

DOI: 10.11779/CJGE20231021

对数动态骨架本构模型的多维实现及其在 ABAQUS 中的应用

董 青¹, 陈 苏², 李小军², 董 云¹, 陈亚东^{*1}, 周正华³, 朱 俊²

(1. 淮阴工学院建筑工程学院, 江苏 淮安 223003; 2. 北京工业大学城建学部, 北京 100124; 3. 南京工业大学交通运输工程学院, 江苏 南京 210009)

摘 要: 对数动态骨架本构以对数函数作为骨架曲线, 引入“修正动骨架曲线”和“阻尼比退化系数”的概念, 考虑试验阻尼对滞回曲线的影响, 实现试验阻尼和滞回阻尼在数学上自洽的非线性动力本构。该本构只适用于一维土层场地时域非线性地震反应分析。基于对数动态骨架本构函数关系式, 给出对数动态骨架参数的求解方法, 并推导出加载曲线的时变切线剪切模量。通过 ABAQUS 软件的操作平台和等效剪应变算法, 开发了基于对数动态骨架本构模型的显式子程序模块, 该模型适用于二维和三维土层场地非线性地震反应分析。选取含软弱淤泥质土层场地作为计算模型, 将从基岩输入不同加速度峰值的 EI centro 地震动的数值模拟结果进行对比, 验证可考虑土体阻尼效应的对数动态骨架本构以及开发子程序的合理性和可用性。

关键词: 对数动骨架本构; 阻尼比; 场地地震反应; 时变切线剪切模量

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)01-0192-08

作者简介: 董 青(1992—), 女, 助理研究员, 主要从事岩土力学方面研究工作。E-mail: 2458810997@qq.com。

Multi-dimensional implementation of logarithmic dynamic skeleton constitutive model and its application in ABAQUS

DONG Qing¹, CHEN Su², LI Xiaojun², DONG Yun¹, CHEN Yadong¹, ZHOU Zhenghua³, ZHU Jun²

(1. Huaiyin Institute of Technology, Huaiyin 223003, China; 2. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of

Technology, Beijing 100124, China; 3. College of Transportation Science & Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing

210009, China)

Abstract: The logarithmic dynamic skeleton constitutive model uses the logarithmic function as the skeleton curve and introduces the concepts of "modified dynamic skeleton curve" and "damping ratio degradation coefficient". Considering the influences of the test damping on the hysteresis curve, the nonlinear dynamic constitutive model for the test damping and hysteresis damping is realized. This constitutive method is only suitable for the nonlinear seismic response analysis of one-dimensional soil layers. In this study, based on the logarithmic dynamic skeleton constitutive function relation, the method of solving the logarithmic dynamic skeleton parameters is given, and the time-varying tangent shear modulus of the loading and unloading curve is derived. Based on the operating platform of ABAQUS software and the equivalent shear strain algorithm, a display subroutine module based on the logarithmic dynamic skeleton constitutive model is developed, which is suitable for nonlinear seismic response analysis of two-dimensional and three-dimensional soil layers. The numerical simulation results of the input EI centro ground motion with different acceleration peaks from bedrock are compared to verify the logarithmic dynamic skeleton constitutive model considering damping effects of soils and the rationality and availability of the developed subprogram.

Key words: logarithmic dynamic skeleton constitutive model; damping ratio; site seismic response; time-varying tangent shear modulus

0 引 言

场地非线性地震反应分析主要包括合适的土动力本构模型和稳定的数值分析方法。在进行土层动力响应分析之前, 需要了解土在动荷载作用下的动力特性, 才能确定土的本构模型。土体具有明显的非线性特征,

即使在小振幅地震动作用下也能表现出来^[1-2], 由于土

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(52408366); 国家自然科学基金重大项目(52192675)

收稿日期: 2023-10-17

***通信作者** (E-mail: 354227312@qq.com)

体动力应力-应变关系的复杂性,影响土体非线性动力特性的因素繁多,所以随着土体动力本构的发展,土层场地非线性地震反应的分析方法的研究也需要更新完善。基于此,研究学者建立了各类土体的非线性应力-应变关系。现有的土体非线性本构主要分为弹塑性模型和黏弹塑性模型。最具代表性的弹塑性模型是Dfalia等^[3]提出的边界面模型,但这一模型需要预先选择加载面平移和胀缩的硬化准则,具有内在局限性。黏弹性模型基于以黏弹性理论,是目前土体动力本构应用的主流。工程实践中较为常用的土体一维黏弹性动力本构主要为依据经验公式确定的。经验公式通过拟合试验数据,得到物理力学参数。常用的黏弹性模型以双曲本构模型^[4-8]和Davidenkov^[9-13]模型为代表,这类本构关系遵循修正的Masing法则及相关的加卸载准则,但本构关系未考虑试验阻尼对滞回曲线的影响,尤其是无法准确模拟含软弱土层的复杂场地在地震荷载作用下的应力-应变发展规律。因此,为能有效反映土体的非线性特性及塑性变形特征,合适的土体非线性动本构需同时考虑土体试验阻尼和滞回阻尼对应力应变曲线的影响。

