

DOI: 10.11779/CJGE201806004

温度-循环荷载作用下饱和土的力学特性研究

张升^{1,2}, 刘雪晴^{1,2}, 徐硕³, 熊勇林⁴, 张峰⁵

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410072; 2. 高速铁路建造技术国家工程实验室, 湖南 长沙 410072; 3. 广州供电局有限公司, 广东 广州 510620;
4. 宁波大学建筑工程与环境学院, 浙江 宁波 315211; 5. 名古屋工业大学, 日本 名古屋 4668555)

摘要: 对高放核废料处置、地热资源开发利用等工程, 土体在交变荷载作用下的大变形问题, 必须考虑温度的影响。在上下负荷面的框架内, 引入等价应力的概念, 建立了能描述交变荷载作用下饱和土受温度影响的力学特性的本构模型。结合已有文献中的试验数据, 对所建立的模型进行了验证。结果表明, 模型计算结果较好地吻合了实验结果; 通过控制模型参数, 模型能够同时描述不同温度下饱和土的交变移动特性, 揭示了温度升高对饱和土体抗变形能力增强的内在机理。建立的模型对研究饱和砂土在温度和循环载荷下共同作用下的力学性能具有参考意义。

关键词: 等价应力; 各向异性; 循环荷载; 上下负荷面

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)06-0994-08

作者简介: 张升(1979-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事计算土力学等方面的教学和科研。E-mail: zhang-sheng@csu.edu.cn。

Mechanical characteristics of saturated soils under thermo-cyclic loads

ZHANG Sheng^{1,2}, LIU Xue-qing^{1,2}, XU Shuo³, XIONG Yong-lin⁴, ZHANG Feng⁵

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410072, China; 2. National Engineering Laboratory for High-Speed-Railway Construction, Central South University, Changsha 410072, China; 3. Guangzhou Power Supply Co., Ltd., Guangzhou 510620, China; 4. Faculty of Architectural, Civil Engineering And Environment, Ningbo University, Ningbo 315211, China; 5. Department of Civil Engineering, Nagoya Institute of Technology, Nagoya 4668555, Japan)

Abstract: The impact of temperature on the large deformation of nuclear waste disposal, geothermal extraction and storage under cyclic load is should be considered. In the framework of super-subloading surface, the concept of equivalent stress is introduced to establish a constitutive model. The model can represent the mechanical characteristics of saturated clay affected by thermo-cyclic loads. Based on the experimental data, the model is validated. The results show that the constitutive model can be used to calculate the experimental data. It can describe the alternating mobility of saturated soils at different temperatures by controlling the parameters of the model, and it is revealed that the increase of temperature is the inherent resistance to deformation mechanism. The model is of reference significance for the mechanical properties of saturated sand under temperature and cyclic loads.

Key words: equivalent stress; anisotropy; cyclic load; super-subloading surface

0 引言

随着地热资源开发^[1]、高放核废料处置^[2]、深部采矿等重要工程建设的发展, 高温对岩土材料力学特性的影响研究已经成为热点, 主要包括3个方面的研究: ①以强度、变形为代表的短期热-力特性; ②考虑时间因素的、以蠕变和流变等为代表的长期热-力特性; ③热-动力特性。相对于前两者, 高温对岩土材料动力性能影响的研究, 不论是试验还是理论, 目前都较少开展。由于地热开采等工程需要考虑温度对岩土材料的影响, 而在地震荷载下, 岩土材料将受到温度和循环荷载共同作用, 此时土体的力学性质有较大改变, 开

展相关研究, 具有重要的实用价值; 同时, 研究温度对岩土材料的影响, 其本质上是考虑了多个因素共同作用下, 材料力学行为的变化, 对于深入理解岩土材料本构关系具有重要的理论意义。

在试验方面, 由于动力加载条件下难以保证环境温度的稳定, 且测试元件的精度受温度影响较大, 实验难于开展。目前开展较多的是温度对岩土材料短期、长期力学行为影响的研究, 如白冰等^[3]研制了一种用

基金项目: 优秀青年科学基金项目(51722812); 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目(2014CB047001)

收稿日期: 2017-03-23

于饱和土的热固结试验装置, 可以用于测定变化温度荷载和外力荷载耦合作用下试样的热固结变形量以及孔隙水压力的演化过程, 并可测定不同温度条件下试样的三轴剪切强度。YAO 等^[4-6]根据温度对前期固结压力和强度的影响规律, 将温度引入修正 UH 模型的屈服方程, 建立了当前的参考屈服函数。CAMPANELLA 等^[7]讨论了自由水的热膨胀特性, 孔隙水的热膨胀量随温度变化的表达式, 并给出了一个考虑热效应对黏性土变形响应的基本概念模型。在温度-循环荷载特性试验方面的文献相当少, 如 Cekerevac 等^[8]进行了高岭土在高温下的循环剪切试验, 发现高温下的黏土抵抗交变荷载的能力得到提高。

在理论研究方面, 由于土体温度-循环荷载耦合作用下的力学行为非常复杂, 其发生机理难于理解。所以, 相关研究也较少报道, 代表性的研究如: Laloui 等^[9]采用有效应力面建立了循环荷载下非等温弹塑性本构模型。但是, 在岩土材料短期、长期热-力本构特性研究方面, 目前开展了较多的研究。如, Lagurs^[10]开展了 3 种黏土的实验, 实验结果均表明随着温度的升高, 黏土的塑限从 29% 上升到了 47%, 但是伊利土随着温度的升高, 强度也明显上升; 在长期热力学影响方面, Zhang 等^[11-12]提出“等价应力”的概念, 将温度对土体变形的影响等效为力对土体变形的影响, 在此基础上, 较全面的揭示了岩土材料复杂的短期、长期热-力本构特性。

