

射孔弹侵彻射孔枪和套管有限元动态仿真

刘述忍, 范俊强, 李璐, 杨劲松, 雷鹏, 吴涛

中国石油集团测井有限公司华北测试分公司 河北廊坊 065007

项目支持: 中国石油集团油田技术服务有限公司科学研究与技术开发项目“万米深层超深层钻完井及测试配套工具研制与应用”(2024T-001-002); 中国石油集团测井有限公司科技专项“深井超深井测试技术研究”(2023ZD01F-01)

引用: 刘述忍, 范俊强, 李璐, 等. 射孔弹侵彻射孔枪和套管有限元动态仿真[J]. 油气井测试, 2025, 34(5): 22-30.

Cite: LIU Shuren, FAN Junqiang, LI Lu, et al. Dynamic finite element simulation of perforating jet penetrating perforating gun and casing[J]. Well Testing, 2025, 34(5): 22-30.

摘要 为分析油气井射孔动态过程射孔弹爆轰作用下射孔枪、套管的动态响应和强度安全性, 采用有限元分析 ANSYS/LS-DYNA 软件, 建立有限元射孔模型, 基于 ALE 算法动态模拟了射孔爆轰瞬间高速射流侵彻射孔枪、套管的动态响应过程, 描述了射孔弹爆轰、射孔弹药型罩的固流转化和射流高速侵彻射孔枪和套管的流固耦合。对射流是如何形成的以及侵彻射孔枪和套管的全过程展开了分析, 获取了射流顶端在轴向和径向两个维度的最大速度变化规律, 展现了系统的能量分布特性, 为优化能量转换效率提供了重要依据, 同时, 还测定了射孔枪和套管沿轴向的应力分布规律。结果表明, 在射孔枪起爆后 9 μs 时刻, 在射流的顶端, 其径向最大速度峰值为 1 659 m/s, 轴向最大速度峰值为 5 846 m/s; 在射孔枪起爆后 14 μs 时刻, 射流完全穿过射孔枪外壁, 30 μs 时射流完全穿过套管外部; 射流的能量最大值达 25.2 kJ; 在孔眼 12 mm 内存在临近危险区域, 应力可达到 1 000 MPa。本研究可为优化聚能射孔弹设计及爆轰载荷作用下射孔枪-套管系统的结构强度与安全性分析提供理论参考与技术支持。

关键词 射孔; 射流能量; 侵彻套管; 有限元分析; 流固耦合; 射孔弹; 动态仿真; 应力

中图分类号: TE319 文献标识码: B DOI: 10.19680/j.cnki.1004-4388.2025.05.004

Dynamic finite element simulation of perforating jet penetrating perforating gun and casing

LIU Shuren, FAN Junqiang, LI Lu, YANG Jinsong, LEI Peng, WU Tao

Huabei Well Testing Branch, China National Logging Corporation, Langfang, Hebei 065007, China

Abstract: To analyze the dynamic perforating process in oil and gas wells under the detonation of perforating charges, and to assess the dynamic response and strength safety of perforating guns and casings, a finite element model was established using the ANSYS/LS-DYNA software. Based on ALE algorithm, the model simulated the dynamic response process when the high-speed jet penetrating into the perforating gun and casing at the moment of detonation. The simulation describes key information, including the detonation of the charges, the solid-to-fluid transformation of the charge liner, and the fluid-structure interaction during the high-speed jet penetrating into the perforating gun and casing. An analysis was conducted to explore how the jet is formed and the entire penetration process. The maximum speed variations at the jet tip, both axially and radially, were identified, revealing the system's energy distribution characteristics, providing important insights for optimizing energy conversion efficiency. Additionally, the stress distribution along the axial direction of the perforating gun and casing was measured. The results indicate that at 9 μs after detonation of the perforating gun, the jet tip reached a peak speed of 1 659 m/s radially and 5 846 m/s axially. At 14 μs , the jet completely penetrated the outer wall of the perforating gun, and at 30 μs , it completely penetrated the casing. The maximum energy of the jet reached 25.2 kJ. A hazardous zone was identified within 12 mm of the perforation, where the stress can reach up to 1 000 MPa. This study provides theoretical insights and technical support for optimizing the design of shaped charges and for analyzing the structural strength and safety of the perforating gun-casing system under detonation loads.

Keywords: perforation; jet energy; casing penetration; finite element analysis; fluid-structure interaction; perforating charge; dynamic simulation; stress

目前, 射孔工艺中普遍采用大孔径、高孔密的射孔方式, 这就必然会使得单枚射孔弹的装药量有

所增加。大装药量射孔弹在狭长密闭空间进行射孔作业极易引发射孔段管柱剧烈振动, 导致射孔段

管柱断裂、井下工具损坏等井下复杂情况的发生,严重影响射孔作业安全。因此,有必要搞清楚射孔爆轰瞬间高速射流侵彻射孔枪、套管的动态响应机理。射孔爆轰射流在侵彻射孔枪的过程中,将在射孔枪的内部和外部形成毛刺,而在射孔枪的孔间部分容易出现应力叠加现象,这可能会导致卡枪或者应力超过限定值等情况的发生。由于理论解析分析与模拟试验研究存在较大难度,数值模拟逐渐成为主要分析手段,但高爆轰条件下射流与射孔枪之间的流固耦合问题仍存在技术瓶颈,亟需开展专项研究。

