

深部层理页岩聚能射流的侵彻损伤特征与致裂机理

罗宁^{1*}, 魏宇成¹, 廖禹成¹, 梁国峰¹, 张程娇², 张虎¹, 林晨¹

(1. 中国矿业大学深地工程智能建造与健康运维全国重点实验室, 江苏 徐州 221116;

2. 易普力股份有限公司, 湖南 长沙 410221)

摘要: 为揭示层理角度对深部页岩聚能射流侵彻及致裂响应的影响, 基于 ANSYS/LS-DYNA 建立了“射孔弹—空气—页岩”三维数值模型。以 DP46HMX42-Y 型聚能射孔弹为对象, 比较无层理页岩和层理角度为 0°、15°、30°、45°、60°、75°、90° 页岩中的射流形成、侵彻孔道及损伤裂隙演化。层理在模型中作为显式弱材料层, 其厚度为 1 mm、层间距为 10 mm, 层间不设置填充介质; 在 20 MPa 等压围压基准工况下, 采用 RHT 本构与最大主应变删除准则表征基质和层理的差异化损伤。结果表明: 90° 层理工况的最终穿深为 468 mm, 较无层理工况提高约 10%, 射流动能损失减少约 15%; 不同层理角度下的损伤体积均小于无层理工况, 且总体上随层理角度增大而降低。层理界面的应力波反射与透射改变了局部损伤及裂纹扩展路径; 0° 层理条件下界面反射与层间破坏更有利于横向扩孔, 而 90° 层理面近似平行于射流轴线, 可形成连续的低阻侵彻路径, 从而促进轴向穿深。研究结果可为层理条件下射孔参数优化及储层改造方案设计提供参考。

关键词: 聚能射流; 深部页岩; 层理角度; 孔道形成; 损伤演化

中图分类号: O385

国标学科代码: 13035

文献标识码: A

Research on damage characteristics and fracturing mechanism of deep bedded shale penetrated by shaped charge jet

LUO Ning^{1*}, WEI Yucheng¹, LIAO Yucheng¹, LIANG Guofeng¹, ZHANG Chengjiao², ZHANG Hu¹, LIN Chen¹

(1. State Key Laboratory of Intelligent Construction and Health Operation and Maintenance of Deep Earth Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, Jiangsu, China; 2. Explosives Co., Ltd., Changsha 410221, Hunan, China)

Abstract: The objective of this study was to quantify the effects of bedding angle on shaped-charge jet penetration, perforation-channel development, and fracture-related damage in deep shale. A three-dimensional coupled numerical model comprising a perforating charge, an air domain, and a shale target was established in ANSYS/LS-DYNA. A DP46HMX42-Y perforating charge was adopted. Eight shale configurations were considered, including a non-bedded target and bedded targets with bedding angles from 0 to 90 degrees. The arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) fluid-structure coupling algorithm was used to simulate the transient penetration process. Jet velocity and morphology, penetration depth, channel volume, damage evolution, crack

* 收稿日期: 2026-07-14; 修回日期: 2026-09-11

基金项目: 国家自然科学基金 (12372373、12072363); 国家重点研发计划 (2020YFA0711800)

第一作者: 罗宁 (1980—), 男, 安徽省淮北市人, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事力学教学和爆炸与冲击动力学相关研究。E-mail: nluo@cumt.edu.cn

通信作者: 罗宁 (1980—), 男, 博士, 教授, 博士生导师。E-mail: nluo@cumt.edu.cn; Tel: 18305201191

development, and cross-sectional damage characteristics were evaluated under a controlled 20 MPa isotropic confining-pressure condition. The results show that bedding angle substantially affected the penetration response. Jet-head velocity generally increased as bedding angle increased, and the 90-degree bedding configuration produced the greatest penetration depth, approximately 10 percent higher than that of the non-bedded target. Bedding also promoted perforation-channel enlargement, with the most pronounced increases in channel volume occurring in the 0-degree and 90-degree cases. The total damaged volume of bedded shale was generally lower than that of non-bedded shale and decreased overall with increasing bedding angle. Damage propagation was guided by bedding planes, which promoted damage extension along the bedding direction and secondary-crack development near bedding interfaces. Cross-sectional analysis further showed an overall inverse relationship between the radius of the compression-shear damage zone and penetration depth. Maximum crack length, damaged cross-sectional area, and fractal dimension generally decreased with penetration depth, although local fluctuations occurred near characteristic penetration positions. The comparison of the 0-degree and 90-degree cases indicates two distinct channel-forming mechanisms: repeated interface crossing favored lateral enlargement and interlayer separation in the 0-degree case, whereas a continuous weak-layer path reduced local confinement and promoted axial penetration in the 90-degree case. These findings clarify the role of ordered weak layers in controlling jet energy dissipation and shale damage, and provide numerical reference for perforation parameter optimization under different bedding conditions.

Keywords: shaped-charge jet; deep shale; bedding angle; perforation-channel formation; damage evolution

随着“碳达峰-碳中和”目标的推进，页岩气因以甲烷为主且具有较高清洁性，被视为重要的低碳能源选项。在深部地质条件下实现其高效开发的战略价值日益突出。目前，页岩气开发整体仍处于勘探与早期开发阶段，但其资源与开发潜力仍然十分可观^[1]。我国页岩气开发始于 2006 年左右，虽然相较于美国等国家起步较晚，但国家对于研发新型压裂技术十分重视，投入也逐年加大。现阶段，依托较为成熟的水力压裂技术，已在重庆永川、四川宜宾、自贡等我国南方部分地区实现了页岩气的产业化与商业化开发^[2]。页岩具有丰富的层理结构，这些层理结构是影响其力学性能和破坏特征的重要因素^[3]，贺昱杰开展了针对不同层理角度页岩的三轴压缩试验和巴西劈裂试验，研究表明：在层理影响下，页岩力学性质存在明显的各向异性^[4]。王爱明通过岩石力学室内系列实验研究油页岩力学性能与崩塌破坏规律，分析了油页岩水平井井壁失稳机理与主控因素，研究发现：随着层理角度的增大，油页岩的内聚力、内摩擦角、弹性模量和抗压强度均呈现出先减小后增大的趋势^[5]。朱颖以马泉油页岩为研究对象，针对层理面影响下的油页岩力学特性各向异性、裂缝起裂与扩展规律开展了理论计算、室内试验和数值模拟研究，结果表明：油页岩的抗压强度等力学性质有随着层理角度先减小后增大的趋势，并在层理角度达到 60°附近时，相应的力学参数最小，页岩破坏模式可以划分为穿切层理的劈裂破坏、穿层理面的剪切-张拉复合破坏、沿层理面的剪切滑移破坏和竖向劈裂型的剪切-张拉破坏^[6]。这些研究成果基本探明了层理角影响下页岩力学性质的变化。在页岩储层中利用甲烷实施的原位燃爆压裂，其加载历时较短且伴随高幅值峰压，这一技术既能规避水力压裂导致的大规模用水与环境负荷，又弥补了高能气体压裂在火工品安全性与裂缝扩展能力上的不足，因而具备成为一种兼顾环境性、安全性与效率的可行路径。与常规压裂相同，施工前需通过射孔形成初始连通通道；初始连通孔道的形态和直径会直接影响装药数量、起爆方式的选择等等，并进而影响后续压裂的效果，左右油气的产量。因此应开展针对射孔弹侵彻典型页岩的系统性实验与数值模拟研究。对于岩土类材料的聚能射流侵彻研究，国内外工作主要集中在混凝土^[7]、高强混凝土^[8]、砂岩^[9]、凝灰岩、煤层等典型目标上^[10]，研究表明侵彻后的混凝土和岩石靶中均有明显的开坑区，但侵彻混凝土过程中扩孔作用不明显。其中，侵彻试验中混凝土靶形成的侵彻深度和侵彻孔径相较于岩石靶都有提高，而岩石靶表面破坏程度和开坑区域均大于混凝土靶。与常见的混凝土靶体相比，射流作用于脆性岩石材料时，会不断产生裂纹，而且裂纹的扩展速度和尺寸均大于混凝土靶板，从而导致靶体损伤区域扩大，内部结构破坏程度更为严重。迄今为止，鲜有侵彻页岩储层的研究^[11]，针对页岩靶板的研究大多忽略了层理这一关键细节。基于上述研究不足，本文构建了地应力下“射孔弹-特征页岩”三维数值模型，基于

ANSYS/LS-DYNA 显示动力学分析软件对 DP46HMX42-Y 型射孔弹侵彻典型页岩的过程展开数值模拟。通过引入不同页岩层理角度工况,系统分析了射流速度与形态演化、射孔侵深、页岩损伤特征及裂缝诱导效果等关键问题。研究结果可为现场射孔参数设计提供理论参考,并有望为不同压裂技术下射孔孔道几何特征及储层损伤程度的评估提供可靠的基础数据支撑。

1 计算模型

以图 1(a)所示的 DP46HMX42-Y 型射孔弹为研究对象,采用 SolidWorks 建立几何模型,如图 1(b)所示。射孔弹外径 54 mm、内径 44 mm、总高 60 mm,药型罩厚度 1 mm、锥角 60° 。空气-射孔弹-页岩模型中,炸高取 30 mm,页岩靶板简化为半径 35 mm、高 500 mm 的圆柱体。设置无层理及 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 和 90° 层理工况;层理角定义为层理面与靶板上端面的夹角,因此 90° 层理面近似平行于射流轴线。层理采用厚 1 mm 的显式实体弱层,相邻层理中心距 10 mm,即层理间净基质厚度 9 mm;层间无额外充填物。页岩基质与层理采用相容网格并共节点连接,界面满足位移连续,材料响应差异由两套 RHT 参数表征,因而不另设接触算法、摩擦系数或黏结参数。射孔弹及空气域采用 MULTI-MATERIAL ALE 描述,页岩采用 Lagrangian 描述,两者通过罚函数流固耦合实现相互作用^[12]。模型采用三维 1/2 对称建模,对称面施加法向位移约束,空气域和页岩外边界设置非反射边界^[13]。本文以 20 MPa 各向同性围压作为受控基准地应力状态,通过动态松弛法初始化。为突出层理角度对射流侵彻响应的影响,各计算工况统一采用 20 MPa 各向同性围压作为基准初始应力状态^[9]。需要指出的是,实际深部储层地应力具有一定的非均匀性和方向性,因此本文所得规律主要适用于上述基准围压条件。全局采用 0.5 mm 六面体网格,射孔弹与页岩耦合区网格尺度保持一致,模型单元总数约 9.16×10^6 。有限元模型与边界条件见图 2,层理几何及界面实现见图 3。



(a) Photograph of the DP46HMX42-Y perforating charge (b) Three-dimensional model of the perforating charge

