1 - \alpha \quad (5-3)$$

$$D_\omega = 1 - \frac{E_\omega}{E_{\omega_0}} = 1 - \beta \quad (5-4)$$

则冻融和含水率的耦合损伤可表示为：

$$D_0 = D_N + D_\omega - D_N D_\omega \quad (5-5)$$

$$D_0 = 1 - \frac{E_n E_\omega}{E_0 E_{\omega_0}} = 1 - \alpha\beta \quad (5-6)$$

其中： E_n 为 N 次冻融循环作用后土体的弹性模量； E_0 为土体未经历冻融循环作用的弹性模量， E_ω 为进行试验的含水率对应的土体弹性模量； E_{ω_0} 为试验设置初值含水率对应的土体弹性模量。

由于干密度的降低土体强度也会降低，因此仍以弹性模量来定义干密度降低引起的强度劣化：

$$D_\rho = 1 - \frac{E_\rho}{E_{\rho_0}} = 1 - \gamma \quad (5-7)$$

其中： E_ρ 为进行试验的干密度对应的弹性模量； E_{ρ_0} 为试验设置最大的干密度对应的弹性模量。

此时将干密度与上式（5-6）再进行耦合损伤的推导，则三因素下的初始损伤可定义为：

$$D_0 = 1 - \frac{E_n E_\omega E_\rho}{E_0 E_{\omega_0} E_{\rho_0}} = 1 - \alpha\beta\gamma$$

(5-8)

当只有一种干密度和含水率时，公式退化为：

$$D_0 = D_N = 1 - \frac{E_n}{E_0} = 1 - \alpha \quad (5-9)$$

荷载作用下的损伤，由受损颗粒和未受损颗粒组成。故荷载作用下黄土的损伤因子可表示为破坏微元数与微元总数之比：

$$D_L = \frac{N_f}{N} \quad (5-10)$$

其中： N_f 为土体内部破坏微元的数量； N 为土体微元的总数量。

引入随机分布的复合函数^[141] 定量描述微元强度：

$$f(\varepsilon) = \frac{5 \frac{m}{\varepsilon_0} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^{m-1}}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^6} \quad (5-11)$$

其中： ε 为土体的应变变量； m 和 ε_0 为与土体力学性质相关的复合函数分布参数。

则土体整体受损的微元个数为：

$$N_f = \int_0^\varepsilon N f(\varepsilon) d\varepsilon = N \left\{ C - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5} \right\} \quad (5-12)$$

其中： C 为常数。带入式（5-11）得到荷载作用下黄土的损伤因子：

$$D_L = \int_0^\varepsilon f(\varepsilon) d\varepsilon = \left\{ C - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5} \right\} \quad (5-13)$$

当土体未受损时， $\varepsilon = 0$ ， $D = 0$ ，可得 $C = 1$ ，结合上式（5-1）、（5-2）、（5-8）及式（5-13）可得：

$$D = 1 - \frac{\alpha\beta\gamma}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5} \quad (5-14)$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = E\varepsilon'_1(1 - D) \quad (5-15)$$

其中： $\sigma_1 - \sigma_3$ 为黄土微元的偏差应力； ε'_1 为黄土的轴向有效应变
当只有一种含水率和干密度度时，总损伤公式退化为：

$$D = 1 - \frac{E_n}{E_0 \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} = 1 - \frac{\alpha}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} \quad (5-16)$$

当土体完全破坏时($D = 1$)，土体仍具备一定承载能力，该部分为残余强度。因此黄土的偏差应力由两部分承担，可以表示为：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = (\sigma_1 - \sigma_3)_D + (\sigma_1 - \sigma_3)_F \quad (5-17)$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_D = D(\sigma_1 - \sigma_3)_r \quad (5-18)$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_F = E\varepsilon'_1(1 - D) \quad (5-19)$$

其中： $(\sigma_1 - \sigma_3)_D$ 为土体损伤部分的微元承担的偏差应力； $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ 为残余偏差应力； $(\sigma_1 - \sigma_3)_F$ 为土体未受损部分承担的偏差应力。将式(5-14)带入式(5-18)和(5-19)。由应变等价原理，黄土的有效应变量等于表观应变量^[142, 143]，即 $\varepsilon = \varepsilon'_1$ ，综上所述，黄土的损伤统计模型为：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{E_n E_\omega E_\rho \varepsilon'_1}{E_{\omega 0} E_{\rho 0} \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} + (\sigma_1 - \sigma_3)_r \left\{ 1 - \frac{E_n E_\omega E_\rho}{E_0 E_{\omega 0} E_{\rho 0} \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} \right\} \quad (5-20)$$

即

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\beta \gamma E_n \varepsilon'_1}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} + (\sigma_1 - \sigma_3)_r \left\{ 1 - \frac{\alpha \beta \gamma}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} \right\} \quad (5-21)$$

当只有一种干密度和干密度时，本构模型退化为：

$$\begin{aligned}\sigma_1 - \sigma_3 &= \frac{E_n \varepsilon'_1}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5} + (\sigma_1 - \sigma_3)_r \left\{1 - \frac{E_n}{E_0 \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5}\right\} \\ &= \frac{E_n \varepsilon'_1}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5} + (\sigma_1 - \sigma_3)_r \left\{1 - \frac{\alpha}{\left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0}\right)^m\right]^5}\right\}\end{aligned}\quad (5-22)$$

该模型中包含 E_n 、 m 、 ε_0 、 α 、 β 、 γ 、 $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ 7个参数。其中， E_n 、 α 、 β 、 γ 、 $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ 可根据冻融循环试验得出，参数 m 、 ε_0 需要进一步计算得到。

当黄土的轴向应力达到偏差应力峰值时，其导数值为0，故在式(5-21)中令 $\varepsilon'_1 = \varepsilon_c$ 则有：

$$E_n \left[\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right)^m (1 - 5m) + 1 \right] + \frac{5m E_n (\sigma_1 - \sigma_3)_r}{E_0 \varepsilon_0} \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right)^{m-1} = 0 \quad (5-23)$$

整理得：

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_c \left[5m - 1 - \frac{5m(\sigma_1 - \sigma_3)_r}{E_0 \varepsilon_c} \right]^{\frac{1}{m}} \quad (5-24)$$

将 $\varepsilon'_1 = \varepsilon_c$ 代入损伤模型得：

$$\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right)^m = \left\{ \frac{[E_0 E_n E_\omega E_\rho \varepsilon_c - E_n E_\omega E_\rho (\sigma_1 - \sigma_3)_r]}{E_0 E_\omega E_\rho [(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]} \right\}^{\frac{1}{5}} - 1 \quad (5-25)$$

即

$$\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right)^m = \left\{ \frac{\alpha \beta \gamma [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_\gamma]}{(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_\gamma} \right\}^{\frac{1}{5}} - 1 \quad (5-26)$$

上式(24)带入(26)得：

$$m = \frac{E_0 \varepsilon_c \left[\frac{E_0 E_n E_\omega E_\rho \varepsilon_c - E_n E_\omega E_\rho (\sigma_1 - \sigma_3)_r}{E_0 E_{\omega 0} E_{\rho 0} (\sigma_1 - \sigma_3)_c - E_0 E_{\omega 0} E_{\rho 0} (\sigma_1 - \sigma_3)_r} \right]^{\frac{1}{5}}}{5 [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r] \left\{ \left[\frac{E_0 E_n E_\omega E_\rho \varepsilon_c - E_n E_\omega E_\rho (\sigma_1 - \sigma_3)_r}{E_0 E_{\omega 0} E_{\rho 0} (\sigma_1 - \sigma_3)_c - E_0 E_{\omega 0} E_{\rho 0} (\sigma_1 - \sigma_3)_r} \right]^{\frac{1}{5}} - 1 \right\}}$$
(5-27)

即

$$m = \frac{E_0 \varepsilon_c \left[\frac{\alpha \beta \gamma [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]}{[(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]} \right]^{\frac{1}{5}}}{5 [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r] \left\{ \left[\frac{\alpha \beta \gamma [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]}{[(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]} \right]^{\frac{1}{5}} - 1 \right\}}$$
(5-28)

其中： $(\sigma_1 - \sigma_3)_c$ 为偏差应力峰值； ε_c 为偏差应力峰值对应的轴向应变。

根据试验条件可删减参数 α 、 β 、 γ ，当只有冻融循环为变量时可删除 β 、 γ ；当冻融循环和含水率为变量时可删除 γ ；当冻融循环和干密度为变量时可删除 β 。

当土体的含水率较高，干密度较低时，强度曲线为硬化型，此时土体达不到峰值强度，取轴向应变为15%对应的应力作为峰值强度，此时残余应力无法直接得出。根据上述试验结果，将残余强度与峰值强度的比值作为硬化曲线残余强度的经验值 φ ，如下式(5-29)。

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_r = \varphi (\sigma_1 - \sigma_3)_c$$
(5-29)

φ 值定义为残余强度与峰值强度的比值。根据计算求取 φ 值的平均值，此时 $\varphi \approx 0.8$ 。

对于结构性黄土，引入结构性参数到损伤因子D中，其表达式(5-14)变形为下式(5-30)：

$$D = 1 - \frac{m_{d0}}{m_{dn} \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5}$$

其中： m_{d0} 表示不同约束状态下黄土的结构性参数； m_{dn} 表示不同约束状态下黄土的最大结构性参数。

引入结构性参数后，原方程(5-21)变形为下式(5-31)：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{E_n m_{d0} \varepsilon'_1}{m_{dn} \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} + (\sigma_1 - \sigma_3)_r \left\{ 1 - \frac{m_{d0}}{m_{dn} \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'_1}{\varepsilon_0} \right)^m \right]^5} \right\}$$

