

doi:10.3969/j.issn.1001-8352.2024.03.008

# 射孔弹侵彻岩层及能量转化效率研究\*

陈星见<sup>①</sup> 柳军<sup>①②</sup> 罗杰<sup>①</sup> 李强<sup>①</sup> 周鑫钟<sup>①</sup> 兰少坤<sup>③</sup>

①西南石油大学机电工程学院(四川成都,610500)

②成都大学机械工程学院(四川成都,610106)

③中国石油吉林油田公司扶余采油厂(吉林松原,138000)

[摘要] 为研究射孔弹侵彻岩层的过程及爆炸后能量的分布情况,基于对称罚函数的流固耦合算法及岩层的RHT(Redel-Hiermaier-Thoma)本构模型,借助显式非线性动力学分析程序LS-DYNA,建立了1/2二维射孔弹-空气-岩层对称数值模拟模型,系统地分析了射孔弹在不同的装药类型、药型罩壁厚及锥角下射流侵彻岩层的深度及能量转化情况。研究表明:射孔弹主装炸药的爆速和猛度对射流侵彻岩层深度的影响显著;射孔弹炸药的爆速和猛度越高,射流的头部峰值速度越高,侵彻岩层深度越大;射孔弹主装炸药为RDX时,射流的有效能量转化率最大,其次分别为HNS、HMX。药型罩壁厚在0.6~1.5 mm范围内,适当减小厚度,可以提升射流的头部速度及岩层的穿深;但与此同时,射流的有效能量占比将降低,爆轰能量将增大。锥角在55°~70°范围内,适当减小锥角,射流的有效能量转化率及侵彻岩层的深度将增大,爆轰能量转化率将减小。

[关键词] 射孔弹;聚能射流;侵彻;RHT本构模型;能量转化

[分类号] TE921

## Penetration of Perforation Charge into Rock Strata and Energy Conversion Efficiency of Jet

CHEN Xingjian<sup>①</sup>, LIU Jun<sup>①②</sup>, LUO Jie<sup>①</sup>, LI Qiang<sup>①</sup>, ZHOU Xinzong<sup>①</sup>, LAN Shaokun<sup>③</sup>

①School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University (Sichuan Chengdu, 610500)

②School of Mechanical Engineering, Chengdu University (Sichuan Chengdu, 610106)

③Fuyu Oil Production Plant, Jilin Oilfield Company, CNPC (Jilin Songyuan, 138000)

[ABSTRACT] In order to study the perforation process of perforating charge into rock strata and the distribution of energy after the explosion, a fluid structure coupling algorithm based on symmetric penalty function and the RHT (Riedel-Hiermaier-Thoma) constitutive model of rock layers were used. With the explicit nonlinear dynamic analysis program LS-DYNA, a 1/2 2D symmetrical numerical simulation model of perforating charge-air-rock strata was established. The perforation depth into rock strata and energy conversion of jet were systematically analyzed under different charge types, wall thicknesses of liner, and cone angles. The research results indicate that the detonation velocity and brisance of the main explosive of the perforating charge have a significant impact on the penetration depth into rock layers of jet. The higher the detonation velocity and brisance of the explosive, the higher the peak velocity of the jet head, and the greater the penetration depth into rock strata. When the main explosive of the perforating charge is RDX, the effective energy conversion rate of the jet is the highest, followed by HNS and HMX, respectively. Within the range of 0.6-1.5 mm, appropriately reducing the wall thickness of the liner can improve the jet velocity at its front and the penetration depth into rock strata. But at the same time, the proportion of effective energy of the jet will decrease, and the detonation energy will increase. Within the range of 55°-70°, appropriately reducing the cone angle of the liner will increase the effective energy conversion rate of the jet and the penetration depth into rock strata, while the conversion rate of detonation energy will decrease.

[KEYWORDS] perforating charge; shaped jet; penetration; RHT constitutive model; energy conversion

\* 收稿日期:2023-08-29

基金项目:国家自然科学基金(51875489);四川省重点研发计划(2022YFQ0034)

第一作者:陈星见(1998—),男,硕士研究生,主要从事油气管柱力学方面的研究工作。E-mail:1803760703@qq.com

通信作者:柳军(1980—),男,研究员,博导,主要从事油气管柱力学和机械系统动力学方面的研究工作。E-mail:201031010081@swpu.edu.cn

## 0 引言

在我国油气勘探开发过程中,随着地层深度持续增加,井下射孔作业的工况愈加复杂,深井、超深井的开发成为了研究热点。

近年来,射孔技术逐渐向深穿透、大药量及高孔密的方向发展<sup>[1]</sup>,井筒峰值超压势必会大大增加,对井下工具造成强烈的冲击,严重时会导致封隔器解封、管柱屈曲、油管断裂等事故,严重危害现场作业人员的安全,造成巨大的经济损失。如何优化射孔弹结构、提高射孔效率,是研究人员重点关注的问题。Lee<sup>[2]</sup>采用二维 Eulerian 程序模拟了不同结构射孔弹的聚能射流穿透套管及围岩的过程。金玮玮等<sup>[3]</sup>运用 LS-DYNA 模拟了射孔过程中射流的形成过程,并提出了射孔弹壳的优化设计方法。潘文强等<sup>[4]</sup>提出了一种新型双层药型罩射孔弹的结构;数值模拟及试验的结果表明,穿深比单金属药型罩结构的射孔弹提高了 73.8%。强洪夫等<sup>[5]</sup>在 SPH (smoothed particle hydrodynamics, 光滑粒子流体动力学)方法的基础上,结合 Ott 等提出的 SPH 修正方法,对二维聚能射流的形成及侵彻混凝土靶板进行了数值模拟分析,并与传统的网格分析方法做了对比。Liu 等<sup>[6]</sup>运用 Lagrangian 算法,结合自适应网格技术,模拟了射孔弹的二维射流形成过程,分析了不同装药类型和装药密度下炸药的能量转化率。窦益华等<sup>[7]</sup>在 LS-DYNA 中建立了射孔弹-枪-液-套管-砂岩的三维模型,分析了射流形成、侵彻砂岩及能量转化情况。