李玉坤等^[1]建立射孔弹侵彻套管、套管外水泥环和围岩的三维实体模型,利用 ANSYS 软件的 LS-DYNA 模块对该模型进行试算,获得了射孔弹的速度,同时评价了射孔弹侵彻靶板的应力情况,但是没有模拟射孔弹的爆炸和形成射流的过程,研究中没有流固耦合,不符合真实情况。刘云刚等^[2]运用 AUTODYNA,建立了二维轴对称模型,基于 Lagrange 算法研究射流和多层靶体得到了混凝土靶孔道的穿深与孔径。李万全等^[3]利用 ANSYS/DYNA 有限元分析了聚能射流侵彻钢板,对侵彻过程和形成的孔眼、孔径做了分析。韩秀清等^[4]通过有限元软件对石油射孔弹爆轰过程开展数值模拟,重点探讨了炸高参数对破甲深度的影响规律。吴焕龙等^[5]借助 ANSYS/LS-DYNA3D 显式非线性有限元软件,采用 ALE 多物质算法,针对石油射孔弹装药结构条件下聚能射孔弹产生射流的过程及侵彻各向同性随硬化塑性模型的钢靶开展了模拟研究,通过模拟结果与实验结果对比发现穿深和孔径的误差分别为 8.31% 和 15.16%。亢方亮等^[6]使用有限元分析软件 AUTODYNA,对油田常用的 Y1201 型射孔弹进行了数值模拟,重点研究了炸药爆炸和压垮药型罩、形成射流的过程,还计算了射流对套管的侵彻后的能量分布,研究未考虑射孔枪的影响,着重关注了能量在射流形成和侵彻过程中的分布特征。张伟等^[7]利用 ANSYS/DYNA 软件构建了破甲弹与靶板的二维模型,对射流及其侵彻全过程开展了模拟研究,进而分析了孔道孔径与孔深的变化特征。MEHMANNAVAZ 等^[8]等分别利用 LS-DYNA 和 ANSYS-AUTODYN 对聚能装药侵彻离散混凝土靶体的过程从射流速度、侵彻深度、入口孔径、中部及出口坑径、计算耗时等方面进行模拟,模拟中采用 ALE 方法处理射流单元,并引入 RHT 本构模型以准确描述混凝土在高应变率下的力学行为,取得了良好的

模拟效果,通过两种软件的模拟结果对比认为 ANSYS-AUTODYN 计算的侵彻深度小于 LS-DYNA,而入口、中部及出口的坑径则大于 LS-DYNA,且更接近实验实测值。金玮玮等^[9]利用 ALE 理论研究锥形药型罩锥角对聚能射流形成过程、侵彻深度以及孔道孔径所产生的影响规律发现,锥角存在一个最优值。窦益华等^[10]基于 ALE 算法构建射孔液、射流、射孔枪、套管与砂岩间的流固耦合模型,以此探究在射流侵彻过程中,不同炸高与相位角参数对射孔枪所产生的毛刺形态及应力强度的影响。王静等^[11]在 Szendrei T 理论分析的基础上,结合虚拟原点概念,计算射流得到的孔道孔径与侵彻深度和时间之间的相关关系,采用理论分析与实验相对比的方法,发现两者比较吻合,该研究主要针对射流对靶板侵彻的中间阶段,而对于侵彻初始及终止阶段的边界影响还需进一步研究。郑平泰等^[12]针对炸药的爆轰反应、爆轰产物对药型罩的驱动、药型罩的压垮加速及射流与杆体等四个阶段进行理论建模与实例计算,结果表明压垮速度较低的部位出现在药型罩顶部与底部微元,导致在射流的头部形成一个反向的速度梯度。陈闯等^[13]基于冲击波作用边界、双线性速度分布转折点以及连续射流与离散射流转换特征点,将双锥罩射流侵彻钢靶的动态过程划分为四个阶段。通过引入改进的 PER 理论对双虚拟原点进行精确计算,构建了一个能够综合考量各关键因素对冲击波特性、射流头部速度及拐点速度分布,以及侵彻深度影响的数值分析模型。

综上,现有射孔弹侵彻数值模拟研究多集中于二维仿真,三维模型往往建立不完整,缺少射孔参数和装药参数的影响,没有将 ALE 算法和射孔弹侵彻数值模拟结合起来,特别是对射孔枪载体及固井套管的应力强度极限研究不够深入。故本文为阐明在油气井射孔动态过程中,射孔弹在爆轰效应对射孔枪和套管侵彻的应力动态响应和安全性,在有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 中建立三维模型,基于 ALE 算法动态模拟了射孔爆轰瞬间产生的高速射流对射孔枪载体及固井套管的全过程,真正达成爆轰过程、药型罩固流转化过程以及射流高速侵彻过程的流固耦合模拟。在详细分析爆轰后射流的形成过程,以及爆轰射流对射孔枪载体及固井套管的侵彻发展变化过程,得到射流头部速度的变化规律、系统能量转换模式、射孔枪和套管的应力变化

趋势。上述数值模拟现射孔动态过程,可以提升数值模拟计算的精度,从而为聚能射孔爆轰效应瞬间射孔弹载体射孔枪与固井套管的应力分布与安全性分析提供理论参考。

1 计算模型

本次模拟中所用炸药以及药型罩都应该被看做连续的、均匀的物质,整个爆炸过程绝热,起爆点设定于射孔弹顶部中心,忽略弹壳对射流的影响,射孔弹、射孔枪和套管是严格的轴对称特性结构,采用 $\text{cm-g-}\mu\text{s}$ 单位制。

1.1 几何模型

根据国内某井的实际工况,不考虑弹壳的影响,构建聚能射孔弹、载体射孔枪和固井套管的三维几何模型,如图1所示。需要明确三者的仿真关键参数:(1)射孔弹参数:药型罩外径 $d=41\text{ mm}$,装药高度 $h=41.5\text{ mm}$,药型罩锥角 $\theta=60^\circ$,其厚度 $b=1.5\text{ mm}$,装药质量 $m=45\text{ g}$,炸药类型为 HMX,装药密度为 1.89 g/cm^3 ;射孔枪参数:材料为 32CrMo4,枪身外径为 127 mm ,枪身壁厚为 11 mm ,封堵式盲孔的壁厚为 4 mm ,其开孔直径为壁厚的 10 倍,抗压强度 140 MPa ,屈服强度 835 MPa ;套管参数:钢级 TP140,外径为 177.8 mm ,内径为 152.5 mm ,抗压强度 120 MPa ,抗拉强度 $6\ 368\text{ kN}$,屈服强度 965 MPa 。

