

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20241104002

基于非局部理论的 Hoek-Brown 软化塑性模型*

周鑫^{1,2}, 于佳佳², 吴文杰³, 路德春², 杜修力²

(1. 清华大学土木系, 北京 100184; 2. 北京工业大学岩土与地下工程研究所, 北京 100124;
3. 景泰新能源(上海)有限公司, 上海 200050)

摘要: 由于缺失材料特征长度, 局部应变软化模型在模拟结构层面的失效破坏时, 会出现网格依赖性问题, 严重影响计算结果的准确性与可靠性。本研究提出了非局部的 Hoek-Brown 软化塑性模型, 该模型基于光滑的 Hoek-Brown 强度准则构造屈服函数, 并利用过非局部公式将等效塑性剪应变发展为非局部变量, 有效规避了结构失效破坏模拟时的网格依赖性问题。利用隐式返回映射应力更新算法求解非局部塑性模型的微分方程组, 详细介绍了该模型的有限元实现流程。最后, 以经典的缺陷板受压破坏问题和条形基础承载力问题为例, 对模型的有效性进行验证。结果表明, 在网格细化过程中, 非局部 Hoek-Brown 软化塑性模型的模拟结果对网格尺寸不敏感, 预测的剪切带宽度和荷载位移曲线基本不随网格尺寸变化。所提模型可为岩石工程的失效破坏分析提供具有网格客观性的计算工具。

关键词: 非局部积分方法; 软化塑性模型; Hoek-Brown 强度准则; 应力更新算法

中图分类号: TU452 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)01-0013-08

Hoek-Brown Softening Plasticity Model Based on Nonlocal Theory

ZHOU Xin^{1,2}, YU Jiajia², WU Wenjie³, LU Dechun², DU Xiuli²

(1. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100184, China;

2. Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

3. Jingtai New Energy (Shanghai) Co., Ltd., Shanghai 200050, China)

Abstract: The absence of a material characteristic length in local strain softening models often leads to mesh dependency issues in structural failure simulations, significantly compromising the accuracy and reliability of calculation results. A nonlocal Hoek-Brown softening plasticity model was proposed in this study. This model utilized a smooth Hoek-Brown strength criterion to construct the yield function and transformed the equivalent plastic shear strain into the nonlocal variable using a nonlocal integral formulation, effectively mitigating mesh dependency issues in structural failure simulations. The implicit return mapping algorithm was adopted to solve the differential equations of the nonlocal plasticity model, and the finite element implementation process of the model was detailed. Finally, the validity of the model was verified through two classic examples: the compression failure of an imperfect plate and the bearing capacity problem of a strip foundation. The results showed that during mesh refinement, the simulation results of the nonlocal Hoek-Brown softening plasticity model were insensitive to

* 收稿日期: 2024-11-04; 修回日期: 2024-12-09

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(52025084, 52408374)资助

作者简介: 周鑫(1994—), 男, 助理研究员, 博士。主要从事计算岩土力学方面的研究。E-mail: zhouxin615@126.com

通信作者: 路德春(1977—), 男, 教授, 博士。主要从事岩土与城市地下工程方面的研究。E-mail: dechun@bjut.edu.cn

mesh size. The predicted shear band width and load-displacement curves remained largely unaffected by changes in mesh size. The proposed model can provide a calculation tool with mesh objectivity for failure analysis in rock engineering.

Keywords: nonlocal integral method; softening plasticity model; Hoek-Brown strength criterion; stress update algorithm

0 引 言

岩石、混凝土、超固结土等岩土材料,在低围压加载条件下会展现出显著的应变软化特性。具体表现为,随着应变的增加,材料的屈服应力逐渐减小,通常需采用应变软化模型来描述这一力学行为。然而,大量的研究表明^[1-2],直接将应变软化模型用于结构层面的失效破坏分析时,模拟结果会遭遇严重的网格依赖性问题。其特征是随着网格加密,变形集中在极窄的区域内,并伴随出现非物理的“零能耗散”现象^[3]。此外,荷载-位移曲线的软化段也会随着网格加密而变得更加陡峭,导致预测的结构承载力缺乏网格客观性。从数学角度来看,这种现象的本质是结构软化过程中,静力问题中部分区域的控制偏微分方程组失去了椭圆性^[4],导致边值问题不再适定,进而在数值上转化为计算结果对网格大小具有依赖性。

