

DOI: 10.11779/CJGE201404015

隧道纵向变形曲线与围岩特征曲线耦合分析

崔 岚, 郑俊杰*, 苗晨曦, 董友扣

(华中科技大学岩土与地下工程研究所, 湖北 武汉 430074)

摘要: 目前, 多数关于开挖面空间效应的研究仅采用弹性与理想弹塑性模型进行分析。然而, 具有不同地质强度指标(GSI)的岩体呈现不同的峰后破坏模式, 应采用合适的力学模型计算表征空间效应的隧道纵向变形曲线。同时, 可将相同模型下围岩特征曲线与之进行耦合, 从而指导隧道支护设计。提出了一种简便的基于有限差分法的分析方法, 该法可计算 Hoek-Brown 与 Mohr-Column 屈服准则下, 采用理想弹塑性、弹脆塑性、应变软化模型的隧道纵向变形曲线与围岩特征曲线。利用已有研究成果, 验证了方法的合理性, 并比较了不同 GSI 范围与不同力学模型下开挖面后部某一位置处的虚拟支撑力。结果表明: GSI 越大, 3 种模型下对应的虚拟支撑力差别越大, 更应如实考虑岩体峰后力学行为; GSI 中等或较高时, 离开挖面距离小于约 0.8 倍洞径时, 理想弹塑性模型设计偏于保守, 但大于此距离时情况相反。

关键词: 隧道; 围岩; 变形; 耦合分析; 弹塑性本构模型

中图分类号: TU43; U451.2

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)04-0707-09

作者简介: 崔 岚 (1989 -), 女, 湖北英山人, 博士, 主要从事岩石力学与隧道工程方面研究工作。E-mail: cuilan@hust.edu.cn。

Coupling analysis of longitudinal deformation profile and ground reaction curve

CUI Lan, ZHENG Jun-jie, MIAO Chen-xi, DONG You-kou

(Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: At present, most of the existing studies on the spatial excavation effects are conducted by means of the elastic and elastic-perfectly-plastic models. However, the rock masses with different ranges of geological strength index (GSI) exhibit different behaviors during post-peak stages. An appropriate mechanical model should be adopted to study the longitudinal deformation profile (LDP). Then, LDP can be coupled to ground reaction curve (GRC) so as to aid the support design. By use of the finite difference method, a simple analysis approach is proposed. Based on the Hoek-Brown and Mohr-Column failure criteria, this method can obtain LDPs and GRCs using elastic-perfectly-plastic, elastic-brittle-plastic and plastic strain-softening models. The calculated results are compared with those from other existing methods to verify the calculation accuracy of the proposed method, and a further study is made to investigate the virtual support pressure at a certain location behind the excavation face. The results indicate that the higher the value of GSI, the greater the difference of virtual support pressure for the three models, and thus it is more necessary to consider the post-peak mechanical behavior of higher value of GSI realistically; for an intermediate and relatively high value of GSI, an elastic-perfectly-plastic model leads to a conservative estimation of the support design as the distance to the excavation face is within approximately 0.8 of the tunnel radius, and the case is quite contrary while the distance is over 0.8 of the tunnel radius.

Key words: tunnel; surrounding rock mass; deformation; coupling analysis; elasto-plastic constitutive model

0 引 言

围岩纵向变形曲线 (longitudinal deformation profile, 简称为“LDP”)与位移特征曲线 (ground reaction curve, 简称为“GRC”)是隧道收敛约束法的重要组成部分^[1]。其中, LDP 反映了隧道开挖面空间效应,即开挖面附近由隧道开挖引起的围岩收敛位移;而 GRC 则描述了平面状态下圆形隧道支护力与围岩

横断面变形的关系。当对二者进行耦合时, 可得出开挖面附近某一位置处的虚拟支撑力 (指开挖面对毛洞变形的一种虚拟的约束力^[2]), 从而为支护结构的架设时机及受力大小提供一定的理论基础。

基金项目: 新世纪优秀人才支持计划资助项目 (NCET-06-619)

收稿日期: 2013-08-19

*通讯作者

GRC 可在二维平面条件下获得。目前,已有众多学者采用围岩理想弹塑性模型^[3]、弹脆塑性模型^[4-5]、弹塑性应变软化模型^[6-10]得到了GRC的解析解或数值解。对于LDP,由于空间复杂性,其曲线形式通常由数值模拟确定,如:Panet^[11]、Unlu等^[12]根据三维有限元弹性分析法得出了LDP拟合公式,Basarir等^[13]与Abdel-Meguid等^[14]采用三维有限差分法探究了理想弹塑性围岩开挖面空间效应,Vlachopoulos等^[15]则采用二维有限元法得出了理想弹塑性围岩LDP曲线拟合公式。除此之外,Carranza-Torres等^[1]、Panet等^[16]、Chern等^[17]在考虑围岩塑性变形情况下,根据实测数据得出了关于LDP曲线的经验公式。

然而,应当指出,多数关于LDP的研究仅限于弹性或理想弹塑性分析。Hoek指出^[18],一般地,大多数围岩破坏时呈现应变软化力学行为,当GSI (geotechnical strength index, 地质强度指标) 小于30或大于70时,围岩可能发生理想弹塑性或弹脆塑性破坏。这说明,针对不同GSI范围的围岩,应选取符合实际的力学模型对其LDP进行分析。不同力学模型下LDP确定之后,可配合相应模型的GRC,分析二者的耦合作用。Carranza-Torres与Fairhurst对约束收敛法展开了系统研究^[1, 19-20],但分析围岩力学行为时多采用弹性或理想弹塑性模型,且仅采用经验公式确定LDP;Alejano推导出了关于应变软化围岩弹塑性解析解^[7, 21],并探讨了该类围岩的开挖面效应^[22],但其LDP曲线拟合公式与数值解之间仍存在一定误差,且求解过程较为复杂。

针对上述问题,基于Hoek-Brown (H-B) 屈服准则与Mohr-Column (M-C) 屈服准则,借助于有限差分法给出了一种简便分析方法,该法可预测弹脆塑性、应变软化以及理想弹塑性模型下的GRC与LDP。然后,通过具体算例与其他解析方法、数值方法计算结果进行比较,验证该法有效性。最后,将GRC与LDP结合,求出开挖面后部某一位置处的虚拟支撑力,进而实现隧道围岩横断面变形与开挖面空间效应的耦合作用。

1 围岩力学开挖模型及屈服准则

Hoek等^[18]在大量试验基础上,归纳了不同GSI范围内岩体的峰后力学行为:对于块状脆性岩石(70 < GSI < 90)、节理中等发育的岩石(30 < GSI < 70)、与软弱岩石(GSI < 30),其加载过程中分别表现为弹脆塑性力学行为、应变软化力学行为、理想弹塑性力学行为。据此,Alejano等^[21]给出了不同GSI范围下岩体加载过程中应力应变关系,如图1(a)所示。对应

