

超高强钢弹/靶侵彻失效行为研究*

吴昊¹, 关振煌¹, 程月华²

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 同济大学航空航天与力学学院, 上海 200092)

摘要: 随着超高强钢在战斗部和防护工程中的广泛应用, 准确描述其在高速侵彻载荷下的断裂失效行为是弹体结构优化和防护结构设计的前提。首先, 选取 Johnson-Cook (J-C)、Bao-Wierzbicki (B-W) 及 Modified Mohr-Coulomb (MMC) 三种经典断裂准则, 并在 B-W 和 MMC 准则中引入应变率和温度效应。同时基于 Ludwik-Voce 应变硬化准则修正 J-C 强度模型。然后, 结合静、动态试验确定了超高强钢的本构模型参数, 基于 VUMAT 用户自定义子程序将本构模型嵌入 Abaqus/Explicit 软件中, 通过对比 Taylor 杆冲击试验中试件的变形和破坏模式, 验证了上述断裂准则和强度模型参数的可靠性。最后, 开展了超高强钢弹体侵彻钢板、装甲钢组合结构以及刚玉块石混凝土三种弹体断裂典型工况的数值模拟, 通过对比弹/靶破坏模式和应力状态参数演化云图, 定量评估了三种断裂准则的预测精度, 揭示了应力三轴度与 Lode 角参数对超高强钢弹/靶侵彻失效行为的影响机理。结果表明: 弹/靶侵彻失效行为受高应变率、多轴应力状态和局部剪切作用的共同影响。J-C 准则仅考虑应力三轴度, 难以表征剪切主导的失效模式; B-W 准则虽然考虑应力三轴度的分段特征, 但对于拉/压剪耦合应力状态预测精度较低; MMC 准则通过耦合 Lode 角参数与应力三轴度, 可准确复现侵彻过程中弹体头部剪切锐化、壳体碎裂、靶板撕裂破坏和剪切冲塞等破坏特征。

关键词: 超高强钢; 侵彻失效; 断裂准则; 应力三轴度; Lode 角参数

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303530

文献标识码: A

Penetration failure behavior of ultra-high strength steel projectile/target

WU Hao¹, GUAN Zhenhuang¹, CHENG Yuehua²

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: With the widespread application of ultra-high strength steel in warheads and protective structures, accurately characterizing its failure behavior under high-speed impact loading is crucial for projectile structural optimization and protection design. Firstly, three classical fracture criteria, Johnson-Cook (J-C), Bao-Wierzbicki (B-W) and Modified Mohr-Coulomb (MMC) were selected, and the effects of strain rate and temperature were introduced into the B-W and MMC fracture criteria. Besides, the J-C strength model was modified based on the Ludwik-Voce strain hardening law. Then, the constitutive model parameters of ultra-high strength steel were determined from the existing static and dynamic test data, and the constitutive model was implemented into Abaqus/Explicit program via a VUMAT user-defined subroutine. The reliability of the proposed fracture criteria and strength model parameters was validated by comparing the deformations and failure modes of specimens in Taylor bar impact tests. Finally, numerical simulations were conducted for typical projectile broken scenarios, including the ultra-high

*收稿日期: 2026-06-26; 修回日期: 2026-10-15

基金项目: 国家自然科学基金 (52308522);

第一作者: 吴昊 (1981—), 男, 博士, 教授. E-mail: wuhaocivil@tongji.edu.cn;

通信作者: 程月华 (1994—), 女, 博士, 助理教授. E-mail: yhcheng@tongji.edu.cn.

strength steel projectiles penetrating steel plates, armored steel composite structures, and corundum rubble concrete target. By comparing the projectile/target failure modes and the instantaneous contours of stress state parameters, the prediction accuracy of the above three fracture criteria was quantitatively evaluated, revealing the influence mechanisms of stress triaxiality and Lode angle parameters on the failure behavior of ultra-high strength steel projectile/target. The results show that the penetration failure behavior of projectile/target is affected by the coupled high strain rate, multiaxial stress state and local shear mechanism. The J-C criterion only depends on the stress triaxiality, which makes it difficult to characterize the shear-dominated failure mode. Although the B-W criterion accounts for the piecewise characteristics of stress triaxiality, it exhibits large prediction deviations under the tension/compression-shear coupling stress state. The MMC criterion accurately reproduces the failure characteristics of the projectile nose shear sharpening, shell fragmentation, target plate tearing failure and shear plugging during penetration by coupling the Lode angle parameter and the stress triaxiality.

Keywords: ultra-high strength steel; penetration failure; fracture criterion; stress triaxiality; Lode angle parameter

超高强钢因其高强度（屈服强度 $\sigma_y=1200\sim1500\text{MPa}$ ）、高硬度（布氏硬度 $\text{HB}=470\sim640$ ）^[1]以及优异的抗侵彻性能^[2, 3]，已成为战斗部与防护结构的主要原材料。深入研究高速侵彻作用下超高强钢弹/靶的动态力学行为和断裂失效机理，对于弹体结构优化和高抗力防护设计具有重要意义。

为了准确描述金属材料在冲击载荷下的失效行为，需要建立适用于复杂应力状态、高应变率及高温条件的断裂准则。断裂准则通常可分为耦合型与非耦合型两类^[4]，相较于前者，非耦合型断裂准则多基于宏观唯象理论框架建立，具有形式简单、物理意义明确且便于标定等优势，在工程领域广泛采用。如 Johnson 和 Cook^[5]基于 Rice-Tracey 孔洞增长理论，以 4340 钢（ $\sigma_y=792\text{MPa}$ ， $\text{HB}=286\sim300$ ）等材料为研究对象，综合考虑了应力三轴度 η （ $\eta=\sigma_m/\sigma_e$ ， σ_m 为平均应力， σ_e 为 Von-Mises 等效应力）、应变率和温度效应的影响，提出了 Johnson-Cook（J-C）断裂准则。Bao 和 Wierzbicki^[6, 7]基于 2024-T351 铝合金的准静态试验发现其断裂应变与应力三轴度呈非单调变化，提出了三段式 Bao-Wierzbicki（B-W）断裂准则。由于 Lode 角参数 $\bar{\theta}$ （ $\bar{\theta}=1-2\arccos(J_3/2(3/J_2)^{3/2})/\pi$ ， J_2 和 J_3 分别为应力偏张量的第二和第三不变量）可有效区分轴对称与纯剪切应力状态，Xue 和 Wierzbicki^[8]建立了考虑 Lode 角参数的三维非对称断裂准则，并得到 2024-T351 铝合金的准静态试验验证。进一步，Bai 和 Wierzbicki^[9]基于经典 Mohr-Coulomb 理论，通过引入应力三轴度和 Lode 角参数的影响，提出了 Modified Mohr-Coulomb（MMC）断裂准则，并得到 2024-T351 铝合金和 TRIP690 钢（ $\sigma_y=450\text{MPa}$ ）的准静态试验验证。之后，赖兴华等^[10]、邓云飞等^[11]、Lee 等^[12]、马宏越等^[13]和钱凌云等^[14]分别将 MMC 准则拓展应用于不同类型铝合金、镁合金和高强钢（TRIP780 钢， $\sigma_y\approx500\text{MPa}$ ）等材料的断裂预测。

在超高强钢弹/靶高速侵彻研究方面，Kilic 和 Ekici^[15]开展了 7.62mm 穿甲弹侵彻 9mm 和 20mm 厚装甲钢（ $\sigma_y=1300\text{MPa}$ ， $\text{HB}=480\sim530$ ）试验，并基于 J-C 本构模型评估了装甲钢抗侵彻性能。Choudhary 等^[16]通过开展 7.62mm 口径弹体侵彻装甲钢板（ $\sigma_y=1290\text{MPa}$ ）的试验和数值模拟，对比了四种断裂准则，即 Modified J-C（MJC）、Cockcroft-Latham（CL）、Maximum shear（MS）、Constant failure strain（CFS）对靶板破坏模式的预测精度，结果表明 MJC、CL 和 CFS 准则预测效果较好。张健等^[17]开展了不同着角钨合金球形破片侵彻高强高硬度钢板（ $\sigma_y=1086.3\text{MPa}$ ，洛氏硬度 $\text{HRC}=46.4$ ）试验，并基于 J-C 本构模型分析了侵彻着角对钢板破坏模式的影响。Teresa 等^[18]在弹靶同材（弹/靶均为 Mars 300 钢， $\sigma_y=1300\text{MPa}$ ）工况下，基于锥形、半球形和平头弹体侵彻钢板试验结果和 Hosford-Coulomb 断裂准则，定量对比了不同头形弹体的破坏模式及其对装甲钢板抗侵彻性能的影响。作者^[19, 20]前期分别针对弹靶同材（弹/靶均为 NP450 和 NP510 钢， $\sigma_y=1256\sim1326\text{MPa}$ ）与弹靶异材（弹体为 30CrMnSiNi2MoV 钢， $\sigma_y=1309\text{MPa}$ ；靶体为 NP450 和 NP510 钢）工况，开展了一系列侵彻贯穿试验，并结合 J-C 本构模型及三维数字图像相关（3D-DIC）技术，分析了侵彻速度与靶板厚

度对装甲钢弹/靶破坏模式和靶板面外变形的影响。王可慧等^[21]开展了超高强钢弹体

(30CrMnSiNi2MoV 钢) 以 1030~1630m/s 速度侵彻钢筋混凝土靶体试验, 发现了弹体在高速侵彻过程中头部墩粗、侧壁磨损以及尾部破碎等破坏特征。Yang 等^[22]开展了高强钢 (AISI 4340 钢, $\sigma_y=1340\text{MPa}$) 弹体斜侵彻混凝土靶试验, 并基于 GISSMO 断裂准则较好预测了弹体斜侵彻过程中的应力状态演化、变形与断裂行为。韩明海等^[23]开展了高强钢弹体 (30CrMnSiNi2A 钢, $\sigma_y=1314\text{MPa}$) 斜侵彻花岗岩靶试验, 并基于 J-C 本构模型揭示了攻角、着角和撞击速度对弹体弯曲与断裂行为的影响规律。

可以看出, 高速侵彻载荷下超高强钢弹/靶失效行为研究还存在以下不足: (1) 主流断裂准则^[5-9]中, J-C 和 B-W 准则忽略了 Lode 角参数影响, B-W 和 MMC 准则均未考虑应变率和温度效应, 且上述断裂准则较多应用于铝合金和中高强度钢^[5-14], 同时缺乏超高强钢材料强度模型和断裂准则全套参数, 其对超高强钢材料的适用性尚需验证; (2) 已有侵彻研究多聚焦于平板类靶体^[15-17]和实心弹体^[18-20], 针对变截面薄壁圆筒类战斗部的结构响应和侵彻失效行为研究较少。鉴于此, 本文首先在 B-W 和 MMC 准则中引入应变率和温度效应, 同时基于 Ludwik-Voce 应变硬化准则对 J-C 强度模型进行修正。然后结合现有静、动态试验确定了超高强钢上述断裂准则和强度模型参数, 并通过 VUMAT 用户子程序将模型嵌入 Abaqus/Explicit 软件中, 基于 Taylor 杆冲击试验对本构模型及参数的可靠性进行验证。最后对已有超高强钢弹体侵彻钢板、装甲钢组合结构和刚玉块石混凝土^[19, 24, 25]三种典型弹体断裂试验工况开展数值模拟, 对比分析了不同断裂准则对弹/靶破坏模式和应力状态参数演化云图的预测精度, 探究应力三轴度与 Lode 角参数对超高强钢弹/靶侵彻失效行为的影响机理。本文工作可为战斗部和高抗力防护结构的设计与优化提供一定的数值仿真技术支撑。