笔者在双曲本构模型的基础上,已结合动骨架曲线、剪切模量、抗剪强度和阻尼比退化系数,建立了对数动骨架本构,并应用于软弱土层场地地震反应分析中^[14-15]。该本构以对数函数作为骨架曲线,通过平移、变形、分割和对称,构造一种新的对数骨架曲线。引入“修正动骨架曲线”和“阻尼比退化系数”的概念^[16],构建一种能实现试验阻尼和滞回阻尼在数学上自洽的非线性动力本构,为软弱场地和可液化场地地震反应分析提供本构基础。笔者采用交叠网格一维土层时域地震反应分析方法,自行研发一维土层地震反应分析程序Soilresp1D,并实现基于对数动骨架本构的时域土层非线性地震反应分析^[17-18]。该本构及地震反应分析程序只适用于一维场地地震反应模拟,不可用于二维及三维场地和土与结构相互作用模型的动力反应分析。

本文在笔者提出的对数动态骨架模型的基础上,通过共振柱扭剪试验获取土体的剪切模量比、阻尼比与剪应变水平的关系曲线,拟合相关试验曲线结合土体的剪切波速,得到对数动态骨架本构的模量、强度以及阻尼比参数取值。根据该本构模型的函数表达式,推导出相应加卸载曲线的时变切线剪切模量,结合陈国兴课题组提出的等效剪应变算法,在ABAQUS显式模块平台上,将该土体动力本构扩展成为三维形式,开发了可直接考虑土体阻尼效应的对数动骨架本构的显式子程序模块^[10-12]。最后,选取含软弱淤泥质土层场地作为计算模型,将从基岩输入不同加速度峰值的

EI centro 地震动的数值模拟结果进行对比,验证可考虑土体阻尼效应的对数动骨架本构的合理性,以及子程序的可用性。

1 对数动骨架本构的确定法则及参数求解

1.1 本构公式的确定与推导

由笔者提出的对数骨架曲线和动骨架曲线的表达式:

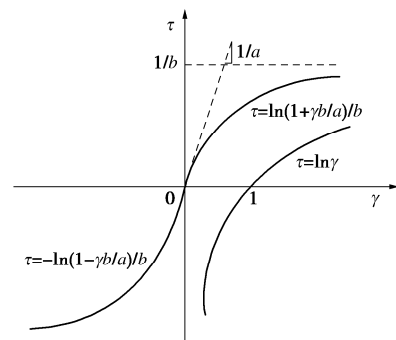
$$f(\gamma) = \begin{cases} \ln\left(1 + \frac{b}{a}\gamma\right)/b & \gamma > 0 \\ -\ln\left(1 - \frac{b}{a}\gamma\right)/b & \gamma \leq 0 \end{cases}, \quad (1)$$

$$g(\gamma') = \begin{cases} \ln\left(1 + \frac{b'}{a'}\gamma'\right)/b' & \gamma' > 0 \\ -\ln\left(1 - \frac{b'}{a'}\gamma'\right)/b' & \gamma' \leq 0 \end{cases}。 \quad (2)$$

式中: $f(\gamma)$ 为骨架曲线; $g(\gamma')$ 为动骨架曲线; γ' 为相对坐标系的剪应变; a, b 为土体的试验参数可以通过土体的剪切波速和拟合试验得到的剪切模量比与剪应变 $G/G_0 - \gamma$ 曲线获取; a', b' 动骨架曲线的参数,可根据动骨架曲线在原点的切线值与骨架曲线一致,且在极值点重合求解得到,其详细求解过程见1.2节。

根据: ①函数的定义域为 $(-\infty, +\infty)$; ②函数过坐标原点,且为奇函数; ③函数在原点的切线斜率为 $1/a$; ④函数在纵坐标上有渐近线; 4个条件构造出合适的骨架曲线,如图1(a)所示。

结合对数骨架曲线和Masing法则构造的滞回曲线(图1(b)),加入“修正动骨架曲线”及“阻尼比退化系数”的概念,拟形成既能体现土体试验剪切模量曲线,又能考虑土体试验阻尼曲线的对数动骨架本构。图2(a)为“修正动骨架曲线”应力-应变轨迹示意图,图2(b)为土体阻尼比,其中阻尼比退化系数 $\eta_1 = 2\left(2\int_0^{\gamma_m} f(\gamma)d\gamma - \tau_m\gamma_m\right)/\tau_m\gamma_m\pi$, $K(\gamma_0) = \lambda(\gamma_0)/\eta(\gamma_0)$ 。



(a) 对数骨架曲线

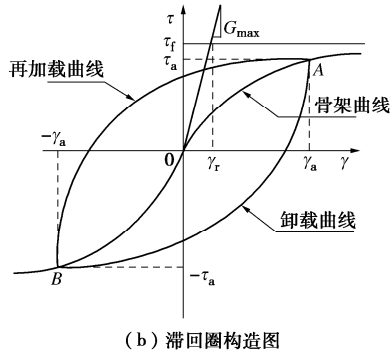


图 1 对数动骨架曲线构造规则

Fig. 1 Construction rules of logarithmic dynamic skeleton curve

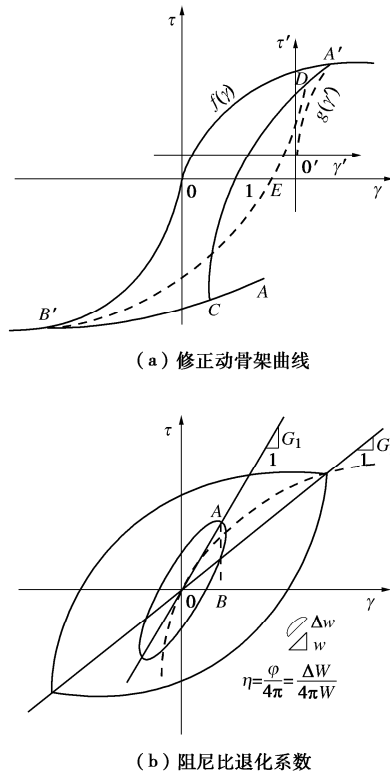


图 2 阻尼比修正骨架曲线示意图

Fig. 2 Diagram of damping ratio-modified skeleton curve

整理上述内容,可得对数动骨架本构应力-应变关系的完整形式和阻尼比退化系数计算公式:

$$K(\gamma_0) = \frac{\pi b \gamma_0^2}{2(a_1 + b_1 \gamma_0) [(2a + b \gamma_0) - 2b \gamma_0 / \ln(1 + b \gamma_0 / a)]}, \quad (3)$$

$$\tau(r) = \begin{cases} \tau_c + K(\gamma_0) \cdot [\pm 2 \ln(1 + b' |\gamma - \gamma_c|) / (2a')] / b' - G_0 \cdot (\gamma - \gamma_c) & |\gamma| \leq \gamma_m \\ f(\gamma) & |\gamma| > \gamma_m \end{cases} \quad (4)$$

式中: a_1, b_1 为土体的阻尼参数可以通过拟合试验得到的阻尼比与剪应变 λ - γ 曲线获取; $|\gamma|$ 为剪应变的绝对值; τ_m, γ_m 为历史应力-应变最大拐点的应力应变绝对值; τ_c, γ_c 为当前时刻之前应力-应变过程中最后

一个拐点 C 所对应的应力-应变值; $\gamma_0 = |(\pm \gamma_m - \gamma_c) / 2|$, $G_0 = (\pm \tau_m - \tau_c) / (\pm \gamma_m - \gamma_c)$, 当 γ 增大时取+, 当 γ 减小时取-。

土体的初始应力应变关系符合骨架曲线式 (1), 卸载及反向加载过程中, 应力-应变曲线满足动态“对数动骨架曲线”式 (4), 加卸载曲线与骨架曲线在极值点重合后, 后继应力应变曲线沿骨架曲线发展。

1.2 动态骨架参数的求解

上述动骨架曲线的本构公式有两个未知量 a', b' , 即动骨架曲线 $g(\gamma')$ 参数。由动骨架曲线在原点的切线值与骨架曲线一致, 且在极值点重合, 可得以下两个条件式:

$$g'(0) = f'(0), \quad (5)$$

$$g(\pm \gamma_m - 0.5(\pm \gamma_m + \gamma_c)) + 0.5(\pm \tau_m + \tau_c) = f(\pm \gamma_m). \quad (6)$$

将式 (1), (2) 代入式 (5) 可求解得

$$a' = a. \quad (7)$$

将式 (1), (2) 代入式 (6), 可得到以下两点结论。

(1) 当 γ 的增量为正数时, 条件式 (6) 可表示为 $g(0.5(\gamma_m - \gamma_c)) + 0.5(\tau_c - \tau_m) = 0$, 代入动骨架曲线可以得到如下方程:

$$\ln \left(1 + \frac{b' \gamma_m - \gamma_c}{a} \right) / b' + \frac{\tau_c - \tau_m}{2} = 0. \quad (8)$$

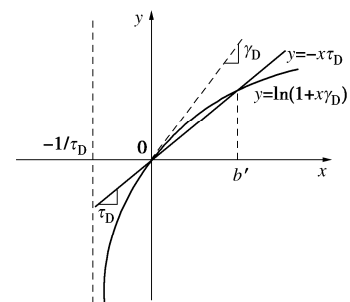
该方程只有一个未知量 b' , 设 $(\tau_c - \tau_m) / 2 = \tau_D$, $(\gamma_m - \gamma_c) / 2a = \gamma_D$ 。方程可表示为

$$f(x) = \ln(1 + x \gamma_D) / x + \tau_D = 0. \quad (9)$$

即求曲线 $y = \ln(1 + x \gamma_D)$ 与 $y = -x \tau_D$ 的交点。

如图 3 (a) 所示, 当 $-\tau_D < \gamma_D$ 时, 即对数函数在 origin 斜率大于直线斜率, 方程在 $(0, +\infty)$ 有解, 迭代公式为 $x_k = x_{k-1} - f(x_{k-1}) / f'(x_{k-1})$, 取 $x_0 = b$, 当 $x_k - x_{k-1} \leq 10^{-10}$ 时结束迭代。

如图 3 (b) 所示, 当 $-\tau_D \geq \gamma_D$ 时, 即对数函数在 origin 斜率小于直线斜率, 方程在 $(-1/\gamma_D, 0)$ 有解, 分析两曲线的形状, 即两曲线的交点小于对数曲线切线平行于直线的点, 取 $x_0 = -1/\tau_D - 1/\gamma_D$, 可减少迭代次数, 同样通过牛顿迭代公式求解方程。