3种模型下围岩所处的力学状态如图1(b)所示。图1(b)中, R_0 为圆形隧道半径,假定隧道深埋,所受初始静水压力为 σ_0 , p_i 为洞壁处的支护力, σ_{r2} 与 $\sigma_{\theta2}$ 为围岩弹性与塑性区域交界处的径向应力与环向应力。对于弹脆塑性与理想弹塑性模型, R_p 为塑性区域半径。对于应变软化模型, R_p 为塑性软化区域半径, R_r 为塑性残余区域半径, σ_{r1} 与 $\sigma_{\theta1}$ 为塑性软化与残余区域交界处径向应力与环向应力。

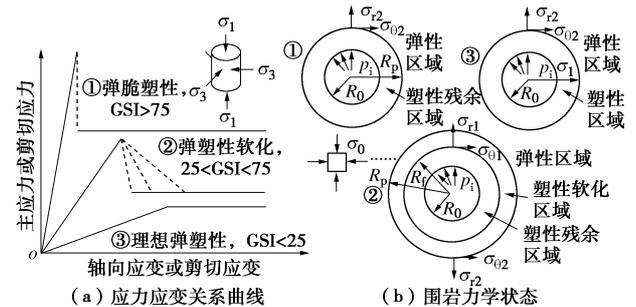


图1 不同GSI范围内围岩力学开挖模型

Fig. 1 Mechanical excavation models with different ranges of GSI
M-C 屈服准则与 H-B 屈服准则^[23]如下

$$f(\sigma_{\theta}, \sigma_r, \eta) = \begin{cases} \sigma_{\theta} - \sigma_r - \sigma_{ci} (m_b \sigma_r / \sigma_{ci} + s)^a & \text{(H-B)} \\ \sigma_{\theta} - K_{\phi} \sigma_r - 2C \sqrt{K_{\phi}} & \text{(M-C)} \end{cases}, \quad (1)$$

式中 K_{ϕ} 为岩体的摩擦系数, $K_{\phi} = (1 + \sin \phi) / (1 - \sin \phi)$; c 为岩体黏聚力; σ_{ci} 为岩体的单轴抗压强度, m_b , s 和 a 为表征岩体强度的参数,可采用GSI计算得到,详见文献[20]中式(3)~(5); σ_{θ} 与 σ_r 分别为圆形洞室开挖中围岩的切向与径向应力; η 是围岩塑性软化系数,当 $\eta = 0$ 时,围岩处于弹性阶段;当 $0 \leq \eta < \eta^*$ 时,围岩处于塑性软化阶段;当 $\eta \geq \eta^*$ 时,围岩处于塑性残余阶段^[7]; η^* 为临界塑性软化系数,控制着围岩从塑性软化区域向塑性残余区域的转换^[6-7, 21],弹脆塑性与理想弹塑性模型下, η^* 分别为0和无穷大。应变软化模型下,一般地, η 可表示为^[6-7, 10, 21-22]

$$\eta = \varepsilon_{\theta}^{\text{plas}} - \varepsilon_r^{\text{plas}}, \quad (2)$$

其中, $\varepsilon_{\theta}^{\text{plas}}$ 和 $\varepsilon_r^{\text{plas}}$ 分别为切向与径向塑性应变, η 本质上是剪切塑性应变;另外,围岩强度参数在塑性软化区域内随塑性软化系数 η 线性变化式为

$$\omega(\eta) = \begin{cases} \omega^p - (\omega^p - \omega^r) \frac{\eta}{\eta^*} & (0 < \eta < \eta^*) \\ \omega^r & (\eta \geq \eta^*) \end{cases}, \quad (3)$$

式中, ω^p 与 ω^r 可表示弹性区域以及残余区域的峰值强度参数 m_b^p , s^p , a^p , 峰值摩擦系数 K_{ϕ}^p , 峰值黏聚力 c^p , 以及残余强度参数 m_b^r , s^r , a^r , 残余摩擦系数 K_{ϕ}^r , 残余黏聚力 c^r 。

2 围岩特征曲线与开挖面效应耦合作用

孙钧等^[24]指出, 隧道开挖面在沿纵断面的“半圆弯”约束与在洞室横断面的“环形”约束的耦合作用可产生一种假想的支撑力作用在开挖面附近洞壁处。据此, 图 2 给出了虚拟支撑力的求法, 在空间上, 由 LDP 可知, 在距离开挖面 x_0 处的洞壁围岩变形为 u_0^0 ; 而在平面状态下, 由 GRC 可知, u_0^0 对应的支护力为 p_i^0 。因此, p_i^0 即为开挖面附近某一位置 x_0 处相应的虚拟支撑力。据此, 可确定本文的基本思路: 首先分别求出某一模型的 LDP 与 GRC; 再将 LDP 与 GRC 耦合, 求出虚拟支撑力 p_i 。

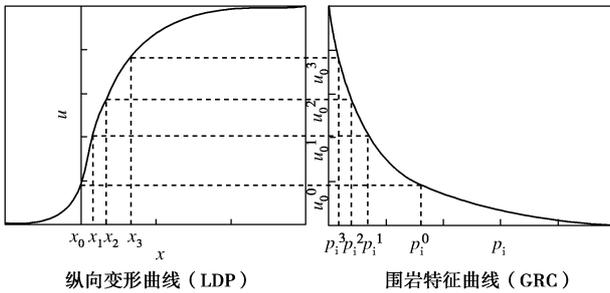


图 2 LDP 与 GRC 耦合作用
Fig. 2 Coupling effect between LDP and GRC

3 围岩特征曲线

根据文献[6], 采用有限差分法对围岩应力应变场进行求解: 将围岩塑性区域划分为有限圆环, 图 3 给出了围岩塑性区域内分层示意图, 将塑性区域(若为应变软化围岩, 则应包括软化与残余区域)分为 n 个圆环, $\sigma_{\theta(0)}$ 和 $\sigma_{r(0)}$ 分别为弹塑性区域交界处的切向与径向应力; $\sigma_{\theta(n)}$ 和 $\sigma_{r(n)}$ 分别为洞壁处的切向与径向应力; 第 i 环的内外边界分别对应半径 r_{i-1} 和 r_i , 内外边界对应的应力分量分别为 $\sigma_{\theta(i-1)}$, $\sigma_{r(i-1)}$ 与 $\sigma_{\theta(i)}$, $\sigma_{r(i)}$ 。塑性区域内圆环是通过径向应力增量划分的, 划分准则如下