1 断裂准则与强度模型

1.1 断裂准则

本节介绍 J-C、B-W 及 MMC 三种断裂准则, 并对经典 B-W 与 MMC 准则引入应变率和温度效应进行改进。为便于表述, 改进后的准则仍分别简称为 B-W 与 MMC 准则。在 J-C 断裂准则中, 断裂应变 ε_f 受应力三轴度、应变率和温度效应的影响, 表达式为:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + D_5 T^*) \quad (1)$$

其中 $D_1 \sim D_5$ 为失效参数, $\dot{\varepsilon}$ 和 $\dot{\varepsilon}_0$ 分别为实际和参考应变率, $T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r)$ 为无量纲温度, 其中 T 、 T_r 和 T_m 分别为材料的变形温度、参考温度和熔化温度。

Bao 和 Wierzbicki^[6, 7]基于断裂应变与应力三轴度的非线性关系建立了三段式 B-W 断裂准则如下:

$$\varepsilon_{f_{B-W}} = \begin{cases} D_{10} / (1 + 3\eta) & -1/3 \leq \eta \leq 0 \\ D_{10} + (D_{20} - D_{10})\eta^2 / 9 & 0 \leq \eta \leq \eta_0 \\ D_{30} \exp(D_{40}\eta + D_{50}) & \eta > \eta_0 \end{cases} \quad (2)$$

其中 $\varepsilon_{f_{B-W}}$ 为由 B-W 准则确定的断裂应变, η_0 为拉剪应力状态与单轴拉伸-高应力三轴度状态交点位置的应力三轴度。由于 B-W 准则针对准静态工况提出, 参考 J-C 准则引入应变率和温度效应项对式 (2) 进行改进, 得到:

$$\varepsilon_f = \varepsilon_{f_{B-W}} \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + D_5 T^*) \quad (3)$$

MMC 准则通过引入 Lode 角参数影响建立了考虑应力三轴度和 Lode 角参数的三维断裂面表达式:

$$\varepsilon_{f_{MMC}} = \left\{ \frac{A_1}{c_2} \left[c_\theta^S + \frac{\sqrt{3}}{2-\sqrt{3}} (c_\theta^{ax} - c_\theta^S) \left(\sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right) \right] \left[\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (4a)$$

$$c_\theta^{ax} = \begin{cases} 1 & -1 \leq \bar{\theta} \leq 0 \\ c_\theta^{ax} & 0 \leq \bar{\theta} \leq 1 \end{cases} \quad (4b)$$

其中 $\varepsilon_{f_{MMC}}$ 为由 MMC 准则确定的断裂应变, A_1 、 c_1 、 c_2 、 c_θ^S 、 c_θ^{ax} 和 n 均为材料常数。同样在 MMC 准则中引入应变率和温度效应项, 得到:

$$\varepsilon_f = \varepsilon_{f_{MMC}} \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] (1 + D_5 T^*) \quad (5)$$

1.2 强度模型

为克服颈缩后应力-应变数据获取的试验局限, 参考 Sung 等^[26]和 Roth 等^[27]的研究工作, 将 J-C 强度模型 (式 (6)) 中的 Ludwik 应变硬化方程用 Ludwik-Voce 应变硬化准则代替, 来表征颈缩后钢材的真实应力-应变关系, 见式 (7)。

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (6)$$

$$\sigma = \left\{ \alpha (A + B\varepsilon^n) + (1 - \alpha) [A + Q(1 - e^{-\beta\varepsilon})] \right\} (1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (7)$$

其中 A 为参考应变率 $\dot{\varepsilon}_0$ 和温度 T_r 下金属材料的屈服应力, B 为材料应变硬化效应系数, n 为应变硬化效应指数, α 为权重系数, Q 和 β 为 Voce 硬化准则参数, C 为应变率硬化系数, m 为温度软化指数。

2 本构模型参数标定与验证

本节基于作者^[19]开展的 NP510 钢和 Popławski 等^[28]开展的 Armox 500T 钢的一系列静、动态试验数据, 标定上节中三种断裂准则和强度模型参数, 为后续数值模拟奠定基础。

2.1 本构模型参数标定

修正的 J-C 强度模型 (式 (7)) 中 A 、 B 和 n 为材料固有属性参数, 通过拟合图 1 (a) 中准静态拉伸试验^[19]结果确定, 得到 $A=1326\text{MPa}$, $B=2640\text{MPa}$, $n=0.486$ 。对于 Q 、 α 和 β , 通过对比单轴拉伸应力-应变曲线与不同权重系数 α 下 Ludwik-Voce 应变硬化准则的拟合结果进行确定, 如图 1 (b) 所示, 得到 $Q=397\text{MPa}$, $\alpha=0.22$ 及 $\beta=128$ 。图 1 (b) 可以看出 Ludwik-Voce 较 Ludwik 应变硬化准则能更好地反映超高强钢的拉伸力学特性。对于 C 和 m , 分别由图 1 (a) 中不同应变率下 (10~1200/s) 的动态拉伸/压缩试验和不同温度下 (373~1173K) 的准静态拉伸试验得到, 基于式 (7) 拟合得到 $C=0.007$, $m=0.826$, 如图 1 (c, d) 所示。



(a) Test specimens^[19]

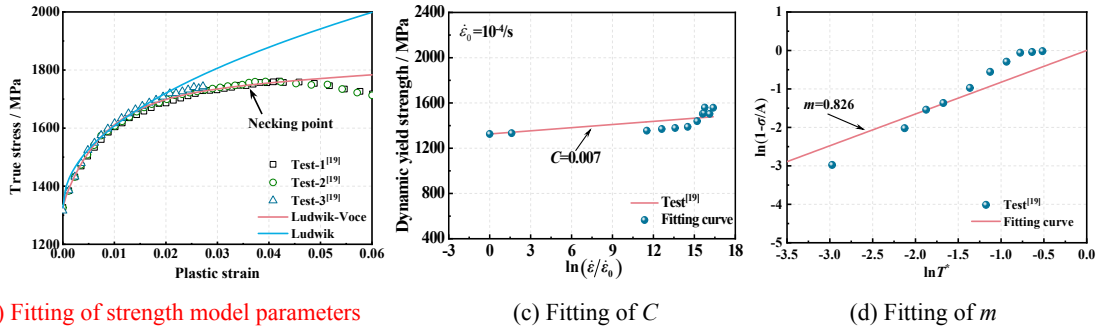


图 1 NP510 钢修正的 J-C 强度模型参数标定

Fig.1 Parameter calibrations of the modified J-C strength model for NP510 steel

对于断裂准则, B-W 和 MMC 准则需要基于不同应力状态试验进行标定。由于缺乏 NP510 钢多应力状态的断裂数据, 选取 Armox 500T 钢^[28]的准静态试验结果进行参数标定。两种材料同属高强高硬度马氏体钢^[19, 29], 屈服强度 σ_y 、拉伸强度 σ_s 、布氏硬度 HB、伸长率 λ 、比热容 C_p 和熔化温度 T_m 等指标均相当, 见表 1 所示, 其中 ρ 为密度。Göçmen 等^[30]基于 Armox 500T 钢多个应力状态下的准静态拉伸试验^[28]分别标定了其 J-C 和 MMC 准则的断裂参数, 见表 2 所示。由于 B-W 准则未考虑 Lode 角参数影响, 选取 Armox 500T 钢准静态试验^[28]中 Lode 角参数相近的数据进行标定。图 2 (a) 给出了平均 Lode 角参数 $\bar{\eta}_{av}$ 为 1 时, Armox 500T 钢的平均应力三轴度 η_{av} 和对应的断裂应变 ε_f , 以及式 (2) 拟合得到的 B-W 断裂应变曲线。此外, 基于作者^[19]和 Poplawski 等^[28]开展的静、动态拉伸试验结果, 通过拟合式 (1) 得到 $D_4=-0.053$, 如图 2 (b) 所示。进一步基于作者^[19]开展的高温拉伸试验结果 (图 1 (a)), 通过拟合式 (1) 得到 $D_5=2.335$, 如图 2 (c) 所示。

最终确定的超高强度钢本构模型参数取值见表 2。

表 1 NP510 和 Armox 500T 钢的基本力学性能参数

Table 1 Basic mechanical property parameters of NP510 and Armox 500T steel

材料	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	σ_y/MPa	σ_s/MPa	T_m/K	$C_p/(\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K})$	$\lambda/\%$	HB
NP510	7850	1326	1750	1765	465	10	450~530
Armox 500T	7800	1250	1450~1750	1800	452	10	480~540

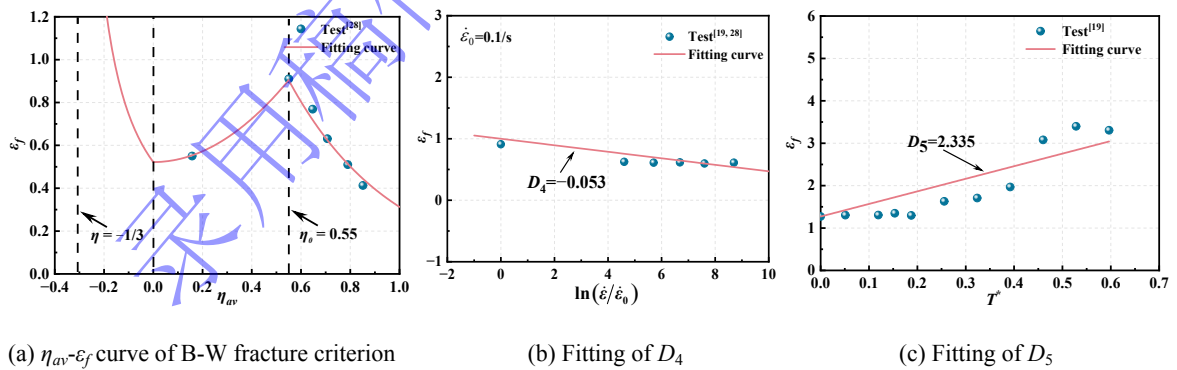


图 2 超高强度钢断裂准则参数标定

Fig.2 Parameter calibrations of the fracture criteria for ultra-high strength steel

表 2 超高强度钢本构模型参数取值

Table 2 Constitutive model parameters of ultra-high strength steel

强度模型	参数取值									
修正的 J-C 模型	A/MPa	B/MPa	C	n	m	Q/MPa	α	β	T_r/K	T_m/K
	1326	2640	0.007	0.486	0.826	397	0.22	128	298	1765

