

DOI: 10.16285/j.rsm.2015.10.036

基于改进西原模型的深井冻结压力数值计算分析

马茂艳^{1,2}, 程桦³, 荣传新⁴

(1.安徽建筑大学 土木工程学院, 安徽 合肥 230601; 2.安徽理工大学 能源与安全学院, 安徽 淮南 232001;
3.安徽大学, 安徽 合肥 230601; 4.安徽理工大学 土木建筑学院, 安徽 淮南 232001)

摘 要: 深厚冲积层冻结压力取值大小是冻结法凿井外层井壁设计计算的重要依据。为此, 基于符合深井冻土蠕变特性的改进西原模型, 利用 ABAQUS 软件的用户子程序接口, 实现该模型的 UMAT 开发。考虑土体冻结过程中的热-力耦合作用获得井筒开挖前土体冻胀应力分布规律, 在此基础上, 计算分析了深部冻结井的掘砌过程, 获得了作用于外层井壁的冻结压力发展变化规律。计算结果表明: 土体埋深、冻结壁温度、土体冻胀率等因素均影响冻结压力的大小。在其他条件不变的情况下, 当埋深由 400 m 增加到 500 m 时, 冻结压力增加 21%; 当冻结壁平均温度由 -16 °C 降低至 -18 °C 时, 冻结压力减小 10%; 当土体冻胀率由 2% 增加到 3% 时, 冻结压力增加 3.8%。冻结压力随层位深度及土体冻胀率的增加而增加, 而降低冻结壁温度则有利于冻结壁的稳定。数值计算结果与实测值的误差小于 15%, 比理论计算更有利于实际工程中深井冻结压力的计算预测。

关 键 词: 改进西原模型; 深冻结井筒; 冻胀; 冻土蠕变; 冻结压力

中图分类号: TU 445; TD 265.3

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2015) 10-3015-08

A numerical analysis of freezing pressure in frozen soils around a deep shaft based on the modified Nishihara model

MAO Mao-yan^{1,2}, CHENG Hua³, RONG Chuan-xin⁴

(1. School of Civil Engineering, Anhui Jianzhu University, Hefei, Anhui 230601, China; 2. School of Energy and Safety Engineering, Anhui University of Science and Technology, Huainan, Anhui 232001, China; 3. Anhui University, Hefei, Anhui 230601, China;
4. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Science and Technology, Huainan, Anhui 232001, China)

Abstract: Determination of the freezing pressure in deep alluvium is crucial in designing the outer shaft lining. Using the UMAT of ABAQUS subroutine, the modified Nishihara model for creep of frozen soil is implemented into ABAQUS. With considering the effect of thermo-mechanical coupling during freezing, the freezing pressure distribution of frozen soil before excavation is obtained. Based on these results, the variation of freezing pressure on the outer shaft lining is determined by analyzing the process of deep frozen shaft construction. The results show that the values of freezing pressure are related to the soil depth, soil frost heave ratio and the temperature of the frozen wall. The freezing pressure increases 21% when the depth increases from 400 m to 500 m, and decreases 10% when the average temperature of frozen wall decreases from -16 °C to -18 °C, and increases 3.8% when the frost heave ratio increases from 2% to 3%. The freezing pressure increases with the increase of depth and frost heave ratio of soil. The lower temperature of the frozen wall benefits the stabilization of the frozen wall. The error between numerical and measured results is less than 15%, showing that the proposed method can reasonably predict freezing pressure of deep shaft in practice.

Keywords: modified Nishihara model; deep frozen shaft; frost heave; creep of frozen soil; freezing pressure

1 引 言

人工地层冻结凿井法是煤矿立井穿越冲积层最常用的施工工法之一。冻结压力是井筒施工过程中冻结壁作用于井壁之上的水平外荷载, 是外层井壁结构设计的重要依据, 是工程中使井壁多次破坏的

一个荷载^[1]。自 20 世纪 60 年代以来, 冻土的流变本构理论研究取得了较大的发展, 在流变试验基础上, 根据流变试验成果选择合适的模型来全面正确地描述深部冻土流变特性是冻土流变模型研究的重要内容^[2], 也是冻结壁变形及冻结井冻结压力分布规律研究的关键。

收稿日期: 2014-12-10

基金项目: 国家自然科学基金项目 (No. 51374010); 安徽高校省级自然科学研究重点项目 (No. KJ2010A094); 安徽高校省级自然科学研究重点项目 (No. KJ2011A093)。

第一作者简介: 马茂艳, 女, 1975 年生, 博士, 主要从事地下结构计算理论方面的研究工作。E-mail: mmy@ahjzu.edu.cn

由于冻结压力的构成复杂,影响因素众多,目前多集中于实测研究^[3-6]。而在理论研究过程中,不但要做大量的简化使求解精度受到影响,在理论研究较为落后的条件下,数值模拟方法为解决该问题的可行途径。以往对井筒开挖条件下冻结壁变形压力增长规律的研究均视冻土为具有稳定蠕变特性的流变体,并且忽略土体冻胀的影响,使得计算结果偏小,往往与实际情况相差甚大^[7-8]。通用有限元软件 ABAQUS 具有强大的非线性计算能力,但 ABAQUS 现有材料模型并不适用于深部冻土流变分析,使得 ABAQUS 在冻土工程中的应用受到限制^[9]。

