

DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.201612055

冻融循环对含砂粉土力学性质的影响

刘 晖¹, 刘建坤^{1,2}, 邵博文¹, 房建宏²

(1. 北京交通大学 土木建筑工程学院, 北京 100044; 2. 青海省交通科学研究院

多年冻土区公路建设与养护技术交通行业重点实验室青海研究观测基地, 西宁 810000)

摘 要: 为了探究多年冻土地表层的土体在冻融循环过程中力学性质的变化, 通过对不同环境冷却温度、压实度、冻融循环次数、含水率和围压下的含砂粉土试样进行室内不固结不排水三轴试验, 研究冻融循环后土体应力-应变关系曲线、破坏强度、弹性模量、抗剪强度参数的变化规律, 然后借助正交试验的显著性分析理论, 研究以上因素以及各因素间交互作用对破坏强度和弹性模量的影响程度。结果表明: 含砂粉土的破坏强度和弹性模量随冻融循环次数增加, 在围压 300 kPa 或冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的情况下呈先增加后减小最后稳定的趋势, 且在冻融循环 3 次后达到最大值; 随冻融循环次数的增加, 内摩擦角在冷却温度为 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的情况下逐渐减小并趋于稳定, 在冷却温度为 $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的情况下先增加后减小最后趋于稳定; 围压、含水率、压实度、冻融循环次数对破坏强度和弹性模量影响显著, 冷却温度的影响较弱, 压实度和含水率、冻融循环次数和围压的交互作用对破坏强度影响显著。综上分析得出, 在研究冻融循环对土体力学性质的影响时应综合考虑各因素及其之间的交互作用。

关键词: 冻融循环; 破坏强度; 弹性模量; 抗剪强度参数; 显著性分析

中图分类号: U416 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2018)03-0135-08

Mechanical properties changes of sandy silt due to freeze-thaw cycles

LIU Hui¹, LIU Jiankun^{1,2}, TAI Bowen¹, FANG Jianhong²

(1. School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China;

2. Qinghai Research Institute of Transportation, Transportation Industry Key Laboratory of Highway Construction and Maintenance Technology in Permafrost Regions-Qinghai Research Observation Base, Xining 810000, China)

Abstract: To investigate mechanical properties of active layer in permafrost due to the freeze-thaw cycles, a series of the unconsolidated and undrained triaxial shear tests were conducted by considering the factors of different freezing temperatures, degree of compaction, numbers of freeze-thaw cycles, moisture content and confining pressures. The stress-strain curve, failure strength, elastic modulus and shear strength parameters of sandy silt were determined and analyzed, and significance analysis of the five factors and interactions among of them were carried out. Results show that with the increase of freeze-thaw cycles, the failure strength and elastic modulus, measured at the confining pressures of 300 kPa and at the freezing temperatures of $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$, increase at the first three freeze-thaw cycles and then attain a stable status. Cohesion force decreases gradually and tends to be stable at the freezing temperatures of $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$, and increase firstly and then drop, finally attain a stable status at the freezing temperatures of $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ and $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$. All factors have a significant influence on the mechanical properties except freezing temperature. Interactions between degree of compaction and moisture content, confining pressure and number of freeze-thaw cycles exhibit a significant effect on failure strength. Significant analysis indicates that interactions of factors should be considered in the test design.

Keywords: freeze-thaw cycles; failure strength; elastic modulus; parameters of shear strength; significance analysis

在我国, 冻土分布范围很广, 包括东北部、西部的多年冻土以及秦岭淮河以北的大片季节冻土^[1]。所有这些地区的地表层均存在冬冻夏融的冻结-融

化层。而表层土在冻融循环过程中, 土体中水的冻结和融化会改变土颗粒间的排列、连接方式^[2], 从而对土体原有的物理力学性质产生影响。

国内外针对冻融循环对土体静力学性质的影响的研究主要集中在破坏强度、弹性模量、抗剪强度参数 (c, φ 值) 以及应力-应变关系曲线等方面。文献 [3-4] 通过冻融循环试验, 发现在冻融过程中由于冰的产生和消失, 土体孔隙率增加, 导致土体密度降

收稿日期: 2016-12-12

基金项目: 国家自然科学基金 (51378057, 41371081);

青海省科技项目 (2013-J-770)

作者简介: 刘 晖 (1992—), 男, 硕士研究生;

刘建坤 (1965—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 刘建坤, jkliu@bjtu.edu.cn

低. 通过室内三轴试验,文献[5]认为冻融循环不会改变应力-应变曲线形式,第一次冻融循环后弹性模量下降幅度最大,破坏强度在冻融 3~7 次后达到最低点,土体粘聚力随着冻融循环次数增加而下降,但内摩擦角无明显变化规律;文献[6]认为土体粘聚力随冻融循环的变化规律与土体干密度有关,低密度土体经过冻融循环后粘聚力升高,而高密度土体正好相反;文献[7]认为当试样 1.0%应变所对应的偏应力值高于 103 kPa 时,经过冻融循环后其弹性模量变化非常明显;文献[8]认为颗粒较粗的试样经冻融循环后弹性模量变化较大. 文献[9]通过对超固结细粒土冻融循环后电镜扫描图像的分析表明,冻融循环后土颗粒的排列和连接发生变化. 文献[10]结合常规土力学的分析方法,提出冻融过程对土力学性质改变的机理.

土体力学性质不仅与冻融循环次数、围压、压实度等因素有关,各个因素之间的交互作用也不能忽略. 基于显著性分析理论,文献[11]讨论了各因素对冻土力学性质的影响并考虑交互作用,其显著性分析认为温度对强度影响较大,同时应变速率和含水量的交互作用影响也较大.