(a) 在 $(0, +\infty)$ 有解

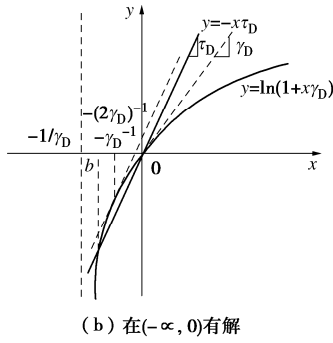
图3 动骨架参数 b' 求解示意图

Fig. 3 Schematic diagram of solving dynamic skeleton parameters

(2) 当 γ 的增量为负数时, 条件式 (6) 可表示为 $g(-(\gamma_m + \gamma_c)/2) + (\tau_c + \tau_m)/2 = 0$, 可得

$$f(x) = -\ln(1 + x\gamma_D)/x + \tau_D = 0 \quad (10)$$

设 $(\tau_c + \tau_m)/2 = \tau_D$, $(\gamma_m + \gamma_c)/2 = \gamma_D$ 。

当 $\tau_D \leq \gamma_D$ 时, 取 $x_0 = b$, 与上述一样迭代求解。

当 $\tau_D > \gamma_D$ 时, 取 $x_0 = 1/(2\tau_D) - 1/\gamma_D$, 可减少迭代次数, 同样通过牛顿迭代公式求解方程。

2 对数动态骨架本构的三维实现

2.1 本构模型时变切线剪切模量的确定

在进行岩土场地非线性地震反应分析时, 通常用八面体表示土体, 将式 (4) 所示的一维本构模型扩展到三维时, 土体的应力应变关系可以用增量形式表示为

$$\tau^{t+\Delta t} = \tau^t + G^{t+\Delta t}(\gamma^{t+\Delta t} - \gamma^t) \quad (11)$$

式中: $G^{t+\Delta t}$ 为本构模型在 $t + \Delta t$ 时刻的切线剪切模量, 对初始骨架曲线中的 γ 进行求导, 得到初始骨架曲线的切线剪切模量:

$$G^{t+\Delta t} = d\tau/d\gamma = 1/(a + b|\gamma|) \quad (12)$$

对数动骨架滞回曲线式 (4) 中的相对剪应变 $(\gamma - \gamma_c)$ 求导, 得到相应的切线剪切模量:

$$G^{t+\Delta t} = \frac{d(\tau - \tau_c)}{d(\gamma - \gamma_c)} = K(\gamma_0) \left[\frac{2}{(2a' + b'|\gamma - \gamma_c|)} - G_0 \right] + G_0 \quad (13)$$

由上述内容可知, 该模型的应力应变与切线剪切模量计算公式均考虑了阻尼 $K(\gamma_0)$ 对土体变形特性的影响。在编写 ABAQUS 用户自定义材料子程序进行场地地震反应分析时, 无需加入其它黏性阻尼及黏性力。

2.2 等效剪应变的确定

单元八面体应力应变分别由 6 个应力和 6 个应变分量组成, 应力分量与应变分量的关系可根据弹性力学得到

$$\sigma^{t+\Delta t} = \sigma^t + \Delta \sigma^{t+\Delta t} = \sigma^t + J^{t+\Delta t} \varepsilon^{\Delta t} \quad (14)$$

式中: $\sigma^{t+\Delta t}$ 为当前时刻的应力矢量; $\varepsilon^{\Delta t}$ 为当前时刻应变增量矢量; $J^{t+\Delta t}$ 为当前时刻的雅可比矩阵。式 (14) 分量形式如下:

$$\sigma_{ij}^{t+\Delta t} = \sigma_{ij}^t + \lambda^{t+\Delta t} \varepsilon_{kk}^{\Delta t} + 2\mu^{t+\Delta t} \varepsilon_{ij}^{\Delta t} \quad (k=1,2,3) \quad (15)$$

其中,

$$\lambda^{t+\Delta t} = \nu G^{t+\Delta t} / (1 - 2\nu), \mu^{t+\Delta t} = G^{t+\Delta t} \quad (16)$$

式中, ν 为土体的泊松比。

由上述内容可知, 本构模型三维化的关键是确定当前时刻的切线剪切模量 $G^{t+\Delta t}$ 。式 (12), (13) 中的应力应变值可由土体单元的等效剪应变以及根据本构公式计算的等效剪应力表示。本文采用庄海洋等^[11]提出的优化等效剪应力算法计算八面体的等效剪应变:

$$\gamma_{eq}^{t+\Delta t} = \gamma_{eq}^t + \text{sign}[\Delta \gamma_{eq}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0)] \varepsilon^0 = \varepsilon - \varepsilon_c \quad (17)$$

$$\Delta \gamma_{eq}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0) = \gamma_{eq}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0) - \gamma_{eq}^t(\varepsilon^0) \quad (18)$$

$$\gamma_{eq}^t(\varepsilon^0) = \sqrt{4J_{2\varepsilon}^t(\varepsilon^0)/3} = 2|\varepsilon^0|/\sqrt{3} \quad (19)$$

$$\varepsilon^0 = \left\{ \varepsilon_{11}^0 - \varepsilon_m^0, \varepsilon_{22}^0 - \varepsilon_m^0, \varepsilon_{33}^0 - \varepsilon_m^0, \sqrt{2}\varepsilon_{12}^0, \sqrt{2}\varepsilon_{13}^0, \sqrt{2}\varepsilon_{23}^0 \right\}, \quad (20)$$

$$\varepsilon_m^0 = (\varepsilon_{11}^0 + \varepsilon_{22}^0 + \varepsilon_{33}^0)/3 \quad (21)$$

