

煤在瓦斯渗流作用下持续破坏的机制*

丁晓良 俞善炳 丁雁生 寇绍全 谈庆明 郑哲敏

(中国科学院力学研究所,北京)

摘 要

为了考察煤在瓦斯渗流作用下的破坏及其扩展,我们进行了突出模拟实验。发现破坏以薄片状多层开裂的方式向煤体内部扩展;煤体加速度信号与气体压降信号耦合;当初始瓦斯超压较高时破坏扩展过程随着时间的发展趋于某种稳态,破坏前沿近似以常速 v_f 传播,破坏片亦具有一定的厚度 Δz 。进一步分析与实验表明: Δz , v_f 主要是由破裂前沿轴线附近的瓦斯渗流与煤体抗拉强度所决定; Δz 与 v_f 之积与初始瓦斯压力、煤体抗拉强度、渗透系数、孔隙率、气体粘性系数间存在确定的关系,与瓦斯吸附特性和煤型半径几乎无关。上述研究将有助于了解煤和瓦斯突出中破坏扩展的机理。

关键词:破坏扩展,瓦斯渗流,煤和瓦斯突出

一、引 言

煤和瓦斯突出是威胁煤矿井下安全生产的一个严重问题。在煤和瓦斯突出过程中,煤层深处的大量煤体被破坏并和瓦斯一起涌向巷道。根据现场实测^[1],在大型突出中存在一个持续时间较长的破坏扩展阶段(几十秒至数分钟),突出的强度基本上由这个阶段决定。根据采煤界多年的研究,突出的能量可能主要来自:(1)煤层弹性潜能 E_e ^[2];(2)游离瓦斯内能 E_g ^[2]。在模拟实验^[3]中发现 E_g 或 E_e 的突然释放均可导致煤体持续破坏。但根据文献[3]就我国大型突出实例所作的分析, E_g 比 E_e 大1—3个量级,因而突出中煤体破坏的扩展可能主要是在瓦斯渗流作用下产生。为找到控制破坏扩展的方法,有必要研究煤在瓦斯渗流作用下持续破坏的机制。

Paterson^[4]曾考察了常速掘进工作面附近的稳态渗流解,所得结论与经验相符。文献[5]进而讨论了已拉裂煤体以常速被剪坏并抛出时的强度、渗流与解吸参数、瓦斯压力之间的稳态关系,并推导出在参数空间中突出区边界为一抛物线,这与现场统计得到的结果一致。Paterson与文献[5]均认为破坏扩展是由瓦斯渗流与煤体破坏的相互耦合所确定,这对于进一步

本文1988年9月14日收到,1988年11月21日收到修改稿。

*国家自然科学基金资助项目。

1) 中梁山煤矿煤与瓦斯突出预报仪科研小组,首次实测煤与瓦斯突出,四川煤矿第二届和瓦斯突出学术讨论会资料汇编,1978,131—142。

研究具有重要的指导意义。但迄今为止,有关破坏常速推进的实验工作还开展得很不充分,所以有关论述在很大程度上还是假说性的。本文考察了煤在瓦斯渗流作用下的破坏扩展并进行了相应分析。

二、煤体破坏推进实验方案

实验系统如图1所示。实验前先在钢筒中按一定压力 σ ,分层压制配有一定水分的煤粒,使其成为具有一定物性的煤型(见表1)。

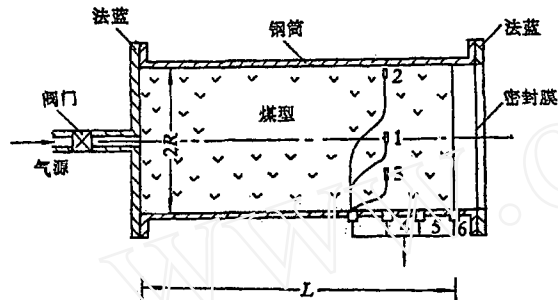


图1 模拟实验系统示意图

(1, 2——小型压阻式气压传感器, 3——小型压阻式加速度传感器, 4-6——电阻丝式气压传感器)

然后将钢筒密封并充瓦斯至一定超压,待瓦斯压力达到平衡后关闭钢筒与气源间阀门,突然打破密封膜,使含有高压瓦斯的煤的一端突然暴露在大气中,模拟放炮或打开石门的一维突然卸载,观察煤体在瓦斯渗流作用下的持续破坏。

