

考虑渗流及软化效应的深埋引水 隧洞围岩弹塑性分析

惠强, 姜海波, 张玉洁, 翟栋森

(石河子大学水利建筑工程学院, 新疆石河子 832003)

摘要: 为研究圆形引水隧洞围岩的塑性区及应力分布情况,应用弹塑性力学,考虑渗流及应变软化的影响,采用统一强度准则,推导了圆形隧洞围岩各分区应力场以及塑性区半径的解析解,结合工程算例分析,得到围岩软化、渗流作用、中间主应力系数对隧洞切向应力和塑性区半径的影响规律,同时通过定义不均匀渗透系数,分析了不同方向上孔隙水压力分布规律。研究结果表明:随着不均匀渗透系数的改变,渗流沿不同方向表现出了各向异性,且越靠近水平方向或垂直方向,孔隙水压力分布受不均匀渗透系数的影响越明显;渗流及材料软化对围岩应力场分布以及塑性区大小均有不同程度的影响,材料软化较渗流影响对围岩稳定更为不利;中间主应力系数对围岩切向应力及塑性区范围有着显著的影响,不考虑中间主应力效应时计算结果相对保守,不能有效发挥出围岩的强度。研究结论可为研究含水岩体下隧洞开挖围岩稳定性等问题提供理论参考。

关键词: 圆形引水隧洞;统一强度理论;渗流;应变软化;弹塑性解

中图分类号:TV672⁺.1; U451⁺.2

文献标识码: A

文章编号: 1672-643X(2021)03-0210-09

Elastoplastic analysis of the surrounding rock of deep buried diversion tunnels considering seepage and softening effect

HUI Qiang, JIANG Haibo, ZHANG Yujie, ZHAI Dongsen

(College of Water and Architectural Engineering, Shihezi University, Shihezi 832003, China)

Abstract: In order to study the plastic zone and stress distribution of the surrounding rock of circular diversion tunnels, we deduced the analytical solutions of stress field of each zone and the radius of the plastic zone based on elastoplastic mechanics and the unified strength criterion, considering the influence of seepage and strain softening. With the analysis of an actual engineering project, we discussed the influences of the softening of the surrounding rock, seepage and central principal stress coefficient on the tangential stress and plastic zone radius of the tunnel. At the same time, the distribution law of pore water pressure in different directions was analyzed by defining the non-uniform permeability coefficient. The results show that with the change of the non-uniform permeability coefficient, the seepage shows the tendency of anisotropy in different directions, and the closer it gets to the horizontal or vertical direction, the more easily the distribution of pore water pressure is affected by the non-uniform permeability coefficient. The seepage and material softening have different effects on the stress field distribution and plastic zone size of the surrounding rock, and the latter has a more adverse effect on the stability of the surrounding rock. The central principal stress coefficient has a significant influence on the tangential stress and plastic zone of the surrounding rock. Without taking into account the effect of the central principal stress, the calculated results would be relatively small, resulting in the inadequate application of the surrounding rock strength. The conclusion can provide a theoretical reference for the study of the surrounding rock stability during the excavation of tunnels under water-bearing rock masses.

收稿日期:2020-10-22; 修回日期:2021-03-03

基金项目:国家自然科学基金项目(51769031);石河子大学青年创新人才培养计划(CXRC201804)

作者简介:惠强(1996-),男,新疆乌鲁木齐人,硕士研究生,研究方向为水工结构。

通讯作者:姜海波(1982-),男,湖南长沙人,博士,教授,主要从事深埋高地应力地下洞室稳定性研究。

Key words: circular diversion tunnel; unified strength theory; seepage; strain softening; elastoplastic solution

1 研究背景

水工引水隧洞是水利枢纽的重要组成部分,随着我国溪洛渡水电站、乌东德水电站、白鹤滩水电站等大型水利工程的陆续建设,水工隧洞埋深逐渐增大,而深部岩体中往往存在丰富的地下水,故水工引水隧洞往往受地应力、渗流场综合作用,极大地影响了隧洞围岩应力分布。因此考虑渗流影响下深埋水工引水隧洞围岩的受力及应力分布的研究成为学术界与工程界关注的热点^[1]。

近年来,许多学者在隧洞经典弹塑性解的基础上进行研究,推导出了考虑渗流场影响下的隧洞弹塑性解,文献[2]通过将深埋圆形隧洞简化,运用 Mohr - Coulomb 强度准则求解得到考虑渗流场的围岩应力解析解,探讨了渗流场对围岩应力的影响;文献[3]在文献[2]研究的基础上引入应力调整系数,求得考虑地应力重分布影响,深埋圆形透水隧洞弹塑性解析解;文献[4]运用弹塑性损伤力学理论,推导出了巷道围岩稳定性的理论解答;文献[5]通过对包括 Mohr - Coulomb 准则和 Hoek - Brown 准则在内的4种岩石强度准则进行归纳整理,得到了平面应变条件下围岩屈服方程的统一形式,在此基础上推导了渗流作用下的围岩应力场、位移场的统一解;文献[6]改进了基于 Hoek - Brown 准则推导出来的围岩弹塑性应力解答,使其不含有积分项。可以看到,目前学者进行围岩弹塑性计算分析时,大多选择采用未考虑中间主应力的 Mohr - Coulomb 准则^[3]和 Hoek - Brown 准则^[6-7]导致计算结果偏于保守^[8],并且在进行渗流场计算时,以往大多采用各向同性进行计算,即各个方向上渗透系数相等,这与工程实际存在差异,只有掌握了隧洞开挖后围岩渗流场的分布规律,才能分析出渗流作用对围岩应力及塑性区范围的影响程度,为相关工程实践提供可靠的理论指导。

本文在前人研究的基础上,基于统一强度理论准则,同时考虑应变软化、渗流及中间主应力的影响,将引水隧洞围岩分为塑性残余区、塑性软化区及弹性区,推导围岩各分区的应力及半径解析表达式,同时考虑水平方向和垂直方向上渗透系数的不同,通过定义不均匀渗透系数,分析其对围岩各方向上孔隙水压力分布规律的影响。最后通过算例分析了围岩软化、渗流作用、中间主应力系数对隧洞切向应力和塑性区

