

文章编号: 1006-9941(2024)07-0726-11

## 孔内空气间隔对有/无金属罩聚能装药定向侵彻效果的影响

蔡静静<sup>1</sup>, 徐轩<sup>1</sup>, 陈占扬<sup>2</sup>, 杨军<sup>1</sup>

(1. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081; 2. 河南城建学院土木与交通工程学院, 河南 平顶山 467036)

**摘要:** 为了探究孔内径向空气间隔对有/无金属罩聚能装药定向侵彻效果和炸药爆轰能量传递过程的影响, 采用 ANSYS/LS-DYNA 软件, 开展孔内装药空气间隔为 6, 8, 10, 12, 14 cm 时的数值模拟研究, 分析了聚能装药中有药型罩形成 EFP 和无药型罩形成聚能气流的能量集中释放过程, 以及对孔壁的定向侵彻深度。结果表明空气间隔小于 10 cm 时, 聚能气流对孔壁的侵彻深度相对于 EFP 平均侵深分别提高了 53% (6 cm) 和 29% (8 cm)。空气间隔大于 10 cm 时, EFP 平均侵彻深度相比于聚能气流均增加了 26% (12 cm 和 14 cm)。计算聚能轴线上 EFP 和聚能气流单位面积通过孔壁的动能, 发现空气间隔较小时, 聚能气流在空气中衰减耗散的能量小于 EFP 塑性变形耗能, 此时聚能气流对孔壁的侵彻效果较优; 空气间隔较大时, 爆轰产物空间膨胀造成聚能气流轴线处的密度和动能显著降低, 而 EFP 由于具有高密度和不可压缩性, 能量分散小, 动能衰减缓慢, 此时 EFP 对孔壁的侵彻效果优于聚能气流。

**关键词:** 聚能装药; 空气间隔; 聚能气流; 爆炸能量; 定向控制

中图分类号: TJ55; O385

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2023196

### 0 引言

聚能装药是通过凹槽装药, 使炸药爆轰能量在聚能槽方向达到显著集中, 从而增强局部破坏的一种装药形式<sup>[1-2]</sup>。聚能药包装药形式的变化会影响能量聚集效果, 金属罩聚能装药能够产生高温高速的金属射流, 射流温度可高达几千度, 压力高达几百大气压, 能量聚集程度高; 无外衬金属罩聚能装药利用垂直于聚能槽表面飞散的爆轰产物, 可以形成具有更高速度和压力的聚能气流, 实现爆炸能量集中利用的目的<sup>[3]</sup>。由此可见, 金属罩聚能结构在射流成型过程中需要消耗大量爆轰能量, 而无外衬金属罩聚能装药则节省了这部分能量, 理应产生更好的定向侵彻效果。

在聚能装药的应用中, 大多数的研究集中在金属罩聚能结构上。例如, 石油射孔弹<sup>[4-5]</sup>常利用聚能射流

来实现高穿深的目的, 这要求射流完全拉伸和成型, 因此需要有足够的炸高即空气间隔; 而在较大的空气间隔下聚能气流的能量已经散失, 聚能效果变差。陈忠辉<sup>[6]</sup>利用环形聚能射流侵彻孔底岩石以减少爆破根底, 通过对聚能装药的结构参数进行研究, 得到了参数关于岩石损伤深度的影响规律。杨帅等<sup>[7]</sup>通过研究聚能罩张开角度对煤层爆破效果的影响, 结果表明减小聚能罩角度提高了聚能方向的裂隙长度。何满潮<sup>[8]</sup>利用双向聚能装置提高爆破效果, 利用爆轰产物形成的能量流有效提高了炮孔间裂隙的贯通质量。陈寿峰等<sup>[9]</sup>针对无罩聚能装药在自由场中的定向侵彻效果进行了试验和数值模拟研究, 结果表明, 在自由场中无罩或有罩的聚能装药方式均能提高岩石的破碎深度, 但有金属罩时提升效果更显著。Wu 等<sup>[10]</sup>通过数值模拟研究了空气间隔对椭圆双极性聚能药包爆破效果的影响, 结果显示随空气间隔的增大, 主裂纹长度呈现先增大后减小的规律。Song 等<sup>[11]</sup>采用数值模拟研究了不同空气间隔下金属罩聚能装药破坏的煤层裂隙面积, 发现充足的径向空气间隔能够保证聚能射流的延长和成型, 但当空气间隔过大时, 孔内空气会消耗过多爆轰能量导致煤层裂隙面积减小, 因此聚能装药在孔

收稿日期: 2023-09-11; 修回日期: 2023-10-14

网络出版日期: 2023-12-07

基金项目: 爆炸科学与技术重点实验室青年基金(QNKT23-09)

作者简介: 蔡静静(1998-), 女, 硕士研究生。主要从事强动载效应研究。e-mail: cai2074262016@163.com

通信联系人: 徐轩(1990-), 男, 博士。主要从事强动载效应研究。e-mail: xuxuan.bit@foxmail.com

引用本文: 蔡静静, 徐轩, 陈占扬, 等. 孔内空气间隔对有/无金属罩聚能装药定向侵彻效果的影响[J]. 含能材料, 2024, 32(7): 726-736.

CAI Jing-jing, XU Xuan, CHEN Zhan-yang, et al. Effect of Air Gap in Borehole on Directional Penetration of Shaped Charge with/without Metal Liner[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2024, 32(7): 726-736.

内的聚能效果受到空气间隔和射流成型效果的影响。上述研究成果表明,无论是在常规装药爆破还是聚能装药爆破时,空气间隔都是影响炸药爆轰能量向岩体传递的关键因素。若采用无药型罩聚能装药,通过节约金属药型罩塑性变形简化爆轰能量传递过程,在适当的空气间隔范围内,直接利用聚能气流实现更好的定向侵彻效果。而目前采用金属罩装药结构的研究中,更多的是设置充分的空气间隔促进金属射流的成型,这极有可能导致聚能气流的作用效果不显著。

因此,为了对比有/无金属罩装药结构的聚能效果,本研究采用对炸高不敏感、使炸药和孔壁间具有较小空气间隔的爆炸成型弹丸(explosively formed penetrator, EFP)聚能结构,对聚能气流的效果进行研究,建立了聚能药包有/无药型罩在炮孔内的三维数值模型,利用LS-DYNA<sup>[10]</sup>开展数值计算。通过不同的炮孔直径设计,研究在不同径向空气间隔下,有/无金属罩聚能装药结构对孔壁的定向侵彻效果,揭示聚能装药有/无金属罩结构对炸药爆炸能量的传递机理和利用规律,以期为工程实践中选择合理的聚能结构提供设计依据。

## 1 数值模型和材料参数

### 1.1 数值模型建立

分别设计了有/无药型罩2种聚能装药结构,图1为有药型罩聚能装药的三维数值模型,当炸药爆炸后会在周向形成多个高速对折型线性爆炸成形弹丸(linear explosively-formed projectile, LEFP)<sup>[12]</sup>,有助于在孔底产生环形定向断裂损伤。药型罩为刻槽式半预制结构,单枚药型罩对应角度为 $14.5^\circ$ ,厚度 $e$ 为0.25 cm,装药直径 $D$ 为8 cm,高度 $L$ 为4 cm,药型罩以装药中心轴旋转成体,内弧半径与外弧半径 $R$ 均为32 cm,总数量为24枚<sup>[13]</sup>,在1/4模型中,为了保持对称,最两端分别为1/2个药型罩。为了控制变量,将图1中的药型罩移除即为无药型罩聚能装药结构。

深孔爆破炮孔装药结构一般由炮孔堵塞、炮孔装药组成,为了克服底盘岩石的夹制作用,常利用在孔底放置聚能药包和留出炮孔超深的方式来减少爆破根底,有/无金属罩聚能装置在炮孔中的装药位置如图2所示。由于主要关注聚能药包对孔底的定向破碎效