由于射孔弹爆炸涉及到高速碰撞的非线性冲击动力学问题,研究射孔弹射流形成的主要手段有2

种:有限元数值模拟、射孔弹爆炸聚能射流侵彻靶板试验。有限元数值模拟中,采用 ATUODYNA 及 LS-DYNA 平台,结合 Lagrangian 算法、AMR(自适应网格技术)、ALE(arbitrary Lagrangian-Eulerian)算法及 SPH 算法进行求解。目前,对射流的形成及侵彻靶板问题研究得比较深入,但主要集中在聚能射流对钢靶<sup>[8]</sup>、混凝土<sup>[9]</sup>、高强度混凝土<sup>[10]</sup>及岩石<sup>[11]</sup>等的侵彻,对于聚能射流侵彻油气储层及射孔弹爆炸后能量转化率问题的研究比较匮乏,并且对于弹壳破片所携带的能量未加考虑,不同装药结构、炸药种类下射孔弹爆炸后的能量分布规律尚不清楚。

本文中,基于显式非线性动力学分析程序 LS-DYNA,结合 DP46RDX38-C 型射孔弹的实际结构,建立了 1/2 二维射孔弹-空气-岩层计算模型,探讨了射孔弹的装药类型、药型罩壁厚及锥角对岩层侵彻深度和射孔弹爆炸后能量转化情况的影响规律,为射孔弹的结构优化设计提供了理论支撑。

## 1 计算模型

DP46RDX38-C 型射孔弹模型在结构和载荷分布上具有对称性,见图 1(a)。因此,为提高计算效率,在 ANSYS/LS-DYNA 中采用 cm-g- $\mu$ s 单位制,建立 1/2 二维射孔弹-空气-岩层计算模型。其中,射孔弹的主装炸药分别为奥托克今(HMX)、黑索今(RDX)、六硝基砒(HNS);药型罩的壁厚分别为 0.6、0.9、1.2、1.5 mm;射孔弹的锥角分别为 55°、60°、65°、70°;射孔套管的内径(即炸高)为 88.9 mm;岩层的模型尺寸为 700 mm × 110 mm。

为有效地解决爆炸冲击作用下单元严重畸变导致的计算终止问题,炸药、药型罩、空气3部分构成

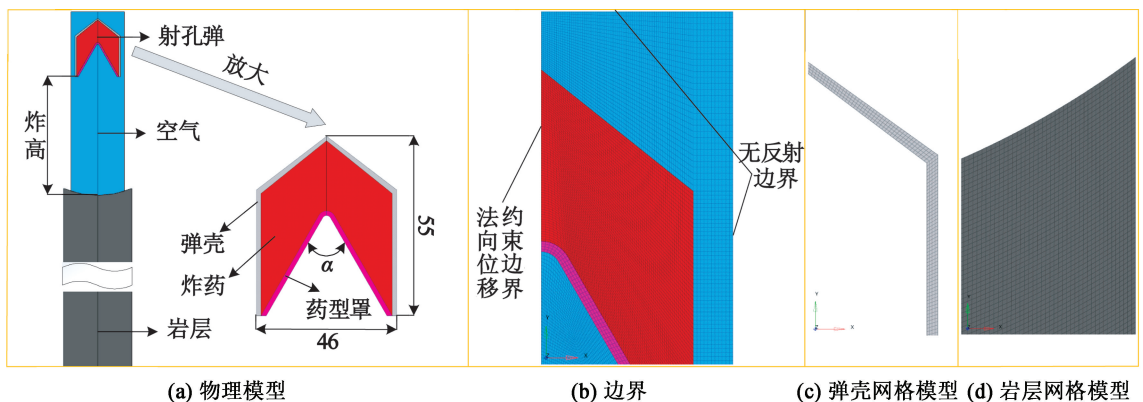


图 1 射孔弹的物理模型及有限元模型(单位:mm)

Fig. 1 Physical model and finite element model of perforating charges (Unit: mm)

模型的流体域,采用多物质二维 ALE 算法;岩层、弹壳为模型的固体域,采用 Lagrangian 算法;固体域和流体域之间设置为罚函数的流固耦合算法。图 1(b)中,模型的对称节点处设置为法向位移约束边界 (SPC);为消除爆炸产生的爆轰波影响,在模型的外侧设置无反射边界条件 (2D-nonreflecting)。为保证能量的顺利传递,流体域网格须共节点,模型的整体网格大小为 0.5 mm,单元数量共计 259 066,见图 1(c)~图 1(d)。

## 2 材料模型与状态方程

### 2.1 炸药的材料模型与状态方程

射孔弹的常用装药一般有 HMX、RDX、HNS 3 种。高能炸药爆炸过程的描述通常采用 JWL 状态方程:

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

式中: $p$  为炸药爆炸时产生的压力; $V$  为单位体积装药产生的爆轰产物体积; $E$  为单位体积装药的内能; $A$ 、 $B$ 、 $R_1$ 、 $R_2$ 、 $\omega$  为材料常数。

炸药的材料采用 Mat\_High\_Explosive 模型,材料参数如表 1<sup>[6,12]</sup> 所示。

### 2.2 药型罩、弹壳的材料模型与状态方程

药型罩为侵彻效果较好的紫铜,采用 Gruneisen 状态方程:

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu [1 + (1 - \gamma_0/2)\mu - \alpha \mu^2/2]}{[1 - (S_1 - 1)\mu - S_2 \mu^2 (\mu + 1)^{-1} - S_3 \mu^3 (\mu + 1)^{-2}]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E \quad (2)$$

式中: $C$  为冲击波速度的曲线截距; $\rho_0$  为材料的初始密度; $S_1$ 、 $S_2$ 、 $S_3$  为材料的  $u_s$ - $u_p$  曲线的斜率系数; $\gamma_0$  为状态方程系数; $\alpha$  为对  $\gamma_0$  的一阶体积修正; $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ ,为体积应变。

药型罩的状态方程参数如表 2<sup>[13]</sup> 所示。药型罩采用 Steinberg 本构模型,参数如表 3<sup>[14]</sup> 所示。

弹壳为金属材料,采用 Mat\_Plastic\_Kenematic (随动硬化模型)本构模型来描述,表达式为

$$\sigma_y = [1 + (\frac{\epsilon}{C})^{\frac{1}{P}}] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_{p,e}) \quad (3)$$

式中: $\sigma_0$  为初始屈服应力; $\epsilon_{p,e}$  为有效塑性应变; $E_p$  为塑性硬化模量, $E_p = E_{tan} e / (E - E_{tan})$ ; $C$ 、 $P$ 、 $\beta$ 、 $E_{tan}$ 、 $e$  为输入参数。

弹壳的本构模型参数如表 4<sup>[15]</sup> 所示。表 4 中: $\gamma$  为泊松比; $E$  为弹性模量; $S_{igy}$  为屈服极限; $E_{tan}$  为切线模量。

### 2.3 空气的材料模型与状态方程

空气的状态方程采用描述理想状态下气体力学行为的 Linear\_Polynomial 线性多项式:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E \quad (4)$$

