

基于蠕变损伤耦合的海底开采点柱稳定性分析

刘志祥,肖思友,兰明,唐志祥

中南大学资源与安全工程学院,长沙 410083

摘要 针对海底金属矿开采过程中采场留设点柱的稳定性问题,采用损伤统计本构理论,在西原模型的基础上提出一种参数获取相对简单的三维非线性蠕变损伤模型,并给出由稳态蠕变向加速蠕变过渡的判定方法。利用 ANSYS 数值软件分析了三山岛金矿新立矿区海底点柱式充填采矿法矿房的应力分布,并应用三维非线性蠕变损伤模型对点柱稳定性进行了黏弹塑性损伤分析和渗流分析。该模型充分考虑了岩石的基本力学参数和工程地质调查结果,可推广至其他流变物理模型,对于大型岩土工程的蠕变渗流分析具有较强的适应性。

关键词 海底开采;点柱;损伤模型;非线性蠕变;渗流

中图分类号 TD323

文献标志码 A

doi 10.3981/j.issn.1000-7857.2015.13.004

Stability analysis of pillar in undersea mining based on creep-damage coupling

LIU Zhixiang, XIAO Siyou, LAN Ming, TANG Zhixiang

School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China

Abstract Reservation pillar can control the deformation and the movement of the rock strata in seabed metal mining. But the deformation of pillar is greatly influenced by stress distribution and mining time. Maintaining the stability of pillar under long-term stress and seepage action is directly related to the safety of seabed mining. In order to study the stability of under-sea point pillar stope under long-term stress and seepage action, a new nonlinear creep constitutive model and a damage evolution equation are proposed based on statistical damage theory and Nishihara model. Meanwhile, a judgment method for transition from primary creep to accelerated creep stages is suggested. ANSYS is used to calculate the stress distribution of the stope. On this basis, the model is then applied to analysis of the viscosity-elastic-plastic damage and seepage property of an under-sea point pillar in Xinli district of Sanshandao gold mine. The result shows that the structure of the stope is stable. In the coming design of mine stopping, the number of pillars can be appropriately decreased so that the loss rate of ore will be reduced. The model gives enough thought to the mechanics parameter of rock mass as well as the result of engineering geological survey, so that it can be extended to other rheology models. It is also adaptive to other large-scale rock engineering and has a rather high application value.

Keywords undersea mining; pillar; damage model; nonlinear creep; seepage

海底金属矿多年在同一区域开采,岩层内节理裂隙扩张、延伸,岩层弹性带、变形带、破碎带不断改变,在开采扰动和上部海水渗流等诸多因素的影响下,采场的稳定性逐步减

低,井下突水风险不断增大^[1,2]。因此,利用岩石蠕变模型研究采场在长期应力及渗流作用下的稳定性,对海底安全高效开采具有重要指导意义。

收稿日期:2014-11-17;修回日期:2015-04-29

基金项目:“十二五”国家科技支撑计划项目(2013BAB02B05);中南大学教师基金项目(2013JSJJ029)

作者简介:刘志祥,教授,研究方向为采矿与岩石力学,电子邮箱:Liulzx@csu.edu.cn;肖思友(共同第一作者),硕士研究生,研究方向为采矿与岩石力学,电子邮箱:135512075@csu.edu.cn

引用格式:刘志祥,肖思友,兰明,等.基于蠕变损伤耦合的海底开采点柱稳定性分析[J].科技导报,2015,33(13):27-33.

近年来,通过实验研究及工程实践提出了很多蠕变损伤本构模型。其中运用较多的有能量耗散损伤演化蠕变模型、变参数蠕变损伤模型、基于内时理论或时效强度理论的蠕变损伤模型、基于统计损伤理论的蠕变损伤模型和基于实验的蠕变损伤模型。能量耗散损伤演化蠕变模型^[3],基于能力损耗理论建立损伤变量因子与能量耗散之间的关系,再将损伤因子引入蠕变模型中;杨春和等^[4]基于谢和平的损伤模型建立了盐岩蠕变全过程的损伤蠕变模型,田洪铭等^[5]利用该模型分析了宜巴高速泥质红砂岩的三轴蠕变,证明该模型可以很好反应减速蠕变、等速蠕变和加速蠕变的非线性蠕变损伤。变参数蠕变损伤模型,假定岩石弹性模量、强度及黏性参数等通常随时间的增长而降低^[6],通过实验或经验公式建立时间与岩石参数的函数式并引入损伤变量,再代入蠕变模型;缪协兴^[7]通过大量蠕变实验,建立了损伤变量与时间的方程;张永强等^[8]认为岩体流变参数随时间逐渐弱化,建立了变参数的蠕变损伤模型,并以此模型应用于大岗山水电站坝区边坡开挖流变稳定性计算,表明采用蠕变损伤本构模型能够反映坝区软弱岩体的蠕变损伤劣化效应。基于内时理论或时效强度理论的蠕变损伤模型^[9],利用内变量建立以内部状态变量表述的蠕变方程,Auberti^[10]利用内变量建立了能够描述盐岩蠕变特性的非线性黏弹性盐岩蠕变损伤模型。基于统计损伤理论的蠕变损伤模型,依据统计损伤理论建立损伤变量与应力应变的关系,再将其代入蠕变方程得到蠕变损伤方程,李栋伟^[11]以此建立了人工冻土蠕变损伤方程,其结果与现场实测数据基本一致。基于实验的蠕变损伤模型,金丰年等^[12]通过岩石力学实验,从损伤的角度研究了岩石在受压、受拉情况下的破坏特点,并以割线模型定义损伤变量,建立了蠕变损伤模型;任建喜等^[13]通过单轴压缩岩石蠕变CT试验对裂纹宽度、长度随时间发展的变化规律进行了研究,给出了岩石蠕变细观损伤演化的初步规律。