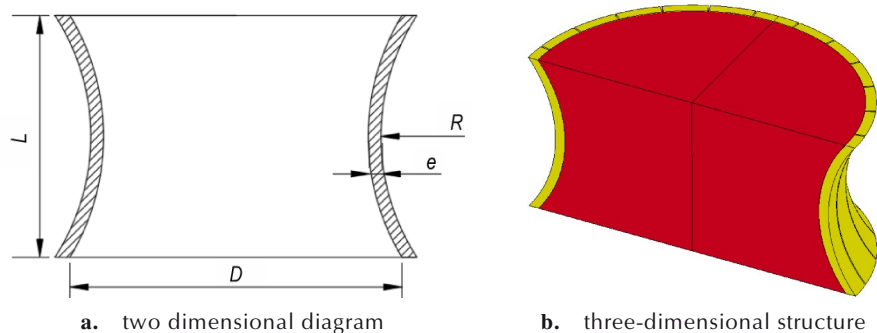


图1 有药型罩聚能装药的周向线性EFP结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of the circumferential linear EFP structure of shaped charge with metal liner

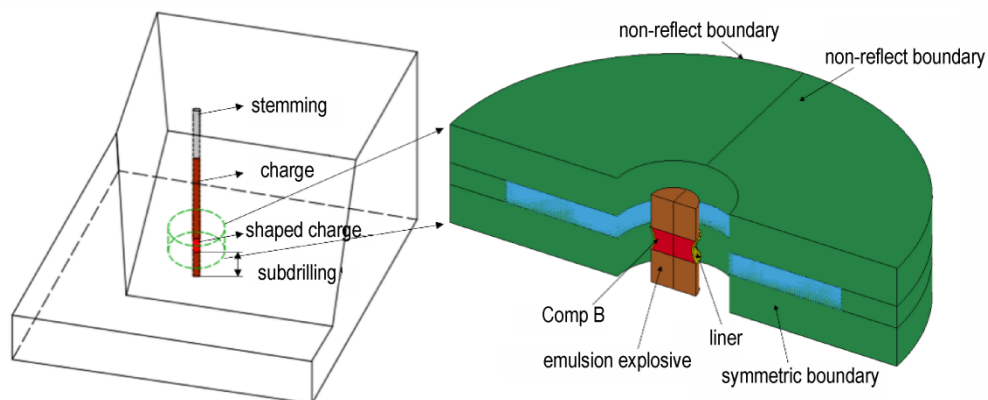


图2 聚能装药侵彻孔壁数值模型

Fig.2 Numerical model of shaped charge penetrating borehole wall

果,因此选取聚能药包及部分周围介质建立数值模型,当图1中环向聚能装置用于台阶爆破,增强孔底局部破碎时,数值计算模型可以简化为图2所示。为了保证装药量恒定,控制聚能药包的装药尺寸不变,改变聚能装药有/无药型罩时的炮孔直径,炮孔直径分别为20, 24, 28, 32, 36 cm,对应的径向空气间隔为6, 8, 10, 12, 14 cm。炮孔周围岩体采用等强度混凝土材料参数进行数值模拟,为了真实模拟介质受载环境,将模型上下表面和外侧面添加无反射边界条件,并通过对称边界进行1/4模型简化。乳化炸药、B炸药和空气均采用欧拉网格划分,药型罩采用拉格朗日网格划分,并通过\*DEFINE\_ADAPTIVE\_SOLID\_TO\_SPH<sup>[14]</sup>将在数值模拟过程中塑性变形过大的药型罩单元转为SPH(smoothed particle hydrodynamics)粒子,继续与周围单元耦合且对孔壁继续进行作用。

由于混凝土在受到炸药和药型罩作用时将产生大变形,而拉格朗日模型网格在涉及爆炸、高速碰撞等物质大变形问题时容易发生畸变,影响计算精度甚至使计算中断。SPH算法可以保证模型计算过程中的质量守恒、动量守恒和能量守恒<sup>[15]</sup>,因此混凝土采用FEM-SPH耦合算法,炮孔近区变形较大的混凝土采用SPH粒子建模,距炮孔较远的部分采用FEM网格建模,流体与固体之间的相互作用采用流固耦合算法进行模拟。

## 1.2 材料模型和参数

数值模拟中采用的药型罩材料为无氧紫铜,选择Johnson-Cook本构模型<sup>[16]</sup>,Johnson-Cook有效应力可以定义为塑性应变、塑性应变率和温度的函数,关系为:

$$\bar{\sigma} = (A + B\varepsilon^n)[1 + C \ln(\dot{\varepsilon}^*)][1 - (T^*)^m] \quad (1)$$

式中,  $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $n$ 、 $m$ 分别为屈服应力,MPa;应变硬化模

量,MPa;应变率相关系数、应变硬化指数、温度相关系数。 $\varepsilon$ 为有效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲塑性应变率; $\dot{\varepsilon}$ 为有效塑性应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考塑性应变率; $T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$ ,其中 $T^*$ 为无量纲温度; $T_m$ 为熔融温度; $K$ ,  $T_0$ 为室温,K; $T$ 为当前温度,K。

Johnson-Cook模型定义单元的损伤为:

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon^f} \quad (2)$$

式中, $D$ 为损伤参数, $D=0\sim 1$ ,初始时刻 $D=0$ ,当 $D=1$ 时,材料失效,即塑性应变累积 $\varepsilon^f$ ; $\Delta \varepsilon$ 为单个时间步中的塑性应变增量, $\varepsilon^f$ 为此状态下的失效应变。

$$\varepsilon^f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)][1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*][1 + D_5 T^*] \quad (3)$$

式中, $D_1\sim D_5$ 为材料失效参数, $\sigma^* = p/\sigma_{\text{eff}} = -\sigma_{\text{kk}}/\sigma_{\text{eff}} = -R_\sigma$ , $p$ 为压力,MPa; $\sigma_{\text{eff}}$ 为等效应力,MPa; $R_\sigma$ 为应力三轴度。 $D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*$ 反映了应力三轴度的影响,材料破坏应变随应力三轴度 $R$ 增大而减小, $1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*$ 反映了应变速率的影响,同一应力状态,失效应变与应变速率的对数呈线性关系。 $1 + D_5 T^*$ 反映了温度对材料韧性的影响。采用Gruneisen状态方程<sup>[17]</sup>描述材料对爆轰波的反应过程,药型罩材料本构参数列于表1。

炸药采用High-Explosive-Burn材料模型<sup>[18]</sup>进行描述,并通过JWL状态方程<sup>[19]</sup>描述爆轰产物的体积、压力以及能量特性,JWL方程为:

$$p = A(1 - \frac{\omega}{R_1 V})e^{-R_1 V} + B(1 - \frac{\omega}{R_2 V})e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (4)$$

式中, $p$ 为爆轰产物压力,MPa; $E$ 为爆轰产物内能, $\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$ ; $V$ 为爆轰产物的相对体积, $\text{m}^3$ ; $\omega$ 、 $A$ 、 $B$ 以及 $R_1$ 、 $R_2$ 为与炸药性质相关的参数。B炸药和乳化炸药材料以及状态方程参数如表2所示。采用MAT072R3(CONCRETE\_DAMAGE\_REL3)材料模型来模拟混

表1 药型罩材料Johnson-cook参数<sup>[16]</sup>

Table 1 Material parameters of the Johnson-cook model for the metal liner

material	$\rho / \text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	$A / \text{MPa}$	$B / \text{MPa}$	$n$	$C$	$m$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
oxygen-free copper	8.93	90	292	0.31	0.025	1.09	0.54	4.89	-3.03	0.014	1.12

Note:  $\rho$  is the density.  $A$  is the yield stress.  $B$  is the modulus of strain hardening.  $n$  is the strain hardening exponent.  $C$  is the strain rate correlation coefficient.  $m$  is the temperature correlation coefficient.  $D_1\sim D_5$  is the material failure parameter.

