



分段胶结充填法非胶结充填体 顶水高度的力学模型

张爱卿^{1,2}, 吴爱祥², 王贻明², 王洪江², 尹升华², 王正英³

- (1. 北华航天工业学院 建筑工程学院, 廊坊 065000;
2. 北京科技大学 膏体充填采矿技术研究中心, 北京 100083;
3. 山东能源临沂矿业集团有限责任公司 会宝岭铁矿, 临沂 277700)

摘 要: 为了预防分段胶结充填过程中非胶结充填体顶水高度过大导致充填挡墙破坏而发生跑浆事故, 在满足一定假设条件和必要前提的基础上, 建立非胶结充填体顶水高度力学模型, 并进行理论求解。以某铁矿充填采场为工程分析实例, 采用控制变量法(CVM)研究非胶结充填体顶水高度随充填沉降比和充填挡墙承受荷载的变化规律。结果表明: 在充填挡墙承受荷载一定的前提下, 非胶结充填体顶水高度随着充填沉降比的增大而不断增大, 呈二次多项式关系; 在充填沉降比一定的前提下, 非胶结充填体顶水高度随着充填挡墙承受荷载的增大而不断增大, 呈线性关系。最终得到某铁矿充填采场非胶结充填体安全顶水高度值为 2 m, 与工程实测结果相同, 研究具有一定的工程实用意义。

关键词: 非胶结充填体; 顶水高度; 充填挡墙; 力学模型

文章编号: 1004-0609(2021)-06-1686-08

中图分类号: TD863

文献标志码: A

引文格式: 张爱卿, 吴爱祥, 王贻明, 等. 分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的力学模型[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(6): 1686–1693. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-35996

ZHANG Ai-qing, WU Ai-xiang, WANG Yi-ming, et al. Mechanical model of water head height of non-cemented backfill in sublevel stoping with cemented filling[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2021, 31(6): 1686–1693. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-35996

分段胶结充填法中非胶结充填体常采用全尾砂作为充填材料, 若仅采用自然脱水法, 在非胶结充填体充入采空区的一定时间内, 非胶结充填体顶部会出现一定高度的水层, 该水层称为非胶结充填体的顶水。若不能有效控制非胶结充填体的顶水高度, 会导致充填挡墙破坏而出现跑浆的现象, 给矿山充填工作带来了极大的安全隐患^[1-3]。目前矿山采用的分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度控制值主要是参照其他矿山经验, 或总结现场经验教训, 不仅浪费了大量的人力物力, 而且缺乏理论依据, 严重影响分段胶结充填法在矿山的应用。因此, 亟需开展分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的力学模型研究。

目前国内外专家学者大多从提高非胶结充填体脱水能力的角度出发, 研究了不同形式的非胶结充填体脱水方式^[4-6]。也有学者从理论角度研究非胶结充填体对胶结充填体矿柱或充填挡墙力学作用, 姜立春等^[7]研究了爆破振动作用下非胶结充填体作用于胶结充填体矿柱的力学模型, 曹帅等^[8]研究了静力作用下非胶结充填体作用于胶结充填体矿柱的力学模型。张爱卿^[9]对于互层充填过程中胶结充填体和非胶结充填体对充填挡墙的力学作用开展理论研究, 构建了互层充填体对充填挡墙的力学模型。近年来有关顶水厚度的研究是从矿岩上部水层厚度对矿山安全开采方面开展的相关理论和试验研究^[10-14], LU 等^[15]基于细观力学耦合损伤和

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51674012)

收稿日期: 2020-08-06; **修订日期:** 2021-11-19

通信作者: 吴爱祥, 教授, 博士; 电话: 13501268918; E-mail: wuaixiang@126.com

流量建模方法,分析了承压水对底板岩层应力的影响规律,毛志勇等^[16]建立基于 APSO-LSSVM 导水裂隙带高度预测模型, DING 等^[17]通过采用数值模拟的方法分析了在富水层高强度的开采过程中的矿压显现规律,并确定了安全开采时顶水厚度。总体来说,目前对于分段胶结充填法理论研究相对较少,而有关分段胶结充填法非胶结充填体顶水的研究鲜有涉及。