另一方面, 在土体循环荷载本构模型研究方面, 有很多值得借鉴的工作, 如: Yang 等^[13]通过引入运动的硬化圆锥面作为屈服面和一个三维非圆锥面作为偏应力的相变面, 建立了能同时描述小变形和大变形的循环动力本构模型。Elgamal 等^[14]总结了交变移动性的力学过程。张建民等^[15-16]通过丰浦砂循环动荷载试验得到了受动荷载时砂土的应力路径的变化规律, 将剪胀体应变分解为可逆和不可逆的两个分量, 并分析诱导了两者的数学发展式, 建立了一个新的粗粒土动力本构模型。Asaoka 等^[17]同时考虑了黏土和砂土的试验结果, 结合上、下负荷面的概念描述了结构性和超固结性的消散和各向异性的发展规律, 建立了临界状态线随加载过程变化的模型 (SYS 模型), 成功地描述了松砂在液化时的力学特性。姚仰平等^[18]将椭圆的屈服面改变为可变的屈服面, 并引入旋转硬化准则, 建立了考虑循环加载的修正 UH 模型。而 Zhang 等^[19]基于上、下负荷面的建模思路, 建立了能统一描述中密砂和松砂液化时力学特性的模型。在该模型中临界状态线依然保持固定, 通过改变屈服面的大小来调整交变移动阶段中的应力路径变化, 使得该模型具有广泛适用性。

根据以上分析, 本文拟在上下加载面与等价应力的基础上, 考虑温度与循环荷载耦合作用下的力学特性, 建立起温度-循环荷载作用下饱和土体本构模型, 并与 Cekerevac 等^[8]的试验结果进行对比验证, 希望能够提出一种新的思路开展相关研究。

1 等价应力和上下负荷加载面

1.1 等价应力

Zhang 等^[11-12]提出“等价应力”的概念, 从“热胀冷缩”的物理现象入手, 较好地解释了岩土材料复杂短期、长期热-力特性。其基本概念: 材料在恒定平均有效主应力 σ_m 下, 温度从 θ_0 下降到 θ 时发生的弹性体积应变为 $\Delta\varepsilon_v^{\theta\theta}$; 另一方面, 当平均主应力 σ_m 增加 $\Delta\sigma_m$ 时, 产生体积应变 $\Delta\varepsilon_v^e$ 。当 $\Delta\varepsilon_v^{\theta\theta}$ 与 $\Delta\varepsilon_v^e$ 相等时, 则温度增量 ($\theta - \theta_0$) 与应力增量 $\Delta\sigma_m$ 对材料体积应变的效果“等价”, 称此时对应的应力增量 $\Delta\tilde{\sigma}_m$ 为等价应力, 如图 1 所示。

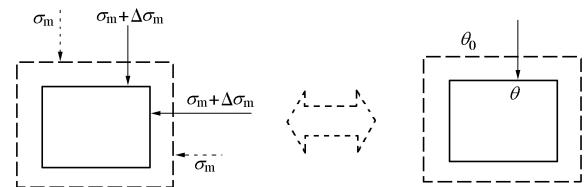


图 1 温度与应力引起体积应变的等价效应

Fig. 1 Equivalent effect on change of volumetric strain due to temperature increment and stress increment

一般条件下, 温度通常的选取范围为 0~100℃, 而参考温度 θ_0 一般取 15℃ (地球平均温度)。由温度引起的弹性体积应变表达式为

$$\Delta\varepsilon_v^{\theta\theta} = 3\alpha_t(\theta - \theta_0) \quad , \quad (1)$$

式中, α_t 为材料的热膨胀系数。在土力学中, 压缩为正, 故该参数取负值。

由平均主应力变化引起的体积应变为

$$\Delta\varepsilon_v^e = \frac{\kappa}{1 + e_0} \ln \frac{\sigma_m + \Delta\tilde{\sigma}_m}{\sigma_m} \quad , \quad (2)$$

式中, σ_m 为当前应力状态, 参考值为 98 kPa (一个大气压), κ 为材料的膨胀系数, e_0 为参考应力 (本文取 98 kPa) 时的孔隙比。其一般应力状态下的表达式为

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_m \exp \left[\frac{3\alpha_t(\theta - \theta_0)(1 + e_0)}{\kappa} \right] \delta_{ij} - \sigma_m \delta_{ij} \quad , \quad (3)$$

式中, δ_{ij} 为单位张量。

1.2 上下负荷加载面的概念

砂土的力学特性很大程度上与其密度相关, 对中密砂而言, 应变硬化占主导地位, 对松砂而言, 应变软化占主导地位。一些学者在建立描述砂土力学特性

模型时, 对不同密度的砂采用不同的材料参数, 将其分为两种材料来研究。而 Asaoka 等^[17]提出的上下负荷面概念则能在相同的参数下, 统一描述松砂和中密砂的力学特性。本文认为上下负荷面的思路可用于本文研究, 并做简要介绍。