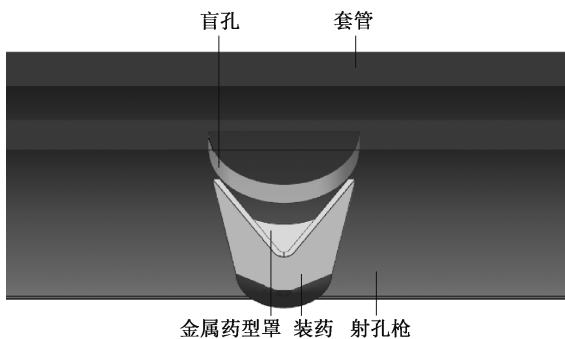


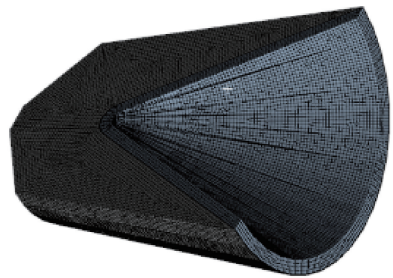
图1 射孔弹射孔枪和套管三维模型

Fig.1 3D model of perforation bullet, perforation gun and casing

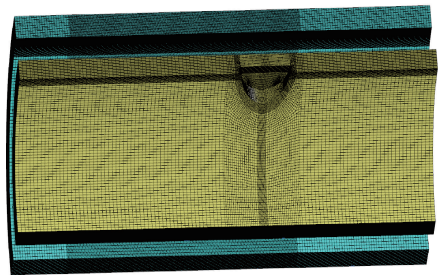
1.2 有限元模型

在模型里,对于炸药和药型罩、药型罩与射孔枪、套管同高温炸药生成气的接触关系,都选择 Surface to Surf 以及 Eroding (ESTS) 侵彻接触类型来加以界定与描述。算法选择方面,考虑到药型罩在爆轰作用下形成射流时存在大变形及高速流动特性^[14],Lagrange 算法易因大变形导致单元畸变,Euler 算法虽能捕捉固体变形但需加密网格,会显著增

加计算成本。因此,本模型采用 Arbitrary Lagrange-Euler (ALE) 算法,它具有了 Lagrange 和 Euler 各自的长处,计算网格不以空间位置固定,便于处理边界问题和流动问题,描述可有效解决流固耦合及大变形问题^[15]。基于此,在所构建的有限元模型中,针对炸药与药型罩的计算,选用 ALE 单元算法;而对于空腔、套管和射孔枪这三个模块,则选择 Lagrange 单元算法开展计算。为有效减少沙漏现象出现的可能性,模型运用了映射网格划分技术。同时,为进一步提高计算精度,对射孔枪、套管和射流直接作用的区域进行了网格加密处理。模型网格划分成果如图2所示。划分结束后统计得出,射孔弹的单元数为 6 104 个,射孔枪的单元数为 294 244 个,套管的单元数为 1 075 875 个。整个有限元模型共包含 1 538 218 个节点与 1 451 279 个单元。



(a) 射孔弹有限元模型



(b) 射孔枪和套管有限元模型

图2 射孔弹及射孔枪载体和固井套管的有限元模型

Fig.2 Finite element model of perforation bullet, perforation gun and casing

1.3 材料状态方程和参数

LS-DYNA 拥有丰富的材料模型,用来描述不同种类材料及应用中这些材料的变形机理。在采用 LS-DYNA 软件开展数值模拟时,只需要选择与该种类材料相适应的材料模型,同时明确对应的特性参数。

(1) 炸药状态方程和参数

在石油天然气行业常用的射孔弹里,HMX(奥克托金)是一种猛性炸药,常常以它为基装药,所以开展模拟时选择 MAT_high_explosive_burn 模型模

拟 HMX 炸药材料。在爆轰过程数值模拟中, JWL 方程被广泛用来描述爆轰产物, 大量文献及实验已经证明了该物态方程较为合理^[16]。该方程能够精准刻画爆轰物质的特性, 并且针对各类炸药建立了极为丰富的数据库, 其通用表达式如下:

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

式中: P 为等熵压力, MPa; $V = \rho_0 / \rho = v / v_0$ 为相对比容, 无量纲; A 和 B 为 JWL 状态方程参数, GPa; R_1 、 R_2 、 ω 是待定常数, 无量纲; \bar{E} 是单位体积的内能, GPa。炸药 HMX 密度 ρ_0 为 1.5 g/cm^3 , 爆速 D 为 $0.911 \text{ cm}/\mu\text{s}$, 爆压为 $P_H = 42 \text{ GPa}$, $A = 778.3 \text{ GPa}$, $B = 7.7.1 \text{ GPa}$, $R_1 = 4.2$, $R_2 = 1.0$, $\omega = 0.30$, $\bar{E} = 10.5 \text{ GPa}$ 。

(2) 药型罩状态方程和参数

高导无氧铜被选取为药型罩材料模型的材料, 选取考虑屈服应力受压力和温度影响的 MAT_STEINBERG 模型, 从而符合爆轰过程中会出现显著的大变形现象, 因此。该模型适用于模拟固体单元在高应变率下的力学响应, 其屈服强度是温度与压强的函数。在这一模型框架下, 剪切模量和屈服强度均呈现出随压力升高而增大, 随温度升高而降低的特性; 当材料温度达到熔点时, 剪切模量与屈服强度均趋近于零。