本文首先基于深部冻土三轴蠕变试验结果,选取改进的西原流变模型来表征深部冻土流变特性。借助 ABAQUS 用户材料子程序 (UMAT) 接口,通过 FORTRAN 语言编程开发,将改进的西原流变本构关系添加到 ABAQUS 软件中,扩充了其材料模式;然后用冻土三轴蠕变试验结果验证所编制程序的正确性。最后通过工程实例对深冻结井冻结壁进行黏弹塑性计算,得出深冻结井冻结压力分布规律,并探讨各因素对冻结压力分布规律的影响。

2 深部冻土蠕变特性

试验土样取自某矿副井,土样的物理性质见表 1。在 $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 温度条件下,施加不同应力水平进行冻土三轴蠕变试验。试件规格为 $\phi 61.8\text{ mm} \times 125\text{ mm}$ 。由冻土蠕变试验可知,在低应力水平下,冻土蠕变表现为稳定蠕变特征;在应力水平较高时,表现出加速蠕变特征,如图 1 所示。随着冲积层厚度的增加,深部冻土处于高应力作用下,改进的西原模型^[10]能很好地表征冻土在复杂应力条件下的冻土流变特性,其模型如图 2 所示。

其一维应力状态下的蠕变方程为

$$\varepsilon = \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{E_0} + \frac{1}{E_1} \left(1 - e^{-\frac{E_1 t}{\eta_1}} \right) \sigma, \sigma < \sigma_s \\ \frac{1}{E_0} + \frac{1}{E_1} \left(1 - e^{-\frac{E_1 t}{\eta_1}} \right) \sigma + \frac{(\sigma - \sigma_s)t^2}{2\eta_2}, \sigma \geq \sigma_s \end{array} \right. \quad (1)$$

表 1 试验土样物理性质

Table 1 Physical properties of soil sample

土性	取样深度 / m	含水率 / %	密度 /(g/cm ³)
黏土	494~503	14.21	2.07

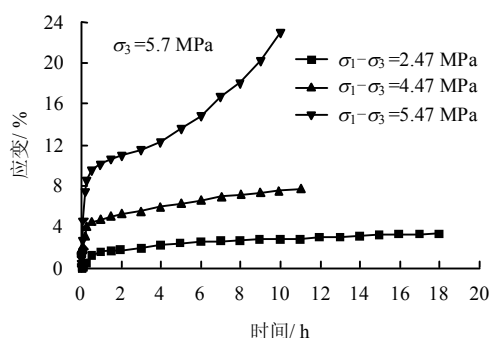


图 1 典型冻土三轴蠕变曲线

Fig.1 Creep curves of typical frozen soil

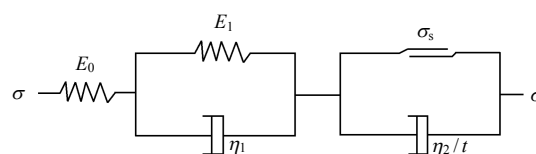


图 2 改进西原模型^[10]

Fig.2 Modified Nishihara model^[10]

式中: σ 为模型所受应力; ε 为模型总应变; E_0 为 Hooker 体弹性模量; E_1 为 Kelvin 体弹性模量; σ_s 为屈服应力; η_1 为黏弹性黏滞系数; η_2 为黏塑性黏滞系数; t 为时间。

在三维应力状态下, Hooker 体的应变为

$$\varepsilon_{ij}^e = \frac{\sigma_m \delta_{ij}}{3K} + \frac{s_{ij}}{2G_0} \quad (2)$$

式中: K 、 G_0 分别为体积模量和剪切模量; s_{ij} 为应力偏张量; $\sigma_m \delta_{ij}$ 为球应力张量; δ_{ij} 为 Kronecker 常数。

在三维应力状态下, Kelvin 体的应变表示为

$$\varepsilon_{ij}^{ve} = \frac{1}{2G_1} \left(1 - \exp \left(-\frac{G_1 t}{\eta_1} \right) \right) s_{ij} \quad (3)$$

式中: G_1 为黏弹性剪切模量。

在三维应力状态下, Bingham 的应变表示为

$$\varepsilon_{ij}^{vp} = \langle \phi(F) \rangle \frac{t^2}{2\eta_2} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4)$$

式中: $\langle \phi(F) \rangle$ 为表征塑性发展程度的开关函数,用以判别材料是否进入屈服, $\langle \phi(F) \rangle = \begin{cases} \phi(F), & F \geq 0 \\ 0, & F < 0 \end{cases}$,

$\phi(F) = \left(\frac{F - F_0}{F_0} \right)^N$, F 为冻土屈服函数, F_0 和 N 取 1; Q 为塑性势函数。

3 改进西原模型在 ABAQUS 中的实现

3.1 黏弹性应变增量计算

假定第 n 个增量步的时间步长为 Δt_n , 其黏弹

性应变增量为

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{ve}} = \Delta t_n \left[(1 - \Theta) \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{ve}} + \Theta \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^{\text{ve}} \right] \quad (5)$$