图1 DP46HMX42-Y型射孔弹结构及三维模型

Fig.1 Structure and 3D modeling of DP46HMX42-Y perforating projectile

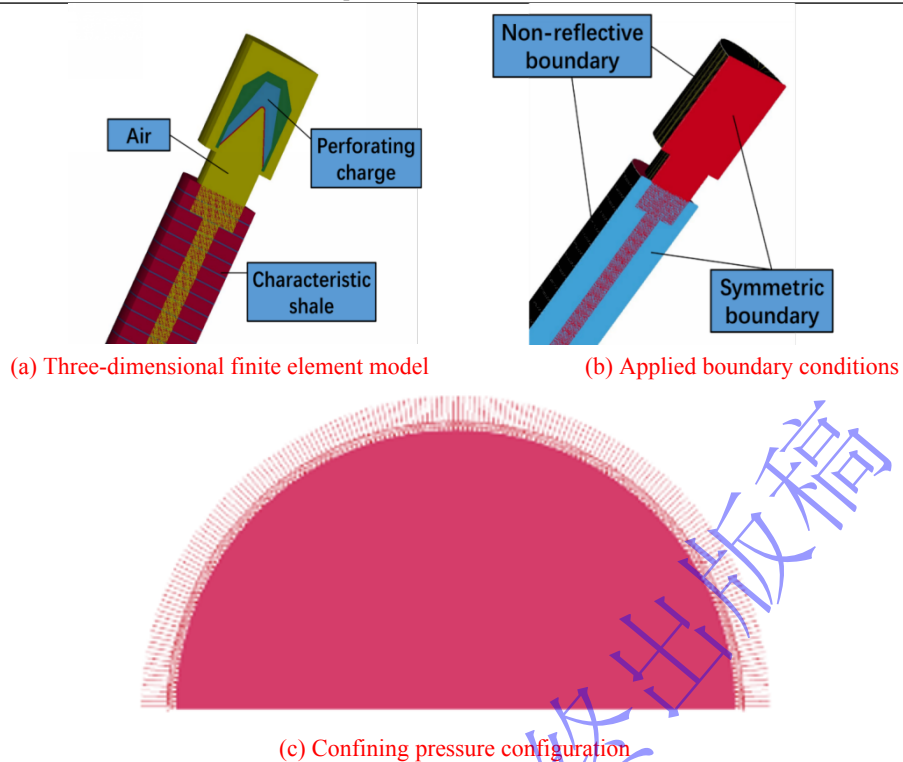


图 2 有限元模型与边界条件

Fig.2 Finite element model and boundary condition imposed

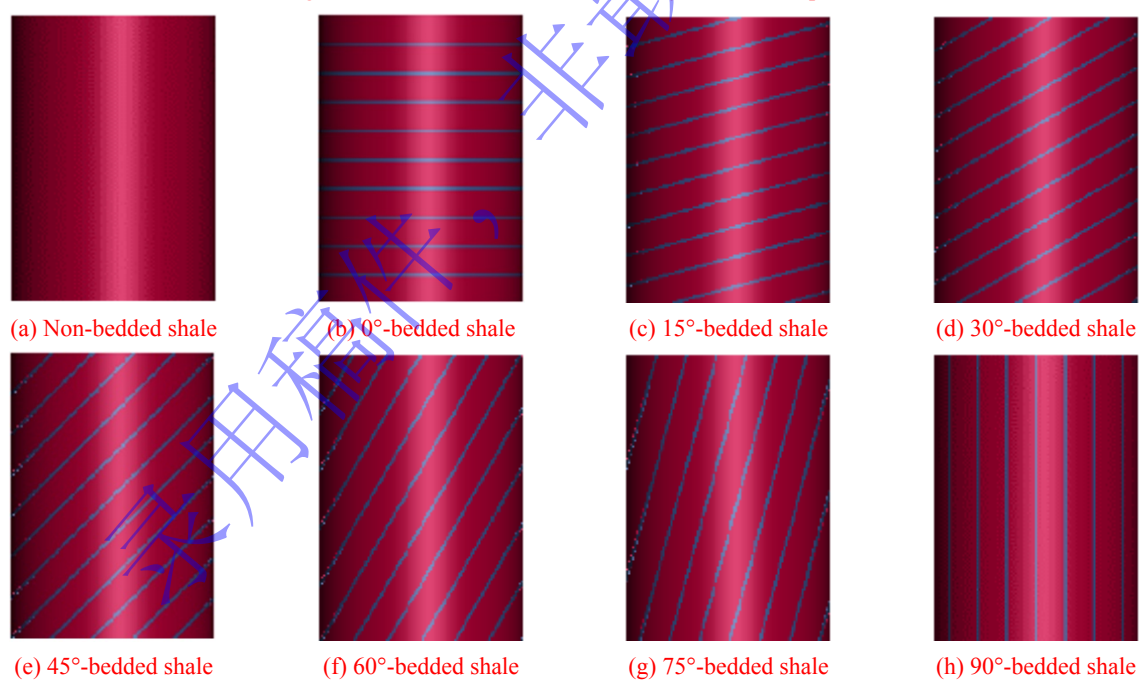


图 3 典型页岩模型构建

Fig.3 Construction of characteristic shale models

2 材料模型与参数设置

对于流体单元，即炸药、空气、药型罩和外壳而言，采用六面体实体单元，采用常应力积分单元（SOLID164）在 LS-DYNA 中通过关键字*SECTION_SOLID，ELFORM=11 来赋予该算法，以适应大变形网格畸变问题。

对于页岩单元，即页岩基质和层理部分，采用六面体实体单元，采用常应力积分单元（SOLID164）在 LS-DYNA 中通过关键字*SECTION_SOLID，ELFORM=1 来赋予该算法，该算法能较好反映岩石的力学响应过程。

2.1 炸药材料本构模型与状态方程选取

炸药材料采用*MAT-HIGH EXPLOSIVE-BURN 本构模型进行定义，其发生爆炸形成的爆轰压力通过*EOS-JWL 状态方程进行表征：

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

式中： P_{eos} 为爆轰压力， V 为材料相对体积， E 为材料单位体积内能， A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 均为炸药性能相关的材料常数^[14]。

起爆点设置在炸药顶端中心点位置，上述模型中采用的具体参数^[14]如下：密度 $\rho = 1.85 \text{ g/cm}^3$ ， $A = 748 \text{ GPa}$ ， $B = 14.3 \text{ GPa}$ ， $R_1 = 4.7$ ， $R_2 = 1.1$ ， $\omega = 0.38$ ，爆轰速度 $D = 9840 \text{ m/s}$ ， CJ 压力 $P_{CJ} = 41.3 \text{ GPa}$ 。

2.2 空气材料本构模型与状态方程选取

将空气简化为理想气体采用*MAT-NULL 本构模型和线性多项式状态方程*EOS-LINEAR-POLYNOMIAL^[15]来共同表征其力学行为，压力通过该线性多项式表征：

$$P = C_0 + C_1 u + C_2 u^2 + C_3 u^3 + (C_4 + C_5 u + C_6 u^2) E_1 \quad (2)$$

式中： E_1 为材料单位体积内能， u 为材料相对体积， C_0 、 C_1 常用于设置体积模量， C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 、 C_6 为多项式系数，用于控制非线性响应，均为常数。

式中， γ 为空气的比热比，通常取 1.4； ρ_0 为空气初始密度，取 $1.28 \times 10^{-3} \text{ g/cm}^3$ ； e 为内能。

2.3 药型罩、壳体材料本构模型与状态方程选取

药型罩和外壳的力学行为采用*MAT-JOHNSON-COOK 本构模型和*EOS-GRUNEISEN 状态方程共同来描述，Johnson-Cook 本构模型能够准确描述金属材料在高温、高压和高应变率条件下的力学响应特征^[16]。其屈服应力可以表示为：

$$\sigma_Y = (A_1 + B_1 \bar{\epsilon}_p^n) (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T_H^m) \quad (3)$$

式中： A_1 为参考温度以下的材料屈服强度、 B_1 为硬化模量、 C 为应变率硬化参数、 n 为材料硬化指数、 m 为温度相关参数，均为材料本身性质决定的常数， $T_H = (T - T_{room}) / (T_{melt} - T_{room})$ ， T_{room} 为参考温

度， T_{melt} 为材料熔化温度。 $\bar{\epsilon}_p$ 为材料等效塑性应变， $\dot{\epsilon}^*$ 为材料归一化的等效塑性应变率。

Gruneisen 状态方程能够有效表征爆轰波加载条件下药型罩的动力学响应及高压状态下金属材料的力学行为，材料受到压缩时的压力 P_1 通过下式表征^[17]：

$$P_1 = \frac{\rho_2 C^2 \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) u - \frac{a}{2} u^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1)u - S_2 \frac{u^2}{u+1} - S_3 \frac{u^3}{(u+1)^2} \right]} + (\gamma_0 + au) E_2 \quad (4)$$

材料膨胀时的压力 P_2 通过下式表征：

$$P_2 = \rho_2 c^2 u + (\gamma_0 + au) E_2 \quad (5)$$

式中， C 为声速， S_1 、 S_2 、 S_3 为材料两贡组斜线的多项式系数[18]； Γ_0 为初始 Gruneisen 系数， a 为一阶体积修正系数， μ 为压缩率， ρ_0 为材料初始密度， ρ 为材料变形后的密度， E 为材料单位质量内能。药型罩采用紫铜材料，壳体采用钢材料[19]。两种材料的本构模型参数见表 1，状态方程参数见表 2。

表 1 药型罩和外壳本构模型参数选取

Table 1 Parameter selection of the constitutive model of the liner and shell

材料	$\rho_2 / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	A_1 / MPa	B_1 / MPa	C	n	m	$T_{\text{melt}} / \text{K}$	$T_{\text{room}} / \text{K}$
紫铜	8965	94	294	0.026	0.32	1.10	1358	293
钢	7820	795	513	0.015	0.25	1.04	1795	293

表 2 药型罩和外壳状态方程参数选取

Table 2 Parameters selection of equation of state of the liner and shell

材料	$c / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	Gruneisen 系数/ γ_0	a	内能 E_2 / J
紫铜	3945	1.490	0	0	1.99	0.46	0
钢	4570	1.490	0	0	2.17	0.46	0

2.4 页岩 RHT 本构模型选取

HJC 模型可较好描述材料在高压压缩阶段的响应；但本研究中页岩裂纹和损伤以拉伸破坏为主，因而其对拉伸损伤的适用性有限[20]。为同时描述压力相关强度、应变率效应和损伤软化，本文采用 RHT 材料模型。该模型通过引入偏应力张量第三不变量 J_3 考虑破坏面形态差异，其判别机制见图 4。

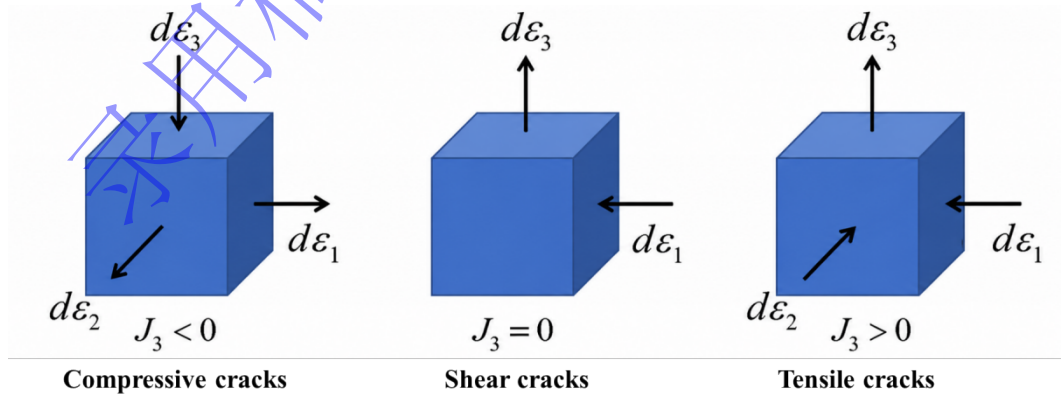
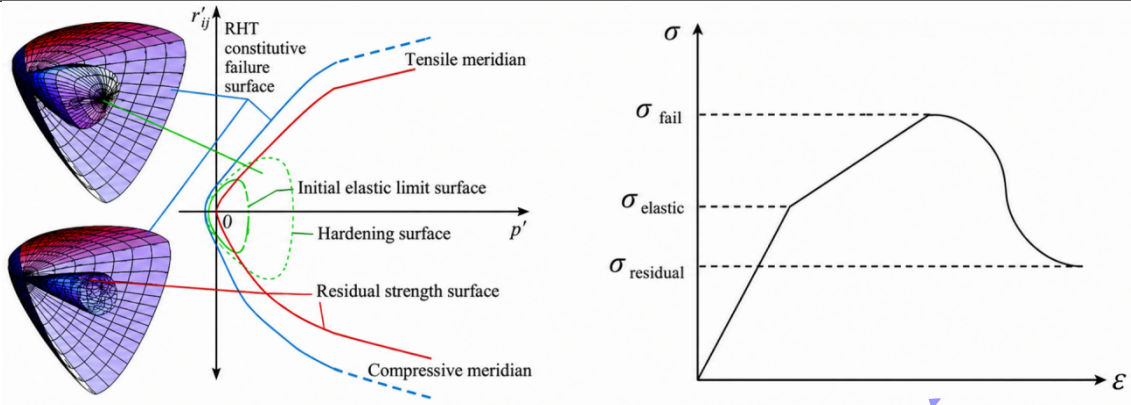


图 4 材料变形类型判定[21]

Fig.4 Determination of material deformation type

该模型中包含了弹性极限面、失效强度面及残余强度面三个极限面[22]，分别用于刻画材料的初始屈服强度特征、破坏强度特征以及破坏后的残余强度演化过程，其演化关系如图 5 所示。



(a) Schematic of the failure surface of the RHT constitutive model (b) Stress-strain curve of the RHT constitutive model

图 5 RHT 本构模型示意图^[21]

Fig.5 Schematic diagram of the RHT constitutive model

图 5 中， $\bar{\sigma}$ 为等效应力， $\bar{\epsilon}$ 为等效应变， $\sigma_{elastic}$ 为弹性极限应力， σ_{fail} 为失效应力， $\sigma_{residual}$ 为残余应力，后面 3 个应力由当前的压力、偏应力和应变率确定^[23]。RHT 强度模型可被分解为五个相互耦合的子模块：失效准则、弹性极限准线、应变硬化定律、残余失效准则与损伤演化模型。各子模块协同描述了材料从初始屈服、强度随变形增长，直至破坏后残余承载能力逐步衰减的完整演化过程。

RHT 模型中参数众多，一共有 34 个参数^[24]。基于前人研究，具体参数及符号含义见表 3。

表 3 RHT 本构模型参数含义

Table 3 Meaning of RHT constitutive model parameters

符号	含义	符号	含义	符号	含义
f_c	单轴抗压强度	f_t^*	拉压强度比	f_s^*	压剪强度比
G	剪切模量	ρ_0	材料密度	α_0	初始孔隙度
p_{el}	孔隙压碎压力	p_{comp}	孔隙压实压力	np	孔隙度系数
A_1	Hugoniot 多项式参数	A_2	Hugoniot 多项式参数	A_3	Hugoniot 多项式参数
B_0	状态方程参数	B_1	状态方程参数	T_1	状态方程参数
T_2	状态方程参数	g_c^*	压缩屈服面参数	g_t^*	拉伸屈服面参数
ξ	剪切模量折减系数	A	失效面参数	N	失效面参数
Q_0	拉压子午比参数	B	罗德角相关参数	β_c	压缩应变率指数
β_t	拉伸应变率指数	$\dot{\epsilon}_0^c$	参考压缩应变率参数	$\dot{\epsilon}_0^t$	参考拉伸应变率参数
$\dot{\epsilon}^c$	失效压缩应变率参数	$\dot{\epsilon}^t$	失效拉伸应变率参数	D_1	损伤参数 1
D_2	损伤参数 2	ϵ_p^m	最小破坏残余应变	A_f	残余应力强度参数
n_f	残余应力强度指数				