由于海底开采的特殊性,在条件要求较高的岩石实验基础上建立的非线性损伤本构方程,难以适用于大型海底矿山的流变分析。为此,本研究利用统计损伤理论以微元强度量化岩石内部损伤程度的特点,提出一种材料参数获取相对简单的三维非线性蠕变损伤模型,并应用于海底开采点柱在蠕变和渗流作用下的稳定性分析。

1 蠕变损伤的本构模型

岩石经过长时间的地质作用和人工扰动,不可避免地存在一系列孔洞和微裂隙。随着这些细观结构的不断劣化,岩石损伤程度也不断增大。对于节理裂隙随机分布,无明显优势的节理裂隙岩石,假定其细观单元强度符合 Weibull 统计分布^[14],即

$$\phi(\varepsilon) = \frac{m}{\omega} \left(\frac{\varepsilon}{\omega} \right)^{m-1} \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon}{\omega} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中, $\phi(\varepsilon)$ 为岩石微元体应变为 ε 时的微元体的破坏概率; ε

为岩石微元体的应变; m 为 Weibull 分布标度; ω 为岩石的形态参数。

设岩石在初始加载时满足虎克定理,弹性体的应力张量 σ_{ij} 和应变张量 ε_{ij} 满足

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{3K_i} \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (2)$$

式中, K_i 为变形模量。

分布标度 m 代表岩体的均质程度, m 越大表示岩体越均匀, m 的表达式^[15]为

$$m = \frac{1}{\ln \left[E_0 \varepsilon_c / (\sigma_c - 2\mu\sigma_3) \right]} \quad (3)$$

式中, E_0 为弹性模量; σ_c 、 ε_c 分别为岩石变形破坏全过程的峰值强度和峰值应变。

形态参数 ω 可通过下式求得

$$\omega = \varepsilon_c \cdot m^{\frac{1}{m}} \quad (4)$$

当单元体应变达到岩石的屈服应变后岩石开始发生破坏,根据概率论得

$$S = S_0 \int_0^\varepsilon f(x) dx \quad (5)$$

式中, S 为岩石的损伤面积, S_0 为岩石无损时的面积。

在连续介质损伤力学中,损伤变量 D 可以表示为材料损伤面积与材料无损时面积之比,即

$$D = \frac{S}{S_0} = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon}{\omega} \right)^m \right] \quad (6)$$

考虑岩石的初始裂隙所造成的损伤 D_0 , 岩石的总损伤变量 D_{tot} 由两部分组成:

$$D_{\text{tot}} = D_0 + D \quad (7)$$

西原蠕变模型能够较为清楚地描述岩石流变中的弹-黏弹-黏塑性,其一元蠕变方程为

$$\begin{cases} \varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1} \left[1 - \exp \left(- \frac{E_1 t}{\eta_1} \right) \right] & \sigma < \sigma_s \\ \varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1} \left[1 - \exp \left(- \frac{E_1 t}{\eta_1} \right) \right] + \frac{\sigma - \sigma_s}{\eta_2} t & \sigma > \sigma_s \end{cases} \quad (8)$$

式中, E_1 为黏弹性模量; σ_s 为岩石的弹性极限。

当应变 $\varepsilon > \varepsilon_0$ 时 (ε_0 为损伤开始时的应变阈值), 将式(6)、式(8)代入式(7)可得岩石蠕变总损伤变量为

$$\begin{cases} D_{\text{tot}} = D_0 + 1 - \exp \left[- \left(\frac{\frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1} \left[1 - \exp \left(- \frac{E_1 t}{\eta_1} \right) \right]}{\omega} \right)^m \right] & \sigma < \sigma_s \\ D_{\text{tot}} = D_0 + 1 - \exp \left[- \left(\frac{\frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1} \left[1 - \exp \left(- \frac{E_1 t}{\eta_1} \right) \right] + \frac{\sigma - \sigma_s}{\eta_2} t}{\omega} \right)^m \right] & \sigma > \sigma_s \end{cases} \quad (9)$$

根据 Kachanov 定义的有效应力,有效应力和名义应力的关系为

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D_{\text{tot}}} \quad (10)$$

将式(9)代入式(10)得

$$\tilde{\sigma} = \begin{cases} \frac{\sigma}{\exp\left[-\left(\frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1}\left[1 - \exp\left(-\frac{E_1 t}{\eta_1}\right)\right]\right)^m\right]} - D_0 & \sigma < \sigma_s \\ \frac{\sigma}{\exp\left[-\left(\frac{\sigma}{E_0} + \frac{\sigma}{E_1}\left[1 - \exp\left(-\frac{E_1 t}{\eta_1}\right) + \frac{\sigma - \sigma_s}{\eta_2}\right]\right)^m\right]} - D_0 & \sigma > \sigma_s \end{cases} \quad (11)$$