式中： Θ 为差分系数，文中取 0.5； $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{ve}}$ 、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^{\text{ve}}$ 分别为第 n 个增量步和第 $n+1$ 个增量步的黏弹性应变率。对于改进西原模型，有

$$\left. \begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{ve}} &= \mathbf{A} \boldsymbol{\sigma}_n / \eta_1 - E_1 \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{ve}} / \eta_1 \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^{\text{ve}} &= \mathbf{A} \boldsymbol{\sigma}_{n+1} / \eta_1 - E_1 \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{\text{ve}} / \eta_1 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中： $\mathbf{A}$ 为弹性柔度矩阵； $\boldsymbol{\sigma}_n$ 为应力。

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & -\mu & -\mu & 0 & 0 & 0 \\ -\mu & 1 & -\mu & 0 & 0 & 0 \\ -\mu & -\mu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中： μ 为泊松比。

将式 (6) 代入式 (5)，可得

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{ve}} = M_t \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{ve}} + N_t \Delta \boldsymbol{\sigma}_n \quad (8)$$

式中： $\Delta \boldsymbol{\sigma}_n$ 为应力增量。

$$\text{并且 } M_t = \frac{\eta_1 \Delta t_n}{\eta_1 + \Theta E_1 \Delta t_n}, N_t = \frac{\eta_1 \Theta \mathbf{A} \Delta t_n}{\eta_1 + \Theta E_1 \Delta t_n}.$$

3.2 黏塑性应变增量计算

对于改进西原模型有

$$\left. \begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} &= \frac{t}{\eta_2} F \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^{\text{vp}} &= \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} + \frac{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} \Delta \boldsymbol{\sigma}_n}{\partial \boldsymbol{\sigma}_n} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中： $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}}$ 、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^{\text{vp}}$ 分别为第 n 个增量步和第 $n+1$ 个增量步的黏塑性应变率。

记 $\mathbf{H}_n' = \partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} / \partial \boldsymbol{\sigma}_n$ ，黏塑性应变增量表示为

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{vp}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} \Delta t_n + \Theta \mathbf{H}_n' \Delta t_n \Delta \boldsymbol{\sigma}_n \quad (10)$$

$\mathbf{H}_n'$ 可由材料所使用的屈服准则以显式的形式表示为

$$\mathbf{H}_n' = \frac{t}{\eta_2} \left[\left\langle \frac{\partial \langle \phi(F) \rangle}{\partial F} \right\rangle \mathbf{a} \mathbf{a}^T + \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial \mathbf{a}^T}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right] \quad (11)$$

式中： $\mathbf{a} = \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}}$ ，文中采用 D-P 屈服准则； $\mathbf{H}_n'$ 的具体形式见文献[11]。

3.3 Jacobian 矩阵

在 t 时刻，冻土黏弹塑性本构模型的应力增量可表示为

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_n = \mathbf{D}^e \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^e = \mathbf{D}^e (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{ve}} - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^{\text{vp}}) \quad (12)$$

式中： $\mathbf{D}^e$ 为弹性刚度矩阵； $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n^e$ 为瞬时弹性应变增量。

将式 (8)、(10) 代入式 (12)，且令

$$\mathbf{J} = \left[(\mathbf{D}^e)^{-1} + \mathbf{N}_t + \Theta \mathbf{H}_n' \Delta t_n \right]^{-1} \quad (13)$$

则有

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_n = \mathbf{J} (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_n - M_t \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{ve}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{\text{vp}} \Delta t_n) \quad (14)$$

式中： $\mathbf{J}$ 即为 Jacobian 矩阵。

式 (14) 即为用于 UMAT 子程序应力更新的计算公式。

4 程序验证及工程实例

4.1 程序验证

为了验证 UMAT 的合理性，建立与冻土三轴试验试件尺寸相同的圆柱体模型（见图 3）。

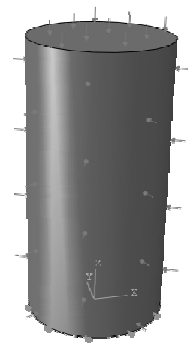


图 3 模型示意图

Fig.3 Schematic diagram of the model

对 $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 试验条件下的冻土试件的三轴蠕变过程进行数值模拟，计算参数见表 2，其中 c 为土体凝聚力， φ 为内摩擦角。可获得三轴蠕变数值模拟曲线，并与同条件下的试验结果进行对比（见图 4）。从图可看出，数值计算结果符合改进西原模型特征并与试验结果吻合较好，所以程序合理，也表明改进的西原模型本构方程能很好地表征深部冻土的蠕变特性。

表 2 材料参数
Table 2 Material parameters

E_0 / MPa	μ	E_1 / MPa	η_1 /(MPa · min)	η_2 /(10 ³ MPa · min ²)	c / MPa	φ /(°)
103	0.24	212	1 860	2 676	2.20	9