根据上文的推导此时 m 的取值如下式(5-32)， ε_0 的表达式仍为(5-24)。

:

$$m = \frac{E_n \varepsilon_c \left[\frac{m_{d0} [E_n \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]}{m_{dn} [(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]} \right]^{\frac{1}{5}}}{5 [E_n \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r] \left\{ \left[\frac{m_{d0} [E_0 \varepsilon_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]}{m_{dn} [(\sigma_1 - \sigma_3)_c - (\sigma_1 - \sigma_3)_r]} \right]^{\frac{1}{5}} - 1 \right\}}$$

5.3 模型验证

通过上文不固结不排水三轴试验数据,以含水率 5.25%、15.25%,干密度 1.43g/cm³ 为例以及含水率 10.25%、20.25%,干密度 1.48g/cm³ 为例对本文所建立的黄土损伤统计本构模型进行验证。当 K>0.5 时,残余强度可直接根据应力应变图得出;K<0.5 时,残余强度由经验值 φ 估算。根据试验数据可以得出模型所需参数,如表 5-1、5-2、5-3、5-4 所示。模型曲线如图 5-1。由图 5-1 可知,无上部约束冻融条件下,不固结不排水三轴试验的理论曲线整体趋势能够较好的与试验值吻合。

表 5-1 $\omega = 5.25\%$, $\rho_d = 1.43\text{g/cm}^3$ (K>0.5) 时参数取值

Table 5-1 Parameter values for $\omega = 5.25\%$, $\rho_d = 1.43\text{g/cm}^3$ (K>0.5)

冻融循环/次	E_n/kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_r/\text{kPa}$	α	β	γ	m	ε_0
0	456.28	381.28	1.00	1.00	0.97	1.54	3.59
1	405.03	368.28	0.89	1.00	0.96	1.45	4.11
3	380.26	351.28	0.83	1.00	0.96	1.30	4.80
7	364.4	339.28	0.80	1.00	0.94	1.26	4.86
11	347.28	330.28	0.76	1.00	0.94	1.20	4.89

表 5-2 $\omega = 10.25\%$, $\rho_d = 1.48\text{g/cm}^3$ (K>0.5) 时参数取值

Table 5-2 Parameter values for $\omega = 10.25\%$, $\rho_d = 1.48\text{g/cm}^3$ (K>0.5)

冻融循环/次	E_n/kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_r/\text{kPa}$	α	β	γ	m	ε_0
0	446.6	406.6	1.00	0.99	1.00	1.32	4.35
1	426.78	388.4	0.96	0.98	1.00	0.95	5.21
3	393.4	373.5	0.88	0.98	1.00	0.87	5.51
7	370.35	361.2	0.83	0.97	1.00	0.82	5.72
11	354.32	333.1	0.79	0.95	1.00	0.77	6.20

表 5-3 $\omega = 15.25\%$, $\rho_d = 1.43\text{g/cm}^3$ (K>0.5) 时参数取值

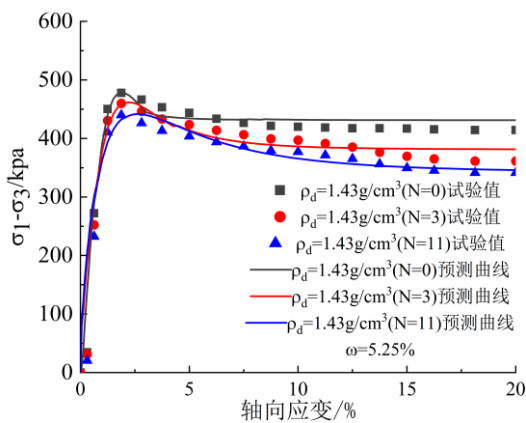
Table 5-3 Parameter values for $\omega = 15.25\%$, $\rho_d = 1.43\text{g/cm}^3$ (K>0.5)

冻融循环/次	E_n/kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_C/kPa$	$\varphi(\sigma_1 - \sigma_3)_C/kPa$	α	β	γ	m	ε_0
0	153.27	207.8	166.24	1.00	0.38	0.88	0.51	28.18
1	147.57	199.3	159.44	0.96	0.38	0.87	0.50	27.46
3	144.08	190.6	152.48	0.94	0.36	0.87	0.49	26.77
7	137.43	185.6	148.48	0.90	0.34	0.84	0.49	26.65
11	131.44	180.3	144.24	0.86	0.30	0.82	0.48	25.4

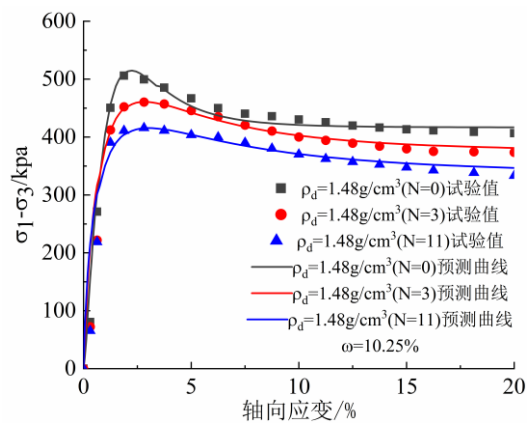
表 5-4 $\omega = 20.25\%, \rho_d = 1.48g/cm^3 (K>0.5)$ 时参数取值

Table 5-4 Parameter values for $\omega = 20.25\%, \rho_d = 1.48g/cm^3 (K>0.5)$

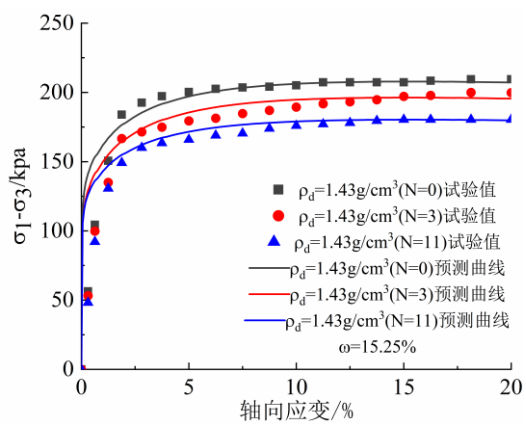
冻融循环/次	E_n/kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_C/kPa$	$\varphi(\sigma_1 - \sigma_3)_C/kPa$	α	β	γ	m	ε_0
0	121.81	161.9	129.5	1.00	0.26	1.00	0.53	30.61
1	144.70	183.1	146.5	1.19	0.33	1.00	0.49	24.33
3	148.94	194.3	155.4	1.22	0.37	1.00	0.49	23.18
7	152.50	200.8	160.6	1.25	0.40	1.00	0.48	21.67
11	150.53	188.6	150.9	1.24	0.42	1.00	0.48	20.13



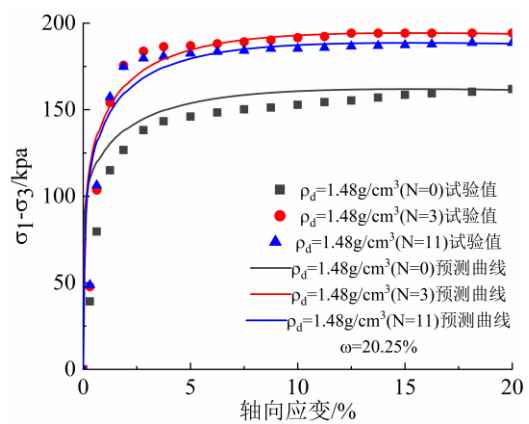
(a) $\omega=5.25\%, \rho_d=1.43g/cm^3$



(b) $\omega=10.25\%, \rho_d=1.48g/cm^3$



(c) $\omega=15.25\%, \rho_d=1.43g/cm^3$



(d) $\omega=20.25\%, \rho_d=1.48g/cm^3$

图 5-1 试验曲线与理论曲线对比

Figure 5-1 Comparison of experimental and theoretical curves

由图 5-1 可知,随着冻融循环次数的增加,理论曲线峰值强度降低;随含水率提高,峰值强度降低,理论曲线由应变软化变为应变硬化;随干密度提高,理论曲线峰值强度提高。低含水率下,理论曲线为应变软化型,即应力先迅速增大随后逐渐减小;高含水率下理论曲线为应变硬化型,即应力先迅速增大随后缓慢增大,理论曲线与试验曲线趋势大致相同。为预测不同含水率和冻融次数下的应力应变曲线。将干密度为 $1.38\text{g}/\text{cm}^3$ 、 $1.43\text{g}/\text{cm}^3$ 、 $1.48\text{g}/\text{cm}^3$ 对应的弹性模量、峰值强度和残余强度,与冻融循环和含水率建立关系式,如下(30):

$$\begin{aligned}
 E &= A - B\omega + C \exp\left(-\frac{N}{D}\right) - E\omega \exp\left(-\frac{N}{F}\right) \\
 (\sigma_1 - \sigma_3)_c &= A_1 - B_1\omega + C_1 \exp\left(-\frac{N}{D_1}\right) - E_1\omega \exp\left(-\frac{N}{F_1}\right) \\
 (\sigma_1 - \sigma_3)_r &= A_2 - B_2\omega + C_2 \exp\left(-\frac{N}{D_2}\right) - E_2\omega \exp\left(-\frac{N}{F_2}\right)
 \end{aligned}
 \tag{30}$$