式中: $\gamma_{eq}^{t+\Delta t}$ 和 γ_{eq}^t 分别为当前时刻和前一时刻的等效剪应变; $\Delta \gamma_{eq}^{t+\Delta t}$ 为当前时刻等效剪应变增量; $\gamma_{eq}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0)$ 为当前时刻广义剪应变, 由该时刻应变张量 ε^0 的第二不变量 $J_{2\varepsilon}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0)$ 确定; sign 在加载时取 1, 卸载时取 -1; ε 为当前时刻应变张量, ε_c 为转折点的应变张量; 若 $\Delta \gamma_{eq}^{t+\Delta t}(\varepsilon^0) \times \Delta \gamma_{eq}^t(\varepsilon^0) < 0$, 则判断 t 时刻应变转折。子程序算法实现流程图如图 4 所示。

3 三维对数动骨架本构的验证

基于 ABAQUS 平台, 针对含软弱土层场地非线性地震反应分析, 通过 VUMAT 接口, 本文编译了作者提出的可考虑土体阻尼效应的对数动骨架本构三维模型用户自定义材料子程序。以一软弱场地为例, 对该场地进行三维有限元地震反应分析, 与同样场地条件下庄海洋等^[11]、赵丁凤等^[12]提出的修正 Davidenkov 模型计算结果对比分析, 验证本文三维对数动骨架本构及子程序实现过程的合理性。该场地分析模型覆盖层厚度 27.2 m, 由淤泥质黏土、粉质黏土等 9 种软黏性土组成, 其中淤泥质软土位于土层表面, 13 m 以上土体剪切波速小于 150 m/s, 且为场地中剪切波速最小层。用本文对数动骨架模型对该场地各土层的 G/G_0 - γ 和 λ - γ 试验曲线的拟合参数如表 1 所示, 表 2 给出了计算模型的物理力学参数。

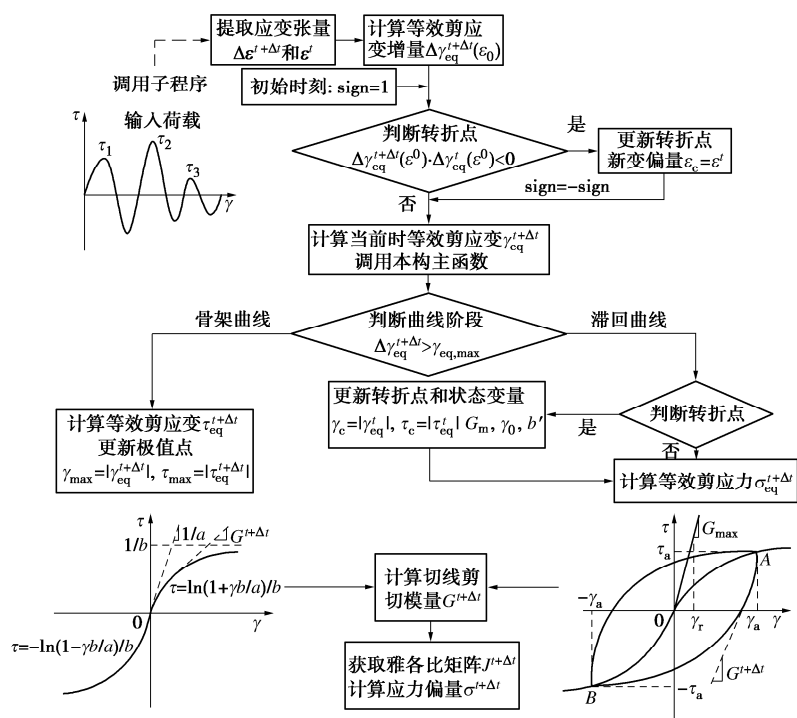


图 4 VUMAT 子程序三维算法实现流程图

Fig. 4 Flow chart of VUMAT subroutine 3D algorithm implementation

表 1 土体动力剪切非线性特性参数

Table 1 Dynamic shear nonlinear characteristic parameters of soils

土类	$a_0/10^{-9}$	$b_0/10^{-5}$	$a_1/10^{-3}$	b_1
1	52.61	9.82	1.05	5.80
2	51.92	13.45	0.90	5.78
3	42.68	7.82	1.20	6.06
2	35.43	9.34	0.90	5.78
4	26.57	4.63	0.80	5.49
5	20.14	3.31	1.00	5.68
6	15.64	1.80	1.10	5.52
7	9.36	0.93	1.70	6.42
8	9.36	1.08	0.80	5.93
9	8.28	0.95	1.00	5.44
10	1.00	1.72	7.18	3.70

表 2 含软弱层场地条件

Table 2 Site conditions of soft layers

土类	土层名称	埋深/m	平均 $v_s/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	密度/ ($\text{t}\cdot\text{m}^{-3}$)
1	淤泥	2.95	109	1.60
2	淤泥质粉质黏土	4.45	110	1.62
3	淤泥质黏土	8.95	119	1.68
2	淤泥质粉质黏土	11.95	134	1.62
4	粉质黏土	13.45	140	1.92
5	淤泥质粉质黏土	16.50	144	1.78
6	粉质黏土	20.50	171	1.93
7	粉质黏土混碎石	22.60	230	2.02
8	黏土	25.00	234	1.95
9	粉质黏土	27.20	247	1.98
10	计算基底	—	666	2.65

数值分析中选取图5所示EI centro 地震加速度时程从基岩输入的水平向地震动, 该地震动的峰值加速度为1 m/s², 离散时间步距为0.02 s, 持时为40 s, 截