断裂准则	参数取值							
J-C 准则 ^[27]	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5			
	0.09	4.406	-2.993	-0.053	2.335			
B-W 准则	D_{10}	D_{20}	D_{30}	D_{40}	D_{50}	η_0	D_4	D_5
	0.52	11.91	2.26	-2.36	0.38	0.55	-0.053	2.335
MMC 准则 ^[27]	A/MPa	c_1	c_2/MPa	c_θ^S	c_θ^{ax}	n	D_4	D_5
	1903	0.03595	994.3	0.9105	1	0.04235	-0.053	2.335

2.2 模型和参数验证

本节将第 2.1 节中的断裂准则和强度模型通过 Fortran 语言编写用户自定义子程序 (VUMAT) 嵌入显式动力学有限元软件 Abaqus/Explicit 中, 并结合应力-应变增量算法进行求解计算。强度模型验证方面, 图 3 (a, b) 分别给出了准静态单轴拉伸和动态压缩试验 ($\dot{\varepsilon}=1000/\text{s}$)^[19]与数值模拟得到的应力-应变曲线。可以看出两种硬化准则均能较好地描述超高强钢在弹性段和屈服段初期的静、动态力学特性, 然而随着塑性变形增大, Ludwik-Voce 准则预测结果与试验吻合更好。

进一步基于作者前期开展的 NP510 钢 Taylor 杆冲击试验^[19]验证材料本构模型和参数的准确性。基于网格敏感性分析确定网格尺寸取 0.5mm。图 4 对比了 Taylor 杆冲击试验与三种断裂准则的预测结果。可以看出: 在较低冲击速度 (88~147m/s) 下, 三种断裂准则均能较好预测圆柱形平头弹体的墩粗行为, 本构模型参数的有效性得到验证。然而在较高冲击速度 247m/s 工况中各准则的预测结果差异较大, 其中 J-C 与 B-W 准则预测的试件头部墩粗直径分别较试验结果高 17%和 21%, 残余长度分别高 3.5%和 2.7%, 而 MMC 准则预测的弹体变形和断裂模式与试验吻合最好, 试件头部墩粗直径和残余长度分别较试验结果高 8.9%和 1%。

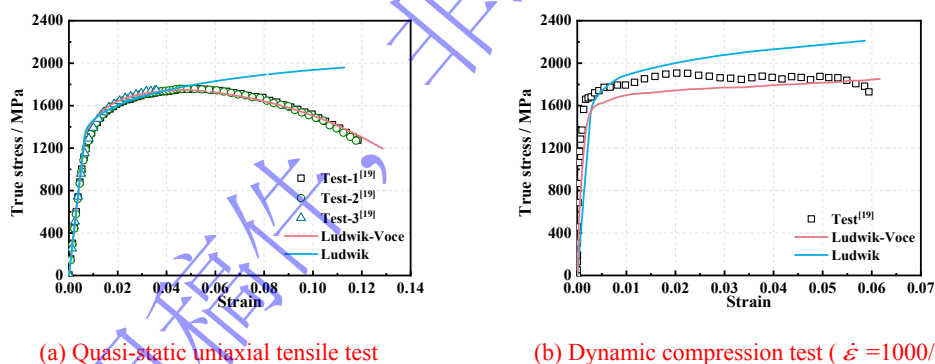


图 3 试验与数值模拟的静动态应力-应变曲线对比

Fig.3 Comparisons of experimental and simulated static and dynamic stress-strain curves

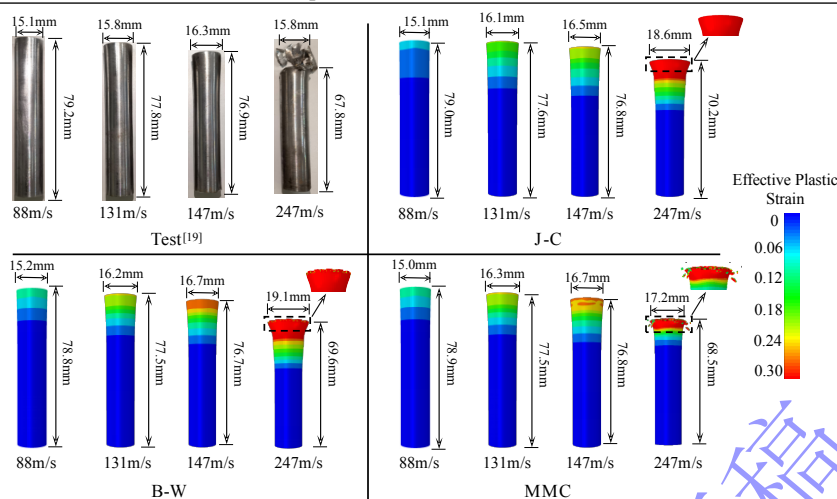


图4 Taylor 杆冲击试验与数值模拟结果对比

Fig.4 Comparisons of Taylor bar impact test data and numerical simulation results

3 超高强钢弹体侵彻贯穿钢板

如图5(a)所示,作者^[19]前期开展了超高强钢弹体侵彻贯穿钢板试验,其中实心尖卵头形弹体直径15mm,长度94mm,质量114g,靶板平面尺寸为200mm×200mm,厚度 t 分别为5mm、8mm和10mm。弹/靶材料均为NP510钢,强度和断裂模型参数见表2。考虑到弹/靶对称性和计算效率,建立1/4有限元模型,如图5(b)所示。弹体网格参考2.2节取0.5mm,靶板采用梯度网格形式,在冲击区域25mm×25mm范围内网格尺寸取0.5mm,并逐渐向外过渡至2mm。弹靶界面采用通用接触(Explicit),弹/靶均采用C3D8R单元。

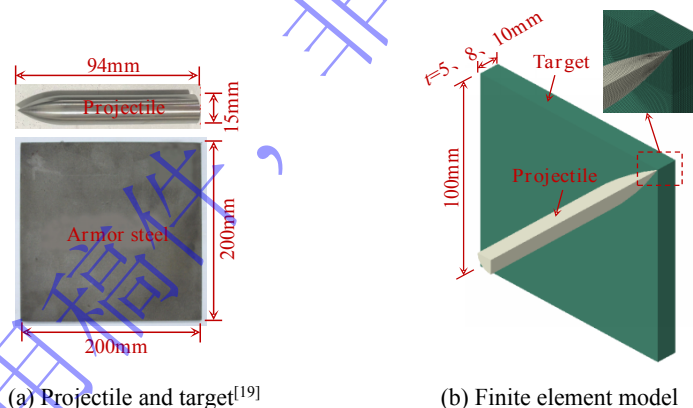


图5 弹体侵彻贯穿钢板试验和有限元模型

Fig.5 Test and finite element model of projectile penetrating/perforating steel plate

3.1 弹/靶损伤与动态响应

图6给出了不同侵彻速度 v_0 和靶厚 t 工况中J-C、B-W及MMC三种断裂准则预测的靶板损伤与试验结果对比。图6(a)可以看出:在相同靶厚工况($t=8\text{mm}$)下,当 $v_0=262\text{m/s}$ 时,三种断裂准则预测的损伤区域均集中于弹着点附近并呈近似圆形分布,表现为背部鼓包变形,与试验现象吻合;当 $v_0=418\text{m/s}$ 时,B-W与MMC准则预测的损伤区域呈现“十字”形剪切破坏并伴随多瓣状扩展,而J-C准则预测的损伤仍呈同心圆分布,仅局部产生开裂,与试验现象存在偏差;当 $v_0=563\text{m/s}$ 时,J-C准则未能复现靶板贯穿现象,而B-W与MMC准则能较好复现靶板的剪切冲塞破坏模式及损伤分布。图6(b)可以看出:在侵彻速度相近($v_0=488\sim 508\text{m/s}$)时,当 $t=5\text{mm}$ 时,MMC准则准确预测了靶板背部的剪切冲塞破坏模式,而J-C与B-W准则均高估了靶板损伤程度,其背部呈现不规则破碎飞

散；当 $t=8\text{mm}$ 时，MMC 准则预测的靶板背部呈现多瓣状开裂破碎，而 J-C 与 B-W 准则预测的损伤区域呈现不同程度的撕裂破坏，两者均低估了靶板损伤程度；当 $t=10\text{mm}$ 时，三种准则的预测差异较小，靶板背部均呈现鼓包变形。

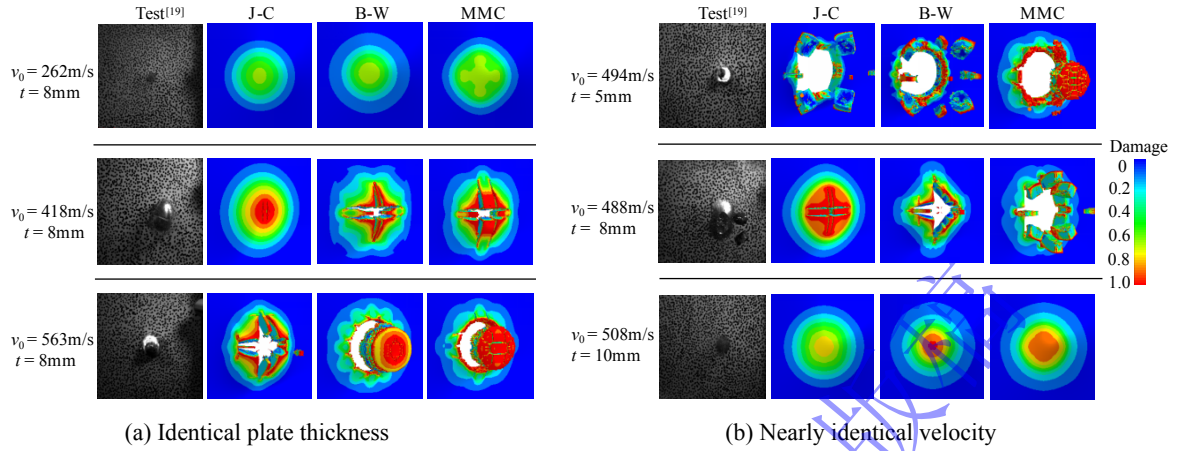


图 6 三种断裂准则预测的靶板破坏模式对比

Fig.6 Comparisons of target failure modes predicted by three fracture criteria

图 7 进一步给出了不同侵彻工况下三种断裂准则预测得到的弹体残余形貌和长度。结果表明：当 $v_0=262\text{m/s}$ 时，各准则均与试验结果吻合较好，残余长度相对误差均小于 3.5%；随着侵彻速度增加，J-C 准则高估了各工况的弹体残余长度，误差范围为 7.8~17.8%，弹体头部呈现显著钝化，未能复现试验中弹体头部剪切锐化特征。相比之下，MMC 准则能较好复现弹体头部磨蚀、翘粗和剪切锐化特征，弹体损伤形貌与试验结果相近，残余长度预测误差范围为 3~10%，B-W 准则预测精度次之，残余长度预测误差范围为 3.4~14.3%。需要指出的是，本文对比的断裂准则均为宏观唯象模型，未引入绝热剪切及细观损伤机制，难以复现试验中弹体头部表层的局部剥落，弹体头部呈现一定程度的翘粗。