首先，应变率参数可以根据材料强度和应变率的关系求得：

$$F_r(\dot{\epsilon}_p) = \begin{cases} \left(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0^c \right)^{\beta_c} & P \geq f_c / 3 \\ \frac{P + f_t / 3}{f_c / 3 + f_t / 3} \left(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0^t \right)^{\beta_t} - \frac{P - f_c / 3}{f_c / 3 + f_t / 3} \left(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0^c \right)^{\beta_c} & -f_t / 3 < P < f_c / 3 \\ \left(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0^t \right)^{\beta_t} & P \leq -f_t / 3 \end{cases} \quad (6)$$

式中： $\beta_c = \frac{4}{20+3f_c}$ 、 $\beta_t = \frac{2}{20+f_c}$ 是与抗压强度 f_c 有关应变率指数， $\dot{\epsilon}_0^c = 3.0 \times 10^{-5} s^{-1}$ 、

$\dot{\epsilon}_0^c = 3.0 \times 10^{25} s^{-1}$ 、 $\dot{\epsilon}_0^t = 3.0 \times 10^{-6} s^{-1}$ 、 $\dot{\epsilon}^t = 3.0 \times 10^{25} s^{-1}$ 为材料应变率参数，基于前人的研究选择适合的应变率。

其次，对于状态方程，即 $P-\alpha$ 状态方程其表达式为：

$$P_R = \frac{1}{\alpha_0} \left((B_0 + B_1 \mu) \alpha_0 \rho_0 e + A_1 \mu + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 \right) \quad (7)$$

式中， P_R 为 RHT 模型状态方程计算得到的压力； α_0 为材料初始孔隙率参数； μ 为体积压缩量，表征材料密度变化引起的压缩状态； ρ_0 为初始密度； e 为单位质量内能； A_1 、 A_2 和 A_3 为 Hugoniot 多项式状态方程系数； B_0 和 B_1 为多项式状态方程中与内能耦合相关的参数。本文中相关状态方程参数根据 LS-DYNA RHT 材料模型参数定义及已有研究取值确定^[25]。

针对损伤变量的定义，RHT 模型将损伤 D 视为材料塑性应变 ϵ_p 的累积效应：

$$D = \sum \frac{d\epsilon_p}{\epsilon_p} \quad (8)$$

式中， ϵ_p^f 为材料失去承载能力时的非弹性应变。

当材料的应力状态达到失效面所对应的强度极限时，材料将发生明显的非弹性变形；其中产生的非弹性应变（通常以塑性应变为主）会驱动损伤变量的累积演化。RHT 模型中破坏时的塑性应变 ϵ_p^f 通常定义为与压力水平相关的函数，其基本形式为：

$$\epsilon_p^f = \begin{cases} D_1 \left[P_0^* - (1-D)P_t^* \right]^{D_2} & P_0^* \geq (1-D)P_t^* + (\epsilon_p^m / D_1)^{1/D_2} \\ \epsilon_p^m & P_0^* < (1-D)P_t^* + (\epsilon_p^m / D_1)^{1/D_2} \end{cases} \quad (9)$$

式中： ϵ_p^m 为最小残余应变，主要包括塑性应变、非弹性应变或粘弹性应变。 D_1 、 D_2 取值为 0.04 和 1.0。 P_0^* 为归一化静水压力。 P_t^* 为失效截止压力。

在 RHT 强度面中，拉伸子午线与压缩子午线的差异通常通过子午线半径比来描述，利用材料的弹性极限压力 $P_{crush} = 2f_c / 3$ 可得拉伸子午线半径与压缩子午线半径比^[25]为：

$$Q = Q(P^*) = Q_0 + B_t P^* \quad (10)$$

式中： Q_0 为抗压子午线比系数。 B_t 为材料脆性转韧性系数。 P^* 为归一化压力。

根据拉伸子午线和压缩子午线半径比与应力之间的关系^[26]，通过拟合可以得到 $Q_0=0.68$ ， $B_t=0.05$ 。

材料的应力状态首先达到弹性极限面；此时材料仍处于弹性变形阶段。随着应力继续增加，材料进入强度极限面并发生失效，继而达到残余强度面。残余强度反映了材料在破坏后的剩余承载能力，是区分弹性变形、材料失效和完全破坏的重要依据；相应的 RHT 模型破坏面如图 5 所示。

$$\sigma_f^*(P_0^*, F_r) = \begin{cases} A_t (P_0^* - F_r / 3 + (A_t / F_r)^{-1/N_t})^{N_t} & 3P_0^* \geq F_r \\ F_r F_s^* / Q_1 + 3P_0^* (1 - F_s^* / Q_1) & F_r > 3P_0^* \geq 0 \\ F_r F_s^* / Q_1 - 3P_0^* (1 / Q_2 - F_s^* / (F_t^* Q_1)) & 0 > 3P_0^* \geq 3P_t^* \\ 0 & 3P_t^* > 3P_0^* \end{cases} \quad (11)$$

式中： σ_f^* 为归一化强度； A_t 和 N_t 分别为 RHT 失效面参数和失效面指数； F_r 为应变率动态增强因子； F_t^* 和 F_s^* 分别为相对于单轴抗压强度归一化后的抗拉强度和抗剪强度； Q_1 和 Q_2 为考虑拉伸子午线与剪切子午线强度差异的子午线修正参数； P_t^* 为归一化拉伸截止压力，并非独立给定参数，而是由拉伸过渡段与零强度段在 $P_0^* = P_t^*$ 处连续衔接确定，其表达式为：

$$P_t^* = \frac{F_r Q_2 F_s^* F_t^*}{3(Q_1 F_t^* - Q_2 F_s^*)} \quad (12)$$

由此可保证当 $P_0^* = P_t^*$ 时，式 (11) 中拉伸过渡段的归一化失效强度退化为零，从而避免拉伸截面处出现非物理强度跳跃。

表 4 和表 5 的参数按可直接取值、由 RHT 关系换算和参考已有标定三类处理。密度、单轴抗压强度、抗拉/抗压强度比和剪切模量取自典型页岩及弱层的试验或汇总数据；孔隙压密和状态方程参数按 RHT 关系换算；D1、D2、A、N、Q0 等难以单独测试的无量纲参数参照岩石 RHT 标定研究取值，并通过强度面连续性、理论穿深和网格收敛进行校核^[15,23-27]。层理在模型中作为显式弱材料层，而非接触界面；其单轴抗压强度为 50 MPa（基质为 100 MPa）、抗拉/抗压强度比为 0.06（基质为 0.11）、剪切模量为 1.62 GPa（基质为 3.42 GPa）。对于未作为层理弱化表征对象的其余参数，参考已有岩石 RHT 模型标定结果取值，并在基质与层理材料中保持一致，以减少非目标参数差异对层理效应分析的影响。

射流侵彻后期单元畸变显著；若在 RHT 损伤软化后仍保留严重畸变单元，容易导致负体积和非物理时间步缩减。因此，采用 *MAT_ADD_EROSION 进行数值移除。LS-DYNA 关键字中 MXEPS 定义为失效最大主应变；最大主应变能够直接识别脆性岩石在反射拉伸波和径向张拉作用下的局部开裂，同时 RHT 本构仍负责压力相关强度、应变率效应和损伤演化^[21,23,27-29]。本文采用分级阈值：页岩基质 MXEPS= 6×10^{-4} ，层理 MXEPS= 3×10^{-4} 。层理阈值取基质的 50%，与其 50/100 的单轴抗压强度及更低的抗拉/抗压强度比所表征的弱化程度一致。该阈值是 RHT 损伤演化后的单元删除门槛，不等于材料起裂应变，也不用于定义远场损伤区；损伤区仍由 RHT 损伤变量判定。该设置同时满足 0.5 mm 网格收敛及穿深校核，可避免将网格畸变误判为物理裂纹。

表 4 典型页岩的基体本构模型参数选取

Table 4 Parameter selection of the matrix constitutive model of typical shale

f_c / MPa	f_t^*	f_s^*	G / GPa	$\rho_0 (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	α_0	p_{el} / MPa	p_{comp} / GPa	np	A_1
100	0.11	0.18	3.42	2.65	1.0	78.67	6	3	0.3964
A_2	A_3	B_0	B_1	T_1	T_2	g_c^*	g_t^*	ξ	A
0.3567	0.0366	0.9	0.9	0.3964	0	0.53	0.7	0.5	2.47
N	Q_0	B	β_c	β_t	$\dot{\varepsilon}_0^c$	$\dot{\varepsilon}_0^t$	$\dot{\varepsilon}^c$	$\dot{\varepsilon}^t$	D_1
0.74	0.68	0.05	0.11	0.0145	3e-5	3e-6	3e+25	3e+25	0.04
D_2	ε_p^m	A_f	n_f						
1.0	0.037	1.6	0.61						

表 5 典型页岩的层理本构模型参数选取

Table 5 Parameter selection of bedding constitutive model of typical shale

f_c / MPa	f_t^*	f_s^*	G / GPa	$\rho_0 (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	α_0	p_{el} / MPa	p_{comp} / GPa	np	A_1
50	0.06	0.18	1.62	2.14	1.0	30	6	3	0.3964
A_2	A_3	B_0	B_1	T_1	T_2	g_c^*	g_t^*	ξ	A
0.3567	0.0366	0.9	0.9	0.3964	0	0.53	0.7	0.5	2.47
N	Q_0	B	β_c	β_t	$\dot{\varepsilon}_0^c$	$\dot{\varepsilon}_0^t$	$\dot{\varepsilon}^c$	$\dot{\varepsilon}^t$	D_1
0.74	0.68	0.05	0.11	0.0145	3e-5	3e-6	3e+25	3e+25	0.04
D_2	ε_p^m	A_f	n_f						
1.0	0.017	1.6	0.61						

2.5 模型可靠性验证

为验证数值模型的可靠性，从射流形成特征、理论侵彻深度及网格收敛性三个方面进行对比分析。首先，同型号/同类尺寸射流孔弹的既有研究显示，铜药型罩射流峰值速度处于 6.3~7.4 km/s 范围^[13,15]，本文 60°药型罩所得 6.63 km/s 位于该范围内，且射流颈缩、拉断及速度衰减顺序一致。其次，将页岩材料参数代入考虑靶体阻力的准定常侵彻理论，可得靶体阻力约 131 MPa、临界射流速度约 1.53 km/s 和理论穿深 456 mm^[15]；数值计算所得无层理页岩最终穿深约 425 mm，两者相对偏差约 6.8%，表明数值结果与理论预测具有较好的一致性。最后，0.5、0.3 和 0.1 mm 网格结果已进入稳定平台，说明本文选用的 0.5 mm 网格在保持计算可承受性的同时能够抑制明显的网格依赖。三项证据分别约束射流源项、整体侵彻响应和数值离散误差，据此再开展层理角度对比。

2.6 网格无关性验证

为进一步提高计算模拟的准确性，选择较为合适的网格尺寸十分关键。由于层理的选取对网格的尺寸要求较高，所以全局单元采取统一尺寸进行网格划分，图 6 为不同网格尺寸下侵彻深度图。

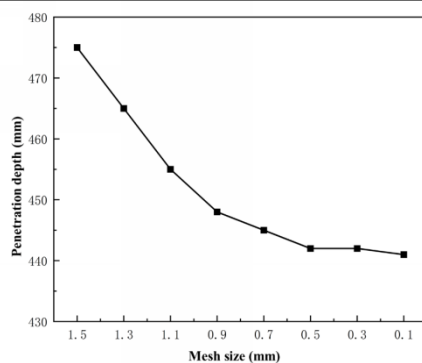


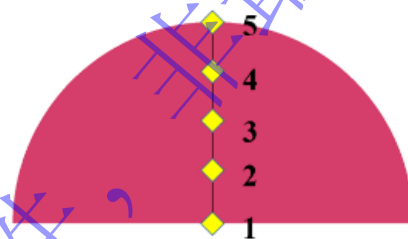
图6 不同网格尺寸模拟结果

Fig.6 Simulation results of different mesh sizes

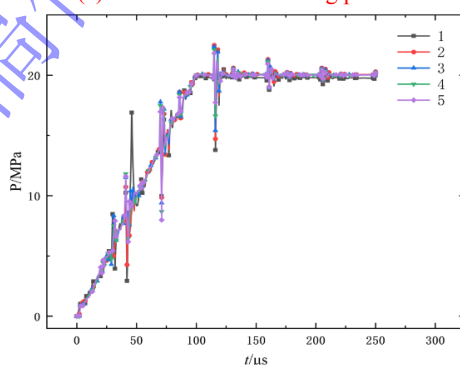
图6展示了1.5、1.3、1.1、0.9、0.7、0.5、0.3和0.1 mm六面体网格下的侵彻深度。随着网格加密，数值结果逐渐趋稳。由于采用单元失效表征孔道，粗网格可能在射流尚未与完整材料充分作用前删除过大体积，因而高估穿深。当单元尺寸减小至0.5 mm时，结果已进入稳定平台，与0.3和0.1 mm结果差异很小。综合精度与约 9.16×10^6 单元的计算成本，后续工况采用0.5 mm网格。

3 结果与分析

针对DP46HMX42-Y型射孔弹，采用前述计算模型和材料参数模拟20 MPa围压下的井下射孔环境。总求解时间为750 μs ：前250 μs 用于动态松弛和预应力初始化，后500 μs 用于显式射流侵彻分析；预应力达到稳态后，求解器自动切换至显式动力阶段。



(a) Selection of monitoring points



(b) Pressure-time histories at different monitoring points

图7 动态松弛结果

Fig.7 Dynamic relaxation results

在页岩模型轴线方向每隔7 mm布置一个测点，共选取5个测点记录压力响应，如图7(a)所示。图7(b)给出20 MPa围压加载阶段的压力时程。0~125 μs 内，各测点压力在上升过程中伴随较明显振荡，反映预应力施加初期的惯性响应；约125 μs 后主要振荡逐步衰减；至约250 μs ，各测点压力稳定。