综上所述,冻土区路基填土静力学性质随冻融循环的变化规律是冻土路基研究的重点. 然而国内外学者普遍只考虑 2~3 个因素对土体静力学性质的影响,且对因素间的交互作用未展开深入系统的分析,尤其对含砂粉土的试验研究颇少. 本文在特定压实度和含水率条件下对不同环境冷却温度、冻融循环次数和围压下含砂粉土试样进行不固结不排水三轴试验,研究冻融循环后土体应力-应变关系曲线、破坏强度、弹性模量、抗剪强度参数的变化规律,并得出破坏强度和弹性模量的回归方程. 采用正交试验和显著性分析的手段且考虑各因素之间交互作用,全面研究冻融循环次数、冷却温度、压实度、含水率和围压对土体静力学性质的影响程度.

1 试验概况及单因素试验方案设计

本实验所用土样取自青海省共和(和)至玉(树)高速公路玛多段,其最优含水率 13.2%,最大干密度 1.766 6 g/cm³,液限 21.643%,塑限 13.107%. 颗粒级配曲线如图 1 所示. 根据文献[12]将其定义为含粗粒(砂)的低液限粉土(ML).

研究土的强度特性,实质就是研究土的抗剪强度特性^[13]. 本文拟采用 C4-600 恒温试验箱进行冻融循环、TSZ-2 全自动三轴仪进行不固结不排水(UU)试验. 试样直径为 39.1 mm,高 80 mm. 在压实度 98%,含水率 13.2%时分别考虑冷却温度、冻融循

环次数和围压的影响进行单因素分析试验. 在环境冷却温度为-15 ℃时,将试样分别进行 1~12 次冻融循环,在冷却温度为-5、-10 ℃的条件下分别对试样进行 1,3,5,7,9,11 次冻融循环,然后将试样分别在 100、200、300 kPa 3 种围压下进行三轴试验. 具体试验方案见表 1.

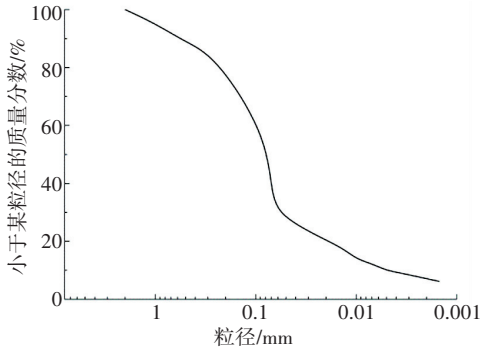


图 1 土体颗粒级配曲线

Fig.1 Curve of particle size grading

试验步骤如下:首先根据文献[12]制备三轴试样,用保鲜膜将其密封,贴上标签,记录完成时间;然后将三轴试样放置于恒温试验箱中,设定环境冷却温度并冻结 20 h;将恒温箱温度设定为 20 ℃,使试样融化 20 h,这时就完成一个冻融循环,在试样标签上作好记录;将完成特定次数冻融循环的试样取出,进行不固结不排水试验,记录试验数据.

表 1 静三轴试验方案

Tab.1 Experimental scheme of static triaxial test		
冷却温度/℃	围压/kPa	冻融循环次数
-5	100,200,300	0,1,3,5,7,9,11
-10	100,200,300	1,3,5,7,9,11
-15	100,200,300	1,2,3,5,6,7,8,9,10,11,12

2 试验结果及分析

2.1 冻融循环对应力-应变关系曲线的影响

图 2 给出了不同条件下试样应力-应变关系曲线. 由图 2(a)、2(b)可知围压为 100 kPa 时未冻融及冻融后的含砂粉土试样应力-应变关系曲线均为应变软化型,围压 300 kPa 时为应变硬化型,且随着冻融次数的增加,应力-应变曲线的形式不会改变;由图 2(c)可知围压 200 kPa 时土体应力-应变曲线均为应变软化型,但冷却温度-5 ℃时曲线应变软化趋势最为明显. 可见环境冷却温度不会改变应力-应变关系曲线的类型,但是会影响其变化趋势.

2.2 冻融循环对破坏强度的影响

对于应变软化型应力-应变曲线,破坏强度取值为其峰值点的偏应力值;对于应变硬化型曲线,破坏强度取轴向应变达到 15%时对应的偏应力值. 试样在

三向冻结过程中,破坏强度变化主要取决于两个因素:一方面试样冻结过程中表层土体最先冻结,随着冻结过程的持续,冻结锋面向内部移动,同时试样内部的水分向外围冻结锋面迁移,内部含水率减小导致土样的破坏强度增大;另一方面土体在冻结过程中水变成冰体积膨胀,破坏了土骨架原有结构,产生了大孔隙,土融化后这部分大孔隙不能完全消失,土体孔隙率升高导致了土体干密度的降低,破坏强度也随之减小.