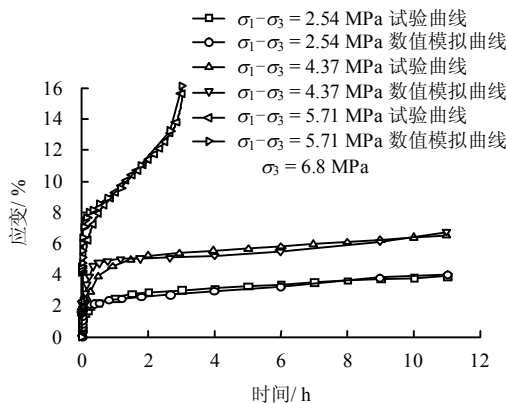


图 4 三轴蠕变结果比较
Fig.4 Comparison of triaxial creep curves

4.2 工程实例

4.2.1 井筒概况

某矿副井外壁厚 1 m, 开挖半径为 12.4 m, 原始地温为 30 °C, 布置有外、中、内 3 圈冻结孔。冻结盐水温度 -24 ~ -34 °C。冻结壁厚度为 11.8 m, 模拟段为黏土层。为考虑传热影响, 计算中取周围土体半径为 4 倍冻结壁半径, 模型深度取 13 m, 图 5 为计算模型径向分布示意图, 根据对称性取 1/4 模型, 数值计算模型见图 6。

4.2.2 计算步骤

(1) 采用瞬态热传导模拟冻结壁土体温度变化过程, 获得指定冻结壁平均温度下的土体温度场。

(2) 取土体上表面为上覆土体自重, 土体侧弧边界限制侧向位移, 两侧边界为对称边界, 导入温度场计算结果, 模拟土体内随温度发展的应力场变

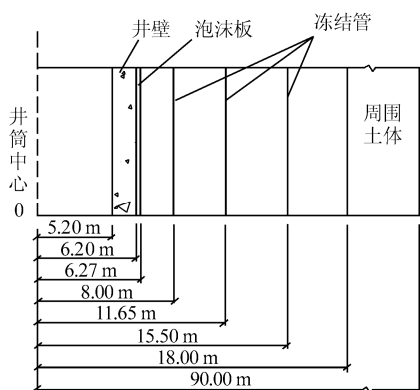


图 5 计算模型径向分布图
Fig.5 Distribution of model in radial direction

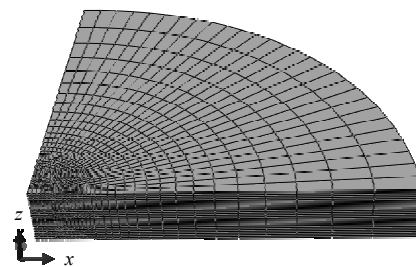


图 6 模型网格划分图
Fig.6 Mesh generation of model

化过程。

(3) 边界条件不变, 模拟土体开挖和砌筑混凝土井壁。取井筒掘砌施工段高为 2 m, 每个段高的开挖时间为 24 h, 井壁一次性浇筑。数值计算中连续开挖砌筑 5 段, 读取第 1 个开挖段高井壁上的值。

4.2.3 材料模型及参数取值

外层井壁为钢筋混凝土, 视为弹性材料, 取弹性模量为 40 GPa, 泊松比取 0.2。

冻土的流变模型采用前述改进西原模型, 计算参数见表 3, 各土层冻胀率及冻结温度见表 4, 在数值计算中, 取土体冰点 (冻结温度) 为 -2.3 °C, 冻胀率为 4%, 假设整个过程冻胀率不变, 则冻胀系数见表 5, 冻结土体的密度及热参数选用见表 6。各表中冰点以上取值不变, 冰点以下软件自动按线性插值取值。

表 3 改进的西原模型计算参数
Table 3 Calculation parameters
for modified Nishihara model

温度 / °C	E_0 / MPa	μ	E_1 / MPa	η_1 /(MPa · min)	η_2 /(10 ³ MPa · min ²)	c / MPa	φ /(°)
冰点以上温度	28	0.35				0.14	28
-5	64	0.28	105	1 304	1 909	1.51	10
-10	103	0.24	212	1 860	2 676	2.20	9
-15	214	0.22	273	2 480	3 292	4.19	8
-20	296	0.19	302	2 766	3 692	5.09	7

表 4 各土层冻胀率及冻结温度
Table 4 Frost heave ratios and freezing temperatures

序号	取样深度 / m	土层名称	含水率 / %	冻胀率 / %	冻结温度 / °C
1	391~402	黏土	19.65	1.52	-2.0
2	408~416	黏土	20.05	3.71	-2.9
3	416~441	黏土	17.63	4.50	-2.1
4	494~503	黏土	14.21	4.00	-2.3

表 5 黏土冻胀系数
Table 5 Frost heave coefficient of clay

温度/°C	-20	-15	-10	-5	冰点以上温度
冻胀系数	0.002 3	0.003 1	0.005 2	0.014 8	0

表 6 温度场计算参数表
Table 6 Calculation parameters of temperature field

热系数 /(kJ/(m·h·℃))				比热 /(kJ/(kg·℃))		潜热 /(kJ/m ³)	密度 /(g/cm ³)	
-20℃	-10℃	-5℃	冰点以上温度	冻土	未冻土		冻土	未冻土
4.017 4	3.945 6	3.911 2	3.343 6	0.960	1.269	338 000	1.900	2.065

泡沫板视为线弹性材料，弹性参数随泡沫板压缩率的变化而改变，如图 7 所示，泊松比取 0.3。泡沫板的这种弹性模量随变形量而变化的材料特性可通过编制子程序 USDFLD，然后在材料属性中通过设置场变量来实现。