式中: ω 为含水率; N 为冻融循环次数; E 为弹性模量; $(\sigma_1 - \sigma_3)_c$ 为峰值强度; $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ 为残余强度。 A 、 B 、 C 、 D 、 E 、 F 、 A_1 、 B_1 、 C_1 、 D_1 、 E_1 、 F_1 、 A_2 、 B_2 、 C_2 、 D_2 、 E_2 、 F_2 为与冻融试验相关的材料参数,计算值如下表 5-5、5-6、5-7。根据上式计算得到强度参数带入本构模型后得出预测曲线,绘制预测曲线并与试验数据对比,如图 5-2。

表 5-5 不同干密度下弹性模量预测经验公式参数取值

Table 5-5 Parameter values for empirical formulae predicting the modulus of elasticity at different dry densities

干密度	预测经验参数					
	A	B	C	D	E	F
1.38	249.41	6.62	134.23	2.49	7.47	2.21
1.43	453.99	16.71	140.03	2.22	8.09	2.10
1.48	466.62	16.63	166.86	3.11	9.36	2.64

表 5-6 不同干密度下峰值强度预测经验公式参数取值

Table 5-6 Parameter values for empirical formulas predicting peak strength at different dry densities

干密度	预测经验参数					
	A_1	B_1	C_1	D_1	E_1	F_1

1.38	416.73	14.43	121.50	2.49	6.49	3.41
1.43	516.33	20.98	108.79	9.31	3.78	3.58
1.48	583.65	20.66	187.59	2.59	10.51	2.13

表 5-7 不同干密度下残余强度预测经验公式参数取值

Table 5-7 Parameter values for empirical formulas predicting residual strength at different dry densities

干密度	预测经验参数					
	A_2	B_2	C_2	D_2	E_2	F_2
1.38	337.81	11.01	128.56	5.99	7.54	7.41
1.43	405.97	16.06	95.37	7.65	3.74	3.57
1.48	438.05	16.40	124.55	7.91	5.37	3.97

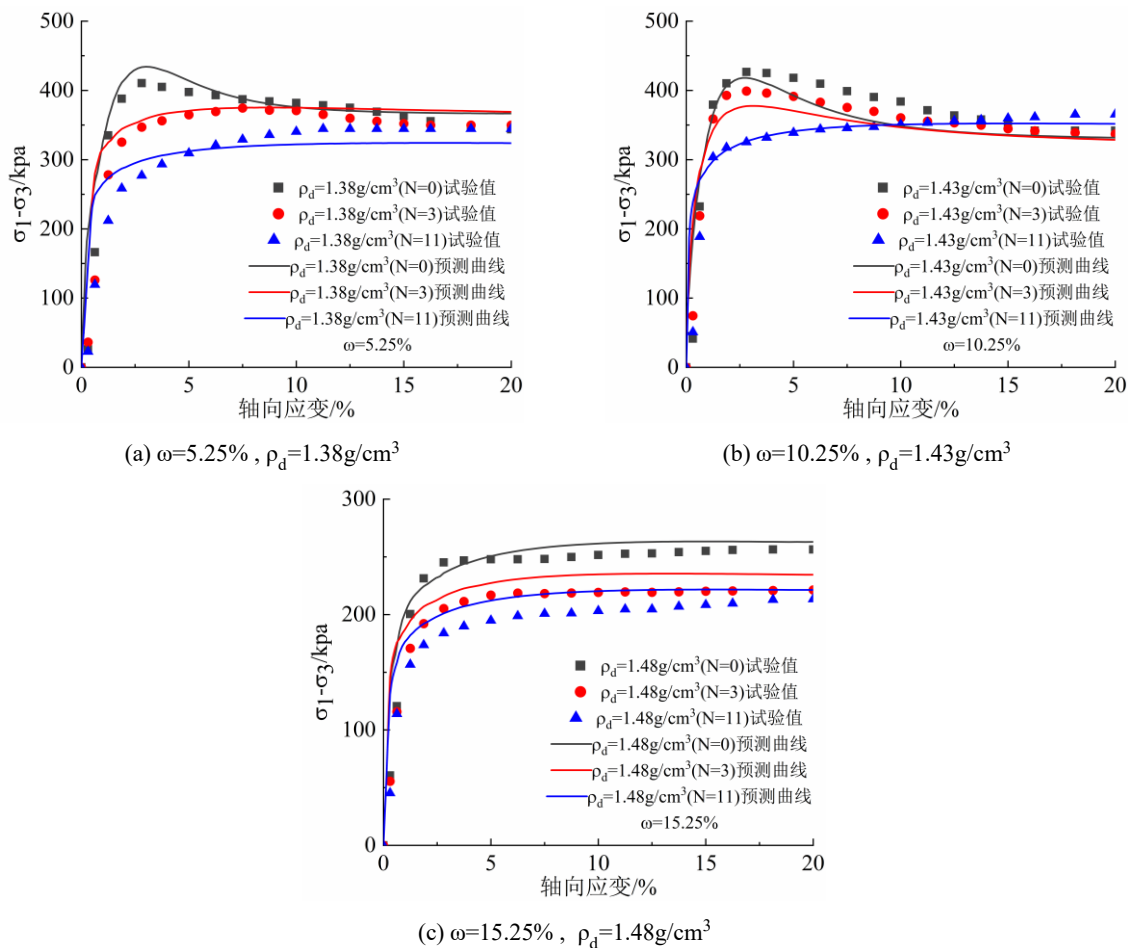


图 5-2 试验曲线与预测曲线对比

Figure 5-2 Comparison of experimental and predicted curves

预测曲线与实验曲线对比得出弹性模量、偏差应力峰值与残余偏差应力的试验值与理论值之差，根据下式（5-31）计算试验值与预测理论值误差：

$$\text{相对误差} = \frac{|T_i - P_i|}{T_i} \times 100\% \quad (5-31)$$

式中： T_i 为试验测试值， P_i 为经验预测值， i 为弹性模量、峰值强度或残余强度。试验值与预测理论值如图 5-3，可以看出实验值与理论值误差范围在 20%以内，预测经验公式较为准确。

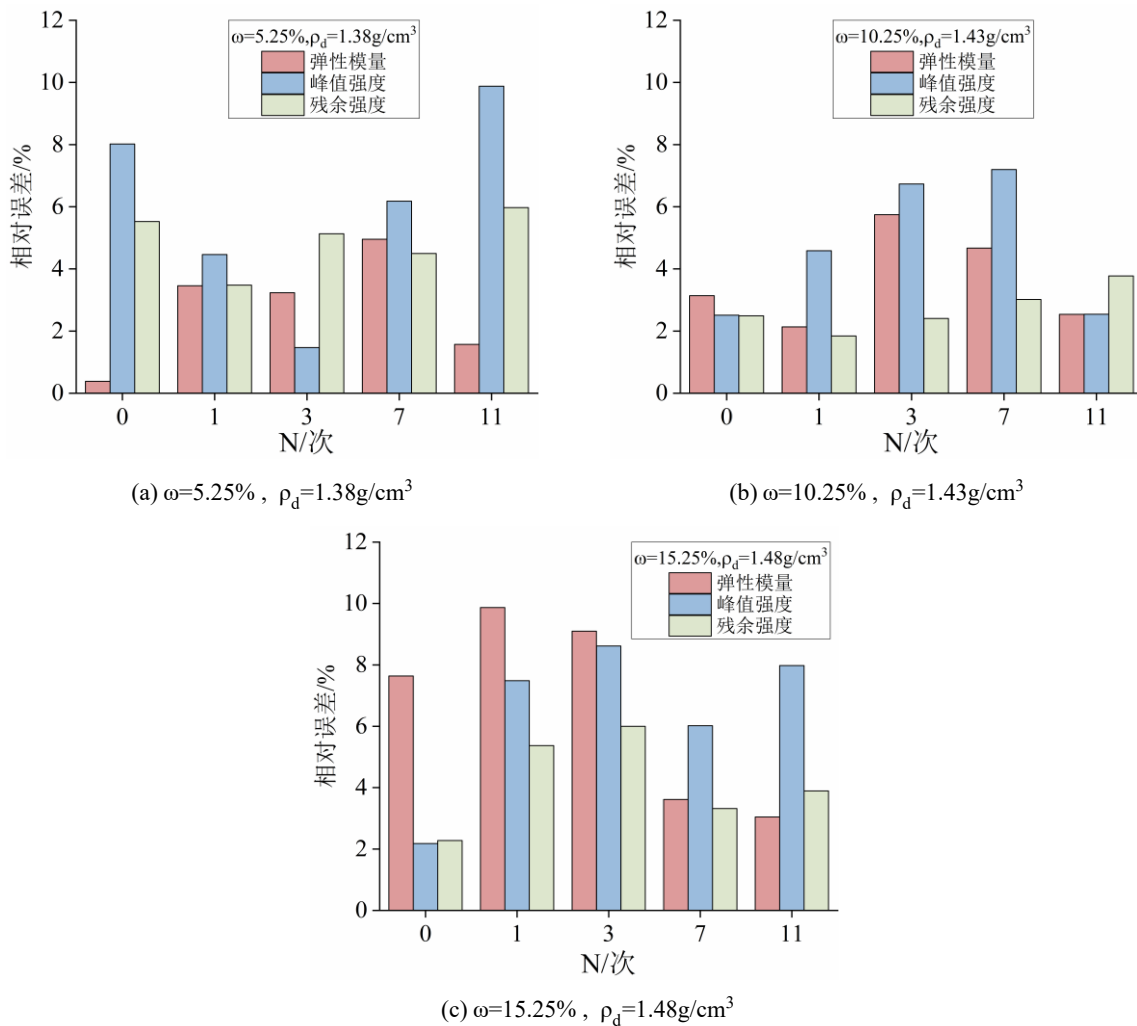


图 5-3 试验参数和预测理论参数误差分析

Figure 5-3 Analysis of errors between experimental parameters and predicted theoretical parameters