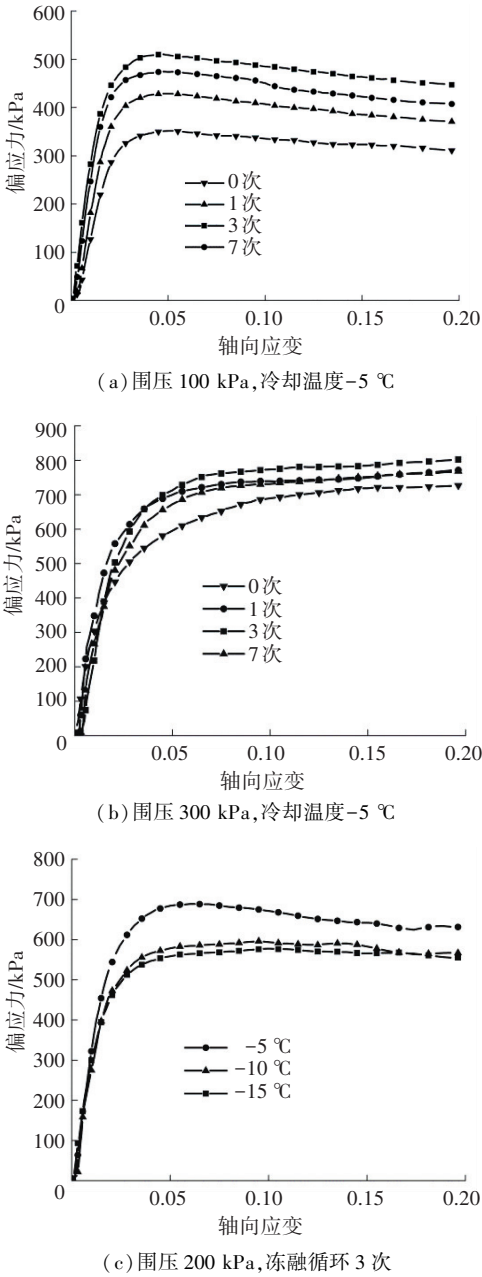


图2 未冻融土和经历冻融循环以后土体的应力-应变曲线
Fig.2 Stress-strain curves of sample between non frozen-thaw cycles and experienced freeze-thaw cycles

图3为不同冷却温度和围压下试样破坏强度随冻融次数的变化规律. 由图3(a)、3(b)可知,冷却温度和冻融次数一定时,试样破坏强度随围压的增加而增加.

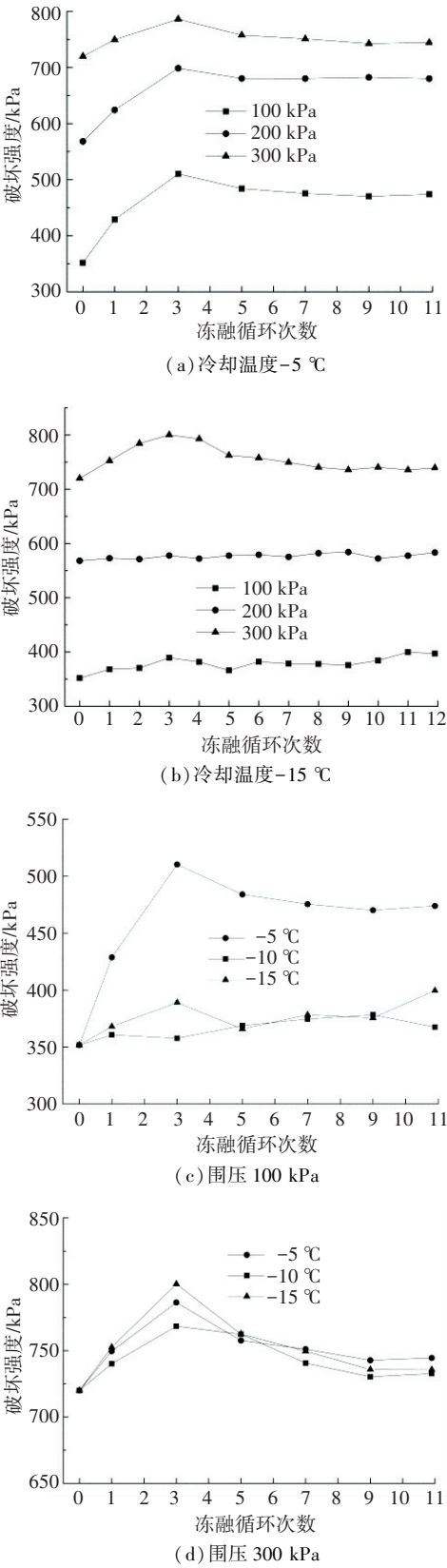


图3 不同冷却温度及围压下的破坏强度
Fig.3 Failure strength with different freezing temperature and confining pressure

图3(a)显示,冷却温度为-5 °C时,冻融循环初期试样内部水分迁移对破坏强度的正影响大于试样干密度降低带来的负影响,试样的破坏强度逐渐增

加。3 次冻融循环结束后,3 种围压下试样的破坏强度都达到最大值,表示此时水分迁移与干密度降低两种因素的影响效果相抵消。在之后的冻融循环过程中,试样水分迁移逐渐减弱,干密度的降低对破坏强度带来的负影响占主导地位,试样的破坏强度呈下降趋势。最后两个因素的作用都逐渐减弱,试样的破坏强度也趋于稳定。冷却温度 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时破坏强度随冻融循环次数的变化趋势与围压有关,如图 3(b)所示,试样在 100 kPa 和 200 kPa 围压下破坏强度随着冻融次数的增加略有提高,当围压 300 kPa 时破坏强度表现出与图 3(a)相同的规律。

不同冷却温度下土体破坏强度变化趋势也不同。图 3(c)是围压 100 kPa 下各冷却温度对破坏强度的影响情况。冷却温度为 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,试样的破坏强度呈先增加后降低最后趋于稳定的趋势,而对于 -10 、 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的冻结试样,破坏强度稍有增加,规律不明显。产生这种区别的原因是:冷却温度较低时,试样内部的水分来不及充分迁移就变成冰,阻碍了试样强度的增长。图 3(d)表明围压 300 kPa 时,3 种冷却温度下试样的破坏强度均随冻融次数的增加呈现出先升高后降低的趋势,且围压 300 kPa 时各冷却温度对试样破坏强度的影响变得不明显。

