

基于全尾砂充填体非线性本构模型的深井充填强度指标

柯愈贤, 王新民, 张钦礼, 刘恩彦
(中南大学 资源与安全工程学院, 湖南 长沙 410083)

摘 要: 目前矿山深井充填体强度指标是类比浅部充填经验来确定的,为改变这种不合理局面,根据某深井开采矿山全尾砂充填体单轴压缩实验的应力-应变关系曲线,建立了全尾砂充填体峰值应力前的非线性本构模型.结合全尾砂充填体与深部围岩耦合作用下能量损耗相近的原则,得出了全尾砂充填体抗压强度设计公式.实例研究结果表明:建立的全尾砂充填体峰值应力前的非线性本构模型与实验结果吻合;深部开采全尾砂充填体强度指标与围岩原岩应力、弹性模量以及充填体本身的力学性能有关,采用非线性本构模型确定的全尾砂充填体强度指标比采用线性本构模型确定的强度指标更精确.

关 键 词: 全尾砂;本构模型;深井开采;充填体强度

中图分类号: TD 853 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2017)02-0280-04

Strength Determination of Crude Tailings Backfill in Deep Mine Based on Non-linear Constitutive Model

KE Yu-xian, WANG Xin-min, ZHANG Qin-li, LIU En-yan
(School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China. Corresponding author: WANG Xin-min, E-mail: wxm1958@126.com)

Abstract: Backfill strength in deep mining is commonly determined by analogy with shallow mining experience at present. In order to change this unreasonable situation, non-linear constitutive models of crude tailing backfills (CTBs) before peak strength were constructed based on uniaxial compression experimental results of CTBs in a deep mine, and the equation of necessary compressive strength was consequently derived based on the principle that there is approximate energy loss within a backfill and surrounding rock compound system. It is proved by a case study that the non-linear constitutive model of CTB before peak strength is identical to the experimental result and that the CTB strength in deep mining is related not only to the mechanical performance of the CTB itself, but also to the in-situ stress and elastic modulus of surrounding rock. The case study also suggests that the calculated necessary backfill strength by the non-linear constitutive model is more accurate than that by the linear constitutive model.

Key words: crude tailings; constitutive model; deep mining; strength of backfill

随着浅部资源的逐渐枯竭,矿产资源开采向深部推进已成为未来发展趋势^[1].全尾砂充填采矿法不仅可以有效控制深部开采特有的安全难题(如控制岩爆、降低工作面温度、保障作业安全),还可以解决地面尾矿库建设占用大量土地,恶化人类赖以生存的自然环境的难题,因此,绝大部分

深部开采矿山均首选全尾砂充填采矿法^[2-3].
目前深部开采相关充填理论体系尚未形成,深部开采充填体的强度设计均类比浅部充填理论.但是,深部开采技术条件与浅部开采差异大,按照浅部充填理论选择充填体强度指标,往往造成不必要的水泥浪费或者强度达不到工程实际要

求. 针对上述问题, 国内外学者进行了大量研究工作: Berndt, Fall 和 Belem 等从力学角度对充填体的破坏特征进行了大量研究^[4-6]; Liu 等基于损伤力学理论研究了深部开采高阶尾砂充填体破坏的能量耗损规律及强度的非线性优化设计^[7]; 马斐等基于变形量控制对充填体力学参数进行了研究^[8]; 周士霖根据深部开采充填体的不同破坏形式建立了剪切控制型和强度控制型破坏模型^[9]. 但上述研究均将充填体视为线弹性介质, 较难真实反映充填体破坏前的实际力学特性, 因为充填体是一种多相复合非线性介质; 而且相对于浅部开采, 深部开采围岩应力高, 聚集的应变能大, 充填体的主要作用是控制和减轻应变能瞬间发生释放(岩爆), 这也从另一方面对充填体的质量和强度设计提出了更高的要求.