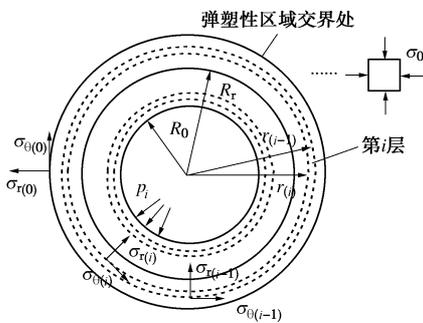


图 3 塑性区域分层示意图

Fig. 3 Schematic diagram for division in plastic zone

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_r &= (\sigma_{r(n)} - \sigma_{r(0)})/n, \\ \sigma_{r(i)} &= \sigma_{r(i-1)} + \Delta\sigma_r. \end{aligned} \quad (4)$$

式中 n 指划分圆环数目, $\Delta\sigma_r$ 指径向应力增量; $\sigma_{r(n)}$ 指支护力 p_i ; $\sigma_{r(0)}$ 为弹塑性区域交界处径向应力 σ_{r2} 。

3.1 弹性区域求解过程

3 种力学模型对于弹性区域内应力应变场的求法应是相同的。根据弹性理论, 可得到围岩在原岩应力 σ_0 与支护力 p_i 下弹性区域内各应力分量及位移的解析解

$$\begin{aligned} \sigma_r^e &= \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_{r2})(R_p/r)^2, \\ \sigma_\theta^e &= \sigma_0 + (\sigma_0 - \sigma_{r2})(R_p/r)^2, \\ u^e &= \frac{(1+\mu)(\sigma_0 - \sigma_{r2})R_p^2}{E r}, \end{aligned} \quad (5)$$

式中, u^e , σ_r^e 与 σ_θ^e 分别为弹性区域内径向位移、径向与切向应力; r 为围岩某处与洞室圆心之间的距离(此后称 r 为围岩半径), E 为弹性区域内杨氏模量。

结合式(1)与式(5), 若考虑 H-B 屈服准则, 弹塑性区域交界处径向应力 σ_{r2} 可由 Newton-Raphson 法得出^[8]; 若考虑 M-C 屈服准则, 可直接得到 σ_{r2} 表达式。两种情况求解公式如下:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ci}(m_b^p \sigma_{r2}/\sigma_{ci} + s^p) + 2\sigma_{r2} - 2\sigma_0 &= 0, \\ \sigma_{r2} &= (2\sigma_0 - 2c^p \sqrt{K_\phi^p}) / (K_\phi^p + 1). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

3.2 塑性区域求解过程

若考虑岩体的卸载路径, 在塑性软化区域内弹性应变应存在增量。此时第 i 环内各应变分量表示如下^[6]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{r(i)} \\ \varepsilon_{\theta(i)} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{r(i-1)} \\ \varepsilon_{\theta(i-1)} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_{r(i)}^{elas} \\ \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{elas} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_{r(i)}^{plas} \\ \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{plas} \end{Bmatrix}, \quad (7)$$

式中, $\varepsilon_{r(i)}$, $\varepsilon_{\theta(i)}$ 与 $\varepsilon_{r(i-1)}$, $\varepsilon_{\theta(i-1)}$ 分别表示第 i 环内外边界处的应变分量; $\Delta\varepsilon_{r(i)}^{elas}$ 与 $\Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{elas}$ 为弹性应变分量增量, $\Delta\varepsilon_{r(i)}^{plas}$ 与 $\Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{plas}$ 则为塑性应变分量增量。

根据 Hooke 定律, $\Delta\varepsilon_{r(i)}^{elas}$ 与 $\Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{elas}$ 可由式(8)求得

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_{r(i)}^{elas} \\ \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{elas} \end{Bmatrix} = \frac{1+\mu}{E} \begin{bmatrix} 1-\mu & -\mu \\ -\mu & 1-\mu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\sigma_{r(i)} \\ \Delta\sigma_{\theta(i)} \end{Bmatrix}. \quad (8)$$

根据式(2), 第 i 环下, η 的增量可由下式求出

$$\Delta\eta(i) = \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{plas} - \Delta\varepsilon_{r(i)}^{plas}. \quad (9)$$

由非相关联流动法则可得

$$\Delta\varepsilon_{r(i)}^{plas} = -K_{\psi(i)} \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^{plas}. \quad (10)$$

结合式(7)与(10)可得

$$\varepsilon_{r(i)} + K_{\psi(i)} \varepsilon_{\theta(i)} = \varepsilon_{r(i-1)} + K_{\psi(i)} \varepsilon_{\theta(i-1)} + \Delta\varepsilon_{r(i)}^e + K_{\psi(i)} \Delta\varepsilon_{\theta(i)}^e. \quad (11)$$

平面应变假定下, 力学平衡及位移协调方程如下:

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{du}{dr}, \\ \varepsilon_\theta &= \frac{u}{r}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式(13)中, u 为围岩径向位移。根据文献[6], 对第 i 环内式(13)进行处理, 可得到如下等式:

$$\frac{r_{(i)}}{r_{(i-1)}} = \frac{2H(\sigma_{r(i)}') + \Delta\sigma_r}{2H(\sigma_{r(i)}') - \Delta\sigma_r}, \quad (14)$$

式中, $\sigma_{r(i)}' = (\sigma_{r(i-1)} + \sigma_{r(i)})/2$,

$$H(\sigma_{r(i)}') = \begin{cases} \sigma_{ci}(m_{(i-1)}\sigma_{r(i)}'/\sigma_{ci} + s_{(i-1)})^{a(i-1)} & \text{(H-B, 应变软化),} \\ C_{(i-1)}\sqrt{K_{\phi(i-1)}} - \sigma_{r(i)}'(1 - K_{\phi(i-1)}) & \text{(M-C, 应变软化),} \\ \sigma_{ci}(m^p\sigma_{r(i)}'/\sigma_{ci} + s^p)^{a^p} & \text{(H-B, 理想弹塑性),} \\ C^p\sqrt{K^p} - \sigma_{r(i)}'(1 - K^p) & \text{(M-C, 理想弹塑性),} \\ \sigma_{ci}(m^r\sigma_{r(i)}'/\sigma_{ci} + s^r)^{a^r} & \text{(H-B, 理想弹塑性),} \\ C^r\sqrt{K^r} - \sigma_{r(i)}'(1 - K^r) & \text{(M-C, 理想弹塑性),} \end{cases}$$

在应变软化模型中, $H(\sigma_{r(i)}')$ 实际上也是 $\eta_{(i-1)}$ 的函数, 强度参数 $m_{(i-1)}$, $s_{(i-1)}$, $a_{(i-1)}$, 以及摩擦系数 $K_{\phi(i-1)}$, 黏聚力 $C_{(i-1)}$ 随 $\eta_{(i-1)}$ 变化(见式(3))。而对于理想弹塑性性与弹脆塑性模型, 这5种参数均为常量, 与 $\eta_{(i-1)}$ 无关。

在第 i 环中, 将式(13)近似为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{r(i)} &= \frac{\Delta u_{(i)}}{\Delta r_{(i)}}, \\ \varepsilon_{\theta(i)} &= \frac{u_{(i)}}{r_{(i)}}. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