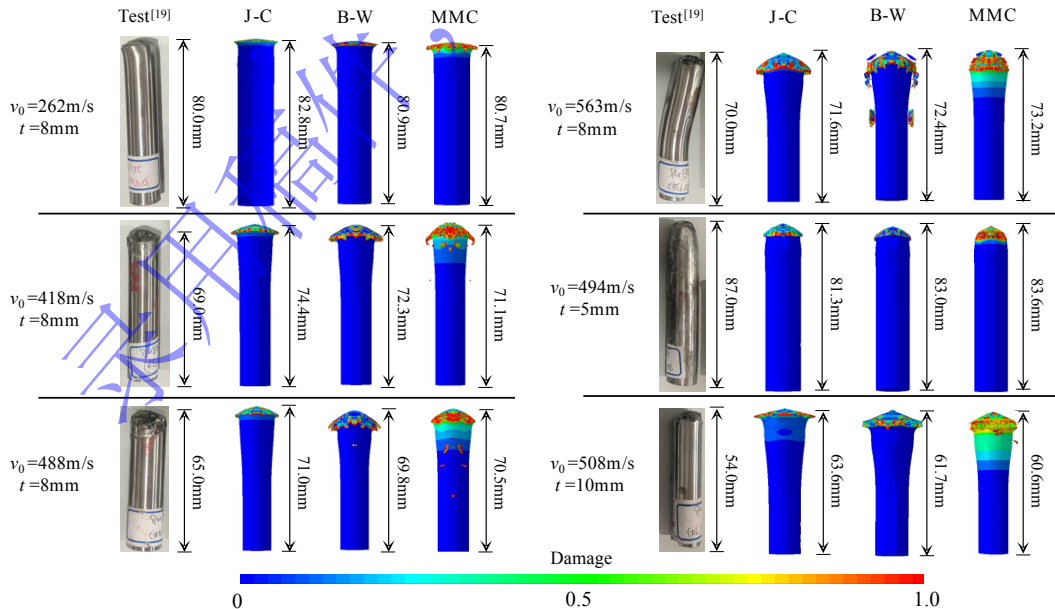


图 7 三种断裂准则预测的弹体破坏形貌对比

Fig.7 Comparisons of projectile failure modes predicted by three fracture criteria

表 3 和图 8 分别给出试验和数值模拟预测的弹体残余速度 v_r 以及距冲击点径向距离分别为 15mm、25mm 和 35mm 位置处的靶板面外变形时程曲线。可以看出：J-C 准则在高速侵彻

($v_0=488\sim 563\text{m/s}$) 和 $t=5\text{mm}$ 工况下显著高估了靶板的抗侵彻性能, v_r 预测值偏低, 靶板面外变形偏大; B-W 准则在中高速侵彻 ($v_0=262\sim 418\text{m/s}$) 范围内预测精度较好, 随着侵彻速度的增加, 预测误差显著增大, 且对靶厚变化较敏感; MMC 准则对 v_r 和靶板面外变形时程的预测精度最优且对靶板厚度变化不敏感。相关机理将在 3.2 节中重点阐述。

表 3 贯穿工况中三种断裂准则预测的弹体残余速度对比

Table 3 Comparisons of residual velocity predicted by three fracture criteria for perforation scenarios

靶板厚度 t/mm	试验 ^[19]		J-C 准则		B-W 准则		MMC 准则	
	$v_0/(\text{m/s})$	$v_r/(\text{m/s})$	$v_r/(\text{m/s})$	误差/%	$v_r/(\text{m/s})$	误差/%	$v_r/(\text{m/s})$	误差/%
5	494	451	387	14.2	424	6.0	432	4.2
8	488	0	0	/	0	/	22	/
8	563	386	0	/	318	17.6	353	8.5

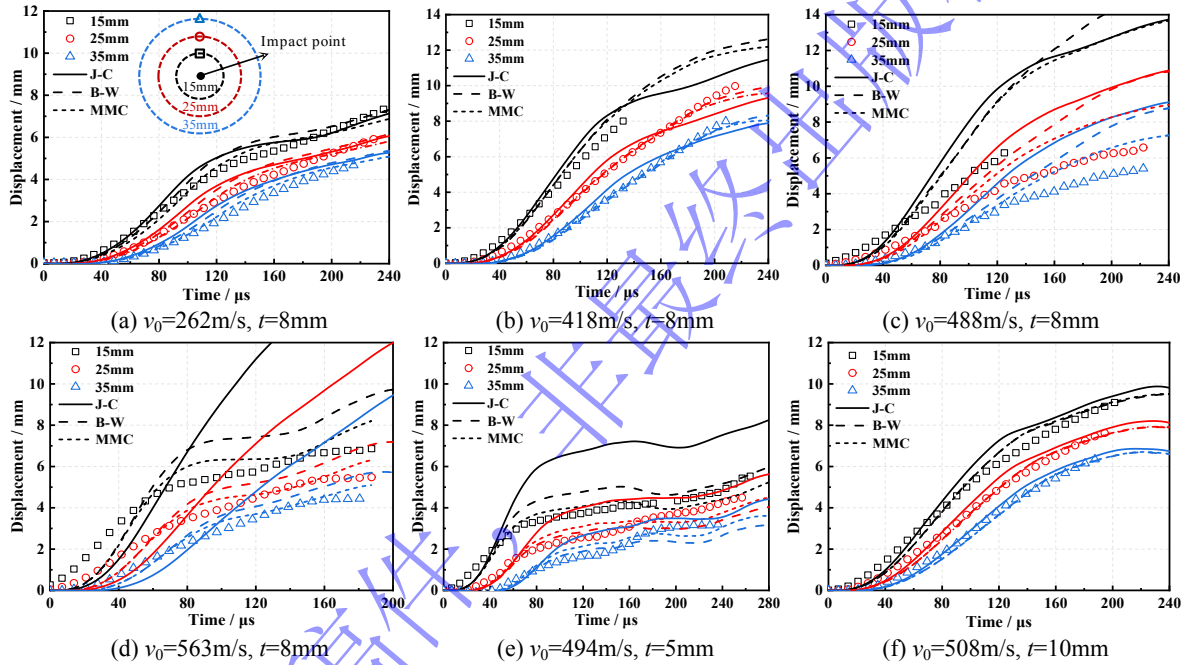


图 8 三种断裂准则预测的靶板面外变形时程曲线对比

Fig.8 Comparisons of out-of-plane deformation-time histories of target plate predicted by three fracture criteria

3.2 弹/靶应力状态参数演化

为进一步阐明弹/靶侵彻失效行为以及断裂准则的适用性, 对试验^[19]工况进行分类: 靶板未贯穿 ($v_0=262\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$; $v_0=508\text{m/s}$, $t=10\text{mm}$)、靶板撕裂破坏 ($v_0=418\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$; $v_0=488\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) 和靶板剪切冲塞破坏 ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$; $v_0=563\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$), 图 9 给出了部分工况中弹/靶的应力状态参数演化云图和加载路径。需要指出的是, 三种断裂准则均采用相同的强度模型, 单元失效前各准则特征位置应力状态参数的加载路径基本一致, 故仅给出 MMC 准则预测的应力状态参数加载路径。此外, J-C 准则预测的靶板未发生撕裂和剪切冲塞破坏, 故图 9 (b, c) 未给出相应的预测结果。

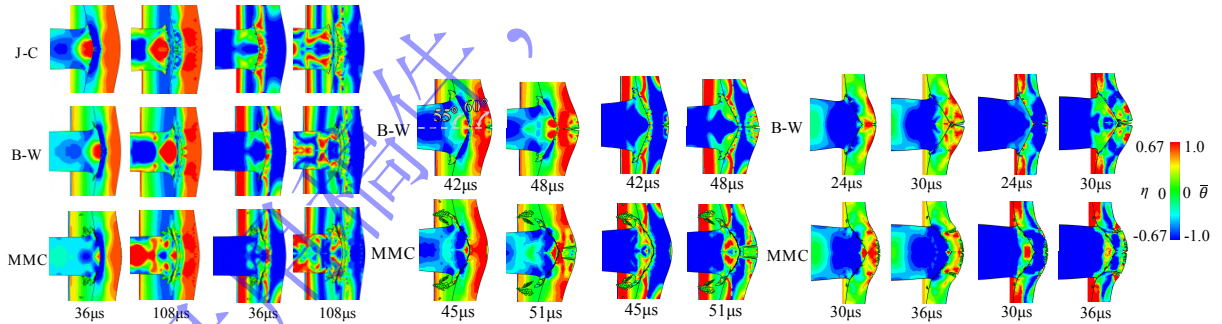
图 9 (a) 给出了靶板未贯穿时 ($v_0=262\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) 弹/靶应力状态参数的演化云图。可以看出: 在侵彻初期 ($0\sim 36\mu\text{s}$), 弹体头部与靶板接触区域呈现显著的压缩特征 ($\eta \leq -0.33$)。同时靶板背部因应力波反射, 发展出一个双轴拉伸区 ($0.33 < \eta \leq 0.67$, $\bar{\theta} \approx -1$) 并持续至侵彻过程结束。由此可见, 当应力状态以拉伸或压缩为主导时, 如低速和厚板侵彻等, 三种断裂准则均可凭借其应力三轴度依赖性, 较好地预测靶板的损伤演化。

图 9 (b) 给出了靶板发生撕裂破坏时 ($v_0=418\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) 弹/靶应力状态参数的演化云图, 图 9 (d) 进一步给出了该工况中弹/靶特征位置应力状态参数的加载路径。可以看出: 侵彻初期

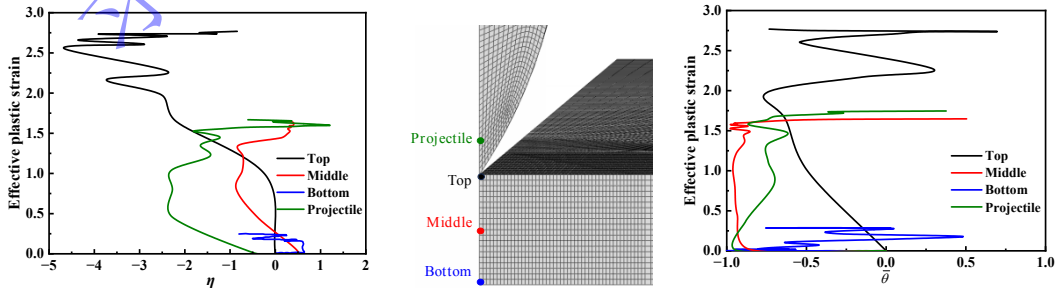
($0\sim 45\mu\text{s}$) 弹靶接触区维持高压状态 ($\eta \leq -0.33$), 如图 9 (d) 中 “Projectile” 和 “Top” 位置的加载路径所示。随着侵彻速度的增加, 靶板背部鼓包变形增大, 材料质点由 “径向流动 ($\eta > 0$)” 转变为 “横向错动 ($\eta \approx 0$)”, $\bar{\theta}$ 从 -1 向 0 快速转换, 出现局部剪切区 ($\eta \approx 0$, $\bar{\theta} \approx 0$) 并与弹体轴线呈 60° 倾角, 与弹体尖端角度 (55°) 接近; 在 $48\sim 51\mu\text{s}$ 期间, 该区域出现应力集中并发生撕裂破坏, 该现象得到了图 9 (d) 中 “Middle” 和 “Bottom” 位置加载路径的验证。由此可见, 当材料出现剪切失效, 此时材料延性对 $\bar{\theta}$ 较敏感, 而 J-C 准则仅考虑应力三轴度影响导致其预测精度较低。B-W 准则虽然没有考虑 $\bar{\theta}$ 的影响, 但 η 从 0.55 降低至 0 时, 其断裂应变急剧减小 (图 2 (a)), 尤其在 $\eta=0$ 处的断裂阈值 ($\varepsilon_f=0.52$) 显著低于 MMC 准则 ($\varepsilon_f=1.17$), 导致该区域应力集中并发生剪切破坏, 该机理同样可解释 B-W 和 MMC 准则均预测工况 ($v_0=563\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) 出现剪切冲塞破坏模式的原因。