由式(3)可知,有效应力 $\tilde{\sigma}$ 的增大引起分布标度 m 减小,进而导致总损伤变量 D_{tot} 变大,这是一个耦合的过程。设岩石开始进入加速蠕变的时刻为 t_c ,在 $t=t_c$ 时刻对应的应变值为 ε_a 、损伤阈值为 D_a ,则当 $\varepsilon > \varepsilon_a$ 和 $D > D_a$ 时, m 值跃变,随着损伤的不断积累,逐渐形成宏观裂隙,岩石进入加速蠕变阶段。

岩石在三维应力状态情况下,西原模型的总应变为

$$\varepsilon_{\text{tot}} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^{ve} + \varepsilon_{ij}^{vp} \quad (12)$$

式中, ε_{ij}^e 、 ε_{ij}^{ve} 、 ε_{ij}^{vp} 分别为虎克体、黏弹性体、黏塑性体的应变。

根据节理裂隙的产状、间距、条数、组数等参数求出初始损伤张量 Ω^0 。依据 Kawamoto^[16]建立的损伤张量为

$$\Omega^0 = \frac{l}{V} \sum_{k=1}^N a_k (\mathbf{n}_k \otimes \mathbf{n}_k) \quad (13)$$

式中, Ω^0 为节理岩体初始损伤张量; l 为节理间距; V 为样本体积; N 为 V 中节理数; a_k 为 V 中第 k 条节理表面积; \mathbf{n}_k 为 V 中第 k 条节理表面上的单位法向矢量,其值可以通过工程地质调查报告求得。

西原模型在常规三维应力情况下的轴向蠕变方程^[17]为

$$\varepsilon_{11} = \begin{cases} \left[\frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{9E_v} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{3G_0} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{3G_1} \left[1 - \exp\left(-\frac{G_1 t}{\eta_1}\right) \right] \right] & \sigma_1 - \sigma_3 < \sigma_s \\ \left[\frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{9E_v} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{3G_0} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{3G_1} \left[1 - \exp\left(-\frac{G_1 t}{\eta_1}\right) \right] + \frac{\sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_s}{3\eta_2} \right] & \sigma_1 - \sigma_3 > \sigma_s \end{cases} \quad (14)$$

式中, E_v 为体积模量; G 为剪切模量。

不考虑初始损伤,假定损伤为各向同性,在三维应力下的各主应力方向总损伤变量为

$$D_{ii} = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon_{ij}}{\omega}\right)^{m_i}\right] \quad (15)$$

岩石在三维应力情况下,随着蠕变的不断发展,岩石逐渐形成宏观裂隙,导致岩石强度的降低。当强度降低为加速蠕变应力阈值时岩石进入加速蠕变第一阶段,其有效应力为

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1 - D_{ij}} \quad (16)$$

进入加速蠕变后,由式(3)可知,分布标度 m 随之减小到 \tilde{m} ,由此可以推出进入加速蠕变第二阶段的损伤演化方程为

$$\tilde{D}_{ii} = D_{ii} + 1 - \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon_{ij}}{\omega}\right)^{\tilde{m}_i}\right] \quad (17)$$

蠕变方程迭代时间为 $t_a = t - t_c$,由此得出进入加速蠕变第二阶段的有效应力为

$$\tilde{\tilde{\sigma}}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{(1 - \tilde{D}_{ii})} \quad (18)$$

随着宏观裂隙的不断扩展,岩石的加速蠕变过程将会发生改变,此时只需将式(15)换作式(17)对模型继续进行上述迭代直至岩石破坏。

岩石加速蠕变是岩石材料由黏弹性形变向线性黏塑性形变和非线性黏塑性形变的发展过程^[18],因此可以利用岩石的有效塑性损伤应力作为加速蠕变阈值的判定依据。

假定岩石破坏服从 Drucker-Prager 屈服准则,其屈服函数可以表示为

$$F(\boldsymbol{\sigma}) = \psi I_1(\boldsymbol{\sigma}) + \sqrt{I_2(\boldsymbol{\sigma})} - M \quad (19)$$

式中, $\boldsymbol{\sigma}$ 为三维应力向量; ψ 、 M 为与岩石性质有关的参数,其值由下式求得,即

$$\begin{cases} \psi = \frac{\sqrt{3} \sin \varphi}{3\sqrt{3 + \sin^2 \varphi}} \\ M = \frac{\sqrt{3} C \cos \varphi}{\sqrt{3 + \sin^2 \varphi}} \end{cases} \quad (20)$$

其中 C 、 φ 分别为岩石的内聚力和摩擦角; I_1 为第一应力不变量; I_2 为第二应力不变量。 I_1 、 I_2 的表达式为

$$\begin{cases} I_1(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \\ I_2(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{6} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2] \end{cases} \quad (21)$$

在常规三轴应力下, I_1 、 I_2 可以简化为

$$I_1(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_1 + 2\sigma_3 \quad I_2(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{3}(\sigma_1 - \sigma_3)^2$$