上述压制煤型的强度、弹性、吸附特性与现场具有突出倾向煤的相应特性相近¹⁾,但前者的孔隙率($\varepsilon = 0.15-0.30$)大于后者的相应值($\varepsilon = 0.05-0.12$),导致两者的渗透率有所差异。我们所做的

实验(图2, 11)表明,在相同的瓦斯压力初值和卸载边界条件下,煤样渗透率的差异只引起煤体破碎片厚度与破坏推进速度的变化,而煤体破坏的物理过程并无本质差别。此外,在压制煤型时,还可安放传感器于煤体内指定位置考察物理量间相互关系。故选取压制煤型做为模拟实验的试样。

表1 煤型的物性参数*

成型压力 σ_p (MPa)	煤型号 M_{ij}	孔隙率 ε^{***}	渗透系数 k^{***} (10^{-15}m^2)	弹性模量 E^{***} (MPa)	Poisson 比 ν^{***}	抗拉强度 σ_t^{***} (0.1MPa)
1.0	M_{11}	0.29 ± 0.01	4.1 ± 0.1	22 ± 2.1	0.29 ± 0.03	0.07 ± 0.006
2.0	M_{12}	0.25 ± 0.01	3.1 ± 0.2	—	—	0.12 ± 0.005
3.0	M_{13}	0.22 ± 0.01	1.7 ± 0.1	28 ± 3.9	0.29 ± 0.04	0.15 ± 0.010
4.0	M_{14}	0.21 ± 0.01	—	—	—	0.17 ± 0.007
5.0	M_{15}	0.19 ± 0.01	0.33 ± 0.05	31 ± 3.5	0.29 ± 0.01	0.20 ± 0.010

* 煤粒直径为0.1—0.2 mm,含水量为干煤粉重量的8.1%。

** 5次或5次以上实验平均值±标准差。

*** 3次或3次以上实验平均值±标准差,由中国科学院力学研究所叶东英等同志测试。

为考察煤体破坏的扩展及其与瓦斯渗流之间的关系,首先要解决如何在低强度煤中测量破坏的问题。从物理上考虑,破坏前处于小变形状态的煤,将在瓦斯压力梯度作用下不断变形并逐渐被加速。当变形达到某一限度使得煤体结构完全被破坏时,煤体中孔隙体积突然增大,渗流系数突然增加,瓦斯压力梯度迅速下降,加速度亦应很快减小,因此加速度峰值可视为煤

1) 丁晓良,博士论文,中国科学院力学研究所,1988。

体被破坏的信号。

按照上述设想,我们在同一截面布置加速度传感器 3 与气压传感器 1, 2, 4 (图 1), 以观察破坏扩展与瓦斯渗流之间的关系。

三、煤体破坏扩展的方式

对于压制条件相同的煤型,在击破钢筒前端密封膜后,随初始瓦斯超压 Δp_0 (Δp_0 为初始瓦斯压力 p_g 与大气压 p_a 之差) 的不同,筒内煤型依次出现 4 类情况: (1) 若 Δp_0 低于某临界值 Δp_{cr}^* , 煤体不发生破坏; (2) 若 Δp_0 等于或略大于 Δp_{cr}^* , 自由面附近少量煤体被破坏, 破裂前沿成球冠状; (3) 若 Δp_0 约大于 $2\Delta p_{cr}^*$, 煤体破坏将以薄片状多层开裂的方式向煤体内部扩展, 破坏片沿推进方向 (轴向) 的尺度比其余方向的尺度小 1 个量级, 破坏区扩展长度随着 Δp_0 的增大而增大; (4) 若 Δp_0 足够高, 则破坏随着时间的发展趋于某种稳态, 破坏前沿近似以常速 v_f 向煤体内部传播 (见第五节), 煤体被碎片厚度具有一定的散布范围, 其平均值随成型压力的增大而减小 (图 2)。从物理上考虑, 这是由于 λ 随 σ_p 增大而减小 (见表 1), 以致渗流扰动范围较小所致。