为描述结构性在土体屈服过程中的强化效应, Asaoka^[17]在正常固结屈服面外部引入了上负荷面, 该屈服面与正常固结面呈几何相似, 如图 2 所示。

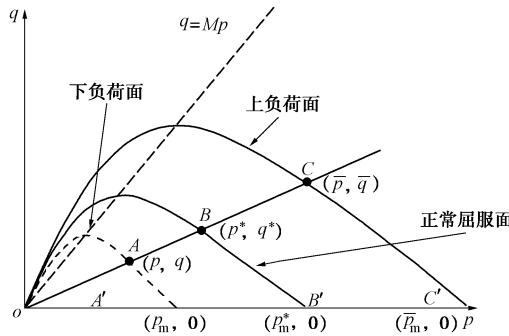


图 2 上、下负荷面与正常固结面的关系

Fig. 2 Schematic of sup-loading yield surface, sub-loading yield surface and normal yield surface

*A*点为当前应力状态, 通过该点屈服面为下负荷屈服面; *B*点为重塑土的正常固结状态, 通过该点的屈服面为正常固结屈服面; *C*点为结构土的正常固结应力状态, 上负荷面通过该点。令 *A*, *B*, *C* 3 点与坐标轴原点处于同一条直线上, 则这3点的应力比相同:

$$\frac{q}{p} = \frac{q^*}{p^*} = \frac{\bar{q}}{\bar{p}} \quad . \quad (4)$$

描述超固结和结构性的状态变量定义如下:

$$\begin{cases} p = R\bar{p} \quad (0 < R \leq 1, R = \frac{1}{OCR}) \end{cases} \quad , \quad (5)$$

$$\begin{cases} p^* = R^*\bar{p} \quad (0 < R^* \leq 1) \\ q^* = R^*\bar{q} \end{cases} \quad , \quad (6)$$

式中, R^* 为结构性参量, R 为超固结参量。当 $R^* = 1$ 时, 土体没有任何结构性, 为标准的重塑土。由此, 上、下负荷面的基本概念随即确定, 上、下负荷面屈服方程为

$$f = \ln \frac{p}{p_0^*} + \frac{1}{M} \cdot \frac{q}{p} - \frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^p + \ln R^* - \ln R = 0, \quad (7)$$

式中, p_0^* 为参考应力, λ 为压缩系数, κ 为膨胀系数, M 为临界状态参量。

2 温度-循环荷载作用下饱和土力学特性

2.1 等价下负荷面和修正各向异性

基于上下负荷面的概念, 其屈服面如图 3 实线所示。在温度的影响下, 屈服面出现变形和移动, 应用

等价应力的原理, 得到的等价下负荷面如图 3 中虚线所示。

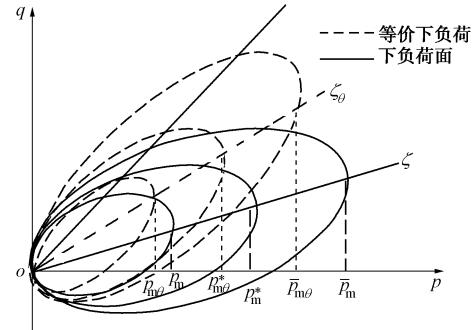


图 3 等价下负荷面和修正各向异性轴

Fig. 3 Equivalent sub-loading yield surface and revised anisotropic axis

根据等价应力的概念, 温度上升对材料的影响类似于卸载。在下负荷面模型中, 当前应力状态 $P_{N1}(\theta_0)$ 即代表土体受到的卸载作用, 这里温度的卸载作用相当于使当前应力水平 $P_{N1}(\theta_0)$ 进一步减小到 $\tilde{P}_{N1}(\theta_1)$, 其中, 当前温度 $\theta_1 > \theta_0$, 见图 4。

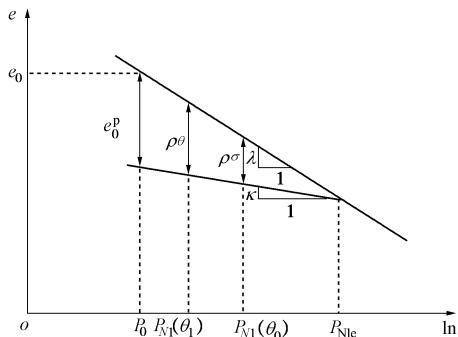


图 4 等价下负荷面的概念

Fig. 4 Concepts of equivalent sub-loading yield surface and normal yield surface

此时, 考虑温度的参考应力 $\tilde{\sigma}_m$ 为

$$\tilde{\sigma}_m = \sigma_m \exp \left[\frac{3\alpha_i(\theta - \theta_0)(1+e_0)}{\kappa} \right], \quad (8)$$

式中, α_i 为线膨胀系数。

相对于不考虑温度的各向异性参量 $\varsigma = \sqrt{\frac{3}{2} \beta_{ij} \cdot \beta_{ij}}$ ^[19], 考虑温度影响后的各向异性参量 ς_θ 表达式为

$$\varsigma_\theta = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\beta_{ij} \cdot \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_m} \right) \left(\beta_{ij} \cdot \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_m} \right)} \quad , \quad (9)$$

式中, β_{ij} 为各向异性的应力张量, $\tilde{\sigma}_m$ 为温度等价应力。在 Zhang 等^[19]模型的基础上, 考虑到温度的作用, 将等价应力概念融入到下负荷面模型中, 随着温度的升高, 不仅下负荷面会收缩, 椭圆屈服面的扁平率会

随着各向异性的发展而变化, 进而导致3个屈服面不同程度变化, 如图3虚线所示。

超固结变量 R 和结构性状态变量 R^* 仍采用式(5)、(6)的定义。则正常屈服面的表达式可以写为

$$f = \ln \frac{p^*}{p_0^*} + \ln \frac{M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2}}{M^2 - \zeta_\theta^2} - \frac{\varepsilon_v^p}{C_p} = 0 \quad (10)$$