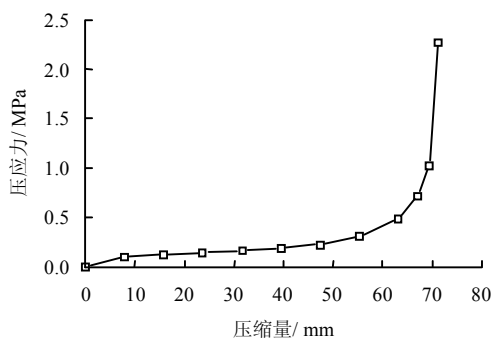


图 7 泡沫板压缩曲线^[8]
Fig.7 Compression curve of foam board^[8]

为考察各影响因素对冻结压力的影响规律，对表 7 所列条件下的冻结压力进行计算。①、②和③计算土体埋深的影响，①、④和⑤计算冻结壁平均温度的影响，①、⑥和⑦计算冻胀率的影响。⑧、⑨、⑩计算随机条件下的冻结压力值。

表 7 冻结压力计算工况表
Fig.7 Conditions of freezing pressure

条件	土性	土体埋深 / m	冻结壁平均温度 / ℃	冻胀率 / %	冻结压力稳定值 / MPa
①	黏土	500	-18	4	5.04
②	黏土	400	-18	4	4.17
③	黏土	600	-18	4	5.92
④	黏土	500	-16	4	5.57
⑤	黏土	500	-20	4	4.54
⑥	黏土	500	-18	2	4.69
⑦	黏土	500	-18	3	4.87
⑧	黏土	400	-19	2	3.62
⑨	黏土	500	-15	3	4.99
⑩	黏土	500	-17	3	4.66

5 计算结果与分析

5.1 开挖前初始应力场

图 8、9 分别为条件①下冻结结束时的温度分

布云图及温度沿冻结壁径向分布曲线图。在条件①下对研究土体进行冻胀应力分析可得冻结壁初始地应力场分布状态（见图 10、11）。

由图 8、9 可知，随冻结时间增加，冻结管周围温度不断下降，冻结管附近温度较低，270 d 时，冻结壁的平均温度为 -18℃，冻结壁厚度为 12 m，井帮温度为 -11℃。由图 10、11 可知，随着冻结温度的降低，土体冻结引起冻胀，使土体内应力远高于原始地应力，冻结管附近冻胀应力较大，靠近井

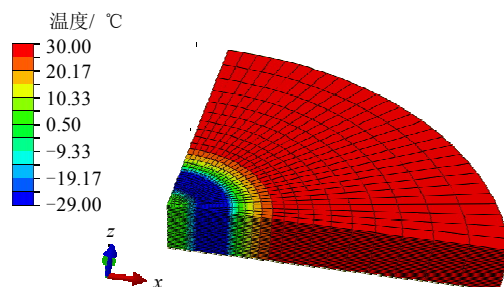


图 8 270 d 时温度分布云图
Fig.8 Nephogram of temperature distribution at 270 days

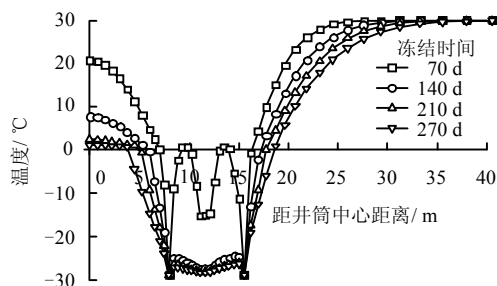


图 9 温度沿冻结壁径向变化曲线
Fig.9 Radial distribution of temperature along frozen wall

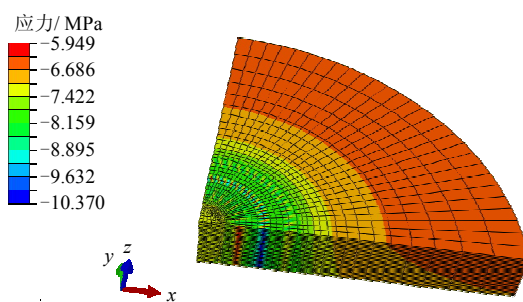


图 10 270 d 时径向应力分布云图
Fig.10 Nephogram of distribution of radial stress at 270 days

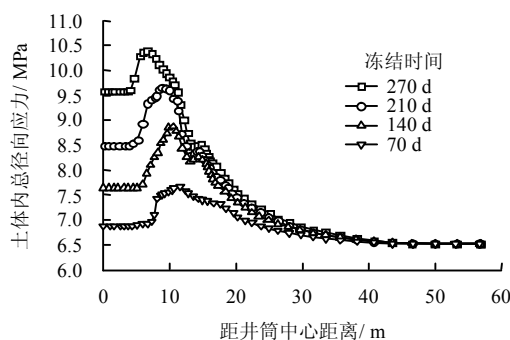


图 11 冻结过程中径向应力变化曲线

Fig.11 Variation of radial stress during freezing

筒中心和周围土体中较小。由图 11 可知, 冻结土体内的应力由两部分组成, 一部分为土体中的原始地应力, 约为 6.51 MPa; 另一部分为土体冻结产生的冻胀力。冻结 70 d 时, 土体冻结产生的最大冻胀力