止频率25 Hz, 根据时域分析方法稳定性要求和各土层剪切波速, 可确定该场地模型的计算时间步距0.0025 s。图5给出了缩放系数为1时的基岩输入加速度时程。

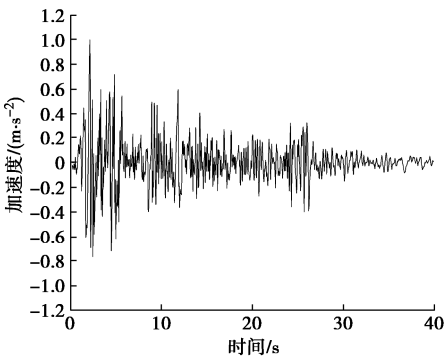


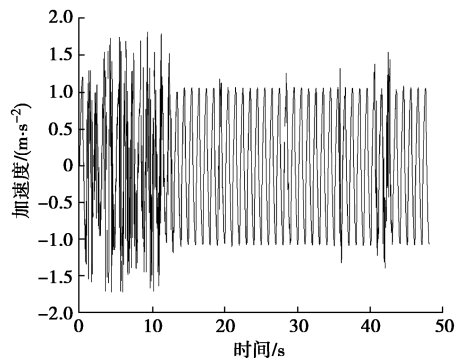
图 5 El centro 地震加速度时程

Fig. 5 Time histories of El centro earthquake acceleration

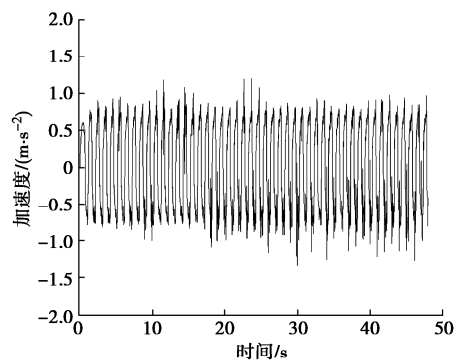
为了验证本文通过ABAQUS软件开发的对数动态骨架本构关系子程序的实用性, 从软弱土层场地基岩底部输入一条正弦波形加速度地震动, 该正弦曲线的振幅为0.72 m/s², 振动周期为1 s, 持时为48 s。图6 (a), (b) 分别给出了本文本构和修正Davidenkov模型模拟得到的场地模型地表加速度时程, 本文本构得到的地表加速度峰值为1.73 m/s², 放大系数为2.4, 修正Davidenkov模型得到的地表加速度峰值1.39 m/s², 放大系数1.93。图6 (c), (d) 给出了对数动态骨架本构子程序和修正Davidenkov模型计算得到的埋深为7

m的第7层淤泥质土层的应力-应变滞回曲线。由图6可以看出,本文本构模型呈现的滞回曲线较为饱满,有明显的阻尼效应,本文本构模型相较修正Davidenkov模型,模型自身可以考虑试验阻尼对本构模型的影响,无需加入黏性阻尼,子程序对土体加卸载曲线的选择以及应力应变拐点的判断方法是可行的。由此可见,本文对数动态骨架本构的三维实现方法是可行的,本构模型时变切线剪切模量和等效剪应变的确定方法是合理的。

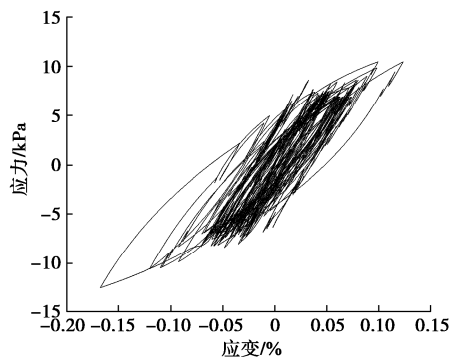
基于 EI centro 地震加速度时程,将其加速度峰值调整为0.5, 1.0, 1.5 m/s^2 。从软弱土层场地地基底部输入各个加速度峰值EI centro地震动得到场地地表加速度时程、地表加速度归一化反应谱及其埋深为7 m的第7层淤泥质软弱土层土单元八面体上应力-应变滞回曲线,如图7~10所示。地表加速度峰值反应分别为2.52, 2.85, 3.12 m/s^2 。



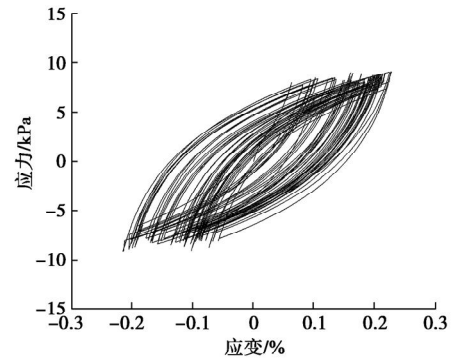
(a) 对数动态骨架地表时程



(b) 修正Davidenkov地表时程



(c) 对数动态骨架应力应变曲线

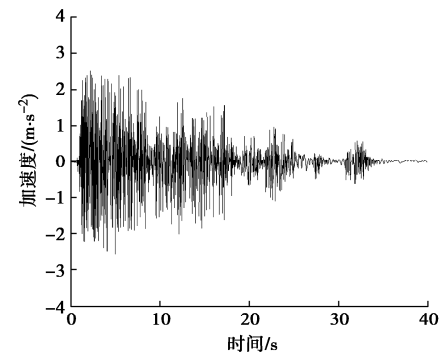


(d) 修正Davidenkov应力应变曲线

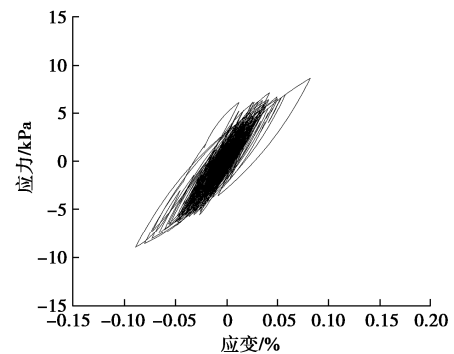
图6 正弦波输入下两本构模拟地表加速度时程和软弱层应力应变曲线

Fig. 6 Nonlinear seismic responses of a site with weak soil layer under input ground motion of sinusoidal acceleration