通过上文 CD 试验的数据，对本文所建立的结构性黄土损伤统计本构模型进行验证。根据试验数据可以得出模型所需参数，如表 5-8、5-9 所示，结构性参数取值见第 4 章。模型曲线如图 5-4。由图 5-4 可知，结构性黄土固结排水三轴试验的理论曲线整体趋势能够较好的与试验值吻合。

表 5-8 完全约束状态下结构性土的参数取值

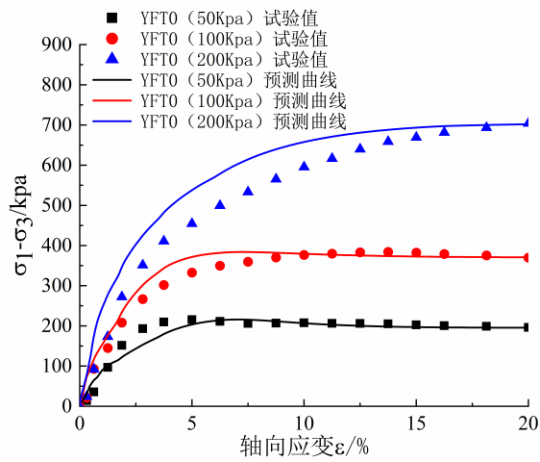
Table 5-8 Parameter values for structural soils under fully constrained conditions

冻融循环/次	围压 σ_3 (kPa)	E_n /kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_c$ /kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ /kPa	m_d	m	ε_0
0	50	75.88	216.24	195.20	2.80	1.70	8.88
	100	129.54	384.19	369.13	2.50	1.15	7.06
	200	157.65	703.77	563.02	2.30	0.58	36.07
3	50	63.14	164.63	131.70	4.89	0.44	19.03
	100	99.47	330.74	264.59	3.23	0.49	25.59
	200	135.40	585.85	468.68	2.54	0.56	33.00
7	50	61.32	155.99	124.79	4.97	0.43	18.29
	100	92.75	280.56	224.44	3.53	0.46	21.75
	200	124.73	473.91	379.13	2.92	0.50	26.82

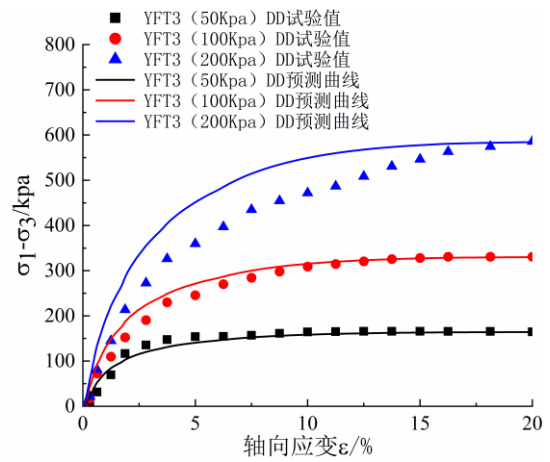
表 5-9 无上部约束状态下结构性土的参数取值

Table 5-9 Parameter values for structural soils without upper constraints

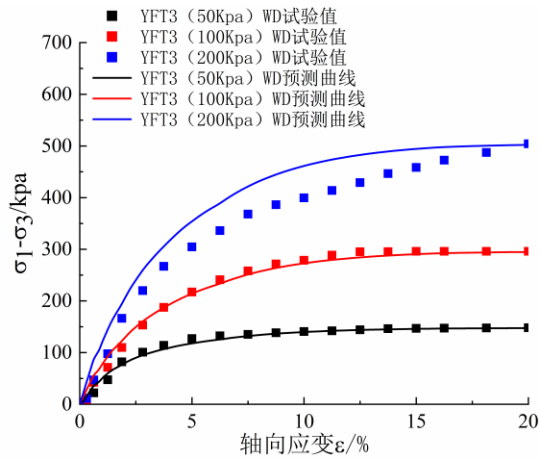
冻融循环/次	围压 σ_3 (kPa)	E_n /kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_c$ /kPa	$(\sigma_1 - \sigma_3)_r$ /kPa	m_d	m	ε_0
0	50	75.88	216.24	195.20	2.80	1.70	8.88
	100	129.54	384.19	369.13	2.50	1.15	7.06
	200	157.65	703.77	563.02	2.30	0.58	36.07
3	50	41.81	147.91	118.33	7.75	0.50	27.23
	100	60.04	295.95	236.76	6.35	0.60	36.27
	200	95.08	504.16	403.32	5.45	0.63	37.71
7	50	38.10	131.22	104.98	8.55	0.48	24.58
	100	52.20	246.09	196.87	7.35	0.56	31.92
	200	84.49	430.29	344.23	6.25	0.59	33.73



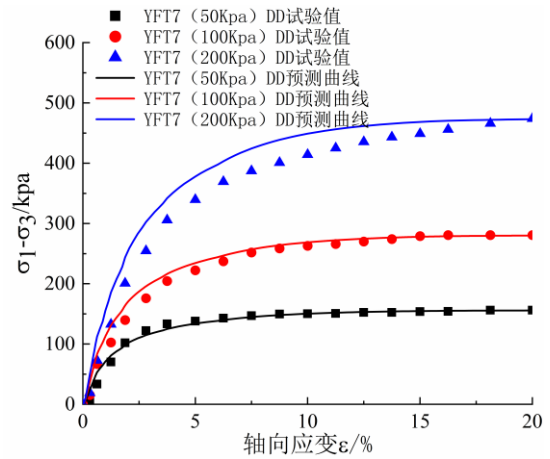
(a) 未冻融原状土试验值与预测曲线



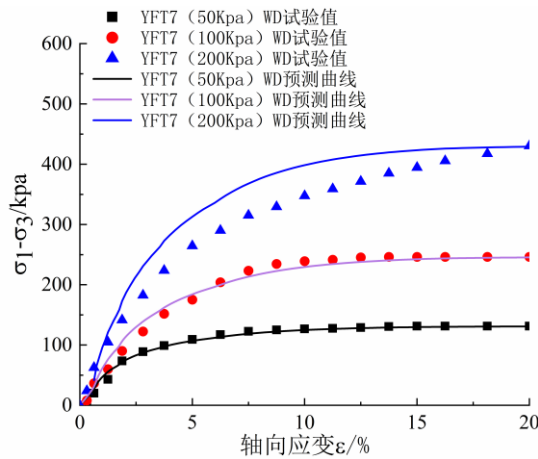
(b) 完全约束下冻融循环3次原状土试验值与预测曲线



(c) 无上部约束下冻融循环3次原状土试验值与预测曲线



(d) 完全约束下冻融循环7次原状土试验值与预测曲线



(e) 无上部约束下冻融循环7次原状土试验值与预测曲线

图 5-4 不同约束状态下结构性黄土试验值与预测曲线

Figure 5-4 Experimental values and predicted curves for structural loess under different constraint conditions

综上所述, 本文所建立的损伤模型对湿-密-冻融循环条件下伊犁黄土力学特征以及结构性黄土的预测效果较好, 总体趋势符合试验规律, 可以反映出循环条件作用下伊犁黄土应力—应变关系的损伤变化。因此, 本文所提出的损伤统计本构方程能够较为准确地描述新疆伊犁黄土地区的强度和损伤特征。

5.4 本章小结

本章基于二元介质模型与损伤力学理论, 构建了考虑冻融循环次数、初始含水率及干密度三因素耦合作用的损伤统计本构模型, 并引入结构性参数对其进行了拓展。模型引入初始损伤因子 D_0 与荷载损伤因子 D_L , 采用复合函数描述微元强度分布, 通过峰值点条件推导模型参数 m 与 ε_0 , 残余强度由经验系数 φ 估算。模型参数中, E_n 、 α 、 β 、 γ 及残余强度可根据冻融试验直接获取, m 与 ε_0 通过理论推导得到。对于高含水率、低干密度条件下的应变硬化型曲线, 采用残余强度与峰值强度比值 $\varphi \approx 0.8$ 进行估算。基于第3章不固结不排水三轴试验数据对模型进行验证, 结果表明理论曲线与试验数据吻合良好, 误差控制在20%以内。进一步建立了弹性模量、峰值强度、残余强度与含水率、冻融次数之间的经验关系式, 实现了对不同工况下应力—应变曲线的预测。将结构性参数引入损伤因子后, 所建模型能够较好地反映结构性黄土的力学行为。本章建立的损伤统计本构模型能够合理描述湿—密—冻融条件下伊犁黄土的应力—应变关系及损伤演化规律以及结构性黄土的强度和损伤特征。

第6章 结论、创新点与展望

本文围绕冻融循环条件下伊犁结构性黄土的力学特性与劣化机制，系统开展了湿—密—冻融三因素耦合的 UU 试验、不同约束状态下的 CD 试验、微观结构 SEM 试验以及损伤本构模型研究。本章对全文主要研究工作进行系统总结，归纳核心结论与创新点，并针对现有研究的不足与可深化方向，提出后续研究的建议与展望，以期为季冻区黄土力学特性研究及工程应用提供参考。