将考虑温度影响的结构状态变量和超固结状态变量代入式(10), 改写到一般应力空间里有:

$$f = \ln \frac{\sigma_m}{\sigma_{m0}^*} + \ln \frac{M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2}}{M^2 - \zeta_\theta^2} + \ln R^* - \ln R_\theta - \frac{\varepsilon_v^p}{C_p} = 0, \quad (11)$$

式中, $C_p = (\lambda - \kappa)/(1 + e_0)$, σ_{m0}^* 为考虑温度的等价参考应力, η^* 为减去各向异性应力张量部分的偏应力比, ζ_θ 为考虑温度影响后的各向异性参量, 具体表达式为

$$\left. \begin{aligned} \eta^* &= \sqrt{\frac{3}{2}(\eta_{ij} - \beta_{ij})(\eta_{ij} - \beta_{ij})}, \\ \eta_{ij} &= \frac{S_{ij}}{\sigma_m} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

另一方面, 超固结状态变量则同样用温度等价应力修正:

$$R_\theta = \frac{p_{m\theta}}{\bar{p}_\theta} = \frac{p_m \exp\left[\frac{3\alpha_i(\theta - \theta_0)(1 + e_0)}{\kappa}\right]}{\bar{p}_\theta} \quad (13)$$

值得说明的是, 在初始状态下, 仅考虑温度对当前应力的影响, 因此初始状态时 $\bar{p}_\theta = \bar{p}$, 随着加载进行, 屈服面会因各向异性轴 ζ_θ 产生变化, 从而导致 \bar{p}_θ 随各向异性张量的发展而发生变化, 故而无法确定 \bar{p}_θ 的全量表达式。

2.2 状态变量的发展式及本构模型

在确定了屈服方程和状态变量后, 则需要计算塑性势函数关于各个应力分量的偏微分及状态变量的发展式。采用相关联的流动法则, 将屈服面作为模型的塑性势函数, 则有:

$$d\varepsilon_v^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_m} \quad (14)$$

协调方程为

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial f}{\partial \beta_{ij}} d\beta_{ij} + \frac{1}{R^*} dR^* - \frac{1}{R} dR - \frac{1}{C_p} d\varepsilon_v^p = 0 \quad (15)$$

为求解协调方程, 需要计算各个应力的偏微分项, 由式(12)可得

$$\frac{\partial(\eta^{*2})}{\partial \sigma_m} = -\frac{3(\eta_{ij} - \beta_{ij})\eta_{ij}}{\sigma_m}, \quad (16)$$

$$\frac{\partial(\eta^{*2})}{\partial S_{ij}} = \frac{3(\eta_{ij} - \beta_{ij})}{\sigma_m}, \quad (17)$$

$$\frac{\partial(\eta^{*2})}{\partial \beta_{ij}} = -3(\eta_{ij} - \beta_{ij}), \quad (18)$$

$$\frac{\partial(\zeta^2)}{\partial \beta_{ij}} = 3\beta_{ij}. \quad (19)$$

根据式(16)~(19), 将塑性势函数(11)与协调方程(15)结合, 即可求解各个应力张量的偏微分形式:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_m} = \frac{1}{\sigma_m} + \frac{\frac{\partial(\eta^{*2})}{\partial \sigma_m}}{M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2}} = \frac{M^2 - \eta^2}{(M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2})\sigma_m}, \quad (20)$$

$$\frac{\partial f}{\partial S_{ij}} = \frac{3(\eta_{ij} - \beta_{ij})}{(M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2})\sigma_m}, \quad (21)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_m} \frac{\delta_{ij}}{3}, \quad (22)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \beta_{ij}} = \frac{3[-M^2(\eta_{ij} - \beta_{ij}) + \eta^{*2}\beta_{ij} + \zeta^2(\eta_{ij} - \beta_{ij})]}{(M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2})(M^2 - \zeta^2)}. \quad (23)$$

当土体到达临界状态时, 主应力增量为0, 即 $\partial f / \partial p = 0$, 此时 $\eta = M$, 就是说, 临界状态线的斜率不会随着各向异性的发展而发生改变。

在得到上述偏微分的表达式后, 则需要进一步确定各个状态参量的发展式。

Zhang等^[19]提出了一个应力诱导各向异性张量 β_{ij} 的发展式, 该式表明各向异性张量的增量与剪切应变有关, 此处不改变发展式的形式, 将温度对各向异性参量和平均主应力的修正引入式中:

$$d\beta_{ij} = \frac{M}{C_p} \sqrt{\frac{3}{2} b_r d\varepsilon_d^p (b_1 M - \zeta_\theta)} \frac{\eta_{ij} - \beta_{ij}}{\|\eta\|}, \quad (24)$$

式中, 参数 b_1 的取值为0.9~0.99, 其取值决定了材料在工程实际中液化的快慢, 当 b_1 越接近1.0, 则进入交变移动状态时, 有效平均应力越接近与原点。参数 b_r 则决定各向异性发展的快慢, 而剪切应变增量则由下式计算:

$$d\varepsilon_d^p = \Lambda \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p} = \Lambda \frac{2\eta^*}{(M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2})\tilde{\sigma}_m}, \quad (25)$$

式中, ζ_θ 和 $\tilde{\sigma}_m$ 均为考虑了温度作用后的修正式, 在具体的增量计算中, 则耦合了应力和温度的作用, 当温度保持恒温时(如80°C), 在不同的增量步中温度不引起塑性增量变化, 仅需考虑弹性应变部分。