未进入加速蠕变前的损伤演化方程如式(15)所示,若不考虑屈服面的硬化,当 $F(\boldsymbol{\sigma}) \leq 0$ 时,表示屈服失效^[19],将 I_1 、 I_2 代入式(19)可以得出进入塑性损伤阶段的最大主应力为

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{3\sqrt{3} C \cos \varphi + (\sqrt{3 + \sin^2 \varphi} - 2 \sin \varphi) \sigma_3}{\sin \varphi + \sqrt{3 + \sin^2 \varphi}} \quad (22)$$

在轴向主应力 σ_1 、 σ_3 作用下,稳态蠕变阶段最大有效轴向主应力与塑性损伤阶段最大主应力的关系为

$$\bar{\sigma}_1 = \lim_{t \rightarrow +\infty} \tilde{\sigma}_1 \quad (23)$$

由式(16)、式(23)解得加速蠕变阈值应力 $\sigma_{1\text{max}}$,当 $\sigma_1 > \sigma_{1\text{max}}$ 时,岩石由稳态蠕变阶段进入加速蠕变阶段。

将最大主应力方向的损伤总量 D_{11} 、最小主应力方向的损伤总量 D_{33} 代入式(16)中得

$$\begin{aligned} \frac{\bar{\sigma}_1}{1 - D_{11}} (\sin \varphi + \sqrt{3 + \sin^2 \varphi}) \\ = \left[\frac{(\sqrt{3 + \sin^2 \varphi} - 2 \sin \varphi) \sigma_3 + 3\sqrt{3} C \cos \varphi}{(1 - D_{33})} \right] \end{aligned} \quad (24)$$

将式(15)代入式(24)中,可以得到进入加速蠕变阶段的时间 t_c ,以此确定进入加速蠕变阶段的时间阈值和进入加速蠕变阈值的应变。

2 参数选取及模型验证

模型中,初始损伤是岩体未受工程扰动已存在的损伤,其值可以通过现场工程地质调查结果并依据式(13)获得;流变各项参数可通过岩石真三轴蠕变试验或者常规三轴蠕变实验获得,亦可由现场应力应变实测数据反演而得;岩石基本力学参数可由岩石物理力学实验获得。

模型可行性的验证在文献[20]的基础上进行。岩石的流变力学参数为:体积模量 $E_v=6.7$ GPa,剪切模量 $G_1=1.234$ GPa。黏弹性体的力学参数为: $G_2=3.307$ GPa,黏性系数的值 $\eta_1=1.031$ GPa·h, $\eta_2=0.528$ GPa·h。岩石的基本力学参数分别为: $C=2.0$ MPa, $E_0=10$ GPa, $\varphi=50^\circ$, $\mu=0.25$, σ_c 取70~80 MPa, $\sigma_1=50$ MPa, $\sigma_3=20$ MPa, $\varepsilon_c=0.0171$, $m=4.2$, $\omega=0.024$, $\Omega=0$ 。进入加速蠕变阶段的塑性损伤应力为 $\bar{\sigma}_1=57.4$ MPa,当 $\sigma_{1max}=46.5$ MPa时进入加速蠕变阶段。由式(24)可求得 $t_c=9.7$ d,不计初始损伤,减速和匀速蠕变阶段的有效应力曲线如图1所示。

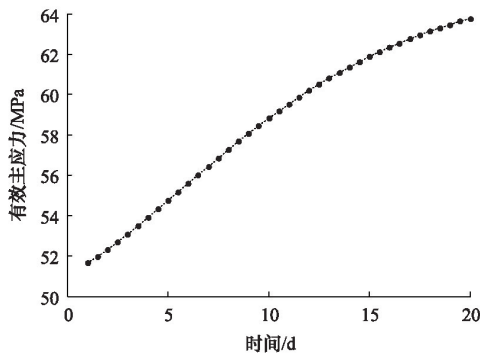


图1 岩石有效主应力曲线

Fig. 1 Effective rock maximum principal stress curve

不同分布标度下的损伤演化曲线如图2所示。

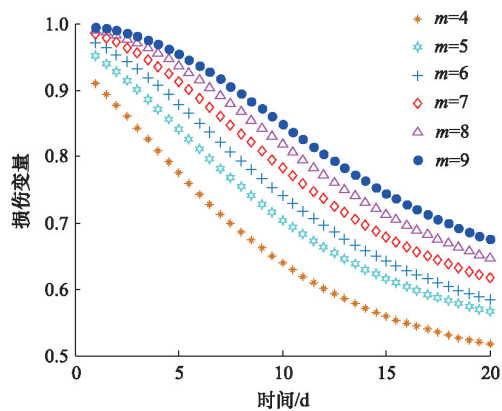


图2 不同分布标度下损伤演化曲线

Fig. 2 Damage evolution curves in different distribution scales

在三维应力下($\sigma_1=50$ MPa, $\sigma_3=20$ MPa),蠕变经历减速蠕变和等速蠕变,当应力大于加速蠕变阈值时,分布标度 m 随之变小,岩石损伤不断积累而形成宏观裂隙。当 m 小于5时,损伤变量 D 变化量明显增大,岩石由黏弹性转变为黏塑性,微裂隙开始贯通形成宏观裂隙,岩石逐渐破坏。