为解决上述问题,研究者们已提出多种正则化方法,包括微极方法^[5]、梯度方法^[6]和非局部积分方法^[1]等。这些方法的共同特点在于通过引入一个特征长度,反映材料内部微结构的相互作用,进而消除计算结果对网格尺寸的依赖。微极方法通过增加偶应力项来引入特征长度,在节理岩体和土体破坏分析中得到了广泛应用。然而,对于纯拉伸导致的结构破坏,偶应力项难以发挥正则化效果^[7]。梯度方法一般是通过附加损伤梯度^[8]、应变梯度^[9]或塑性内变量梯度^[10]来实现正则化。但该方法要求附加边界条件以确保解的唯一性,其数值实现具有一定难度。非局部积分方法的核心思想是将控制应变软化的本构变量替换成非局部变量,只对应力-应变关系进行非局部处理,而平衡和运动方程以及相应的边界条件保持其标准形式。非局部变量是通过当前积分点及其邻域内各积分点相应变量的加权平均获得,这种加权平均反映了微结构向邻近点传递信息的能力^[11]。

从效果上看,上述正则化方法均可有效缓解本构模型在结构软化模拟时的网格依赖性问题。从计算成本的考虑,微极方法和梯度方法需要修改控制偏微分方程,导致求解方案变得昂贵和复杂,非局部积分方法更具优势。自 Z. P. Bažant 等^[3]提出非局部方法的计算模型以来,该方法已经得到深入发展和广泛应用。例如, P. A. Vermeer 等^[12]通过局部变量和非局部变量的插值,提出了过非局部公式;吕玺琳等^[13]从解析的角度证明,当插值系数大于 1 时,过非局部公式能够固定剪切带宽度,并消除网格依赖性问题;曲颢等^[14]将非局部理论推广到 Mohr Coulomb 塑性模型中,并应用于条形基础承载力问题和边坡稳定问题的渐进破坏分析;Z. W. Gao 等^[15]基于非局部理论将孔隙比作为非局部变量,提出了各向异性砂土模型的正则化方法,开展了不同网格尺寸下砂土地基的承载力问题模拟,获得了网格不敏感的计算结果;姚仰平等^[16]将塑性体应变作为非局部变量,发展了黏土/砂土的非局部统一硬化/软化模型,并基于双轴压缩问题评估了非局部模型的正则化效果;C. C. Su 等^[17]将拉/压损伤变量作为非局部变量,建立了混凝土的非局部塑性损伤模型,并应用于典型混凝土构件的破坏分析,结果表明,基于非局部模型预测的荷载位移曲线几乎不受网格尺寸影响。

综上所述,非局部积分方法可以较好消除软化规律导致的网格依赖性问题,并且计算成本相对较低。然而,当前的研究主要聚焦于土体和混凝土等材料的应变软化模型,而对于非局部方法在岩石软化塑性模型中的应用尚待深入探索。本文首先阐述了非局部积分方法的基本思想,在此基础上发展了非局的 Hoek-Brown 软化塑性模型。利用返回映射应力更新算法求解微分本构方程组,编写了模型的 UMAT 子程序。最后通过模拟缺陷板受压破坏问题和条形基础承载力问题,验证了非局部 Hoek-Brown 模型的有效性和实用性。

1 非局部积分方法

在非局部积分方法中,任意一点的非局部变量可定义为:

$$\bar{\kappa}(x) = \frac{\int_V w_{\infty}(x, \xi) \kappa(\xi) d\xi}{\int_V w_{\infty}(x, \xi) d\xi} \quad (1)$$

式中, κ 和 $\bar{\kappa}$ 分别为局部变量和对应的非局部变量; x 和 ξ 分别为当前积分点及其邻域积分点坐标; V 为计算域; $w_{\infty}(x, \xi)$ 是权函数, 用于确定邻域积分点对当前积分点的贡献。

实际应用过程中, 为提高非局部模型的计算效率, 通常采用截断形式的权函数, 仅考虑当前积分点邻域范围内积分点对非局部计算的影响:

$$w_{\infty}(x, \xi) = \begin{cases} w_{\infty}, & \|\xi - x\| \leq R \\ 0, & \|\xi - x\| > R \end{cases} \quad (2)$$

式中, R 为截断半径, 如图 1 所示, 本文算例取 $R = 3l_c$, l_c 是反映材料微结构相互作用的特征长度。

计算非局部变量时, 需要检索当前积分点的邻域积分点, 这种检索成本会随着计算规模的增大而增加。对于大规模的数值计算, 建议采用树算法^[18]或者链表算法, 代替常用的暴力检索算法, 提高非局部模型计算的检索效率。

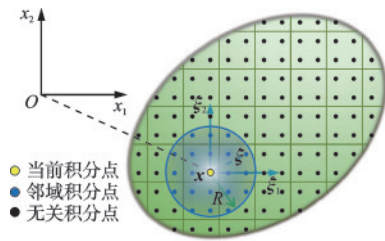


图 1 非局部积分方法

Fig.1 Nonlocal integral method

w_{∞} 具有多种形式, 如双线性指数型、高斯型、G&S 型^[19]等。本文采取较为常用的双线性指数型:

$$w_{\infty} = \frac{1}{2l_c} e^{-\frac{r}{l_c}} \quad (3)$$

式中, $r = \|\xi - x\|$ 。图 2 显示了 l_c 对权函数曲线的影响, l_c 越小, 当前积分点在非局部变量中所占据的权重越大; 当 $l_c = 0$ 时, 非局部模型退化成局部模型。