表示结构程度的状态参量 R^* 的发展式采用与Asaoka^[17]和zhang^[19]等相同的形式:

$$dR^* = U^* d\varepsilon_d^p, \quad (26)$$

$$U^* = \frac{m_{R^*} M}{C_p} R^* (1 - R^*), \quad (27)$$

式中, m_{R^*} 为控制剪切时结构消散速率的参数, 而塑性剪切应变同样可以用式(25)来计算。从物理意义

上来说, 结构性是砂土经过自然堆积产生的, 且在剪切过程中不可再生, 仅与初始状态外界力场相关, 故认为结构性并不受温度影响。

在考虑超固结的状态参量 R 的发展式时, 则需要考虑温度对超固结的影响, 此处参考 Zhang 等^[19]对超固结变化的处理, 将其分为两个部分, 分别与塑性应变张量和各向异性的发展相关, 而这两项均由温度等价应力进行了修正:

$$dR = U \left\| d\varepsilon_{ij}^p \right\| + R \frac{\eta}{M} \frac{\partial f}{\partial \beta_{ij}} d\beta_{ij} , \quad (28)$$

式中,

$$U = -\frac{m_R M}{C_p} \left[\exp\left(\frac{\tilde{\sigma}_m}{\sigma_{m0}^*}\right) - 1 \right] \ln R_\theta , \quad (29)$$

$$\left\| d\varepsilon_{ij}^p \right\| = \Lambda \sqrt{\frac{6\eta^{*2} + \frac{1}{3}(M^2 - \eta^2)^2}{(M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2})\tilde{\sigma}_m}} , \quad (30)$$

其中, m_R 为控制超固结比在材料进入交变移动状态之前的消散速率。而在进入交变移动状态之后, 超固结比的变化则主要由各向异性张量的变化率决定。

至此, 即确定了所有状态变量的发展式, 塑性体积应变可以表示为

$$d\varepsilon_v^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_m} = \Lambda \frac{M^2 - \eta^2}{(M^2 - \zeta^2 + \eta^{*2})\sigma_m} . \quad (31)$$

结合协调方程 (15), 可以得到塑性因子的表达式:

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{h_p} , \quad (32)$$

式中,

$$h_p = \frac{1}{C_p(M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2})\tilde{\sigma}_m} \cdot \left\{ M^2 - \eta^2 - \frac{m_R M \ln R_\theta}{R_\theta} \cdot \left[\exp\left(\frac{\tilde{\sigma}_m}{\sigma_{m0}^*}\right) - 1 \right] \sqrt{\frac{6\eta^{*2} + \frac{1}{3}(M^2 - \eta^2)^2}{(M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2})(M^2 - \zeta_\theta^2)}} + \left(1 - \frac{\eta}{M}\right) \frac{\sqrt{6}M b_r \eta^{*2} (b_r M - \zeta_\theta) (2M^2 - 3\eta_{ij} \beta_{ij})}{(M^2 - \zeta_\theta^2 + \eta^{*2})(M^2 - \zeta_\theta^2)} - 2m_R M (1 - R^*) \eta^* \right\} . \quad (33)$$

进一步, 则需要根据弹性理论确定每一个应变增量步中所含的塑性应变, 即将应变量分为塑性应变、温度引起弹性应变和应力引起弹性应变 3 部分:

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{ij} &= d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \\ &= d\varepsilon_{ij}^{e\theta} + d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} + d\varepsilon_{ij}^p . \end{aligned} \quad (34)$$

基于胡克定律

$$d\sigma_{ij} = E_{ijkl} d\varepsilon_{kl}^{e\sigma} = E_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^p - d\varepsilon_{kl}^{e\theta})$$

$$= E_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - E_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \Lambda - E_{ijkl} \alpha_t \delta_{kl} d\theta . \quad (35)$$

结合协调方程和各个应力偏微分量的表达式, 可以得到塑性因子在弹性刚度矩阵下的表达式:

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} E_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} E_{ijkl} \alpha_t \delta_{kl} d\theta}{h_p + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} E_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}}} . \quad (36)$$

加载准则采用 Asaoka 等提出的方法:

$$\left. \begin{aligned} \Lambda &> 0 & (\text{加载}), \\ \Lambda &= 0 & (\text{中性加载}), \\ \Lambda &< 0 & (\text{卸载}) . \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

3 模型的试验验证

为了验证本模型的合理性, 本文采用 Cekerevac 等^[8]和 Laloui 等^[9]的数据进行验证。试验采用 MC 黏土, 物理参数: $w_L = 70\%$, $w_p = 41\%$, $I_p = 29$, $\gamma_s = 26.958 \text{ kN/m}^3$ 。制样过程中, 以两倍液限的含水率稀释黏土并制成泥浆, 然后在 196 kPa 的条件下进行各向同性压缩, 得到土样。在预固结至 600 kPa 后, 其中一组试样在排水条件下加热至 90°C, 另一组试样则保持室温 (22°C)。

试样制备完成后, 在应力控制的条件下, 进行了偏应力为 65 kPa 的三轴循环剪切试验。本文模型参数: $\sigma_m = 196 \text{ kPa}$, $e_0 = 0.88$, $\nu = 0.32$, $\lambda = 0.4$, $\kappa = 0.08$, $R_f = 1.90$, $m_R = 1.4$, $m_{R^*} = 2.2$, $R_0^* = 1.0$, $\zeta_0 = 0$, $b_r = 1.5$, $\alpha_t = -5.0 \times 10^{-5}$, 设置参考温度为 15°C。对于室温组的实验而言, 温度对其影响较小; 对于高温组实验而言, 90°C 对实验土体产生较大的“膨胀”效果。根据温度引起的体积应变与等价应力引起的体积应变相等, 可以求出等价应力。试验结果与模拟结果对比见图 5~8。