6.1 试验结论

1. 湿—密—冻融条件下土体的力学特性研究

提出了一种提供土体变形的新型制样方法。通过 UU 试验，分析了伊犁结构性黄土的力学特性和表面劣化。浅层伊犁黄土强度随冻融循环次数增加而降低，但在含水率 20.25% 时略有上升。含水率对土壤强度的影响最为显著，其次为干密度。当含水量与干密度较低时，应力-应变曲线由软化转为硬化所需冻融循环次数较少；高含水量条件下曲线全程呈硬化趋势。当归一化强度 K 小于 0.5 时，土壤应变曲线硬化；当 K 大于 0.5 时，土壤应变曲线软化。在冻融作用下，未饱和浅层伊犁黄土的高度在低含水量和接近最优含水率时变化甚微。在特定干密度下，高度变化呈现动态现象：先增后减再增。提出了考虑初始含水率、干密度及冻融循环次数的损伤系数综合。建立的耦合损伤本构模型同时满足上述三项因素并能够适用于结构性黄土。该模型能较准确预测湿—密—冻融条件下伊犁浅层黄土应力—应变曲线的变化以及结构性黄土的应力—应变曲线的变化。

2. 土体的结构性及劣化机制研究

通过人工制备冻融循环下无上部约束的饱和试样进行 CD 试验，对比分析了原状土和重塑土力学特性，并以此得出土体在冻融循环条件的结构性参数变化规律，同时通过新型制样方式能够清晰的观测饱和土体在经历冻融循环后表面劣化的规律。完全约束冻融循环条件下土体的强度大于无上部约束冻融下土体的强度。土体在冻融循环前，体变随应变出现先增后减的现象，即土体在荷载作用下先发生剪胀后发生剪缩。在冻融循环后土体的体变随应变增大出现持续增长的现象，即剪缩。随着冻融循环的增大，原状土和重塑土的黏聚力和内摩擦角都逐渐降低。完全约束冻融循环下原状土和重塑土的黏聚力和内摩擦角大于上部无约束的原状土和重塑土。冻融循环下完全约束的土体结构性参数远小于上部无约束的土体，随着冻融循环次数的增加，差距变大。随着冻融循环次数的

增加,土体表面的劣化逐渐加剧。土体表面孔隙数量增多,孔隙大小增大。没有上部约束的土体孔隙数量,和孔隙大小都大于完全约束的土体。当土体的黏聚力和内摩擦角低于某一个值时(本文为 $C = 13.98$, $\varphi = 34.26$),土体表面开始出现劣化,当这个值降低到某一个值时(本文为 $C = 4.32$, $\varphi = 28.66$),冻融循环对土体的影响由上部扩展到下部。

3. 微观试验研究

通过 SEM 试验,分析了冻融循环下两种约束方式的微观结构变化规律。5mm 处的土体内部结构都以大颗粒和大孔隙为主,胶结结构较多。土样在 40mm 处的土颗粒大小相较于 75mm 处减小,孔隙数量相较于 75mm 增多,胶结结构减少。土样在 5mm 处受冻融作用最大,土体中的大颗粒在冻胀力的作用下破碎为小颗粒,出现大量小孔隙。随冻融循环次数增加,土体内部颗粒大小逐渐减小,胶结结构减少,孔隙数量增多,孔隙增大。冻融循环下完全约束的土体内部颗粒都大于无上部约束的土体,孔隙大小小于无上部约束的土体,孔隙数量也相对较小。冻融循环作用对土体内部的破坏程度小于无上部约束的土体,无上部约束的土体结构性更强。

6.2 创新点

1.提出了一种模拟浅层土体自由变形的冻融制样新方法。传统冻融试验多采用完全约束的制样方式(土样四周及顶部固定),无法真实反映浅层土体在自然界中无上部约束的冻胀融沉行为。本文创新性地设计了上部预留变形空间的制样模具,使土体在冻融过程中可自由产生竖向胀缩,更贴近工程实际。该方法为研究冻融作用下土体结构劣化、表面开裂、体积变形等提供了新的实验手段。

2.揭示了湿-密-冻融耦合作用下黄土的力学响应规律。系统研究了含水率、干密度、冻融次数三因素对黄土应力-应变曲线、峰值强度、体变及破坏形态的影响。

3.建立了冻融循环下黄土结构性参数的演化规律。基于 CD 试验,对比分析了原状土与重塑土、完全约束与无上部约束状态下的力学行为。提出了冻融循环下土体结构性参数 m_d 的定义与计算方法,反映了冻融对土体内部结构的劣化程度。

4.实现了宏-微观机制的关联分析。结合 SEM 微观图像,系统分析了不同约束条件下土体内部颗粒、孔隙、胶结结构的演化规律。

5.构建了考虑多因素耦合的冻融损伤本构模型以及考虑结构性参数的损伤本构模型。基于二元介质模型与损伤力学理论,构建了考虑冻融次数、含水率、干密度三因素耦合的损伤统计本构模型和引入结构性参数的损伤本构模型。

6.3 展望

本文对冻融循环下不同约束状态的土体进行了一系列试验研究，包括冻融试验，三轴试验，SEM 试验。对土体力学特性，表面劣化，结构性，微观结构进行了具体分析。根据此研究成果，下一步研究有以下几个方向：

- 1.由于制样过程中设备的限制，无上部约束的土样的高度变化的测量受人为因素影响较大，后续应更新制样方法和设备，减小人为因素导致的误差。

- 2.通过结合数值模拟，对两种不同冻融循环下约束方式的土体强度及变形进行长期监测，贴近现实工程情况。

- 3.以增量形式建立冻融循环下土体结构性本构模型。

参考文献

- [1]LI X, LI L, SONG Y, et al. Characterization of the mechanisms underlying loess collapsibility for land-creation project in Shaanxi Province, China—a study from a micro perspective [J]. *Engineering Geology*, 2019, 249: 77-88.
- [2]XU P, LIN T, QIAN H, et al. Anisotropic microstructure of loess-paleosol sequence and its significance for engineering and paleoclimate: a case study from Xiushidu (XSD) profile, southern Chinese Loess Plateau [J]. *Engineering Geology*, 2021, 286: 106092.
- [3]ZUNGHU Z. Loess in China [J]. *GeoJournal*, 1980, 4(6): 525-540.
- [4]张爱军, 邢义川, 胡新丽等. 伊犁黄土强烈自重湿陷性的影响因素分析 [J]. *岩土工程学报*, 2016, 38(S2): 117-122.
- [5]乔国文. 天山山区边坡冻融成灾机理及岩体质量评价体系研究 [D]; 成都理工大学, 2019.
- [6]叶玮, 赵兴有. 新疆黄土分布规律及粉尘来源 [J]. *中国沙漠*, 2003, (05): 38-44.
- [7]叶玮, 赵兴有, 陈险峰. 新疆伊犁地区黄土的粒度特征与物质来源 [J]. *干旱区地理*, 1998, (04): 1-8.
- [8]周昌, 黄顺. 新疆伊犁黄土工程地质特征及致灾机理研究综述 [J]. *工程地质学报*, 2023, 31(04): 1247-1260.
- [9]王毓国. 含盐量对伊犁黄土土水特征的影响规律研究 [D]; 西北农林科技大学, 2018.
- [10]叶玮, 矢吹真代, 赵兴有. 中国西风区与季风区黄土沉积特征对比研究 [J]. *干旱区地理*, 2005, (06): 789-794.
- [11]尹光华, 王兰民, 袁中夏等. 新疆伊犁黄土的物性指标、动力学特性与滑坡 [J]. *干旱区地理*, 2009, 32(06): 899-905.
- [12]郑紫文. 新疆伊犁一巩乃斯河河床沉积物渗透系数空间变异性及河水与地下水转化关系 [D]; 长安大学, 2017.
- [13]朱赛楠, 殷跃平, 王文沛等. 新疆伊犁河谷黄土滑坡冻融失稳机理研究 [J]. *地球学报*, 2019, 40(02): 339-349.
- [14]李业彤, 杨更社, 叶万军等. 冻融作用下伊犁原状黄土水力特性劣化规律与微观机制 [J]. *工程地质学报*, 2023, 31(04): 1261-1268.
- [15]SHEN J, WANG Q, CHEN Y, et al. Evolution process of the microstructure of saline soil with different compaction degrees during freeze-thaw cycles [J]. *Engineering Geology*, 2022, 304: 106699.
- [16]ZOU W, DING L, HAN Z, et al. Effects of freeze-thaw cycles on the moisture sensitivity of a compacted clay [J]. *Engineering Geology*, 2020, 278: 105832.