不同分布标度下的蠕变全过程曲线如图3所示。当岩石所受的三维应力较高时,较大的分布标度也将使岩石进入加速蠕变过程而产生破坏,这符合岩石的真实破坏情况。当 $m < 5$ 时,由于只在减速匀速蠕变过程中考虑了应变对有效应力的影响,使加速蠕变初值发生跃变,表明此时岩石内部的微裂隙不断发展,出现了宏观裂隙。

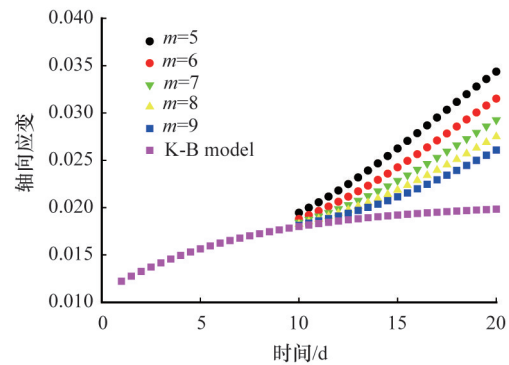


图3 不同分布标度下蠕变曲线

Fig. 3 Complete curves of creep in different distribution scales

不同主应力下加速蠕变过程曲线如图4所示。由Drucker-Prager屈服准则确定的加速蠕变阈值应力 $\sigma_{1max}=46.5$ MPa。当 $\sigma_3=20$ MPa, $\sigma_1 > 50$ MPa时,岩石进入明显的加速蠕变过程,说明模型能够准确地描述加速蠕变过程。

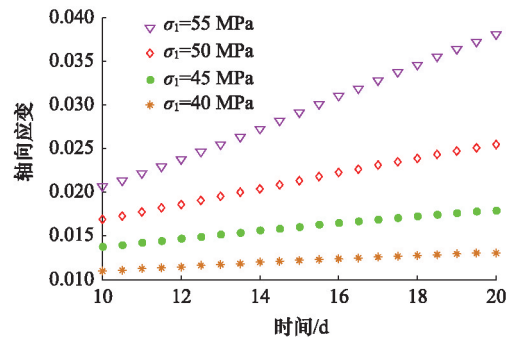


图4 不同轴向主应力下加速蠕变曲线

Fig. 4 Accelerated creep curves under different the maximum principal stresses

3 渗流与流变耦合分析

在蠕变损伤模型的基础上考虑蠕变应变及有效应力与渗流的耦合关系,对不同工况下的井下涌水量进行分析和预测。

1) 考虑渗流与应变的耦合关系^[21]。在稳态蠕变阶段,岩

石的渗流基本处于稳定状态,渗流速率随时间变化不明显。当岩石进入加速蠕变后,岩石渗流速率明显增大,且增大围压可以减小渗流加速度。依据立方体渗流定律,岩石的渗透系数按照下式演化^[22],即

$$k_c = (1 - \Omega)k^M + \Omega k^T (1 + \varepsilon_w^{PF})^3 \quad (25)$$

式中, k^M 和 k^T 分别为非损伤岩石及破裂岩石的渗透系数; ε_w^{PF} 为缺陷相的塑性体积应变,其中压应变为负,拉应变为正。

当 $\bar{\sigma}_1 < \bar{\sigma}$ 时,岩石未进入塑性损伤阶段,此时 ε_w^{PF} 取值为 0。当 $\bar{\sigma}_1 > \bar{\sigma}$ 时,岩石进入塑性损伤阶段, ε_w^{PF} 值可按下式取得,即

$$\varepsilon_w^{PF} = \Omega \varepsilon_w^P \quad (26)$$

式中, ε_w^P 为非损伤岩石的塑性应变。

2) 考虑应力与渗流的耦合作用。应力与渗流的耦合作用可以通过渗流系数的负指数方程来描述^[23],即

$$K_s = \begin{cases} K_0 e^{-\beta(\sigma_1 - \alpha p)} & D = 0 \\ \xi K_0 e^{-\beta(\sigma_1 - \alpha p)} & 0 < D < 1 \end{cases} \quad (27)$$

式中, K_0 为初始渗透系数; ξ 为渗透率突跳系数; α 为渗透压系数; β 为耦合系数; p 为渗透压, MPa。当 σ_1 的取值分别为塑性损伤应力 $\bar{\sigma}_1$ 和加速蠕变阈值应力 σ_{1max} 时,求得应力与渗流耦合的渗流系数 K_s , 以此判断蠕变对渗流速度的影响。

4 工程应用

4.1 力学参数

三山岛金矿新立矿区为海下开采的大型黄金矿山,一直采用脉内点柱嗣后充填法开采。为降低矿石损失率和实现安全开采海底金矿资源,在采深 400 m 以下考虑逐步减少海底采场点柱的留设。但随之带来的问题是充填采场能否保持整体稳定,而不发生大范围的地压活动。点柱及顶底柱减少后,其支撑上盘围岩的作用逐渐减弱直至消失,势必导致采区大范围应力调整、上下盘围岩变形加速,有可能导致断层活化,发生海底顶板突水。更为重要的是,在长期的开采扰动及水力作用的影响下,能否继续保持采场的稳定性。因此,利用岩石蠕变模型研究采场在长期应力与渗流作用下的稳定性,对海下安全高效开采具有重要的指导意义。