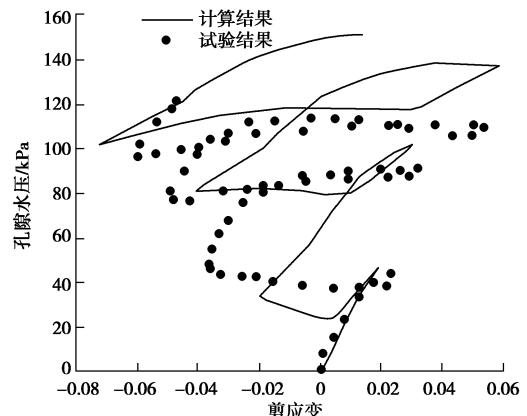


图 5 20°C 时孔隙水压与剪应变关系
Fig. 5 Schematic of pore pressure vs strain under 20°C

图5, 6分别为20℃和90℃时试验与本文模型的孔隙水压力结果对比, 计算结果与试验结果均表明, 达到相同剪应变时, 90℃下的孔隙水压力普遍低于20℃时的孔隙水压力, 即高温有利于土体内部孔隙水压力的消散, 从而土体密度增加, 有效的提高了土体内部承担的有效应力。

图7为Cekerevac等^[6]和Laloui等^[7]的进行试验中的应力应变关系, 从试验结果可以看出, 温度升高对土体相当于卸载, 相同的剪应力引起的剪应变显著减小, 则温度升高对黏土的抗液化能力有增益效果。

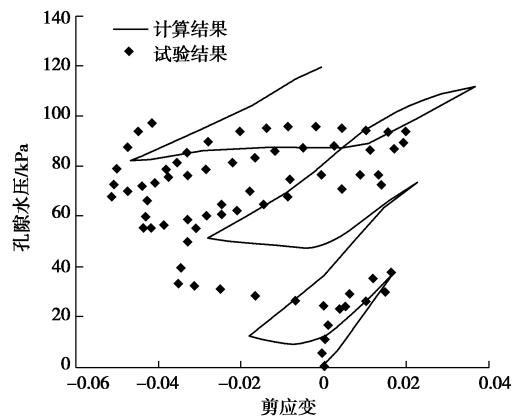


图6 90℃时孔隙水压与剪应变关系

Fig. 6 Schematic of pore pressure vs strain under 90°C

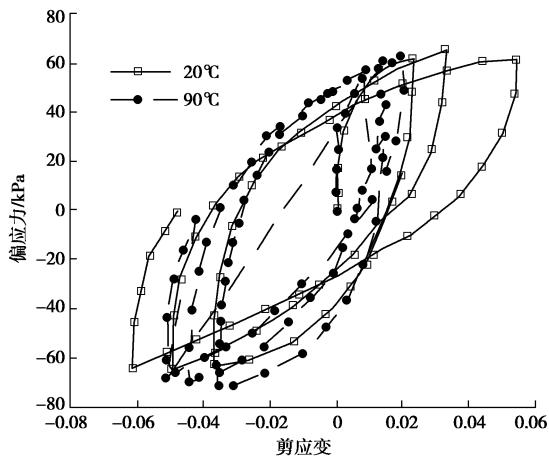


图7 试验结果的变化趋势

Fig. 7 Variation trend of experimental results

图8为通过本文模型的计算结果, 模型计算结果能较好地与试验数据相吻合, 表明高温使土体达到相同剪应变所需的循环次数较多, 即升温增强了土体抗剪能力, 由于部分模型参数需要实际试验确定, 故在90℃的条件下存在部分误差, 但计算结果仍能清晰地反映温度升高时黏土动力特性的变化趋势。

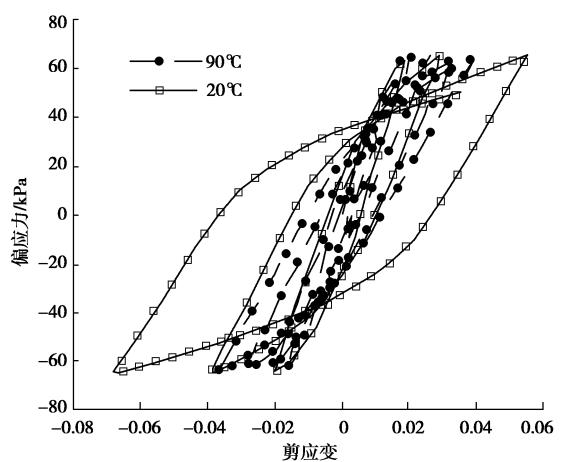


图8 计算结果的变化趋势

Fig. 8 Variation trend of numerical results

4 本文模型的特性与表现

上文表明本模型能够较好地描述饱和黏土, 由于目前尚无砂土的试验数据, 在此仅对模型的理论结果进行分析, 希望为后续研究提供借鉴。本文模型中, 黏土和砂土的主要区别体现在参数 m_R 和 m_{R^*} 上, 通过改变这两个参数, 可以分别得到砂土和黏土在循环荷载作用下的力学行为。利用本文模型分别对黏土和砂土进行围压为294 kPa的非排水三轴交变循环剪切试验进行模拟, 保持偏应力为65 kPa, 采用温度分别为20℃和90℃, 竖向应变达到30%停止计算。具体模型参数见表1。