既有研究表明^[13], 非局部公式可能无法完全消

除软化塑性模型的网格依赖性问题, 需要采用过非局部公式进行改进:

$$\hat{\kappa} = (1 - m) \kappa + m \bar{\kappa} \quad (4)$$

式中, $\hat{\kappa}$ 为过非局部变量, 它是非局部变量和局部变量的插值。当插值系数 $m = 1$ 或 $m = 0$ 时, 式(4)将会退化成标准非局部模型或局部模型。本文采用 M. S. Huang 等^[11]的推荐值 $m = 2$ 。

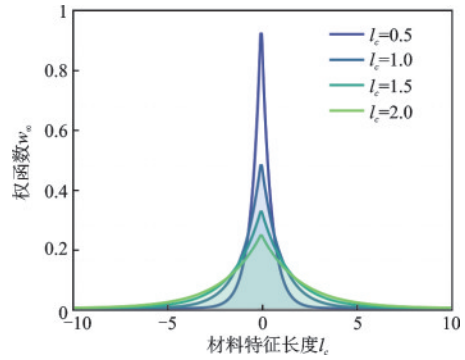


图 2 双线性指数型权函数

Fig.2 Bilinear exponential weight function

2 Hoek-Brown 塑性模型

塑性模型主要由屈服函数、硬化/软化函数和塑性势函数构成。对于岩石和混凝土等材料, 通常基于 Hoek-Brown 强度准则构造屈服函数。然而, 原始的 Hoek-Brown 在偏平面上存在角点, 计算时容易发生数值不稳定。本文基于 H. Jiang^[20]提出的光滑形状函数 $r(\theta)$, 发展了光滑的 Hoek-Brown 屈服函数:

$$f = \frac{q^2}{f_c^2} + m_c H \left(\frac{qr(\theta)}{3f_c} - \frac{p}{f_c} \right) - H^2 \quad (5)$$

式中, p, q, θ 是构成屈服函数的应力不变量, 分别表示静水压力、广义剪应力、洛德角; f_c 是材料的单轴抗压强度; m_c 是摩擦参数; $r(\theta)$ 是控制强度曲线在偏平面上形状的函数, 其表达式为^[20]:

$$r(\theta) = \frac{\cos \left[\frac{1}{3} \arccos(-\chi \cos 3\theta) \right]}{\cos \left[\frac{1}{3} \arccos(-\chi) \right]} \quad (6)$$

式中, $\chi (0 \leq \chi \leq 1)$ 是形状因子。当 $\chi = 0$ 或 $\chi = 1$ 时, 偏平面上的强度曲线分别退化成 Drucker-Prager 圆和曲边三角形, 后者外接原始 Hoek-Brown 准则的 6 个角点, 如图 3 所示。本文算例采用 $\chi = 0.99$ 。

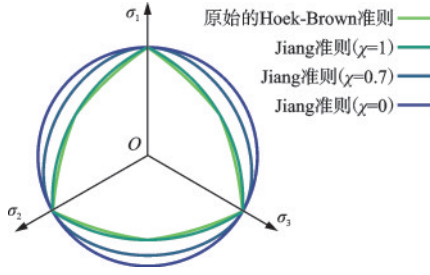


图3 参数 χ 对强度曲线的影响

Fig.3 Effect of parameter χ on strength curves

H 是软化函数,采用如下形式:

$$H = \frac{\hat{\kappa} + 1}{A_s \hat{\kappa}^2 + \hat{\kappa} + 1} \quad (7)$$

式中, A_s 是控制软化速率的材料参数。模型采用等效塑性剪应变 ϵ_p^e 作为记录加载历史的塑性内变量,因此, $\hat{\kappa} = \epsilon_p^e$ 。当 $H=1$ 时,式(7)为光滑的Hoek-Brown强度准则。软化时, H 逐渐减小,屈服面向内收缩,如图4所示。根据需要使用,式(7)中的软化函数也可替换成其它形式,如线性软化函数和指数型软化函数。