图 9 (c) 给出了靶板发生剪切冲塞破坏时 ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$) 的应力状态参数演化云图, 可以发现 MMC 准则预测结果与试验现象一致, 而 B-W 准则预测的靶板背部呈现破碎飞散现象。相较于 8mm 厚板, 应力波沿薄板厚度方向传播时间缩短, 背部鼓包变形加剧, B-W 准则因在 $\eta=0$ 处较低的断裂阈值, 导致剪切区一旦萌生即沿穿孔边缘快速贯通, 最终靶板发生撕裂破坏。相对而言, MMC 准则在剪切区的断裂阈值较高, 剪切区沿靶板厚度方向充分扩展并贯通, 最终呈现剪切冲塞破坏模式。

此外, 侵彻过程中弹体头部应力状态参数呈现显著的梯度演化特征。在侵彻初期 ($0\sim 45\mu\text{s}$), 弹体头部受靶板强约束而处于高压状态 ($\eta \leq -0.33$, $\bar{\theta} \approx -1$), 该区域以单轴压缩变形为主, 不易发生破坏。随着弹体头部表层材料在高压下发生塑性流动并产生径向膨胀, η 和 $\bar{\theta}$ 值升高 ($\eta \rightarrow 0.67$, $\bar{\theta} \rightarrow 0$), 引发环向拉应力, 从而形成拉伸-剪切耦合应力场。这种由头部中心区域至表层的 “压缩-拉伸-剪切” 多轴应力状态梯度, 最终引起弹体头部钝化、切削磨蚀和质量损失。相比于弹体头部, 弹体尾部为自由表面 ($\bar{\theta} \approx -1$), 横向约束效应显著减弱, 静水压大幅降低 ($\eta \rightarrow -0.67$), 材料呈现拉剪-压缩过渡状态。



(a) Penetration ($v_0=262\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) (b) Tearing failure ($v_0=418\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$) (c) Shear plugging failure ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$)



(d) Loading paths of η and $\bar{\theta}$ at different projectile locations under the MMC criterion ($v_0=418\text{m/s}$, $t=8\text{mm}$)

图 9 不同工况下弹/靶应力状态参数演化云图及加载路径

Fig.9 Instantaneous contours and loading paths of stress state parameters of projectile/target under different scenarios

为了进一步揭示靶板剪切冲塞破坏的演化机制，图 10 进一步给出了工况 ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$) 中靶板特征位置的温升演化云图及曲线。可以看出：弹靶接触界面因剧烈摩擦和塑性变形在极短时间内积聚大量热量，峰值温度接近 700K，形成局域高温带，热软化效应显著。此外，该温升带的空间分布与图 9 (c) 中 MMC 准则预测的靶板剪切区高度吻合，表明热软化效应降低了材料流动应力从而加剧了局部剪切变形，最终引发剪切冲塞破坏。

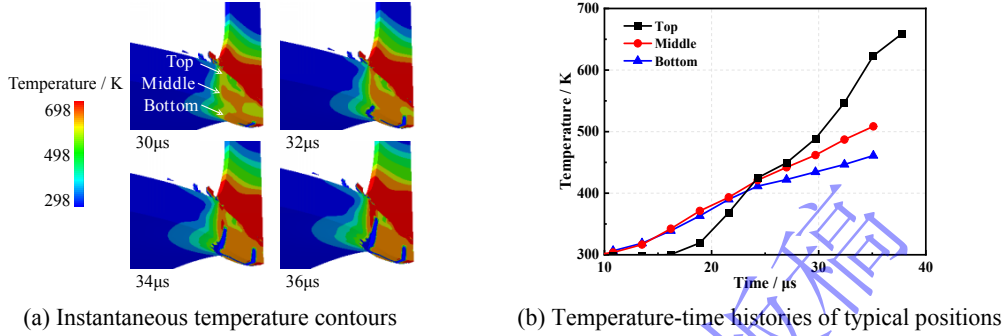


图 10 侵彻过程中弹/靶温升演化 ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$)

Fig.10 Temperature evolutions of projectile/target during penetrations ($v_0=494\text{m/s}$, $t=5\text{mm}$)

上述分析表明，J-C 准则仅考虑应力三轴度，损伤演化呈现各向同性特征，难以复现靶板剪切冲塞和撕裂破坏现象；B-W 准则基于应力三轴度的分段特征区分不同应力状态，能够一定程度上反映靶板中剪切区的初始演化和弹体头部剪切锐化，但缺乏 Lode 角参数约束，弹/靶损伤形貌预测离散性较大；MMC 准则通过引入 Lode 角参数，可较好复现靶板剪切冲塞和撕裂破坏现象以及弹体头部磨蚀、镦粗与剪切锐化特征，对弹/靶破坏模式的预测精度优于 J-C 与 B-W 准则。

4 超高强钢弹体侵彻装甲钢组合结构

本节针对作者^[24]前期开展的大口径空心弹体侵彻装甲钢组合结构试验开展数值模拟分析，以揭示高速侵彻下变截面薄壁圆筒类弹体的断裂失效机理。如图 11 所示，尖卵头形弹体直径 105mm，长度 705mm，壁厚 9mm，内置 3kg 石蜡，总质量约 20kg。弹体材料为 30CrMnSiNi2MoVe 钢^[24]，强度和断裂模型计算参数见表 2。考虑到弹靶几何对称性，建立 1/4 有限元模型。试验中高抗力装甲钢组合结构受损轻微且整体性完好，为兼顾计算效率，故采用刚性墙等效替代。弹体网格尺寸及类型与上节保持一致。石蜡和刚性墙网格尺寸分别取 2mm 和 5mm，单元类型为 C3D8R，其中石蜡采用弹塑性模型表征，相关参数取值^[34]如下：密度 890kg/m^3 ，弹性模量 227MPa，泊松比 0.36，单轴压缩强度 1.7MPa，拉伸强度 0.5MPa，失效应变取 0.5。

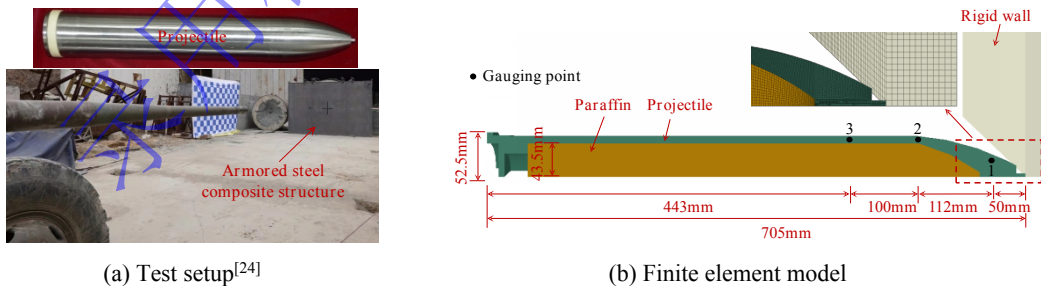


图 11 超高强钢弹体侵彻装甲钢组合结构试验及有限元模型

Fig.11 Test and finite element model of ultra-high strength steel projectile penetrating armored steel composite structure

图 12 给出了 $v_0=350\text{m/s}$ 时三种断裂准则预测的弹体损伤演化过程和残余长度。可以发现，各准则预测的弹体头部均发生严重压缩变形和断裂，而壳体的破坏模式差异较大，如 J-C 准则预测的弹体头部发生规则的环状变形，呈现钝化特征，而壳体未发生明显破坏，残余长度较试验结果高 14.3%；B-W 准则预测的壳体呈现较大范围的裂纹扩展和碎裂特征，边缘出现卷边现象，残余长度较试验结

果低 14.6%；相对而言，MMC 准则预测的壳体仅在头部边缘发生环状碎裂，弹身结构保持完好，残余长度与试验结果接近，误差为 5.4%。

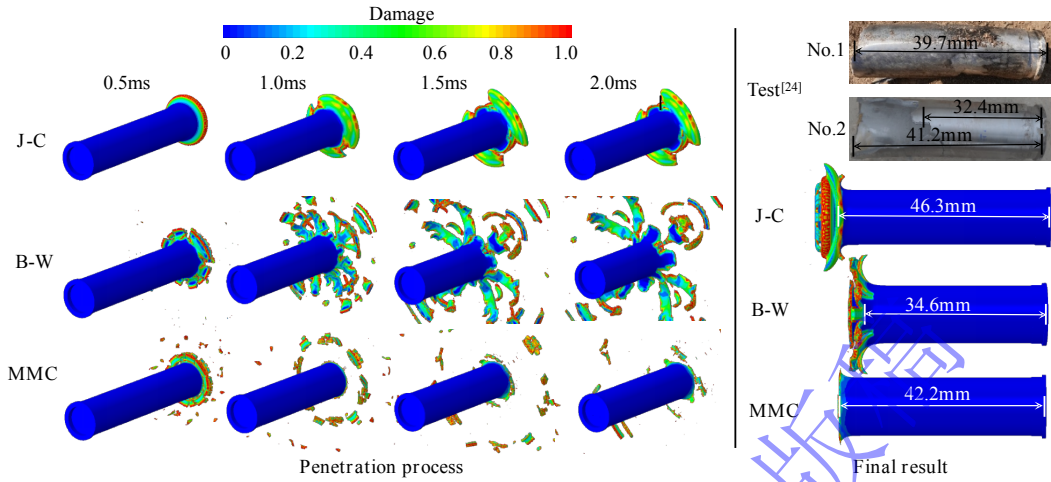


图 12 试验和数值模拟的弹体破坏模式和残余长度对比

Fig.12 Comparisons of test and simulated failure modes and residual lengths of projectile

