

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0304

钨合金弹体对混凝土靶的超高速侵彻机理*

周刚¹, 李名锐¹, 文鹤鸣², 钱秉文¹, 索涛³, 陈春林¹, 马坤¹, 冯娜¹

(1. 西北核技术研究所, 陕西 西安 710024;

2. 中国科学技术大学近代力学系, 安徽 合肥 230027;

3. 西北工业大学航空学院, 陕西 西安 710072)

摘要: 为研究钨合金弹体超高速侵彻混凝土靶的相关机理, 构建了适用于超高速撞击的金属强度模型、失效模型和混凝土的本构模型, 对93钨合金弹体超高速撞击混凝土靶问题进行了数值模拟。开展了钨合金弹体超高速撞击混凝土靶实验, 分析了靶板成坑特性, 研究了侵彻总深度和残余弹体长度随撞击速度的变化规律, 理论分析了长杆钨弹超高速撞击混凝土的侵彻模型和混凝土靶内的应力波传播。得到以下主要结论: (1) 利用金属及混凝土的新本构模型获得的超高速撞击混凝土靶的破坏形貌数值模拟结果与实验结果一致; (2) 超高速撞击条件下混凝土靶成坑为“弹坑+弹洞”形, 成坑体积与弹体动能近似成正比; (3) 超高速撞击条件下, 侵彻深度随弹速提高呈现先增大后减小的现象, 高速段侵深降低是弹体经历销蚀侵彻后“刚体侵彻阶段”减少造成的; (4) 建立的钨合金超高速撞击混凝土侵彻分析模型, 可用来预估侵彻深度、残余弹长、蘑菇头直径等参数; (5) 采用建立的超高速撞击混凝土靶内应力波传播理论模型得到的计算结果与实验结果吻合较好。

关键词: 超高速撞击; 钨合金; 混凝土靶; 本构模型; 侵彻模型; 应力波传播模型

中图分类号: O385

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Mechanism on hypervelocity penetration of a tungsten alloy projectile into a concrete target

ZHOU Gang¹, LI Mingrui¹, WEN Heming², QIAN Bingwen¹, SUO Tao³, CHEN Chunlin¹, MA Kun¹, FENG Na¹

(1. Northwest Institute of Nuclear Technology, Xi'an 710024, Shaanxi, China;

2. Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China;

3. School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, Shaanxi, China)

Abstract: To investigate the hypervelocity impact mechanism of a tungsten alloy projectile on a concrete target, a new dynamic plasticity-based failure model for metal was developed by introducing Lode angle, dynamic enhancement factor, temperature softening term and stress triaxiality, and a new constitutive model for concrete was proposed by introducing strain rate effect, pressure dependence, Lode angle and free water effect. The advanced measurement technologies were introduced to determine the dynamic mechanical behaviors of materials, then the materials parameters were used to numerically simulate the hypervelocity penetration of a tungsten alloy projectile into a concrete target. Based on a 57/10 two-stage light gas gun, the experiments were carried out on the hypervelocity impact of the tungsten alloy projectile on the concrete target. And according to the computed tomography scanning images of the damaged concrete targets, the crater characteristics in the targets were analyzed. Then the relationships of the total penetration depth and the residual length of the projectile with the initial impact velocity of the projectile were obtained. The penetration of the projectile and the stress wave propagation in the concrete target were analyzed by the theoretical method. The achieved results are as follows. (1) By utilizing the new constitutive models for the metal and concrete, the failure morphology of the concrete derived from numerical simulation is consistent with that from

* 收稿日期: 2020-08-27; 修回日期: 2020-12-30

基金项目: 国家自然科学基金(11402213, 11772269)

第一作者: 周刚(1964—), 男, 博士, 研究员, 博士生导师, gzhou@nint.ac.cn

the experiment. (2) The craters are structured by spalling areas and projectile holes, the transverse failure effect shows a significant advantage over low-velocity penetration, and the volume of craters is approximately proportional to the kinetic energy of projectiles. (3) The penetration depth increases at first and then decreases with the increase of the impact velocities, the decrease of the penetration depth under high velocity is due to the decrease of the rigid penetration stage after the erosive penetration stage. (4) A theoretical penetration model is proposed, which can be used to predict the depth of penetration, the residual length of the projectile and the diameter of the mushroom-like head, et al. (5) A theoretical stress wave propagation model is developed and the theoretical results of stress waves are in good agreement with the experimental ones.