结合式(15)、(8)、(9)与式(11)可得

$$u_{(i)} = \frac{(A_{(i-1)} + B_{(i-1)})(r_{(i)} - r_{(i-1)}) + u_{(i-1)}r_{(i)}}{r_{(i)} + K_{\psi(i)}(r_{(i)} - r_{(i-1)})}, \quad (16)$$

式中, $B_{(i-1)} = \frac{(1+\nu)}{E} \left\{ \Delta\sigma_{r(i)} [1-\nu - K_{\psi(i)}\nu] + [-\sigma_{\theta(i-1)} + \sigma_{r(i)} + H(\sigma_{r(i)})] (K_{\psi(i)} - K_{\psi(i)}\nu - \nu) \right\}$, $A_{(i-1)} = \varepsilon_{r(i-1)} + K_{\psi(i)}\varepsilon_{\theta(i-1)}$ 。

从以上计算过程可看出, 对于应变软化模型, 若 R_p 已知, 则可根据 R_p 求出弹塑性交界处的应变分量 $\varepsilon_{r(0)}$ 与 $\varepsilon_{\theta(0)}$, 进而由式(7)~(16)求出第一环外边界上的 $\varepsilon_{r(1)}$, $\varepsilon_{\theta(1)}$ 以及位移 $u_{(1)}$, 依次类推, 当 $\eta_{(i)} = \eta^*$ 时, 即到达塑性软化与残余区域边界时, 相应的 R_f , $\varepsilon_{r(i)}$, $\varepsilon_{\theta(i)}$, $\sigma_{r(i)}$, $\sigma_{\theta(i)}$ 以及 $u_{(i)}$ 也可算出, 在残余区域, 其应力应变求法与弹脆塑性模型求法一致。但应变软化模型中 R_p 未知。与应变软化模型不同的是, 另外两种模型中的 R_p 可由以下关于径向应力 σ_r 与围岩半径 r 的微分方程得到(式(17)), 限于篇幅, 仅介绍理想弹塑性模型的求法(与弹脆塑性模型求解过程完全相同)。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = \begin{cases} \sigma_{ci}(m_b^p\sigma_r/\sigma_{ci} + s^p)^{a^p}/r & \text{(H-B),} \\ \left[(K_{\phi}^p - 1)\sigma_r + 2C^p\sqrt{K_{\phi}^p} \right]/r & \text{(M-C).} \end{cases} \quad (17)$$

将 $r = R_0$, $\sigma_r = p_i$ 与 $r = R_p$, $\sigma_r = \sigma_{r2}$ 作为边界条

件, 代入式(17)可得

$$R_p = \begin{cases} R_0 \cdot \exp \left[\frac{(\sigma_{r2}m_b^p/\sigma_{ci} + s^p)^{1-a^p} - (p_i m_b^p/\sigma_{ci} + s^p)^{1-a^p}}{m_b^p(1-a^p)} \right] & \text{(H-B),} \\ R_0 \cdot \frac{\left[(K_{\phi}^p - 1)\sigma_{r2} + 2C^p\sqrt{K_{\phi}^p} \right]^{1/(K_{\phi}^p-1)}}{\left[(K_{\phi}^p - 1)p_i + 2C^p\sqrt{K_{\phi}^p} \right]^{1/(K_{\phi}^p-1)}} & \text{(M-C).} \end{cases} \quad (18)$$

对于弹脆塑性与理想弹塑性模型, R_p 确定后, 根据式(7)~(16), 整个塑性区域内应力应变场以及位移均可求出。根据其他文献[4-5, 22]中算例(见表1), 采用3种模型探讨塑性区域半径 R_p , 洞室半径 R_0 , 洞壁围岩变形 u_0 关系。表1中, 理想弹塑性模型下的工况 A1~D1、应变软化模型下的工况 A2~D2 来自于文献[22], 而弹脆塑性模型下的 A3、B3 与 C3、D3 则分别来自文献[5]与[4]。此处仅讨论代表3种模型的工况 B1、C2 与 D3。将 R_p 假定为 4, 8, 12, 16, 20 m, 将 n 设为 30000, 可保证计算精度。不同模型下, R_p 与 R_f , u_0 关系曲线如图4所示。图4显示, 3种模型下, R_p 与 R_0 , u_0 均呈线性变化。在弹塑性应变软化模型下, 可根据 R_0 求得 R_p , 接着可根据 R_p 与 u_0 的线性关系求出 u_0 。而对于理想弹塑性性与弹脆塑性模型, 由于 R_p 可根据式(18)求出, 根据 R_p 即可得到 u_0 。至此, 不同屈服准则与力学模型下的围岩特征曲线(GRC)可计算得出。

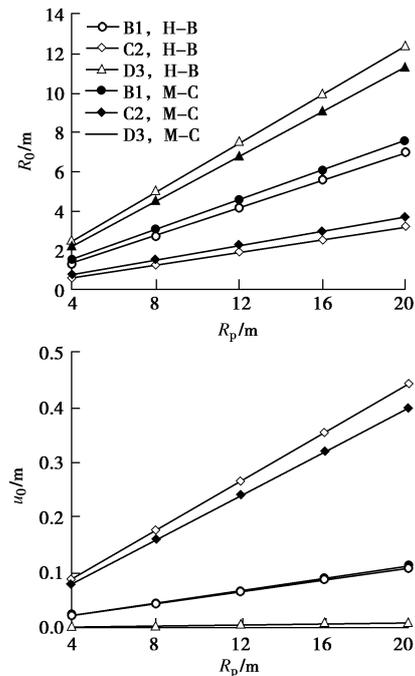


图4 塑性(软化)区域半径与洞室半径、洞壁变形关系曲线
Fig. 4 Curves of plastic (softening) zone versus circular opening radius and deformation at tunnel surface