本文基于弹性力学和土力学的基本理论,针对分段胶结法非胶结充填体的顶水高度建立力学模型,并进行理论求解;以某铁矿为工程分析实例,引入充填沉降比,分析非胶结充填体顶水高度随充填沉降比及充填挡墙承受荷载的变化规律,并通过现场试验验证非胶结充填体顶水高度力学模型的可靠性。研究成果可以为分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的有效控制提供理论依据。

1 分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度力学模型的构建及理论求解

1.1 假设条件和必要前提

依据矿山充填实际情况,充填料浆刚充入采场呈液相对充填挡墙的作用最强,因此只对液态物料力学性质状态进行分析。作以下假设^[18]:

1) 均匀、各向同性。首先假设围岩是均质、各向同性材料,再假设采空区形成后,充填过程一次性完成,且胶结充填料浆不发生离析现象。非胶结充填体也满足该假设。

2) 连续、完全弹性。

3) 微小位移变形。胶结充填体受力之后,各点位移均远远小于物体原来尺寸。

必要前提条件如下:

1) 假定充填过程中不脱水,且忽略尾砂颗粒级配的影响。

2) 力学模型只考虑充填过程中的非胶结充填体顶水情况,忽略洗管水等外在因素对非胶结充填体浓度的影响。

1.2 力学模型构建及其求解

本文以采用分段胶结充填法的某充填采场作为研究对象,如图1所示。从图1可以看出,充填采场底部为胶结充填体,胶结充填体上部采用一定

浓度的全尾砂进行非胶结充填。胶结充填体高度 h_1 大于充填挡墙高度 H 。

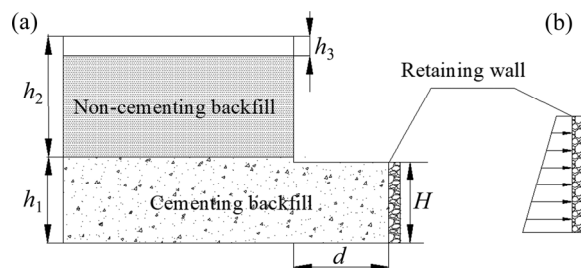


图1 分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的力学模型

Fig. 1 Mechanical model of water head height of non-cemented backfill in sublevel stoping with cemented filling: (a) Structure of filling goaf; (b) Mechanical model of water head height of non-cemented backfill in sublevel stoping with cemented filling

图1中 H 为充填挡墙高度, h_1 为胶结充填体高度, h_2 为非胶结充填体充填高度, h_3 为非胶结充填体顶水高度, d 为胶结充填体与充填挡墙的间距。

胶结充填体作用下,充填挡墙承受荷载 p 的表达式为:

$$p = K \left[\gamma_1 (h_1 - H) + \frac{1}{2} \gamma_1 H \right] \quad (1)$$

式中: γ_1 为胶结充填体的容重, kN/m^3 ; H 为充填挡墙高度, m ; h_1 为胶结充填体高度, m ; K 为胶结充填体对充填挡墙的横向系数(该系数取决于胶结充填体的内摩擦角 φ 和黏聚力 c , 以及胶结充填体与充填挡墙的间距 d)^[9]。

待胶结充填体达到初步凝结后(一般初凝时间为 1d),在胶结充填体上面充入非胶结充填体,则充填挡墙承受荷载 p_1 为:

$$p_1 = K \left[\gamma_1 (h_1 - H) + \frac{1}{2} \gamma_1 H + \gamma_2 h_2 \right] \quad (2)$$

式中: γ_2 为非胶结充填体的容重, kN/m^3 ; h_2 为非胶结充填体充填高度, m ; 其他字母含义同前。

此时非胶结充填料浆充入矿房时容重 γ_2 为:

$$\gamma_2 = \frac{\gamma_2^1}{w} \quad (3)$$

式中: γ_2^1 为非胶结充填体的有效容重, kN/m^3 ; w 为非胶结充填料浆的浓度, %。

将计算式(3)代入到计算式(2)中, 得到:

$$\frac{p_1}{K} = \gamma_1 \left(h_1 - \frac{H}{2} \right) + \frac{\gamma_2^1 h_2}{w} \quad (4)$$