Keywords: hypervelocity impact; tungsten alloy; concrete target; constitutive model; penetration model; stress waves propagation model

混凝土材料广泛应用于各类防护工程结构中,开展混凝土结构在爆炸与冲击载荷作用下的力学响应机理研究具有重要意义^[1]。动能弹体对半无限混凝土靶的超高速侵彻问题是其中的一个典型问题,弹靶材料模型、侵彻机理、侵彻模型、应力波传播模型等均需要开展深入研究。

弹靶材料的力学模型需能准确描述材料本真物性以及超高速撞击下的动力学行为,是研究超高速撞击侵彻机理的基础。动能弹体在超高速撞击地介质材料过程中,将发生大变形、断裂、破碎、熔化甚至气化等复杂多物理过程。在弹靶界面附近,材料处于高温、高压和高应变率的耦合作用状态,其力学行为与流体类似,需用物态方程描述;而在远离弹靶界面处,压力迅速降低到材料的强度量级,温度和应变率也较低,材料处于弹塑性变形状态,需要用本构关系描述。对钨合金等金属材料的本构关系和物态方程的研究较成熟^[2-4],但对高应变率(高于 10^4 s^{-1})、高温(高于 $1\,000 \text{ K}$)、高压下材料的动态性能以及损伤仍认识不足。近些年,应力三轴度^[5]以及 Lode 角^[6]对材料失效的影响逐渐受到较多学者的关注。在混凝土材料模型方面,工程上应用较广泛的是 Holmquist-Johnson-Cook (HJC)^[7]、Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT)^[8]等模型,但目前能同时描述压力相关性、应变率效应、拉伸和压缩(剪切)损伤软化效应、Lode 角效应、自由水效应以及失效准则等问题的混凝土材料本构关系还不够成熟。此外,为获得适用于超高速撞击条件下弹靶材料的材料模型和失效准则,需从理论上构建更完善的材料模型,同时也要发展更先进的材料力学性能测试技术,如金属材料高温高应变率耦合测试技术、基于数字图像处理的材料失效应变测试技术、混凝土材料围压效应参数测试技术等。

为建立超高速撞击混凝土靶理论模型,首先要充分认清超高速撞击机理。金属弹体超高速撞击混凝土时,介质材料在弹体蘑菇头周围流动,在惯性效应作用下形成空化,最终形成数倍弹径的成坑,并在成坑周围形成压实、破碎区。该成坑特性(坑深、坑形状)与中低速侵彻及化学爆炸导致的不同,目前对超高速对地打击的破坏机理尚缺乏清晰认识。现阶段可参考的超高速撞击研究主要集中在空间防护或超高速穿甲方面,其与超高速撞击混凝土靶存在较大差异。焦文俊等^[9]较全面地综述了长杆高速侵彻问题的研究进展,并对长杆高速侵彻理论模型、弹靶材料性质对侵彻的影响、长径比效应等重点问题进行了分析和评述。程怡豪等^[10]和李杰等^[11]也分别对混凝土抗冲击试验研究和岩石类介质侵彻效应理论研究进行了综述分析。部分学者开展了超高速撞击地介质材料靶实验,王明洋等^[12]、李干等^[13]、沈俊等^[14]开展了高强钢弹体超高速撞击岩石靶试验研究,并建立了长杆弹超高速侵彻、地冲击效应理论模型。牛雯霞等^[15]、王鹏等^[16]、张浩等^[17]开展了金属弹丸超高速撞击混凝土靶实验研究,并讨论了材料熔化、靶板毁伤特性等问题。Antoun 等^[18]、邓国强等^[19]、张凤国等^[20]采用数值模拟技术分析了超高速重金属弹体对地撞击毁伤效应。

目前超高速撞击实验测试技术和数值模拟手段还不能满足全面准确地认识超高速对地撞击的毁伤机理和毁伤效应的需要。本文中在以往工作的基础上,构建新型钨合金材料和混凝土材料模型,采用先进的材料动态力学性能测试技术和损伤参数测试技术获取材料模型参数,开展 2 km/s 以上弹速的克级钨合金柱形弹超高速撞击水泥砂浆靶实验,研究超高速撞击成坑特性和侵彻深度变化规律,建立长杆钨合金弹体超高速撞击混凝土侵彻分析模型和混凝土靶内应力波传播理论模型。

1 钨合金和混凝土材料强动载下动力学行为特性

1.1 钨合金材料模型

为了准确反映超高速撞击过程中材料的动态响应, 在延性金属动态本构方面, 提出了一种新的强度模型和失效准则^[21]。该强度模型中考虑了应变、Lode 角、应变率和温度这些重要因素的影响, 建立了一种新的描述金属材料温度软化效应的表达式, 给出了描述金属不同应变率下的动态增强因子, 涵盖的应变率范围较宽, 能够更全面准确地反映材料的动力学行为。