材料熔化前的剪切模量 G 为:

$$G = G_0 \left[1 + bpV^{1/3} - h \left(\frac{E_1 - E_C}{3R'} - 300 \right) \right] e^{-E_i/E_m - E_i} \quad (2)$$

屈服强度 σ_y 为:

$$\sigma_y = \sigma'_0 \left[1 + b'pV^{1/3} - h \left(\frac{E_i - E_C}{3R'} - 300 \right) \right] e^{-E_i/E_m - E_i} \quad (3)$$

式中: p 代表压力, MPa; V 是相对体积, 无量纲; E_C 代表冷压缩能, J; E_m 代表熔化能, J; 相对气体常数 $R' = R\rho/A$, R 代表气体常数, A 代表原子量, 无量纲。

如果 E_m 大于 E_i , 则有 $\sigma_y = \sigma'_0 [1 + \beta(r_i + \bar{\epsilon}^p)]^n$, r_i 代表的是初始塑性应变, 无量纲; 当 σ'_0 超过 σ_m 时, 设置 σ'_0 等于 σ_m 。当达到材料熔化时刻, σ_y 和 G 均确定成初始设定值的 $1/2$ 。

关于药型罩的计算参数相关数值的设置见表 1 所示。

表 1 药型罩的计算参数
Table 1 Parameters for cone

参数	值	单位
密度 ρ_0	8.96	g/cm^3
初始剪切模量 G_0	47.7	GPa
初始应力 σ_0	12	MPa
系数 β	36.0	-
系数 N	0.45	-
初始塑性应变 r_i	0.0	-
应力幅 σ_m	64	MPa
系数 b	2.83	-
系数 b'	2.83	-
系数 h	0.000 377	-
系数 f	0.001	-
原子质量 A	63.5	-
初始温度 T_{m0}	1 790	K
系数 γ_0	2.02	-
系数 a	1.50	-
剪切应力 σ_f	-900	MPa
破碎方式	EQ.3	-

(3) 套管状态方程和参数

在油田作业中, 套管常用材质为 P110。当射流侵彻套管时, 该材料内部会形成“高应力、高应变、高温度”的“三高区域”。鉴于这一特性, 选用 Johnson-Cook 材料模型, 该模型可有效表征材料在复杂工况下的应变率强化效应。即材料应变强度随塑性应变增强, 另一个特点是体现温升软化效应, 即升温导致材料软化效应增强^[17]。Johnson-Cook 材料模型中用乘积关系表示应变、应变率及温度对屈服应力的影响, 则屈服应力可表示为:

$$\sigma_y = (A + B\bar{\epsilon}^n) (1 + c \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (4)$$

式中: σ_y 代表的是屈服应力, $\bar{\epsilon}^n$ 代表的是等效塑性应变, $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0$ 代表的是相对等效塑性应变率, $T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r)$ 代表无量纲温度, 其中 T_m 和 T_r 是材料的熔点和环境温度, K。

当前时刻断裂时的应变表示为:

$$\epsilon^f = (D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*) (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (5)$$

式中: $\sigma^* = p / \sigma_{\text{eff}}$ 代表应力三轴度, p 是压力, MPa; σ_{eff} 是有效应力, MPa; 应力三轴度即为两者的比值, 无量纲。 $D = \Delta \epsilon / \epsilon^f = 1$ 是损伤系数, 若 D 值为 1, 则材料会出现断裂, $\Delta \epsilon$ 代表一个时间步长的等效塑性应变增量。

固井套管的热力学行为选择 Gruneisen 状态方程进行表征^[18]：

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{\sigma}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E \quad (6)$$

式中： C 是 $v_s - v_p$ 剪切-压缩波速曲线的截距， S_1 、 S_2 和 S_3 是 $v_s - v_p$ 剪切-压缩波速曲线的斜率系数， γ_0 是 Gruneisen 常数， α 是 γ_0 和 $\mu = (\rho/\rho_0) - 1$ 的一阶体积修正量，均为无量纲。

套管的参数分别是：密度 $\rho = 7.85 \text{ g/cm}^3$ ，剪切模量 $G = 80 \text{ GPa}$ ，系数 $A = 0.00792$ ， $B = 0.0051$ ， $N = 0.26$ ， $c = 0.0014$ ， $m = 1.03$ ，熔点 $T_m = 1793 \text{ K}$ ，初始温度 $T_0 = 494 \text{ K}$ ， $\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ ，比热 $C = 477 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ ，失效应力 $\sigma_f = -900 \text{ GPa}$ ，破碎方式选 EQ. 3，系数 $D_2 = 0.8$ ， $c = 0.4569 \text{ cm}/\mu\text{s}$ ， $S_1 = 1.49$ ， $S_2 = 0.00$ ， $S_3 = 0.00$ ， $\gamma_0 = 2.17$ ， $A = 0.46$ ， $V_0 = 1.00$ 。

2 数值模拟结果分析

针对上述三维模型，基于 ALE 算法动态模拟射孔爆轰瞬间高速射流侵彻射孔枪、套管的动态过程，从而实现爆轰过程、药型罩固流转化过程以及射流高速侵彻过程的流固耦合模拟。