式中: $\mu$  为相对体积; $E$  为材料的单位体积内能; $C_0$ 、 $C_1$ 、 $C_2$ 、 $C_3$ 、 $C_4$ 、 $C_5$ 、 $C_6$  为常数。

表 1 炸药的材料参数

Tab. 1 Material parameters of explosives

炸药	$\rho/$ ( $g \cdot cm^{-3}$ )	$D/$ ( $mm \cdot \mu s^{-1}$ )	$p/$ GPa	$A/$ GPa	$B/$ GPa	$R_1$	$R_2$	$\omega$	$E/$ ( $kJ \cdot cm^{-3}$ )
HMX	1.89	0.991	42.00	778.3	7.1	4.1	1.0	0.30	0.105
RDX	1.69	0.831	30.45	850.0	18.0	4.6	1.3	0.38	0.100
HNS	1.66	0.703	21.50	424.0	3.1	4.4	1.1	0.40	0.075

表 2 药型罩的状态方程参数

Tab. 1 State equation parameters of the liner

$C/(km \cdot s^{-1})$	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$\gamma_0$	$\alpha$	$E/(kJ \cdot cm^{-3})$
3.94	1.489	0	0	1.99	0.46	0

表 3 药型罩的本构模型参数

Tab. 3 Constitutive model parameters of the liner

$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	$G_0/GPa$	$Y_0$	$\beta$	$n$	$(-G'_i/G_0) \times 10^3/K^{-1}$
8.93	47.7	0.12	36	0.45	0.38

表4 弹壳的本构模型参数

Tab.4 Constitutive model parameters of the shell

case			
$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	$\varepsilon_{p,e}$	$E_p/GPa$	
7.83	0.7	522	
$\gamma$	$E/GPa$	$S_{igy}/GPa$	$E_{tan}/GPa$
0.284	210	0.235	6.1

空气的材料模型选用Mat\_Null, 参数为: 密度  $\rho = 1.293 \times 10^{-3} g/cm^3$ ,  $C_0 = -10^{-6}$ ,  $C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ ,  $C_4 = C_5 = 0.4$ 。

## 2.4 岩层的材料模型

Riedel 等<sup>[16]</sup>在HJC本构模型的基础上提出了RHT本构模型。岩层采用能够很好地描述脆性材料在压缩载荷作用下挤压破碎力学行为的RHT本构模型。该模型广泛应用于爆炸冲击领域, 包含强度模型、累计损伤模型、状态方程3部分。

RHT强度模型引入了3个极限面: 失效极限面、弹性极限面、残余强度极限面。参数间的关系分别如下:

$$\sigma_f = \sigma_{TXC}^*(p) R_3(\theta) F_{rate}(\dot{\varepsilon}); \quad (5)$$

$$\sigma_{el} = \sigma_f F_e F_{CAP}(p); \quad (6)$$

$$\sigma_r^* = B(p^*)^M. \quad (7)$$

式中:  $\sigma_f$  为失效极限面上的等效强度;  $\sigma_{TXC}^*(p)$  为准静态失效面压缩子午线等效应力强度函数;  $R_3(\theta)$  为Lode角  $\theta$  的函数;  $F_{rate}(\dot{\varepsilon})$  为应变率相关函数;  $\sigma_{el}$  为弹性极限应力;  $F_e$  为弹性缩放函数;  $F_{CAP}(p)$  为帽盖函数;  $\sigma_r^*$  为量纲归一化的残余面强度;  $B$ 、 $M$  为残余强度面参数;  $p^*$  为归一化压力。

RHT本构模型的累计损伤定义为

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_{p,f}}; \quad (7)$$

$$\varepsilon_{p,f} = D_1 [p^* + (1-D)T^*]^{D_2} \geq \varepsilon_{f,min}. \quad (8)$$

式中:  $\varepsilon_p$  为等效塑性应变变化量;  $\varepsilon_{p,f}$  为最终失效等效塑性应变;  $D_1$ 、 $D_2$  为损伤常数;  $T^*$  为归一化拉伸强度,  $T^* = T/f_c$ ,  $T$  为材料的拉伸强度;  $\varepsilon_{f,min}$  为最小失效应变。

RHT的状态方程为  $p$ - $\alpha$  状态方程, 表达式为

$$p = f\left(\frac{V}{\alpha}, e\right); \quad (9)$$

$$\alpha = 1 + (\alpha_p - 1) \left(\frac{p_s - p}{p_s - p_e}\right)^n. \quad (10)$$

式中:  $V$  为多孔材料的比容;  $e$  为初始内能;  $\alpha$ 、 $\alpha_p$  分别为孔隙度、弹性屈服的孔隙度;  $p_s$ 、 $p_e$  分别为孔隙压实压力、材料弹性屈服压力;  $n$  为孔隙度指数。

岩层的本构模型参数如表5<sup>[17]</sup>所示。

表5 岩层的本构模型参数

Tab.5 Constitutive model parameters of rock strata

$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	$G/GPa$	$A$	$B$	$f_t$
2.3	9.53	1.6	0.010 5	0.1
$f_c/MPa$	$N$	$Q_0$		$g_t^*$
60	0.61	0.680 5		0.7
$g_c^*$	$D_1$	$D_2$	$\beta_c$	$\beta_t$
0.53	0.04	1	0.025	0.036
$B_0$	$B_1$	$T_1$	$T_2$	
0.9	0.9	0.387 4	0	

## 3 结果分析

### 3.1 射孔弹爆炸及射流侵彻岩层过程

图2、图3分别为典型的HMX装药射孔弹爆炸后聚能射流侵彻岩层过程的损伤演化历程及射流形态。

由图2和图3可以发现:  $t = 10 \mu s$  时, 射孔弹的

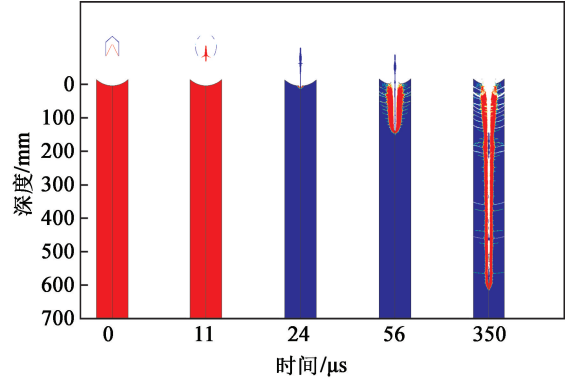


图2 聚能射流侵彻岩层损伤演化历程

Fig.2 Evolution of damage caused by penetration of shaped charge jet into rock strata