模型在描述黏土在不同温度下的动力学特性时有较好的效果, 见图9, 10。当 m_R 较大而 m_{R^*} 较小时, 超固结比消散的快, 结构性消散的慢, 对黏土而言, 结构性消散的缓慢, 有能力抵抗交变剪切, 所以黏土不发生液化。从图9, 10可以看出温度升高, 达到相

表1 模型参数

Table 1 Model parameters

算例	压缩系数 λ	膨胀系数 κ	m_R	m_{R^*}	b_r	泊松比 ν	残余强度 R_r	超固结比OCR	线膨胀系数 α_t	温度 /℃
黏土	0.05	0.012	1.0	0.1	1.5	0.3	2.35	2.20	-5×10^{-5}	20
砂土	0.05	0.012	0.1	2.2	1.5	0.3	2.50	4.79	-5×10^{-5}	20
黏土	0.05	0.012	1.0	0.1	1.5	0.3	2.35	2.20	-5×10^{-5}	90
砂土	0.05	0.012	0.1	2.2	1.5	0.3	2.50	4.79	-5×10^{-5}	90

同的剪应变所需的循环次数增加，则表现为抗剪能力提升，说明温度越高，黏土的抗剪能力增强。其原因为温度升高相当于对黏土进行了卸载，增加了土体的超固结程度，提高了土体的抗剪能力。

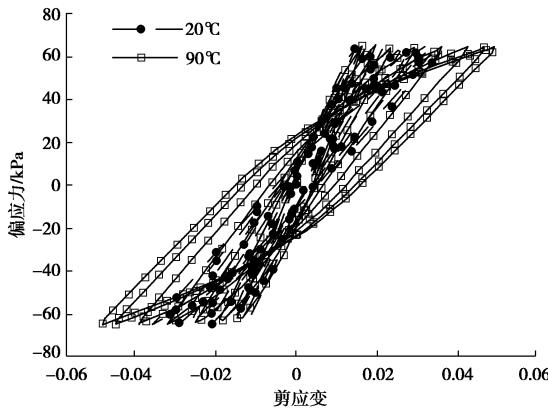


图 9 黏土的应力应变关系

Fig. 9 Relationship between stress and strain of clay

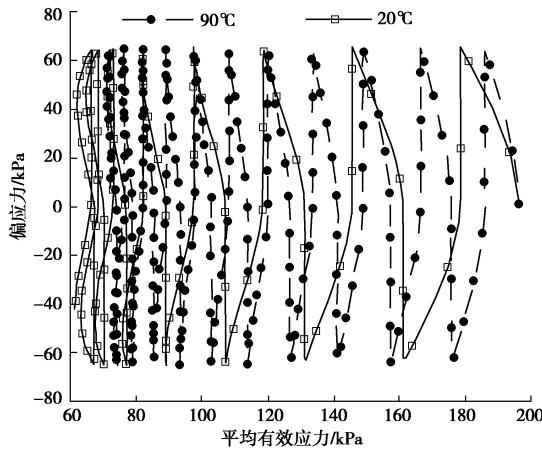


图 10 黏土的应力路径

Fig. 10 Stress paths of clay

砂土与黏土的力学特性差异较大，砂土在进入交变移动阶段后，其相变现象更为明显。从图 11、12 可知，20℃与 90℃时砂土试样均从第 6 次循环开始进入交变移动阶段。当 m_R 较小而 m_{R^*} 较大时，超固结比

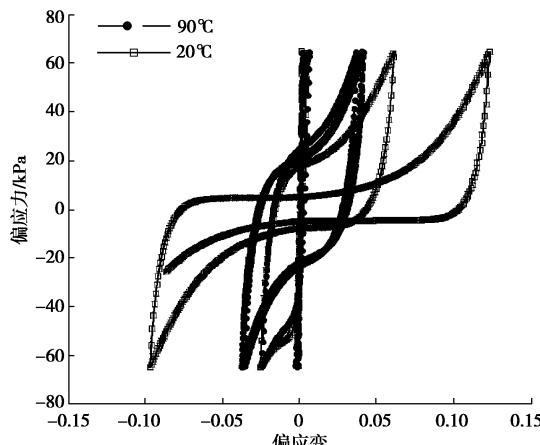


图 11 砂土的应力应变关系

Fig. 11 Relationship between stress and strain of sand

消散得慢，结构性消散得快，此时可以用于描述砂土典型的交变移动特性，由于砂土结构性消散快，则只要不是密度过大就容易发生液化。

观察图 11、12 可知，20℃时砂土进行的总循环次数为 9 次，同样条件下 90℃需进行的循环数为 11 次，即 20℃的砂土更容易发生破坏，则可以看出砂土在高温的情况下同样表现达到相同的剪应变所需的循环次数增加，说明高温使其抗剪能力提升，且对比黏土，砂土表现更加显著，则砂土的抗液化性明显增强。

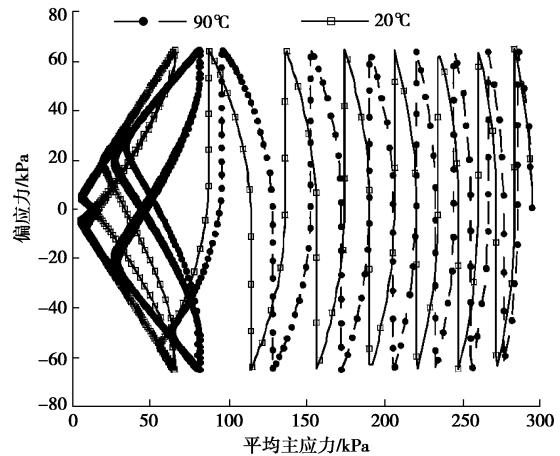


图 12 砂土的应力路径

Fig. 12 Stress paths of sand

5 结 论

(1) 在上下负荷面的框架内，引入了等价应力的概念，考虑了温度对当前应力及应力发展的影响。对应力诱导各向异性进行了温度项的修正，并较好地融入到状态变量的发展式中，提出了温度-循环荷载本构模型。