新立矿区区内构造形式为褶皱构造和断裂构造,以近东西向、北东向和北西向构造为主体。上下盘矿床矿石类型多为石英脉为蚀变岩混合型,一般上部多为含金石英脉型,下部多为网脉状含金硫化物蚀变岩型。在同一条断裂带上矿床具有等间距分布的规律。各中段节理裂隙分布比较离散,明显优势裂隙较少,可近似认作随机节理裂隙。由于海水对岩石的软化作用和水力作用,参考三山岛金矿岩体质量分级结果采用折减系数法得到岩体力学参数如表 1 所示。

原岩应力包括自重应力和构造应力,根据地应力测量结果,最大主应力和最小主应力随垂直深度 H 的变化规律为

$$\sigma_{hmax} = 0.11 + 0.0539H$$

$$\sigma_{hmin} = 0.13 + 0.0181H$$

表 1 岩体力学参数

Table 1 Mechanical parameters of rock mass

矿岩类型	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性 模量/ GPa	黏聚 力/ MPa	摩擦 角/ $(^\circ)$	泊松比	膨胀角/ ($^\circ$)
上盘	2700	4.03	5.72	30.6	0.20	5
矿体	2710	4.51	6.43	32.6	0.19	5
下盘	2640	5.13	10.7	36.94	0.24	5
充填体	1820	0.54	0.25	28.15	0.25	10

4.2 数值分析

三山岛金矿海底矿床平均厚度为 15 m,矿体倾角为 48° ,采矿点柱充填法开采,设计点柱尺寸为 $3.5\text{ m}\times 3.5\text{ m}$,点柱沿矿体走向间距(中心距)为 10 m,垂直矿体走向间距为 8 m。利用 ANSYS 对矿体开采进行数值模拟分析,建立 ANSYS 模型如图 5 所示,模型尺寸为 $710\text{ m}\times 510\text{ m}\times 200\text{ m}$ 。模型共划分为 15966 个单元,约束条件取两侧为限制水平方向位移的支座,底部为限制垂直方向和水平方向位移的固定支座。矿体开采 5 个中段后,矿柱内最大主应力分布如图 6 所示。

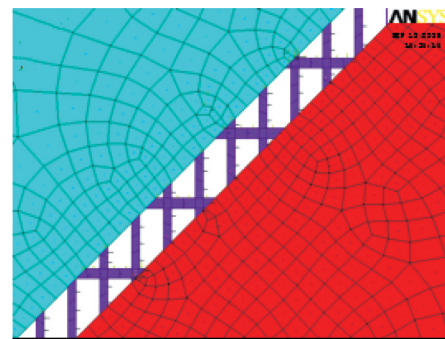


图 5 采场模型

Fig. 5 Stope model sketch

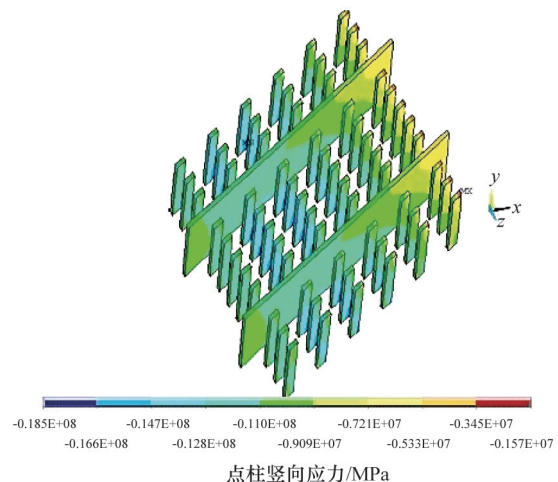


图 6 点柱应力分配

Fig. 6 Stress redistribution in pillars of stopes

随着开采深度的增加,点柱所受到的应力逐渐增大,矿柱最大竖向应力为 18.5 MPa。采场充填后,采场下部充填体内水平应力达到 0.43 MPa。为确定点柱在长期应力作用下的稳定性,采用本文蠕变损伤模型对其进行黏弹塑性分析。

考虑到矿柱所受的围压较小,在 INSTRON 1346 型电液伺服材料控制机上进行岩石的单轴压缩试验,岩石单轴压缩的全应力应变曲线如图 7 所示。由实验结果可知,岩石的峰值抗压强度 $\sigma_c=82.8$ MPa,峰值形变 $\varepsilon_c=0.0067$,充填体围压 $\sigma_3=0.45$ MPa,由式(3)求得初始分布标度 $m=2.18$,由式(4)求得形态参数 $\omega=0.0096$ 。

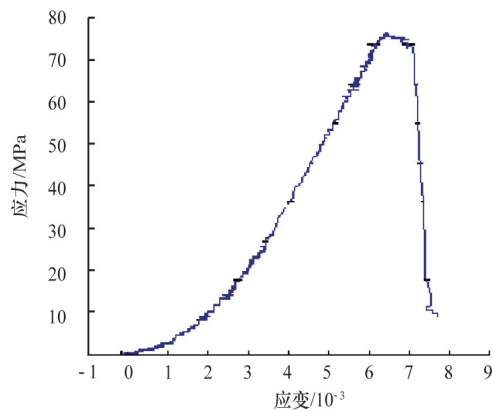


图7 岩石单轴压缩全应力应变曲线

Fig. 7 Rock stress-strain curve under uniaxial compression

三山岛新立矿区点柱岩石的蠕变力学参数为:体积模量 $E_v=10.22$ GPa,剪切模量 $G_0=7.98$ GPa;黏弹性体的力学参数为: $E_1=16.82$ GPa, $G_0=7.07$ GPa,黏性系数 $\eta_1=4.14$ GPa·h, $\eta_2=3.24$ GPa·h。