由以上分析得出,试样在经历冻融循环后破坏强度有所增加;围压 300 kPa 或冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的土体破坏强度随冻融循环次数的增加表现出先增加后降低最后趋于稳定的趋势,且在第 3 次冻融循环后达到最大值。

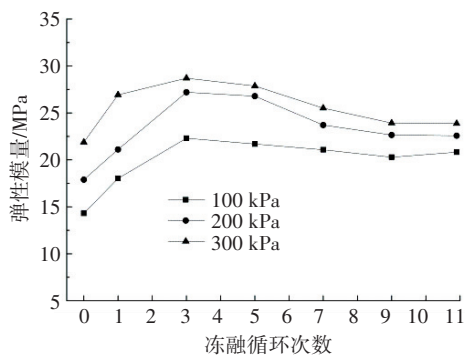
2.3 冻融循环对弹性模量的影响

本文选取轴向应变 2% 时对应的偏应力增量与轴向应变增量的比值作为含砂粉土的弹性模量。弹性模量的变化规律与破坏强度类似,围压 300 kPa 或冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的土体的弹性模量随着冻融循环次数的增加表现出先增加后降低最后趋于稳定的趋势,且在第 3 次冻融循环后达到最大值,其内在原因也可以从试样内部水分迁移和孔隙率增大两个方面来解释。图 4 给出冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 及围压 300 kPa 下试样的弹性模量随冻融循环次数变化趋势。

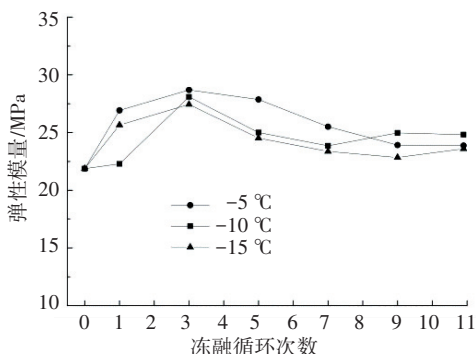
2.4 冻融循环对抗剪强度的影响

试验中分别选用 100、200、300 kPa 围压以求得土体的抗剪强度参数(即粘聚力 c 和内摩擦角 φ)。图 5 为粘聚力和内摩擦角随冻融循环次数的变化情况。图 5(a)表明:冷却温度为 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,内摩擦角随冻融次数的增加而减小,在冻融 3 次之后达到最小值,之后趋于稳定。而在冷却温度 -10 、 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,内摩擦角随着冻融次数的增加,先呈小幅度升高,在 3 次冻融之后达到峰值,随后降低并趋于稳定,且最

后的稳定值与冻融前差别不大。



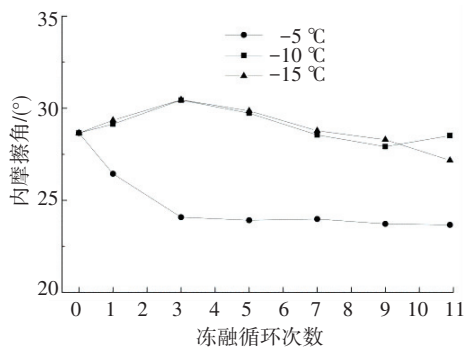
(a) 冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$



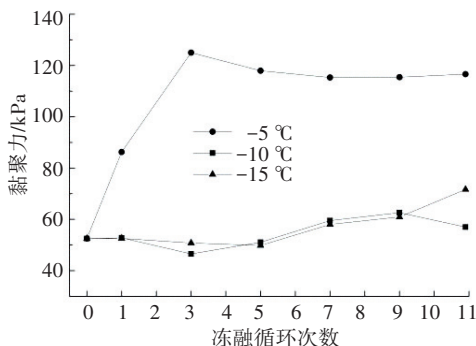
(b) 围压 300 kPa

图 4 冷却温度 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 及围压 300 kPa 下的弹性模量

Fig.4 Elastic modulus at freezing temperature of $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ and confining pressure of 300 kPa



(a) 冻融循环下的内摩擦角



(b) 冻融循环下的粘聚力

图 5 冻融循环下的粘聚力及内摩擦角

Fig.5 Cohesion force and internal friction angle of samples due to freeze-thaw cycles

粘聚力的变化规律与内摩擦角相反. 如图 5(b) 所示, 冷却温度为 $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时, 粘聚力随着冻融次数的增加而增加, 在冻融 3 次之后达到最大值, 之后趋于稳定. 而在冷却温度 -15 、 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时, 粘聚力随着冻融次数的增加, 先呈小幅度降低, 在大约 3 次冻融之后达到最小值, 随后逐渐升高并趋于稳定.

2.5 破坏强度与弹性模量公式拟合

由以上分析得, 土的破坏强度 σ_f 与围压 σ_3 , 冻融循环次数 n , 冷却温度 T 有关. 对此进行多元非线性拟合, 构造 $\sigma_f = f(\sigma_3, n, T)$ 关系式为

$$\sigma_f = p_1 n e^{\frac{T}{\sigma_3}} + p_2 \sigma_3 + p_3. \tag{1}$$

本文采用麦夸特法 (Levenberg-Marquardt) 结合全局优化法, 得到参数值 $p_1 = 1.579\ 6$; $p_2 = 1.771\ 5$; $p_3 = 218.890\ 6$. 由该拟合公式所得到的理论值与试验计算所得相关系数 $R = 0.965\ 3$, 拟合效果较理想. 图 6 是冷却温度为 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时, 破坏强度与冻融循环次数和围压之间的关系曲面. 圆点代表试验值, 与关系曲面拟合效果较好. 用相同的形式构造弹性模量表达式 $E = f(\sigma_3, n, T)$, 得到参数值 $p_1 = 0.058\ 7$; $p_2 = 0.039\ 1$; $p_3 = 12.716\ 6$. 所得相关系数 $R = 0.825\ 2$, 拟合效果较理想.