表 1 不同力学模型下围岩基本参数

Table 1 Parameters of rock masses for different mechanical models

参数	A1 ^[22]	B1 ^[22]	C1 ^[22]	D1 ^[22]	A2 ^[22]	B2 ^[22]	C2 ^[22]	D2 ^[22]	A3 ^[5]	B3 ^[5]	C3 ^[4]	D3 ^[4]
GSI _{max}	75	60	50	40	75	60	50	40	—	—	—	—
GSI _{min}	—	—	—	—	40	35	30	27	—	—	—	—
m^p	2.87	1.68	1.17	0.821	2.87	1.68	1.17	0.821	7.5	1.7	0.5	0.2
$s^p/10^{-3}$	62.2	11.7	3.9	1.3	62.2	11.7	3.9	1.3	100	3.9	0.1	0.1
m^r	—	—	—	—	0.821	0.687	0.575	0.516	1	1	0.3	0.5
$s^r/10^{-3}$	—	—	—	—	1.3	0.7	0.4	0.3	10	0	0.01	0.01
$\varphi^p/(^\circ)$	29.52	25.68	23.13	20.64	29.52	25.68	23.13	20.64	—	—	55	35
C^p /MPa	3.637	2.673	2.242	1.878	3.637	2.673	2.242	1.878	—	—	0.173	0.276
$\varphi^r/(^\circ)$	—	—	—	—	20.64	19.42	18.21	17.49	—	—	52	30
C^r /MPa	—	—	—	—	1.878	1.707	1.536	1.432	—	—	0.061	0.055
$\psi/(^\circ)$	—	—	—	—	7.38	4.49	2.89	1.55	—	—	—	—
$\eta^*/10^{-3}$	—	—	—	—	1.08	6.22	28.8	119	—	—	—	—
E /GPa	36.5	15.4	8.66	4.87	36.5	15.4	8.66	4.87	40	5.5	50	50
p_i /MPa	0	0	0	0	0	0	0	0	0	5	0	0
ν	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.2	0.25	0.2	0.2
R_0 /m	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	4	5	1	1
σ_{ci} /MPa	35	35	35	35	35	35	35	35	300	30	75	50
σ_0 /MPa	37.5	37.5	37.5	37.5	37.5	37.5	37.5	37.5	108	30	1	1

注: GSI_{max} 与 GSI_{min} 分别指围岩弹性区域与残余区域对应的 GSI; p_i 为支护力; ν 为岩体泊松比。

4 纵向断面围岩变形曲线 (LDP)

Vlachopoulos 等^[15]根据二维有限元法得出了理想弹塑性围岩 LDP 拟合公式

$$u^* = \begin{cases} u_0^* \cdot e^{X^*} & (X^* < 0) \\ 1 - (1 - u_0^*) \cdot e^{-\frac{3X^*}{2R^*}} & (X^* \geq 0) \end{cases}, \quad (19)$$

$$u_0^* = \frac{u_0}{u_{\max}} = \frac{1}{3} e^{-0.15R^*}.$$

式中, 围岩变形 u^* 、塑性区域半径 R^* 、纵向方向距开挖面距离 X^* 采用标准化形式, 即 $u_0^* = u_0 / u_{\max}$, $R^* = R_p^{\max} / R_0$, $X^* = X / R_0$; 当 X^* 小于 0, 指的是开挖面前方尚未开挖部分; 当 X^* 大于 0, 指的是开挖面后部; u_{\max} 指的是地应力完全释放后开挖面后部较远处围岩最大变形; R_p^{\max} 是最大变形下的最大塑性区域半径。

采用式 (19) 的原因在于: 一方面 Alejano 等^[22]已验证过此公式可适用于较为复杂的应变软化模型; 另一方面本文的特点在于可根据简便方法将 3 种模型下 R_p 与 u_0 求出, 而 LDP 可由 R_p 代入式 (19) 中获得, 另外, GRC 可由 u_0 获得, 综上, 不同模型下 LDP 与 GRC 的耦合作用将得以实现, 计算流程图如图 5 所示。

5 实例验算

5.1 围岩纵向变形曲线 (LDP) 验证

文献[22]中, Alejano 采用统计方法求出弹塑性软

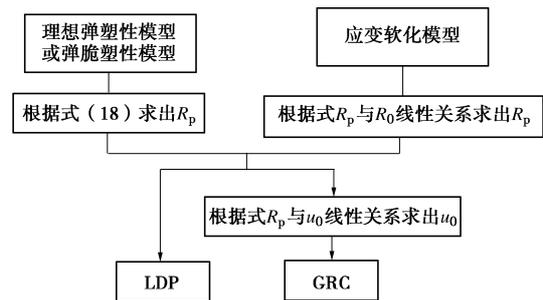


图 5 计算流程图

Fig. 5 Flow chart of calculation procedure

化模型 (A2~D2) 的 R_p , 并代入式 (19) 中得出相应的 LDP, 同时, 采用有限差分软件 FLAC^{3D} 与 FLAC^{2D} 得到弹塑性软化模型 (A2~D2) 与理想弹塑性模型 (A1~D1) 下的 LDP。为验证本文方法, 在相同工况下, 将本文方法下的 LDP 与文献[22]中数值模拟与 Alejano 法下的两种 LDP 进行比较, 比较结果见图 6。图 6 显示, 对于理想弹塑性模型, 本文方法与 FLAC^{3D} 以及 FLAC^{2D} 计算结果基本相同; 对于应变软化模型, 大体上, 与 Alejano 计算结果相比, 本文方法下的 LDP 曲线与 FLAC^{3D} 或 FLAC^{2D} 下纵断面变形更加吻合。为进一步验证本文方法在求解 R_p 上的优势, 表 2 比较了弹脆塑性模型 (A3~D3) 与理想弹塑性模型 (A1~D1) 下采用 Sharan 法^[5]、Carranza-Torres 法^[3]与本文方法的计算结果, 图 7 则给出了应变软化模型 (A2~D2) 下采用 Alonso 法^[7]、Alejano 法^[22]、FLAC^{2D} 与 FLAC^{3D}^[22]得出的 R_p 。其中,

Sharan 法^[5]、Carranza-Torres 法^[3]、Alonso 法^[7]均为解析方法。表 2 表明, R_p 几乎与其他文献 R_p 相同, 充分证明了在弹脆塑性模型与理想弹塑性模型下计算 R_p 的正确性。图 7 中, 大体上, 计算得到的 R_p 与采用 FLAC^{2D}^[22]、Alonso 法^[7]得出的结果较为接近, 当 GSI 较小时, Alejano 法^[22]在一定程度上高估了 R_p ; 对于 H-B 屈服准则, 采用本文方法与 FLAC^{3D} 得出的 R_p 差距较明显, 可能与文献^[22]中所采用三维模型的边界条件与网格划分有关。但总的来说, 应变软化模型中, 相比于 Alejano 法^[22], 本文方法与数值模拟及解析方法计算得到的 R_p 更为接近。

法与其他解析方法^[4,6]得出的弹脆塑性与应变软化模型下的 GRC, 前者参数参照表 1 中工况 A3^[5], 后者参数则列于表 3 中。由于理想弹塑性与弹脆塑性模型的算法完全相同, 此处未对理想弹塑性模型结果进行比较。图 8 表明, 采用本文方法与 Park 等法^[4]以及 Lee 等法^[6]得不同支护压力对应的围岩变形完全一致。故 3 种模型下, 采用 R_p 计算 u_0 是可行且准确的。

表 2 弹脆塑性与理想弹塑性模型下塑性区域半径

Table 2 Radii of plastic softening zone for elastic-perfectly-plastic and elastic-brittle-plastic models