利用式(22)、式(23)求得进入塑性损伤阶段的最大主应力 $\bar{\sigma}_1=60.37$ MPa,考虑蠕变损伤的加速蠕变应力阈值 $\sigma_{1max}=52.2$ MPa。现阶段的最大主应力为 18.78 MPa,因此开挖后点柱不会进入加速蠕变阶段。

4.3 渗流分析

根据应变与渗流的耦合关系,当岩石处于减速及稳态蠕变阶段时,经充填后采场的涌水量不会发生较大变化。考虑应力对渗流的影响,岩石渗流力学参数为:渗透率突跳系数 $\xi=3.6$,渗透压系数 $\alpha=0.8$,耦合系数 $\beta=0.0213$,渗透压 $p=3.5$ MPa。将塑性损伤应力 $\bar{\sigma}_1$ 、加速蠕变阈值应力 σ_{1max} 代入式(27)得到与应力耦合的渗流系数 K_c 分别为 $1.24K_0$ 和 $1.04K_0$ 。

计算结果表明,在稳态蠕变阶段,较大的应力对渗流的耦合作用随着有效应力的增大有一定的增强。由于水岩的流固耦合作用及海底开采岩层特征,应避免矿柱的应力大于加速蠕变应力阈值,在经济安全的前提下,取安全系数为 1.5,将矿柱的应力控制在 40 MPa 以下。

综上所述,为保证-400 m 以上富水中段回采的安全可靠性,采用点柱尺寸为 3.5 m×3.5 m,沿矿体走向间距 10 m,垂直

矿体走向间距 8 m,点柱是稳定的。根据研究结果结合矿山实际开采条件,在下中段的回采设计中适当增大点柱的间距,沿矿体走向间距设计为 12 m,垂直矿体走向间距设计为 10 m,降低矿石损失率约 8%,取得了较好的经济效益。

5 结论

基于损伤统计理论,建立了一个参数获取相对简单的三维非线性流变模型,并给出了由稳态蠕变向加速蠕变过渡的判定方法。模型充分考虑了岩石的基本力学参数和工程地质调查结果,可推广至其他流变物理模型,对大型岩土工程的蠕变渗流分析具有较强的适应性和较大的工程应用价值。

利用非线性流变模型,对三山岛金矿海底开采点柱稳定性进行了分析,结果表明在现在的采场参数下,岩石不会进入加速蠕变阶段,岩石的渗流基本处于稳定状态。为减少矿石的损失率,在-400 m 以下的采场可以逐步增大点柱的间距。

参考文献(References)

- [1] 李夕兵, 刘志祥, 彭康, 等. 金属矿滨海基岩开采岩石力学理论与实践[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(10): 1945-1953.
Li Xibing, Liu Zhixiang, Peng Kang, et al. Theory and practice of rock mechanics related to exploitation of undersea metal mine[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(10): 1945-1953.
- [2] 陈玉民, 修国林. 海底大型金属矿床高效开采与安全保障技术研究[J]. 中国矿业, 2012, 21(增1): 15-19.
Chen Yumin, Xiu Guolin. Research on technology of efficient mining and security in large-undersea metal deposit[J]. China Mining Magazine, 2012, 21(Suppl 1): 15-19.
- [3] 谢和平. 岩石与混凝土损伤力学[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 1990.
Xie Heping. Damage mechanics of rock and concrete[M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology Press, 1990.
- [4] 杨春和, 陈锋, 曾义金. 盐岩蠕变损伤关系研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002(11): 1602-1604.
Yang Chunhe, Chen Feng, Zeng Yijin. Investigation on creep damage constitutive theory on salt rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002(11): 1602-1604.
- [5] 田洪铭, 陈卫忠, 田田, 等. 软岩蠕变损伤特性的试验与理论研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(3): 610-617.
Tian Hongming, Chen Weizhong, Tian Tian, et al. Experimental and theoretical studies of creep damage behavior of soft rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(3): 610-617.
- [6] Maranini E, Yamaguchi T. A non-associated viscoplastic model for the behaviour of granite in triaxial compression[J]. Mechanics of Materials, 2001, 33(5): 283-293.
- [7] 缪协兴, 陈至达. 岩石材料的一种蠕变损伤方程[J]. 固体力学学报, 1995, 16(4): 343-346.
Miao Xiexing, Chen Zhida. A creep damage equation for rocks[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 1995, 16(4): 343-346.
- [8] 张强勇, 杨文东, 张建国, 等. 变参数蠕变损伤本构模型及其工程应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(4): 732-739.
Zhang Qiangyong, Yang Wendong, Zhang Jianguo, et al. Variable