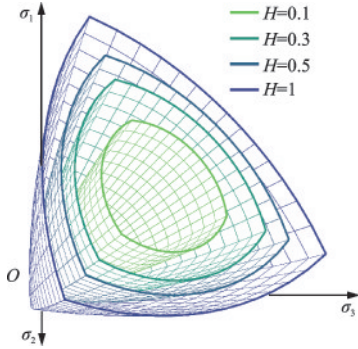


图4 光滑Hoek-Brown屈服面随 H 的演化规律

Fig.4 Evolution pattern of smooth Hoek-Brown yield surface with H

岩石类材料具有显著的剪胀行为,需要采用与屈服函数形式不同的塑性势函数。本文参考ABAQUS软件CDP模型推荐的塑性势函数形式:

$$g = \sqrt{(\epsilon \sigma_0 \tan \psi)^2 + q^2} - p \tan \psi \quad (8)$$

式中, ϵ 是偏心参数,其默认值为0.1; ψ 是材料的剪胀角; σ_0 是等向拉伸强度, $\sigma_0 = f_c/m_c$ 。

3 返回映射应力更新算法

弹塑性模型的控制方程一般由胡克定律、流动

法则、硬化规律以及Karush-Kuhn-Tucker(KKT)条件构成,可以表述成如下的微分形式:

$$\begin{cases} d\sigma = D:(d\epsilon - d\epsilon^p) & \text{胡克定律} \\ d\epsilon^p = d\phi r & \text{流动法则} \\ d\kappa = d\phi h & \text{硬化规律} \\ d\phi \geq 0, f \leq 0, \text{ and } d\phi f = 0 & \text{KKT条件} \end{cases} \quad (9)$$

式中, d 表示微分符号; σ 、 ϵ 、 ϵ^p 分别表示2阶的应力张量、总应变张量和塑性应变张量; D 是4阶弹性刚度张量,可由杨氏模量 E 和泊松比 ν 确定; $d\phi$ 和 r 是塑性乘子和塑性流动方向, $r = \partial g / \partial \sigma$; h 是塑性内变量 κ 的梯度,与 $d\kappa$ 的形式有关。当 $d\kappa = d\epsilon_p^e$ 时, $h = \partial g / \partial q$ 。在弹塑性模型中,KKT条件也被称为加卸载条件,它涵盖了弹塑性材料允许的应力状态,包括加载情况: $d\phi > 0$ 且 $f = 0$ 、卸载情况: $d\phi = 0$ 且 $f < 0$ 、中性变载: $d\phi = 0$ 且 $f = 0$ 。

在数值计算中,需要将微分方程组在时间域 $[t_n, t_{n+1}]$ 上离散,转化成代数方程组进行求解。根据向后欧拉积分公式,式(9)可以写成:

$$\begin{cases} \sigma_{n+1} - \sigma_n - D:(\Delta \epsilon_{n+1} - r_{n+1} \Delta \phi_{n+1}) = 0 \\ \kappa_{n+1}^i - \kappa_n^i - \Delta \phi_{n+1} h_{n+1} = 0 \\ \Delta \phi_{n+1} \geq 0, f_{n+1} \leq 0, \Delta \phi_{n+1} f_{n+1} = 0 \end{cases} \quad (10)$$

式中, Δ 表示有限大小的增量符号。

进一步,利用式(4)将式(10)中的局部变量替换成过非局部变量:

$$\hat{\kappa}_{n+1} = (1 - m) \kappa_{n+1}^i + m \bar{\kappa}_{n+1} \quad (11)$$

将式(1)在空间域上进行离散可得 $\bar{\kappa}_{n+1}$ 的数值计算公式:

$$\bar{\kappa}_{n+1} = \frac{\sum_{j=1, j \neq i}^{NIP} v_j w_j \kappa_{n+1}^j + v_i w_i \kappa_{n+1}^i}{\sum_{j=1}^{NIP} v_j w_j} \quad (12)$$

式中, $\kappa_{n+1}^i = \kappa_n^i + \Delta \phi_{n+1} h_{n+1}$; w_j 和 v_j 分别表示积分点 j 的权重值和占据的单元体积; NIP 表示当前积分点邻域范围内总的积分点数量。为降低非局部模型数值实现的难度,在计算 $\hat{\kappa}_{n+1}$ 时,只有当前积分点 i 处的塑性内变量采用第 $n+1$ 步的值,邻域内其余积分点仍使用第 n 步的值,文献[21]也采取了相似的做法。值得注意的是,非局部变量的计算要求不同积分点间进行信息交互。在数值实现中,可以通过FORTRAN语言的COMMON声明或MODULE功能定义全局变量,存储当前积分点的局部变

量、空间坐标以及占据的单元体积,供不同积分点进行非局部计算时调用。

将式(11)代入式(10),可得非局部塑性模型的非线性应力积分方程组:

$$\begin{cases} \sigma_{n+1} - \sigma_n - D:(\Delta \epsilon_{n+1} - r_{n+1} \Delta \phi_{n+1}) = 0 \\ \hat{\kappa}_{n+1} - (1-m)\kappa_{n+1}^i - m\bar{\kappa}_{n+1} = 0 \\ \Delta \phi_{n+1} \geq 0, f(\sigma_{n+1}, \hat{\kappa}_{n+1}) \leq 0, \Delta \phi_{n+1} f(\sigma_{n+1}, \hat{\kappa}_{n+1}) = 0 \end{cases} \quad (13)$$