上述诸点说明在瓦斯内能不足 (Δp_0 低) 的情况下, 煤体中仅有瓦斯渗流而不破坏; 当 Δp_0 略大于 Δp_{cr}^* 时, 煤体仅发生初次破坏。丁晓良¹⁾曾对初次破坏进行了分析, 认为: 只有进一步提高瓦斯内能 (升高 Δp_0), 破坏才能持续推进。

煤体呈薄片状多层开裂的现象说明在破坏扩展过程中, 煤体的破坏类型以拉伸断裂为主。

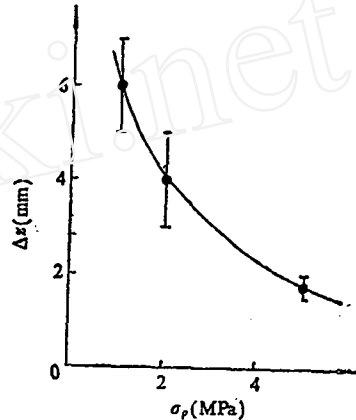


图 2 特征厚度随成型压力的变化

四、煤体破坏与瓦斯压降之间的关系

按照第二节所述实验设想,我们测得了定点煤体加速度与瓦斯压力随时间的变化 (图 3)。图 3 中各曲线为图 1 中各传感器的响应。传感器 2 的引线在压制煤型时被折断, 故无响应。传感器 1 的响应仅在初始段有效, 因为这种传感器在气流掠过时有温度漂移。曲线 3 在起始段的振荡反映了击破密封膜引起的振动, 此后曲线中的锯齿波是由于在煤体加速度上迭加了传感器的自振所引起, 还由于两信号的幅值有量级的差异, 迭加波形仍可反映煤体加速的基本形态。曲线 6, 5, 4, 1 由平直段转为向下弯折反映了瓦斯超压是由初值开始下降。定义某点 $P(t)$ 由 Δp_0 降至 $0.95\Delta p_0$ (定义 $0.95\Delta p_0$ 与 $0.90\Delta p_0$ 所得结果的相对误差小于 10%) 之时为瓦斯压降扰动到达该点时刻, 由图 2 中曲线 1, 3, 4 可见, 当瓦斯压降扰动到达煤型中某截面时, 该截面处煤粒的加速度也正好达到最大值 (量级约为几百个重力加速度)。

上述实验说明, 当瓦斯压力梯度足够大时, 将导致煤体破坏; 而破裂面处瓦斯压力的急剧下降又进一步加剧了未破坏煤体中的渗流, 使煤体产生新的破坏; 两者强烈耦合, 互相促进, 使破坏持续向煤体内部传播。

由图 3 还可看出, 当煤型中某截面刚发生开裂时, 该截面左侧未破坏煤体中瓦斯压力仍保

1) 见 601 页脚注。

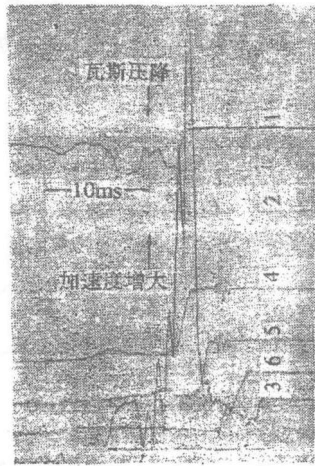


图 3 实测煤体加速度与气体压降图形
(煤型号 M_{1,3}, $\Delta p = 0.3\text{MPa}$, $R = 71.5\text{mm}$)

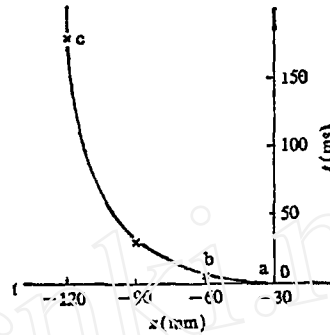


图 4 $z-r$ 平面上破坏传播与破坏煤体中瓦斯渗流扰动传播的对比
(煤型号 M_{1,3}, $\Delta p_0 = 0.2\text{MPa}$, $R = 30.5\text{mm}$, ab 为破坏扩展段, bc 为未破坏煤中瓦斯渗流扰动段)