半径的影响规律。研究结果可为进一步研究含水岩体下隧洞开挖围岩稳定性等问题提供参考。

2 基本假设及理论模型

2.1 力学模型

为了定性研究考虑渗流及应变软化作用下圆形引水隧洞围岩应力分布情况,本文求解时对实际问题做了如下假定:(1)计算过程按轴对称下平面应变问题考虑。(2)将含水围岩视为满足达西定律的两相介质体。(3)为耦合计算方便,文章在计算时以压应力为正值,拉应力为负值。

图1为隧洞围岩力学模型,根据围岩应力应变状态,将隧洞围岩分为3个区域,即弹性区、塑性软化区和塑性残余区,弹性区的围岩处于完整状态,当围岩应力超过岩体强度极限时,围岩处于塑性软化状态,随着变形的逐渐增大,岩体强度逐渐衰减,最终达到残余强度,此时围岩进入塑性残余区,相应力学参数取值见公式(1)、(2)。隧洞开挖半径为 R_0 (m),隧洞圆心至塑性残余区外边界距离为 R_r (m),隧洞圆心至塑性软化区外边界距离为 R_p (m);半径 R (m) 以外的稳定渗流场水压与原始渗流场外水压力 P_i (Pa) 相同, R 可由钻孔试验获得^[9];隧洞支护力为 P_0 (Pa),初始地应力为 σ_0 (Pa),侧压力系数 λ 为1,即水平地应力与垂直地应力相等。

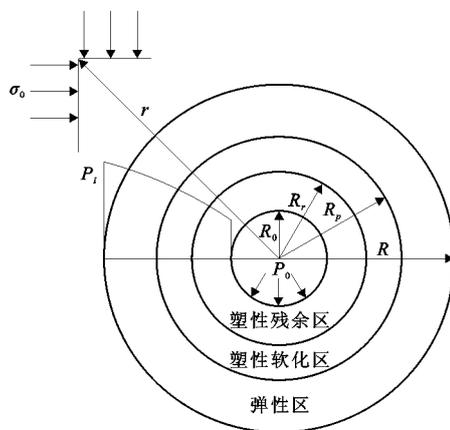


图1 围岩力学模型

2.2 应变软化模型

围岩的应变软化在细观上表现为应力作用下微小裂隙的张开、贯通及围岩性质的弱化;宏观上可以认为围岩的黏聚力、内摩擦角等参数发生改变^[10]。

围岩力学参数黏聚力 C (Pa)、内摩擦角 φ ($^\circ$) 分别为 η 的分段函数^[11-12]:

$$C(\eta) = \begin{cases} C^p & (\eta = 0) \\ C^p - (C^p - C^r) \frac{\eta}{\eta^*} & (0 < \eta < \eta^*) \\ C^r & (\eta \geq \eta^*) \end{cases} \quad (1)$$

$$\varphi(\eta) = \begin{cases} \varphi^p & (\eta = 0) \\ \varphi^p - (\varphi^p - \varphi^r) \frac{\eta}{\eta^*} & (0 < \eta < \eta^*) \\ \varphi^r & (\eta \geq \eta^*) \end{cases} \quad (2)$$

式中: C^p 、 φ^p 为围岩峰值力学参数; C^r 、 φ^r 为围岩残余力学参数; η 为塑性软化参数, 其值等于塑性剪切应变^[11]; η^* 为临界塑性软化参数。由图 2 可知, 当 $\eta = 0$ 时, 围岩处于峰前弹性阶段, 此时, 围岩 C 值及 φ 值取峰值参数; 当 $0 < \eta < \eta^*$ 时, 围岩处于塑性软化阶段, 随着 η 值的增大此时围岩 C 值及 φ 值逐渐减小; 当 $\eta \geq \eta^*$ 时, 围岩处于塑性残余阶段, 此时, 围岩 C 值及 φ 值取残余参数。图 2 中, σ_1^p 和 σ_1^r 分别为围岩的峰值和残余强度^[12]。

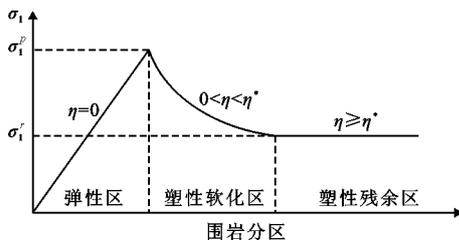


图 2 最大主应力变化曲线

文献[13]、[14]给出了 η^* 的计算公式如下:

$$\eta^* = (\sigma_1^p - \sigma_1^r) \left(\frac{1}{E} + \frac{1}{M} \right) (1 + K_\psi) \quad (3)$$

$$K_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \quad (4)$$

式中: ψ 为岩石剪胀角, ($^\circ$); E 为围岩弹性模量, Pa; M 为软化曲线斜率, Pa, 由于岩石应力-应变曲线卸载斜率和加载斜率相差不大, 故此处假设两者是相同的^[12]。

2.3 统一强度理论

统一强度理论具有多种表达形式^[15-16], 对于岩石类材料, 采用岩石内摩擦角 φ 、岩石黏聚力 C 表示则为^[16]:

$$\text{当 } \sigma_2 \leq \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin \varphi \text{ 时:}$$

$$F = \sigma_1(1 - \sin \varphi) - \sigma_3'(1 + \sin \varphi) = 2C \cos \varphi \quad (5)$$

$$\sigma_3' = \frac{b\sigma_2 + \sigma_3}{1 + b} \quad (6)$$

$$\text{当 } \sigma_2 \geq \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin \varphi \text{ 时:}$$

$$F' = \sigma_1'(1 - \sin \varphi) - \sigma_3(1 + \sin \varphi) = 2C \cos \varphi \quad (7)$$

$$\sigma_1' = \frac{\sigma_1 + b\sigma_2}{1 + b} \quad (8)$$

式中: σ_1 、 σ_2 、 σ_3 分别为最大主应力、中间主应力以及最小主应力; b 为中间主剪应力以及其作用面上的法向正应力对材料破坏的影响程度, 其取值范围为 $[0, 1]$ ^[16]。