表2 炸药材料JWL参数<sup>[22]</sup>

Table 2 Material parameters of the JWL for the explosive

material	$\rho / \text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	$D / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$p_{\text{CJ}} / \text{GPa}$	$A / \text{GPa}$	$B / \text{GPa}$	$R_1$	$R_2$	$\omega$	$E_0 / \text{J}\cdot\text{m}^{-3}$
Comp B	1.717	7980	29.5	524.2	7.678	4.2	1.1	0.34	$8.5\times 10^9$
emulsion explosive	1.100	4500	9.7	214.4	0.182	4.2	0.9	0.15	$4.19\times 10^9$

Note:  $\rho$  is the density.  $D$  is the detonation velocity.  $p_{\text{CJ}}$  is the C-J pressure of detonation wave.  $A$  and  $B$  are the pressure coefficients.  $R_1$  and  $R_2$  are the principal and secondary eigenvalues, respectively.  $\omega$  is the parameter related to the properties of the explosive.  $E_0$  is the specific internal energy per unit mass of the explosive.

土的动态特性。MAT072R3 模型能有效模拟混凝土在高应变率爆炸荷载下的损伤积累和应变率效应,且仅需输入混凝土的密度( $2.0 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )、泊松比(0.2)和轴心抗压强度(40.0 MPa),其余参数由求解器自动拟合生成<sup>[20-21]</sup>。

## 2 结果与分析

### 2.1 聚能装药能量定向释放和侵彻深度变化规律

#### 2.1.1 聚能装药有/无药型罩爆炸能量的定向释放过程

为对比研究有/无药型罩爆轰波和爆轰产物的传播,研究采用数值模拟软件 LS-DYNA 对炸药爆轰过程进行了模拟,结果如图 3~4 所示。图 3 为聚能装药有药型罩时爆轰波的传播过程。当聚能槽外衬金属罩时,聚能装药爆轰后,爆轰波和高温高压爆轰产物首先作用于药型罩,由于高能炸药两端中心同时起爆,爆轰波在药型罩中部汇聚碰撞,中部爆轰波压力将成倍地增长<sup>[23]</sup>,其获得的能量远大于两侧。

图 4 为爆炸发生后不同时刻聚能装药在周向产生的 EFP 成型过程以及整体飞散效果。从图 4 可以看出,爆轰波和爆轰产物作用在药型罩微元上形成压力

$p$ ,此压力可分为沿轴向和径向的作用力,使罩微元加速并沿外圆法线方向运动<sup>[24]</sup>。31  $\mu\text{s}$ 时(图 4b),药型罩在压力  $p$  的作用下翻转,药型罩受压变形,沿轴线运动的动能转变为相应 EFP 微元的动能,推动 EFP 向前运动,径向速度使药型罩微元向轴线靠拢,在此过程中药型罩微元被压垮且产生塑性变形;40  $\mu\text{s}$ 时(图 4c),EFP 头部继续折叠,变形增大,药型罩微元径向运动的动能被其塑性变形消耗。47  $\mu\text{s}$ 时(图 4d),EFP 头部充分折叠,变形基本完成,形成多个稳定飞行的对折型 EFP。由此看出,聚能药包具有药型罩时,炸药爆轰能量一部分用于压垮药型罩做功,另一部分转变为沿轴线飞行的 EFP 的动能,实现了爆轰能量的定向释放。由于弹丸头尾部存在速度梯度,EFP 在飞行过程中继续拉伸,尾部金属由于拉伸产生塑性变形,塑性应变逐渐增加至一定值,单元转化为 SPH 粒子。

当聚能装药无药型罩时,爆轰产物膨胀和形成聚能气流的过程如图 5 所示。可以看出,炸药爆轰后,在爆轰波扫过聚能槽表面时,槽表面上几乎垂直于装药表面飞散的爆轰产物将向装药轴线汇聚,形成沿轴线方向运动的具有更高速度和压力的聚能气流,装药轴线上具有明显的能量集中,因此聚能气流对孔壁介质具有定向爆破作用。

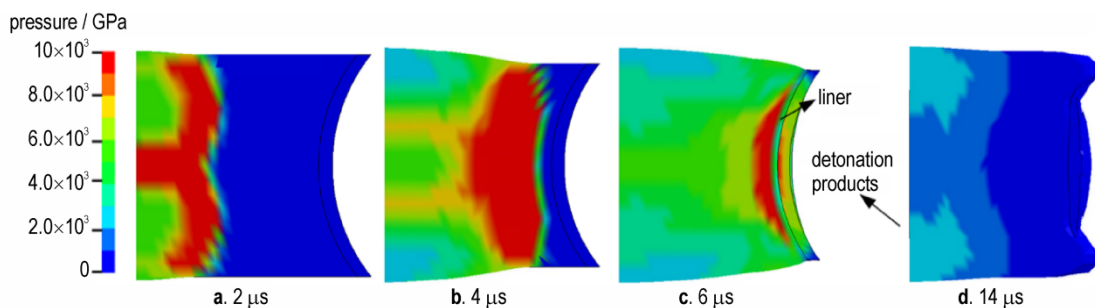


图 3 聚能装药有药型罩,空气间隔为 6 cm 时爆轰波传播过程压力云图

Fig.3 Pressure contours of detonation wave propagation process with metal liner of shaped charge and air gap of 6cm

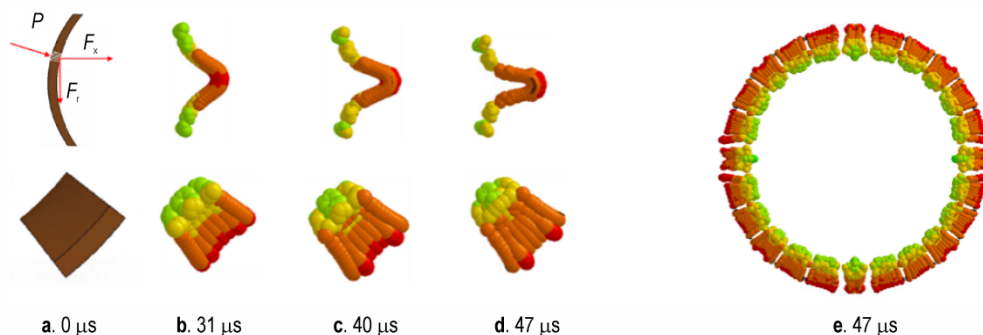


图 4 聚能装药有药型罩时线性 EFP 成型过程及整体分布

Fig.4 Linear EFP forming process and overall distribution of shaped charge with metal liner

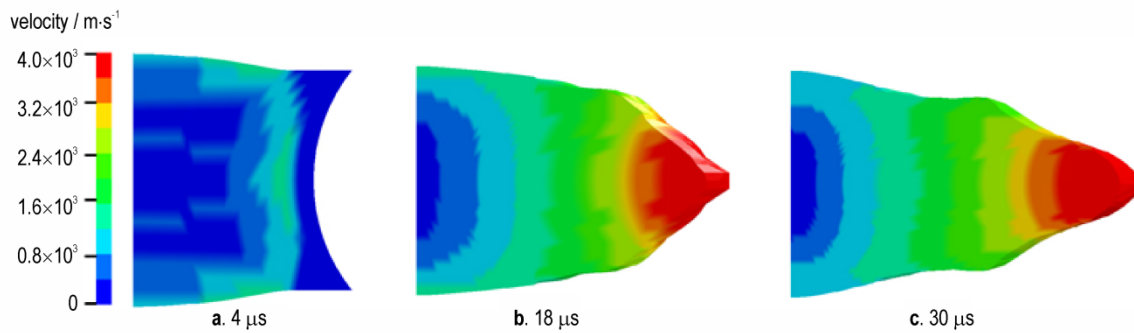


图5 聚能装药无药型罩时聚能气流形成过程速度云图

Fig.5 The velocity contours of the formation process of the shaped charge without the metal liner