持初值。由此可以假定在破坏推进过程中未破坏煤体内的瓦斯压力仅在破裂阵面附近一薄层内发生急剧变化。

这一现象是由于煤体破坏推进速度大于未破坏煤体中瓦斯压降扰动传播速度(图 4)所造成。

五、瓦斯压降扰动与破坏向煤体内部传播的特征

由图 3 曲线 1 与 4 可知, 同一截面不同半径处瓦斯压降扰动同时到达(判读误差小于 0.2

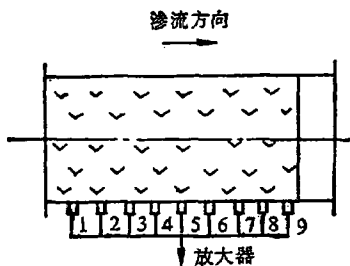


图 5 测定瓦斯压降扰动传播系统
(传感器间距为 30 mm)

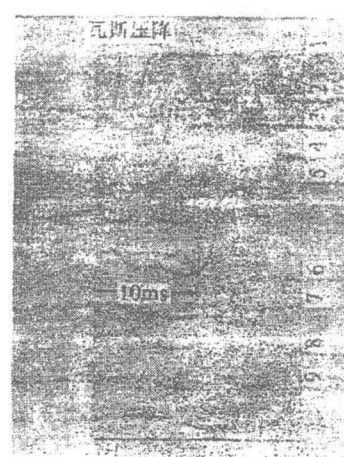


图 6 破坏扩展时瓦斯压降扰动传播图形
(煤型号 M_{1,3}, $\Delta p_0 = 0.5\text{MPa}$, $R = 30.5\text{mm}$)

ms), 因而只需在钢筒壁安装抗干扰能力较强的电阻丝式压力传感器(图 5), 便可测得破坏扩

展时瓦斯压降扰动的传播(如图 6 所示)。

根据第四节讨论,在煤体破坏扩展时瓦斯压降信号与破坏信号耦合(图 3),故可由图 6 在 $x-t$ 平面上做出瓦斯压降扰动,即煤体破坏的传播图形(如图 7 所示)。由图 6 中曲线 9 可见,在刚卸载后煤型下游一端瓦斯压降波形较陡,对应着破坏扩展先以较高的速度向煤体内部传播(图 7 中 ab 段),尔若能量不足(Δp_0 较低),则破坏停止扩展,瓦斯压降扰动以较小速度向煤体内部传播(图 4 中 bc 段);若能量足够(Δp_0 较高),则瓦斯压降波形逐渐趋于某种稳定形态(图 6 中曲线 1—8),在相当长时间内破坏前沿近似地以常速 v_f 向煤体内部传播。

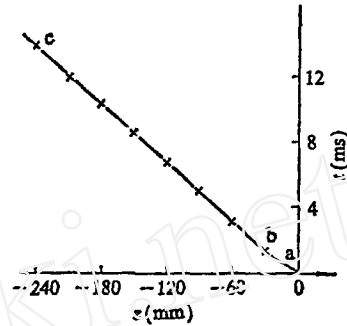


图 7 $x-t$ 平面上的瓦斯压降扰动(煤体破坏)传播图形(实验条件同图 6)

六、影响破坏特征量的参量及相互关系分析

根据第五节所述的实验现象,我们讨论破坏扩展随着时间的发展趋于某种稳态的情形。此时破坏前沿以常速 v_f 自持推进,压力可表为移动坐标 $\xi = z + v_f t$ (图 8) 的函数。类似于 Paterson^[4] 的作法,由一维渗流方程

$$\frac{\partial^2 p^2}{\partial z^2} = \frac{2\varepsilon\mu}{k} \frac{\partial p}{\partial t}, \quad (1)$$

可求得在移动破裂面附近轴线上有

$$\left. \frac{dp}{d\xi} \right|_{\xi=0} = -\frac{\varepsilon\mu v_f}{k} \left(\frac{p_g}{p_0} - 1 \right), \quad (2)$$

式中 p_0 为移动破裂面 $\xi = 0$ 处的瓦斯压力,其值待定;

$$\left. \frac{dp}{d\xi} \right|_{\xi=0}$$

是破裂前沿左侧煤体破裂前所能承受的最大瓦斯压力梯度。实验中 $\left. \frac{dp}{d\xi} \right|_{\xi=0}$ 难以直接测量,下面我们来估计其量级。