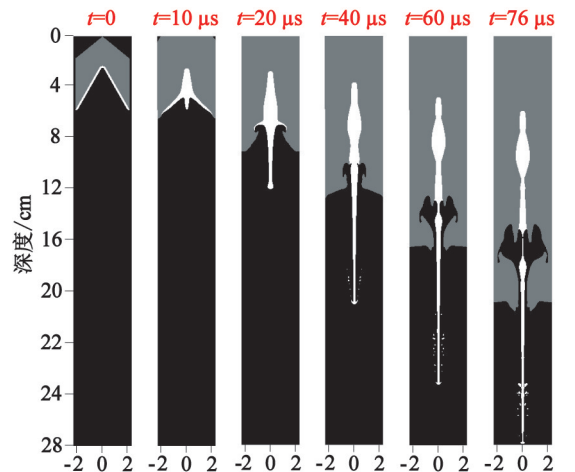


图3 射流形态

Fig.3 Jet morphology

爆轰基本完毕。在爆轰波的作用下,药型罩微元从顶点向两侧依次发生形变,形成高速运动的金属射流及杵体,弹壳在爆轰波的作用下形成破碎飞片,炸药的部分内能转化为金属射流及杵体、弹壳破片的动能; $t = 20 \mu\text{s}$  时,射流开始出现颈缩现象,质量逐步向药型罩轴线中心聚集; $t = 24 \mu\text{s}$  时,射流头部开始侵入岩层,随着射流侵入深度的增加,岩层在拉应力的作用下开始形成拉伸损伤裂纹,且裂纹随着侵入深度的增加不断向径向扩展; $t = 56 \mu\text{s}$  时,由于射流在进行过程中,速度梯度进一步增大,导致射流出现第一次断裂; $t = 350 \mu\text{s}$  后,射流质量逐渐向头部聚集,且头部射流速度不断减小,最终小于侵入岩层的临界速度,达到最大侵入深度,侵入过程结束,进入扩孔阶段。

文献[18]中,SDPR45HMX39-1 射孔弹打靶试验,穿深的平均值为 611.5 mm。相比 350  $\mu\text{s}$  数值模拟的结果 603.7 mm,误差仅为 1.3%;表明数值模拟结果具有可靠性,完全满足工程要求。

### 3.2 装药类型的影响

在实际的油气井射孔作业过程中,由于不同井深射孔段的井筒温度和压力各不一致,射孔弹所选择的装药类型也是各不相同的。目前,射孔弹采用的炸药主要分 3 种:常温型炸药 RDX ( $< 130 \text{ }^\circ\text{C}$ )、高温型炸药 HMX ( $130 \sim 170 \text{ }^\circ\text{C}$ )、超高温型炸药 HNS ( $> 170 \text{ }^\circ\text{C}$ )。不同类型的射孔弹装药时,炸药的密度、爆速、爆压等爆轰参数是不同的,导致射孔弹的能量转化效率及射流侵入岩层的深度不一。

固定射孔弹的锥角为  $60^\circ$ 、药型罩壁厚为 0.9 mm,分别改变装药类型为 HMX、RDX、HNS。图 4 为 3 种不同装药类型下射孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布。炸药猛度是炸药能量性质的示性数之一,主要由装药密度和爆速决定<sup>[19]</sup>。由图 4 可以看出,在射孔弹结构相同时,炸药猛度越高,蕴含的初始能

量越大,爆轰速度越快,药型罩在爆轰波的挤压作用下沿轴向形成稳定射流的时间越短,炸药的能量转化速率也越快。

从聚能射流理论及能量转化角度出发,射孔弹炸药的初始能量为  $E_0$ ,爆炸后的能量主要转化为爆轰结束后炸药的剩余能量  $E_1$ 、爆轰能量  $E_Q$ 、高速运动的金属射流及杵体具有的动能  $E_s$ 、爆炸所产生的弹壳破片的动能  $E_d$  和声、光、热、燃烧生成物(碳氮氧化物、水蒸气等)爆炸过程中耗散的能量  $E_i$ 。基于能量守恒原理,得到射孔弹爆炸后能量转化为

$$E_0 = E_1 + E_Q + E_s + E_d + E_i \quad (11)$$

则爆轰能量  $E_Q$  的计算式为

$$E_Q = E_0 - (E_1 + E_s + E_d + E_i) \quad (12)$$

忽略射孔弹爆炸过程中的能量耗散  $E_i$ ,于是炸药能量转化为射流的有效能量、爆轰能量的转化率计算式为

$$\eta_1 = \frac{E_s}{E_0 - E_1} \times 100\% \quad (13)$$

$$\eta_2 = \frac{E_Q}{E_0 - E_1} = \frac{E_0 - E_1 - E_s - E_d}{E_0 - E_1} \times 100\% \quad (14)$$

由数值模拟结果得到:HMX、RDX、HNS 装药类型射孔弹炸药的初始能量  $E_0$  分别为 80.92、77.06、77.00 kJ;爆轰结束后炸药剩余能量  $E_1$  分别为 2.94、2.36、4.04 kJ;射流及杵体能量  $E_s$  分别为 3.85、4.60、4.24 kJ;弹壳破片能量  $E_d$  分别为 24.81、21.27、18.20 kJ。

由式(13)计算得到射流的有效能量转化率分别为 4.94% (HMX)、6.12% (RDX)、5.81% (HNS)。故射孔弹装药为 RDX 时炸药的有效能量转化率最大。而爆轰能量转化率分别为 63.8% (HMX)、63.4% (RDX)、65.9% (HNS)。文献[20]中,HMX 装药射孔弹爆炸后爆轰能量转化率为 62% 左右,和本文中的数值计算模拟结果很相近。由此可见,射

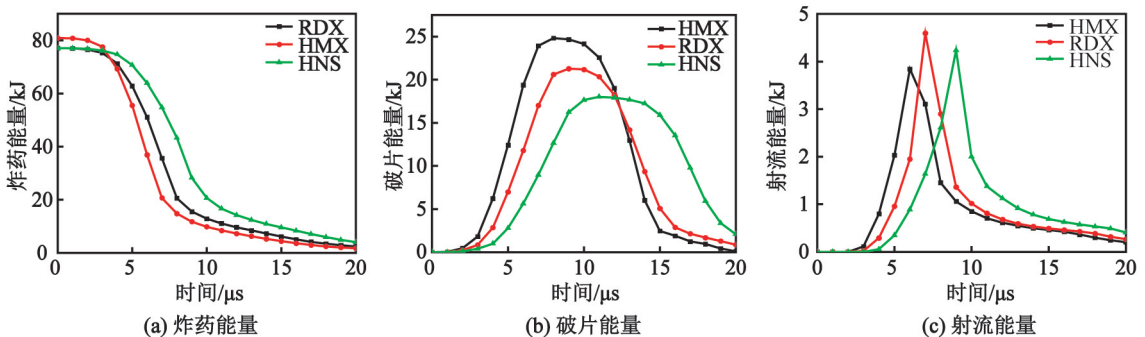


图 4 不同装药类型下射孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布

Fig. 4 Energy distribution during detonation stage of perforating charge under different types of charge