- parameters based creep damage constitutive model and its engineering application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(4): 732-739.
- [9] Borchert K M, Hebenner H. Creep calculation on salt by using an endochronic material law compared to other creep formulation[J]. Trans Tech Publications, 1984, 21(4): 573-587.
- [10] Aubertin M, Sgaoula J, Gill D E. A viscoplastic-damage model for soft rocks with low porosity[C]// 8th ISRM Congress. Salzburg: International Society for Rock Mechanics, 1995.
- [11] 李栋伟. 深部冻结勃土蠕变损伤耦合本构模型及应用研究[D]. 淮南: 安徽理工大学, 2011.
Li Dongwei. The coupled creep damaged constitutive model for deep frozen clay and its engineering application[D]. Huainan: Anhui University of Science & Technology, 2011.
- [12] 金丰年. 岩石的非线性蠕变[M]. 南京: 河海大学出版社, 1998.
Jin Fengnian. Nonlinear creep of rock[M]. Nanjing: Hehai University Press, 1998.
- [13] 任建喜. 单轴压缩岩石旱变损伤扩展微观机理CT实时试验[J]. 水利学报, 2002(1): 10-15.
Ren Jianxi. CT real time testing on meso-mechanism of creep damage propagation in rock under uniaxial compression[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2002(1): 10-15.
- [14] 陈忠辉, 谢和平. 综放开采顶煤冒放性的损伤力学分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(8): 1136-1140.
Chen Zhonghui, Xie Heping. Study on failing ability of top coal during top coal caving by damage mechanics[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(8): 1136-1140.
- [15] 杨明辉, 赵明华, 曹文贵. 岩石损伤软化统计本构模型参数的确定方法[J]. 水利学报, 2005, 36(3): 345-349.
Yang Minghui, Zhao Minghua, Cao Wengui. Method for determining the parameters of statistical damage softening constitutive model for rock[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2005, 36(3): 345-349.
- [16] Kawamoto T, Ichikawa Y, Kyoya T. Deformation and fracturing behaviour of discontinuous rock mass and damage mechanics theory[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1988, 12(1): 1-30.
- [17] 齐亚静, 姜清辉, 王志俭, 等. 改进西原模型的三维蠕变本构方程及其参数辨识[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(2): 347-355.
Qi Yajing, Jiang Qinghui, Wang Zhijian, et al. 3D creep constitutive equation of modified Nishihara model and its parameters identification [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2012, 31(2): 347-355.
- [18] 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.
- [19] 孙珍平, 高召宁, 孟祥瑞. 基于德鲁克-普拉格准则的围岩损伤区渗透系数研究[J]. 长江科学院院报, 2013, 30(3): 26-29.
Sun Zhenping, Gao Zhaoning, Meng Xiangrui. Permeability coefficient of damage zone of surrounding rock based on Drucker-Prager Criterion [J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2013, 30(3): 26-29.
- [20] 王文涛. 裂隙岩体损伤流变模型研究及其工程应用[D]. 济南: 山东大学, 2008.
Wang Wentao. The Study on damage Rheological Model of fractured rockmass and its engineering application[D]. Jinan: Shandong University, 2008.
- [21] 王来宾, 徐卫亚, 王伟, 等. 坝基硬岩蠕变特性试验及其蠕变全过程中的渗流规律[J]. 岩石力学工程与学报, 2010, 25(9): 960-969.
Wang Laibin, Xu Weiya, Wang Wei, et al. Experimental investigation on creep behaviors in dam foundation and its seepage laws during complete process of rock creep[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 25(9): 960-969.
- [22] 贾善坡, 陈卫忠, 于洪丹, 等. 泥岩弹塑性损伤本构模型及其参数辨识[J]. 岩土力学, 2009, 30(12): 3607-3614.
Jia Shanpo, Chen Weizhong, Yu Hongdan, et al. Parameter identification of new elasto-plastic damage constitutive model for claystone[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(12): 3607-3614.
- [23] 杨天鸿, 唐春安, 梁正召. 脆性岩石破裂过程损伤与渗流耦合数值模型研究[J]. 力学学报, 2003, 35(5): 533-540.
Yang Tianhong, Tang Chun'an, Liang Zhengzhao. Study on model of damage and flow coupling in brittle rock failure process[J]. Acta Mechanica Sinica, 2003, 35(5): 533-540.

(责任编辑 韩明星)

·学术动态·



2015 中国(上海)国际智能制造大会召开

2015年6月3—5日,由中国自动化学会、国家可信嵌入式工程技术研究中心等主办的2015中国(上海)国际智能制造大会暨嵌入式大会在上海召开,制造业、自动化、信息化领域的专家及国内外知名企业代表等近600位专家与会,围绕支撑智能制造的关键技术及应用于垂直行业的智能化解决方案展开交流。

本次大会围绕“智能互联,驱动工业革命”主题,安排4个大会报告、3个技术分会、3个应用分会及展览展示等。中国自动化学会副理事长、东北大学柴天佑作“智能制造与智能优化制造”大会报告,中国自动化学会副理事长兼秘书长、中国科学院自动化研究所复杂系统管理与控制国家重点实验室主任王飞跃作“平行时代的智能制造体系”大会报告。

详见中国科协网<http://www.cast.org.cn/n35081/n35548/n38620/16468779.html>。