### 2.1.2 聚能装药有/无药型罩定向侵彻深度变化规律

聚能装药分无/有罩 2 种装药结构, 分别形成聚能气流和 EFP 对混凝土进行侵彻。由于聚能气流容易受空气间隔的影响, 空气间隔较大时易导致聚能气流的作用效果不显著, 因此为了对比分析两种装药结构破碎孔壁脆性介质的情况, 选取孔内空气间隔为 6 cm、炮孔直径为 20 cm 的模拟工况。EFP 和聚能气流对孔壁的侵彻过程如图 6 所示。

图 6a 为 EFP 侵彻过程中混凝土截面塑性应变云图。当 EFP 运动至炮孔壁对其进行侵彻时, 首先对孔壁进行开坑, 此时 EFP 侵彻体和混凝土中将产生高压冲击波。从图 6a 可以看到, 炮孔近区混凝土表面开坑直径较大, 呈现外扩的喇叭形状, 此阶段 EFP 受到脆性介质的阻力较大。接着 EFP 在前一阶段开坑基础上继续往孔壁内部侵彻, 形成较为规整的圆柱形孔洞<sup>[25]</sup>, 一部分混凝土被挤出孔外, 且孔前端混凝土产生更大的塑性应变。最终形成前端为等直径圆柱形、尾部为开口喇叭形的侵彻孔。

图 6b 为装药结构无罩时聚能槽形成的聚能气流对混凝土的侵彻过程。当聚能气流运动至孔壁时, 由于其轴线上爆轰能量较高, 混凝土在爆破近区发生压剪破坏形成粉碎区, 破碎块体抛出, 产生明显凹坑, 从而在孔壁产生定向的侵彻效果。并且由于应力波的传播, 能量沿中线向混凝土内部传递, 孔前端混凝土产生较大塑性应变, 形成明显凸起。相较于 EFP 侵彻工况, 混凝土定向侵彻深度和塑性应变都有所增加。

由于装药轴线所对应的混凝土中部破碎效果最显著, 因此取有/无药型罩聚能装药在孔内装药空气间隔为 6, 8, 10, 12, 14 cm 共计 10 种工况下混凝土中间层 SPH 粒子观察混凝土的破坏轮廓线, 从而对比分析 EFP 和聚能气流对混凝土的侵彻情况。图 7 为孔内环境下 EFP 和聚能气流作用后的侵彻孔形态和深度对比。包括孔壁初始轮廓(黑色虚线), EFP 侵彻后的轮廓(红色虚线), 以及聚能气流作用后轮廓(蓝色虚线)。EFP 侵彻后, 孔壁具有明显的 5 处定向凹坑, 这是由 1/4 模型中 5 个成型完整的 EFP 形成的。而聚能气流

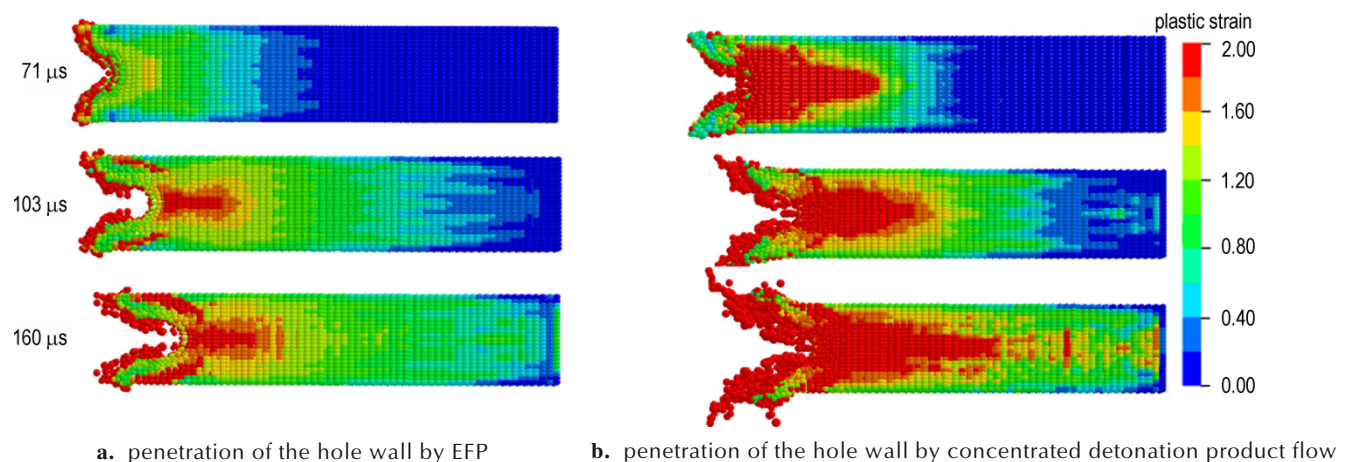


图6 空气间隔为 6 cm、炮孔直径 20 cm 孔壁侵彻剖视图

Fig.6 Sectional view of hole wall penetration with borehole diameter of 20 cm and air gap of 6 cm

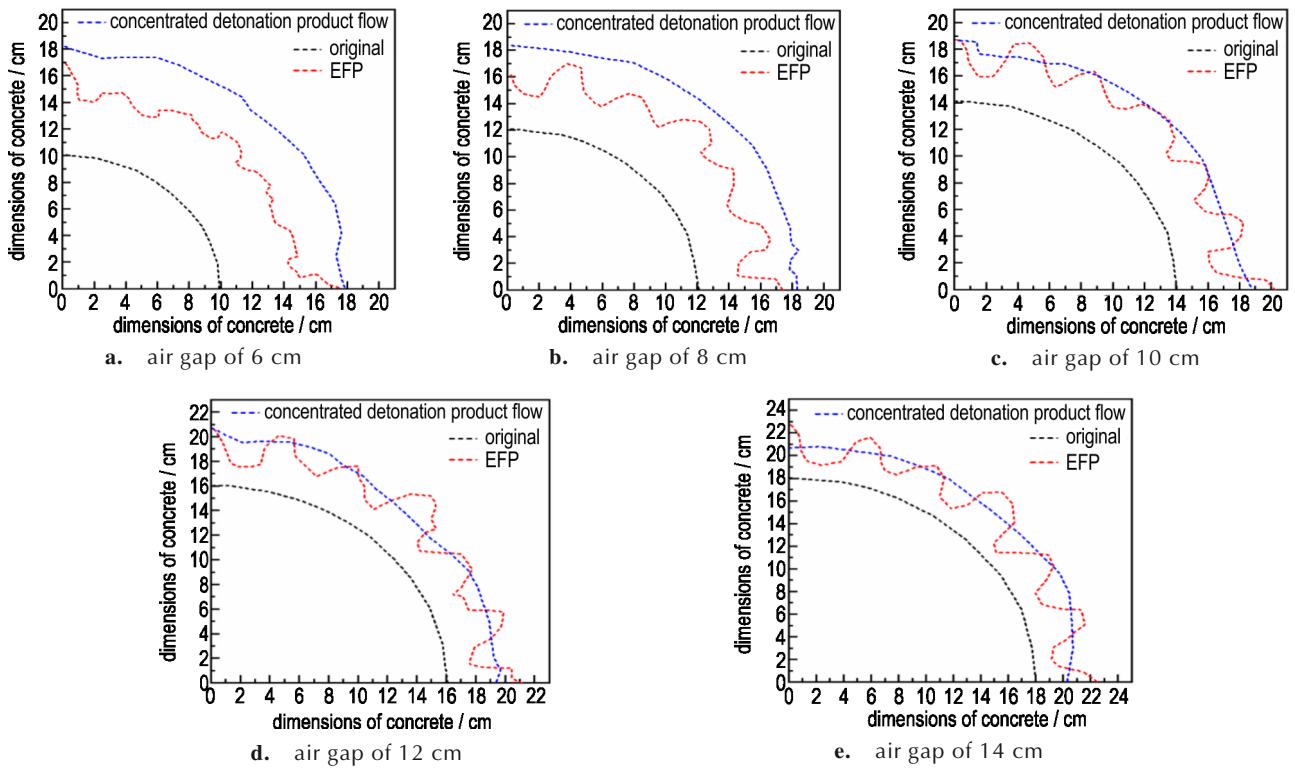


图7 EFP和聚能气流对孔壁的破坏轮廓线对比

Fig.7 Comparison of the destruction profile of the hole wall by EFP and concentrated detonation product flow