本文根据某矿全尾砂充填体单轴压缩实验的应力-应变曲线在峰值应力前呈三次多项式函数变化趋势的特征, 建立了 5 种不同配比全尾砂充填体峰值应力前的非线性本构模型. 在此基础上, 根据深部开采过程中全尾砂充填体与围岩耦合作用下能量损耗相近的原则, 通过线性回归分析, 得出了深部开采全尾砂充填体强度指标设计公式, 为确定深部开采全尾砂充填体强度指标提供了理论依据.

1 全尾砂充填体力学实验与分析

某矿全尾砂, 粒径组成(粒径/mm, 质量分数/%)为: >0.5, 1.7; 0.5~0.25, 22.6; 0.25~0.075, 39.1; 0.075~0.05, 12.3; 0.05~0.005, 21.3; <0.005, 3. 采用全尾砂与 32.5 普通硅酸盐水泥制备质量分数为 68%, 灰砂比分别为 1:4, 1:6, 1:8, 1:10 和 1:12 的 5 组试块. 20℃标准恒温养护箱养护 28 d 后, 用 MTS Landmark 实验机对试块进行单轴压缩实验. 5 种不同配比全尾砂充填体的单轴抗压应力-应变曲线如图 1 中实线所示.

由图 1 可知, 峰值应力前, 全尾砂充填体变形主要分为三个阶段:

1) 加载初期, 应力-应变曲线呈明显的下凹形(如图 1 中曲线 1 的 OA 段), 曲线斜率随着应力的增加而快速增大, 这主要是因为充填体内的微孔隙、微裂纹被逐渐压密, 充填体抵抗变形的能力快速增强, 充填体弹性模量快速增大. 充填配比越高, 压密过程越明显.

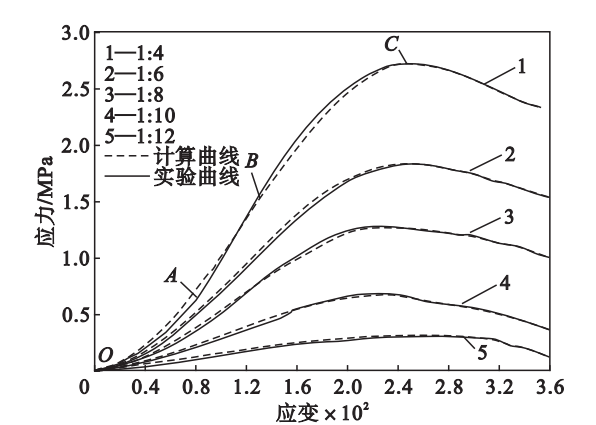


图 1 全尾砂充填体单轴抗压应力-应变曲线
Fig. 1 Uniaxial compressive stress-strain curves of CTBs

2) 随着加载的增大, 应力-应变曲线呈微微下凹形(如图 1 中曲线 1 的 AB 段), 曲线斜率随着应变的增加而稍有增加, 表明充填体进入弹性阶段, 充填体弹性模量增加不大.

3) 加载继续增大, 应力-应变曲线呈明显的上凸形(如图 1 中曲线 1 的 BC 段), 曲线斜率随着应力的增加而逐渐减小至零, 表明充填体进入屈服阶段, 充填体内原有微裂纹开始扩展, 并产生新裂纹, 充填体抵抗变形的能力逐渐减小, 充填体弹性模量逐渐减小. 充填配比越高, 屈服过程越明显.

由上述分析可知, 峰值应力前, 随着应力的增大, 全尾砂充填体应力-应变曲线由明显的下凹形逐渐变为上凸形, 应力-应变关系并不呈线性正比关系, 而是呈明显的三次多项式函数变化趋势.

2 全尾砂充填体非线性本构模型

由上述实验与分析可知, 全尾砂充填体在峰值应力 σ_M (即抗压强度) 前应力 σ 和应变 ε 之间存在良好的三次多项式函数关系, 设其表达式为

$$\sigma = a\varepsilon + b\varepsilon^2 + c\varepsilon^3. \quad (1)$$

式中 a, b 和 c 为常数.