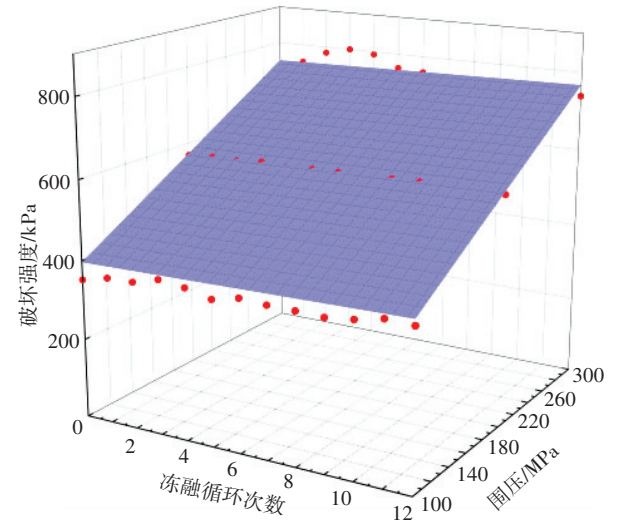


图 6 拟合效果图 (冷却温度 $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Fig.6 Fitting surface and test data (freezing temperature of $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$)

3 正交试验设计与显著性分析原理

3.1 正交试验设计

正交设计是利用“正交表”进行科学的安排与

分析多因素试验方法. 可以通过对代表性强的少数试验方案的分析, 得到比试验结果本身给出的还要多的信息^[14]. 本文分析环境冷却温度、压实度、冻融次数、含水率和围压 5 个因素对破坏强度、弹性模量的影响程度. 为了方便起见, 把这 5 个因素分别表示为 A、B、C、D、E.

首先考虑无交互作用的情况以求得各因素对破坏强度和弹性模量的影响程度. 由于每个因素的水平数不同, 采用拟水平法将其转换为水平数相等的情况, 采用 $L_{25}(5^6)$ 正交表, 表 2 为各因素对应的水平及水平编号, 表头设计见表 3.

表 2 因素与水平表 (无交互作用)

Tab.2 Factors and levels (non-interaction)

因素	A	B	C	D	E
1	-5	92	0	12.2	100
2	-10	95	3	13.2	200
3	-15	98	6	14.2	300
4			9	15.2	
5			12	16.2	

表 3 正交表表头设计 (无交互作用)

Tab.3 Table header of orthogonal test polynomial (non-interaction)

列	1	2	3	4	5	6
因素	A	B	C	D	E	

再考虑有交互作用的情况以求得个因素的交互作用对试验结果的影响, 采用 $L_{16}(2^{15})$ 正交表, 表 4 是各因素对应的水平及水平编号, 表头设计如表 5 所示. 表 3 中的第 6 列、表 5 中的第 15 列为空列, 也称作误差列.

表 4 因素与水平表 (含交互作用)

Tab. 4 Factors and levels (including interaction)

因素	A	B	C	D	E
1	-5	92	3	13.2	100
2	-15	98	9	15.2	300

在正交表中将各列数字分别与表 2、4 各水平对应, 而正交表的每一行就是一个试验方案. 正交表格具体形式参见文献[14].

3.2 显著性分析原理

方差分析的一般步骤为: 先将数据的总偏差平方和分解为各因素以及误差的偏差平方和, 然后求出 F 值, 再应用 F 检验法.

表 5 正交表表头设计 (含交互作用)

Tab.5 Table header of orthogonal test polynomial (Including interaction)

列	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
因素	A	B	A×B	A×C	C	D×E	B×C	D	A×D	B×D	C×E	B×E	C×D	E	

假定用正交表 $L_n(r')$ 安排试验,其中 n 为试验次数,也是正交表行数; r 为因素水平, t 为正交表纵列数,即最多能安排的因素个数. 实验结果为 $y_1, y_2, \cdots, y_n$, 则 K_{ij} = 第 j 列上水平号为 i 的各试验结果之和. 因素 j 第 i 水平的实验结果平均值 $\bar{K}_{ij}$ 、试验结果总和 T 、试验结果总平均 $\bar{y}$ 、数据总偏差平方和 S_T 、任一列的偏差平方和 S_j 、自由度 f_i 、第 j 列的均方和 $\bar{S}_j$ 、误差平方和 S_e 、误差自由度 f_e 的计算公式参考文献[14].

部分因素对试验结果的影响不显著,应该把这些因素所在的列 S_j 并入 S_e 中. 通常是比较 $\bar{S}_j$ 与 $\bar{S}_e$ 的大小,如果 $\bar{S}_j < \bar{S}_e$,就可以将其并入误差列,在方差分析表中标注“ Δ ”来区分.