方法	弹脆塑性模型				理想弹塑性模型			
	A3	B3	C3	D3	A1	B1	C1	D1
本文方法 H-B	1.29	1.89	1.10	1.61	1.93	2.87	3.95	5.77
其他方法 H-B	1.29	1.89	1.10	1.62	1.93	2.86	3.95	5.77
本文方法 M-C			1.14	1.76	1.9	2.63	3.44	4.80
其他方法 M-C			1.14	1.76	1.9	2.63	3.44	4.80

注: 对应于弹脆塑性模型与理想弹塑性模型, 其他方法分别为 Sharan 法^[5]与 Carranza-Torres 法^[3]。

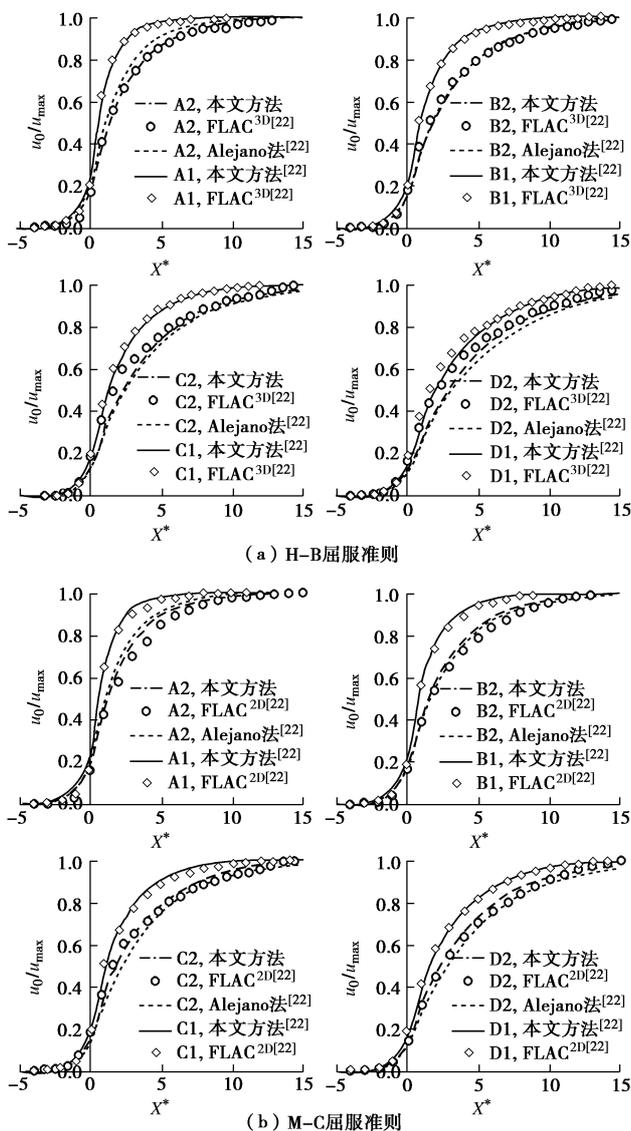


图 6 理想弹塑性与应变软化模型下 LDP 曲线

Fig. 6 Longitudinal deformation profiles using elastic-perfectly-plastic model and strain-softening model

5.2 位移特征曲线 (GRC) 验证

采用本文方法求出 R_p 后, 可根据其与洞壁围岩变形 u_0 的线性关系得出 GRC, 图 8 给出了采用本文方

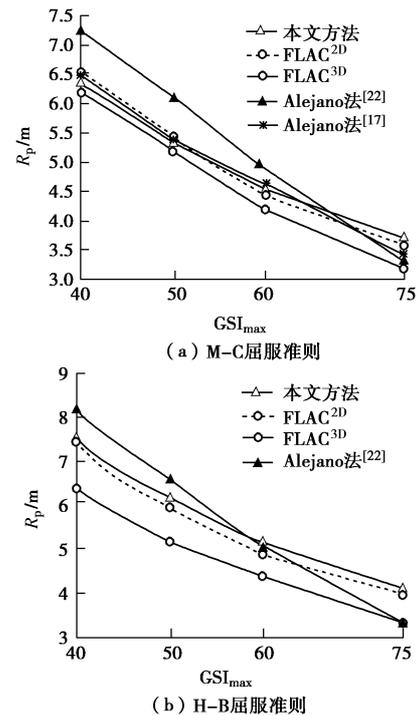


图 7 弹塑性软化模型塑性软化区域半径

Fig. 7 Radii of plastic softening zone for plastic strain-softening model

6 参数分析

为反映不同 GSI 范围岩体的 LDP 与 GRC 及其耦合作用, 结合表 1, 给出了 GSI_{max} 分别为 25, 50, 75 时对应弹脆塑性、应变软化、理想弹塑性模型的参数, 见表 3, 需要指出的是, 残余区域的岩体参数由残余

区域 GSI (GSI_r) 计算得出, GSI_r 则是根据文献[25]中的关系式 $GSI_r = GSI_p \cdot e^{-0.0134GSI_p}$ 估算出的。图 9 为相应的标准化 GRC 与 LDP, 二者横纵坐标单位均为无量纲, GRC 中仅取支护压力较小时且围岩处于塑性状态的部分。

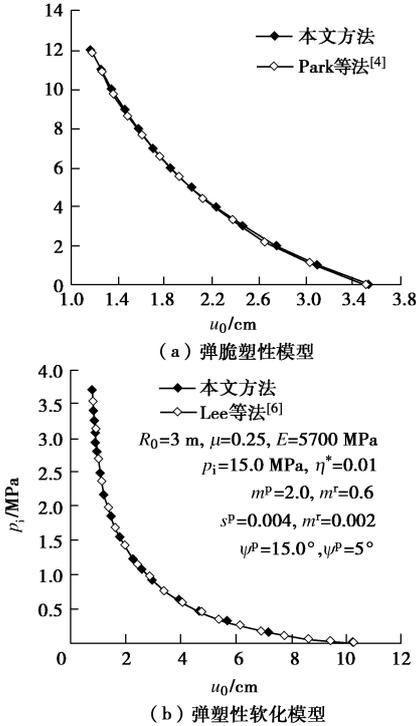


图 8 弹脆塑性与弹塑性软化模型下位移特征曲线

Fig. 8 Ground reaction curves for different models

表 3 基于 H-B 屈服准则不同 GSI 围岩强度参数

Table 3 Strength parameters of rock masses with different values of GSI based on H-B failure criterion

参数	$GSI_{\max} = 25$			$GSI_{\max} = 50$			$GSI_{\max} = 75$		
	①	②	③	①	②	③	①	②	③
m^p	0.481	0.481		1.17	1.17		2.87	2.87	
m^f	0.389	0.389		0.575	0.575		0.821	0.821	
$s^p / 10^{-3}$	2	2		3.9	3.9		62.2	62.2	
$s^f / 10^{-3}$	0.1	0.1		0.4	0.4		1.3	1.3	
$\eta^* / 10^{-3}$	0.6			28.8			1.08		