2.1 射流形成及侵彻套管过程

图3显示了0时刻和40 μs 时射孔弹药炸起爆到药型罩被压垮形成射流并侵彻套管的过程。在仿真的过程中，重点是药型罩被压垮形成射流以及射流侵彻套管的过程，因此图3里只体现了这两个过程，并且还选取了2个时刻的展示图形，它们最具有代表性。(a) 图为0 μs 是初始状态；起爆后9 μs 时药型罩在爆轰波作用下被压垮，朝着对称轴线流动，射流被挤压出来，同时形成杵体；14 μs 时药型罩已经被完全压垮并产生射流，同时射穿射孔枪，射流在运动中发生拉伸，这是因为速度梯度导致的；17 μs 时射流被进一步拉伸接触套管内壁开始侵彻套管；30 μs 时射流射穿套管，射流被拉断形成射流颗粒；(b) 图显示射流已经达到稳定状态，此时时刻为40 μs 。此次模拟采用的模型中，未考虑套管外水泥环以及储层围岩的存在，所以射流在射穿套管后理论上射流形状不再变化，这与仿真结果相符。

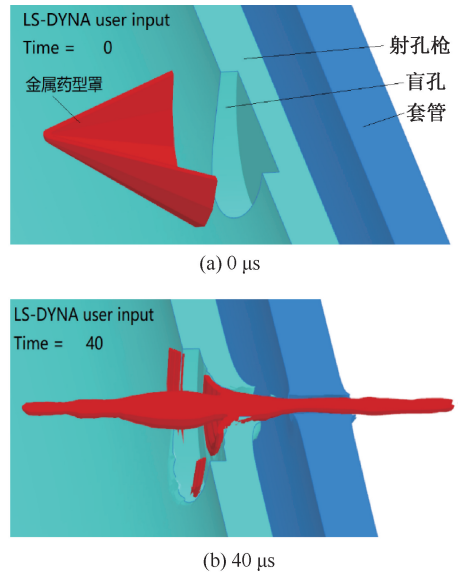


图3 射流形成及侵彻射孔枪和套管过程
Fig. 3 Jetting and perforating gun and casing sheath penetration

2.2 射流形成过程中速度变化

图4表示的是40 μs 时射流轴向速度及径向速度分布云图，图5表示的射流在40 μs 之内轴向和径向这两个方向的最大速度随时间的变化情况，两幅图均可明显地体现射流的轴向速度远高于径向速度。图4(b)揭示了药型罩受冲击波作用被压垮的过程；在径向方向上，药型罩材料向轴线挤压，速度 V_{max} 最大值达1659 m/s；随后材料沿轴线方向流动形成射流，同时生成杵体。

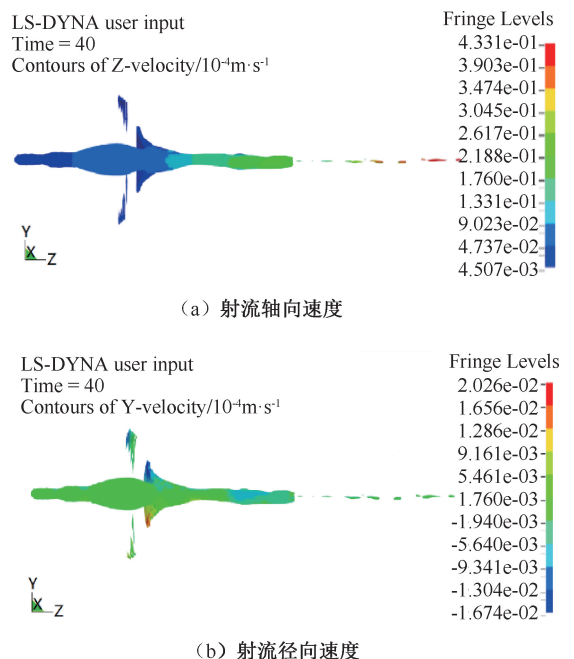


图4 40 μs 时射流速度云图

Fig. 4 Jetting velocity cloud diagram at 40 μs

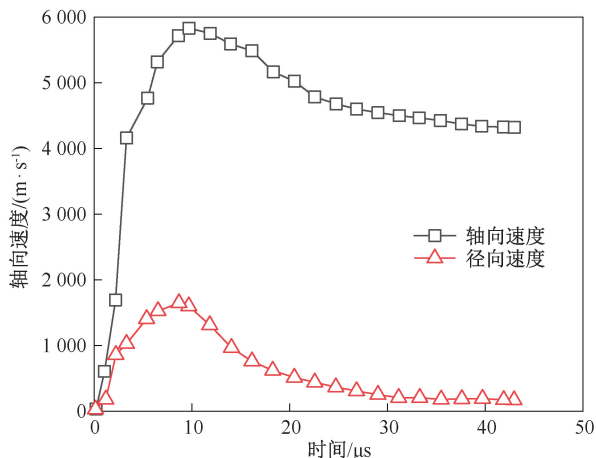


图5 射流0~40 μs V_{amax} 和 V_{rmax} 数值的变化规律

Fig. 5 Variation of the axial and radial peak velocities of the jet over the time interval 0~40 μs

显然,射流头部的速度显著高于杆体部分。此外,射流内部的速度梯度导致射流显著伸长,而杆体因速度变化较小,其形状大体维持稳定。仿真结果符合聚能效应的理论规律。

在实际研究分析过程中,射流的轴向速度是重点关注对象。通过分析图5中最大速度的变化规律发现:在射孔作业时,射孔弹内所装炸药在导爆索的引爆作用下瞬间起爆,药型罩受强烈冲击波作用迅速被压垮并形成射流,其顶部的轴向最大速度 V_{amax} 瞬间即攀升至 583 m/s,接着 V_{amax} 数值迅速上升,当时间来到 9 μs 上升至峰值为 5 846 m/s,之后 V_{amax} 数值慢慢下降。当时间来到 13 μs ,射流前缘抵达射孔枪载体的内壁边缘。由于射孔枪装弹处的药型罩正对枪身盲孔,且盲孔部位厚度较薄,当时间来到 14 μs 时,射流已穿过射孔枪盲孔处。当时间来到 17 μs ,射流前缘到达固井套管内侧边缘,此时射流顶端 V_{amax} 开始明显降低;当时间来到 30 μs ,射流前缘完全通过套管的外壁。鉴于未考虑水泥环和围岩的影响,此后射流状态基本保持稳定, V_{amax} 数值恒定在 4 331 m/s。