2.4 渗流场计算

在轴对称平面稳定渗流场中, 考虑到岩体在水平、垂直方向上具有不同的渗透系数, 两个方向上的达西定律表示为^[17]:

$$\begin{cases} V_x = -k_x \frac{\partial h}{\partial x} \\ V_y = -k_y \frac{\partial h}{\partial y} \end{cases} \quad (9)$$

式中: V 为渗透水流流速, m/d; h 为渗流位势, m; k_x 、 k_y 分别为水平、垂直方向上的渗透系数, m/d。

不可压缩水体在岩体中流动的连续性方程为:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} = 0 \quad (10)$$

孔隙水压力 $P_w = h \cdot \gamma_w$, γ_w 为水的重度, N/m^3 , 定义水平、垂直方向上的渗透系数比值为不均匀渗透系数 ν , 即 $k_x = \nu \cdot k_y$, 当 $\nu = 1$ 时, 岩体为各向同性。将公式(9)与(10)联立, 采用柱坐标系表示, 得轴对称平面稳定渗流微分方程:

$$\frac{\partial^2 P_w(r)}{\partial r^2} (\nu \cos^2 \beta + \sin^2 \beta) + \frac{1}{r} \frac{dP_w(r)}{dr} (\nu \sin^2 \beta + \cos^2 \beta) = 0 \quad (11)$$

式中: β 为 r 与水平坐标轴夹角, 令 $\delta = \frac{\nu \cos^2 \beta + \sin^2 \beta}{\nu \sin^2 \beta + \cos^2 \beta}$, 上式变为:

$$\frac{\partial^2 P_2(r)}{\partial r^2} + \frac{1}{\delta r} \frac{dP_w(r)}{dr} = 0 \quad (12)$$

当 $\nu = 1$ 时, 上式变为各向同性岩体的轴对称平面稳定渗流场, 与文献[17]推导公式一致。

由边界条件:

$$P_{w(r=R_0)} = 0, P_{w(r=R)} = P_i$$

解得隧洞围岩孔隙水压力沿半径的分布规律为:

$$\begin{cases} P_{w(r)} = P_i \frac{\ln \frac{r}{R_0}}{\ln \frac{R}{R_0}} & (\nu = 1; R_0 \leq r \leq R) \\ P_{w(r)} = P_i \left(\frac{r^{\frac{\delta-1}{\delta}} - R_0^{\frac{\delta-1}{\delta}}}{R^{\frac{\delta-1}{\delta}} - R_0^{\frac{\delta-1}{\delta}}} \right) & (\nu \neq 1; R_0 \leq r \leq R) \end{cases} \quad (13)$$

3 考虑渗流及软化效应的围岩弹塑性分析

由于引水隧洞围岩受内水压力、外水压力及地应力的共同作用,在不同工况下,围岩的第一主应力既可能为径向应力,也可能为切向应力^[18]。当引水隧洞处于施工期或隧洞处于运行期且初始地应力大于隧洞内水压力时,若初始地应力大于隧洞内水压力,或隧洞处于施工期时,即 $\sigma_0 > P_0$ 时,有 $\sigma_\theta > \sigma_r$ 成立^[19]。由于文章研究对象为施工期的深埋引水隧洞,不考虑内水压力的影响,故此时第一主应力为切向应力。对于平面应变问题,中间主应力为^[20]:

$$\sigma_2 = \frac{m}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \quad (14)$$

式中: m 为中间主应力参数,对于岩石类材料, $m = 1$ 。

即在此情况下, $\sigma_\theta = \sigma_1, \sigma_z = \sigma_2, \sigma_r = \sigma_3$ 。由于满足公式(7)条件,将公式(1)、(2)、(14)代入公式(7)得第一主应力为切向应力时的围岩统一强度理论公式:

$$\sigma_\theta = \sigma_r A_1 + A_2 \quad (15)$$

$$A_1 = \frac{(2 + 3b) \sin \varphi_{(\eta)} + b + 2}{[1 - \sin \varphi_{(\eta)}] (2 + b)} \quad (16)$$

$$A_2 = \frac{4C_{(\eta)} \cos \varphi_{(\eta)} (1 + b)}{[1 - \sin \varphi_{(\eta)}] (2 + b)} \quad (17)$$

3.1 塑性残余区

考虑渗流作用的平衡方程为^[4,17]:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \alpha \frac{dP_{w(r)}}{dr} = 0 \quad (18)$$

式中: α 为渗透水压力的作用面积系数,为安全起见,在研究岩体的破坏和稳定时,一般取 $\alpha = 1$ ^[21]。

将公式(13)、(18)联立求解,受限于文章篇幅,只推导得出 $\nu = 1$ 时的应力表达式如公式(19)、(20)所示, $\nu \neq 1$ 的应力表达式可用相同步骤推导求出。

$$\begin{cases} \sigma_\theta = r^{A_1-1} (Br^{1-A_1} + C)A_1 + A_2 \\ \sigma_r = r^{A_1-1} (Br^{1-A_1} + C) \end{cases} \quad (19)$$

$$B = \frac{A_2 - \frac{\alpha P_i}{(\ln R - \ln R_0)}}{1 - A_1} \quad (20)$$

式中: C 为待定常数。将塑性残余区内边界($r = R_0$)上的边界条件 $\sigma_r^{pr} = P_0$ 代入公式(19),可得围岩塑性残余区应力表达式:

$$\begin{cases} \sigma_\theta^{pr} = A_1 B + A_1 (P_0 - B) \left(\frac{r}{R_0} \right)^{A_1-1} + A_2 \\ \sigma_r^{pr} = B + (P_0 - B) \left(\frac{r}{R_0} \right)^{A_1-1} \end{cases} \quad (21)$$