侵彻孔壁后,周向破坏轮廓为一条较平滑的圆弧,这和上述成型EFP和聚能气流的形态相对应。当径向空气间隔小于10 cm时,可以看出2种装药结构对孔壁脆性介质的侵深相差较大,聚能气流的侵彻深度明显大于EFP的侵深。当空气间隔为10 cm时,EFP和聚能气流的侵彻深度接近。随着空气间隔大于10 cm,EFP对定向侵彻深度超过聚能气流。

单个线性EFP对孔壁的侵彻孔深度不完全相同,为了减少误差,分别取其5个侵彻孔深度平均值和最大侵彻孔深进行详细分析,并和聚能气流对混凝土的平均侵彻深度进行对比。图8为在不同空气间隔下EFP和聚能气流侵彻深度的变化规律。由于2种装药结构能量传递方式不同,聚能气流直接聚集爆轰产物的能量并作用在孔壁上,而有药型罩时炸药能量需要转化为EFP的塑性变形能和动能再对孔壁进行侵彻,因此导致了孔壁定向侵彻深度的差异。当径向空气间隔为6 cm时,EFP和聚能气流对孔壁的侵彻深度都达到最高,分别为8.04 cm和5.61 cm。随着径向空气间隔的增大,2种装药结构对孔壁的定向侵彻深度都逐渐减小,但两者下降趋势不同,EFP平均侵彻深度下降较平缓,平均下降幅度为5.1%;而聚能气流的侵彻深

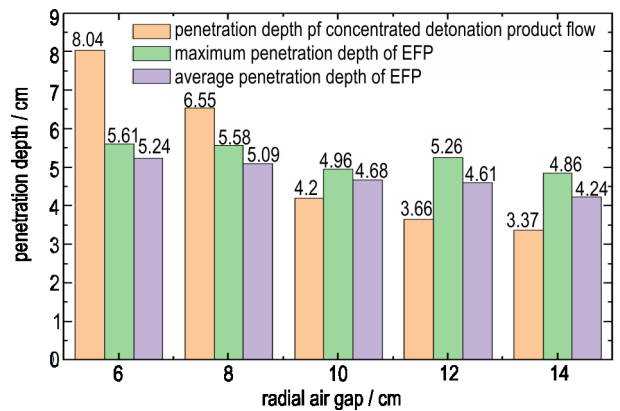


图8 不同孔内径向空气间隔下EFP和聚能气流对孔壁的最大侵彻深度

Fig.8 The maximum penetration depth of EFP and concentrated detonation product flow into the hole wall under different radial air gaps in the hole

度下降显著,平均下降幅度为18.8%,且逐渐小于EFP对孔壁的侵深。当空气间隔为6 cm和8 cm时,聚能气流对混凝土的定向侵深相对于EFP平均侵深分别提高53%和29%。当空气间隔为12 cm和14 cm时,EFP平均侵深相比于聚能气流均增加了26%。

### 2.2 EFP和聚能气流动能计算

根据聚能药包有/无药型罩结构对孔壁侵彻的数

值模拟结果,得到了2种装药结构对孔壁定向侵彻深度的变化规律和差异特点。为了揭示造成2种聚能装药对孔壁侵彻深度差异性的机理,进一步研究了孔内环境下聚能装药有/无金属罩结构对炸药爆轰能量传递和利用的规律。

EFP的侵彻深度依赖于整体动能,可利用EFP动能大小评估不同条件下形成的EFP的质量和侵彻能力<sup>[26]</sup>,聚能气流对目标的侵彻能力同样与爆轰能量转化的动能有关,因此采用动能分析两者对孔壁的侵彻能力<sup>[27]</sup>。

根据EFP和聚能气流爆炸能量的定向释放过程,

2种聚能结构对孔壁的定向侵彻深度取决于在聚能轴线处集中的动能。图9为聚能气流作用后的侵彻孔模拟结果,由模拟结果可知聚能气流作用下侵彻孔顶端直径 $d$ 为1 cm,取侵彻孔顶端直径 $d$ 范围内所对应的聚能气流的动能为聚能轴线处的动能。图10为聚能气流的速度云图,处理得到聚能气流刚到达孔壁时的轮廓坐标,并按照速度分布将其分为9部分,取速度范围中间值作为每部分聚能气流的速度,由定积分式(5)和(6)求出孔径 $d$ 所对应范围内各部分速度区域聚能气流的体积<sup>[28]</sup>,不同速度区域聚能气流的体积见表3。

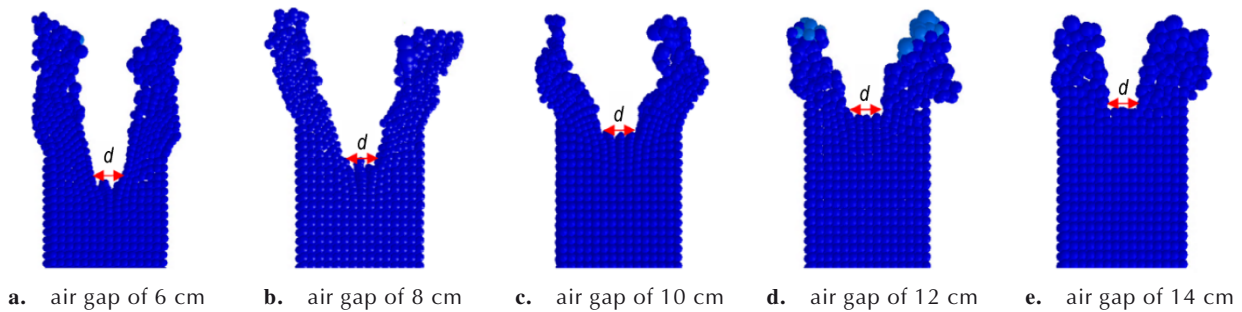


图9 不同空气间隔下聚能气流作用后的侵彻孔径 $d=1$  cm

Fig.9 The penetrating aperture  $d=1$  cm under the action of concentrated detonation product flow at different air gaps

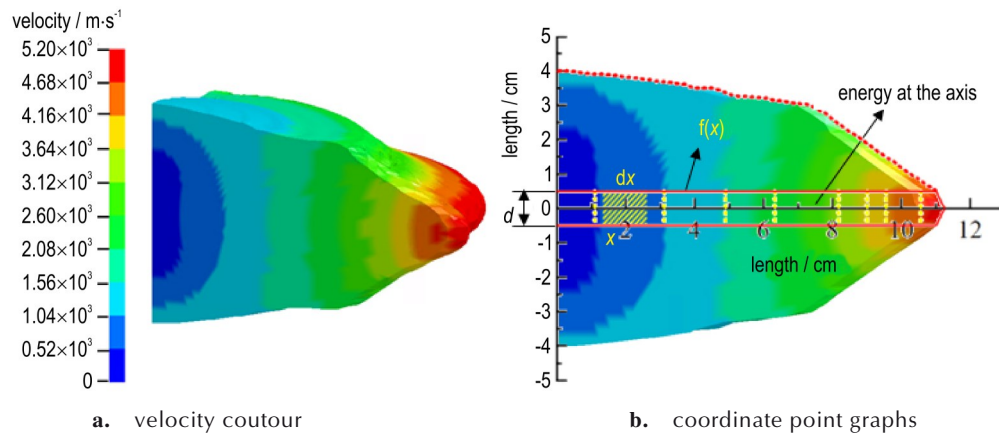


图10 聚能装药无药型罩、空气间隔为10 cm时聚能气流轮廓坐标点图

Fig.10 Coordinate point graphs of concentrated detonation product flow contour without metal liner of shaped charge and air gap of 10 cm