为 1.15 MPa, 冻结壁内总应力增长 18%, 冻结 140 d 时, 土体冻结产生的最大冻胀力为 2.35 MPa, 冻结壁内总应力增长 36%, 冻结 210 d 时, 土体冻结产生的最大冻胀力为 3.15 MPa, 冻结壁内总应力增长 48%, 冻结 270 d 时, 土体冻结产生的最大冻胀力为 3.73 MPa, 冻结壁内总应力增长 57%, 由此可见, 冻结时间从 70~210 d 时, 也就是冻结壁的平均温度从 $-8.5 \sim -14.3$ °C 时, 冻胀应力增长最快。

5.2 实测比较

各种工况条件下, 计算所得的冻结压力稳定值见表 7。图 12 为条件①冻结压力随时间的变化云图。图 13 为条件①冻结压力数值计算值与相同实际工况条件下的实测结果值对比图, 图中的理论计算公式采用文献[7]。

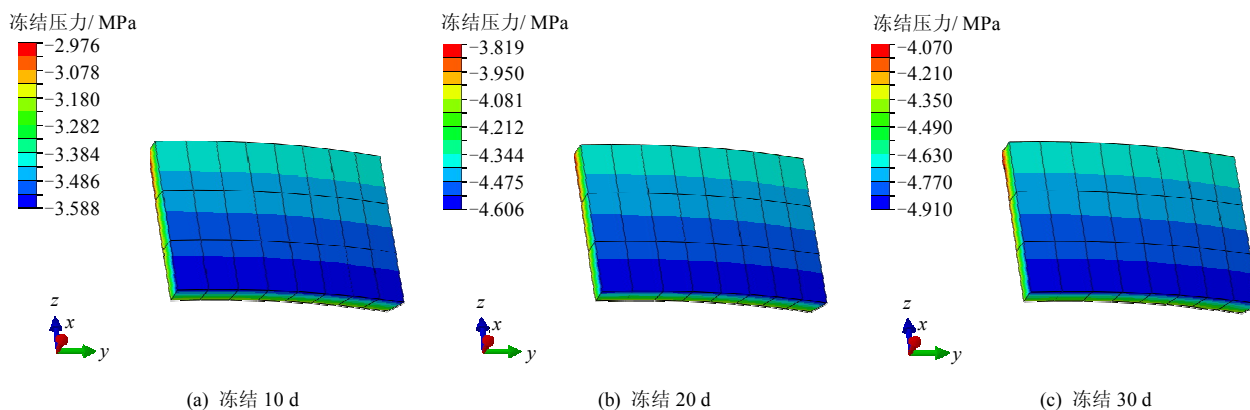


图 12 条件①冻结压力随时间变化计算云图

Fig.12 Nephograms of freezing pressure with time under condition No.1

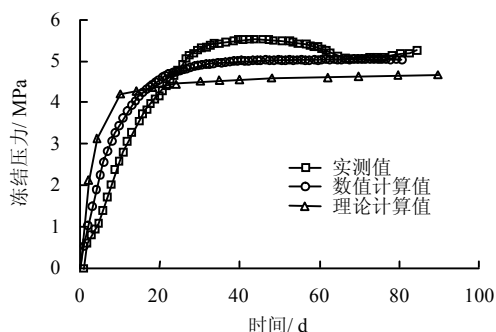


图 13 冻结压力值比较图

Fig.13 Comparison of freezing pressures

由图 12 可知, 冻结压力随时间不断增长, 且 10~20 d 的冻结压力增长速率较后 10 d 快, 而图 13 也表明冻结压力的增长历经快速增长阶段、缓慢增长阶段和稳定增长阶段。计算结果与实测结果变化趋势一致, 数值计算结果的最终稳定值为

5.04 MPa, 理论计算值为 4.67 MPa, 而实测的最终稳定值为 5.3 MPa, 数值计算值较接近实测值, 误差小于 15%。数值计算的稳定值偏小的原因是由于影响冻结压力的因素诸多, 并不能全部在数值模拟中都得以体现, 而且实测过程中不可避免存在误差。理论计算值比数值计算值小的原因是未考虑冻胀的影响以及视冻结壁材料为稳定蠕变模型, 并且在理论求解时为了避免求解繁琐对问题做了许多简化。

5.3 埋深的影响

图 14 为条件①、②和③下所计算的不同埋深条件下的冻结压力曲线对比图。由图可知, 其他条件不变时, 当层位深度由 400 m 增加到 500 m 时, 冻结压力由 4.17 MPa 增加到 5.04 MPa, 冻结压力增加 21%。因为随着土体埋深的增大, 围压增大, 土体内的原始地应力增大, 井筒挖掘前的冻结壁初始地应力也相对增大。