式中: 上标 pr 表示塑性残余区,由图 2 可知,塑性残余区与塑性软化区交界处($r = R_r$)最大主应力为 σ_1^r ,又由于该工况下最大主应力为切向应力,即塑性残余区外边界($r = R_r$)上的应力边界条件为 $\sigma_\theta^{pr} = \sigma_1^r$,将边界条件代入公式(21),得出该工况下塑性残余区半径 R_r 的表达式:

$$R_r = R_0 \left[\frac{\sigma_1^r - A_1 B - A_2}{A_1 (P_0 - B)} \right]^{\frac{1}{A_1-1}} \quad (22)$$

3.2 塑性软化区

塑性软化区同样满足式(15)的强度准则及式(18)的平衡方程,其应力方程求解过程与塑性残余区类似,通过塑性软化区内边界($r = R_r$)上的应力边界条件 $\sigma_\theta^{ps} = \sigma_1^r$ 可求得塑性软化区应力表达式:

$$\begin{cases} \sigma_\theta^{ps} = A_1 B + A_2 + (\sigma_1^r - A_2 - A_1 B) \left(\frac{r}{R_r} \right)^{A_1-1} \\ \sigma_r^{ps} = B + \frac{\sigma_1^r - A_2 - A_1 B}{A_1} \left(\frac{r}{R_r} \right)^{A_1-1} \end{cases} \quad (23)$$

式中: 上标 ps 表示塑性软化区,由图 2 可知,塑性软化区与弹性区交界处($r = R_p$)最大主应力为 σ_1^p ,即塑性软化区外边界($r = R_p$)上的应力边界条件为 $\sigma_\theta^{ps} = \sigma_1^p$,将该边界条件代入公式(23),得塑性软化区半径 R_p 的表达式:

$$R_p = R_r \left(\frac{\sigma_1^p - A_2 - A_1 B}{\sigma_1^r - A_2 - A_1 B} \right)^{\frac{1}{A_1-1}} \quad (24)$$

3.3 弹性区

设围岩塑性软化区与弹性区接触面上由地应力引起的径向应力为 σ_r^{ep} ,围岩弹性区可视为受无穷远处初始地应力 σ_0 、弹塑性接触面上径向压应力 σ_p^p 以及渗透水压力共同作用下的厚壁圆筒,弹性区应力表达式为^[17]:

$$\begin{cases} \sigma_\theta^e = \sigma_0 \left(1 + \frac{R_p^2}{r^2} \right) - \sigma_r^{ep} \frac{R_p^2}{r^2} + \alpha P_w \\ \sigma_r^e = \sigma_0 \left(1 - \frac{R_p^2}{r^2} \right) + \sigma_r^{ep} \frac{R_p^2}{r^2} + \alpha P_w \end{cases} \quad (25)$$

由切向应力与径向应力之和在围岩弹塑性界面处($r = R_p$)连续可得:

$$\sigma_{\theta}^e + \sigma_r^e = \sigma_{\theta}^{ps} + \sigma_r^{ps} \quad (26)$$

解得:

$$R_p = R_r \left(\frac{2\sigma_0 + 2\alpha P_w - A_1 B - A_2 - B}{\sigma_1^r - A_2 - A_1 B + \frac{\sigma_1^r - A_2 - A_1 B}{A_1}} \right)^{\frac{1}{41-1}} \quad (27)$$

将公式(27)与(24)联立可得:

$$\sigma_1^p = \frac{(2\sigma_0 + 2\alpha P_w - A_1 B - A_2 - B)A_1}{1 + A_1} + A_1 B + A_2 \quad (28)$$

将公式(3)、(28)联立可得:

$$\sigma_1^r = \sigma_1^p - \frac{\eta^*}{\left(\frac{1}{E} + \frac{1}{M}\right)(1 + K_{\psi})} \quad (29)$$

同理可得无渗透作用下完全由地应力引起的峰值应力为:

$$\sigma_{\theta}^{gp} = \sigma_1^{gp} = \frac{2\sigma_0 A_1 + A_2}{1 + A_1} \quad (30)$$

$$\sigma_r^{gp} = \sigma_3^{gp} = \frac{2\sigma_0 - A_2}{1 + A_1} \quad (31)$$

上标 g 表示由地应力引起的应力值,将公式(28)、(29)、(30)、(31)代入公式(25)、(21)、(23)可得由软化参数及相关岩石参数表示的考虑渗流及软化效应的围岩各分区应力表达式。

4 算例分析

以新疆某引水隧洞工程某标段为例进行算例分析。根据现场实测资料,该段岩石较坚硬,该段围岩定为Ⅲ类。本段上覆围岩厚 180~800 m,洞室内有渗水和滴水现象。隧洞开挖半径 $R_0 = 2$ m,由钻孔实测及抽水试验可知,保持原始渗流场外水压力的围岩影响半径 $R = 10R_0 = 20$ m。为了进一步探讨围岩软化、渗流效应、中间主应力系数对隧洞围岩应力和塑性区半径的影响规律,在此以该工程实际围岩力学参数为依据进行算例分析,围岩力学参数见表 1。

表 1 实例工程围岩力学参数

力学参数	取值	力学参数	取值
弹性模量 E / GPa	7.5	地应力 σ_0 / MPa	20
强度衰减模量 M / GPa	7.5	外水压力 P_i / MPa	5
峰值内摩擦角 φ^p / (°)	37	密度 ρ / ($g \cdot cm^{-3}$)	2.5
残余内摩擦角 φ^r / (°)	30	泊松比 μ	0.25
峰值黏聚力 C^p / MPa	1.3	剪胀角 ψ / (°)	10
残余黏聚力 C^r / MPa	0.8	临界塑性软化系数 η^*	0.008