表3 聚能轴线处不同速度区域的聚能气流体积

Table 3 The volume of concentrated detonation product flow in different velocity regions at the axis of shaped energy  $\text{cm}^3$

air gap / cm	$V_1$	$V_2$	$V_3$	$V_4$	$V_5$	$V_6$	$V_7$	$V_8$	$V_9$
6	1.400	5.096	6.839	7.934	10.225	6.655	7.156	6.371	3.801
8	0.854	4.879	11.901	10.916	17.896	8.294	8.857	13.690	8.515
10	1.067	5.303	12.503	13.381	32.074	9.929	10.016	24.625	10.861
12	1.199	3.731	14.758	14.293	40.679	21.266	11.683	30.803	22.950
14	1.704	3.623	15.776	19.188	56.658	13.847	21.065	23.150	49.453

Note:  $V_1$ - $V_9$  are the volume of concentrated detonation product flow in different velocity regions.

$$dV = [\pi(x + dx)^2 - \pi x^2] \cdot f(x) \quad (5)$$

$$V = \int_a^b 2\pi x f(x) dx \quad (6)$$

根据数值模拟结果,可获得各部分聚能气流所对应的密度,则通过动能累加<sup>[28]</sup>可获得聚能气流在聚能轴线处的动能表达式为:

$$E = \frac{1}{2} \rho_1 V_1 v_1^2 + \frac{1}{2} \rho_2 V_2 v_2^2 + \dots + \frac{1}{2} \rho_n V_n v_n^2 \quad (7)$$

式中,  $E_s$  为爆轰产物的密度,  $g \cdot cm^{-3}$ ;  $V$  为不同速度区域爆轰产物的体积,  $cm^3$ ;  $v$  为爆轰产物的速度,  $m \cdot s^{-1}$ 。

当聚能药包有金属罩时, EFP 的侵彻孔可近似为等直径的圆柱孔, 因此侵彻孔顶端范围对应的聚能轴线处的动能即为 EFP 的动能。EFP 动能数据  $E$

可由后处理软件得到, EFP 侵彻孔数值模拟结果如图 11 所示, 其中  $d=1.8 \text{ cm}$ 。由于聚能气流和 EFP 侵彻孔顶端孔径  $d$  不同, 因此本研究取聚能轴线处单位面积集中的动能(侵彻孔顶端单位面积所对应的动能)作为对比指标<sup>[29]</sup>, 其计算方法如公式(8)所示:

$$E_s = \frac{E}{\pi D d} \quad (8)$$

式中,  $E_s$  为聚能轴线处单位面积集中的动能,  $kJ$ ,  $E$  为 EFP 和聚能气流聚能轴线处的动能,  $kJ$ ,  $D$  为炮孔直径,  $cm$ ,  $d$  为侵彻孔顶端孔径,  $cm$ 。计算得到不同空气间隔下聚能气流和 EFP 聚能轴线处单位面积集中的动能, 如表 4 所示。

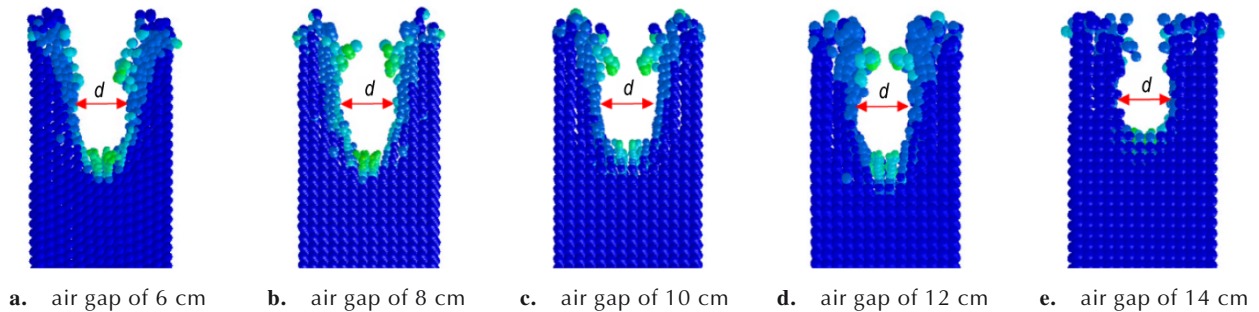


图 11 不同空气间隔下 EFP 作用后的侵彻孔径  $d=1.8 \text{ cm}$

Fig.11 The penetrating aperture  $d=1.8 \text{ cm}$  after EFP treatment at different air gaps

表 4 EFP 和聚能气流头部速度和聚能轴线处单位面积的动能  
Table 4 The head velocity of EFP and concentrated detonation product flow and kinetic energy per unit area at the axis of shaped energy

air gap / cm	$v$ / $m \cdot s^{-1}$	$E_s$ / $kJ \cdot cm^{-2}$	$v$ / $m \cdot s^{-1}$	$E_s$ / $kJ \cdot cm^{-2}$
6	1834	3.772	5364	6.822
8	1800	3.045	5240	4.357
10	1790	2.584	5020	2.655
12	1783	2.200	4807	1.497
14	1770	1.940	4529	1.016

Note:  $v$  is the head velocity of EFP and concentrated detonation product flow.  $E_s$  is the kinetic energy per unit area of the EFP and the concentrated detonation product flow at the shaped energy axis.

### 2.3 机理讨论

根据表 4 中的数据可作出不同孔内空气间隔下, EFP 和聚能气流刚到达孔壁时聚能轴线处单位面积的动能曲线, 并对曲线进行拟合, 结果如图 12 所示, 其中  $R^2$  均大于 0.95, 表明拟合效果较好。从图 12 可以看出, 随着空气间隔的增大, 聚能气流和 EFP 聚能轴线处单位面积集中的动能逐渐降低, 这和模拟得到的孔壁

侵彻深度的变化趋势相符合。聚能气流和 EFP 动能的衰减速度不同, 聚能气流在聚能轴线处单位面积的动能呈指数形式下降, 和 EFP 下降形式相比其下降趋势更快。从表 4 中看出, 空气间隔增大时, EFP 头部速度降低缓慢, 因此其动能下降趋势相比于聚能气流不明显, 而聚能气流由于爆轰产物向外膨胀扩散引起密度和速度迅速降低, 导致集中在聚能轴线处的能量散失较快, 动能降幅显著。

由图 12 可得, 当空气间隔小于 10 cm 时, EFP 在聚能轴线处单位面积的动能小于聚能气流。这是由于高温高压爆炸产物对药型罩做功, EFP 产生大变形消耗了爆轰能量。对于聚能装药无药型罩时, 聚能气流在到达孔壁介质前逐渐向外扩散, 并且对孔内空气进行压缩<sup>[30]</sup>, 但由于空气间隔较小, 在空气中衰减耗散的能量低于 EFP 塑性变形消耗的能量, 导致聚能气流在聚能轴线处单位面积集中的动能高于 EFP, 表现在孔壁的侵彻效果上聚能气流侵彻深度大于 EFP。

当空气间隔等于 10 cm 时, 从图 12 中可以看出聚能气流在轴线处单位面积的动能大于 EFP, 这和数值



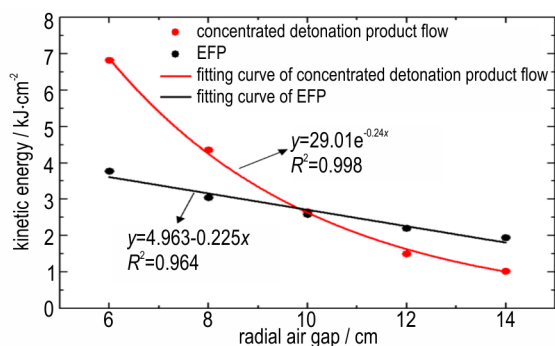


图12 EFP和聚能气流刚到孔壁时刻聚能轴线处单位面积动能拟合曲线

Fig.12 The fitting curve of kinetic energy per unit area at the axis of shaped energy when EFP and concentrated detonation product flow arrived at the borehole wall