由于KKT条件中存在不等式约束,求解式(13)之前需进行加卸载判断。根据返回映射应力更新策略,首先假设当前增量步中材料仅发生弹性变形,并计算弹性试探应力 $\sigma_{n+1}^{trial} = \sigma_n + D:(\Delta \epsilon_{n+1} - \Delta \epsilon_{n+1}^p)$ 。如果 $f(\sigma_{n+1}^{trial}, \hat{\kappa}_n) \leq 0$,说明假设正确,可得式(13)在弹性加载条件下的解:

$$\begin{cases} \sigma_{n+1} = \sigma_{n+1}^{trial} \\ \hat{\kappa}_{n+1} = \hat{\kappa}_n \\ \Delta \phi_{n+1} = 0 \end{cases} \quad (14)$$

如果 $f(\sigma_{n+1}^{trial}, \hat{\kappa}_n) > 0$,需采用塑性修正,将试探应力点拉回到屈服面上,如图5所示。

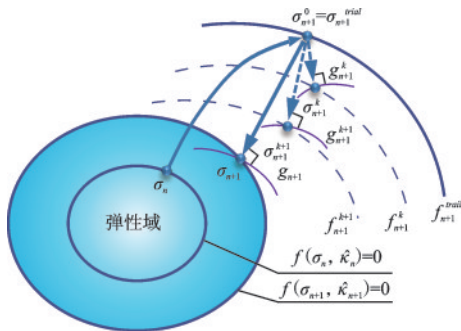


图5 返回映射应力更新算法

Fig.5 Return mapping stress update algorithm

此时,需要迭代求解下面的非线性应力积分方程组:

$$\{F(\mathbf{z}_{n+1})\} = \begin{cases} \sigma_{n+1} - \sigma_n - D:(\Delta \epsilon_{n+1} - r_{n+1} \Delta \phi_{n+1}) = 0 \\ \hat{\kappa}_{n+1} - (1-m)\kappa_{n+1}^i - m\bar{\kappa}_{n+1} = 0 \\ f(\sigma_{n+1}, \hat{\kappa}_{n+1}) = 0 \end{cases} \quad (15)$$

式中, $\{\mathbf{z}_{n+1}\} = \{\sigma_{n+1}, \hat{\kappa}_{n+1}, \Delta \phi_{n+1}\}^T$ 为待求解的变量。利用牛顿法构造式(15)的迭代公式可得:

$$\{\mathbf{z}\}_{n+1}^{k+1} = \{\mathbf{z}\}_{n+1}^k - [\partial F / \partial \mathbf{z}]_{n+1}^k \{\mathbf{F}\}_{n+1}^k \quad (16)$$

式中, k 表示迭代次数。当非线性方程组的残差小于预先设置的容许误差时,即 $\|F(\mathbf{z}_{n+1}^{k+1})\| < TOL$,

迭代终止,并令 $\{\sigma_{n+1}, \hat{\kappa}_{n+1}, \Delta \phi_{n+1}\}^T = \{\mathbf{z}_{n+1}^{k+1}\}$ 。 TOL 是允许误差,本文取 $TOL = 10^{-6}$ 。

4 数值算例

利用返回映射应力更新算法,编写了局部和非局部 Hoek-Brown 塑性软化模型的 UMAT 程序。进一步,开展了缺陷板受压问题和条形基础承载力问题的数值模拟,分析重点聚焦于网格尺寸对结构失效后计算结果的影响。采用的模型参数见表1。

表1 用于数值分析的模型参数

Table 1 Model parameters for numerical analysis

边值问题	E/GPa	ν	m_c	f_c/MPa	$\psi/(\circ)$	A_s
缺陷板	15	0.2	8	20	12	4 000
条形基础	10	0.3	5	15	30	40

4.1 缺陷板的受压破坏问题

缺陷板的受压破坏问题是评估非局部模型有效性的标准算例^[11]。图6显示了缺陷板的几何尺寸与边界条件:板长60 mm、宽40 mm、厚1 mm。试样底部的竖向位移和底部左侧棱边的水平位移被约束,试样顶部施加了 $u = 0.4$ mm的竖向位移荷载。在试样左下角设置大小8 mm × 8 mm × 1 mm的薄弱区,该区域抗压强度设为19.8 MPa,以在模拟过程中触发应变局部化现象,薄弱区其余材料性质与正常区域相同。采用C3D8单元对试样进行有限元离散,考虑了3种网格尺寸: $l_{FE} = 2.7, 2.0, 1.4$ mm,