4.1 不均匀渗透系数对孔隙水压分布的影响

从公式(13)可以看出,影响围岩孔隙水压力分布的因素很多。下面分析不均匀渗透系数 ν 对围岩不同方向上孔隙水压力分布的影响。

图 3 为不同 ν 值条件下不同方向上的围岩孔隙水压力分布,其中横轴为该点距隧洞圆心距离 r 与原始渗流场外水压力的影响半径 R 的比值。由图 3 可知,不均匀渗透系数对不同方向上的孔隙水压力分布皆有影响。图 3(a)表明,当外水压力一定时,随着不均匀渗透系数的增大,沿 0° 方向上(水平方向)孔隙水压力的增长速度逐渐变缓,最终趋于外水压力。沿 30° 方向上孔隙水压力的变化趋势与 0° 方向上相似(图 3(b)),但是不同 ν 值下的增长速度差异性没有后者明显;图 3(c)和图 3(d)显示 60° 方向上与 90° 方向(垂直方向)孔隙水压力的变化趋势相同,都是随着不均匀渗透系数的增大,孔隙水压力的增长速度逐渐加快, 90° 方向上不同 ν 值下的增长速度差异性较 60° 方向上更为明显。这说明随着 ν 值的改变,渗流沿不同方向表现出了各向异性,且越靠近水平方向或垂直方向,孔隙水压力分布越容易受不均匀渗透系数的影响,具体来说,当 $\nu < 1$ 时,越靠近水平方向,孔隙水压力变化速度越快;当 $\nu > 1$ 时,越靠近垂直方向,孔隙水压力变化速度越快。这表明,当 $\nu < 1$ 时,即水平方向上的渗透系数小于垂直方向上的渗透系数时,在远离隧洞临空面的围岩深处水平方向上的孔隙水压力降低幅度远小于垂直方向上孔隙水压力的降低幅度,由于隧洞临空面处水压力边界条件为一定值,故计算结果显示靠近临空面处水平方向上水力梯度陡然增大。究其原因,笔者认为不同渗透系数对应着不同岩性的地层,其水力影响半径也有所不同,但在本文研究过程中,为简化计算假设其影响半径相同均为 R 。根据该算例结果可推测,渗透系数小的方向的水力影响半径应该反而更大,由于该部分不是本文重点,故岩层渗透系数与水力影响半径的关系可由后续研究证明。

4.2 渗流及软化效应对围岩不同分区范围及应力分布的影响

为揭示应变软化及渗流作用对围岩应力、塑性区半径的影响,本节将本文第 3 节弹塑性解(既考虑围岩应变软化也考虑渗流作用)与以下 3 种情况的弹塑性解进行对比讨论:不考虑应变软化、不考虑渗流作用、既不考虑软化也不考虑渗流作用。为简化计算,将软化区内岩石材料参数的衰减看作线性变化。

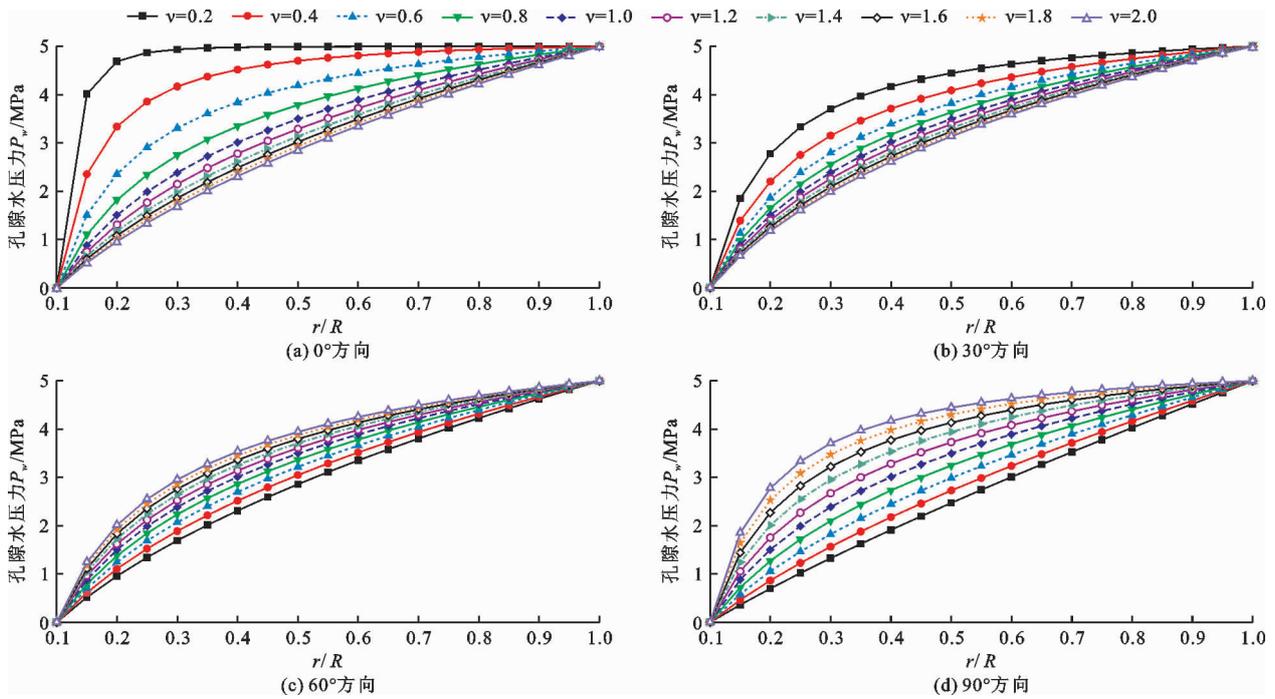


图 3 不同 ν 值条件下不同方向上的围岩孔隙水压力分布

若不考虑渗流及软化作用,塑性区满足如下平衡方程:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (32)$$

求得考虑渗流作用及软化作用围岩塑性区及弹性区应力表达式为:

$$\begin{cases} \sigma_r^{pr} = \frac{A_2}{1-A_1} + \left(P_0 - \frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_0}{r}\right)^{1-A_1} \\ \sigma_\theta^{pr} = \frac{A_2}{1-A_1} + A_1\left(P_0 - \frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_0}{r}\right)^{1-A_1} \\ \sigma_r^e = \sigma_0\left[1 - \left(\frac{R_p}{r}\right)^2\right] + \left[\frac{A_2}{1-A_1} + \left(P_0 - \frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_0}{R_p}\right)^{1-A_1}\right]\left(\frac{R_p}{r}\right)^2 \\ \sigma_\theta^e = \sigma_0\left[1 + \left(\frac{R_p}{r}\right)^2\right] - \left[\frac{A_2}{1-A_1} + \left(P_0 - \frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_0}{R_p}\right)^{1-A_1}\right]\left(\frac{R_p}{r}\right)^2 \end{cases} \quad (33)$$