根据实验得到的全尾砂充填体应力-应变曲线及其边界条件有

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \Big|_{\varepsilon=\varepsilon_M} &= 0, \\ \sigma \Big|_{\varepsilon=\varepsilon_M} &= \sigma_M, \\ \frac{d^2\sigma}{d\varepsilon^2} \Big|_{\varepsilon=\varepsilon_S} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中: ε_M 为相应峰值应力的应变; ε_S 为相应屈服应力的应变(曲线拐点处).

将式(1)代入式(2)可得出有关 a, b 和 c 的 3

个方程,解方程组得到:

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{(6\varepsilon_s - 3\varepsilon_M)\sigma_M}{\varepsilon_M(3\varepsilon_s - 2\varepsilon_M)}, \\ b &= \frac{3\varepsilon_s\sigma_M}{\varepsilon_M^2(2\varepsilon_M - 3\varepsilon_s)}, \\ c &= \frac{\sigma_M}{\varepsilon_M^2(3\varepsilon_s - 2\varepsilon_M)}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

根据实验数据(图 1 中实线),可得到不同配

比全尾砂充填体的峰值强度、峰值应变和屈服应变参数,将其分别代入式(3)和式(1),可得到不同配比全尾砂充填体应力-应变的非线性本构方程(见表 1)。

根据尾砂充填体应力-应变的非线性本构方程得出的不同配比全尾砂充填体峰值应力前的应力-应变的计算曲线(图 1 中虚线)与实验测得曲线吻合。

表 1 全尾砂充填体峰值应力前非线性本构方程

Table 1 Non-linear constitutive equations before peak stress for CTBs with different cement-tailing ratios

配比	σ_M/MPa	ε_M	ε_s	非线性本构方程
1:4	2.72	0.024 7	0.012 1	$\sigma = 12.61\varepsilon + 12\,354.08\varepsilon^2 - 340\,332.72\varepsilon^3$
1:6	1.82	0.023 9	0.011 5	$\sigma = 15.46\varepsilon + 8\,265.00\varepsilon^2 - 239\,565.32\varepsilon^3$
1:8	1.28	0.023 2	0.011 2	$\sigma = 10.34\varepsilon + 6\,242.57\varepsilon^2 - 185\,790.73\varepsilon^3$
1:10	0.68	0.022 8	0.010 3	$\sigma = 13.29\varepsilon + 2\,749.67\varepsilon^2 - 88\,986.04\varepsilon^3$
1:12	0.32	0.025 4	0.006 6	$\sigma = 14.87\varepsilon + 316.80\varepsilon^2 - 16\,000.03\varepsilon^3$

3 深井全尾砂充填体强度指标

深部矿石开采前,矿岩处于原始平衡状态,矿石开采形成采空区,围岩卸载并释放能量;全尾砂充填体充入采空区后受到围岩变形的压缩而产生抗力,抑制围岩变形,达到新的平衡状态,同时蓄积变形能.也就是说,深部开采过程中,全尾砂充填体与围岩在耦合作用下存在能量交换,可以从能量角度分析全尾砂充填体的强度指标。

3.1 全尾砂充填体蓄能分析

考虑到深部开采过程中,全尾砂充填体至少暴露一侧,分析最危险情况并对模型加以简化,即考虑一维情况.单轴压缩下,单位体积全尾砂充填体达到峰值应力时蓄积的能量(即峰值比能 V_F)可按下式计算^[10]:

$$V_F = \int_0^{\varepsilon_M} \sigma d\varepsilon = \frac{\sigma_M \varepsilon_M (8\varepsilon_s - 5\varepsilon_M)}{12\varepsilon_s - 8\varepsilon_M}. \quad (4)$$