则非胶结充填体高度 h_2 为:

$$h_2 = \frac{\left[\frac{p_1}{K} - \gamma_1 \left(h_1 - \frac{H}{2} \right) \right] w}{\gamma_2^1} \quad (5)$$

非胶结充填体对胶结充填体产生的作用可根据有效应力原理分解为两部分作用, 则有以下式成立。

$$\gamma_2 h_2 = \gamma_2^1 h_2^1 + \gamma_w (h_2^1 + h_3) \quad (6)$$

式中: h_2^1 为非胶结充填体的有效高度, m; h_3 为非胶结充填体顶水高度。

为了便于评价非胶结充填体的高度和有效高度之间的关系, 本文引入充填沉降比, 充填沉降比值为非胶结充填体高度与非胶结充填体有效高度之比, 该值可以通过室内试验测定, 一般大于 1。充填沉降比如计算式(7)所示。

$$n = \frac{h_2}{h_2^1} \quad (7)$$

将计算式(7)代入到计算式(6)中得出非胶结充填体顶水高度 h_3 。

$$h_3 = \frac{\gamma_2 h_2 - \gamma_2^1 h_2^1}{\gamma_w} - h_2^1 = \frac{\frac{\gamma_2^1}{w} - \frac{(\gamma_2^1 + \gamma_w)}{n}}{\gamma_w} h_2 \quad (8)$$

再将计算式(5)代入到计算式(8)中可得下式:

$$h_3 = \frac{\left[\frac{\gamma_2^1}{w} - \frac{(\gamma_2^1 + \gamma_w)}{n} \right] \left[\frac{p_1}{K} - \gamma_1 \left(h_1 - \frac{H}{2} \right) \right] w}{\gamma_w \gamma_2^1} \quad (9)$$

在实际工程中, 对于某一采场所采用的充填挡墙, 其尺寸认为是固定的, 胶结充填体与充填挡墙的距离也是固定的, 当充填体浓度不变时, 胶结充填体容重不变, 非胶结充填体的有效容重也为定值; 胶结充填体高度 h_1 与充填挡墙高度 H 有关, 挡墙高度 H 固定时, 胶结充填体高度 h_1 也为定值; 若胶结充填体的黏聚力和内摩擦角不变, 胶结充填体与充填挡墙的距离亦不变, 则胶结充填体的横向

系数 K 为常数。因此, 从式(9)可以看出, 非胶结充填体顶水高度 h_3 取决于充填沉降比 n 与充填挡墙承受荷载 p_1 。

2 分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度临界值

2.1 非胶结充填体连续充填的极限高度

从充填挡墙安全性考虑, 应满足充填挡墙抗拉强度要求, 当 p_1 值等于充填挡墙极限抗拉强度值 f_t , 代入式(5)可得到非胶结充填体连续充填的极限高度 $h_{2, \max}$ 。

$$h_{2, \max} = \frac{\left[\frac{f_t}{K} - \gamma_1 \left(h_1 - \frac{H}{2} \right) \right] w}{\gamma_2^1} \quad (10)$$

式中字母含义同前。

由式(10)分析可知, 非胶结充填体连续充填的极限高度值主要与充填体的容重和高度、充填挡墙的抗拉压强度和高度、以及胶结充填体横向系数等参数密切相关。当充填体物理参数、充填挡墙尺寸和胶结充填体横向系数一定, 非胶结充填体连续充填的极限高度值取决于充填挡墙的极限抗拉强度值。

2.2 非胶结充填体顶水的安全高度

将式(10)代入到式(8)中, 可以求出非胶结充填体顶水高度的极限值即非胶结充填体顶水的安全高度值 $h_{3, \max}$ 。

$$h_{3, \max} = \frac{\gamma_2 h_2 - \gamma_2^1 h_2^1}{\gamma_w} - h_2^1 = \frac{\frac{\gamma_2^1}{w} - \frac{(\gamma_2^1 + \gamma_w)}{n}}{\gamma_w} h_{2, \max} \quad (11)$$