2.3 系统能量变化

在油田射孔施工中,射孔弹在点火头作用下引爆,冲击波、爆轰产物和射流共同作用下释放炸药能量。在爆炸初期阶段,爆轰产物与金属药型罩之间发生能量重新分配。受爆轰产物与冲击波的共同作用,金属药型罩被压溃并形成射流,此过程中部分能量转化为射流的能量。相关研究指出,这种能量转化过程的效率相对较低^[19]。

分析炸药、爆轰产物、射流3个部分能量释放

随时间的变化规律。在 10 μs 的时间范围内,炸药的能量已基本完全释放,其最大值达到 191.8 kJ。爆轰产物的能量呈现出快速上升的趋势,最终达到 34.9 kJ 的峰值,这一数值占炸药总能量的 18.2%。射流形成过程中能量迅速攀升,最大值达到 25.2 kJ,占炸药总能量的 13.1%。这一结果与相关研究结论相吻合,进一步验证了射孔弹炸药的能量中,仅有小部分被实际用于射孔孔眼的形成。

当时间来到 9 μs 时,药型罩(射流)所获取的能量达到峰值;接着射流开始到达并侵彻射孔枪内壁,在这个时间段里,爆轰产物能量弥补了射流损失的能量,因此在 9 μs 至 12 μs 的时间段内,射流的能量保持了相对稳定的状态。当时间为 12 μs 时,射流的能量开始大幅度下降,这是因为射流接触射孔枪内壁后开始在内壁上开孔,随着时间增加能量下降的速率逐渐加快;射流全部穿过射孔枪外壁之后,其能量降低速率开始减小。当时间到达 17 μs 时,射流到达套管内壁并开始侵彻,其能量再次降低;在穿过套管外壁后的扩孔时期里,其能量以较缓慢的速度持续降低;当时间为 36 μs 时逐渐稳定。在此阶段,射流能量趋于稳定,表明侵彻过程已全面结束,射流无需再消耗能量用于侵彻射孔枪和套管。

显然,测量射流侵彻过程结束后的剩余动能数值,可为评估其对水泥石环及围岩的侵彻效能提供参考。相关研究指出,射流的侵彻深度与剩余动能呈正相关关系,即侵彻深度会随射流剩余动能的增大而加深^[20]。考虑到直接构建水泥石环与围岩的模型会耗费大量计算资源,且地层参数复杂多变,使得计算结果的误差评估困难重重。因此,可通过对比射流剩余动能的大小,便捷地获取射流侵彻水泥石环及围岩的参考标准。

2.4 射孔枪和套管的应力变化

图6为射孔枪应力云图,当射流头部依次撞击射孔枪与套管时,碰撞产生的高压与冲击波会引发材料表面崩裂,造成残渣飞溅,进而在该区域形成具备高温、高压、高应变率特征的“三高区”。应力主要集中于孔眼周围,等应力面呈近似圆形分布。为研究应力变化,沿射孔枪孔眼径向方向选取5个测量点进行应力分析。如图7所示,A为孔眼中心,B-E分别距中心13 mm、30 mm、45 mm、55 mm。由图8可知,A点应力迅速升至 1 050 MPa,随后骤降

至 0 MPa,这意味着 12 μs 时刻射流前缘着手作用与射孔枪载体,孔洞核心区域部分会和射流前缘面对面作用,应力超屈服极限,随后材料飞溅导致应力降为 0。B-E 点应力随时间增大,D 点最大应力 400 MPa,该数值没有达到射孔枪载体的屈服破坏值,但 B、C 点应力数值很高,大概会在射孔枪身上出现毛刺和裂纹。

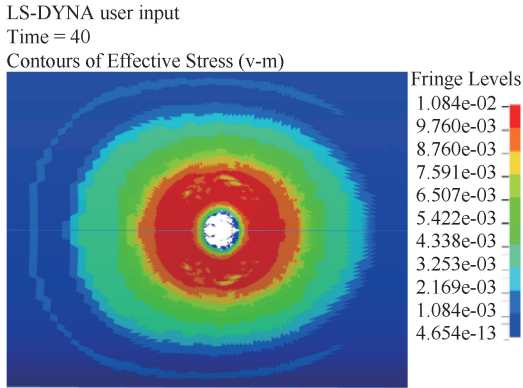


图 6 射孔枪应力云图

Fig. 6 Stress cloud diagram of perforating gun

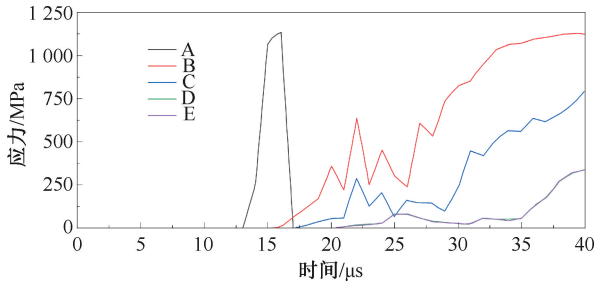


图 7 射孔枪枪身不同位置处的应力与时间的关系曲线

Fig. 7 Stress change curves of measuring points on perforating gun

图 8 为套管在 40 μs 时的应力云图,可以看出侵彻套管结束时,距孔边缘 10 mm 范围内环形区域内应力可以达到 1.27 GPa,其边缘应力也达到了 965 MPa,超过了 TP140 套管的屈服极限,相当于产生了“冷作硬化”。取套管孔眼径向的 15 个应力测量点(每隔 3 mm),1 点为孔眼中心。分析 15 个点的应力曲线。如图 9 所示,在 40 μs 时,在离孔眼中心点 0~8 mm 间,套管的应力会迅速增大到 1 100 MPa 以上,套管被射穿。当超过 12 mm 时,套管的应力小于 960 MPa,未超过屈服极限。但是在 8 mm 和 12 mm 之间,套管应力在 960 MPa 和 1 100 MPa 之间,虽然作用时间很短,未造成此区域套管材料的完全丢失,却可能会形成毛刺或裂纹。