利用式(2) 检验某因素对试验结果影响的显著性,若计算出的观测值 $F \geq F_{1-\alpha}(f, f_e^\Delta)$, 则以显著性水平 α 推断此因素对试验影响显著. 在方差分析中作如下规定:若 $\alpha = 0.01$,则称该因素的影响高度显著,并记为“* *”;若 $\alpha = 0.05$,则称该因素的影响显著,并记为“*”;若 $\alpha = 0.1$,则称该因素影响较弱,记为“(*)”;否则认为因素无影响.

$$F = (S/f)/(S_e^\Delta/f_e^\Delta) \sim F(f, f_e^\Delta).$$

(2)

4 正交试验结果分析

4.1 各因素对破坏强度影响的显著性分析

首先给出 F 检验临界值见表 6. 不考虑交互作用时,方差分析见表 7. 除了冷却温度以外,其余 4 个因素对破坏强度的影响都高度显著. 影响程度从高到低依次为:围压、压实度、含水率、冻融次数和冷却温度.

表 6 F 检验的临界值 $F_\alpha(f_1, f_2)$

Tab.6 Critical values F_α of F-test (f_1, f_2)

α	$F_\alpha(f_1, f_2)$					
	$f_1 = 1$	$f_1 = 1$	$f_1 = 2$	$f_1 = 2$	$f_1 = 4$	$f_1 = 4$
	$f_2 = 6$	$f_2 = 7$	$f_2 = 10$	$f_2 = 12$	$f_2 = 10$	$f_2 = 12$
0.100	3.78	3.59	2.92	2.81	2.61	2.48
0.050	5.99	5.59	4.1	3.89	3.48	3.26
0.010	13.7	12.2	7.56	6.93	5.99	2.48

表 7 破坏强度影响因素的方差分析表(无交互作用)

Tab.7 Variance analysis of failure strength (non-interaction)

方差来源	S	f	$\bar{S}$	F	显著性
A	1 709.498	2	854.749	5.781	显著*
B	33 936.76	2	16968.382	114.768	高度显著**
C	29 021.16	4	7 255.289	49.072	高度显著**
D	32 415.57	4	8 103.892	54.812	高度显著**
E	414 151.62	2	207 075.81	1 400.59	高度显著**
e	1 478.492	10	147.849		

将 5 个因素的水平作为横坐标,试验指标的平均值作为纵坐标,即为因素与指标关系图(也称作趋势图)如图 7 所示(因素与水平的对应关系见表 2). 冷却温度为 $-5\text{ }^\circ\text{C}$ 时破坏强度最大, $-10\text{ }^\circ\text{C}$ 与 $-15\text{ }^\circ\text{C}$ 的差别不明显,这之前单因素分析的试验结果相同,验证了正交试验的正确性;随着围压的增高,试样的破坏强度也随之增高;破坏强度随压实度的变化趋势与围压相同;试样破坏强度随着试样含水率的升高而下降;破坏强度随着冻融循环次数的增加的变化趋势也与之前的结果类似,内在机理已经在上文中进行了解释.

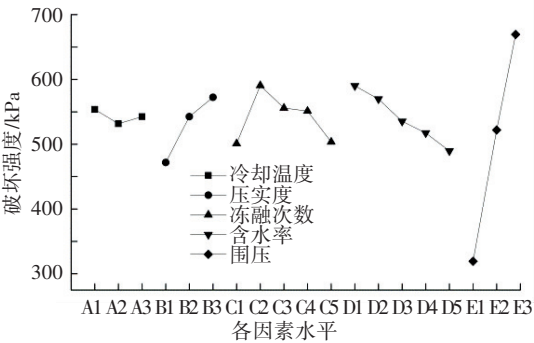


图 7 破坏强度影响因素趋势图

Fig.7 Impact factor trend of failure strength

考虑各因素之间交互作用时,方差分析见表 8. 冷却温度对破坏强度无显著影响,冻融次数存在一定影响,其余因素的显著性与不考虑交互作用时相同. 另外压实度与含水率、冻融次数与围压的交互作用影响均高度显著. 因此在研究冻融循环对土体破坏强度影响时,要综合考虑各因素之间交互作用.

表 8 破坏强度影响因素的方差分析表(含交互作用)

Tab.8 Variance analysis of failure strength (including interaction)

方差来源	S	f	$\bar{S}$	F	显著性
A	1 323.141	1	1 323.141	3.313	无影响
B	38 641.731	1	38 641.731	96.753	高度显著**
(A×B) $^\Delta$	937.891	1	937.891		
(A×C) $^\Delta$	868.776	1	868.776		
C	2 155.281	1	2 155.281	5.396	较弱(*)
(D×E) $^\Delta$	437.856	1	437.856		
(B×C) $^\Delta$	66.016	1	66.016		
D	34 215.751	1	34 215.751	85.671	高度显著**
(A×D) $^\Delta$	393.031	1	393.031		
B×D	5 963.701	1	5 963.701	14.932	高度显著**
C×E	5 194.806	1	5 194.806	13.007	高度显著**
(B×E) $^\Delta$	86.956	1	86.956		
(C×D) $^\Delta$	5.176	1	5.176		
E	316 265.640	1	316 265.640	791.880	高度显著**
e	1 305.016	1	1 305.016		
e^Δ	2 795.699	7	399.386		

4.2 各因素对弹性模量影响的显著性分析

不考虑交互作用时,方差分析见表9。冷却温度对弹性模量的影响可忽略,其余4个因素对弹性模量的影响均高度显著。图8为弹性模量影响因素趋势图,由图可得弹性模量随各因素水平的变化趋势与破坏强度类似。

表9 弹性模量影响因素的方差分析表(无交互作用)
Tab.9 Variance analysis of elastic modulus (non-interaction)