注意到: 1. 破坏是拉伸破坏(第三节),破裂面上剪力为零; 2. 应力分布关于 z 轴对称; 所以破裂前沿 $z = v_f t, r = 0$ 附近的轴向应力平衡方程可近似写为

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial \xi} = 0, \quad (3)$$

在破裂前沿附近一薄层内(薄层厚度为 Δz) 积分(3)式可得

$$\sigma_x|_{\xi=-\Delta z, r=0} = \sigma_x|_{\xi=0, r=0}. \quad (4)$$

由于裂纹是张开型的,因而在破裂面上正应力为环境瓦斯压力,即

$$\sigma_x|_{\xi=0, r=0} = -p_0. \quad (5)$$

根据丁晓良的实验研究,含气煤的拉伸破坏服从最大有效拉应力准则^[5]。故需求出破裂前沿附近轴线上的有效应力。将(5)式与有效应力张量的定义^[6]

1) 见 601 页脚注。

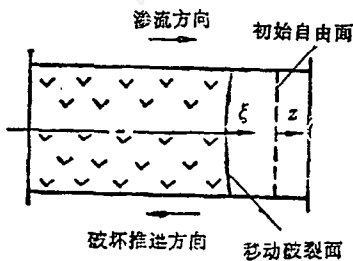


图 6 移动破裂面及移动坐标系示意图

第 6 期

丁晓良等: 煤在瓦斯渗流作用下持续破坏的机制

605

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + p\delta_{ij} \quad (6)$$

代入(4)式可得

$$\sigma'_x|_{\xi=-\Delta z, r=0} = p|_{\xi=-\Delta z} - p_0 \quad (7)$$

根据第四节所述的实验, 在未破碎煤体中仅有移动破裂面附近一薄层内瓦斯压力发生急剧变化, 设此薄层的尺度为 Δz , 则

$$p|_{\xi=-\Delta z} \approx p_g \quad (8)$$

根据丁晓良的计算¹⁾, 在初始自由面附近薄层内 σ'_x 随 ξ 单调变化。由此类比, 在破裂前沿附近薄层内也会有

$$\sigma'_{x\max} = \sigma'_x|_{\xi=-\Delta z, r=0} \quad (9)$$

根据最大有效拉应力准则, 当 $\sigma'_{x\max} = \sigma_t$, 即

$$p|_{\xi=-\Delta z} - p_0 = \sigma_t \quad (10)$$

时煤体在 $\xi = -\Delta z$ 处拉裂。

根据(10)式, 我们用压差 $-\sigma_t$ 与 Δz 之比来估计 $\frac{dp}{d\xi}|_{\xi=0}$ 的量级, 以 $p_g - \sigma_t$ 近似 p_0 , 则由(2)式可得破坏特征量 $\Delta z, v_f$ 与各影响参量间的定性关系

$$\Delta z \cdot v_f = \frac{k}{\varepsilon\mu} (p_g - \sigma_t) \quad (11)$$

上式中各量均可测量, 因而可从实验来检验上述定性估计的正确性。

(11) 式是在轴线附近渗流及应力均近似为一维的条件下导出的。因而若一维模型成立, 则当其它因素保持不变而减小煤型半径时, $\Delta z \cdot v_f$ 之值应近似不变。但若考察侧向剪力的二维效应, 该值也应减小。图 9 与表 2 给出了相应实验结果。可见当煤型半径减小约 4.5 倍时, $\Delta z \cdot v_f$ 约减小 19%, 影响并不显著。一维模型是近似可用的。

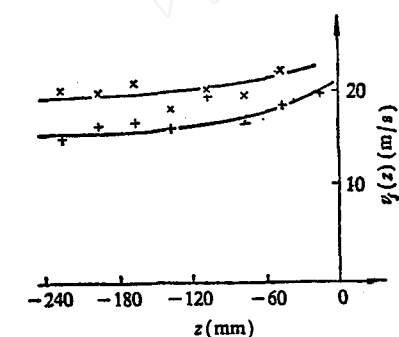


图 9 不同煤型半径时的破坏推进速度
($v_f(z)$)—— z 点为两侧传感器间破坏推进速度的平均值, +—— $R=30.5\text{mm}$, ×—— $R=71.5\text{mm}$)