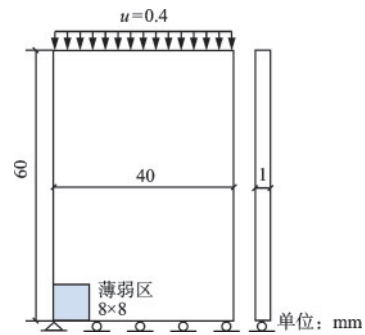


图6 缺陷板的几何尺寸与边界条件

Fig.6 Geometric dimensions and boundary conditions of imperfect plate

对应的单元数量分别为 330、600、1 247 个单元。数值模拟采用了局部和非局部的 Hoek-Brown 软化塑性模型,其中非局部模型的特征长度设置为 $l_c = 3 \text{ mm}$ 。

图 7 是缺陷板在不同网格尺寸条件下的等效塑性剪应变云图。可以看出,随着网格加密,局部模型预测的剪切带宽度逐渐变窄,并且局部化程度也更加严重,而非局部模型预测的剪切带宽度和带内的局部化程度基本不受网格尺寸的影响。

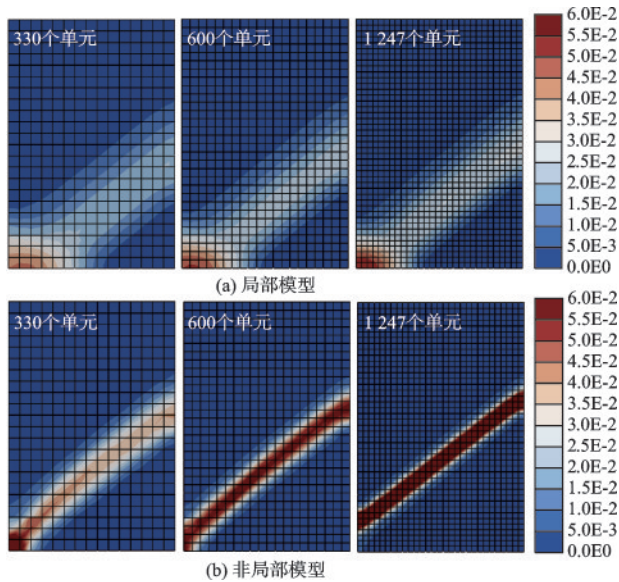


图 7 缺陷板的等效塑性剪应变云图

Fig.7 Equivalent plastic shear strain contour maps of imperfect plate

图 8 为缺陷板在不同网格尺寸条件下的荷载位移曲线。其中,局部模型预测的荷载位移曲线表现出严重的网格依赖性,随着网格加密,荷载位移曲线的软化段更加陡峭,而非局部模型的计算结果对网格尺寸并不敏感,不同网格尺寸下的荷载位移曲线基本一致。

4.2 条形基础承载力问题

图 9 显示了条形基础承载力问题的几何与边界信息。地层的有限元模型长 50 m,宽 20 m。地层两侧水平位移受到约束,底部完全固定。在地层顶部中心 8 m 范围内,施加大小为 $u = 0.5 \text{ m}$ 的均匀位移荷载,以模拟条形基础对地层的作用荷载。采用 CPE4R 单元对有限元模型进行离散,数值模拟考虑的网格尺寸有: $l_{FE} = 0.4、0.3、0.25 \text{ mm}$,对应的网格数量分别为 6 300、11 189、16 000 个单元。岩体重