- [17]高英, 马艳霞, 杨丰华等. 季节冻土区黄土湿陷变形及微观机理 [J]. 科学技术与工程, 2024, 24(34): 14778-14786.
- [18]穆青翼, 戴宝林, 周超等. 黄土湿陷宏微观机制、理论模型及评价技术 [J]. 水文地质工程地质: 1-21.
- [19]郅彬, 魏园钧, 王番等. 冻融循环作用下含 Na_2SO_4 盐原状黄土宏观强度与微观结构关联机制研究 [J]. 岩土力学, 2025, 46(S1): 106-120.
- [20]蒋一帆, 李家科. 不同雨强和坡度条件下黄土边坡失稳机理研究 [J]. 中国地质灾害与防治学报, 2025, 36(06): 48-63.
- [21]马舒悦. 黄土滑坡地表形变演化分析与敏感性动态评估 [J]. 测绘学报, 2025, 54(12): 2287.
- [22]魏占玺, 任穗川, 马文礼等. 承压水作用下黄土斜坡滑动失稳机制研究 [J]. 人民长江, 2001,41(2): 1-12.
- [23]杨雨亭, 谢良甫, 钱建国等. 基于多策略优化的滑坡易发性评价——以伊犁河谷滑坡群为例 [J]. 工程地质学报, 2003,(21):1-21.
- [24]FU W, SHAO S, SHE F, et al. Macro - micro deformation characteristics of undisturbed loess under different hydraulic paths [J]. Scientific Reports, 2025, 15(1): 44739.
- [25]ZHANG W, LI Y, ZHENG J, et al. The origin of loess microstructure: 3D insights from initial aeolian dust packing [J]. Aeolian Research, 2026, 75: 101029.
- [26]胡再强. 黄土结构性模型及黄土渠道的浸水变形试验与数值分析 [D]; 西安, 西安理工大学,2000.
- [27]张少宏, 杨小平, 郭敏霞等. 非饱和压实黄土的压缩与湿陷特性. 中国岩石力学与工程学会第七次学术大会, 中国西安, F, 2002 [C].
- [28]GUO Y, NI W, LIU H. Effects of dry density and water content on compressibility and shear strength of loess [J]. Geomechanics and Engineering, 2021, 24(5): 419-430.
- [29]罗爱忠, 方娟, 陈昌禄等. 结构性黄土压缩屈服特性及湿压模型 [J]. 工业建筑, 2014, 44(12): 83-87+117.
- [30]张玉伟, 翁效林, 宋战平等. 考虑黄土结构性和各向异性的修正剑桥模型 [J]. 岩土力学, 2019, 40(03): 1030-1038.
- [31]刘保健, 郭增玉. 黄土地基增湿变形的实用算法 [J]. 岩土力学, 2004, (02): 270-274.
- [32]张茂花, 刘保健. 增(减)湿时黄土的湿陷系数曲线特征 [J]. 岩土力学, 2005, (09): 1363-1368.
- [33]高英, 马艳霞, 张吾渝等. 西宁地区黄土增湿变形特性及微观结构分析 [J]. 工程地质学报, 2019, 27(04): 803-810.
- [34]陈存礼, 高鹏, 胡再强. 黄土的增湿变形特性及其与结构性的关系 [J]. 岩石力学与工程学报, 2006, (07): 1352-1360.
- [35]邵生俊, 周飞飞, 宋春霞. 考虑黄土结构性变化的地基增湿压缩变形分析 [J]. 土木

- 工程学报, 2006, (06): 94-99.
- [36]师华强, 倪万魁, 刘魁等. 冻融循环作用对黄土压缩性的影响 [J]. 水文地质工程地质, 2012, 39(03): 45-48.
- [37]宋春霞, 齐吉琳, 刘奉银. 冻融作用对兰州黄土力学性质的影响 [J]. 岩土力学, 2008, (04): 1077-1080+1086.
- [38]杨成松, 程国栋, 朱元林, 赵淑萍. 冻融作用对土体干容重和含水量影响的试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2003, (S2): 2695-2699.
- [39]倪万魁, 师华强. 冻融循环作用对黄土微结构和强度的影响 [J]. 冰川冻土, 2014, 36(04): 922-927.
- [40]肖东辉, 冯文杰, 张泽. 冻融循环作用下黄土孔隙率变化规律 [J]. 冰川冻土, 2014, 36(04): 907-912.
- [41]ONO T, MITACHI T. Computer controlled triaxial freeze-thaw-shear apparatus [M]. Ground Freezing 97: Frost Action in Soils. CRC Press. 1997: 335-339.
- [42]CHUVILIN YE M, YAZYNNIN O. Frozen soil macro-and microstructure formation; proceedings of the 5th International Conference on Permafrost, F, 1988 [C]. Trondheim: Tapir Publishers.
- [43]BONDARENKO G, SADOVSKY A. Water content effect of the thawing clay soils on shear strength; proceedings of the International symposium on ground freezing, F, 1991 [C].
- [44]吕倩俐, 张艳阳, 张天栋等. 不同冻融循环次数及含水率条件下伊犁地区黄土力学强度损伤特性 [J]. 工程地质学报, 2023, 31(04): 1269-1281.
- [45]齐吉琳. 冻融作用对土工程性质影响的研究现状 [J]. 地球科学进展, 2005, (08): 887-894.
- [46]YANG S, CHOU Y, WANG L, et al. Experimental study on mechanical behavior deterioration of undisturbed loess considering freeze-thaw action [J]. Soils and Rocks, 2023, 47(1): e2024005822.
- [47]方丽莉, 齐吉琳, 马巍. 冻融作用对土结构性的影响及其导致的强度变化 [J]. 冰川冻土, 2012, 34(02): 435-440.
- [48]常丹, 刘建坤, 李旭等. 冻融循环对青藏粉砂土力学性质影响的试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(07): 1496-1502.
- [49]刘宽, 叶万军, 景宏君等. 季冻区黄土微观损伤识别与宏观力学响应研究 [J]. 岩土工程学报, 2021, 43(S1): 192-197.
- [50]CHU C, YANG L, CHENG W, et al. Triaxial mechanical behaviours of Ili loess after freeze - thaw [J]. Frontiers in Earth Science, 2024, 12: 1454629.
- [51]苏谦, 唐第甲, 刘深. 青藏斜坡黏土冻融循环物理力学性质试验 [J]. 岩石力学与工程学报, 2008, (S1): 2990-2994.

- [52]董晓宏, 张爱军, 连江波等. 长期冻融循环引起黄土强度劣化的试验研究 [J]. 工程地质学报, 2010, 18(06): 887-893.
- [53]王静, 刘寒冰, 吴春利等. 冻融循环对不同塑性指数路基土动力特性影响 [J]. 岩土工程学报, 2014, 36(04): 633-639.
- [54]BAI R, LAI Y, ZHANG M, et al. Investigating the thermo-hydro-mechanical behavior of loess subjected to freeze - thaw cycles [J]. *Acta Geotechnica*, 2024, 19(9): 6305-6318.
- [55]WANG Q, LIU F, ZHONG X, et al. Dynamic Characteristics and Mechanism of the Saturated Compacted Loess under Freeze-Thaw Cycles [J]. *Geofluids*, 2021, 2021(1): 6296578.
- [56]LIU H, ZHANG H, WANG J. Effect of freeze-thaw and water content on mechanical properties of compacted clayey soil [J]. *Rock Soil Mech*, 2018, 39(1): 158-164.
- [57]高英, 马艳霞, 杨丰华等. 季节冻土区黄土湿陷变形及微观机理 [J]. 科学技术与工程, 2024, 24(34).
- [58]GAO C, WU Z, CHEN R, et al. Impact of freeze-thaw cycles on loess microstructure: A comparison of fine-grained and coarse-grained soils [J]. *Cold Regions Science and Technology*, 2025: 104701.
- [59]HUANG C, ZHU C, MA Y, et al. Investigating mechanical behaviors of rocks under freeze - thaw cycles using discrete element method [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2022, 55(12): 7517-7534.
- [60]NISHIMURA S. A model for freeze-thaw-induced plastic volume changes in saturated clays [J]. *Soils and Foundations*, 2021, 61(4): 1054-1070.
- [61]WANG W, WANG L, YU F, et al. One dimensional thaw consolidation behaviors with periodical thermal boundaries [J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2016, 20(4): 1250-1258.
- [62]KLEMYATSIONOK P, KOLMOGOROVA S, KOLMOGOROV S. Assessment of varve clays sensitivity to natural structure disturbance [J]. *Procedia Engineering*, 2017, 189: 252-257.
- [63]PENNER, EDWARD. Sensitivity in Leda Clay [J]. *nature*, 1963, 197(4865): 347-348.
- [64]XU L, COOP M. Influence of structure on the behavior of a saturated clayey loess [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2016, 53(6): 1026-1037.
- [65]YAFRATE N, DEJONG J, DEGROOT D, et al. Evaluation of remolded shear strength and sensitivity of soft clay using full-flow penetrometers [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, 135(9): 1179-1189.
- [66]谢定义. 土结构性及其定量化参数研究的新途径 [J]. 岩土工程学报, 1999, (06): 651-656.
- [67]陈存礼, 胡再强, 高鹏. 原状黄土的结构性及其与变形特性关系研究 [J]. 岩土力学, 2006, (11): 1891-1896.