根据实验结果和式(4),计算出配比为 1:4,1:6,1:8,1:10 和 1:12 时,全尾砂充填体峰值比能(MJ/m^3)分别为 0.034 2,0.022 5,0.015 3,0.008 3 和 0.004 9.可见,全尾砂充填体配比越高,峰值比能越大。

3.2 全尾砂充填体强度指标

对不同配比全尾砂充填体抗压强度 V_F 和峰值比能 σ_M 进行线性回归分析,如图 2 所示。

V_F 和 σ_M 回归方程如下:

$$V_F = 10^{0.346\,29\sigma_M - 2.336\,52}. \quad (5)$$

经回归检验,式(5)的相关系数为 95.03%,

满足工程精度要求^[7,9]。

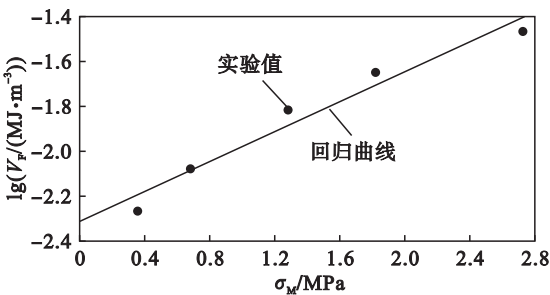


图 2 V_F 与 σ_M 的回归曲线

Fig. 2 Regression curve of V_F and σ_M

由于深部围岩的刚度远大于全尾砂充填体的刚度,围岩可采用线弹性模型.文献[10]中详细给出了围岩比能 V_R (矿石开采后单位体积围岩释放的能量)的计算过程(不考虑围岩的构造应力),即

$$V_R = \int_0^{\varepsilon_0} \sigma d\varepsilon = \frac{\sigma_0^2}{2E_0} = \frac{\gamma^2 H^2}{2E_0}. \quad (6)$$

式中: σ_0 为原岩应力; E_0 为围岩弹性模量; H 为上覆岩层厚度; γ 为上覆岩层容重。

根据深部开采过程中全尾砂充填体与岩体耦合作用下能量损耗相近的原则,并结合式(4)和式(6),全尾砂充填体的强度指标设计公式为

$$\sigma_M = 2.887\,75 \lg \frac{K\sigma_0^2}{E_0} + 5.877\,99. \quad (7)$$

式中 K 为安全系数。

式(7)表明深部开采全尾砂充填体强度指标除与充填体本身的力学性能有关外,还与围岩原岩应力和弹性模量有关.围岩原岩应力越大、弹性模量越小,所需的全尾砂充填体强度越高。

不考虑围岩的构造应力,则式(7)可写成:

$$\sigma_M = 2.887\,751g \frac{K\gamma^2 H^2}{E_0} + 5.877\,99 \quad (8)$$

设围岩容重 $\gamma = 27\text{ kN/m}^3$, 围岩弹性模量 E_0 分别为 15, 20, 25 和 30 GPa, 安全系数 K 取 1.05, 由式(8)计算的不同开采深度所要求的全尾砂充填体强度指标如图 3 所示。

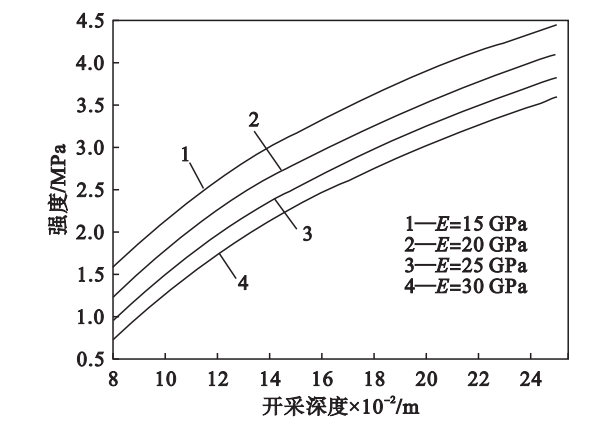


图 3 不同开采深度所要求的全尾砂充填体强度
Fig. 3 Compressive strength of CTB for different mining depths