如图7~9(a)所示输入不同加速度峰值地震动时地表加速度时程图,地表加速度峰值的放大系数随着输入基岩加速度时程峰值的增大而减小。图7~9所示为不同输入条件下淤泥质软弱土层土单元应力-应变滞回曲线,随着输入地震动峰值的增大,淤泥质土单元的滞回曲线更加饱满,土体的阻尼效应更加明显。图10所示地表加速度归一化反应谱图式,地表加速度反应谱走势与基岩加速度反应谱相似,周期大于0.1 s的地表加速度反应谱相较基岩反应谱有明显的放大效应,该现象随着基岩加速度的增大逐渐明显。随着输入加速度峰值的增大,土层对地震波的高频成分向削弱的趋势发展。



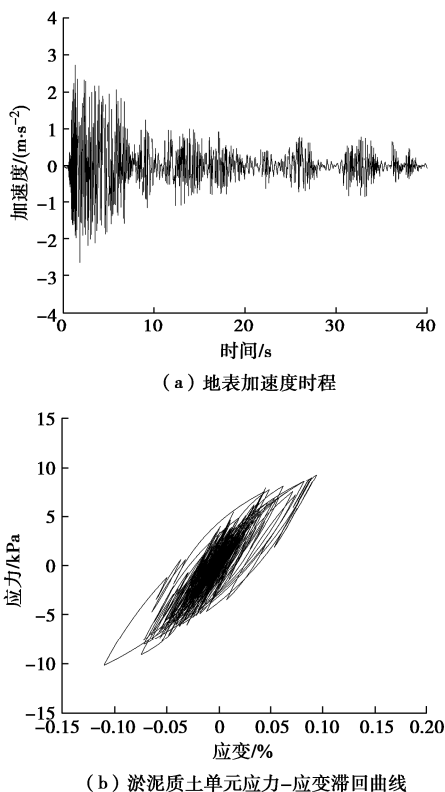
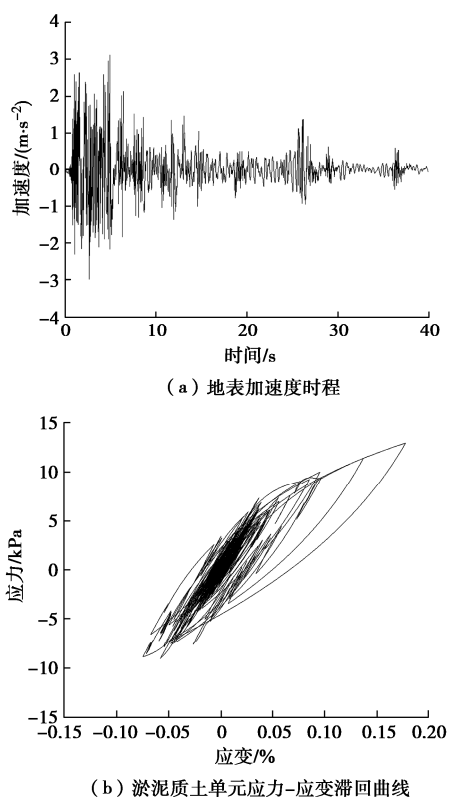
(a) 地表加速度时程



(b) 淤泥质土应力-应变曲线

图7 输入0.5 m/s^2 EI centro 地震动

Fig. 7 Input ground motions of 0.5 m/s^2 EI centro

图8 输入 1 m/s^2 EI centro 地震动Fig. 8 Input ground motions of 1 m/s^2 EI centro图9 输入 1.5 m/s^2 EI centro 地震动Fig. 9 Input ground motions of 1.5 m/s^2 EI centro