塑性区半径表达式为:

$$R_p = R_0 \left[\frac{2\sigma_0 - \frac{2A_2}{1-A_1}}{(A_1+1)\left(P_0 - \frac{A_2}{1-A_1}\right)} \right]^{\frac{1}{A_1-1}} \quad (35)$$

当 $b = 0$ 时,统一强度准则变为 Mohr - Coulomb 强度准则,此时公式(35)称为 Kastner 方程^[22]。

若不考虑围岩应变软化,则塑性区内不分区,即塑性区应力表达式同公式(21),且内摩擦角与黏聚力始终为峰值。弹性区边界条件为 $\sigma_0 = \sigma_r^e = \sigma_\theta^e|_{r \rightarrow \infty}$; $\sigma_r^{ep} = \sigma_r^e$, $\sigma_\theta^{ep} = \sigma_\theta^e|_{r=R_p}$,且受渗透水压力作用,得此工况下的弹性区应力表达式为:

$$\begin{cases} \sigma_r^e = \sigma_0\left[1 - \left(\frac{R_p}{r}\right)^2\right] + \left[1 - \left(\frac{R_p}{R_0}\right)^{A_1-1}\right] \cdot \left(\frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_p}{r}\right)^2 + \alpha P_w \\ \sigma_\theta^e = \sigma_0\left[1 + \left(\frac{R_p}{r}\right)^2\right] - \left[1 - \left(\frac{R_p}{R_0}\right)^{A_1-1}\right] \cdot \left(\frac{A_2}{1-A_1}\right)\left(\frac{R_p}{r}\right)^2 + \alpha P_w \end{cases} \quad (36)$$

由弹塑性边界上切向应力与径向应力之和连续可得塑性区半径表达式为:

$$R_p = R_0 \left[\frac{2\sigma_0 + 2\alpha P_w - B - A_1 B - A_2}{(A_1+1)(P_0 - B)} \right]^{\frac{1}{A_1-1}} \quad (37)$$

若不考虑围岩渗流作用,塑性区同样满足平衡方程(32),弹性区视为厚壁圆筒,用上文方法可解得围岩各分区的应力表达式,这里不再赘述。最后求得塑性区半径表达式为:

$$R_r = R_0 \left[\frac{\sigma_1'(1-A_1) - A_2}{A_1(P_0 - P_0 A_1 - A_2)} \right]^{\frac{1}{A_1-1}} \quad (38)$$

$$R_p = R_r \left[\frac{\sigma_1^p (1 - A_1) - A_2}{\sigma_1^r (1 - A_1) - A_2} \right]^{\frac{1}{A_1 - 1}} \quad (39)$$

当中间主应力系数 $b = 0$ 时,则统一强度准则退化为 Mohr - Coulomb 强度准则,按上文公式计算求得 4 种情况下 P_0 与塑性区半径 R_p 之间关系曲线如图 4 所示。由图 4 可知, P_0 对围岩塑性区半径 R_p 影响显著。当 b 一定时,随着 P_0 的增大,塑性区半径 R_p 逐渐减小直至无塑性区(由于挖半径 $R_0 = 2$ m,故 $R_p < 2$ m 时表明塑性区不存在)。当 $P_0 = 4$ MPa 时,4 种情况所对应的 R_p 比 $P_0 = 2$ MPa 时对应的 R_p 分别减小了 28.4%、16.1%、20.8%、13.3%;而当 $P_0 = 10$ MPa 时,4 种情况所对应的 R_p 比 $P_0 = 8$ MPa 时对应的 R_p 分别仅减小了 10.9%、6.7%、9.3%、5.7%,表明在一定范围内,支护力可以减小围岩塑性区范围,且支护力越小,该影响越显著。当考虑渗流及软化时,所得 R_p 均大于仅考虑单一因素或两者皆不考虑时的 R_p ,因此当隧洞施工时,应当通过注浆处理等措施加固岩体,降低围岩软化程度及渗透系数,减小围岩塑性区范围,提高围岩稳定性。且仅考虑软化情况计算所得 R_p 大于仅考虑渗流情况时的 R_p ,而这两种情况下的 R_p 均大于两者皆不考虑时计算的 R_p ,表明渗流及材料软化都会对围岩稳定造成影响,在计算时不应忽略,且材料软化较渗流影响对围岩稳定更为不利。

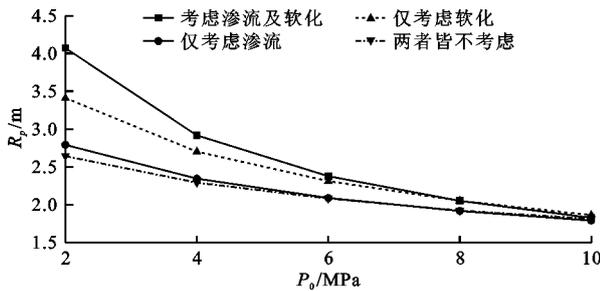


图 4 4 种情况下 P_0 与 R_p 的关系曲线 ($b = 0$)

图 5 为当 $P_0 = 2$ MPa、 $b = 0$ 时,4 种情况下围岩切向应力分布情况,限于篇幅,且第一主应力对围岩一般起控制作用,而在此工况下切向应力为第一主应力,故只分析各参数对切向应力的影响。由图 5 可知,靠近隧洞临空面处,考虑材料软化情况下的切向应力值小于不考虑材料软化的切向应力值,这是由于塑性区内围岩力学参数发生劣化导致围岩承载力下降,应力向围岩深处传递,导致塑性区范围不断扩大。同时考虑渗流场影响与不考虑渗流场影响的围岩切向应力分布在临空面附近基本一致,但靠近深处,考虑渗流场影响的围岩切向应力逐渐大于不