式中字母含义同前。

由式(11)分析可知, 当非胶结充填体物理参数一定, 非胶结充填体顶水的安全高度值取决于充填沉降比和非胶结充填体连续充填的极限高度值。

3 工程实例分析

本文以某铁矿的充填采场为例, 该铁矿由于矿岩力学性质较好, 采用全段高组合凿爆采矿法

(FCM),形成的采空区体积较大,由于其铁矿石品味较低,现场选择采用分段胶结充填法对采空区进行处治。充填材料为全尾砂,其中小于 $75\ \mu\text{m}$ 尾砂颗粒所占全尾砂比例为 69.94%。在充填过程中常出现全尾砂堵塞脱水管的情况,大量的水不能排除采空区,在充填体上部形成一定厚度的顶水,威胁着充填挡墙的稳定和井下安全生产。因此,开展非胶结充填体顶水高度与充填沉降比和充填挡墙承受荷载的定量关系研究,为分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的有效控制提供理论依据,从而保证充填挡墙的稳定和井下安全生产。

3.1 非胶结充填体顶水高度随充填沉降比的变化规律

某铁矿充填采场胶结充填体与充填挡墙的距离为 5 m,充填挡墙的高度为 4 m,灰砂比 1:10 的胶结充填体容重为 $18.25\ \text{kN/m}^3$,胶结充填高度为 6 m,胶结充填体其他物理力学参数的见文献[9],非胶结充填体的浓度为 70%,非胶结充填体的有效容重为 $14.46\ \text{kN/m}^3$ 。参照文献[9]中给出的胶结充填体横向系数计算公式,见下式:

$$K = (\tan \theta + \tan \alpha) \frac{\cos(\theta + \varphi_c)}{\sin(\theta + \varphi_c)} = \frac{\tan \theta \cos(\theta + \varphi_c)}{\sin(\theta + \varphi_c)} \quad (12)$$

式中: θ 为破裂角; φ_c 是胶结充填体的内摩擦角。

将相关物理力学参数代入式(12)计算得出胶结充填体横向系数为 0.75。

根据工程实践经验假定充填挡墙承受的荷载为 100 kPa,充填沉降比分别为 1.5、1.6、1.7、1.8 及 1.9。非胶结充填体顶水高度与充填沉降比的变化规律如图 2 所示。

从图 2 可知,在充填挡墙尺寸、充填体浓度、胶结充填体高度一定的前提下,充填挡墙承受荷载不变时,非胶结充填体顶水高度随着充填沉降比的增加不断增大,呈二次多项式关系。研究表明:充填沉降比对非胶结充填体顶水高度的影响显著,在实际工程中,应严格控制充填沉降比,避免出现非胶结充填体顶水高度超过安全高度值,威胁充填挡墙的安全。

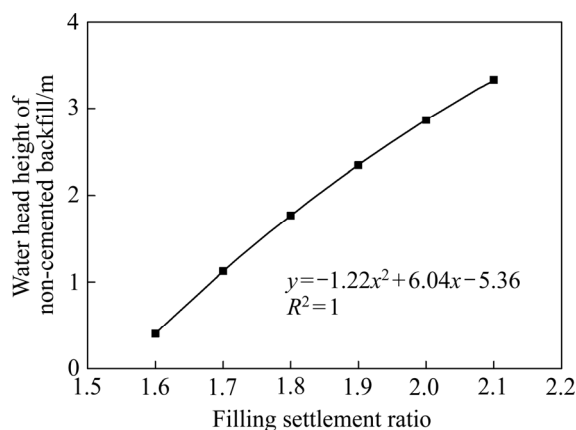


图 2 非胶结充填体顶水高度随充填沉降比变化规律

Fig. 2 Backfilling of cementing filling body top water level changing with filling subsidence ratio

3.2 非胶结充填体顶水高度随充填挡墙承受荷载的变化规律

充填挡墙承受荷载对充填挡墙稳定性影响很大,若充填挡墙承受荷载过大,会导致充填挡墙会出现破坏跑浆现象。在充填挡墙高度、胶结充填体高度和充填体浓度等物理参数一定的前提下,由式(9)讨论非胶结充填体顶水高度与充填挡墙承受荷载之间的关系。假定非胶结充填体浓度为 70%时充填沉降比为 1.6,充填挡墙承受的荷载为 60、80、100、120 和 140 kPa。非胶结充填体顶水高度与充填挡墙承受荷载的变化规律如图 3 所示。