在 20 MPa 附近且空间差异很小，说明动态松弛已建立近似均匀的初始围压场，可作为后续射流侵彻的初始状态。

3.1 层理对射流影响

图 8 给出了金属铜射流的形态演化。起爆后约 3 μs ，爆轰波到达药型罩顶部并驱动药型罩塌缩； $t=20\ \mu\text{s}$ 时射流出现颈缩，质量向轴线集中； $t=40\ \mu\text{s}$ 时形成清晰的“射流—杵体”结构； $t=60\ \mu\text{s}$ 发生第一次断裂； $t=100\ \mu\text{s}$ 时射流被拉伸为若干仍具侵彻能力的高速段； $t=200\ \mu\text{s}$ 后头部射流持续消耗、速度明显降低； $t=300\ \mu\text{s}$ 时有效射流基本耗尽，低速杵体对最终穿深贡献有限。图 9(a)显示射流头部峰值速度约 6630 m/s，约 20 μs 开始侵彻页岩；在 0~200 μs 的主要侵彻阶段，速度逐步逼近临界侵彻速度，之后转为断续射流段主导的非稳态侵彻。90°层理工况的射流头部速度在大部分时段高于其他组别，表明其等效靶体阻力和能量耗散较低。

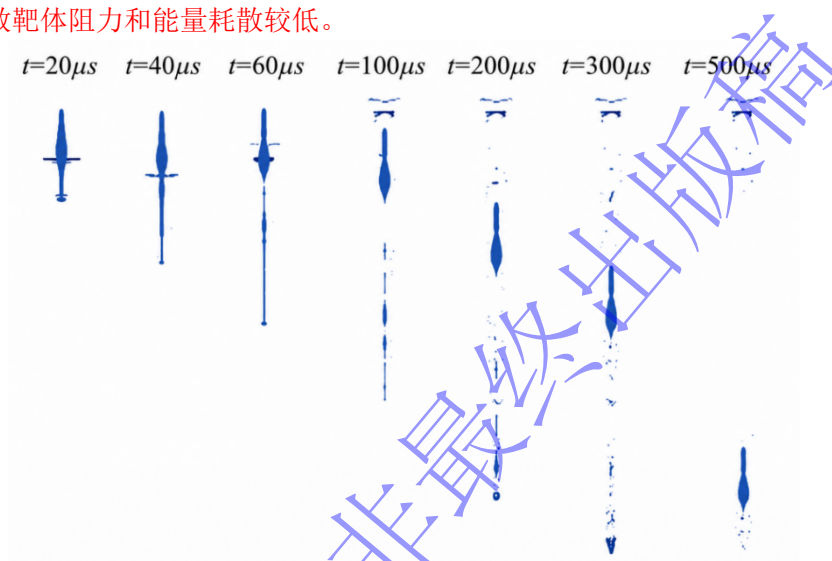
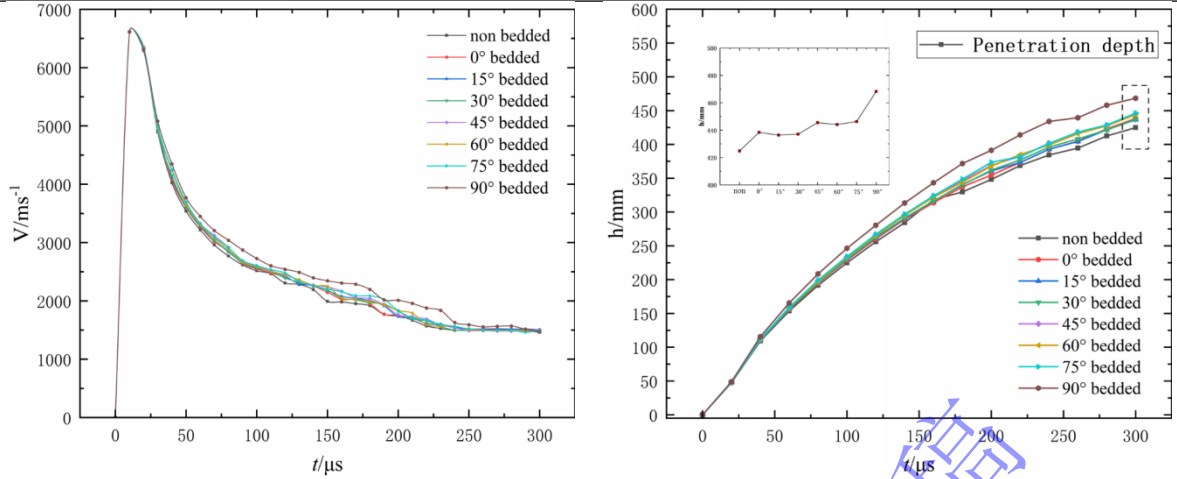
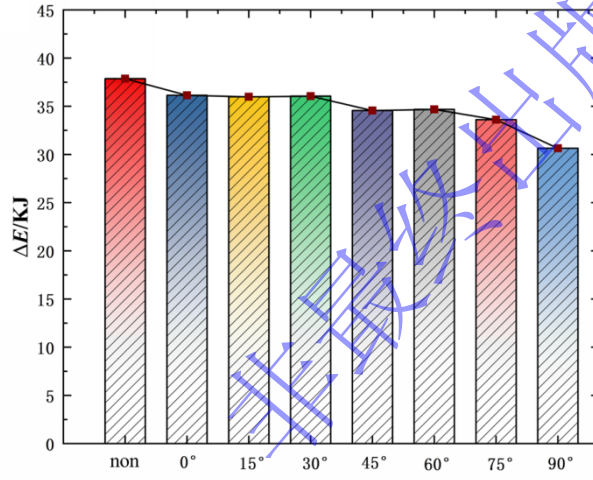


图 8 金属铜射流的形态特征

Fig.8 Morphological characteristics of metallic copper jets



(a) Jet-tip velocity (b) Penetration depth–time curves for shale with different characteristics



(c) Variation in jet kinetic energy

图9 射流速度、侵彻深度和动能变化

Fig.9 Jet velocity, penetration depth and kinetic energy changes

图 9(b)给出了不同工况的侵彻深度时程。无层理页岩最终穿深约 425 mm，90°层理工况达到 468 mm，提高约 10.1%；其余层理工况介于两者之间，并随层理角度总体增加。图 9(c)显示各工况射流在约 15 μs 达到相近的最大动能 38.94 kJ，而侵彻结束前的动能损失随层理角度增大总体降低，90°工况比无层理工况少约 15%。穿深增加并非由初始射流能量差异造成，而是由靶体结构导致的耗能路径差异：90°层理面近似平行于射流轴线，弱层为孔底材料侧向流动、沿层滑移和裂纹延伸提供连续低阻路径；同时基质—层理阻抗差使入射压缩波在弱层界面产生相位反转的拉伸反射分量，降低孔底邻域的有效约束。因而射流较少把能量耗散于大范围基质压碎，头部速度保持时间更长并形成更深孔道。相反，0°层理近似垂直于射流轴线，射流需反复穿越界面，反射、透射及层间剥离更有利于横向扩孔，但对轴向穿深的增益有限。这也解释了 90°工况“穿深最大而总体基质损伤较小”的并存现象。

3.2 层理对孔道形成的影响

射流侵彻页岩过程可划分为开坑阶段、准定常侵彻阶段和侵彻终止阶段，如图 10 所示。(1)开坑阶段，速度高达 6500m/s 的射流头部首先撞击页岩试样表面，产生峰值约为 80 GPa 的瞬态动载，使侵彻材料发生剧烈变形并形成初始侵彻坑。(2)准定常侵彻阶段，开坑完成后，侵彻过程进入准定常侵彻阶段，该阶段贡献了侵彻深度的主要部分。此时，射流微元持续冲击孔底页岩，动载水平约为 10 GPa，使孔底页岩发生显著的塑性流动；邻近孔壁区域页岩在高压剪切作用下发生压剪破坏，形成富含微裂隙的压实带。在压实带外侧依次出现弹脆性裂纹带，而裂纹带之外则为以弹性变形为主的影

响区。(3)射流侵彻终止阶段,在侵彻终止阶段,射流能量逐渐耗散殆尽,速度约为 1000 m/s 的射流尾部继续撞击页岩,动载水平约为 1 GPa,使孔底页岩主要受到挤压作用,形成以半球形压剪破坏区为特征的破坏形态,并伴随弹脆性裂纹带的发育。

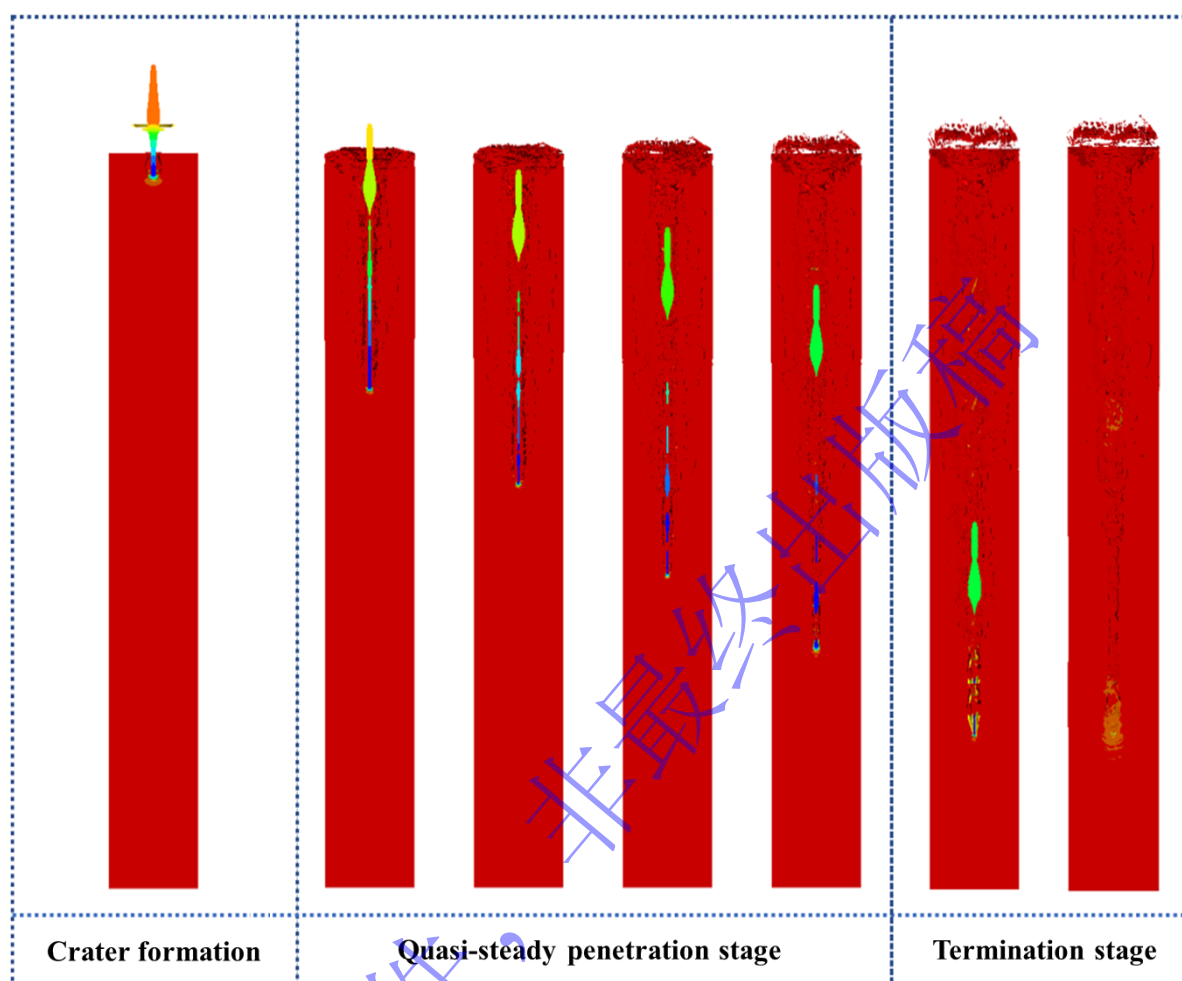


图 10 射流侵彻层理页岩三阶段数值结果图

Fig.10 Phase diagram of jet penetration into shale

图 11 为无层理和不同层理角的页岩射孔后单元删除情况,其中,红色部分表示页岩基质,蓝色部分表示层理;绿色部分为达到失效临界条件后被删除的页岩基质单元,黄色部分为达到失效临界条件后被删除的层理单元。通过图 12 对比不同层理角度页岩基质单元删除情况发现:射孔弹侵彻页岩形成的孔道大致可以分为顶部、中部、底部。顶部由于射流和炸药爆轰波的共同作用最上层的单元基本都被删除;中部除了中心孔道还有一些延伸孔道,具有层理的页岩因为层理的强度较低,层理部分更容易被破坏,进而形成复杂的裂隙;底部由于射流的能量急剧消耗基本只能形成中心孔道。无层理页岩侵彻穿深最小,层理页岩穿深较无层理页岩要深,同时形成的孔道也更为复杂。