方差来源	<i>S</i>	<i>f</i>	$\bar{S}$	<i>F</i>	显著性
(A) [△]	4.860 1	2	2.43		
B	115.756	2	57.88	21.25	高度显著**
C	101.179	4	25.294	9.288	高度显著**
D	123.358	4	30.839	11.32	高度显著**
E	329.77	2	164.885	60.54	高度显著**
<i>e</i>	27.822	10	2.78		
<i>e</i> [△]	2.72	12	2.72		

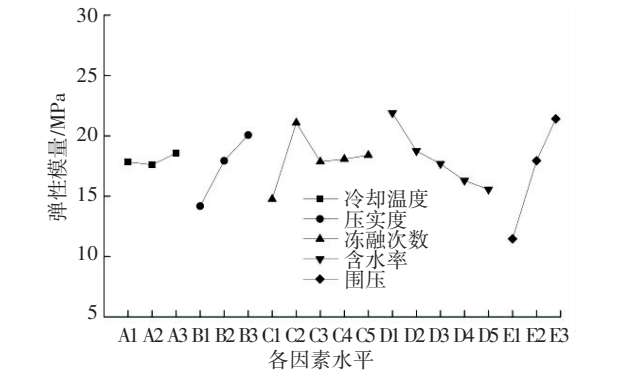


图8 弹性模量影响因素趋势图

Fig.8 Impact factor trend of variance analysis
考虑各因素之间交互作用时,方差分析见表10。因素间交互作用对于弹性模量无显著影响。

表10 弹性模量影响因素的方差分析表(含交互作用)
Tab.10 Variance analysis of elastic modulus (including interaction)

方差来源	<i>S</i>	<i>f</i>	$\bar{S}$	<i>F</i>	显著性
A [△]	1.05	1	1.05		
B	161.698	1	161.697	30.235	高度显著**
A×B	5.089	1	5.089	0.952	无影响
A×C	4.486	1	4.486	0.839	无影响
C [△]	0.665	1	0.665		
(D×E) [△]	2.597	1	2.597		
B×C	6.096	1	6.096	1.14	无影响
D	22.099	1	22.099	4.132	较弱(*)
A×D	7.725	1	7.725	1.445	无影响
B×D	14.574	1	14.574	2.725	无影响
C×E	14.92	1	14.921	2.79	无影响
(B×E) [△]	3.73	1	3.73		
(C×D) [△]	2.364	1	2.364		
E	222.08	1	222.075	41.525	高度显著**
<i>e</i>	3.843	1	3.843		
<i>e</i> [△]	32.088	6	5.348		

冻融循环次数对弹性模量无影响,这与无交互作用的方差分析结果不一致,原因在于考虑交互关系时,冻融循环次数只有3次和9次,从趋势图可以看出两次的结果相差不大,所以在数值分析时得出没有影响的结论。可事实是冻融循环次数对弹性模量存在很大影响。所以考虑各因素之间交互作用的显著性分析不一定比不考虑交互作用的时候准确。在试验次数有限的情况下,若水平选取不当就容易造成错误的估计。本文综合使用了这两种分析方法,有效地避免了这种问题。

5 结 论

- 1)冻融循环次数不改变试样应力-应变关系曲线形式,而环境冷却温度会影响其变化趋势。
- 2)随冻融循环次数增加,含砂粉土的破坏强度和弹性模量均有所提高;在围压 300 kPa 或冷却温度-5℃时,两者都呈现先增加后减小最后趋于稳定的趋势,且在冻融循环3次后均达到最大值。
- 3)冷却温度为-5℃时,含砂粉土的内摩擦角随冻融循环次数增加逐渐减小并趋于稳定,而粘聚力表现出先增大后减小最后趋于稳定的趋势,两者都在冻融循环3次后分别达到最小值和最大值;而冷却温度为-10℃和-15℃时,内摩擦角随冻融循环次数增加表现出先增加后减小最后趋于稳定趋势,粘聚力表现出先减小后增大的趋势。
- 4)不考虑交互作用的显著性分析表明,围压、含水率、压实度、冻融循环次数对破坏强度和弹性模量影响显著,冷却温度影响较弱;当考虑交互作用时,压实度和含水率、冻融循环次数和围压的交互作用对破坏强度影响显著。因此在研究冻融循环对土体力学性质影响时,应考虑各因素间交互作用。

参考文献

[1] 王大雁,马巍. 冻土力学[M]. 北京:科学出版社, 2014.
WANG Dayan, MA Wei. Frozen soil mechanics[M]. Beijing: Science Press, 2014.

[2] 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(7): 1496-1502.
CHANG Dan, LIU Jiankun, LI Xu, et al. Experiment study of effects of freezing-thawing cycles on mechanical properties of qinghat-tibet silty sand[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(7): 1496-1502.

[3] 王林,张爽,彭少波.冻融循环条件下武汉红土物理力学性质试验研究[J].安全与环境工程, 2012, 19(3): 138-142.
WANG Lin, ZHANG Shuang, PENG Shaobo. Experimental studies on red clay soil in wuhan under freeze-thaw cycle condition[J]. Safety and Environmental Engineering, 2012, 19(3): 138-142.