考虑渗流场作用的围岩切向应力,这是由于不考虑渗流场时,作用在洞壁的支护反力以面力考虑,其作用范围有限,而渗透水压力实际上为体积力,作用于应力场的任意一点。

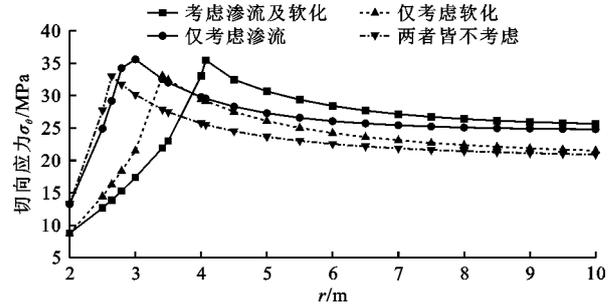


图 5 4 种情况下围岩切向应力分布 ($P_0 = 2$ MPa, $b = 0$)

图 6 为考虑渗流及软化条件下,当 $b = 0$ 时,不同 P_0 对应的围岩切向应力分布情况,其塑性区半径见图 4。由图 6 可知,随着 P_0 的增大,临空面附近围岩切向应力逐渐增大, P_0 从 2 MPa 增加到 10 MPa,则隧洞内壁处切向应力由 8.8 MPa 增加至 30.9 MPa,增加了 2.5 倍,而峰值切向应力则由 35.5 MPa 减小至 30.9 MPa,减小了 13.0%。

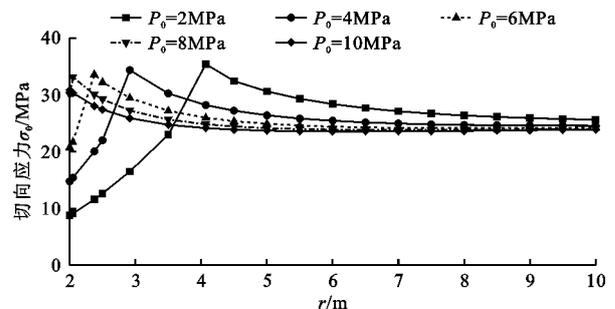


图 6 不同 P_0 对应的围岩切向应力分布(考虑渗流及软化, $b = 0$)

4.3 中间主应力系数对围岩不同分区范围及应力分布影响

上文基于统一强度理论准则,综合考虑渗流场及围岩应变软化影响,求得隧洞围岩弹塑性解析解。已知通过改变中间主应力系数 b 可将该系列解转化为已知解,如 b 分别等于 0、0.25、0.50、0.75、1.00 时,该解可转化为满足 Mohr - Coulomb、双剪强度准则等强度准则的特解。

通过改变中间主应力系数 b 分析考虑渗流及软化效应下中间主应力对围岩切向应力的影响,图 7 为 $P_0 = 2$ MPa 时不同 b 值对应的围岩切向应力分布情况,图 8 为不同 b 值对应的塑性区半径大小。由图 7、8 可知, b 值对围岩切向应力及塑性区范围有着显著的影响,随着 b 值的增大,塑性区半径逐渐减小,

而临空面附近围岩切向应力则逐渐增大。考虑中间主应力效应($b = 0.25, 0.50, 0.75, 1.00$) 时围岩峰值切向应力相较不考虑中间主应力效应($b = 0$) 分别增加了 0.2%、0.8%、0.9%、1.8%,塑性区半径

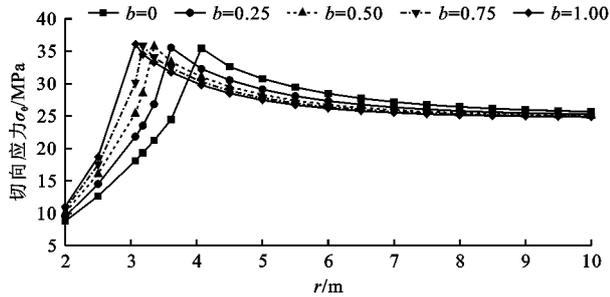


图 7 不同 b 值对应的围岩切向应力分布($P_0 = 2\text{MPa}$)

大小分别减少了 11.3%、17.7%、21.8%、24.7%,这表明相较于考虑中间主应力效应,不考虑中间主应力效应时计算结果相对保守,不能有效发挥出围岩的强度。

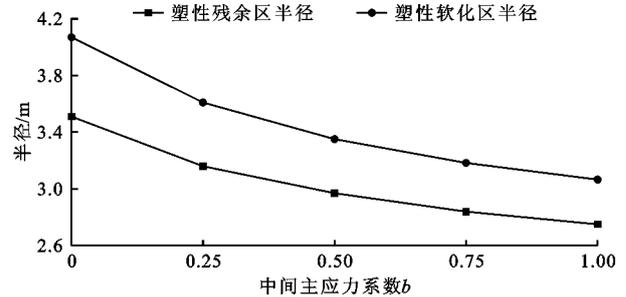


图 8 不同 b 值对应的塑性区半径

5 模型验证与讨论

为验证文章理论模型的准确性,采用文章第 3 节工程围岩参数,对文章提出的塑性区半径计算结果与文献[5]的塑性半径进行对比分析。表中中间主应力系数 $b = 0$ 时,统一强度准则退化为 Mohr - Coulomb 强度准则;当 $b \neq 0$ 时, Mohr - Coulomb 强度准则不再适用,取 $b = 0.25$ 讨论两种理论计算结果对比。结果见表 2。

表 2 不同 P_i 值下塑性半径本文理论计算值与文献[5]计算值对比

P_i / MPa	$b = 0$		$b \neq 0$	
	本文计算值/m	文献计算值/m	本文计算值/m	文献计算值/m
0	3.41	3.41	3.17	2.95
1	3.51	3.52	3.23	3.01
2	3.62	3.63	3.31	3.08
3	3.75	3.75	3.40	3.15
4	3.90	3.87	3.50	3.22
5	4.07	4.01	3.61	3.30