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

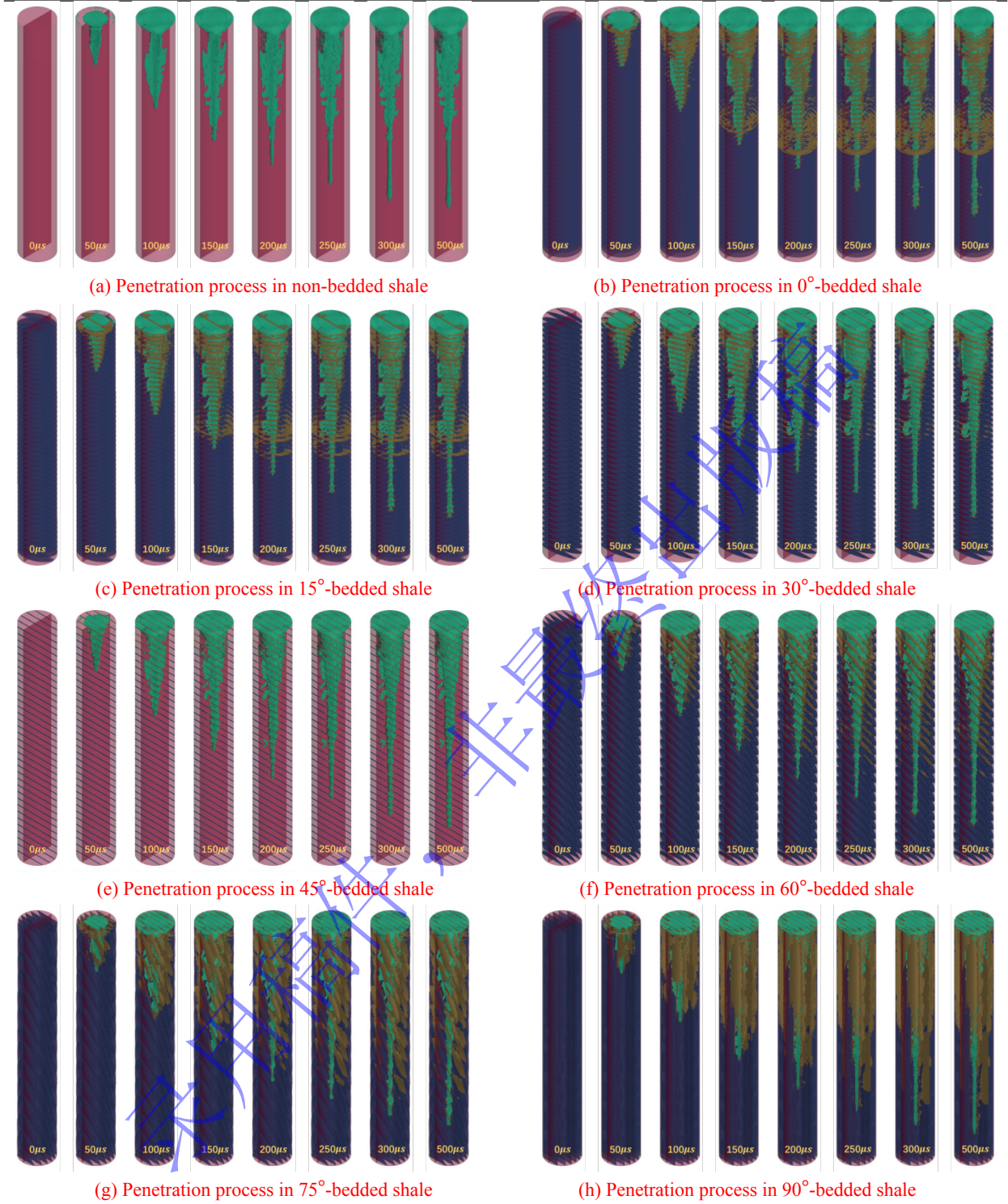


图 11 不同典型页岩聚能射孔孔道形态

Fig.11 Different characteristic shale channel morphology

由图 12(a)、(b)所示不同典型页岩的单元删除时程曲线可知，软弱层理的存在会改变射流破岩过程，平均删除体积较无层理工况提高约 15%。其中，0°层理工况增幅最明显，约为 20%；15°、30°和 45°工况的基质删除体积较 0°工况有所降低，但仍高于无层理工况。以 45°为转折点，随着层理角度继续增大，页岩基质删除体积逐渐减小。对于层理本身，90°层理的删除体积最大，45°层理最小，且随层理角度增加呈先减小后增大的趋势。

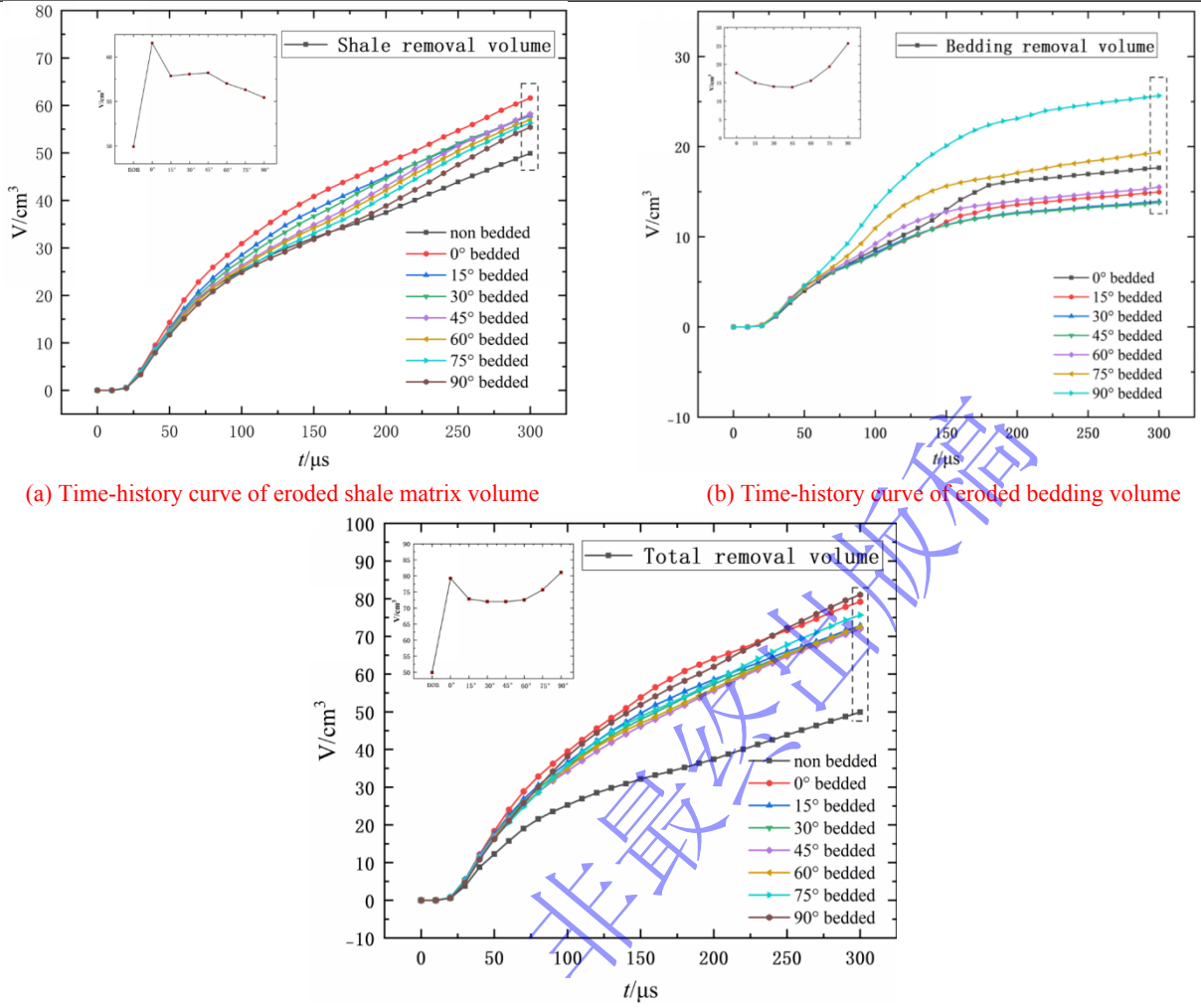


图 12 单元删除体积时程曲线

Fig.12 Element deletion volume time history curve

由图 12(c)曲线终值可得，无层理、0° 和 90° 工况的最终孔道体积分别约为 50、71 和 81 cm³，0° 和 90° 工况较无层理工况分别增加约 42%和 62%。层理附近删除更集中，根本原因是界面两侧波阻抗 $Z=\rho c$ 不同。对一维正入射近似，法向应力反射系数 $R=(Z_{\text{层理}}-Z_{\text{基质}})/(Z_{\text{层理}}+Z_{\text{基质}})$ ，其中 $Z_{\text{基质}}$ 和 $Z_{\text{层理}}$ 分别为基质和层理波阻抗；弱层通常满足 $Z_{\text{层理}}<Z_{\text{基质}}$ ，因此 $R<0$ ，入射压缩波在界面处产生拉伸反射分量，并与后续波列叠加，促进层理张开及邻近基质剥落。斜入射时还会发生 P/S 波转换，使局部剪应力进一步增加^[28]。层理角度改变了射流轴线与界面的交汇次数及波传播路径，故总体删除体积随角度呈先降后升；0° 工况以多次横向反射和层间剥离促进扩孔，90° 工况则由沿射流方向连续弱面同时促进轴向侵彻与层理破坏。

3.3 层理对损伤和裂隙的影响

损伤变量反映了材料塑性与非弹性变形的累积。当损伤达到最大值时，单元塑性应变超过设定的残余应变，表明局部已形成明显损伤或裂隙。

由图 13 可见，不同典型页岩的外部损伤深度约为射孔深度的一半，表明外部损伤主要形成于准定常侵彻阶段。无层理页岩的外部损伤较为离散：上部同时受射流和近场爆炸冲击波作用，损伤以横向扩展为主；中部处于相对稳定的准定常侵彻阶段，损伤主要沿轴向发展；下部因射流速度逐渐降低，侵彻不稳定性增加，损伤又呈横向扩展趋势。层理的存在使应力波传播路径更为复杂。应力波到达层理界面后发生反射，在层理及邻近基质中形成局部拉伸集中；由于两者抗拉强度均较低，损伤多集中

在层理附近并沿层理面分布。部分层理之间还出现与层理面近似垂直的次生裂纹。图 14 显示，无层理工况的损伤体积最大，90°层理工况最小；损伤体积总体随层理角度增加而降低，90°层理工况较无层理工况减少约 34%。