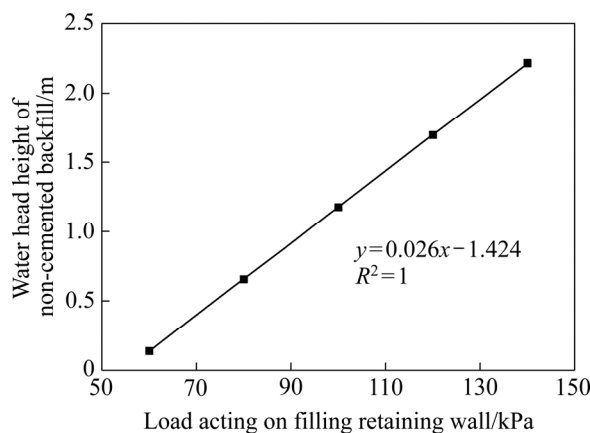


图 3 非胶结充填体顶水高度随充填挡墙作用荷载的变化规律

Fig. 3 Backfilling of cementing filling body top water level changing with filling retaining wall load

从图 3 可知,在充填挡墙尺寸、充填体浓度、胶结充填体高度一定的前提下,充填沉降比不变时,非胶结充填体顶水高度随着充填挡墙承受荷载的增大不断增大,呈线性关系。研究表明,当充填挡墙可承受荷载能力越大,非胶结充填体顶水高度值亦可越高,但在实际工程中,若提高充填挡墙承受荷载能力,则充填挡墙的强度或厚度亦随之增大,进而增加了充填成本,这与矿山企业采用分段胶结充填法的初衷相悖。

3.3 非胶结充填体顶水高度临界值的确定

某铁矿的充填挡墙采用 C30 混凝土浇筑,在实际施工中,一般在充填挡墙制作完成 1 d 后进行胶结充填,待胶结充填完成 1 d 后进行非胶结充填,因此,在式(10)中 C30 混凝土的极限抗拉强度值可选取养护 3 d 后混凝土抗拉强度值,现场实测 C30 混凝土 3 d 的抗拉强度值仅为 0.143 MPa,将充填挡墙高度、胶结充填体高度和充填体浓度等物理力学参数代入到式(10)中求出非胶结充填体连续充填的极限高度 $h_{2,max}$ 为 4.2 m,非胶结充填体浓度为 70% 时充填沉降比为 1.6,代入式(11)中可求出非胶结充填体安全顶水高度值 $h_{3,max}$ 为 2 m。

3.4 现场实测值与理论值的比对

为了验证非胶结充填体顶水高度力学模型的可靠性,选取某充填矿房进行现场试验。充填矿房的长度和宽度分别为 60 m 和 20 m,分段充填高度为 23 m,充填挡墙的长度、高度和厚度分别为 5 m、4 m 和 0.45 m。采用 VWE 型振弦式土压力计,充填挡墙表面布设监测点,监测点位置如图 4 所示,并对不同位置的充填挡墙压力监测点进行编号。在第二个分段充填高度处(绝对标高 23 m 处),通过滑轮将 3 m 长钢直尺垂直放入充填采场中,钢尺在自重作用下将向下沉入一定深度,当钢尺位置不变时,将钢尺提出测量顶水高度值,如图 5 所示。

根据某铁矿非胶结充填体连续充填的极限高度取值,选用灰砂比为 1:10 的胶结充填体的充填至 6 m,根据上述研究可知,非胶结充填体连续充填极限高度控制在 4 m,因此,胶结充填结束养护 1 d 后采用浓度为 70% 的非胶结充填体从 7 m 连续充填



图 4 充填挡墙监测点位图

Fig. 4 Fill wall monitoring point map



图 5 实测非胶结充填体的顶水高度

Fig. 5 Measured top water height map

至 11 m,现场实测充填挡墙的压应力值,当压应力值出现整数时立即进行顶水高度的测量,将测量值作为非胶结充填体顶水高度的实测值。将现场监测到的充填挡墙压应力值代入式(9)中求得非胶结充填体的理论值,实测值和理论值的比对见图 6 所示。