强度模型表达式如下:

$$Y(\varepsilon_p, \xi, \dot{\varepsilon}_p, T) = (A_t \chi + B_t \varepsilon_p^{n_t}) \left[1 - (1 - \gamma_p) \sqrt{1 - \xi^2} \right] \exp(m_1 T^{*m_2}) \quad (1)$$

式中: Y 为屈服强度, ε_p 为等效塑性应变; ξ 为 Lode 角参数, 且 $\xi = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}}$, J_2 、 J_3 分别为偏应力第二、第三不变量; $\dot{\varepsilon}_p$ 为等效塑性应变率, χ 为塑性应变为零时的动态增强因子 (dynamic increase factor, DIF); A_t 、 B_t 、 n_t 为从准静态拉伸实验的真实应力-真实应变关系拟合的材料参数; γ_p 为剪切强度与拉伸强度之比; $T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$, T 、 T_0 、 T_m 分别为当前温度、参考温度 (一般取为室温)、熔化温度; m_1 、 m_2 为材料参数。

基于不同等效塑性应变、相同等效塑性应变率下材料的动态应力增长幅值相同的假设, 给出了动态增强因子的表达式:

$$\chi = \frac{(A_t + B_t \varepsilon_x^{n_t}) \chi_x - B_t \varepsilon_x^{n_t}}{A_t} \quad (2)$$

$$\chi_x = \left[\frac{\arctan\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x'\right) - \arctan\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{quasi}}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x'\right)}{B_y'} + 1 \right] \left\{ (W_y' - 1) \tanh \left[\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x' \right) S' \right] + W_y' \right\} \quad (3)$$

式中: ε_x 、 W_x' 、 W_y' 、 B_y' 、 S' 为材料参数, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考等效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}_{\text{quasi}}$ 为准静态实验下的等效塑性应变率。

考虑应力三轴度、Lode 角、应变率和温度等重要因素的影响, 提出了延性金属动态失效准则:

$$\varepsilon_f(\psi, \xi, \dot{\varepsilon}_p, T) = \left[C_1 - (C_1 - C_2)(1 - \xi^2)^{1/2} \right] \times 3^{-1.5\psi} \times \left[1 + C_3 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + C_4 T^*) \quad (4)$$

式中: ψ 为应力三轴度, C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 为材料参数。

1.2 混凝土材料模型

为了较全面地描述混凝土在强动载下的动力学行为, 混凝土状态方程采用 Herrmann 孔隙状态方程^[22], 强度方程考虑了应变率效应、压力相关性、Lode 角效应以及损伤效应^[23]。该材料模型具有以下特点: (1) 模型从单轴状态进行构造, 通过引进 Lode 角函数将其推广到复杂应力状态; (2) 将惯性效应和应变率效应解耦, 并排除惯性效应对材料动态强度增长的影响; (3) 能更好地描述混凝土拉伸力学行为; (4) 提出了一种描述混凝土材料自由水效应的表达式。该表达式如下:

$$Y = \begin{cases} 3(p + f_u) r(\theta) & p \leq 0 \\ [3f_u + (f_{cc} - 3f_u) \times 3p/f_{cc}] r(\theta) & 0 < p \leq f_{cc}/3 \\ [f_{cc} + B' f'_c (p/f'_c - f_{cc}/3f'_c)^N] r(\theta) & f_{cc}/3 < p < p_0 \\ [f_{cc}(1 - w) + Y_0 w + B'(1 - w) f'_c (p/f'_c - f_{cc}/3f'_c)^N] r(\theta) & p \geq p_0 \end{cases} \quad (5)$$

式中: p 为压力; 拉伸强度 $f_u = f_t \chi_t \eta_t$, f_t 为准静态单轴拉伸强度, χ_t 为拉伸动态增强因子, η_t 为拉伸损伤; 压缩强度 $f_{cc} = f'_c \chi_c \eta_c$, f'_c 为准静态单轴压缩强度, χ_c 为压缩动态增强因子, η_c 为压缩损伤; $r(\theta)$ 为 Lode 角参数, w 为自由水含量, Y_0 为自由水效应下强度面恒定值拐点, B' 、 N 为强度面参数。