相比于第 3 节中的实心弹体破坏模式，空心弹体因结构差异在侵彻过程中易发生局部失稳与剪切断裂。图 13 (a, b) 给出了侵彻过程中空心弹体应力状态参数的演化云图。可以看出：（1）在 0.4ms 时刻，三种准则预测的弹体头部表面均处于拉剪耦合应力状态 ($\eta > 0, \approx 0$)，这与第 3 节中实心弹体的破坏模式一致。然而，三种准则对壳体的应力状态参数演化预测结果存在显著差异，J-C 准则预测的壳体保持准一维压缩应力状态 ($\eta < 0, \bar{\theta} \approx -1$)，表明壳体未发生剪切失效；B-W 准则预测的壳体呈现显著的多轴应力梯度，在弧柱交界面由于曲率突变引发应力集中，导致弹体头部应力状态沿侧壁快速变化，形成较宽泛的拉剪耦合应力区域 ($0 \leq \eta < 0.67, \bar{\theta} \approx 0$)，壳体发生局部剪切失稳；MMC 准则预测的壳体保持压缩应力状态 ($\eta < 0, \bar{\theta} < 0$)，仅在弧柱交界处存在极窄的拉剪耦合应力带；

（2）在 1.0ms 时刻，侵彻即将结束，J-C 准则虽预测出现局部拉剪耦合应力带，但损伤未向壳体扩展，整体呈现动态塑性皱褶屈曲，其原因在于 J-C 准则在定义断裂函数时， ϵ_f 在 $\eta \rightarrow 0$ 时接近 4.5，抑制了壳体在拉剪耦合应力状态下的损伤累积，导致壳体呈现“伪刚性”；B-W 准则预测的壳体内部出现较大范围拉剪耦合应力场，并伴随材料碎裂和壳体外翻撕裂型破坏，结构完整性丧失，这是由于 B-W 准则在 $\eta \approx 0$ 附近赋予较低断裂阈值，虽在一定程度上可以表征剪切失效，但缺乏 $\bar{\theta}$ 约束，导致壳体呈现过度的拉剪损伤累积扩展，最终表现为壳体过早解体；MMC 准则预测的壳体仅在弧柱交界处存在拉剪耦合应力，主体保持压缩应力状态，未形成贯穿裂纹，断口呈平齐状，其原因在于 MMC 准则通过 $\bar{\theta}$ 对 $\eta \approx 0$ 附近的断裂面进行修正，抑制了损伤扩展，从而保证了弹体结构的完整性。

需要指出的是，三种准则预测的弹体尾部均出现拉剪耦合应力场，这是由于侵彻过程中头部压缩应力波传至尾部自由面后反射为拉伸波，致使尾部瞬时处于轴向拉伸应力状态 ($\eta > 0, \bar{\theta} \approx 1$)。由泊松效应可知，轴向拉伸将引发径向收缩趋势，同时在内部填充物与壳体环向刚度约束下，诱发横向剪切应力。因此，当弹体尾部的塑性应变累积达到拉剪耦合应力状态所对应的断裂应变时发生断裂，该现象在相关试验结果^[21, 32, 33]中得到了验证，如图 13 (a, b) 所示。

图 13 (c) 进一步给出了基于 MMC 准则的弹体三个特征位置（见图 11 (b)）的 η 和 $\bar{\theta}$ 加载路径。可以看出：弹体头部区域 (Point-1) 呈现高压应力状态，弧柱交界处 (Point-2) 的应力状态随等效塑性应变增大呈现先压缩后拉剪的非单调演化特征，壳体区域 (Point-3) 主要呈现压缩应力状态，仅在接触刚性墙时出现瞬时剪切特征。由此可见，弧柱交界处的应力状态转变是空心弹体断裂的关键诱因，此时断裂失效主要受拉伸-剪切耦合应力状态控制，MMC 准则考虑了 Lode 角参数的影响，能够准确表征该耦合应力状态下的损伤演化过程，对空心弹体的断裂预测具有显著优势。

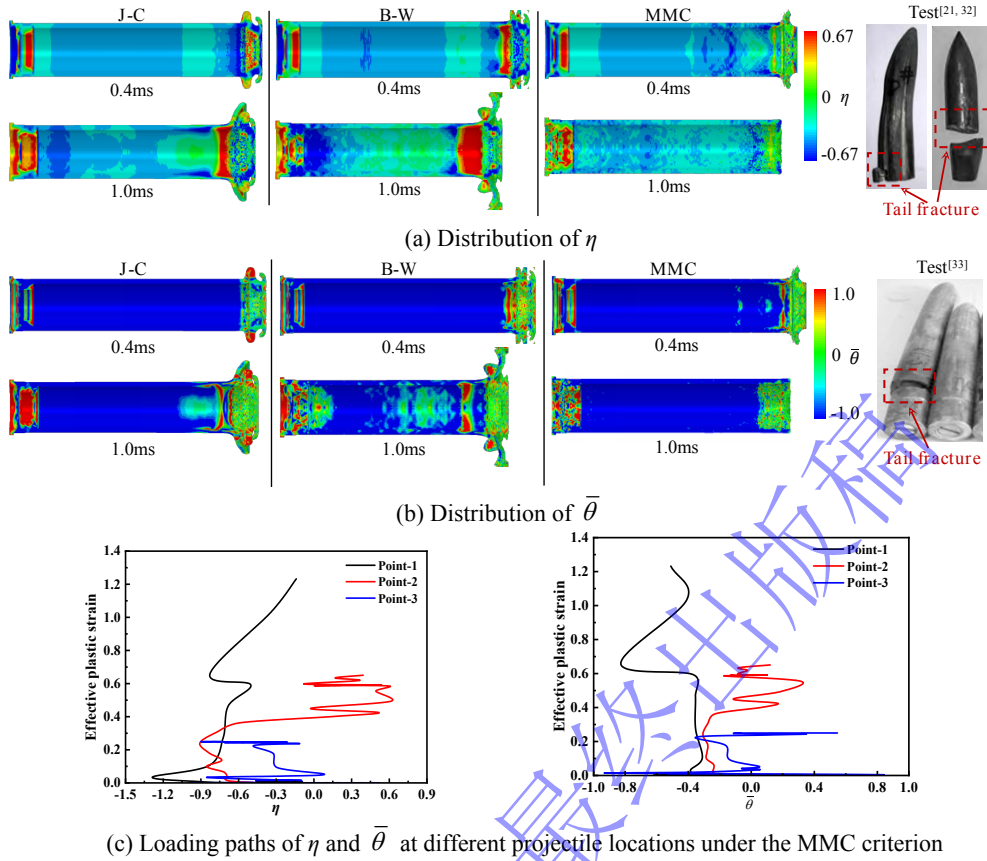
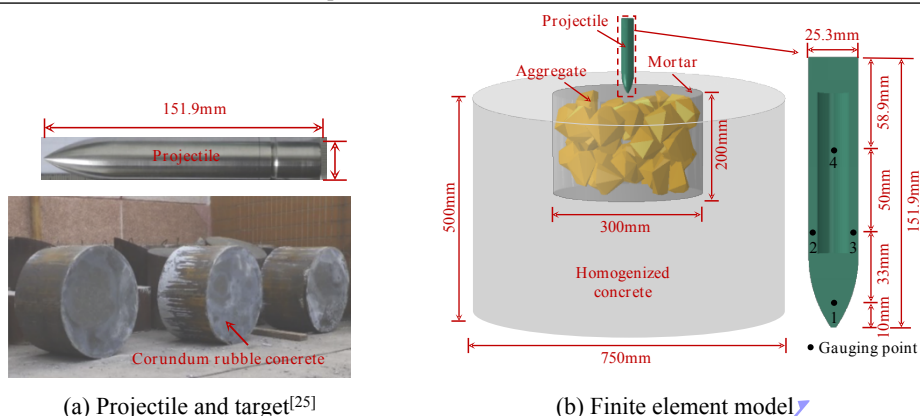


图 13 空心弹体应力状态参数的演化云图及加载路径

Fig.13 Instantaneous contours and loading paths of stress state parameters of hollow projectile

5 超高强钢弹体侵彻刚玉块石混凝土

刚玉块石混凝土作为典型的非均质复合材料，具有优异的抗侵彻性能。研究弹体侵彻刚玉块石混凝土过程中的断裂失效行为可为揭示非均质靶体中弹体损伤演化机理提供重要支撑。本节针对作者^[25]前期开展的弹体侵彻刚玉块石混凝土靶体试验开展数值模拟分析，揭示弹体侵彻非均质水泥基复合材料靶体的失效行为。如图 14 (a) 所示，尖卵头形弹体直径 25.3mm，长度 151.9mm，壁厚 9.3mm，圆柱形靶体尺寸为 $\Phi 750\text{mm} \times 500\text{mm}$ ，块石粒径范围分别为 35~45mm 和 65~75mm，体积分数为 30%。弹体材料为 DT300 钢^[34]，强度和断裂模型计算参数见表 2。基于 MATLAB 平台，通过蒙特卡洛算法生成多面体块石并实现随机投放，通过“生成-沉降”方式达到所需块石体积分数，图 14 (b) 给出了有限元模型。为了提高计算效率，仅对靶体中心局部区域 ($\Phi 300\text{mm} \times 200\text{mm}$) 进行 3D 细观建模。在靶心五倍弹径 ($\Phi 126.5\text{mm} \times 200\text{mm}$) 范围内实施网格细化，刚玉块石和混凝土基体网格尺寸统一取 1mm，单元类型为 C3D10M，超出该区域后，网格尺寸沿径向由 1mm 逐渐向边缘增大至 10mm，弹体网格尺寸及类型与前文保持一致。考虑到刚玉块石投放的随机性，各粒径范围工况均随机生成三组有限元模型进行模拟。3D 细观有限元建模过程和材料模型参数取值见作者前期工作^[35]，由于本文主要关注弹体断裂模式，此处不再赘述。



(a) Projectile and target^[25]

(b) Finite element model

图 14 超高强钢弹体侵彻刚玉块石混凝土试验布置和有限元模型

Fig.14 Test and finite element model of ultra-high strength steel projectile penetrating corundum rubble concrete

图 15 和表 4 分别给出了两种粒径范围工况下三种断裂准则预测的弹体损伤形貌和平均侵彻深度与试验结果的对比, 括号内为三次随机建模工况的计算结果。可以看出: (1) 对于 35~45mm 粒径范围工况, J-C 准则预测的弹体头部呈现压缩钝化和轴向屈曲, 壳体基本完好, 残余长度较试验结果高 23.7%, 且由于头部钝化导致侵彻阻力增大, 侵彻深度较试验结果低 7.9%; B-W 准则预测的残余长度较试验结果高 16.2%, 侵彻深度与试验结果吻合较好, 误差为 1.1%, 但未能复现试验中壳体碎裂现象; MMC 准则较好复现了试验中弹体头部非对称磨蚀与壳体碎裂特征, 残余长度与侵彻深度均接近试验结果, 误差分别为 6.6%和 5.1%; (2) 对于 65~75mm 粒径范围工况, 块石尺寸显著增大, 试验侵彻深度降至 48mm; J-C 准则预测的侵彻深度虽接近试验结果, 误差为 7.1%, 但损伤形貌预测偏差较大, 残余长度较试验结果高 45.5%; B-W 准则预测的弹体呈现非对称变形和较大范围壳体破碎, 虽然破坏模式与试验相近, 但高估了侵彻深度, 误差为 22.1%, 且弹体残余长度预测离散性大, 残余长度较试验结果高 30.9%; 相比之下, MMC 准则预测的残余长度和侵彻深度与试验结果吻合较好, 误差分别为 9%和 13.1%。