孔弹装药为 HNS 时爆轰能量占比最大,其次为 HMX、RDX。在实际射孔作业过程中,射孔弹爆炸后,高能炸药产生的爆轰能量将会作用于井筒密闭空间内,与射孔液相互作用,构成井筒动态冲击载荷,是造成射孔管柱冲击振动的重要来源。因此,爆轰能量会对射孔管柱系统造成负面影响,在实际射孔作业过程中,应降低此部分能量的占比,提高有效能量的占比。

图 5 为射孔弹在 3 种不同装药类型下射流头部速度随时间的变化情况。射孔弹炸药的爆速和猛度越高,射流头部速度达到峰值的时间越短。在 10~12  $\mu\text{s}$  时,爆轰过程基本结束,射流头部速度急剧增加,达到峰值。在 24  $\mu\text{s}$  左右,射流开始侵彻岩层,头部速度开始急剧下降;随着侵彻深度的增加,速度衰减趋势变缓,但仍然保持着炸药的猛度越高、剩余射流头部速度越大这一规律。在 120  $\mu\text{s}$  后,射流的速度呈现近似阶梯状下降。分析认为:3 组射流在行进至 120  $\mu\text{s}$  左右时,射流局部出现断裂现象,前一段高速射流的动能耗损殆尽,后段的次高速射流继续行进,侵彻岩层,进而导致射流速度呈现阶梯状下降趋势。主装药为 HMX、RDX、HNS 时射流头部速度峰值分别为 8 225、7 679、6 746 m/s。主装药为 HMX 时,射流头部速度分别比 RDX、HNS 提高了 7.1%、21.9%。

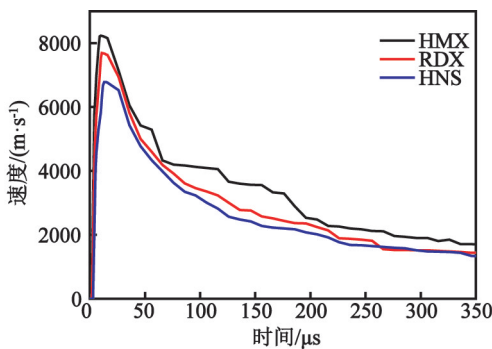


图 5 不同装药类型下射流头部速度历程曲线  
Fig. 5 Time history curves of head velocity of jet under different types of charge

图 6 为射孔弹在 3 种不同装药类型下射流侵彻岩层的历史损伤变量。从整体上看,在射孔弹的结构相同时,主装药的烈度越高,侵彻深度越大,开孔孔径越宽,且开孔孔径随着射流的侵彻深度的增大而减小。在侵彻过程中,3 组射流所形成的侵彻孔道的形态基本一致。由于爆轰波的作用,岩层会产生横向扩孔效应,导致侵彻孔径增大。其中,射孔弹主装药为 HMX、RDX、HNS 时的侵彻地层深度分别

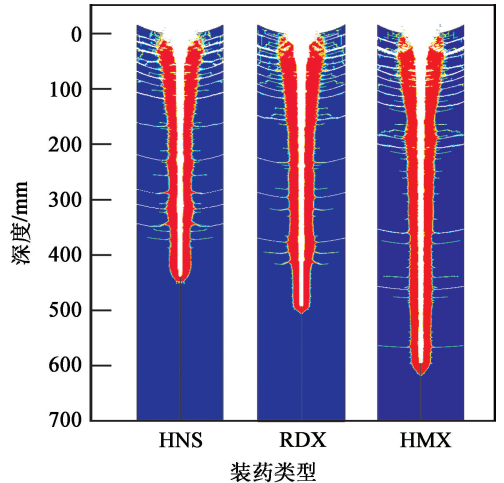


图 6 不同装药类型下射流侵彻岩层的历史损伤变量  
Fig. 6 Historical damage variables of penetration of jet into rock strata under different types of charge

为 599.3、495.6、444.8 mm。主装药为 HMX 时,侵彻深度分别比 RDX、HNS 装药时提高了 20.9%、34.7%。因此,射孔弹装药选用 HMX 时,侵彻岩层的效果最佳,但产生的爆轰能量略高于 RDX 装药。

### 3.3 药型罩壁厚的影响

为研究药型罩壁厚对射孔弹的穿深及能量转化的影响,选取穿深最高的 HMX 炸药,射孔弹的锥角固定为  $60^\circ$ ,改变药型罩的壁厚分别为 0.6、0.9、1.2、1.5 mm。不同药型罩壁厚下射孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布情况如图 7 所示。由图 7 可知,在不同药型罩壁厚下,射孔弹爆炸后,弹壳破片能量大小基本一致,而药型罩产生的射流最大能量随着壁厚的增加而增大。这是因为,在同等能量炸药的爆轰驱动下,壁厚越大时,药型罩所产生的射流质量越大,所具有的能量越大。

由数值模拟计算结果得到:壁厚分别为 0.6、0.9、1.2、1.5 mm 时,射孔弹炸药的初始能量  $E_0$  为 80.92 kJ;爆轰结束后,炸药剩余能量  $E_1$  为 1.71 kJ;射流及杵体能量  $E_2$  分别为 3.06、3.85、4.40、4.69 kJ;弹壳破片能量  $E_3$  分别为 23.95、24.65、25.02、25.18 kJ。

由式(13)计算得到:不同药型罩壁厚下,射流的有效能量转化率分别为 3.86%、4.86%、5.55%、5.92%。由此可见,在相同装药和锥角下,射流有效能量的占比随着药型罩壁厚的增加而增大。由式(14)计算得到:不同药型罩壁厚下,射孔弹爆炸后的爆轰能量占比分别为 65.9%、63.8%、62.9%、62.2%。故在相同装药和锥角下,射孔弹爆炸后的