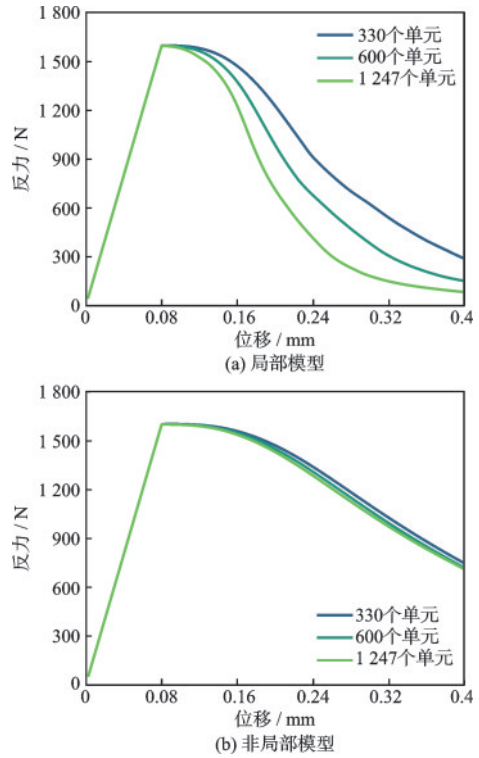


图 8 缺陷板的反力—位移曲线

Fig.8 Reaction force-displacement curves of imperfect plate

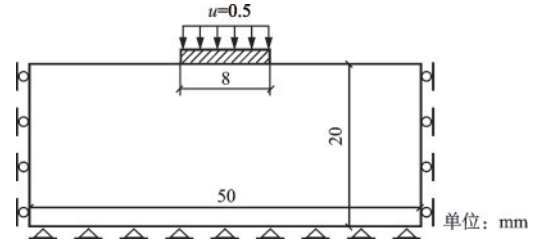


图 9 条形基础问题的几何与边界信息

Fig.9 Geometric and boundary information of strip foundation

度为 $\gamma = 20 \text{ kN/m}$,内部特征长度设置为 $l_c = 0.7 \text{ m}$,其余材料参数见表 1。

图 10 显示了加载结束时地层的等效塑性应变云图。可以看出,随着网格加密,对于局部模型,剪切带内部的等效塑性剪应变数值明显增大。对于非局部模型,不同网格尺寸下预测的剪切带范围以及塑性变形发展程度基本一致,受网格尺寸的影响很小。

图 11 显示了两种模型预测的荷载位移曲线。局部模型预测的结果依旧表现出严重的网格依赖性问题,密网格下的承载力计算结果较疏网格下的更低,非局部模型在不同网格密度下预测的荷载位移曲线变化不大。与图 8 示意的结果有所区别,在

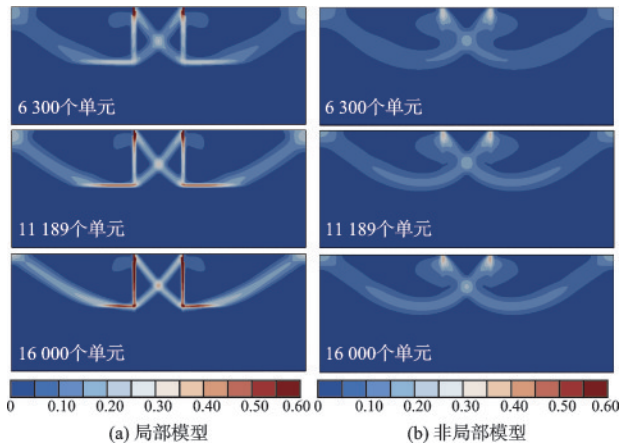


图10 地层的等效塑性剪应变云图

Fig.10 Equivalent plastic shear strain contour maps of stratum

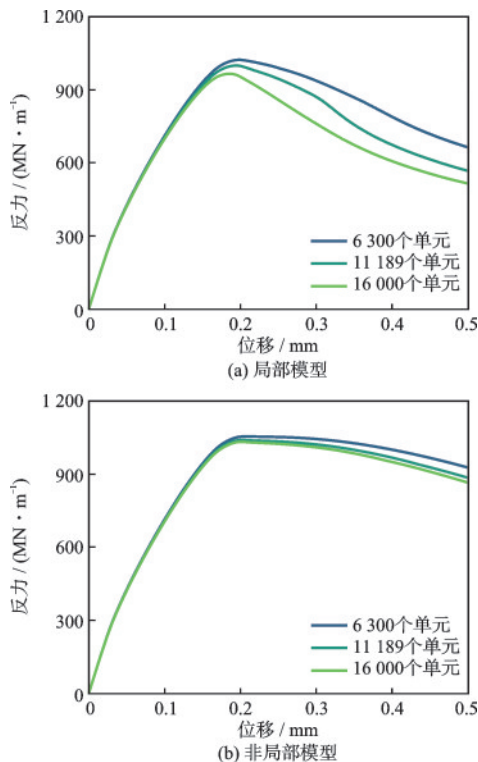


图11 基础的反力-位移曲线

Fig.11 Reaction force-displacement curves of foundation

条形基础承载力算例中,网格尺寸的差异会严重影响局部模型预测的峰值承载力。这是因为在岩体渐进破坏过程中,破坏面上不同位置的岩体步入软化阶段的时机并不相同,导致局部模型的网格依赖性问题对结构整体的峰值承载力预测产生明显影响。因此,当采用应变软化模型开展实际工程问题的失效破坏分析时,应结合正则化技术,以获得具有网格客观性的模拟结果。

5 结论

采用局部软化模型进行结构的失效破坏模拟,计算结果会存在网格依赖性问题。本文利用非局部积分方法,发展了非局部的Hoek-Brown软化塑性模型,并基于不同网格尺寸下结构的失效破坏分析,评估了非局部模型的有效性。主要研究结论如下:

(1) 本文利用过非局部公式,将驱动应变软化行为的塑性内变量发展为非局部变量,结合Hoek-Brown屈服函数与非关联流动法则,建立了岩石类材料的非局部软化塑性模型。进一步,通过采用隐式返回映射算法求解本构模型的微分方程组,编写了UMAT子程序,将所提模型嵌入了ABAQUS有限元软件。

(2) 边值问题的局部化分析表明,局部模型的计算结果严重依赖于网格尺寸。随着网格加密,局部模型预测的剪切带宽度逐渐变窄,结构的软化速率加快。非局部模型通过引入内部特征长度反映材料微结构的相互作用,有效消除了计算结果对网格尺寸的依赖。