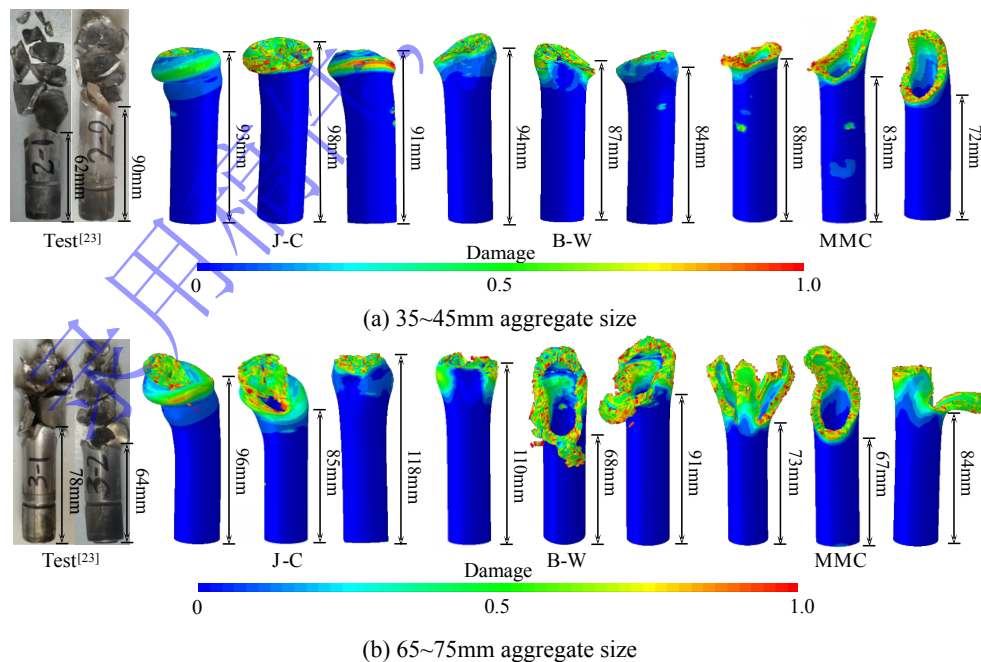


图 15 三种断裂准则预测的弹体变形和残余长度对比

Fig.15 Comparisons of projectile deformation and residual lengths predicted by three fracture criteria

表 4 三种断裂准则预测的侵彻深度对比

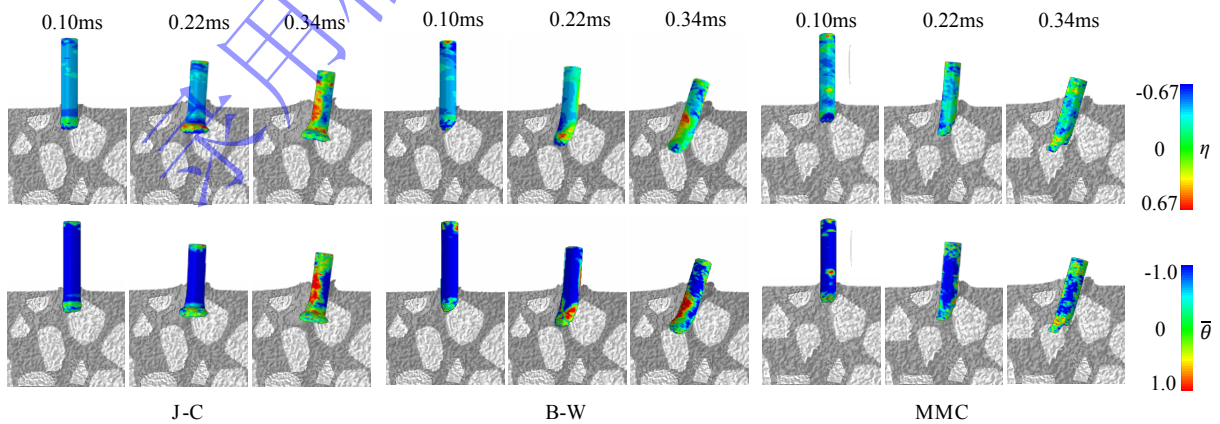
Table 4 Comparisons of penetration depths predicted by three fracture criteria

块石粒径/mm	侵彻深度/mm			
	试验值 ^[25]	J-C 准则	B-W 准则	MMC 准则
35~45	68	62.6 (63.5/57.1/67.2)	68.7 (68.8/64.1/73.3)	71.5 (74.4/70.2/69.8)
65~75	48 (59/37)	51.4 (54.8/48.2/51.1)	58.6 (62.8/54.2/58.7)	53.4 (54.3/51.2/54.7)

鉴于 35~45mm 与 65~75mm 粒径范围工况下弹体断裂机制相似，限于篇幅，图 16 (a, b, c) 分别给出了 35~45mm 粒径范围工况下三种断裂准则对弹体应力状态参数演化云图的预测结果、基于 MMC 准则的弹体不同位置（见图 14 (b)）的 η 和 $\bar{\theta}$ 加载路径以及弹体头部温度变化云图。

图 16 (a) 可以看出，由于刚玉与弹体硬度差异较大（刚玉，维氏硬度 HV=2000；超高强钢，HV=510~580），弹体应力状态呈现显著的非均匀性。侵彻初期（0.10ms），弹体头部与刚玉接触区域处于多轴压缩状态（ $\eta \leq -0.33$ ， $-1 < \bar{\theta} < 0$ ），对应图 16 (b) 中的 Point-1。0.22ms 时刻，由于刚玉的高硬度和不规则几何形状引起弹体头部应力集中，使得头部一侧 $\bar{\theta}$ 在 $[-1, 0]$ 区间内剧烈波动，应力状态由多轴压缩向压剪耦合（ $\eta \leq -0.33$ ， $\bar{\theta} \approx 0$ ）转变，对应图 16 (b) 中的 Point-2，这种压剪耦合状态是刚玉对弹体产生切削作用的力学机制。此外，刚玉的非均匀切削作用迫使接触区弹体材料发生侧向塑性流动，进而在弹体头部另一侧引发拉剪耦合应力状态（ $\eta > 0$ ， $\bar{\theta} \approx 0$ ），对应图 16 (b) 中的 Point-3。同时，局部温升（ $T \geq 798\text{K}$ ）引发的热软化效应进一步促进了剪切区的扩展，导致弹体表层材料破碎（图 16 (c)），而远离弹体侵蚀区域的材料处于准一维压缩状态（ $\eta < 0$ ， $\bar{\theta} \approx 0.8$ ），这说明主体仍承受轴向压缩载荷，对应图 16 (b) 中的 Point-4。随着弹体继续运动，弹体姿态在上述不对称阻力作用下发生偏转。0.34ms 时刻，弹体姿态偏转程度显著加剧，受弹靶相对运动影响，弹体头部的拉剪耦合应力状态沿轴向扩展，损伤区域由头部向整体演化。因此，弹体结构破坏是由“局部剪切”和“整体受压”共同作用引起。

上述分析表明，J-C 准则因仅考虑应力三轴度，损伤区域局限于弹体头部，呈现微粗钝化特征。B-W 准则在剪切区（ $\eta \approx 0$ ， $\bar{\theta} \approx 0$ ）赋予较低断裂阈值，在压剪区（ $\eta < 0$ ， $\bar{\theta} \approx 0$ ） ε_f 趋于无穷，在 35~45mm 粒径范围工况中弹体与多个刚玉块石接触，部分单元在剪切作用下快速失效，而大部分处于压剪状态的单元因高断裂阈值不能及时删除，壳体在压缩载荷作用下发生向内屈曲；而在 65~75mm 粒径范围工况中弹体与单个刚玉块石形成集中局部接触，损伤高度局部化，呈现显著的切削侵蚀形态。因此，B-W 准则在表征压剪耦合应力状态下的弹体断裂失效行为存在局限性。相比之下，MMC 准则通过引入 Lode 角参数，合理表征了弹体拉/压剪耦合区域的断裂韧性，准确预测了弹体侵彻不同粒径刚玉块石混凝土靶体的断裂失效行为。



(a) Distributions of η and $\bar{\theta}$

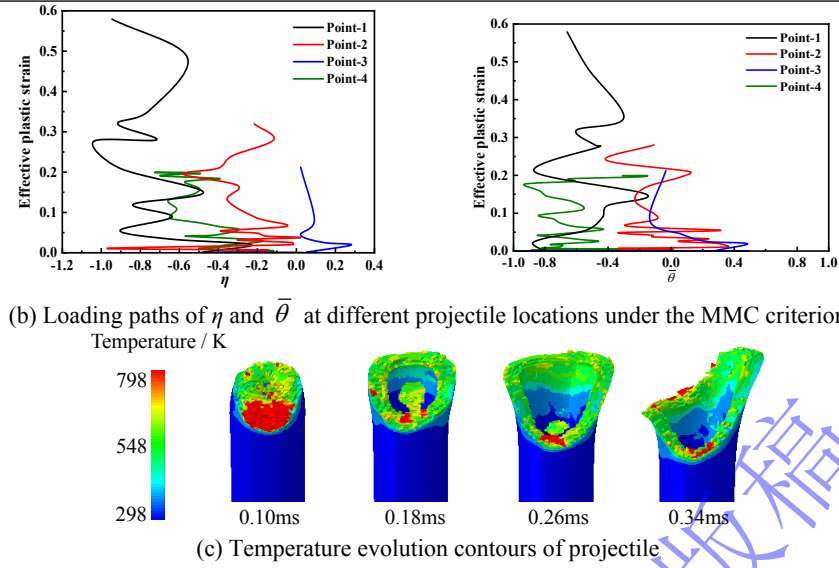


图 16 弹体应力状态参数演化云图、加载路径和温度变化云图

Fig.16 Instantaneous contours and loading paths of stress state parameters and temperature of projectile

6 结论

本文通过改进金属材料的断裂准则和强度模型，并嵌入 Abaqus/Explicit 软件开展典型工况数值模拟分析，探究超高强钢弹/靶侵彻失效机理和断裂准则适用性。主要工作和结论如下：

(1) 给出了超高强钢的 J-C、B-W 及 MMC 三种断裂准则以及基于 Ludwik-Voce 应变硬化准则修正的 J-C 强度模型的全套参数，并得到 Taylor 杆冲击试验验证，可应用于超高强钢弹/靶侵彻失效数值模拟分析。

(2) J-C 断裂准则仅考虑应力三轴度，适用于描述拉伸/压缩主导的破坏模式；B-W 准则基于应力三轴度的分段特征，能够一定程度上反映剪切区的萌生与演化，但忽略 Lode 角参数的影响，对剪切失效问题存在适用边界，难以准确表征拉/压剪耦合应力状态；MMC 准则通过引入 Lode 角参数构建三维断裂面，对宽应力状态范围内超高强钢弹/靶侵彻失效行为的预测精度最优。