- [68]吴小锋, 李光范, 胡伟等. 海口红黏土的结构性本构模型研究 [J]. 岩土力学, 2013, 34(11): 3187-3191+3196.
- [69]骆亚生, 邵生俊, 张爱军. 复杂应力状态下的土结构性参数 [J]. 岩石力学与工程学报, 2004, (24): 4248-4251.
- [70]骆亚生. 复杂应力条件下土的结构性本构关系 [J]. 四川大学学报(工程科学版), 2005, (05): 14-18.
- [71]邓国华, 邵生俊, 陈昌禄等. 一个可考虑球应力和剪应力共同作用的结构性参数 [J]. 岩土力学, 2012, 33(08): 2310-2314.
- [72]高鹏. 不同湿度原状黄土静、动力学特性及其与结构性关系研究 [D]; 西安理工大学, 2006.
- [73]陈存礼, 何军芳, 高鹏. 不同含水量下原状黄土的动力变形特性 [J]. 西安理工大学学报, 2006, (04): 390-394.
- [74]李慧. 黄土结构性参数及结构性本构模型研究 [D]; 吉林大学, 2022.
- [75]秦鹏成, 邵生俊, 郑晓锋等. 构度指标与黄土力学特性指标的关系研究 [J]. 地下空间与工程学报, 2017, 13(05): 1215-1220.
- [76]邵生俊, 王丽琴, 陶虎等. 黄土的构度及其与粒度、密度、湿度之间的关系 [J]. 岩土工程学报, 2014, 36(08): 1387-1393.
- [77]邵生俊, 郑文, 王正泓等. 黄土的构度指标及其试验确定方法 [J]. 岩土力学, 2010, 31(01): 15-19+38.
- [78]冯志焱. 非饱和黄土的结构性量化参数与结构性本构关系研究 [D]; 西安, 西安理工大学, 2008.
- [79]秦鹏成, 邵生俊, 褚峰等. 黄土的初始结构性参数研究 [J]. 太原理工大学学报, 2015, 46(06): 707-712.
- [80]夏旺民. 黄土弹塑性损伤本构模型及工程应用研究 [D]; 西安, 西安理工大学, 2005.
- [81]雷华阳. 结构性海积软土的弹塑性研究 [J]. 岩土力学, 2002, (06): 721-724.
- [82]FENG S, LEI H, QI Z. A simple elastoplastic dynamic constitutive model of saturated structural soft clay; proceedings of the IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2020 [C]. IOP Publishing.
- [83]员康锋, 申俊敏, 李宏儒. 湿陷性黄土结构性参数变化特性研究 [J]. 重庆交通大学学报(自然科学版), 2014, 33(04): 101-105.
- [84]孔洋, 黄雪峰, 阮怀宁等. 基于 Gunary 模型的侧限条件下土体结构性参数研究 [J]. 防灾减灾工程学报, 2016, 36(04): 520-527.
- [85]王天佐, 王常明, 李福林等. 一种基于应变能的新型黄土结构性参数研究; 2017 年全国工程地质学术年会, 中国广西桂林, F, 2017 [C].
- [86]DUNCAN J M, CHANG C-Y. Nonlinear analysis of stress and strain in soils [J]. Journal of the soil mechanics and foundations division, 1970, 96(5): 1629-1653.

- [87]DOMASCHUK L, VALLIAPPAN P. Nonlinear settlement analysis by finite element [J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1975, 101(7): 601-614.
- [88]NAYLOR D. A continuous plasticity version of the critical state model [J]. International journal for numerical methods in engineering, 1985, 21(7): 1187-1204.
- [89]RUNESSON K. ON NONLINEAR CONSOLIDATION OF SOFT CLAY: A NUMERICAL APPROACH WITH SPECIAL EMPHASIS ON PLASTICITY AND CREEP [M]. Chalmers Tekniska Hogskola (Sweden), 1978.
- [90]沈珠江. 土的弹塑性应力应变关系的合理形式 [J]. 岩土工程学报, 1980, (02): 11-19.
- [91]张学言. 土塑性力学的建立与发展 [J]. 力学进展, 1989, (04): 485-496.
- [92]MOHR O. Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials [J]. Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, 1900, 46(1524-1530): 1572-1577.
- [93]COULOMB M. Essai sur une application des règles de maximis & minimis à quelques problèmes de statique, relatifs à l' architecture [J]. Revue française de géotechnique, 2023, (175): 1.
- [94]DRUCKER D C, PRAGER W. Soil mechanics and plastic analysis or limit design [J]. Quarterly of applied mathematics, 1952, 10(2): 157-165.
- [95]ROSCOE K H, BURLAND J B. On the generalized stress-strain behaviour of wet clay [J]. 1968.
- [96]LADE P V, DUNCAN J M. Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil [J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1975, 101(10): 1037-1053.
- [97]沈珠江, 王剑平. 土质心墙坝填筑及蓄水变形的数值模拟 [J]. 水利水运科学研究, 1988, (04): 47-64.
- [98]MROZ Z. On the description of anisotropic workhardening [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1967, 15(3): 163-175.
- [99]DAFALIAS Y, POPOV E. A model of nonlinearly hardening materials for complex loading [J]. Acta mechanica, 1975, 21(3): 173-192.
- [100]沈珠江. 岩土破坏力学与双重介质模型 [J]. 水利水运工程学报, 2002, (04): 1-6.
- [101]沈珠江, 陈铁林. 岩土破坏力学:基本概念、目标和任务; 中国岩石力学与工程学会第七次学术大会, 中国西安, F, 2002 [C].
- [102]沈珠江. 黄土的二元介质模型 [J]. 水利学报, 2003, (07): 1-6.
- [103]沈珠江, 陈铁林. 岩土二元介质模型的一般应力应变关系 [J]. 岩土工程学报, 2005, (05): 489-494.
- [104]刘恩龙, 沈珠江. 岩土材料不同应力路径下脆性变化的二元介质模拟 [J]. 岩土力学, 2006, (02): 261-267.
- [105]刘恩龙. 岩土破坏力学:结构块破坏机制与二元介质模型 [J]. 岩土力学, 2010,

- 31(S1): 13-22+137.
- [106]刘恩龙, 黄润秋, 何思明. 岩样变形特性的二元介质模拟 [J]. 水利学报, 2012, 43(10): 1237-1242.
- [107]刘恩龙, 覃燕林, 陈生水等. 堆石料的临界状态探讨 [J]. 水利学报, 2012, 43(05): 505-511+519.
- [108]刘恩龙, 罗开泰, 张树祎. 初始应力各向异性结构性土的二元介质模型 [J]. 岩土力学, 2013, 34(11): 3103-3109.
- [109]刘恩龙, 张建海, 何思明等. 循环荷载作用下岩石的二元介质模型 [J]. 重庆理工大学学报(自然科学版), 2013, 27(09): 6-12+16.
- [110]张革, 刘恩龙. 基于 CT 动态扫描的冻土细观二元介质本构模型 [J]. 岩土工程学报, 2023, 45(09): 1888-1896.
- [111]王番, 郅彬, 刘恩龙等. 考虑局部胶结破损热力学行为的结构性黄土二元介质本构模型 [J]. 岩土力学, 2025, 46(01): 97-109.
- [112]PENG J, WANG S, WANG Q, et al. Distribution and genetic types of loess landslides in China [J]. Journal of Asian Earth Sciences, 2019, 170: 329-350.
- [113]罗源. 伊犁地区景观生态环境风险时空分异及其影响因素分析 [D]; 新疆大学, 2020.
- [114]刘浩, 贾佳, 路彩晨等. 则克台黄土粒度组分分离及其记录的末次冰期气候波动 [J]. 干旱区地理, 2018, 41(06): 1260-1269.
- [115]GB/T50123. 土工试验方法标准 [S] [D], 2019.
- [116]南京水利科学研究所. 土的工程分类标准 [M]. 土的工程分类标准, 2008.
- [117]牛丽思. 考虑易溶盐含量的伊犁黄土非饱和弹塑性本构模型 [D]; 西安, 西北农林科技大学, 2021.
- [118]ZHENG F, XUE X, SONG Z, et al. The influence of freeze-thaw cycles on the mechanical properties of loess under temperature variations [J]. Buildings, 2025, 15(11): 1806.
- [119]GUO Z, ZHANG Z, MU Y, et al. Effect of freeze-thaw on mechanical properties of loess with different moisture content in Yili, Xinjiang [J]. Sustainability, 2022, 14(18): 11357.
- [120]包卫星, 吴倩, 吴谦等. 冻融循环作用下伊犁盐渍化黄土力学特性 [J]. 岩石力学与工程学报, 2024, 43(07): 1775-1787.
- [121]XU J, LI Y, LAN W, et al. Shear strength and damage mechanism of saline intact loess after freeze-thaw cycling [J]. Cold Regions Science and Technology, 2019, 164: 102779.
- [122]LV Q, SUI W, ZHANG Z, et al. Macro - micro correlation analysis on the loess from Ili River Valley subjected to freeze - thaw cycles [J]. Scientific Reports, 2024, 14(1): 19322.
- [123]谷琪, 王家鼎, 司冬冬等. 不同含水率下黄土冻融循环对湿陷性影响探讨 [J]. 岩土工程学报, 2016, 38(07): 1187-1192.
- [124]SHE H, HU Z, QU Z, et al. Structural Strength Deterioration Characteristics and a Model