观察图 6 可知,实测值曲线和理论值曲线均随着充填挡墙承受荷载的增大不断增加。同一荷载所对应的非胶结充填体顶水实测值基本上大于理论值,这是由于尾砂堵塞脱水管和洗管水等外在因素所致。另外出现了两次理论值大于实测值的情况,分别是在作用于充填挡墙的荷载值为 60 kPa 和 110 kPa 时,第一次理论值大于实测值是由于非胶结充填刚开始,脱水管不断脱水所致;第二次理论值大于实测值则是由于试验采场与周围采空区有联通的通道所致,对联通通道处理后,实测值又反超理论值。

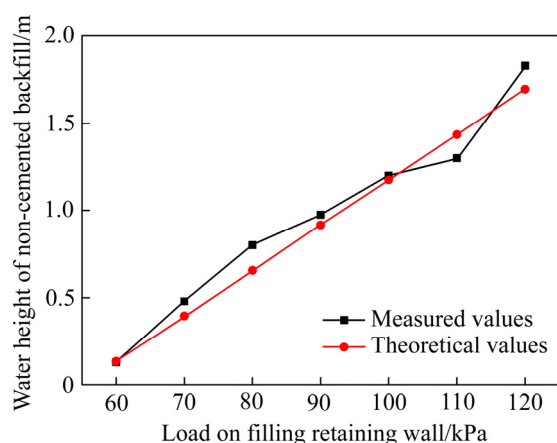


图6 非胶结充填体顶水实测值与理论值对比

Fig. 6 Comparison between measured value and theoretical value of full-tail non-cemented filling

从图6中可以得出,现场实测最大值为1.83 m,理论值最大为1.7 m,均未超过由式(11)得出的非胶结充填体安全顶水高度值2 m。从整体上看理论值曲线与实测值曲线的相似度较高,表明非胶结充填体顶水高度力学模型可以很好的反映工程实际情况,充填挡墙在非胶结充填过程中可以保持稳定,不会出现破坏跑浆现象,验证了分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度力学模型的可靠性。

4 讨论

本文所建立分段胶结充填法非胶结充填体的顶水高度力学模型建立在一定假定条件和必要前提基础上。而在工程实际中,非胶结充填体充填过程会通过脱水管不断脱水,从而提高非胶结充填体的浓度,由式(10)可知,当充填体物理参数和充填挡墙尺寸及抗拉强度不变,非胶结充填体浓度的上升导致非胶结充填体连续充填的极限高度升高。从文献[5]和[6]的研究结果可知,尾砂颗粒级配也会对非胶结充填体脱水产生影响,当全尾砂颗粒级配好且细颗粒组成比例较高时,尾砂堵塞脱水管严重,非胶结充填体脱水困难。综合上面两个因素,可认为本文所建立的力学模型能够反应非胶结充填体顶水高度的真实状态。

对于地下充填采场而言还存有洗管水等外在因素,导致非胶结充填体浓度的降低。由式(10)可

知,当充填体物理参数和充填挡墙尺寸及抗拉强度不变,非胶结充填体浓度的下降导致非胶结充填体连续充填的极限高度降低,因此,建议在非胶结充填连续充填极限高度理论值的基础上乘以0.75倍的安全系数,针对本文的工程实例来说,非胶结充填体连续充填极限高度控制在3 m以内。

综上所述,在工程实际中需要确定充填挡墙的高度、胶结充填体与挡墙间距,胶结充填体的容重、黏聚力和内摩擦角,非胶结充填体的浓度和充填沉降比,现场实测充填挡墙所用的混凝土抗剪强度,就可利用计算式确定出分段胶结充填法非胶结充填体的连续充填极限高度和安全顶水高度,从而实现有效控制分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的目的,具有一定的工程实用意义。

5 结论

1) 本文将胶结充填体和非胶结充填体按照液态物料力学性质状态进行分析,引入充填沉降比,建立分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度的力学模型,并对其进行理论分析,推导得出非胶结充填体顶水高度随充填挡墙承受荷载与充填沉降比之间的关系式。

2) 在满足一定假设条件和必要说明的前提下,当充填挡墙承受荷载不变时,非胶结充填体顶水高度随着充填沉降比的增大不断增大,且成二次多项式关系,当充填沉降比不变时,非胶结充填体顶水高度随着充填挡墙所承受荷载的增大不断增大,呈线性关系。