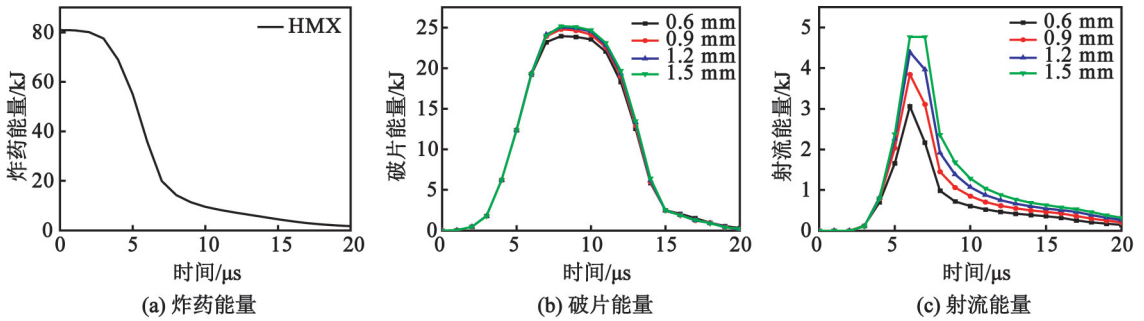


图 7 不同药型罩壁厚下射孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布

Fig. 7 Energy distribution during detonation stage of perforating charge under different wall thicknesses of liner

爆轰能量占比随着药型罩壁厚的增大而减小。

图 8 为在不同药型罩壁厚下射孔弹射流头部速度随时间的变化情况。药型罩的壁厚越小时,在射孔弹爆炸后的爆轰波作用下射流成型速度越快,头部速度达到峰值的时间越短。在 40 ~ 145 μs 时间段内,0.6 mm 组射流的头部速度相较于其他 3 组下降趋势较为缓慢。这是因为,0.6 mm 组射流较细,在行进过程中提前于其他 3 组发生断裂,断裂的头部射流段在侵彻岩层过程中动能耗损较大,后段射流的动能耗损较小。在 250 μs 后,4 组射流头部速度的衰减趋势变缓。其中,药型罩壁厚为 0.6、0.9、1.2 mm 和 1.5 mm 时,射流头部的峰值速度分别为 8 867、8 225、7 819 m/s 和 7 382 m/s,射孔弹药型罩壁厚为 0.6 mm 时的射流头部峰值速度分别比 0.9、1.2、1.5 mm 时提高了 7.8%、13.4%、20.1%。

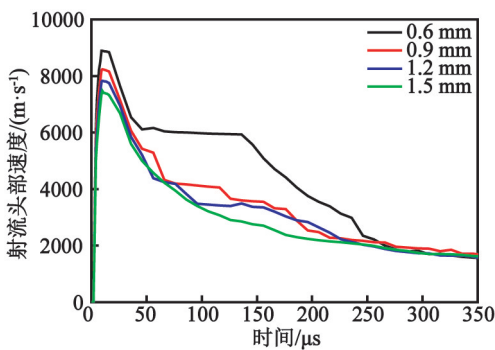


图 8 不同药型罩壁厚下射流头部速度时程曲线

Fig. 8 Time history curves of head velocity of jet under different wall thicknesses of liner

由于药型罩壁厚的不同,所形成聚能射流的速度和形态皆存在差异,最终导致侵彻岩层的效果各异。受限于射孔弹的高径比,药型罩壁厚通常为其直径的 1% ~ 4% [21]。对于固定的射孔弹装药类型和锥角结构,如果药型罩壁厚过大,会导致射流产生困难;反之,如果药型罩壁厚过小,则会使产生的射

流质量减小,进一步导致侵彻性能严重下降。

图 9 为不同药型罩壁厚下射流侵彻岩层的历史损伤变量。从整体上看,在不同药型罩壁厚时射流侵彻岩层的孔道形貌基本一致。其中,药型罩壁厚为 0.6、0.9、1.2、1.5 mm 时的侵彻深度分别为 607.2、599.3、571.1、549.4 mm。药型罩壁厚为 0.6 mm 时,侵彻岩层的深度分别比 0.9、1.2、1.5 mm 时提高了 1.3%、6.3%、10.5%。因此,在一定范围内减小药型罩壁厚可以提升侵彻岩层性能;但与此同时,会增大爆轰波对射孔管柱系统的损伤影响。为此,在满足其他要求(如射孔深度、经济成本、工具强度等)的情况下,应适当减小药型罩的壁厚。

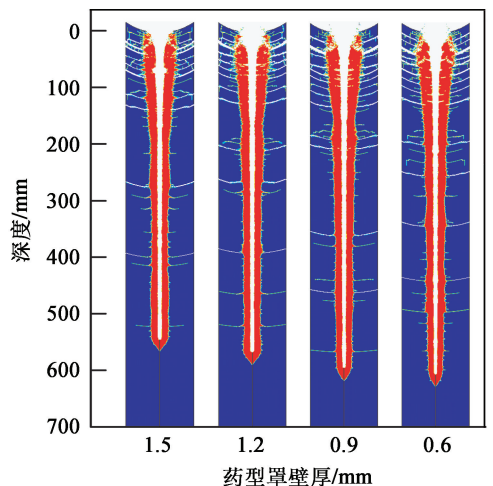


图 9 不同药型罩壁厚下射流侵彻岩层的历史损伤变量

Fig. 9 Historical damage variables of penetration of jet into rock strata under different wall thicknesses of liner

### 3.4 锥角的影响

为进一步探究射孔弹锥角对岩层穿透深度及爆炸后能量转化的影响,设定射孔弹的主装药为 HMX,固定药型罩壁厚为 0.9 mm,分别改变射孔弹锥角为 55°、60°、65°、70°。图 10 为不同锥角下射

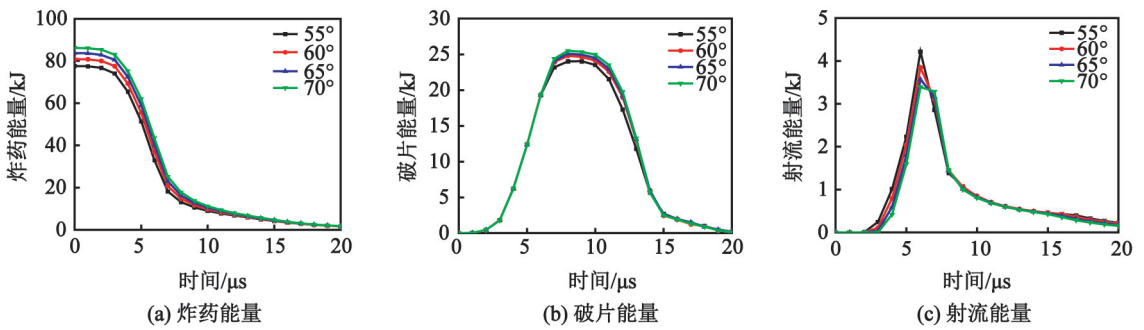


图10 不同锥角下射孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布

Fig. 10 Energy distribution during detonation stage of perforating charge under different cone angles