- of Undisturbed Loess under the Action of Wetting and Freeze - Thaw Cycles [J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2019, 2019(1): 4790250.
- [125]王铁行, 杨涛, 鲁洁. 干密度及冻融循环对黄土渗透性的各向异性影响 [J]. *岩土力学*, 2016, 37(S1): 72-78.
- [126]崔宏环. 冻融循环条件下路基粉质粘土力学特性及本构模型研究 [D]; 北京交通大学, 2017.
- [127]JUN B, ZHIJIAN W, YU L, et al. Study on soil freezing characteristic curve during a freezing-thawing process [J]. *Frontiers in Earth Science*, 2023.
- [128]XIE B, ZHANG W, SUN X, et al. Experimental study on the effects of freeze - thaw cycles on strength and microstructure of Xining region loess in China [J]. *Buildings*, 2022, 12(6): 795.
- [129]XIE X, QI L, LI X. Deformation, strength and water variation characteristics of unsaturated compacted loess [J]. *Case Studies in Construction Materials*, 2022, 16: e01129.
- [130]LU Y, LIU S, ALONSO E, et al. Volume changes and mechanical degradation of a compacted expansive soil under freeze-thaw cycles [J]. *Cold Regions Science and Technology*, 2019, 157: 206-214.
- [131]LI Y. A review of shear and tensile strengths of the Malan Loess in China [J]. *Engineering Geology*, 2018, 236: 4-10.
- [132]FANG Z, SHENGJUN S, SONGHE W. Effect of freeze-thaw cycles on the strength behaviour of recompacted loess in true triaxial tests [J]. *Cold Regions Science and Technology*, 2021, 181: 103172-.
- [133]ZHOU Z, MA W, ZHANG S, et al. Effect of freeze-thaw cycles in mechanical behaviors of frozen loess [J]. *Cold Regions Science and Technology*, 2018, 146: 9-18.
- [134]YE W, LI C. The consequences of changes in the structure of loess as a result of cyclic freezing and thawing [J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2019, 78(3): 2125-2138.
- [135]TANG C, SHI B, LIU C, et al. Influencing factors of geometrical structure of surface shrinkage cracks in clayey soils [J]. *Engineering Geology*, 2008, 101(3-4): 204-217.
- [136]XU P, QIAN H, CHEN J, et al. New insights into microstructure evolution mechanism of compacted loess and its engineering implications [J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2023, 82(1): 36.
- [137]WU Z, XU S, CHEN D, et al. An experimental study of the influence of structural parameters on dynamic characteristics of loess [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020, 132: 106067.
- [138]LIU Y, LIU E, YIN Z. Constitutive model for tailing soils subjected to freeze - thaw cycles based on meso-mechanics and homogenization theory [J]. *Acta Geotechnica*, 2020, 15(35).
- [139]鄧彬, 王尚杰. 干湿-冻融循环下黄土力学特性及损伤机制研究 [J]. *岩土力学*, 2024,

- 45(04): 1092-1102.
- [140]TANG C, LIU H, LEE P, et al. Numerical studies of the influence of microstructure on rock failure in uniaxial compression—part I: effect of heterogeneity [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2000, 37(4): 555-569.
- [141]WANG J, SONG Z, ZHAO B, et al. A study on the mechanical behavior and statistical damage constitutive model of sandstone [J]. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 2018, 43(10): 5179-5192.
- [142]LEMAITRE J. How to use damage mechanics [J]. *Nuclear engineering and design*, 1984, 80(2): 233-245.
- [143]WANG P, LIU E, ZHI B, et al. A rate-dependent constitutive model for saturated frozen soil considering local breakage mechanism [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2023, 15(9): 2458-2474.

致谢

流年似水，岁月如歌。

当敲下论文最后一个字符，回首求学岁月，心中感慨万千。这份凝聚着心血的研究毕业论文，不仅是对我学术能力的检验，更是对我整个研究生生涯的总结。站在毕业的门槛上，回首往昔，无数个在实验室调试设备，在深夜伏案疾书的日子历历在目。在此，我谨向所有陪伴我走过这段旅程的人，致以最诚挚的谢意。

首先，我要将最深的敬意与谢意献给我的导师——刘星炎教授。从论文的选题、研究方案的制定，到最终文稿的审阅定稿，每一个环节都离不开导师的悉心指导。在学术上，导师严谨的治学态度、渊博的专业知识（特别是在岩土体本构关系）让我受益匪浅。记得在论文攻坚阶段，当我面对复杂的土力学本构模型问题一筹莫展时，导师总能一针见血地指出问题关键，让我豁然开朗。在生活中，导师谦逊随和、求真务实的作风，也深深感染了我，教会了我做学问先做人的道理。师恩如山，我将铭记终生。

同时，我要衷心感谢我的师叔——郑青松。如果说导师赋予了我学术的深度，那么郑青松师叔则让我触摸到了专业的广度。作为导师的师弟，他拥有对岩土工程专业独到的见解，在试验设计、创新点提炼、理论掌握以及数值模拟等软件应用方面，可谓炉火纯青。如果说导师是我前行路上的掌舵手，那么师叔便是为我指明方向的明灯。师叔不厌其烦的教诲、耐心的提醒与精准的点拨，让我深切感受到治学者应有的严谨与风范。在未来的学习和工作中，我将时刻铭记师叔的嘱托，不负期望。

感谢岩土工程系的所有老师们。特别感谢李清林老师在开题和中期答辩时提出的宝贵建议，您的批评指正让我的研究思路愈发清晰。李老师对学生无微不至的关怀，让我倍感温暖。您总能在关键时刻捕捉到学生的情绪波动，有时是一句漫不经心的鼓励，有时是一个俏皮的玩笑——这些看似平常的瞬间，却成了我学术生活中最珍贵的调味品。李老师的学术精神更令我由衷敬佩，您总是身先士卒，常常与学生一同奋战至深夜。这份言传身教，我将铭记于心。

感谢我的同门师兄弟们以及其他课题组为我提供帮助的师哥。感谢师兄李宗恩、胡琪、潘乾通在我刚入学时的引路，帮我快速适应研究生节奏，他们在学术和生活上对我的照顾让我记忆犹新，同时也感谢陈强师哥在我论文写作时给予的帮助。感谢同窗汪伟、王宁、何亚坤和段涛在学术上的研讨与生活上的陪伴，那些一起扛着仪器去野外挖土、一起在实验室筛土制样、一起在办公室熬夜修改论文的日子，将成为我青春记忆里最闪亮的篇章。感谢师弟陈功、叶亚麟、叶少鹏在数据整理和软件应用过程中给予的帮助。

愿我们友谊长存，前程似锦。

感谢我的家人。感谢我的父母，二十余载含辛茹苦，是你们用无条件的爱和默默付出，支撑我走完这漫长的求学路。你们永远是最坚强的后盾。

最后，感谢那个在无数个日夜中坚持的自己。三年时光悄然流逝，愿我们初心不改，愿我们对未来始终怀揣勇气、信心与热爱。

作者简介

白渝祥，男，生于1999年10月，籍贯重庆。2023年9月至今，就读于石河子大学水利建筑工程学院土木工程专业，研究方向为岩土工程。

在学期间主要参与的研究项目：

兵团青年科技创新人才项目（基础研究）“冻融作用下风积沙-双灰联合固化混合盐渍化土的宏-细观本构模型”（2023CB008-28）。

天山英才项目（青年托举）“新疆高山多年冻土区路基土宏细观变形机理和路基稳定性研究”（2024TSYCQNTJ0060）。

兵团重点研发项目“灌区水工建筑物装配式抗冻结构及智能化监测系统研究与示范”（编号:2024AB079）。

在学期间发表的文章及专利

（1）以第一或主要作者撰写的文章和专利

1、Mechanical Properties and Degradation Mechanisms of Shallow Ili Loess Under Freezing and Thawing Conditions [J]. applied sciences. Bai Y.X, Liu X.Y, Dang Y.S.（中科院四区）（见刊）

2.一种季冻区大厚度湿陷性黄土路基结构及其施工方法（CN Patent No. 117888414A）.（授权）

3.一种考虑土体体积变化的制样模具、冻融箱及方法（CN Patent No. 118706579A）.（实审）

（2）以辅助作者撰写的文章和专利

1.Study on Mechanical Properties and Skeleton Deformation of Aeolian Sand-Modified Saline Soil under Freeze-Thaw Cycles[J]. research in cold and arid regions. He Y, Liu X, Zheng Q.（中科院四区）（录用）

2.Mechanical Properties and Crack Evolution of Rock-like Materials with Varying Particle Sizes Prepared by Impact and Static Compaction Methods. [J] Materials.（中科院三区）（录用）

3.一种对式供热防冻胀融沉路基及其施工方法.（授权）

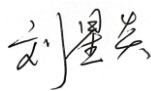
4.风积沙改良硫酸盐渍土在干湿循环下的力学响应及机制分析[J]. 冰川冻土.（录用）

5.一种用于深基坑排桩联合人工冻结防水施工方法[P]. 中国，发明专利（实审）

6.一种冻土区防冻拔的桩基结构及其使用方法[P]. 中国，发明专利（实审）

石河子大学硕士研究生学位论文

导师评阅表

研究生姓名	白渝祥	学制	三年
专业	土木工程	研究方向	岩土工程
学术评语： 该论文以新疆伊犁河谷地区结构性黄土为研究对象，聚焦冻融循环作用下的力学特性与劣化机制，选题具有明确的工程应用背景和重要的理论价值。论文在系统梳理国内外研究现状的基础上，准确指出现有研究在冻融试验制样方法、不同约束状态下结构性演化规律及宏微观机制关联分析等方面存在的不足，研究思路清晰，技术路线合理。该同学创新性地提出了一种无上部约束的冻融制样方法，通过预留竖向变形空间模拟浅层土体的自由胀缩行为，更真实地反映了自然界土体的实际受力状态。基于该方法开展了湿—密—冻融三因素耦合作用下的不固结不排水三轴试验，系统揭示了土体强度劣化规律与应力-应变曲线类型转化机制。通过固结排水三轴试验与扫描电镜观测，建立了结构性参数演化规律及宏微观机制的内在联系。在此基础上构建了考虑多因素耦合的损伤统计本构模型，理论曲线与试验数据吻合良好。 论文研究内容丰富，试验数据翔实，工作量饱满。写作规范，逻辑清晰，结论可靠。该研究成果为季冻区黄土工程设计提供了理论依据与实用工具，体现了该同学扎实的专业基础和较强的独立科研能力。论文达到硕士学位论文要求。			
指导教师签字： 			
2026年3月26日			