(3) 非局部Hoek-Brown塑性模型可以为岩石工程问题的失效破坏分析,提供具有网格客观性的计算工具。然而,所提模型尚未考虑岩石材料的蠕变、损伤、各向异性等复杂特性。今后研究将引入黏性理论和损伤理论对模型进行改进,以期更合理地描述岩石类材料在复杂荷载条件下的力学行为。

参考文献:

- [1] Bažant Z P, Jirásek M. Nonlocal integral formulations of plasticity and damage: survey of progress[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2002, 128(11): 1119-1149.
- [2] Grassl P, Jirásek M. Plastic model with non-local damage applied to concrete[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2006, 30(1): 71-90.
- [3] Bažant Z P, Belytschko T B, Chang T. Continuum theory for strain-softening[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1984, 110(12): 1666-1692.
- [4] De Borst R, Sluys L J, Muhlhaus H B, et al. Fundamental issues in finite element analyses of localization of deformation[J]. Engineering Computations, 1993, 10(2): 99-121.

- [5] Providas E, Kattis M A. Finite element method in plane Cosserat elasticity [J]. *Computers & Structures*, 2002, 80(27-30): 2059-2069.
- [6] Lyu X L, Xue D W, Lim K. Implicit gradient softening plasticity for the modeling of strain localization in soils [J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2020, 364: 112934.
- [7] 吕玺琳. 岩土材料应变局部化理论预测及数值模拟 [D]. 上海: 同济大学, 2008.
Lyu X L. Theoretical prediction and numerical modeling of strain localization in geomaterials [D]. Shanghai: Tongji University, 2008. (in Chinese)
- [8] Sarkar S, Singh I V, Mishra B K, et al. A comparative study and ABAQUS implementation of conventional and localizing gradient enhanced damage models [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2019, 160: 1-31.
- [9] Voyiadjis G Z, Song Y. Strain gradient continuum plasticity theories: theoretical, numerical and experimental investigations [J]. *International Journal of Plasticity*, 2019, 121: 21-75.
- [10] Voyiadjis G Z, Al-Rub R K A. Gradient plasticity theory with a variable length scale parameter [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 42(14): 3998-4029.
- [11] Huang M S, Qu X, Lyu X L. Regularized finite element modeling of progressive failure in soils within nonlocal softening plasticity [J]. *Computational Mechanics*, 2018, 62(3): 347-358.
- [12] Vermeer P A, Brinkgreve R. A new effective non-local strain-measure for softening plasticity [C] // International workshop on localisation and bifurcation theory for soils and rocks. Rotterdam: Balkema, 1994.
- [13] 吕玺琳, 黄茂松. 基于非局部塑性模型的应变局部化理论分析及数值模拟 [J]. *计算力学学报*, 2011, 28(5): 743-748.
Lyu X L, Huang M S. Theoretical analysis and numerical simulation of strain localization in nonlocal plasticity model [J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2011, 28(5): 743-748. (in Chinese)
- [14] 曲懿, 黄茂松, 吕玺琳. 基于非局部 Mohr-Coulomb 模型的土体渐进破坏分析 [J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(3): 523-530.
Qu X, Huang M S, Lyu X L. Progressive failure of soils based on non-local Mohr-Coulomb models [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, 35(3): 523-530. (in Chinese)
- [15] Gao Z W, Zhao J D, Li X. The deformation and failure of strip footings on anisotropic cohesionless sloping grounds [J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2021, 45(10): 1526-1545.
- [16] 姚仰平, 武孝天, 崔文杰. 基于岩土材料临界状态理论的有限元非局部软化算法: 以 CSUH 模型为例 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2023, 42(7): 1759-1766.
Yao Y P, Wu X T, Cui W J. A finite element nonlocal strain-softening algorithm based on the critical state theory for geomaterials: a case study with csuh model [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2023, 42(7): 1759-1766. (in Chinese)
- [17] Su C C, Lu D C, Zhou X, et al. An implicit stress update algorithm for the plastic nonlocal damage model of concrete [J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2023, 414: 116189.
- [18] Lu D C, Zhang Y N, Zhou X, et al. An efficient nonlocal integral method based on the octree algorithm [J]. *Computers and Geotechnics*, 2024, 176: 106796.
- [19] Galavi V, Schweiger H F. Nonlocal multilaminate model for strain softening analysis [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2010, 10(1): 30-44.
- [20] Jiang H. A failure criterion for rocks and concrete based on the Hoek-Brown criterion [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2017, 95: 62-72.
- [21] Mánica M A, Gens A, Vaunat J, et al. Nonlocal plasticity modelling of strain localisation in stiff clays [J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, 103: 138-150.

(本文编辑: 赵霞)