在导出(2)式时曾略去了解吸瓦斯影响。为验证这种忽略是有根据的, 我们设计和进行了改换气体种类实验。将气体由 N_2 改为 CO_2 , 吸

表 2 不同煤型半径时的破坏特征量*

R (0.001m)	Δz^{**} (0.001m)	v_f	
		样本数	平均值 ±标准差
30.5	1.5—2	36	16.9±2.3
71.5	1.5—2	14	20.8±3.9

* 气体为 N_2 , 煤型号 M_{11} , $\Delta p_0 = 0.5\text{MPa}$ 。

** 每次实验后随机取 10 个煤片测得的厚度散布范围。

表 3 不同气体吸附含量时的破坏特征量*

气体	Δz^{**} (0.001m)	v_f	
		样本数	平均值 ±标准差
CO_2	1.5—2	37	16.5±1.4
N_2	1.5—2	36	16.9±2.3
O_2	1.5—2	40	17.3±3.1

* 煤型号 M_{11} , $\Delta p_0 = 0.5\text{MPa}$, $R = 0.0305\text{m}$ 。

** 每次实验后随机取 10 个煤片测得的厚度散布范围。

1) 见 601 页脚注。

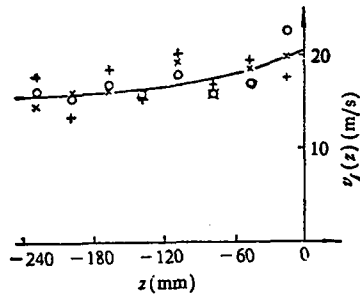


图 10 不同吸附质的破坏推进速度
(○—CO₂, ×—N₂, +—O₂)

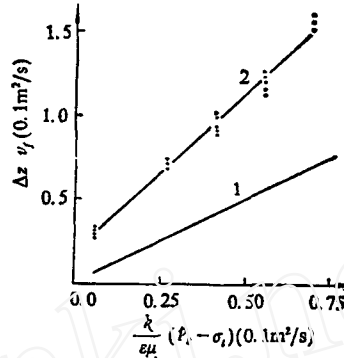


图 11 稳态推进的理论估计式与实验曲线的对比
(1—理论估计式, 2—实验曲线)

附容量增大约 5 倍^[4], 而其余参数则近似保持不变 (N₂ 与 CO₂ 的粘性系数各为 1.76 × 10⁻³, 1.46 × 10⁻³ kg/m · s); 若解吸瓦斯影响可以忽略, Δz · v_f 亦应近似不变。图 10 与表 3 给出的实验结果与此相符。这说明破坏推进主要是在游离瓦斯渗流作用下进行, 吸附瓦斯的解吸对此过程的影响可以忽略。

(11) 式还表明稳态推进时 Δz · v_f 与组合变量

$$\frac{k}{\varepsilon\mu} (p_g - \sigma_i)$$

之间为线性关系。我们控制煤型物性参数与瓦斯压力进行了实验。实验结果示于表 4 与图 11。

表 4 稳态推进时 Δz · v_f 的理论估计值与实测值*

实验条件		Δz · v _f (0.1 m ² /s)					
M ₁₂	p _g (MPa)	估计值 $\frac{k}{\varepsilon\mu} (p_g - \sigma_i)$	5 次实验实测值**				
M ₁₁	0.6	0.06	0.29 ± 0.042	0.28 ± 0.040	0.28 ± 0.037	0.33 ± 0.028	0.30 ± 0.033
M ₁₂	0.4	0.27	0.71 ± 0.120	0.74 ± 0.068	0.71 ± 0.036	0.70 ± 0.052	0.70 ± 0.060
M ₁₃	0.6	0.41	0.93 ± 0.116	0.99 ± 0.116	0.89 ± 0.040	1.01 ± 0.088	0.90 ± 0.020
M ₁₄	0.8	0.56	1.11 ± 0.164	1.14 ± 0.124	1.26 ± 0.084	1.19 ± 0.160	1.23 ± 0.228
M ₁₅	1.0	0.70	1.60 ± 0.044	1.40 ± 0.036	1.51 ± 0.184	1.51 ± 0.152	1.56 ± 0.124

* 煤型半径 R = 0.0305 m.