3) 以某铁矿充填采场为实例,开展现场试验对比实测曲线和理论曲线,验证了分段胶结充填法非胶结充填体顶水高度力学模型的可靠性。工程实际中将非胶结充填体顶水高度力学模型中所需的物理力学参数确定,就可利用计算式得出非胶结充填体顶水高度的连续充填极限高度和安全顶水高度,具有一定的工程实用意义。

REFERENCES

- [1] 杜成伟, 侯华山. 分段胶结充填法在会宝岭铁矿的研究应

- 用[J]. 山东煤炭科技, 2016(1): 28–29.
- DU Cheng-wei, HOU Hua-shan. Research on the application of the method of the sub cemented filling method in Huibaoling iron[J]. Shandong Coal Technology, 2016(1): 28–29.
- [2] 李保健, 周涌, 刘允秋, 等. 会宝岭铁矿全尾砂非胶结充填新工艺[J]. 金属矿山, 2015, 11(增刊): 33–35.
- LI Bao-jian, ZHOU Yong, LIU Yun-qiu, et al. New technology of full tailings non-cemented backfilling in Huibaoling Iron Mine[J]. Metal Mine, 2015, 11(S1): 33–35.
- [3] 王小宁, 蔡嗣经, 覃星朗. 新疆某金矿分段充填法采场结构参数优化[J]. 矿业研究与开发, 2018, 38(3): 1–5.
- WANG Xiao-ning, CAI Si-jing, QIN Xing-lang. Optimization on the stope structure parameter for sublevel filling method in a gold mine of Xinjiang[J]. Mining Research and Development, 2018, 38(3): 1–5.
- [4] 程海勇, 吴爱祥, 周升平, 等. 非胶结充填采场压风强化脱水实验与数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2017, 27(4): 811–817.
- CHENG Hai-yong, WU Ai-xiang, ZHOU Sheng-ping, et al. Experiment and numerical simulation of forced air dewatering in non cemented filling stope[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2017, 27(4): 811–817.
- [5] 张爱卿, 王贻明, 孙会熙, 等. 强化非胶结充填体脱水试验及其规律研究[J]. 化工矿物与加工, 2018(10): 50–54.
- ZHANG Ai-qing, WANG Yi-ming, SUN Hui-xi, et al. Research on strengthening of dehydration test and law for non-cemented hackfill[J]. Industrial Minerals & Processing, 2018(10): 50–54.
- [6] 张爱卿, 吴爱祥, 王贻明, 等. 基于仿生学的新型脱水管设计及其强化脱水规律[J/OL]. 重庆大学学报, <https://kns.cnki.net/kcms/detail/50.1044.N.20200623.1435.002.html>
- ZHANG Ai-qing, WU Ai-xiang, WANG Yi-ming, et al. Design of a new dehydration tube based on bionics and its dehydration law[J/OL]. Journal of Chongqing University, <https://kns.cnki.net/kcms/detail/50.1044.N.20200623.1435.002.html>
- [7] 姜立春, 苏勇. 胶结充填体矿柱失稳的临界爆破振速理论模型及应用[J]. 中国有色金属学报, 2019, 29(11): 2663–2670.
- JIANG Li-chun, SU Yong. Theoretical model and application of critical blasting vibration velocity for instability of cemented backfill pillar[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2019, 29(11): 2663–2670.
- [8] 曹帅, 杜翠凤, 谭玉叶, 等. 金属矿山阶段嗣后充填胶结充填体矿柱力学模型分析[J]. 岩土力学, 2015, 36(8): 2370–2376.
- CAO Shuai, DU Cui-feng, TAN Yu-ye, et al. Mechanical model analysis of consolidated filling pillar using stage-delayed backfill in metal mines[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(8): 2370–2376.
- [9] 张爱卿. 互层充填体力学特性及其对挡墙稳定性影响[D]. 北京: 北京科技大学, 2019.
- ZHANG Ai-qing. Mechanical property of interbedded filling body and its effect on stability of the retaining wall[D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2019.
- [10] 常聚才, 陈贵, 许文松. 厚松散含水层薄基岩下厚煤层防水煤柱综放安全开采分析[J]. 水文地质工程地质, 2014, 41(2): 134–137, 142.
- CHANG Ju-cai, CHEN Gui, XU Wen-song. Safety mining analysis of water proof coal pillars by fully mechanized top-coal caving method in the thick coal seam under thin bedrock overlain by thick alluvium[J]. Hydrogeology Engineering Geology, 2014, 41(2): 134–137, 142.
- [11] 段红民. 彬长矿区特厚煤层顶水安全开采技术研究[J]. 煤炭科学技术, 2015, 43(11): 23–26, 128.
- DUAN Hong-min. Study on safety mining technology of ultra thick seam under water body in Binchang Mining Area[J]. Coal Science and Technology, 2015, 43(11): 23–26, 128.
- [12] WANG F, XU J L, XIE J L. Effects of arch structure in unconsolidated layers on fracture and failure of overlying strata[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2019, 114: 141–152.
- [13] ZHANG Y, CAO S G, LAN L X, et al. Analysis of development pattern of a water-flowing fissure zone in shortwall block mining[J]. Energies, 2016, 10(6): 734.
- [14] ZHANG Y, CAO S G, GUO S, et al. Mechanisms of the development of water-conducting fracture zone in overlying strata during shortwall block backfill mining: A case study in Northwestern China[J]. Environmental Earth Sciences, 2018, 77(14): 543.
- [15] LU Y L, WANG L G. Numerical simulation of mining-induced fracture evolution and water flow in coal