从图 3 可看出, 围岩弹性模量越低或埋藏越深, 深部开采所要求的全尾砂充填体强度越高。

4 实例运用

某深部开采矿山最大开采深度为 1 050 m, 设计采用全尾砂阶段空场嗣后充填采矿法, 围岩容重 27 kN/m³、弹性模量 28 GPa, 安全系数取 1.02。按照线性本构模型确定的全尾砂充填体强度指标为 1.56 MPa^[7], 根据式(8)计算的强度指标为 1.45 MPa。

矿山生产实践表明, 按照全尾砂充填体非线性本构模型确定的全尾砂充填体强度指标 1.45 MPa 是合理的, 实现了矿山的安全低成本开采^[11]。

5 结 论

- 1) 全尾砂充填体峰值应力前的应力 - 应变关系并不呈线性正比关系, 而是呈非线性的三次多项式函数变化趋势。
- 2) 全尾砂充填体配比越高, 峰值比能越大, 充填体承载力越强。
- 3) 深部开采全尾砂充填体强度指标除与充填体本身的力学性能有关外, 还与围岩原岩应力和弹性模量有关。围岩原岩应力越大、弹性模量越

小, 所需的全尾砂充填体强度越高。

4) 利用全尾砂充填体非线性本构模型确定的某深部开采矿山所需的全尾砂充填体强度指标为 1.45 MPa, 实现了矿山的安全低成本开采, 为矿山全尾砂充填体强度设计提供了一定理论依据。

参考文献:

[1] 董陇军, 李夕兵, 李萍萍. 深井开采灾害应对决策技术综述 [J]. 中国有色金属学报, 2009, 61(1): 116 - 120.
(Dong Long-jun, Li Xi-bing, Li Ping-ping. Crucial understanding and decision-making technology for deep mining [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2009, 61(1): 116 - 119.)

[2] Sheshpari M. A review of underground mine backfilling methods with emphasis on cemented paste backfill [J]. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 20(13): 5183 - 5208.

[3] Sheshpari M. A review on influential parameters on the strength of cemented paste backfill: part I [J]. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 20(22): 12443 - 12465.

[4] Berndt C C, Rankine K J, Sivakugan N N. Materials properties of barricade bricks for mining applications [J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2007, 25(4): 449 - 471.

[5] Fall M, Benzaazoua M, Saa E G. Mix proportioning of underground cemented tailings backfill [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2008, 23(1): 80 - 90.

[6] Belem T, Benzaazoua M. Design and application of underground mine paste backfill technology [J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2008, 26(2): 147 - 174.

[7] Liu Z X, Lan M, Xiao S Y, et al. Damage failure of cemented backfill and its reasonable match with rock mass [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2015, 25(3): 954 - 959.

[8] 马斐, 张东升, 张晓春. 基于变形量控制的充填体力学参数研究 [J]. 岩土力学, 2007, 28(sup1): 545 - 548.
(Ma Fei, Zhang Dong-sheng, Zhang Xiao-chun. Research on properties of the filled body based on the deformation control [J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(sup1): 545 - 548.)

[9] 周士霖. 深部开采充填体稳定性及与岩体智能匹配研究 [D]. 长沙: 中南大学, 2012.
(Zhou Shi-lin. Research on stability of filling and intelligent matching between filling and rock mass in deep mining [D]. Changsha: Central South University, 2012.)

[10] Du K, Li X B, Li D Y, et al. Failure properties of rocks in true triaxial unloading compressive test [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2015, 25(2): 571 - 581.

[11] 鄯善联合矿业有限公司. 新疆鄯善县细沙沟铁矿充填采矿关键技术综合研究 [R]. 长沙: 中南大学, 2014.
(Shanshan Mining Corporation Limited. Comprehensive research on key technology of filling mining in Xinjiang Shanshan Xishagou Iron Mine [R]. Changsha: Central South University, 2014.)