[4] 毕贵权,张侠,李国玉,等. 冻融循环对黄土物理力学性质影响

- 的试验[J]. 兰州理工大学学报, 2010, 36(2): 114-117.
- BI Guiquan, ZHANG Xia, LI Guoyu, et al. Experiment of impact of freezing-thawing cycle on physico-mechanical properties of loess[J]. Journal of Lanzhou University of Technology, 2010, 36(2): 114-117.
- [5] 王大雁, 马巍, 常小晓, 等. 冻融循环作用对青藏粘土物理力学性质的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(23): 4313-4319.
- WANG Dayan, MA Wei, CHANG Xiaoxiao, et al. Physico-mechanical properties changes of Qinghai-Tibet clay due to cyclic freezing and thawing[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(23): 4313-4319.
- [6] 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, 27(增刊1): 2990-2994.
- SU Qian, TANG Dijia, LIU Shen. Test on physico-mechanical properties of qinghai-tibet slope clay under freezing-thawing cycles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(Sup1): 2990-2994.
- [7] LEE W, BOHRA N C, ALTSCHAEFFL A G, et al. Resilient modulus of cohesive soils and the effect of freeze-thaw[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1995, 32(4): 559-568.
- [8] SIMONSEN E, JANOO V C, ISACSSON U. Resilient Properties of Unbound Road Materials during Seasonal Frost Conditions[J]. Canadian Metallurgical Quarterly, 2002, 16(1): 28-50.
- [9] 齐吉琳, 马巍. 冻融作用对超固结土强度的影响[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(12): 2082-2086.
- QI Jilin, MA Wei. Influence of freezing-thawing on strength of over-consolidated soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(12): 2082-2086.
- [10] CHAMBERLAIN E J, GOW A J. Effect of freezing and thawing on the permeability and structure of soils[J]. Engineering Geology, 1979, 13(1): 73-92.
- [11] 李顺群, 高凌霄, 柴寿喜. 冻土力学性质影响因素的显著性和交互作用研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(4): 1173-1177.
- LI Shunqun, GAO Lingxia, CHAI Shouxi. Significance and interaction of factors on mechanical properties of frozen soil[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(4): 1173-1177.
- [12] JTG E40—2007. 公路土工试验规程[S]. 北京: 人民交通出版社, 2007.
- JTG E40—2007. Test Methods of soils for highway engineering[S]. Beijing: People's Communications Publishing House, 2007.
- [13] 王静. 季冻区路基土冻融循环后力学特性研究及微观机理分析[D]. 长春: 吉林大学, 2012.
- WANG Jing. Research on the mechanical properties of subgrade soil after several freeze-thaw cycles in seasonally frozen soil region and microscopic mechanism analysis[D]. Changchun: Jilin University, 2012.
- [14] 庄楚雄, 何春雄. 应用数理统计基础[M]. 3版. 广州: 华南理工大学出版社, 2006.
- ZHUANG Chuxiong, HE Chunxiong. Application of mathematical statistics[M]. 3rd ed. Guangzhou: South China University of Technology Press, 2006.

(编辑 魏希柱)

(上接第 134 页)

- [4] NAKABA K, TOSHIYUKI K, TOMOKI F, et al. Bond behavior between fiber-reinforced polymer laminates and concrete. [J] ACI Structural Journal, 2011, 98(3): 359-367.
- [5] SAVIOIA M, FARRACUTI B, MAZZOTTI C. Non-linear bond-slip law for FRP-concrete interface [C]// Proc 6th International Symposium on FRP Reinforcement for Concrete Structures. Singapore: World Scientific Publications, 2003: 163-172.
- [6] DAI J G, UEDA T. Local bond stress slip relations for FRP sheets-concrete interfaces [C]// Proc 6th International Symposium on FRP Reinforcement for Concrete Structures. Singapore: World Scientific Publications, 2003: 143-152.
- [7] 陆新征. FRP-混凝土界面行为研究[D]. 北京: 清华大学, 2004.
- LU Xinzhen. Studies on FRP-Concrete Interface [D]. Beijing: Tsinghua University, 2004.
- [8] COSTA I, BARROS J. Creep of structural adhesives: an overview [C]// CICE 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering. Roma: International Institute for FRP in Construction, 2012: 1-8.
- [9] WU Z S, DIAB H. Constitutive model for time-dependent behavior of FRP-concrete interface [J]. Journal of Composite for Construction (ASCE), 2007, 11(5): 477-486.
- [10] FERRIER E, MICHEL L, JURKIEWIEZ B, et al. Creep behavior of adhesives used for external FRP strengthening of RC structures [J]. Construction and Building Materials, 2014, 25: 461-467.
- [11] PANIA M, KYOUNG-KYU C, MAHMOUD M, et al. Experimental and analytical investigations of creep of epoxy adhesive at the concrete-FRP interfaces [J]. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2009, 29: 56-66.
- [12] MAZZOTTI C, SAVIOIA M. Sustained properties of bond between concrete and FRP [C]// Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures. Roma: International Institute for FRP in Construction, 2005, 531-538.
- [13] CHEN J F, TENG J G. Shear capacity of FRP-strengthened RC beams: FRP debonding [J]. Construction and Building Materials, 2003, 17(1): 27-41.
- [14] POPOVICS S. A numerical approach to the complete stress-strain curve of concrete [J]. Cement and Concrete Research, 1973, 3(5): 583-599.
- [15] MONTI M, RENZELLI M, LUCIANI P. FRP adhesion in uncracked and cracked concrete zones [C]// Proc 6th International Symposium on FRP Reinforcement for Concrete Structures. Singapore: World Scientific Publications, 2013: 183-192.
- [16] 陆新征, 谭壮, 叶列平, 等. FRP 布-混凝土界面粘结性能的有限元分析[J]. 工程力学, 2004, 21(6): 45-50.
- LU Xinzhen, TAN Zhuang, YE Lieping, et al. Finite element analysis of debonding at the interface between FRP and concrete [J]. Engineering Mechanics, 2004, 21(6): 45-50.

(编辑 魏希柱)