- seam floor above a confined aquifer[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 67: 157–171.
- [16] 毛志勇, 赖文哲, 黄春娟. 基于 APSO-LSSVM 模型的导水裂隙带高度预测[J]. 辽宁工程技术大学学报(自然科学版), 2020, 39(1): 34–40.
- MAO Zhi-yong, LAI Wen-zhe, HUANG Chun-juan. Prediction of height of water flowing fractured zone based on APSO-LSSVM model[J]. Journal of Liaoning Technical University(Natural Science), 2020, 39(1): 34–40.
- [17] DING H D, MIAO X X, JU F, et al. Strata behavior investigation for high-intensity mining in the water-rich coal seam[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2014, 24(3): 299–304.
- [18] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 5 版. 北京: 高等教育出版社, 2016.
- XU Zhi-lun. Elasticity[M]. 5th ed. Beijing: Higher Education Press, 2016.

Mechanical model of water head height of non-cemented backfill in sublevel stoping with cemented filling

ZHANG Ai-qing^{1,2}, WU Ai-xiang², WANG Yi-ming², WANG Hong-jiang², YIN Sheng-hua², WANG Zheng-ying³

(1. College of Architectural Engineering, North China Institute of Aerospace Engineering, Langfang 065000, China;

2. Research Center of Paste Backfill and Mining, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China;

3. Huibaoling Iron Mine, Linyi, Shandong Energy Mining Group Co., Ltd., Linyi 277700, China)

Abstract: To prevent the height of non-cemented filling top water in sublevel stoping with cemented filling being too large to cause slurry overflowing and damage the filling blocking wall, the paper established a mechanical model of non-cemented filling top water height in sublevel stoping with cemented filling and solves it by using theory based on the assumption of elasticity. Taking iron ore for project, the paper applies CVM to study the variation of filling blocking wall carrying load under the conditions of different filling settlement ratio and top water height in whole tailings non cemented filling. The results show that under the premise of certain filling blocking wall height, filling slurry density and top water height, the bearing load of filling blocking wall increases with increase of the filling settlement ratio which is expressed by a quadratic polynomial equation. And under the premise of certain filling settlement ratio, the bearing load increases with the increasing of top water height which is expressed by a linear relationship. The terminal safety top water height of whole tailings non-cemented filling is 2 m in iron ore, which is the same with the result of engineering detection, and the research has some engineering practical significance.

Key words: non cemented filling; water head height; filling blocking wall; mechanical model

Foundation item: Project(51674012) supported by the National Natural Science Foundation of China

Received date: 2020-08-06; **Accepted date:** 2021-11-19

Corresponding author: WU Ai-xiang; Tel: +86-13501268918; E-mail: wuaixiang@126.com

(编辑 何学锋)