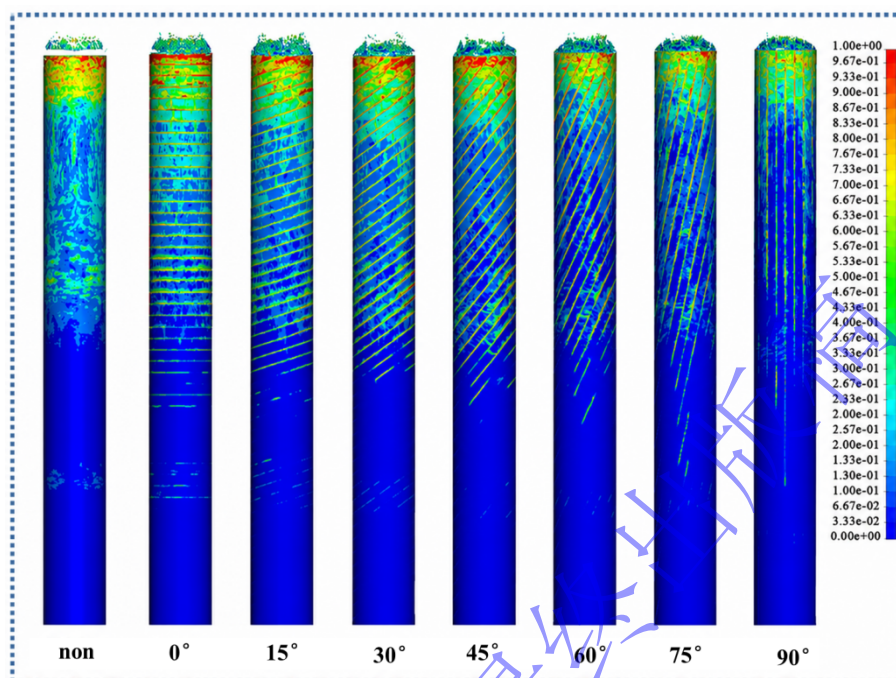


图 13 不同典型页岩外部损伤

Fig.13 External damage of different characteristic shale

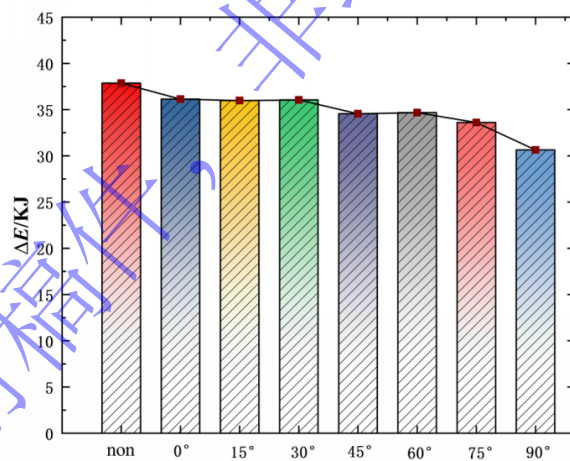


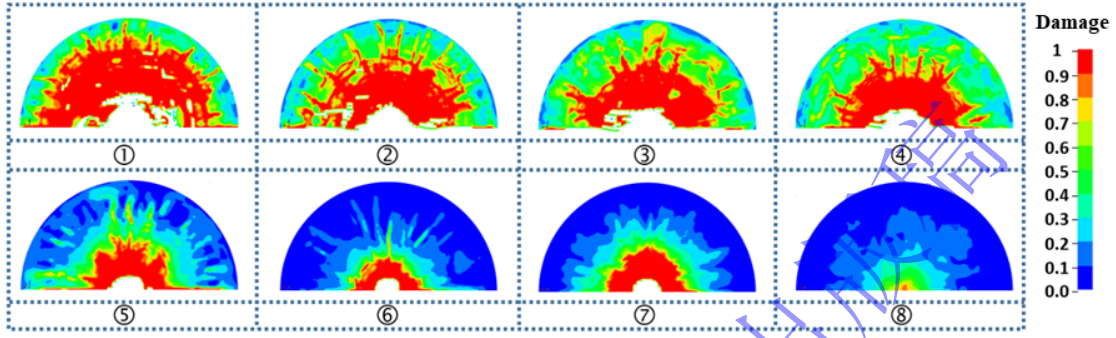
图 14 不同典型页岩损伤体积

Fig.14 Damage volume of different characteristic shale

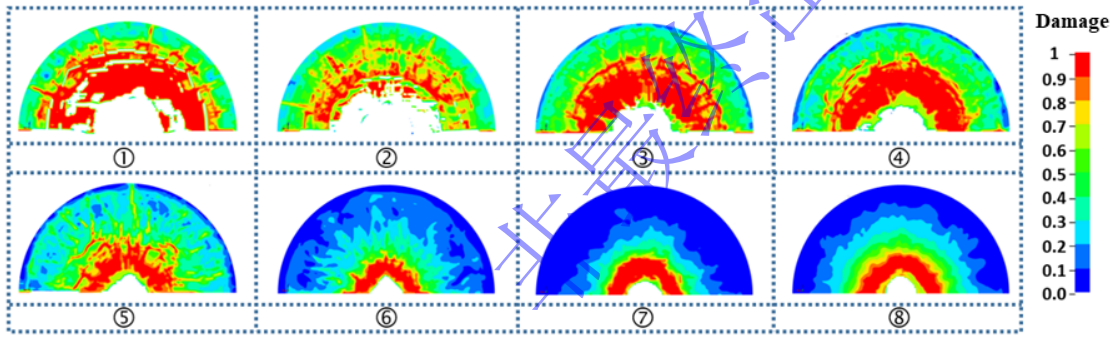
分析不同典型页岩射孔后的损伤截面，由靶板的上端面开始每隔 5cm 选取一个截面，编号 1-8 分别代表页岩靶板上端 0cm 处到 40cm 处的截面，以表征这一段页岩的损伤情况。如图 15 所示，页岩在射孔作业后大致可分为四个区域：①完全破坏区，该区域内页岩发生完全破坏，在数值计算中表现为单元网格大面积失效并被删除。图中位于中心的白色区域即为单元达到失效判据后被删除形成的完全破坏区，对应射孔形成的孔道。②压剪破坏区，该区域位于孔道周围，在金属射流侵彻及扩孔过程中，页岩受到剧烈的挤压和剪切作用，主要表现为压剪复合破坏特征。在数值结果中，该区域对应孔道周围分布的红色高损伤区。③拉伸裂纹区，该区域距离中心孔道较远，基本已脱离聚能射流对页岩的压剪作用范围，页岩破坏形式转为拉伸破坏，形成放射状或延伸状裂纹。在损伤云图中，该区域

主要表现为红色的延伸损伤带及部分绿色中等损伤区域。④应力扰动区，该区域虽受到射孔过程引起的应力波和应力重分布影响，但应力水平不足以导致页岩发生破坏，仅表现为弹性或轻微损伤响应。在数值结果中，该区域对应蓝色低损伤区域。

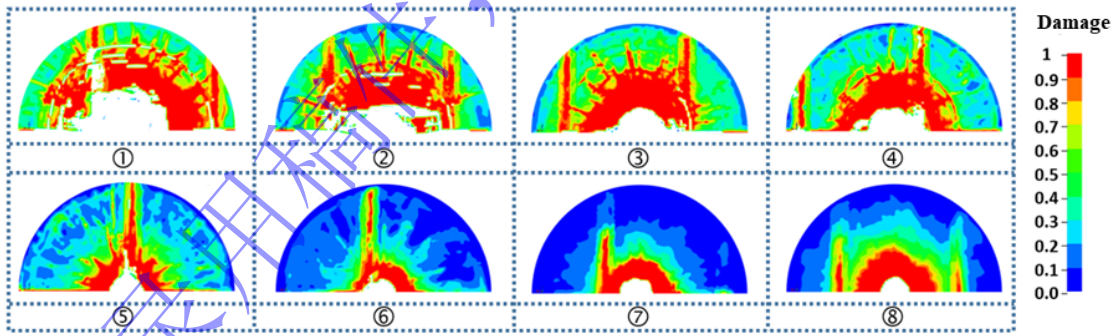
层理的存在会极大增加它所在位置的损伤，随着层理角度的增大，截面上具有层理的面积也会增大。从截面来看，层理这一类软弱夹层会在截面上形成一条贯穿裂纹。对于 $15^\circ\sim 90^\circ$ 层理页岩来说，层理在射流的冲击作用下射深小于 30cm 的部分都会产生极大损伤，层理损伤的存在会阻碍应力波的传播，减小了页岩的损伤，因此需要定量地分析截面上的损伤。



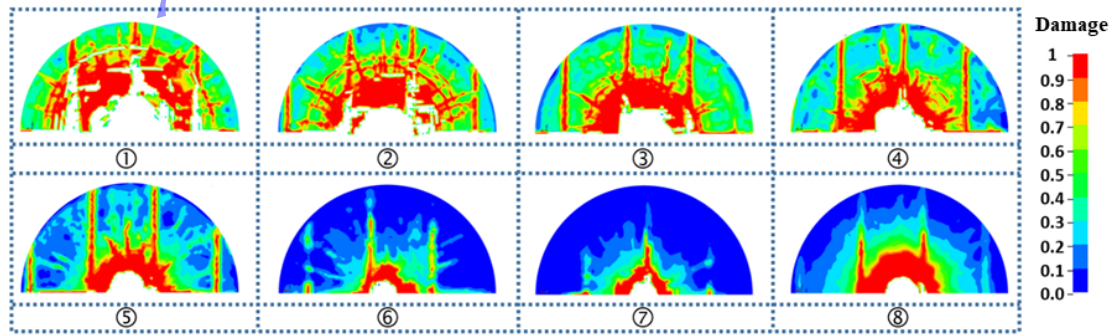
(a) Cross-sectional damage in non-bedded shale



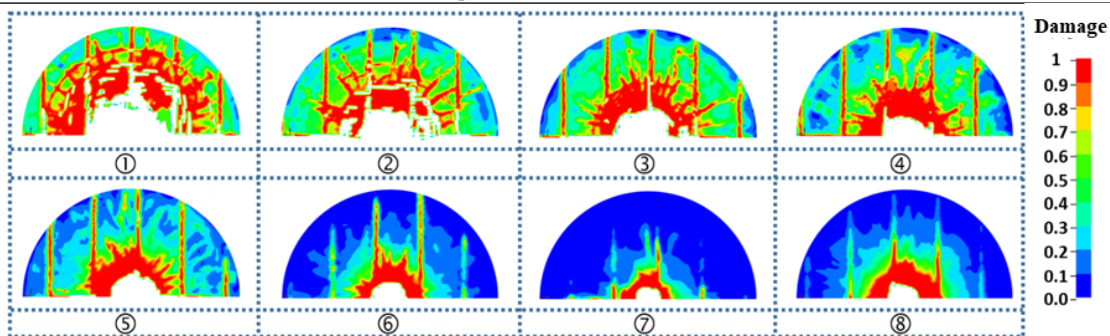
(b) Cross-sectional damage in 0° -bedded shale



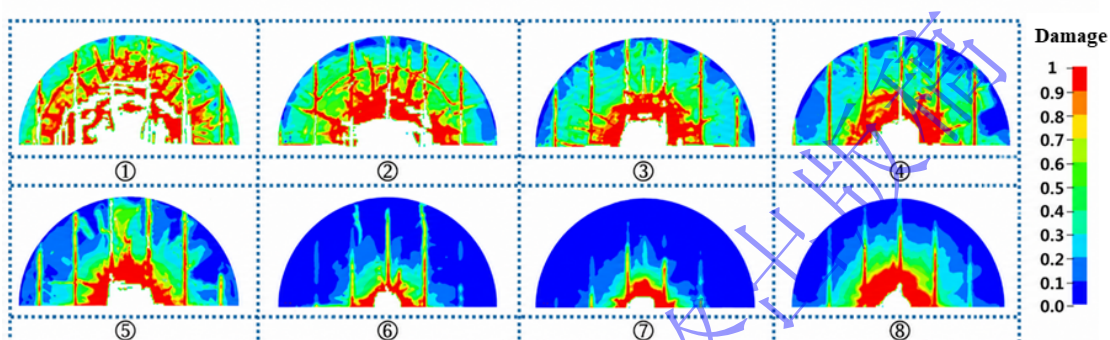
(c) Cross-sectional damage in 15° -bedded shale



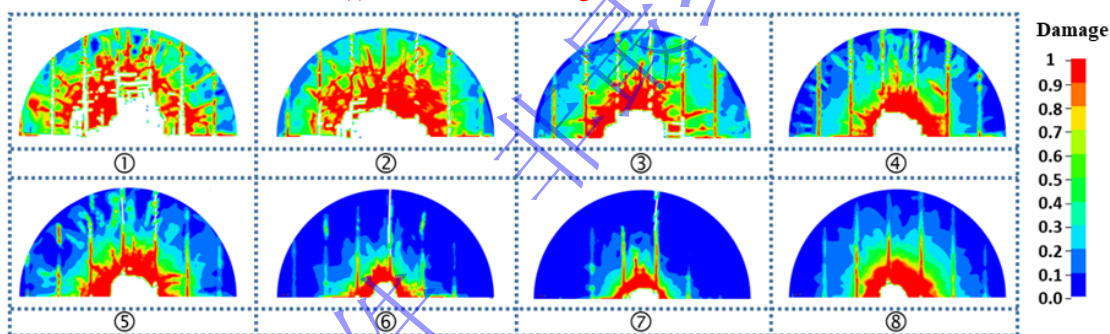
(d) Cross-sectional damage in 30° -bedded shale



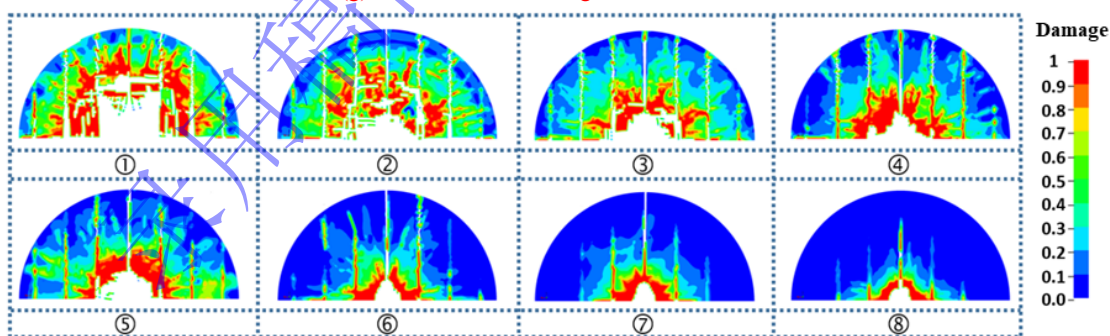
(e) Cross-sectional damage in 45°-bedded shale



(f) Cross-sectional damage in 60°-bedded shale



(g) Cross-sectional damage in 75°-bedded shale



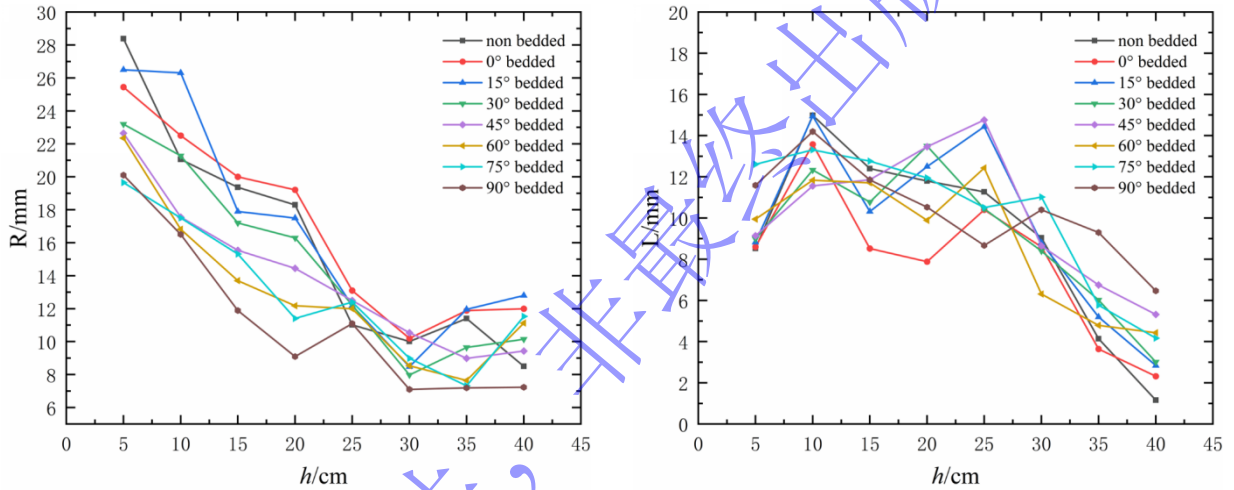
(h) Cross-sectional damage in 90°-bedded shale