(2) 结合现有的试验数据，对建立的模型进行了验证。结果表明模型计算结果能较好地吻合试验结果，且能清晰地反映温度升高对饱和黏土受循环荷载时力学特性的影响，从等价应力引起超固结增大的角度阐述了温度升高抗液化能力增强的机理。

(3) 通过改变控制超固结和结构性的两个参数 m_R 和 m_{R^*} ，验证了模型能够同时描述黏土和砂土的交变移动特性，说明了温度升高对两种土类均有增强效益，使其在相同的剪应变时所需循环次数增加，抗液化能力增强。当然，由于目前砂土的相关试验数据缺失，本文模型对砂土力学特性描述的准确性需要开展进一步的研究。

参 考 文 献：

- [1] 康 健, 赵明鹏, 赵阳升, 等. 随机介质固热耦合模型与高温岩体地热开发人工储留层二次破裂数值模拟[J]. 岩石力

- 学与工程学报, 2005, **24**(6): 969 - 974. (KANG jian, ZHAO Ming-peng, ZHAO Yang-sheng, et al. Random non-homogeneous solid-heat coupled model and numerical simulations of second fracturing for man-made-reserve stratum in HDR[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, **24**(6): 969 - 974. (in Chinese))
- [2] RADHAKRISHNA H S, CHAN H T, CRAWFORD A M, et al. Thermal and physical properties of candidate buffer-backfill materials[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1989, **26**(26): 629 - 639.
- [3] 白冰, 陈星欣. 一种用于饱和土的热固结试验装置及其应用[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(6): 896 - 900. (BAI Bing, CHEN Xing-xin. Test apparatus for thermal consolidation of saturated soils and its application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(6): 896 - 900. (in Chinese))
- [4] YAO Y P, YANG Y F, LEI N. UH model considering temperature effects[J]. Science China Technological Sciences, 2011, **54**(1): 190 - 202.
- [5] YAO Y P, HOU W, ZHOU A N. UH model: three-dimensional unified hardening model for overconsolidated clays[J]. Géotechnique, 2009, **59**(5): 451 - 469.
- [6] YAO Y P, GAO Z W, ZHAO J D, et al. Modified UH model: constitutive modeling of overconsolidated clays based on a parabolic Hvorslev envelope[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, **138**(7): 860 - 868.
- [7] CAMPANELLA R G, MITCHELL J K. Influence of temperature variation on soil behavior[J]. Journal of the Soil Mechanics & Foundations Division, 1968, **94**: 609 - 734.
- [8] CEKEREVAC C, LALOUI L. Experimental analysis of the cyclic behaviour of Kaolin at high temperature[J]. Géotechnique, 2015, **60**(8): 651 - 655.
- [9] LALOUI L, CEKEREVAC C. Non-isothermal plasticity model for cyclic behaviour of soils[J]. International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics, 2008, **32**(5): 437 - 460.
- [10] LAGUROS J G. Effect of temperature on some engineering properties of clay soils[J]. Highway Research Board Special Report, 1969: 186 - 193.
- [11] ZHANG S, LENG W, ZHANG F, et al. A simple thermo-elastoplastic model for geomaterials[J]. International Journal of Plasticity, 2012, **34**(34): 93 - 113.
- [12] ZHANG S, ZHANG F. A thermo-elasto-viscoplastic model for soft sedimentary rock[J]. Soils and Foundations, 2009, **49**(4): 583 - 595.
- [13] YANG Z, ELGAMAL A. Multi-surface cyclic plasticity sand model with lode angle effect[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2008, **26**(3): 335 - 348.
- [14] ELGAMAL A, YANG Z, PARRA E, et al. Modeling of cyclic mobility in saturated cohesionless soils[J]. International Journal of Plasticity, 2003, **19**(6): 883 - 905.
- [15] 张建民. 砂土动力学若干基本理论探究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(1): 1 - 50. (ZHANG Jian-min. New advances in basic theories of sand dynamics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(1): 1 - 50. (in Chinese))
- [16] 张建民, 罗刚. 考虑可逆与不可逆剪胀的粗粒土动本构模型[J]. 岩土工程学报, 2005, **27**(2): 178 - 184. (ZHANG Jian-min, LUO Gang. A new cyclic constitutive model for granular soil considering reversible and irreversible dilatancy[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, **27**(2): 178 - 184. (in Chinese))
- [17] ASAOKA A, NODA T, YAMADA E, et al. An elasto-plastic description of two distinct volume change mechanisms of soils[J]. Soils and Foundations, 2002, **42**(5): 47 - 57.
- [18] 姚仰平, 万征, 秦振华. 动力 UH 模型及其有限元应用[J]. 力学学报, 2012, **44**(1): 132 - 139. (YAO Yang-ping, WAN Zheng, QIN Zhen-hua. Dynamic UH model for sands and its application in FEM[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, **44**(1): 132 - 139. (in Chinese))
- [19] ZHANG F, YE B, NODA T, et al. Explanation of cyclic mobility of soils: approach by stress-induced anisotropy[J]. Soils and Foundations, 2007, **47**(4): 635 - 648.