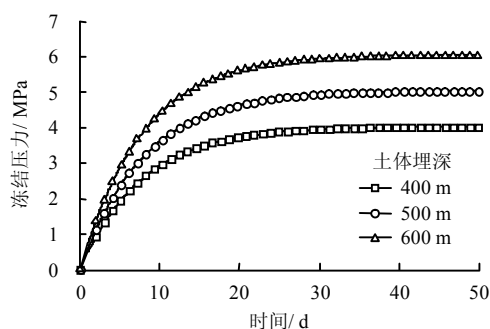


图 14 不同埋深的冻结压力计算值
Fig.14 Calculated freezing pressures at different depths

5.4 冻结壁平均温度的影响

图 15 为条件①、④和⑤下所计算的不同温度条件下的冻结压力曲线对比图。由图可知, 当冻结壁平均温度由 -16°C 减小至 -18°C 时, 冻结压力减小 0.53 MPa , 冻结压力减小 10% 。冻结土体的力学参数随温度降低而增大, 所以冻结壁温度越低, 冻结壁强度越大。

5.5 土体冻胀率的影响

图 16 为条件①、⑥和⑦下所计算的不同冻胀率条件下的冻结压力曲线对比图。由图可知, 当土体冻胀率由 2% 增加到 3% 时, 冻结压力由 4.69 MPa 增加到 4.87 MPa , 冻结压力增加 3.8% 。冻胀率增加, 黏土的冻胀特性明显。

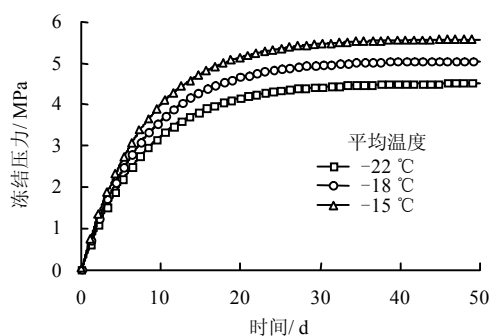


图 15 不同冻结壁平均温度时冻结压力计算值
Fig.15 Calculated freezing pressures with different temperatures of frozen wall

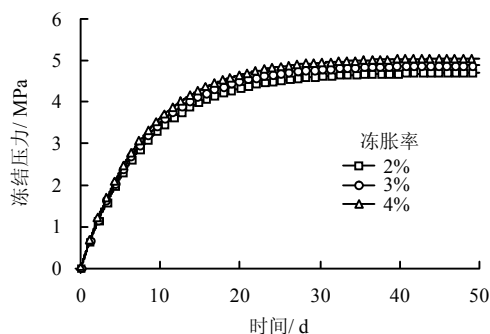


图 16 不同冻胀率的冻结压力计算值
Fig.16 Calculated freezing pressures with different frozen ratios

5.6 回归公式

根据表 7 所列的计算结果, 构建非线性回归公式模型, 用数学优化分析综合工具软件包进行非线性回归, 可得到冻结压力与埋深、冻结壁平均温度和土体冻胀率 3 个影响因素之间的非线性关系式为

$$P = 0.042\ 342HT^{-0.546\ 867}g^{0.104\ 158} \quad (15)$$

式中: P 为冻结压力; H 为埋深; T 为冻结壁平均温度; g 为土体冻胀率。

6 结 论

(1) 所编写的 UMAT 程序可用于岩土材料的黏弹塑性分析。提出的二次开发思路可供其他黏弹塑性本构模型材料子程序开发参考。

(2) 用二次开发的考虑温度变化的改进西原模型程序对深井冻结压力进行计算, 与采用文献[7]理论公式计算结果相比更为接近实测结果, 误差小于 15% 。因为本文模型考虑了深层冻土的加速蠕变特性及冻结壁的冻胀特性, 更加能够反映实际工况, 更有利于实际工程中深井冻结压力的计算预测。

(3) 冻胀应力计算表明, 土体冻结后土体内应力远高于原始地应力, 土体冻结产生的最大冻胀力为 3.73 MPa , 冻结壁内总应力增长 57% , 冻结时间从 $70\sim 210\text{ d}$ 时, 冻结壁的平均温度从 $-8.5\sim -14.3^{\circ}\text{C}$ 时, 这段时间内冻胀应力增长最快。

(4) 冻结压力计算表明, 冻结压力组成较为复杂, 要综合考虑土体埋深、冻结壁平均温度和土体冻胀率等因素的影响。埋深和冻结壁的平均温度的影响较大。当层位深度由 400 m 增加到 500 m 时, 冻结压力增加 21% 。当冻结壁平均温度由 -16°C 减小至 -18°C 时, 冻结压力减小 10% 。当土体冻胀率由 2% 增加到 3% 时, 冻结压力增加 3.8% 。

(5) 结合计算结果, 得到冻结压力与土体埋深、冻结壁平均温度和土体冻胀率间的非线性关系式。

参 考 文 献

- [1] 崔广心. 深厚表土中竖井井壁的外载[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(3): 294—298.
CUI Guang-xin. Loading of shaft lining for deep alluvium[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(3): 294—298.
- [2] 李强, 王奎华, 谢康和. 人工冻土流变模型的识别与参数反演[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(11): 1895—1899.
LI Qiang, WANG Kui-hua, XIE Kang-he. Recognition of