图 15 不同层理角度页岩截面损伤云图

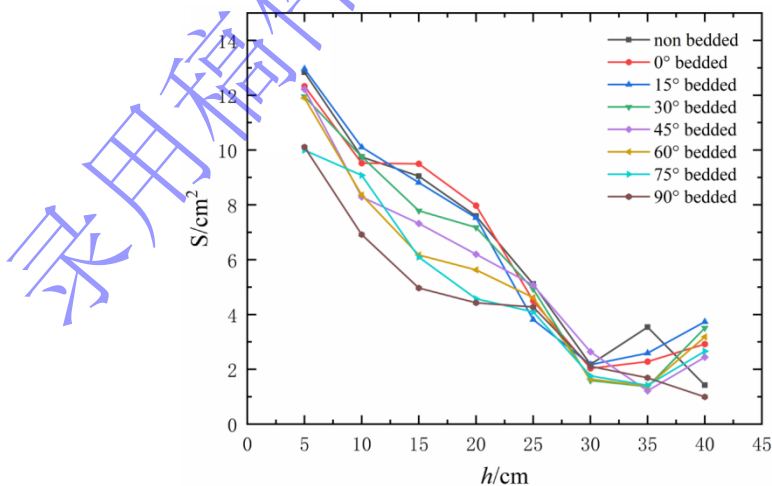
Fig.15 Damage diagrams of different characteristic shale sections

通过 Image J 图像分析软件定量分析截面损伤，图 16 为不同典型页岩截面损伤图。压剪破坏为射流侵彻页岩时最主要的破坏形式，图 16(a)可以看出：压剪破坏区半径和侵彻深度呈负相关，这是由于射流在侵彻的过程中动能不断消耗造成的；在准定常侵彻阶段，压剪损伤区半径与层理角度呈明显负相关，无层理页岩的压剪损伤半径在前期较大但很快锐减至 1.1 cm，无层理和 15°层理页岩压剪

损伤半径衰减的最为迅速；值得注意的是，侵彻前期不同特征页岩压剪损伤区半径差别较大，但在侵彻深度为 25 cm 处时压剪损伤半径均处于 12–14 mm 之间，后续由于射流的堆积压剪损伤区域半径会有所增加但都不会超过 25 cm 处的损伤半径；图 16(b)为页岩最大裂纹长度图，可以看到曲线随着侵彻深度的增加呈现波动下降的形态，在 10 cm 和 25 cm 左右的地方所有曲线都会爬升一段距离，这说明普遍在 10 cm 和 25 cm 处页岩的拉伸裂纹发育较好，无层理情况较为特殊，无层理情况下仅在 10 cm 处上升，之后一直下降，在 30 cm 之后裂纹长度骤降，曲线并未出现再度爬升的现象；图 16(c)为不同典型页岩截面损伤面积图，观察发现：上端 5 cm 处的损伤面积均大于 10 cm²，随着侵彻深度的增加逐渐减小，在 30 cm 处准定常侵彻阶段结束，此时截面上的损伤面积相较于上端均出现明显减小，平均损伤面积只有 3 cm²，可以得出：截面损伤面积总体上随着侵彻深度的增大而减小，但在侵彻末期均会出现大于前一截面损伤面积的情况，这是因为在侵彻的最后阶段射流动能不足出现堆积现象从而扩大了损伤面积。随着层理角度的增加，截面上层理的条数也逐渐增多，从图中可以看出无层理、0°层理、15°层理的情况下截面损伤面积基本相同且面积较大，然后随着层理角度的增大截面有效损伤面积逐渐减小。可以总结出：层理的出现会隔绝部分应力波的传播，减少了同一平面层理外侧岩体的损伤发育。



(a) Compressive-shear damage-zone radius of different shale types (b) Maximum tensile crack length of different shale types

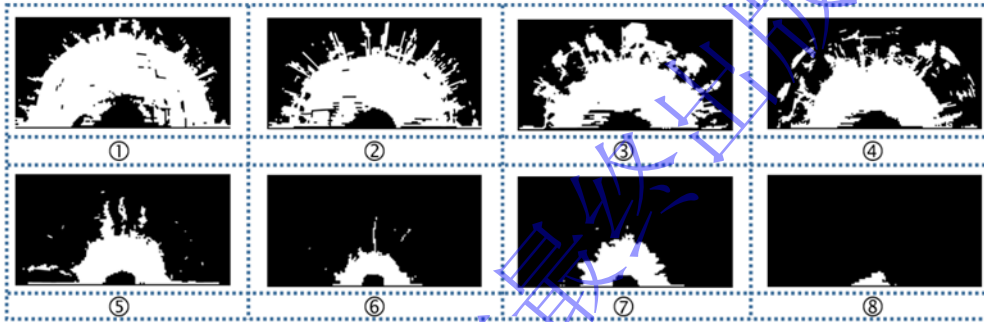


(c) Cross-sectional damage area of different shale types

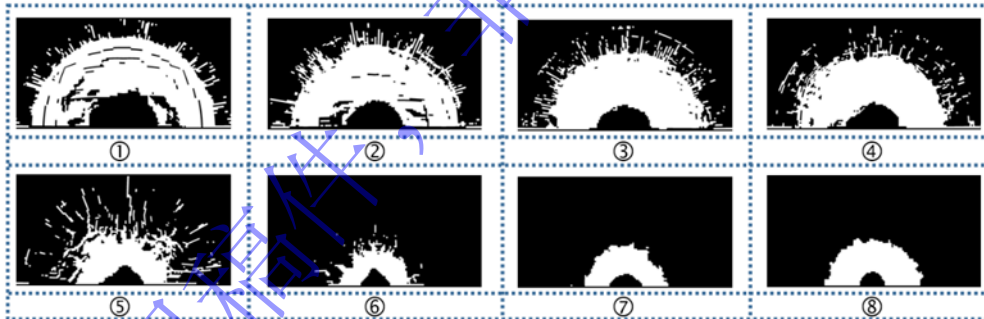
图 16 不同典型页岩侵彻截面损伤

Fig.16 The cross-sectional damage of different characteristic shale sections

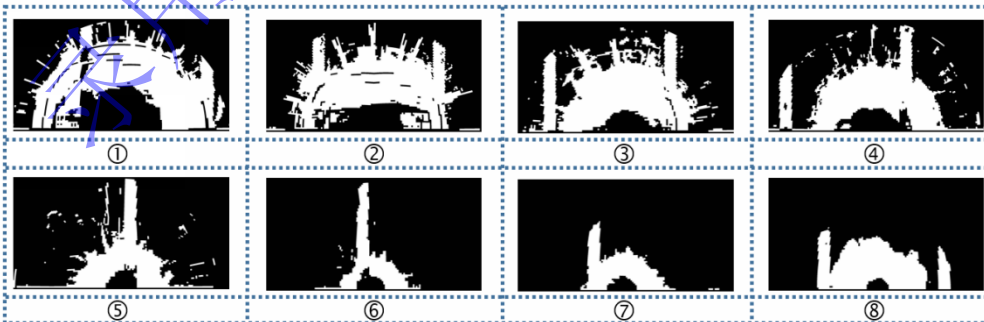
如图 17 所示, 在图 15 的基础上选取 10cm、20cm、30cm 处的损伤云图进行二值化处理, 分别对应了孔道的上部、中部、下部。对图 17 进行分形维数的拟合, 分形维数越大表示裂纹路径更曲折, 损伤区域形态越复杂, 结果如图 18 所示。可以发现: 分形维数随着侵彻深度的增加总体呈现波动下降的趋势, 不同典型页岩在射深 10cm 处的损伤区域形态最为复杂; 5~10cm 处的数据表明: 90°层理页岩在此处的损伤区域形态最复杂, 这是拉伸裂纹和层理面的贯穿裂纹共同导致的。15°层理页岩在此处的损伤区域形态最为简单, 虽然有两道层理面上形成的贯穿裂纹但同时阻碍了应力波的传递, 贯穿裂纹的外侧没有形成较多的拉伸裂纹。在 15°~90°范围内, 损伤区域的复杂程度与层理角度呈正相关, 无层理页岩在此处的损伤复杂程度与 30°层理页岩相近, 0°层理页岩的损伤复杂程度略大于 75°, 但较 90°还相差不少; 10~20cm 处的数据表明: 0°层理页岩在此处的损伤区域形态最为复杂, 75°层理页岩在此处的损伤区域形态最为简单, 不难看出无层理和 0°层理页岩的分形维数在 10~20cm 阶段下降十分缓慢, 而 75°和 90°层理页岩的分形维数则下降十分陡峭, 这说明在孔道的中部大角度层理面的存在会阻碍损伤的发育; 20~30cm 处的数据表明: 在 20~30cm 这一阶段中无层理和 0°层理页岩分形维数下降得较快, 60°层理页岩分形维数下降得最缓慢。



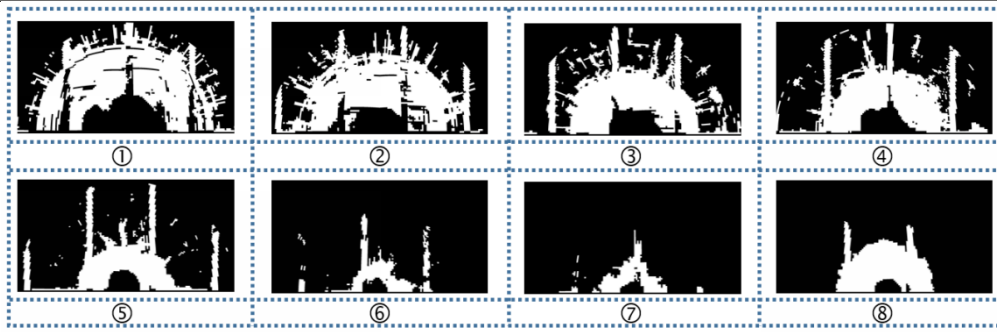
(a) Binarization result of damage in non-bedded shale



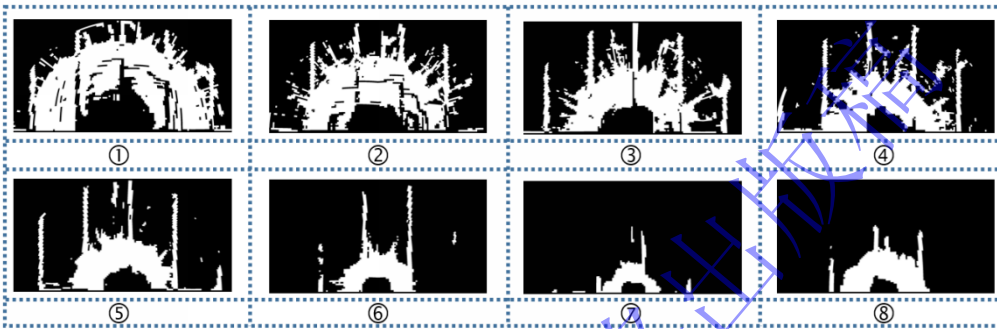
(b) Binarization result of damage in 0°-bedded shale



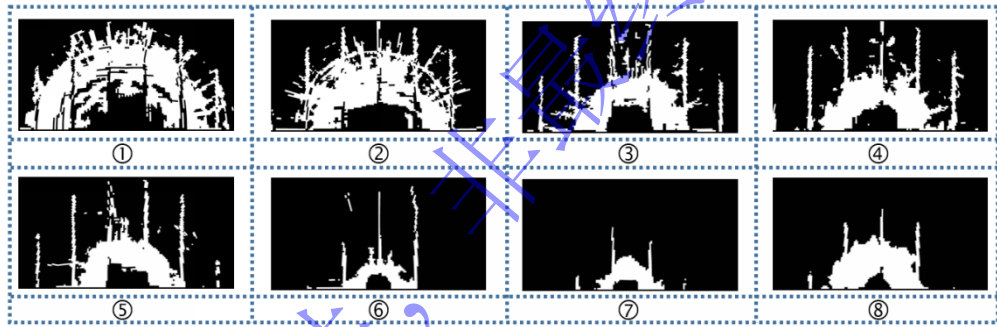
(c) Binarization result of damage in 15°-bedded shale



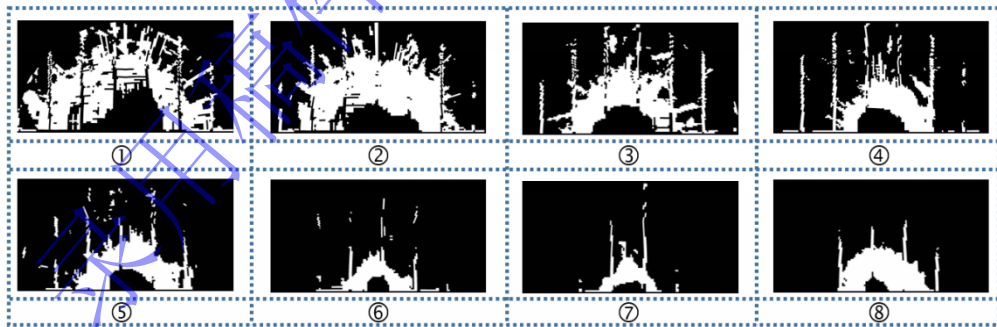
(d) Binarization result of damage in 30°-bedded shale