计算结果表明, 基于ABAQUS软件开发的对数动态骨架本构关系子程序对场地非线性地震反应的数值

模拟结果较为可信, 本构关系的参数求解以及三维的实现过程较为准确。该子程序可为长三角和珠三角等区域深厚软弱场地非线性地震反应的研究提供理论依据与技术支撑。

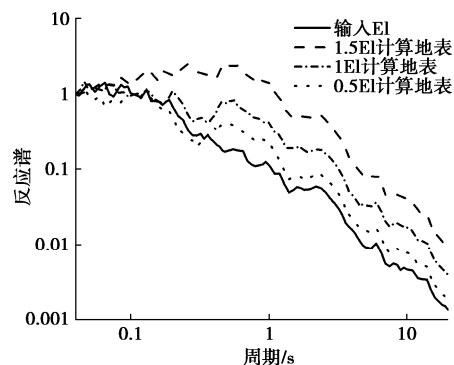


图10 地表加速度归一化反应谱

Fig. 10 Normalized response spectra of surface acceleration

4 结 语

基于以对数函数作为骨架曲线的对数动态骨架模型, 考虑试验阻尼对滞回曲线的影响, 实现试验阻尼和滞回阻尼在数学上自洽的非线性动力本构。为将该本构扩展于多维土层场地时域非线性地震反应分析, 本文基于对数动态骨架本构函数关系式, 给出对数动态骨架参数的求解方法, 并推导出加卸载曲线的时变切线剪切模量。通过ABAQUS 软件的操作平台和等效剪应变算法, 开发了可直接考虑土体阻尼效应的对数动态骨架本构的显式子程序模块, 该模型适用于二维和三维土层场地非线性地震反应分析。选取含软弱淤泥质土层场地作为计算模型, 从基岩输入正弦波形加速度和不同加速度峰值的EI centro 地震动, 给出了不同输入条件下地表加速度时程、淤泥质软弱土层土单元应力-应变滞回曲线、加速度反应谱。计算结果表明: 本文对数动态骨架本构能够考虑试验阻尼对滞回曲线的影响, 实现试验阻尼和滞回阻尼在数学上自洽, 能够很好地模拟淤泥质土体的滞回曲线以及阻尼效应, 场地地震反应的数值模拟结果符合实际规律。

参考文献:

- [1] 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.
- [2] CHEN G X, RUAN B, ZHAO K, et al. Nonlinear response characteristics of undersea shield tunnel subjected to strong earthquake motions[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2020, **24**(3): 351-380.
- [3] DAFALIAS Y, HERMANN L. Bounding surface formulation

- of soil plasticity[C]// John Wiley & Sons, Chichester, 1982.
- [4] BOULANGER R W, ZIOTOPOULOU K. A constitutive model for clays and plastic silts in plane-strain earthquake engineering applications[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, **127**: 105832.
- [5] YAO E L, WANG S Y, RUAN B, et al. Numerical study on site response considering ground motion spatial variation[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, **127**: 105836.
- [6] SHAHIR H, MOHAMMADI-HAJI B, GHASSEMI A. Employing a variable permeability model in numerical simulation of saturated sand behavior under earthquake loading[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014, **55**: 211-223.
- [7] PREVOST J H, KEANE C M. Shear stress-strain curve generation from simple material parameters[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1990, **116**(8): 1255-1263.
- [8] 荣棉水, 卢滔, 李小军, 等. 一种基于动态骨架曲线的土层时域积分方法及其验证[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2013, **21**(1): 78-89. (RONG Mianshui, LU Tao, LI Xiaojun, et al. A direct time-domain integral method based on dynamic skeleton curve constitutive model and its verification[J]. *Journal of Basic Science and Engineering*, 2013, **21**(1): 78-89. (in Chinese))
- [9] YNIESTA S, BRANDENBERG S J, SHAFIEE A. ARCS: a one dimensional nonlinear soil model for ground response analysis[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2017, **102**: 75-85.
- [10] ZHUANG H, CHEN G. A viscous-plastic model for soft soil under cyclic loadings[J]. *Geotechnical Special Publication*, 2006: 343-350.
- [11] 庄海洋, 陈国兴, 朱定华. 土体动力黏塑性记忆型嵌套面本构模型及其验证[J]. *岩土工程学报*, 2006, **28**(10): 1267-1272. (ZHUANG Haiyang, CHEN Guoxing, ZHU Dinghua. Dynamic visco-plastic memorial nested yield surface model of soil and its verification[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2006, **28**(10): 1267-1272. (in Chinese))
- [12] 赵丁凤, 阮滨, 陈国兴, 等. 基于 Davidenkov 骨架曲线模型的修正不规则加卸载准则与等效剪应变算法及其验证[J]. *岩土工程学报*, 2017, **39**(5): 888-895. (ZHAO Dingfeng, RUAN Bin, CHEN Guoxing, et al. Validation of modified irregular loading-unloading rules based on Davidenkov skeleton curve and its equivalent shear strain algorithm implemented in ABAQUS[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2017, **39**(5): 888-895. (in Chinese))
- [13] RUAN B, ZHAO K, WANG S Y, et al. Numerical modeling of seismic site effects in a shallow estuarine bay (Suai Bay, Shantou, China)[J]. *Engineering Geology*, 2019, **260**: 105233.
- [14] 董青, 周正华, 苏杰, 等. 基于对数动骨架考虑可逆孔压的有效应力本构研究[J]. *岩土工程学报*, 2020, **42**(12): 2322-2329. (DONG Qing, ZHOU Zhenghua, SU Jie, et al. Constitutive model for effective stress based on logarithmic skeleton curve considering reversible pore pressure[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2020, **42**(12): 2322-2329. (in Chinese))
- [15] DONG Q, CHEN S, JIN L G, et al. Time-domain dynamic constitutive model suitable for mucky soil site seismic response[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2024, **23**(1): 1-13.
- [16] 李小军, 廖振鹏, 张克绪. 考虑阻尼拟合的动态骨架曲线函数式[J]. *地震工程与工程振动*, 1994, **14**(1): 30-35. (LI Xiaojun, LIAO Zhenpeng, ZHANG Kexu. A functional formula of dynamic skeleton curve taking account of damping effect[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 1994, **14**(1): 30-35. (in Chinese))
- [17] LIAO Z P, YANG G. Multi-directional transmitting boundaries for steady-state SH waves[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1995, **24**(3): 361-371.
- [18] CHEN G X, ZHAO D F, CHEN W Y, et al. Excess pore-water pressure generation in cyclic undrained testing[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2019, **145**(7): 4019022.