- models and back analysis of parameters for artificial frozen soils[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2004, 23(11): 1895—1899
- [3] 张驰, 杨维好, 杨志江, 等. 深厚含水基岩区立井外壁冻结压力的实测与分析[J]. **煤炭学报**, 2012, 37(1): 33—38.
- ZHANG Chi, YANG Wei-hao, YANG Zhi-jiang, et al. In-situ measurement and analysis of freezing pressure of outer shaft lining in deep aqueous bed rock[J]. **Journal of China Coal Society**, 2012, 37(1): 33—38.
- [4] 姜国静, 王建平, 刘晓敏. 超厚黏土层冻结压力实测研究[J]. **煤炭科学技术**, 2013, 3: 43—46.
- JIANG Guo-jing, WANG Jian-ping, LIU Xiao-min. Study on frozen pressure measurement of ultra thick clay stratum[J]. **Coal Science and Technology**, 2013, 3: 43—46.
- [5] 盛天宝. 特厚黏土层冻结压力研究与应用[J]. **煤炭学报**, 2010, 35(4): 571—574.
- SHENG Tian-bao. Research and application on freezing pressure of extra thick clay layer[J]. **Journal of China Coal Society**, 2010, 35(4): 571—574.
- [6] 王衍森, 薛利兵, 程建平, 等. 特厚冲积层竖井井壁冻结压力的实测与分析[J]. **岩土工程学报**, 2009, 31(2): 207—212.
- WANG Yan-sen, XUE Li-bing, CHENG Jian-ping, et al. In-situ measurement and analysis of freezing pressure of vertical shaft lining in deep alluvium[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2009, 31(2): 207—212.
- [7] 荣传新, 王秀喜, 程桦. 深厚冲积层冻结壁和井壁共同作用机理研究[J]. **工程力学**, 2009, 26(3): 239—235.
- RONG Chuan-xin, WANG Xiu-xi, CHENG Hua. A study on interaction mechanism of frozen soil wall and shaft lining in deep alluvium[J]. **Engineering Mechanics**, 2009, 26(3): 239—235.
- [8] 王衍森. 特厚冲积层中冻结井外壁强度增长及受力与变形规律研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2005.
- [9] 费康, 张建伟, 著. **ABAQUS 在岩土工程中的应用**[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
- [10] 齐亚静, 姜清辉, 王志俭, 等. 改进西原模型的三维蠕变本构方程及其参数辨识[J]. **岩石力学与工程学报**, 2012, 31(2): 347—355.
- QI Ya-jing, JIANG Qing-hui, WANG Zhi-jian, et al. 3D creep constitutive equation of modified Nishihara model and its parameters identification[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2012, 31(2): 347—355.
- [11] 孙钧. **岩土材料流变及其工程应用**[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999.

《岩土力学》2015 年第 6 期被 EI 收录论文 (37 篇, 收录率 100 %) (1)

序号	论文题名	作者	页码
1	考虑渗透系数变化的非饱和土固结性状分析	秦爱芳, 张九龙	1521—1528
2	砂岩储层射孔压实带孔隙度与渗透率损伤研究	薛世峰, 逢铭玉, 朱秀星, 等	1529—1536
3	微生物灌浆加固土体研究进展	钱春香, 王安辉, 王 欣	1537—1548
4	考虑围压影响的盐岩弹性损伤本构模型研究	贾善坡, 罗金泽, 杨建平, 等	1549—1556
5	基于三维扫描与打印的岩体自然结构面试样制作方法与剪切试验验证	熊祖强, 江 权, 龚彦华, 等	1557—1565
6	冻土未冻水含量的低场核磁共振试验研究	谭 龙, 韦昌富, 田慧会, 等	1566—1572
7	高能量冲击下淤泥土体能量传递规律试验研究	李彰明, 罗智斌, 林伟弟, 等	1573—1580
8	交叉裂隙水力学开度的计算及非线性水力特性研究	刘日成, 蒋宇静, 李树忱, 等	1581—1590
9	压缩荷载下泥岩裂缝演化规律的 CT 试验研究	王传洋, 杨春和, 衡 帅, 等	1591—1597
10	基于 CLoE 亚塑性模型的密砂循环荷载下力学行为模拟	陈 龙, 楚锡华, 徐远杰	1598—1605
11	速度倒数法滑坡预警模型流变试验研究	王延平, 许 强, 郑 光, 等	1606—1614
12	等双轴拉应变对无纺土工织物孔径变化的影响	白 彬, 唐晓武, 唐 琳, 等	1615—1621
13	莫尔圆极点确定的新方法	李大勇, 翟汉波, 高玉峰	1622—1626
14	重塑黄土三轴蠕变特性研究及模型分析	王鹏程, 骆亚生, 胡连信, 等	1627—1632
15	三轴压缩煤岩三维裂隙 CT 图像重构及体分形维研究	李 果, 张 茹, 徐晓炼, 等	1633—1642
16	钾盐和磷酸盐对固化土早期强度的影响研究	肖寒冰, 欧忠文, 刘晋铭, 等	1643—1648
17	单轴循环荷载下含天然裂隙脆性页岩变形及破裂特征试验研究	魏元龙, 杨春和, 郭印同, 等	1649—1658
18	单齿冲击作用下破岩机制分析	蔡 灿, 伍开松, 廉 栋, 等	1659—1666

(未完, 见第 3031 页)