孔弹爆炸后爆轰阶段的能量分布情况。由图10可知,由于射孔弹装药结构的差异,锥角为 $70^\circ$ 时,射孔弹装药的质量最大,所蕴含的初始内能最大,且射孔弹装药的初始能量随着锥角的减小而降低。射孔弹起爆后,炸药的能量急剧减小,在 $t = 10 \mu\text{s}$ 后,下降趋势逐渐变缓;弹壳破片能量在 $t = 8 \mu\text{s}$ 左右达到峰值;射流的最大能量在 $t = 6 \mu\text{s}$ 左右达到峰值;破片与射流的变化趋势都是先增大、后减小。爆轰完毕后,炸药的剩余能量基本一致。

根据数值模拟计算结果得到:射孔弹锥角分别为 $55^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $65^\circ$ 、 $70^\circ$ 时,射孔弹炸药的初始能量 $E_0$ 分别为77.64、80.92、83.74、86.20 kJ;爆轰结束后,炸药剩余能量 $E_1$ 分别为2.82、2.94、1.73、1.76 kJ;射流及杆体能量 $E_s$ 分别为4.22、3.85、3.57、3.39 kJ;弹壳破片能量 $E_d$ 分别为24.03、24.81、25.08、25.51 kJ。

根据式(13)计算得到:不同锥角下射孔弹爆炸后,射流的有效能量转化率分别为5.64%、4.94%、4.35%、4.01%。由此可见,在射孔弹装药类型以及药型罩壁厚相同时,射孔弹爆炸后射流的有效能量转化率随着锥角的增大而减小。由式(14)计算得到:不同锥角下射孔弹爆炸后的爆轰能量转化率分别为62.8%、63.8%、65.1%、65.8%。由此可见,在射孔弹装药类型以及药型罩壁厚相同时,爆轰能量转化率随着锥角的增大而增大。

图11为不同锥角下射流头部速度随时间的变化情况。

从图11中可以看出,在射孔弹装药类型及药型罩壁厚相同时,由于锥角结构的变化,导致起爆发生后爆轰波到达药型罩锥顶位置的时间产生变化,使得聚能射流形成的时间产生细微差异。锥角为 $70^\circ$ 时,爆轰波最先到达药型罩锥顶位置,射流的形成时间最短,速度达到峰值最快,但头部峰值速度最低,仅为7697 m/s。射孔弹锥角为 $55^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $65^\circ$ 、 $70^\circ$

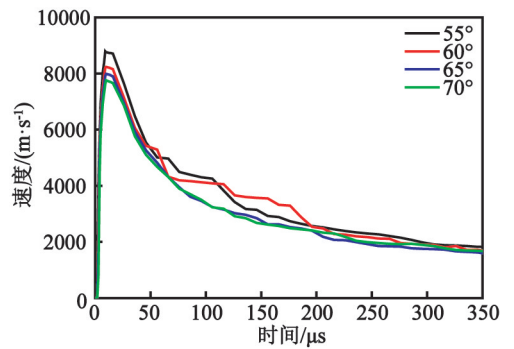


图11 不同锥角下射流头部速度时程曲线

Fig. 11 Time history curves of head velocity of jet under different cone angles

时,头部峰值速度分别为8751、8225、7945、7697 m/s。射孔弹锥角为 $55^\circ$ 时的射流头部峰值速度分别比锥形角为 $60^\circ$ 、 $65^\circ$ 、 $70^\circ$ 时提高了6.4%、10.1%、13.7%。

图12为不同锥角下射流侵彻岩层的历史损伤变量图。

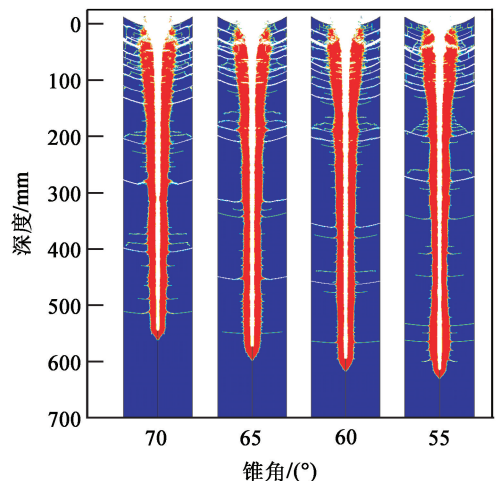


图12 不同锥角下射流侵彻岩层的历史损伤变量

Fig. 12 Historical damage variables of penetration of jet into rock strata under different cone angles

锥角为  $70^\circ$ 、 $65^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $55^\circ$  时的侵彻深度分别为 564.7、585.3、599.3、614.1 mm。射孔弹锥角为  $55^\circ$  时侵彻深度分别比  $60^\circ$ 、 $65^\circ$ 、 $70^\circ$  时提高了 2.5%、4.9%、8.7%。射孔弹的锥角变化会导致药型罩开口直径变化,改变了射孔弹的长径比,进而影响侵彻深度。随着锥角减小,射孔弹的开口直径与装药高度之比将减小,射流长度及速度梯度将提高,进而使得射流侵彻岩层的性能提高。但过度减小锥角,会导致射流的速度梯度过大,射流提前发生断裂,从而导致侵彻性能严重下降。因此,在一定范围内减小锥角可以优化射流侵彻岩层的效果;但与此同时,会增大爆轰波对射孔管柱系统的损伤影响。为此,在满足其他要求(如射孔深度、经济成本、工具强度等)的情况下,应适当减小射孔弹锥角。

## 4 结 论

针对射孔弹爆炸后聚能射流侵彻岩层及能量转化效率问题,采用 ALE-Lagrangian 流固耦合方法结合 RHT 本构模型分析了射孔弹在不同炸药类型、药型罩壁厚及锥角下聚能射流侵彻岩层的穿深及能量分布的影响机制,得出如下结论:

1) 射孔弹爆炸后,聚能射流的能量利用率很低,仅为百分之几;而爆轰能量占比较大。聚能射流侵彻岩层的深度与主装药的爆速和猛度正相关。3 种常用的主装药中,RDX 的有效能量转化率最大,其次为 HNS、HMX。装药为 HNS 时,爆轰能量占比最大,其次为 HMX、RDX。

2) 射孔弹主装药类型和锥角相同时,在药型罩壁厚为 0.6~1.5 mm 范围内,爆炸后聚能射流侵彻岩层的深度和爆轰能量占比与药型罩的壁厚大小负相关,射流的有效能量占比则与壁厚正相关。