注: ①、②、③分别对应弹脆塑性、应变软化、理想弹塑性模型。

图 9 中, 3 种 GSI_{\max} 下, 弹脆塑性与应变软化模型对应的标准化 GRC 基本一致, 说明应变软化模型中临界塑性系数 η^* 在一定范围内对标准化 GRC 结果基本无影响。但是, 可以看出, 当 η^* 超出一定范围之后, 3 种模型对应的标准化 GRC 与 LDP 差距显著增大, 可见 η^* 的取值对计算结果的影响较大。除此之外, 对于 LDP, 开挖面效应的影响范围随着 GSI_{\max} 的减小而增大, 即当围岩强度参数越小且越不稳定时, 应力及位移的释放过程越缓慢, 此时, 若较早设置支护系

统, 其与围岩相互作用时间增长可能致使支护结构受力过大。

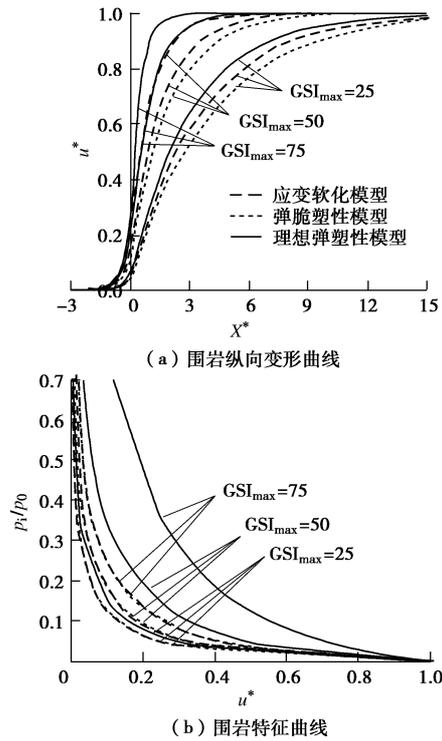


图 9 不同模型下位移特征曲线及纵向变形曲线

Fig. 9 Ground reaction curves and longitudinal deformation profiles for different models

根据 LDP 与 GRC 耦合作用, 图 10 给出了 3 种 GSI_{\max} 下不同力学模型在开挖面后方某一位置处的虚拟支撑力 p_i 。根据约束收敛法基本原理可知, 在某一位置架设支护系统后, 开挖面不断推进使得支护与围岩持续相互作用, p_i 越大, 则支护系统承受的支护压力越大。当 GSI_{\max} 为 75 时, 围岩的破坏模式应是弹脆塑性破坏, 此时弹脆塑性与应变软化模型下 p_i 是相同的, 这主要由于应变软化模型对应的 η^* 偏小 (见表 3)。而对于理想弹塑性模型, 当 $X^* \leq 0.8$, 其 p_i 一直大于弹脆塑性模型 p_i , 在开挖面处差距最为明显, 约多出后者 150%; 当 $X^* \geq 0.8$, 理想弹塑性模型 p_i 略小于弹脆塑性模型 p_i 。以上说明, 当距离小于约 0.8 倍洞跨时, 采用理想弹塑性模型进行的支护设计过于保守, 而超过 0.8 倍洞跨, 则偏不安全。当 GSI_{\max} 分别为 50 或 25 时, 围岩破坏模式应分别为应变软化与理想弹塑性破坏, 对于弹脆塑性模型, 在开挖面后任意位置, 当 GSI_{\max} 为 50 时, 其对应 p_i 大于应变软化模型下 p_i ; 当 GSI_{\max} 为 25 时, 其对应 p_i 大于理想弹塑性模型下 p_i 。这说明, 当 GSI 范围中等偏小时, 采用弹脆塑性模型均在一定程度上高估了 p_i , 相应的支护设计偏保守。对于理想弹塑性模型, GSI_{\max} 为 50 时与 GSI_{\max} 为 75 时情况相似, 其 p_i 先是大于应变软化模型 p_i (约 1 倍洞径内), 后被后者反超 (约 1 倍

洞径外)。另外,图 10(c)中,当 GSI_{max} 为 25 时,3 种模型得出的结果较为相近,结合图 10(a)和图 10(b)可得出结论:3 种模型下对应的 p_i 的差距随着 GSI 增大而增大。因此,当 GSI 偏大,更应如实考虑岩体峰后力学行为,以免造成支护设计不当。

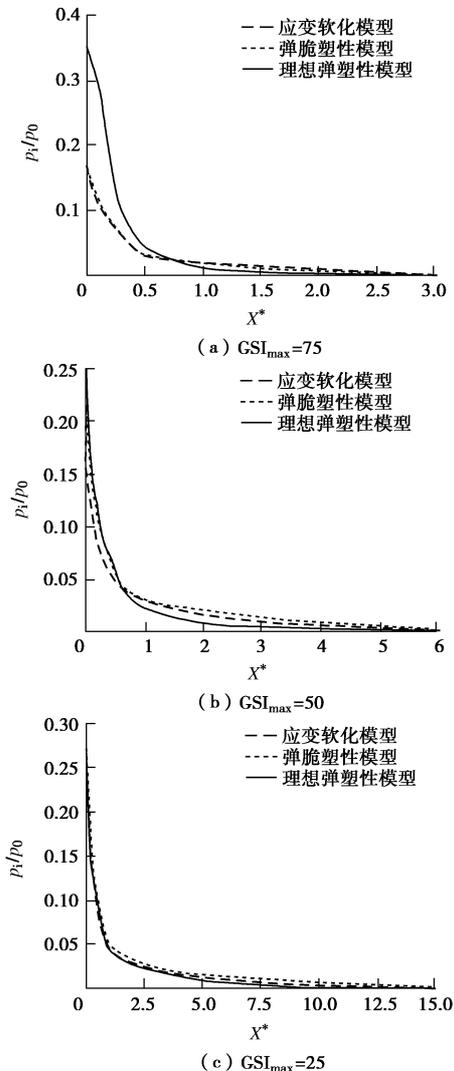


图 10 不同 GSI_{max} 下隧道开挖面后方虚拟支撑力

Fig. 10 Virtual support pressure behind excavation face for different values of GSI_{max}

7 结 论

隧道约束收敛法发展至今,并未被实际工程普遍采用,其中的重要原因是其适用性有限,采用的力学模型过于单一。目的在于采用一种简便的分析方法,探讨不同地质指标(GSI)岩体对应的不同力学模型(理想弹塑性模型、弹脆塑性模型、塑性软化模型)下的围岩特征曲线(GRC)与纵向变形曲线(LDP),并根据既有研究成果验证了本文方法的合理性。最后,将GRC与LDP进行耦合,预测了在一定质量围岩开挖面后方某一位置施加支护系统时可能承受的支护压

力。计算方法及研究结果对分析围岩-支护的相互作用体系、设计合理的支护体系等具有一定工程指导意义。主要得出了以下4点结论:

(1) 临界塑性软化系数作为表征围岩软化程度的参数,尽管在一定范围内,对标准化GRC结果基本无影响,但超出该范围后,其对GRC、LDP以及开挖面后方的虚拟支撑力作用均非常明显,因此在工程实践中,须通过室内试验及现场测试对岩体峰后临界塑性剪切应变进行校准。

(2) 不同力学模型下,开挖面某一位置处虚拟支撑力并不相同: GSI 越大,3种模型下对应的虚拟支撑力差别越大。因此,更应如实考虑岩体峰后力学行为,以免造成支护设计不当。 GSI 中等或偏大时,离开挖面小于约0.8倍洞距时,理想弹塑性模型下支护设计过于保守;而大于此距离,情况相反。当 GSI 范围中等偏小时,在开挖面后任意位置处,采用弹脆塑性模型都会在一定程度上高估虚拟支撑力。当 GSI 较小时,3种模型对应的虚拟支撑力相差甚小。

(3) 开挖面空间效应影响范围随 GSI 减小而增大:当围岩强度参数越小且越不稳定,应力及位移的释放过程越缓慢,此时,若较早设置支护系统,其与围岩相互作用时间增长可能致使支护结构受力过大。

(4) 选取4组不同 GSI 围岩的参数对GRC、LDP以及虚拟支撑力进行定性讨论。然而,对于大量岩体参数基础上的关于开挖面后方虚拟支护力的定量分析,尚有待进一步探讨。

参考文献:

- [1] CARRANZA-TORRES C, FAIRHURST C. Application of the convergence-confinement method of tunnel design to rock-masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2000, **15**(2): 187 - 213.
- [2] 孙 钧. 岩石流变力学及其工程应用研究的若干进展[J]. *岩石力学与工程学报*, 2007, **26**(6): 1081 - 1106. (SUN Jun. Rock rheological mechanics and its advance in engineering applications[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2007, **26**(6): 1081 - 1106. (in Chinese))
- [3] CARRANZA-TORRES C, FAIRHURST C. The elastoplastic response of underground excavations in rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 1999, **36**(6): 777 - 809.
- [4] PARK K H, KIM Y J. Analytical solution for a circular opening in an elastic-brittle-plastic rock[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2006, **43**: 616 - 622.

- [5] SHARAN S K. Elastic-brittle-plastic analysis of circular opening in Hoek-Brown media[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2003, **40**: 817 - 824.
- [6] LEE Y K, PIETRUSZCZAK S. A new numerical procedure for elasto-plastic analysis of a circular opening excavated in a strain-softening rock mass[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2008, **23**: 588 - 599.
- [7] ALONSO E, ALEJANO L R, VARAS F et al. Ground response curves for rock masses exhibiting strain-softening behavior[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2003, **27**: 1153 - 1185.
- [8] 崔 岚, 郑俊杰, 章荣军, 等. 弹塑性软化模型下隧洞围岩变形与支护压力分析[J]. *岩土力学*, 2014, **35**(3): 717 - 722. (CUI Lan, ZHENG Jun-jie, ZHANG Rong-jun, et al. Study on the support pressure and surrounding rock deformation of a circular opening in rock mass with an elasto-plastic softening model[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(3): 717 - 722. (in Chinese))
- [9] FAN W, YU M H, DENG L S, et al. New strength formulae for rock surrounding a circular opening[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2013, **50**: 735 - 743.
- [10] HAN J X, LI S C, LI S C, et al. A procedure of strain-softening model for elasto-plastic analysis of a circular opening considering elasto-plastic coupling[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2013, **37**: 128 - 134.
- [11] PANET M. Understanding deformations in tunnels[M]// HUDSON J A, BROWN E T, FAIRHURST C, et al. *Comprehensive Rock Engineering*. Oxford: Pergamon, 1993: 663 - 690.
- [12] UNLU T, GERCEK H. Effect of Poisson's ratio on the normalized radial displacements occurring around the face of a circular tunnel[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2003, **18**: 547 - 553.
- [13] BASARIR H, GENIS M, OZARSLAN A. The analysis of radial displacements occurring near the face of a circular opening in weak rock masses[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, **40**: 771 - 783.
- [14] ABDEL-MEGUID M, ROWE R K, LO K Y. Three dimensional analysis of unlined tunnels in rock subjected to high horizontal stress[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2003, **40**: 1208 - 1224.
- [15] VLACHOPOULOS N, DIEDERICHS M S. Improved longitudinal displacement profiles for convergence confinement analysis of deep tunnels[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2009, **42**, 131 - 146.
- [16] PANET M, GUENOT A. Analysis of convergence behind the face of a tunnel[C]// *Proceedings of the International Symposium on Tunneling*. London: Institute of Mining and Metallurgy: 1982: 197 - 204.
- [17] CHERN J C, SHIAO F Y, YU C W. An empirical safety criterion for tunnel construction[C]// *Proceedings of the Regional Symposium on Sedimentary Rock Engineering*. Taipei, 1998: 222 - 227.
- [18] HOEK E, BROWN E T. Practical estimates of rock mass strength[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 1997, **34**(8): 1165 - 1186.
- [19] CARRANZA-TORRES C, RYSDAHL B, KAISM M. On the elastic analysis of a circular lined tunnel considering the delayed installation of the support [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2013, **63**: 57 - 85.
- [20] HOEK E, CARRANZA-TORRES C, DIEDERICH M S et al. Integration of geotechnical and structural design in tunneling[C]//*Proceedings of the 56th Annual Geotechnical Engineering Conference*. Minneapolis, University of Minnesota, 2008: 1 - 53.
- [21] ALEJANO L R, ALFONSO R D, ALONSO E, et al. Ground reaction curves for tunnels excavated in different quality rock masses showing several types of post-failure behavior[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2009, **24**: 689 - 705.
- [22] ALEJANO L R, ALFONSO R D, MARIA V. Plastic radii and longitudinal deformation profiles of tunnels excavated in strain-softening rock masses[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2012, **30**: 169 - 182.
- [23] HOEK E, CARRANZA-TORRES C, CORKUM B. Hoek-Brown failure criterion—2002 edition[C]// *Proceedings of the 5th North American Rock Mechanics Symposium and 17th Tunneling Association of Canada Conference*. Toronto, 2002: 267 - 273.
- [24] 孙 钧, 朱合华. 软弱围岩隧洞施工性态的力学模拟与分析[J]. *岩土力学*, 1994, **15**(4): 21 - 33. (SUN Jun, ZHU He-hua. Mechanical simulation and analysis of behavior of soft and weak rocks in the construction of a tunnel opening[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 1994, **15**(4): 20 - 23. (in Chinese))
- [25] CAI M, KAISER P K, TASAKA M, et al. Determination of residual strength parameters of jointed rock masses using the GSI system[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2007, **44**(2): 247 - 265.