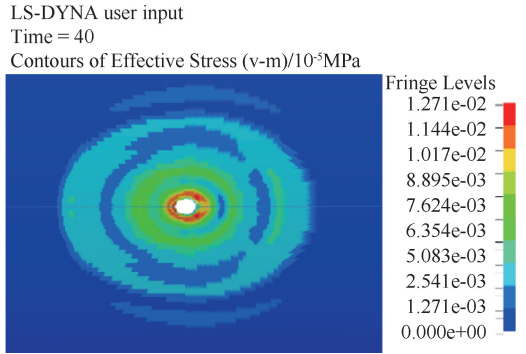


图 8 套管应力云图

Fig. 8 Stress cloud diagram of casing

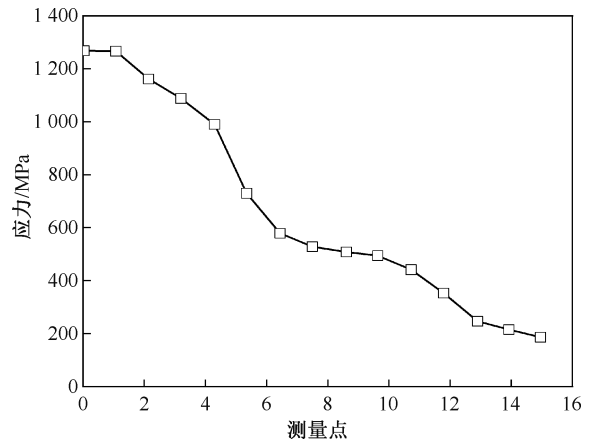


图 9 套管孔眼径向各测量点的应力

Fig. 9 Radial stress at each measuring point along the perforation of the casing

通过以上分析,射孔枪和套管孔眼临近的区域应力会超过材料的屈服极限,造成毛刺和裂纹等现象,与实际情况相符。显然,可以通过控制射孔弹的参数来控制临近区域的大小以减小射孔对套管的损害作用,这对优化射孔技术有重要意义。

3 结论

(1)基于 ANSYS/LS-DYNA 平台,对射孔弹侵彻射孔枪与套管的过程开展了数值模拟研究,获取了射流头部速度的变化特征。爆轰开始至时间为 9 μs 后,射流前缘 V_{amax} 数值上升至峰值 5 846 m/s;在侵彻射孔枪及套管过程中,其速度显著衰减,随后其数值基本不变;侵彻结束其数值恒定至 4 330 m/s。

(2)得到了系统的能量分布情况,起爆后炸药的能量仅有 17% 迅速转换为爆轰物质的动能和药型罩的动能。这部分能量用于形成射流的形成以及对射孔枪和套管的侵彻。有报告称,炸药的剩余能量产生了破坏套管和固井水泥环的震动力,这还需要进一步研究。通过本文采用的模拟方法,能够

得到侵彻套管后射流的剩余动能,通过比较射流的剩余动能可以用来评价不同的射孔弹设计方案,这种方式方便简捷,节约资源。

(3)成功模拟了射孔枪载体以及固井套管不同位置处的应力与时间的关系,且在孔眼处形成了具有“高温、高压、高应变率”特征的“三高区”,应力随离孔眼的距离增大而减小,找到了临近危险区域,区域内材料虽未销蚀,但应力仍较大,这为改善射孔段套管孔眼周边产生毛刺和裂纹现象提供了参考依据。