** 稳定扩展段的平均值 ± 标准差.

图 11 中实验点的线性回归式为

$$\Delta z \cdot v_f = 1.87 \frac{k}{\varepsilon\mu} (p_g - \sigma_i) + 0.019 (\text{m}^2/\text{s}). \quad (12)$$

变量 Δz · v_f 与 $\frac{k}{\varepsilon\mu} (p_g - \sigma_i)$ 的线性相关系数为 99%, 可见两者之间关系近似为线性。图 11 中实验曲线的斜率之所以高于理论曲线斜率是由于估计式

$$\left. \frac{dp}{d\xi} \right|_{\xi=0} \approx - \frac{\sigma_i}{\Delta z}$$

偏低所致。

在稳态推进实验中 σ_1 的变动范围为 0.012—0.02 MPa, p_g 的变动范围为 0.4—1.0 MPa, 组合变量 $\frac{k}{\varepsilon \rho} (p_g - \sigma_1)$ 中 σ_1 相对 p_g 较小。这也许是因为 $\Delta p_0/\sigma_1$ 较低时, 破坏很快停止, 破坏稳定扩展段不出现 (图 4, $\Delta p_0/\sigma_1 = 10$); 而 $\Delta p_0/\sigma_1$ 较高时才会导致破坏扩展过程趋于稳态 (图 7, $\Delta p_0/\sigma_1 = 25$)。

综上所述, (11) 式所反映的定性趋势与实验相符。这说明我们对于破坏稳态推进中气体渗流引起煤体破坏机制的理解在所述实验条件下是合理的。

七、结 论

(1) 第三节所述煤体薄片状多层开裂的实验事实说明, 在破坏扩展过程中, 煤体的破坏类型以拉伸破裂为主。

(2) 在所述实验条件下, 煤体破坏的传播是受瓦斯渗流所制约的。

(3) 当初始瓦斯超压较高时, 破坏扩展过程随着时间的发展趋于某种稳态, 破坏前沿近似地以常速传播。这可作为 Христианович^[2], Paterson^[4] 和文献 [5] 所用常速推进假设的实验依据。

(4) 破坏稳态扩展时煤体破碎片厚度 Δz 、破坏推进速度 v_f 主要是由破裂前沿轴线附近的瓦斯渗流与煤体抗拉强度所决定的。实验表明简化一维模型可作为一种近似估算方法, $\Delta z \cdot v_f$ 与参量组合 $\frac{k}{\varepsilon \mu} (p_g - \sigma_1)$ 之间确实存在着线性关系。

上述的分析与实验仍是很初步的, 从煤体破碎并涌向巷道的全过程来看, 煤型下游一端的边界条件、散体颗粒间的摩擦、气体与散粒间的相互作用等物理因素对破坏推进的影响仍有待于进一步作理论与实验研究。

(5) 在本文所述的实验条件下, 煤体破坏扩展主要是在游离瓦斯渗流作用下产生。这可作为 Gunther^[7] 提出假说的实验依据, 而瓦斯解吸破碎煤体的假说似乎是不合理的^[4]。

瓦斯解吸对破碎煤粒搬运过程的影响仍有待于进一步考察。

(6) 测量低强度煤体的破坏一直是模拟实验中急待解决的问题。本文所述实验表明可以煤体加速度峰值作为煤体破裂信号。

(7) 本文结论对研究砂岩、钾盐与二氧化碳突出时岩体破坏的扩展机制也是适用的。

杨业敏高级工程师、王维山同志协助进行了实验, 在此谨致谢意。

参 考 文 献

- [1] Ходот, В. В., 煤和瓦斯突出(宋世钊、王佑安译), 中国工业出版社, 1966, 107—163.
- [2] Христианович, С. А., О волне дробления, Изв АН СССР ОТН, 1953, 12: 1689—1699.
- [3] 郑哲敏, 力学与生产建设, 北京大学出版社, 1982, 128—137.
- [4] Paterson, L., Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 23(1986), 327—332.
- [5] 俞善炳, 力学学报, 20(1988), 2: 97—106.
- [6] Nur, A. and Byerlee, J. D., J. Geophys. Res. 76(1971), 6414—6419.
- [7] Gunther, J., Elements of a novel theory of gas bursts, Rev. Ind. Miner., 52(1970), 775—784.
- [8] Litwiniszyn, J., Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 22(1985), 39—46.