模拟得到的EFP定向侵彻深度大于聚能气流的结果不一致,主要是由于图中计算的动能为爆轰产物刚到达孔壁时聚能轴线处单位面积的动能,聚能气流在后续侵彻过程中会继续膨胀分散,使得聚能轴线处的动能减少,侵彻效果变差,最终导致EFP侵彻深度更高。

随着炮孔直径增大,当空气间隔大于10 cm时,炸药周围的空气显著增加。爆轰产物向外膨胀时,爆轰气态产物在空间扩散使得其密度和速度降低,造成集中在轴线处的能量大量散失,损失能量远高于EFP的塑性形变能。当聚能药包外衬金属罩时,由于金属具有高密度和低可压缩性的特征,减小了高压膨胀引起的能量分散,因此由爆轰能量转换的罩动能衰减缓慢,使得EFP聚能轴线处单位面积的动能逐渐超过了聚能气流,导致EFP对孔壁的侵彻深度更高。

由此发现,在孔内环境下,当聚能药包和孔壁空气间隔较大时,炸药的大部分能量都被耗散在空气中,而药型罩能够保持住炸药的一部分能量,并对靶板进行作用,实现较好的侵彻效果,此种工况也类似炸药处在自由空气场中,相对于无罩聚能装药,有金属罩对靶板的侵彻效果更优;当聚能药包和孔壁空气间隔较小时,炸药的爆炸能量在孔内释放且都能作用在孔壁上,而此时若添加药型罩,药型罩的大变形反而消耗了炸药的爆炸能量,对爆破效果不利。因此在岩石的控制爆破中,此种情况采用聚能药包无药型罩的装药方式对提高孔壁定向侵彻深度更有利。目前,有金属罩聚能药包在实际工程中被广泛应用,而无金属罩聚能药包关注较少,如果能根据不同的空气间隔合理的选用有/无金属罩聚能药包的方式进行爆破作业,则能够提高炸药能量的利用率,得到更好的定向侵彻效果。因此该研究结论在实际工程应用中具有应用前景,但是由

于条件有限,目前还未进行试验研究,后续将对相应的聚能结构进行设计参数研究和实验验证。

### 3 结论

针对孔内装药空气间隔对有/无药型罩聚能装药定向侵彻效果影响的问题,使用FEM-SPH方法分别模拟了有/无药型罩聚能装药在不同炮孔直径下对孔壁的侵彻过程,得到了不同空气间隔下EFP和聚能气流的定向侵彻深度,以及EFP和聚能气流爆炸能量的传递过程和规律,具体包括:

(1)聚能装药有/无药型罩两种装药结构下,分别形成EFP和聚能气流对混凝土进行侵彻,孔壁平均侵彻深度随着空气间隔的增大而减小。当空气间隔为6 cm和8 cm时,聚能气流对孔壁的定向侵彻深度相对于EFP平均侵深分别提高53%和29%。当空气间隔为12 cm和14 cm时,EFP平均侵彻深度相比于聚能气流均增加26%。

(2)计算了EFP和聚能气流在不同空气间隔下聚能轴线处的动能。随着空气间隔的增大,聚能气流在聚能轴线处单位面积的动能呈指数形式下降,和EFP呈线性下降形式相比其下降趋势更快。空气间隔小于10 cm(1.25倍装药直径)时,聚能气流在聚能轴线处单位面积的动能大于EFP;空气间隔大于10 cm时,EFP聚能轴线处单位面积的动能更高。

(3)分析了导致EFP和聚能气流定向侵彻深度差异性的机理。当空气间隔小于10 cm时,聚能气流在孔内空气中衰减耗散的能量小于EFP塑性变形耗能,使得聚能气流对孔壁的定向侵彻深度高于EFP。空气间隔大于10 cm时,爆轰气态产物向外膨胀扩散造成的能量损失远高于EFP形变耗能;EFP的高密度和低可压缩性使高压膨胀引起的能量分散减小,动能衰减缓慢,此时EFP对孔壁的定向侵彻深度更高。

#### 参考文献:

- [1] 付恒, 陈智刚, 杨大昭, 等. 杆式射流侵彻钢筋混凝土试验研究[J]. 兵工学报, 2016, 37(S2): 133-137.  
FU Heng, CHEN Zhi-gang, YANG Da-zhao, et al. Experimental study of jetting projectile charge penetrating into reinforced concrete[J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(S2): 133-137.
- [2] 刘志跃, 翟俊昭. 铝铜药型罩射流与侵彻数值模拟[J]. 高压物理学报, 2019, 33(6): 132-139.  
LIU Zhi-yue, ZHAI Jun-zhao. Numerical simulation on the performance of shaped charge with explosively welded aluminum copper liner [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(6): 132-139.
- [3] 张奇. 线性无罩聚能装药的破岩机理[J]. 爆破器材, 1988(03):