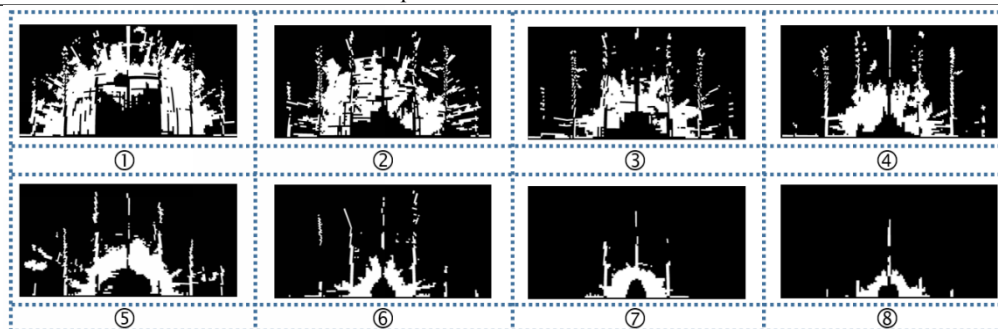
(e) Binarization result of damage in 45°-bedded shale



(f) Binarization result of damage in 60°-bedded shale



(g) Binarization result of damage in 75°-bedded shale



(h) Binarization result of damage in 90°-bedded shale

图 17 不同典型页岩截面损伤二值化分析结果图

Fig.17 Binary damage results of different characteristic shale sections

上述过程表明，层理结构改变了裂纹扩展路径。层理弱面在射流冲击和应力波作用下易发生应力集中；当局部最大主应变超过相应材料的删除阈值时，次生裂纹在数值结果中首先沿弱层发展，并可向邻近基质延伸。该现象说明层理诱导裂隙可能改变射孔近井带的连通方式；本文未开展渗流计算，故其对导流能力的影响仍需结合后续试验或渗流模拟进一步评价。

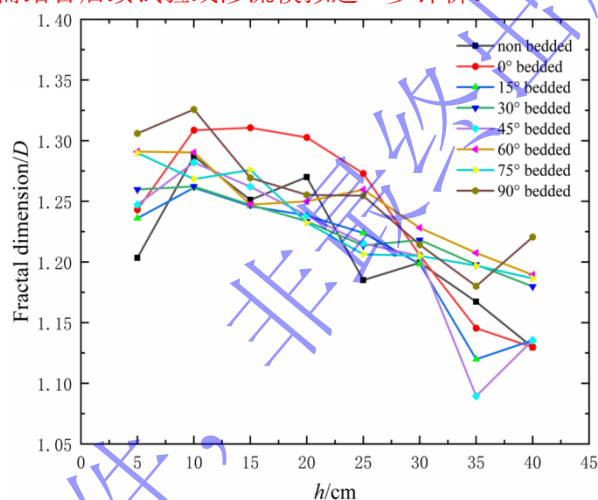


图 18 不同典型页岩截面损伤分形维数

Fig.18 Fractal dimensions of damage in different characteristic shale sections

4 结论

在20 MPa等压围压条件下，基于“射孔弹—空气—页岩”三维数值模型，比较了不同层理角度页岩在射流形成、侵彻、孔道形成和损伤裂隙演化过程中的响应。主要结论如下：

(1) 射流在约20 μs 开始侵彻页岩，约60 μs 发生首次拉断；在0–200 μs 的主要侵彻阶段，90°层理工况的射流头部速度较高，最终穿深为468 mm，较无层理工况提高约10%，射流动能损失减少约15%。

(2) 层理弱面显著改变孔道形成方式。无层理、0°和90°工况的最终孔道体积分别约为50、71和81 cm^3 ；0°和90°工况较无层理工况分别提高约42%和62%。其中，0°层理以横向反射和层间剥离促进扩孔，90°层理以沿射流轴线的连续低阻通道促进穿深。上述“有利角度”仅针对本文20 MPa等压围压、既定射孔弹和层理几何条件，不宜直接外推为所有地应力状态下的普适最优角度。

(3) 层理改变了损伤扩展路径。含层理工况的总体损伤体积普遍小于无层理工况，并随层理角度增加总体降低。层理附近易出现沿层理分布的损伤及次生裂纹；截面分析表明，压剪损伤区半径与侵彻深度总体呈负相关，最大裂纹长度随侵彻深度总体下降并伴有局部波动。

参考文献

- [1] 王红岩, 蔚远江, 常宝华, 等. 中国天然气工业的发展路径[J]. 世界石油工业, 2026, 33(1-2): 89-98. DOI: 10.20114/j.issn.1006-0030.20250329001.
WANG H Y, YU Y J, CHANG B H, et al. Development pathways for China's natural gas industry[J]. World Petroleum Industry, 2026, 33(1-2): 89-98. DOI: 10.20114/j.issn.1006-0030.20250329001.
- [2] 马永生, 蔡勋育, 赵培荣. 中国页岩气勘探开发理论认识与实践[J]. 石油勘探与开发, 2018, 45(4): 561-574. DOI: 10.11698/PED.2018.04.03.
MA Y S, CAI X Y, ZHAO P R. China's shale gas exploration and development: Understanding and practice[J]. Petroleum Exploration and Development, 2018, 45(4): 561-574. DOI: 10.11698/PED.2018.04.03.
- [3] 王濡岳, 胡宗全, 刘敬寿, 等. 中国南方海相与陆相页岩裂缝发育特征及主控因素对比——以黔北岑巩地区下寒武统为例[J]. 石油与天然气地质, 2018, 39(4): 631-640. DOI: 10.11743/ogg20180401.
WANG R Y, HU Z Q, LIU J S, et al. Comparative analysis of characteristics and controlling factors of fractures in marine and continental shales: A case study of the Lower Cambrian in the Cengong area, northern Guizhou Province[J]. Oil & Gas Geology, 2018, 39(4): 631-640. DOI: 10.11743/ogg20180401.
- [4] 贺昱杰. 鄂尔多斯盆地富有机质陆相页岩力学各向异性试验研究[D]. 北京: 北京工业大学, 2024.
HE Y J. Experimental study on the mechanical anisotropy of organic-rich continental shale in the Ordos Basin[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2024.
- [5] 王爱民, 王发明, 贺文卿, 等. 济阳坳陷油页岩力学性能特征实验[J]. 特种油气藏, 2023, 30(5): 144-150. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2023.05.019.
WANG A M, WANG F M, HE W Q, et al. Experimental on mechanical properties characteristics of oil shale in Jiyang Depression[J]. Special Oil and Gas Reservoirs, 2023, 30(5): 144-150. DOI: 10.3969/j.issn.1006-6535.2023.05.019.
- [6] 朱颖. 油页岩层理对其力学特性及裂缝起裂与扩展的影响研究[D]. 长春: 吉林大学, 2022.
ZHU Y. Study on the influence of oil-shale bedding on its mechanical properties, fracture initiation and propagation[D]. Changchun: Jilin University, 2022.
- [7] 肖强强, 刘荣忠, 冯成良, 等. 聚能射流侵彻土壤/混凝土复合目标理论研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(17): 102-106.
XIAO Q Q, LIU R Z, FENG C L, et al. Theoretical study on shaped-jet penetration of soil/concrete composite targets[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(17): 102-106.
- [8] 张晓伟, 肖强强, 黄正祥, 等. 药型罩材料对射流侵彻高强度混凝土影响研究[J]. 弹箭与制导学报, 2020, 40(5): 1-4, 9. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2020.05.001.
ZHANG X W, XIAO Q Q, HUANG Z X, et al. Influence of liner material on penetration capability by jet into high strength concrete[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2020, 40(5): 1-4, 9. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2020.05.001.
- [9] 任劼, 党发宁, 马宗源, 等. 复杂地应力条件下聚能装药侵彻深部砂岩穿透深度研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(3): 679-688. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1281.
REN J, DANG F N, MA Z Y, et al. Penetration depth of shaped charge into deep sandstone under complex geostress[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(3): 679-688. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1281.
- [10] 刘述忍, 雷鹏. 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.
LIU S R, LEI P. Dynamic finite element simulation of perforating jet penetrating perforating gun and casing[J]. Well Testing, 2025, 34(5): 22-30.
- [11] 郭德勇, 赵杰超, 张超, 等. 煤层深孔聚能爆破控制孔作用机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(4): 919-930. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1038.

- GUO D Y, ZHAO J C, ZHANG C, et al. Mechanism of control hole on coal crack initiation and propagation under deep-hole cumulative blasting in coal seam[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(4): 919-930. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1038.
- [12] EZHILMARAN G, KHANDAI S C, SINHA Y K, et al. Numerical simulation of supersonic jet control by tabs with slanted perforation[J]. International Journal of Turbo & Jet-Engines, 2022, 39(3): 331-342. DOI: 10.1515/tjj-2019-0015.
- [13] 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): 83-99. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0182.
- MOU 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): 83-99. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0182.
- [14] 李巧歌, 梁增友, 董鹏飞. 新型石油射孔弹结构设计与数值模拟[J]. 火箭军工程大学学报, 2025, 39(4): 51-59.
- LI Q G, LIANG Z Y, DONG P F. Design and numerical simulation of a new petroleum perforating projectile structure[J]. Journal of Rocket Force Engineering University, 2025, 39(4): 51-59.
- [15] 牟恭雨. 深部页岩储层聚能射孔机理研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2023.
- MOU G Y. Research on the mechanism of shaped-charge perforation in deep shale reservoirs[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2023.
- [16] 陈伟. 环向聚能装药的数值模拟与应用研究[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2015.
- CHEN W. Numerical simulation and application of circumferential shaped charges[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2015.
- [17] 时党勇, 李裕春, 张胜民. 基于ANSYS/LS-DYNA 8.1进行显式动力分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005: 295-296.
- SHI D Y, LI Y C, ZHANG S M. Explicit dynamic analysis based on ANSYS/LS-DYNA 8.1[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2005: 295-296.
- [18] XIE L X, LU W B, ZHANG Q B, et al. Analysis of damage mechanisms and optimization of cut blasting design under high in-situ stresses[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, 66: 19-33. DOI: 10.1016/j.tust.2017.03.009.
- [19] 乔亚波, 于秋来, 贺建磊, 等. 新型超深穿透射孔弹[J]. 油气井测试, 2021, 30(4): 62-66. DOI: 10.19680/j.cnki.1004-4388.2021.04.011.
- QIAO Y B, YU Q L, HE J L, et al. A new type of ultra-deep penetrating perforating charge[J]. Oil and Gas Well Testing, 2021, 30(4): 62-66. DOI: 10.19680/j.cnki.1004-4388.2021.04.011.
- [20] 柴亚博, 罗宁, 张浩浩, 等. 甲烷燃爆载荷下页岩裂缝网络发育特征与定量分析[J]. 煤炭学报, 2023, 48(12): 4308-4321. DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.ZC23.1161.
- CHAI Y B, LUO N, ZHANG H H, et al. Development characteristics and quantitative analysis of shale fracture network under methane explosion load[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(12): 4308-4321. DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.ZC23.1161.
- [21] 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 the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Strausberg, Germany, 1999: 315-322.
- [22] 张伟, 王建国, 王勉, 等. 基于RHT本构模型的连续装药预裂爆破孔距优化研究[J]. 高压物理学报, 2025, 39(1): 111-120. DOI: 10.11858/gywlxb.20240834.
- ZHANG W, WANG J G, WANG M, et al. Optimization of pre-cracking blasting-hole spacing for continuous charges based on the RHT constitutive model[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2025, 39(1): 111-120. DOI: 10.11858/gywlxb.20240834.
- [23] 黄永辉, 孙博, 张智宇, 等. 岩石RHT本构的爆破碎裂判定方法优化及验证[J]. 北京理工大学学报, 2023, 43(6): 565-574. DOI: 10.15918/j.tbtt1001-0645.2022.157.
- HUANG Y H, SUN B, ZHANG Z Y, et al. Optimization and verification of blasting fragmentation judgment method for

- RHT constitutive model of rock[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2023, 43(6): 565-574. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2022.157.
- [24] 李洪超, 陈勇, 刘殿书, 等. 岩石RHT模型主要参数敏感性及其确定方法研究[J]. 北京理工大学学报, 2018, 38(8): 779-785. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2018.08.002.
- LI H C, CHEN Y, LIU D S, et al. Sensitivity analysis determination and optimization of rock RHT parameters[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2018, 38(8): 779-785. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2018.08.002.
- [25] 罗宁, 柴亚博, 牟恭雨, 等. 深地页岩储层聚能射流侵彻及损伤致裂机理研究[J]. 金属矿山, 2024(5): 179-189. DOI: 10.19614/j.cnki.jsks.202405019.
- LUO N, CHAI Y B, MOU G Y, et al. Study on the mechanism of charge jet penetration and damage induced cracking in deep shale reservoirs[J]. Metal Mine, 2024(5): 179-189. DOI: 10.19614/j.cnki.jsks.202405019.
- [26] TIAN H F, BAO T, LI Z, et al. Determination of constitutive parameters of crystalline limestone based on improved RHT model[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2022: 3794898. DOI: 10.1155/2022/3794898.
- [27] BORRVALL T, RIEDEL W. The RHT concrete model in LS-DYNA[C]//Proceedings of the 8th European LS-DYNA Users Conference. Strasbourg, France, 2011.
- [28] WU J, GAO Y T, TANG S H, et al. Experimental study on the boundary reflection effect of stress wave propagation based on the newly developed test apparatus[J]. Advances in Civil Engineering, 2024: 7170963. DOI: 10.1155/2024/7170963.
- [29] ANSYS. LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume II: Material Models[R]. Canonsburg, PA: Ansys, Inc., 2017.