从表 2 可以看出,在 $b = 0$ 时,塑性半径本文理论值计算结果与文献[5]计算结果基本一致;而在 $b \neq 0$ 时,其结果偏大,且两种方式计算得到的塑性区半径均随外水压力的增大而扩大。总体来说,两者结果较吻合,充分说明了本文理论模型的准确性。

6 结 论

(1) 本文基于统一强度理论准则,考虑渗流、应变软化和中间主应力效应影响,将围岩分为塑性残

余区、塑性软化区和弹性区,推导出圆形隧道围岩塑性区以及围岩各分区的应力分布表达式,对于确定含水隧洞围岩支护范围及措施等方面提供了一定理论参考。

(2) 定义不均匀渗透系数 ν 来定量分析双向不等渗透系数对围岩各方向上孔隙水压力分布的影响:随着 ν 值的改变,渗流沿不同方向表现出了各向异性;当 $\nu < 1$ 时,越靠近水平方向,孔隙水压力变化速度越快;当 $\nu > 1$ 时,越靠近垂直方向,孔隙水压力变化速度越快。

(3) 通过算例比较,渗流及材料软化对围岩应力场分布以及塑性区大小均有不同程度的影响:由于围岩力学参数发生劣化,考虑软化较不考虑软化时的切向应力更小,塑性区半径更大,同时材料软化较渗流影响对围岩稳定更为不利。

(4) 中间主应力系数 b 对围岩切向应力及塑性区范围有着显著的影响,随着 b 值的增大,塑性区半径逐渐减小,而临空面附近围岩切向应力则逐渐增大。在本文算例中, $b = 1$ 时围岩峰值切向应力相较 $b = 0$ 增加了 1.8%,塑性区半径减少了 24.68%,这表明相较于考虑中间主应力效应,不考虑中间主应力效应时计算结果相对保守,不能有效发挥出围岩的强度。

参考文献:

[1] 王 睢,钟祖良,刘新荣. 基于 D - P 屈服准则考虑渗流影响的深埋有压圆形隧洞弹塑性解[J]. 现代隧道技术,2019, 56(1):39 - 46.
 [2] 李宗利,任青文,王亚红. 考虑渗流场影响深埋圆形隧洞的弹塑性解[J]. 岩石力学与工程学报,2004,23(8): 1291 - 1295.

- [3] 刘成学,杨林德,李鹏. 考虑应力重分布的深埋圆形透水隧洞弹塑性解[J]. 工程力学,2009,26(2):16-20.
- [4] 荣传新,程桦. 地下水渗流对巷道围岩稳定性影响的理论解[J]. 岩石力学与工程学报,2004,23(5):741-744.
- [5] 潘继良,郭奇峰,任奋华,等. 渗流作用下深埋岩石巷道不同强度准则对比分析[J]. 煤炭学报,2019,44(11):3369-3378.
- [6] 欧阳宇峰,刘成学. 基于 Hoke - Brown 准则的深埋圆形透水隧洞弹塑性分析[J]. 地下空间与工程学报,2019,15(5):1410-1416.
- [7] 彭立,邹金锋,彭建国,等. 基于 Hoek - Brown 准则下的富水透水隧洞非线性解析[J]. 土木工程学报,2011,44(7):149-156.
- [8] 刘怀付. 考虑脆性损伤和渗流的圆形水工隧洞稳定性分析[J]. 中国安全生产科学技术,2017,13(4):94-100.
- [9] 张黎明,李鹏,孙林娜,等. 考虑地下水渗流影响的衬砌隧洞弹塑性分析[J]. 长江科学院院报,2008,25(5):84-87+93.
- [10] 孙琪皓,马凤山,赵海军,等. 基于渗流 - 损伤 - 应力耦合作用下考虑力学参数弱化的巷道围岩变形破坏分析[J]. 工程地质学报,2019,27(5):955-965.
- [11] 孙闯,张向东,李永靖. 深部软弱岩体峰后等效力学模型及数值计算研究[J]. 岩土工程学报,2014,36(6):1113-1121.
- [12] 郑俊杰,崔岚,章荣军. 考虑围压影响的深埋圆隧围岩应变软化与剪胀特性分析[J]. 岩石力学与工程学报,2014,33(8):1597-1608.
- [13] ALEJANO L R, ALONSO E, RODRÍGUEZ - DONO A, et al. Application of the convergence - confinement method to tunnels in rock masses exhibiting Hoek - Brown strain-softening behaviour [J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2010,47(1):150-160.
- [14] 肖旺,苏永华,方砚兵. 考虑锚杆支护的深部围岩分层破裂数值模拟[J]. 水文地质工程地质,2016,43(1):64-71.
- [15] 陈立伟,彭建兵,范文,等. 基于统一强度理论的非均匀应力场圆形巷道围岩塑性区分析[J]. 煤炭学报,2007,32(1):20-23.
- [16] 胡小荣,俞茂宏. 统一强度理论及其在巷道围岩弹塑性分析中的应用[J]. 中国有色金属学报,2002,12(5):1021-1026.
- [17] 蔡晓鸿,蔡勇平. 水工压力隧洞结构应力计算[M]. 北京:中国水利水电出版社,2004.
- [18] 卞康,肖明. 二向不等围压条件下考虑软化及剪胀的圆形隧洞弹塑性解[J]. 岩石力学与工程学报,2011,30(S2):3831-3838.
- [19] 范文,俞茂宏,陈立伟. 考虑材料剪胀及软化的有压隧洞弹塑性分析的解析解[J]. 工程力学,2004,21(5):16-24.
- [20] 宋俐,张永强,俞茂宏. 压力隧洞弹塑性分析的统一解[J]. 工程力学,1998,15(4):57-61.
- [21] 孙珍平,高召宁,孟祥瑞. 渗流作用下圆形巷道围岩弹塑性分析[J]. 矿业安全与环保,2013,40(1):32-36.
- [22] 蔡美峰,何满潮,刘东燕. 岩石力学与工程[M]. 北京:科学出版社,2002.