- 4-7.  
ZHANG Qi. Rock breaking mechanism of linear unmasked shaped charge[J]. *Explosive Materials*, 1988(03): 4-7.
- [4] 吕愿宏, 王续跃, 李晓杰, 等. 粉末药型罩石油射孔弹侵彻性能数值模拟[J]. *工程爆破*, 2015, 21(2): 1-4.  
LV Yuan-hong, WANG Xu-yue, LI Xiao-jie, et al. The numerical simulation on penetrating performance of powdered liner in perforation of oil[J]. *Engineering Blasting*, 2015, 21(2): 1-4.
- [5] 陈兴, 李如江, 弯天琪, 等. 一种球锥结合药型罩石油射孔弹研究[J]. *爆破器材*, 2015, 44(2): 58-64.  
CHEN Xing, LI Ru-jiang, WAN-Tian-qi, et al. Research of a petroleum perforating charge with hemispheric-conical combined liner[J]. *Explosive Materials*, 2015, 44(2): 58-64.
- [6] 陈忠辉. 环形聚能射流定向侵彻岩石的数值模拟及试验研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2021.  
CHEN Zhong-hui. Numerical simulation and experimental study of directional rock penetration by annular shaped jet [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2021.
- [7] 杨帅, 刘泽功, 张健玉, 等. 柱状聚能药管聚能罩角度对煤层爆破增透效果影响的试验研究[J]. *煤炭科学技术*, 2023: 1-11.  
YANG Shuai, LIU Ze-gong, ZHANG Jian-yu, et al. Experimental study on the effect of the angle of the shaped charge and the shaped charge cover on the penetration enhancement of coal seam blasting [J]. *Coal Science and Technology*, 2023: 1-11.
- [8] 何满潮, 曹伍富, 单仁亮, 等. 双向聚能拉伸爆破新技术[J]. *岩石力学与工程学报*, 2003(12): 2047-2051.  
HE Man-chao, CAO Wu-fu, SHAN Ren-liang, et al. New blasting technology-bilateral cumulative tensile explosion [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2003(12): 2047-2051.
- [9] 陈寿峰, 薛士文, 高伟伟, 等. 岩石聚能爆破试验与数值模拟研究[J]. *爆破*, 2012, 29(4): 14-18.  
CHEN Shou-feng, XUE Shi-wen, GAO Wei-wei, et al. Experimental study and numerical simulation of rock shaped charge blasting[J]. *Blasting*, 2012, 29(4): 14-18.
- [10] WU B, XU S X, MENG G W, et al. Study on Dynamic Evolution Law of Blasting Cracks in Elliptical Bipolar Linear Shaped Charge Blasting[J]. *Shock and Vibration*, 2021, 2021: 1-10.
- [11] SONG Y Q, LI X S, GUO D Y, et al. Study on the decoupled charge effect in deep-hole cumulative blasting of coal seam [J]. *Advances in Civil Engineering*, 2019, 2019: 1-9.
- [12] 尹建平, 王志军, 熊永家, 等. 药型罩曲率半径对周向MLEFP成型的影响[J]. *含能材料*, 2013, 21(4): 512-516.  
YIN Jian-ping, WANG Zhi-jun, XIONG Yong-jia, et al. Influence of liner curvature radius on formation of circumferential multiple linear explosively formed penetrators [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2013, 21(4): 512-516.
- [13] 李鹏, 李刚, 袁宝慧, 等. 一种杆式多爆炸成型侵彻体战斗部[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(4): 883-890.  
LI Peng, LI Gang, YUAN Bao-hui, et al. A rod-shaped explosively formed penetrator warhead [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 883-890.
- [14] HE Q, CHEN X, CHEN J. Finite element-smoothed particle hydrodynamics adaptive method in simulating debris cloud [J]. *Acta Astronautica*, 2020, 175: 99-117.
- [15] 程兵, 汪海波, 宗琦. 基于SPH-FEM耦合切缝药包爆破机理数值模拟[J]. *含能材料*, 2020, 28(4): 300-307.  
CHENG Bing, WANG Hai-bo, ZONG Qi. Numerical simulation on blasting mechanism of slotted cartridge based on coupled SPH-FEM algorithm [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2020, 28(4): 300-307.
- [16] 丁力, 蒋建伟, 门建兵, 等. 爆炸成型弹丸成型过程中的断裂数值模拟及机理分析[J]. *兵工学报*, 2017, 38(3): 417-423.  
DING Li, JIANG Jian-wei, MEN Jian-bing, et al. Numerical simulation and mechanism analysis of EFP's fracture in forming process [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(3): 417-423.
- [17] CARDOSO D, TEIXEIRA-DIAS F. Modelling the formation of explosively formed projectiles (EFP) [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 93: 116-127.
- [18] 王利侠, 谷鸿平, 丁刚, 等. 聚能射流对带壳浇注PBX装药的撞击响应[J]. *含能材料*, 2015, 23(11): 1067-1072.  
WANG Li-xia, GU Hong-ping, DING Gang, et al. Reaction characteristics for shelled cast-cured PBX explosive impacted by shaped charge jet [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2015, 23(11): 1067-1072.
- [19] 郑平泰, 杨涛, 秦子增, 等. 射流侵彻混凝土介质数值模拟及影响因素研究[J]. *弹箭与制导学报*, 2007(04): 114-118.  
ZHENG Ping-tai, YANG Tao, QIN Zi-zeng, et al. Numerical simulation and effects of the penetration of the shaped charge jet into concrete [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2007(04): 114-118.
- [20] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(9): 847-873.
- [21] MAGALLANES J M, WU Y, MALVAR L J, et al. Recent Improvements to Release III of the K & C Concrete Model [C]// Proceedings of the 11th International LS-DYNA® Users Conference. Livermore, CA, US: Livermore Software Technology Corporation, 2010: 6-8.
- [22] 吴红波, 邢化岛, 缪志军, 等. 乳化炸药聚能射流侵彻靶板的数值仿真[J]. *工程爆破*, 2016, 22(1): 68-72.  
WU Hong-bo, XING Hua-dao, MIAO Zhi-jun, et al. Numerical simulation of shaped charge jet penetrating on target by emulsion explosive [J]. *Engineer Blasting*, 2016, 22(1): 68-72.
- [23] 刘建青, 郭涛, 顾文彬, 等. 三点起爆形成尾翼EFP的数值模拟和实验研究[J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(1): 38-46.  
LIU Jian-qing, GUO Tao, GU Wen-bin, et al. Numerical simulation and experimental investigations of EFPs with fins formed by three-point initiation [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(1): 38-46.
- [24] 王树山. 终点效应学[M]. 北京: 科学出版社, 2019: 273-274.  
WANG Shu-shan. Terminal effects [M]. Beijing: Science Press, 2019: 273-274.
- [25] HU F, WU H, FANG Q, et al. Impact performance of explosively formed projectile (EFP) into concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 109: 150-166.
- [26] 龙源, 周翔, 马海洋, 等. 装药长径比对EFP动能影响的数值模拟研究[J]. *弹箭与制导学报*, 2003(S2): 134-136.  
LONG Yuan, ZHOU Xiang, MA Hai-yang, et al. Numerical simulation study on the relation between kinetic energy of EFP and slenderness ratio of explosive [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2003(S2): 134-136.
- [27] 杨军, 陈鹏万, 戴开达, 等. 现代爆破技术[M]. 第二版. 北京:

- 北京理工大学出版社, 2020: 196-198.  
 YANG Jun, CHEN Peng-wan, DAI Kai-da, et al. Modern blasting technology [M]. 2nd edition. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2020: 196-198.
- [28] 刘志跃, 翟俊昭. 铝铜药型罩射流与侵彻数值模拟[J]. 高压物理学报, 2019, 33(6): 132-139.  
 LIU Zhi-yue, GUO Jun-zhao. Numerical simulation on the performance of shaped charge with explosively welded aluminum copper liner [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(6): 132-139.
- [29] 焦文俊, 陈小伟. 长杆高速侵彻问题研究进展[J]. 力学进展, 2019, 49(0): 312-391.  
 JIAO Wen-jun, CHEN Xiao-wei. Review on long-rod penetration at hypervelocity [J]. *Advances in Mechanics*, 2019, 49(0): 312-391.
- [30] 岳中文, 胡晓冰, 陈志远, 等. 不耦合装药对炸药能量利用率影响的实验研究[J]. 爆破, 2020, 37(3): 34-39.  
 YUE Zhong-wen, HU Xiao-bing, CHEN Zhi-yuan, et al. Experimental study on the effect of uncoupled charge on energy efficiency of explosive [J]. *Blasting*, 2020, 37(3): 34-39.

## Effect of Air Gap in Borehole on Directional Penetration of Shaped Charge with/without Metal Liner

CAI Jing-jing<sup>1</sup>, XU Xuan<sup>1</sup>, CHEN Zhan-yang<sup>2</sup>, YANG Jun<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. School of Civil and Transportation Engineering, Henan University of Urban Construction, Pingdingshan 467036, China)

**Abstract:** In order to explore the influence of the radial air gap in the hole on the directional penetration effect of shaped charge with/without metal liner and the detonation energy transfer process of explosive, ANSYS/LS-DYNA software was used to carry out the numerical simulation study when the air gap of the charge in the hole was 6, 8, 10, 12, 14 cm. The process of centralized release of energy from the shaped charge with metal liner forming an EFP and without metal liner forming concentrated detonation product flow as well as the depth of directional penetration into the borehole wall, was analyzed. The results show that when the air gap is less than 10 cm, the penetration depth of concentrated detonation product flow into the hole wall is increased by 53% (6 cm) and 29% (8 cm), respectively, compared with the average penetration depth of EFP. When the air gap was greater than 10 cm, the average penetration depth of EFP increased by 26% (12 cm and 14 cm) compared with the concentrated detonation product flow. The kinetic energy of EFP and concentrated detonation product flow per unit area through the hole wall on the shaped energy axis was calculated, it is found that when the air gap is small, the energy dissipation of concentrated detonation product flow in the air is less than that of EFP plastic deformation, and the penetration effect of concentrated detonation product flow on the hole wall is better. When the air gap is large, the density and kinetic energy at the axis of the concentrated detonation product flow are significantly reduced due to the spatial expansion of detonation products, while the EFP has high density and incompressibility, small energy dispersion and slow decay of kinetic energy, so the penetration effect of EFP on the hole wall is better than that of the concentrated detonation product flow.

**Key words:** shaped charge; air gap; concentrated detonation product flow; explosive energy; directional control

**CLC number:** TJ55; O385

**Document code:** A

**DOI:** 10.11943/CJEM2023196

**Grant support:** Youth Fund Project of Key Laboratory of Explosion Science and Technology (QNKT23-09)

(责编: 高毅)