(3) 侵彻过程中弹体呈现复杂应力状态。实心弹体头部中心区域维持高压应力状态，呈现磨损和微粗现象，表层材料因径向膨胀引起拉剪耦合应力状态，导致头部发生剪切锐化；空心弹体弧柱交界处因曲率突变形成局部应力集中，呈现“头部拉剪耦合-弹身轴向压缩”的应力状态，尾部因压缩应力波反射形成拉剪耦合应力场；对于刚玉块石混凝土等非均质靶体，弹体姿态发生显著偏转，头部发生非对称磨蚀和壳体碎裂，弹体呈现“整体轴向受压-头部局部拉/压剪侵蚀”的耦合破坏模式。

(4) 侵彻过程中靶板的断裂失效行为由应力三轴度和 Lode 角主导。侵彻初期，靶板背部因应力波反射发展出双轴拉伸区；随着侵彻速度的增加，其背部鼓包变形引发材料质点由“径向流动”向“横向错动”转变，应力状态由双轴拉伸向局部剪切转换；局部温升引发的热软化效应降低了材料流动应力，加剧了局部剪切失效，最终形成撕裂破坏或剪切冲塞，Lode 角是控制局部剪切的关键参数。

需要指出的是，本文将应变率项与温度项解耦为独立乘积形式，未充分考虑应变率强化与温度软化耦合作用对超高强钢强度及断裂行为的影响，对侵彻过程中剪切区形成与演化的表征还存在一定不足，这也是进一步工作的重点。

参考文献

- [1] Cimpoeu S J. The Mechanical Metallurgy of Armour Steels Executive Summary [R]. Australia: Defence Science and Technology (DST) Group, 2017.
- [2] 邓国强, 王安宝, 张蒙蒙, 等. “匕首”导弹高速侵爆战斗部毁伤威力推测 [J]. 防护工程, 2022, 44(4): 42-47. DOI: 10.3969/j.issn.1674-1854.2022.04.007.
- DENG G Q, WANG A B, ZHANG M M, et al. Estimation of damage power of the high-speed penetrating-explosion warhead of Kinzhal missile [J]. Protective Engineering, 2022, 44(4): 42-47. DOI: 10.3969/j.issn.1674-1854.2022.04.007.
- [3] BEKCI M L, CANPOLAT B H, USTA E, et al. Ballistic performances of Ramor 500 and Ramor 550 armor steels at mono and bilayered plate configurations [J]. Engineering Science and Technology, an International Journal, 2021, 24(4): 990-5. DOI: 10.1016/j.jestch.2021.01.001.
- [4] YU Y L, MA M H, XIE C J, et al. A review of deformation and fragmentation behavior of high-strength steels under impact: Mechanisms, models, and future directions [J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 206: 105466. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2025.105466.
- [5] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48. DOI: 10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [6] BAO Y, WIERZBICKI T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(1): 81-98. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006.
- [7] BAO Y, WIERZBICKI T. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2005, 72(7): 1049-69. DOI: 10.1016/j.engfractmech.2004.07.011.
- [8] XUE L, WIERZBICKI T. Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75(11): 3276-93. DOI: 10.1016/j.engfractmech.2007.08.012.
- [9] BAI Y, WIERZBICKI T. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture [J]. International Journal of Fracture, 2010, 161(1): 1-20. DOI: 10.1007/s10704-009-9422-8.
- [10] 赖兴华, 王磊, 李洁, 等. 铝型材防撞梁的碰撞断裂失效表征 [J]. 清华大学学报(自然科学版), 2017, 57(5): 504-510. DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2017.22.028.
- LAI X H, WANG L, LI J, et al. Characterization of the fracture of an aluminum alloy anticollision-beam to impact loading [J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2017, 57(5): 504-510. DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2017.22.028.
- [11] 邓云飞, 张永, 曾宪智, 等. 6061-T651 铝合金动态力学性能及断裂准则修正 [J]. 机械工程学报, 2020, 56(18): 81-91. DOI: 10.3901/JME.2020.18.081.
- DENG Y F, ZHANG Y, ZENG X Z, et al. Dynamic mechanical properties and modification of fracture criteria of 6061-T651 aluminum alloy [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(18): 81-91. DOI: 10.3901/JME.2020.18.081.
- [12] LEE J Y, STEGLICH D, LEE M G. Fracture prediction based on a two-surface plasticity law for the anisotropic magnesium alloys AZ31 and ZE10 [J]. International Journal of Plasticity, 2018, 105: 1-23. DOI: 10.1016/j.ijplas.2017.10.002.
- [13] 马宏越, 肖纳敏, 钱鹏, 等. 非耦合韧性断裂准则及其在航空金属材料中的应用 [J]. 航空材料学报, 2021, 41(2): 16-31. DOI: 10.11868/j.issn.1005-5053.2020.000134.
- MA H Y, XIAO N M, QIAN P, et al. Uncoupled ductile fracture criterion and its application in aeronautical metallic materials [J]. Journal of Aeronautical Materials, 2021, 41(2): 16-31. DOI: 10.11868/j.issn.1005-5053.2020.000134.
- [14] 钱凌云, 纪婉婷, 王小灿, 等. 不同应力状态下的高强钢板断裂机理及预测 [J]. 机械工程学报, 2020, 56(24): 72-80. DOI: 10.3901/JME.2020.24.072.
- QIAN L Y, JI W T, WANG X C, et al. Research on fracture mechanism and prediction of high strength steel sheet under different stress states [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(24): 72-80. DOI: 10.3901/JME.2020.24.072.
- [15] KILIC N, EKICI B. Ballistic resistance of high hardness armor steels against 7.62 mm armor piercing ammunition [J]. Materials and Design, 2013, 44: 35-48. DOI: 10.1016/j.matdes.2012.07.045.

- [16] CHOUDHARY S, SINGH P K, KHARE S, et al. Ballistic impact behaviour of newly developed armour grade steel: An experimental and numerical study [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 140: 103557. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103557.
- [17] 张健, 徐豫新, 刘铁磊, 等. 钨球对高硬度钢斜侵彻效应 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(02): 71-82. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0427.
- ZHANG J, XU Y X, LIU T L, et al. Oblique penetration effect of a tungsten ball on high hardness steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(2): 023302. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0427.
- [18] TERESA F, CHRISTIAN C R, DIRK M. Dynamic perforation of ultra-hard high-strength armor steel: Impact experiments and modeling [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 131: 256-271. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.05.008.
- [19] CHENG Y H, WU H, ZHAO R G, et al. Mechanical characteristics and ballistic behaviors of high strength and hardness armor steels [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 197: 107502. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107502.
- [20] CHENG Y H, WU H, JIANG P F, et al. Ballistic resistance of high-strength armor steel against ogive-nosed projectile impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 183: 110350. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110350.
- [21] 王可慧, 耿宝刚, 初哲, 等. 弹体高速侵彻钢筋混凝土靶的结构变形及质量损失的实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2014, 28(1): 61-68. DOI: 10.11858/gywlb.2014.01.010.
- WANG K H, GENG B G, CHU Z, et al. Experimental studies on structural response and mass loss of high-velocity projectiles penetrating into reinforced concrete targets [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2014, 28(1): 61-68. DOI: 10.11858/gywlb.2014.01.010.
- [22] YANG J S, CHOI M K, KIM C G. Numerical Prediction of the Impact Fracture of a Projectile Through Oblique Target [J]. *International Journal of Aeronautical and Space Sciences*, 2023, 24: 798-811. DOI: <https://doi.org/10.1007/s42405-023-00620-5>.
- [23] 韩明海, 刘闯, 李鹏程, 等. 弹体高速侵彻花岗岩靶体的结构响应特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2025, 45(1): 013302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0145.
- HAN M H, LIU C, LI P C, et al. A study on structural response characteristics of projectile penetrating on granite target [J]. *Explosion And Shock Waves*, 2025, 45(1): 013302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0145.
- [24] 程月华. 装甲钢-混凝土组合结构抗弹体侵彻爆炸作用研究 [D]. 同济大学, 2022. DOI: 10.27372/d.cnki.gtjsu.2022.000734.
- [25] WU H, FANG Q, GONG J, et al. Projectile impact resistance of corundum aggregated UHP-SFRC [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 84: 38-53. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.05.007.
- [26] SUNG J H, KIM J H, WAGONER R H. A plastic constitutive equation incorporating strain, strain-rate, and temperature [J]. *International Journal of Plasticity*, 2010, 26: 1746-71. DOI: 10.1016/j.ijplas.2010.02.005.
- [27] ROTH C C, MOHR D. Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories [J]. *International Journal of Plasticity*, 2016, 79: 328-54. DOI: 10.1016/j.ijplas.2015.08.004.
- [28] POPLAWSKI A, KĘDZIERSKI P, MORKA A. Identification of Armox 500T steel failure properties in the modeling of perforation problems [J]. *Materials and Design*, 2020, 190: 108536. DOI: 10.1016/j.matdes.2020.108536.
- [29] LISIECKI A, KURC-LISIECKA A, PAKIEŁA W, et al. Laser Welding of ARMOX 500T Steel. *Materials*, 2024, 17, 3427. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma17143427>.
- [30] GÖÇMEN Y, ERDOĞAN C, YALÇINKAYA T. A numerical ballistic performance investigation of Armox 500T steel through ductile damage models [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2023, 292: 109658. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109658.
- [31] ZHANG S, QIAO W, WU Y, et al. Experimental study on seepage characteristics of microfracture with different aperture [J]. *Scientific Reports*, 2020, 10(1): 5452. DOI: 10.1038/s41598-020-62350-y.
- [32] 王维占, 景彤, 李红莉, 等. 高速侵彻下脆性金属弹丸损伤特性研究 [J]. *振动与冲击*, 2025, 44(06): 113-120. DOI:

10.13465/j.cnki.jvs.2025.06.012.

WANG W Z, JING T, LI H L, et al. Damage characteristics of brittle metal projectiles under high-speed penetration [J]. Journal of Vibration and Shock, 2025, 44(06): 113-120. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2025.06.012.

[33] 陈小伟, 张方举, 杨世全, 等. 动能深侵彻弹的力学设计(III): 缩比实验分析 [J]. 爆炸与冲击, 2006, (2): 105-114. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)02-0105-10.

CHEN X W, ZHANG F J, YANG S Q, et al. Mechanics of structural design of EPW(III): Investigations on the reduced-scale tests [J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(2): 105-114. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)02-0105-10.

[34] 耿宝刚. 钻地弹弹体材料力学性能研究 [D]. 国防科学技术大学, 2010. DOI:10.7666/d.d139057.

[35] 吴昊, 张瑜, 程月华, 等. 典型战斗部侵彻爆炸下块石混凝土的遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.

WU H, ZHANG Y, CHENG Y H, et al. Design of rock-rubble concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.

(责任编辑 爆炸与冲击)