致谢:感谢中国石油集团测井有限公司华北测试分公司科研人员提供的试验支持,感谢西安石油大学对本文有限元模拟的技术支持。

参考文献

- [1] 李玉坤,叶贵根,全兴华,等. 油气井套管射孔有限元动态仿真[J]. 中国石油大学学报(自然科学版),2008,32(4):114-117.
LI Yukun, YE Guigen, TONG Xinghua, et al. Dynamic simulation of oil and gas well casing perforation by finite element method [J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2008, 32(4): 114-117.
- [2] 刘云刚,朱秀星,张脉全,等. 聚能射孔弹侵彻性能评价方法[J]. 测井技术,2017,41(4):490-494.
LIU Yungang, ZHU Xiuxing, ZHANG Maiquan, et al. Performance evaluation method of shaped charge penetration [J]. Well Logging Technology, 2017, 41(4): 490-494.
- [3] 李万全,李必红,赵云涛,等. 混凝土靶强度与射孔弹穿孔深度关系的初步研究[J]. 测井技术,2012,36(3):324-328.
LI Wanquan, LI Bihong, ZHAO Yuntao, et al. On linear regression analysis of the penetrating depth and target's compressive strength[J]. Well Logging Technology, 2012, 36(3): 324-328.
- [4] 韩秀清,曹丽娜,曹宇新,等. 聚能射流形成及破甲过程的数值模拟分析[J]. 科学技术与工程,2009,9(23):6960-6964.
HAN Xiuqing, CAO Lina, CAO Yuxin, et al. Numerical simulation of the shaped charge jet formation and penetration through the wall of perforating gun[J]. Science Technology and Engineering, 2009, 9(23): 6960-6964.
- [5] 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 Huanlong, DU Mingzhang, YANG Chao, et al. Numerical simulation and experimental analysis of shaped charge jet penetrating into steel target [J]. Explosive Materials, 2012, 41(2): 30-33.
- [6] 亢方亮,盛选禹. 射孔弹侵彻套管三维有限元模拟[J]. 科学技术与工程,2011,11(27):6589-6593.
KANG Fangliang, SHENG Xuanyu. 3 dimensional finite element simulation on perforating casing of perforation bullet [J]. Science Technology and Engineering, 2011, 11(27): 6589-6593.
- [7] 张伟,黄俊卿,杨学会,等. 射流侵彻钢靶射孔形状变化趋势数值模拟分析[J]. 系统仿真学报,2013,25(增刊1):107-109.
ZHANG Wei, HUANG Junqing, YANG Xuehui, et al. Numerical simulation analysis of aperture shape changing trend in process of shaped charge jet penetration through steel target [J]. Journal of System Simulation, 2013, 25(Suppl. 1): 107-109.
- [8] MEHMANNVAZ H, RAMEZANI A, LIAGHAT G, et al. Numerical analysis of shaped charge jet penetration into discrete concrete targets using LS-DYNA and ANSYS-AUTODYN [J]. Amirkabir Journal of Mechanical Engineering, 2021, 53(6): 3953-3970.
- [9] 金玮玮,张昭,张洪武. 药型罩锥角对射孔枪射流冲击过程的影响[J]. 计算力学学报,2011,28(增刊1):43-48.
JIN Weiwei, ZHANG Zhao, ZHANG Hongwu. Effect of liner cone angle on perforation and impact process of perforating guns [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2011, 28(Suppl. 1): 43-48.
- [10] 窦益华,朱晓栋,范永均,等. 考虑炸高和相位角影响的射孔枪卡枪及强度流固耦合分析[J]. 振动与冲击,2022,41(9):167-173.
DOU Yihua, ZHU Xiaodong, FAN Yongjun, et al. Fluid-solid interaction analysis for perforation gun jamming and strength considering effects of blasting height and phase angle [J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(9): 167-173.
- [11] 王静,王成,宁建国. 聚能射流侵彻的理论模型与孔径计算[J]. 工程力学,2009,26(4):21-26.
WANG Jing, WANG Cheng, NING Jianguo. The theoretical model for shaped charge jets penetration and cavity radius calculation [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(4): 21-26.
- [12] 郑平泰,杨涛,秦子增. 聚能射流形成过程的理论建模与分析[J]. 国防科技大学学报,2006,28(3):28-32.
ZHENG Pingtai, YANG Tao, QIN Zizeng. Theoretical modeling and analysis of the formation process of shaped charge jet [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2006, 28(3): 28-32.
- [13] 陈闯,王晓鸣,李文彬,等. 双锥罩射流侵彻钢靶侵深计算模型[J]. 兵工学报,2014,35(5):604-612.
CHEN Chuang, WANG Xiaoming, LI Wenbin, et al. Penetration depth calculation model for biconical liner jet penetrating into steel target [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(5): 604-612.

- [14] 李明飞, 窦益华, 曹银萍, 等. 射流速度及套管应力的 ALE 三维仿真分析[J]. 力学季刊, 2019, 40(2): 362-372.
LI Mingfei, DOU Yihua, CAO Yiping, et al. ALE 3D simulation analysis of jet velocity and casing strength[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2019, 40(2): 362-372.
- [15] 曹银萍, 李明飞, 窦益华, 等. 爆轰与聚能射流下射孔枪和套管的应力强度耦合仿真分析[J]. 石油钻采工艺, 2019, 41(4): 480-488.
CAO Yiping, LI Mingfei, DOU Yihua, et al. Simulation analysis on the stress intensity coupling of perforating gun and casing under the action of detonation and shaped charge jet [J]. Oil Drilling & Production Technology, 2019, 41(4): 480-488.
- [16] CHEN B Q, SHI J Z, MA Z H. Numerical simulation of jet forming characteristics of energetic liner based on Smoothed Particle Hydrodynamics algorithm [J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2021, 772(1): 846-858.
- [17] 范亚夫, 段祝平. Johnson-Cook 材料模型参数的实验测定[J]. 力学与实践, 2003, 25(5): 40-43.
FAN Yafu, DUAN Zhuping. Cylinder explosive test and material model of Johnson-Cook [J]. Mechanics in Engineering, 2003, 25(5): 40-43.
- [18] 李辉, 姚宇, 丁建新, 等. 射孔作业条件下水泥环损伤变化规律研究[J]. 石油机械, 2025, 53(4): 80-87.
LI Hui, YAO Yu, DING Jianxin, et al. Damage of cement sheath under perforation conditions [J]. China Petroleum Machinery, 2025, 53(4): 80-87.
- [19] 鄢阿敏, 乔禹, 戴兰宏. 高熵合金药型罩射流成型与稳定性. 力学学报, 2022, 54(8): 2119-2130.
YAN A' min, QIAO Yu, DAI Lanhong. Formation and stability of shaped charge liner jet of CrMnFeCoNi high-entropy alloy [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2022, 54(8): 2119-2130.
- [20] 张磊, 谢兴博, 杨贵丽, 等. 线性聚能装药金属射流对钢板后方装药的引爆机理与判据[J]. 兵器装备工程学报, 2024, 45(11): 128-141.
ZHANG Lei, XIE Xingbo, YANG Guili, et al. Detonation mechanism and judgement of a linear concentrated charge metal jet on a steel plate rear charge [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2024, 45(11): 128-141.

编辑 吴志力

第一作者简介: 刘述忍, 男, 1984 年出生, 高级工程师, 博士研究生, 2013 年毕业于中国石油大学(华东)油气田开发工程专业, 现从事油气井测试技术研究与管理工。电话: 18533641086, Email: liushuren@cnpc.com.cn。通信地址: 河北省廊坊市广阳区万庄石油矿区华北测试公司, 邮政编码: 065007。