3) 射孔弹主装药类型和药型罩壁厚相同时,在锥角  $55^\circ$ ~ $70^\circ$  范围内,爆炸后聚能射流侵彻岩层的深度和射流的有效能量占比与锥角的大小负相关,爆轰能量占比则与锥角正相关。

## 参 考 文 献

- [1] 刘合,王峰,王毓才,等. 现代油气井射孔技术发展现状与展望[J]. 石油勘探与开发, 2014, 41(6): 731-737.
- LIU H, WANG F, WANG Y C, et al. Oil well perforation technology: status and prospects [J]. Petroleum Exploration and Development, 2014, 41(6): 731-737.
- [2] LEE W H. Oil well perforator design using 2D Eulerian code [J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(5): 535-559.
- [3] 金玮玮,张昭,韩秀清,等. 射孔枪射流形成的数值模拟与弹壳设计[J]. 塑性工程学报, 2010, 17(6): 121-126.
- JIN W W, ZHANG Z, HAN X Q, et al. Numerical simulation of formation of shaped charge jet and cartridge design for perforating gun [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2010, 17(6): 121-126.
- [4] 潘文强,付代轩,赖康华,等. 含能射孔弹双层药型罩穿孔性能研究[J]. 爆破器材, 2017, 46(2): 31-34, 38.
- PAN W Q, FU D X, LAI K H, et al. Study on penetration performance of bi-layer liner in energetic penetrating charge [J]. Explosive Materials, 2017, 46(2): 31-34, 38.
- [5] 强洪夫,范树佳,陈福振,等. 基于 SPH 方法的聚能射流侵彻混凝土靶板数值模拟[J]. 爆炸与冲击, 2016, 36(4): 516-524.
- QIANG H F, FAN S J, CHEN F Z, et al. Numerical simulation on penetration of concrete target by shaped charge jet with SPH method [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(4): 516-524.
- [6] LIU J, GUO X, LIU Z, et al. Pressure field investigation into oil & gas wellbore during perforating shaped charge explosion [J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2019, 172: 1235-1247.
- [7] 窦益华,徐浩,李明飞. 超深井下射孔弹侵彻超强砂岩的 ALE 仿真[J]. 应用力学学报, 2022, 39(5): 901-907.
- DOU Y H, XU H, LI M F. ALE simulation of ultra deep downhole perforating projectile penetrating super strong sandstone [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2022, 39(5): 901-907.
- [8] 吴焕龙,杜明章,杨超,等. 射孔弹聚能射流侵彻钢靶的数值仿真与实验分析[J]. 爆破器材, 2012, 41(2): 30-33.
- WU H L, DU M Z, YANG C, et al. Numerical simulation and experimental analysis of shaped charge jet penetrating into steel target [J]. Explosive Materials, 2012, 41(2): 30-33.
- [9] 畅博,李继东,敬怡东,等. 辅助药型罩材料对超聚能射流成型和侵彻能力影响的仿真研究[J]. 兵器装备工程学报, 2019, 40(12): 35-39.
- CHANG B, LI J D, JING Y D, et al. Numerical simulation of effect of material of additional liner on the forming and penetration of hypercumulation [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2019, 40(12): 35-39.

- [10] 苏成海,王海福,谢剑文,等. 活性射流作用混凝土靶侵彻与爆炸效应研究[J]. 兵工学报, 2019, 40(9): 1829-1835.  
SU C H, WANG H F, XIE J W, et al. Penetration and damage effects of reactive material jet against concrete target [J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(9): 1829-1835.
- [11] 强洪夫,张国星,王广,等. SPH方法在宽速域岩石侵彻问题中的应用[J]. 高压物理学报, 2019, 33(5): 174-182.  
QIANG H F, ZHANG G X, WANG G, et al. Application of SPH method for problem of rock penetration within the wide-ranged velocity [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(5): 174-182.
- [12] SUCESKA M. Evaluation of detonation energy from EXPLO5 computer code results [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1999, 24(5): 280-285.
- [13] KATAYAMA M, KIBE S, YAMAMOTO T. Numerical and experimental study on the shaped charge for space debris assessment [J]. *Acta Astronautica*, 2001, 48(5/6/7/8/9/10/11/12): 363-372.
- [14] STEINBERG D J, COCHRAN S G, GUINAN M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate [J]. *Journal of Applied Physics*, 1980, 51(3): 1498-1504.
- [15] 时党勇,李裕春,张胜民. 基于 ANSYS/LS-DYNA 8.1 进行显示动力分析[M]. 2版. 北京:清华大学出版社, 2005: 313-326.  
SHI D Y, LI Y C, ZHANG S M. Explicit dynamic analysis based on ANSYS/LS-DYNA 8.1[M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2005: 313-326.
- [16] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//Proceedings of 9th International Symposium on Interaction of the Effect of Munitions with Structures. Berlin, Germany, 1999: 315-322.
- [17] 黄佑鹏. 基于 HJC 本构的岩石爆破损伤演化规律数值模拟[D]. 合肥:合肥工业大学, 2020.  
HUANG Y P. Numerical simulation of rock blasting damage evolution based on HJC constitutive mode [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2020.
- [18] 李祝军,马磊,李大攀,等. 基于原位条件打靶实验的乌石区块射孔弹优选[J]. 中国石油和化工标准与质量, 2022, 42(22): 136-138.  
LI Z J, MA L, LI D P, et al. Optimization of perforating ammunition in Wushi block based on in situ condition targeting experiment [J]. *China Petroleum and Chemical Standard and Quality*, 2022, 42(22): 136-138.
- [19] 王军. 提高炸药威力和猛度的方法研究[J]. 爆破器材, 2005, 34(2): 16-18.  
WANG J. Study on the means of improve the strength and brisance of explosive [J]. *Explosive Materials*, 2005, 34(2): 16-18.
- [20] 丁亮亮,雷七松,陈文康,等. 射孔爆轰瞬态能量转化及影响因素研究[J]. 中国安全科学学报, 2023, 33(9): 76-85.  
DING L L, LEI Q S, CHEN W K, et al. Study on transient energy transformation and influence factor during perforation explosion [J]. *China Safety Science Journal*, 2023, 33(9): 76-85.
- [21] 牟恭雨,罗宁,申涛,等. 聚能射流侵彻页岩储层损伤裂隙形成机制[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(3): 85-101.  
MU G Y, LUO N, SHEN T, et al. Mechanism of damage-induced fracture formation in shale reservoir penetrated by shaped charge jet [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(3): 85-101.