在混凝土的应变率效应方面, 引入了动态增强因子, 并且针对拉伸和压缩状态, 分别采用不同的表

达式。动态拉伸增强因子 χ_t 中考虑了自由水效应^[24], 即混凝土含水程度影响混凝土材料的动态拉伸增强因子, 通过对比含水混凝土及干混凝土的动态拉伸增强因子与应变率关系曲线, 可以假设含水混凝土的动态拉伸增强因子 χ_t 与干混凝土的动态拉伸增强因子 χ_t^{dry} 存在比例关系, 这个比例因数就是自由水效应因子 $g(\dot{\varepsilon}, w)$, 因此有:

$$\chi_t = g(\dot{\varepsilon}, w) \cdot \chi_t^{\text{dry}} \quad (6)$$

$$g(\dot{\varepsilon}, w) = -q_1^{-\lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)-5} + q_2 \quad (7)$$

$$\chi_t^{\text{dry}} = \left\{ \left[\tanh \left(\left(\lg \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} - W_x \right) S \right) \right] \left(\frac{F_m}{W_y} - 1 \right) + 1 \right\} W_y \quad (8)$$

式中: q_1 、 q_2 、 W_x 、 F_m 、 W_y 、 S 均为材料参数。

基于在相同应变率下因应变率效应引起的单轴压缩强度增量与单轴拉伸强度增量相同的假设, 压缩动态增强因子 χ_c 与拉伸动态增强因子 χ_t 的关系为:

$$\chi_c = (\chi_t - 1) f_t / f'_c + 1 \quad (9)$$

需明确的是, 此时的压缩动态增强因子已经排除了惯性效应, 仅包含应变率效应。

在混凝土的损伤失效方面, 引入了剪切损伤 η_c 和拉伸损伤 η_t , 相应的表达式分别为:

$$\eta_c = \begin{cases} c_3 + (1 - c_3) \eta & \text{应变硬化} \\ c_4 + (1 - c_4) \eta & \text{应变软化} \end{cases} \quad (10)$$

$$\eta_t = \left[1 + \left(c_1 \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_{\text{frac}}} \right)^3 \right] \exp \left(-c_2 \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_{\text{frac}}} \right) - \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_{\text{frac}}} (1 + c_1^3) \exp(-c_2) \quad (11)$$

其中, 剪切损伤分别考虑了在应变硬化和应变软化条件下的损伤演化, $\eta(\lambda) = q_3 \lambda (\lambda - 1) \exp(-q_4 \lambda)$, λ 为积累等效塑性应变参量, 当 $\lambda = \lambda_m$ 时, η 有极大值, ε_t 为拉伸主应变, $\varepsilon_{\text{frac}}$ 为混凝土的断裂应变, q_3 、 q_4 、 c_1 、 c_2 、 c_3 、 c_4 为材料参数。

1.3 材料模型参数获取

钨合金材料动态力学性能测试实验在西北工业大学的高温霍普金森杆装置^[25]上进行。该实验装置基于单独加热试样、冲击加载前试样与加载杆快速组装的思路, 采用同步组装技术和惰性气体环境系统将 Hopkinson 杆高温实验能力由 1 072 K 提高到了 1 873 K; 利用窄带滤光和蓝光源补光的方法, 克服了高温光辐射造成的图像过饱和问题, 通过点扩散函数法对图像进行去模糊处理, 采用基于 A-SIFT 特征的匹配方法实现高温动态变形场的高精度计算, 实现了材料高温、高应变率耦合实验时变形与损伤过程的在线观测, 解决了材料在高温高应变率耦合状态下的测量技术难题。

在材料失效方面, 采用一种新的金属损伤参数获取方法^[26]对钨合金材料失效模型参数进行测量。该方法采用实验与数值模拟结合的方式对不同缺口尺寸的试件的加载速度、应变分布和不断变化的应力三轴度进行了测量和修正, 将材料失效应变用试样断裂前的表面破坏应变代替, 并使用数字图像相关方法替代传统失效应变计算方法, 借助细散斑提高了失效应变的测量精度, 解决了失效参数获取中失效应变的测量、应力三轴度的选取、失效应变的应变率效应 3 个重要问题。获得的钨合金材料强度模型参数如表 1 所示。

表 1 钨合金强度模型材料参数

Table 1 Material parameters of the strength model for tungsten alloy

A_t/MPa	B_t/MPa	n_t	W'_x	W'_y	B'_y	S'	$\dot{\varepsilon}_{\text{quasi}}/(10^{-3} \text{ s}^{-1})$	C_1	C_2	C_3	C_4
615	1 382	0.61	0.0	1.0	2.15	0.0	0.5	0.45	0.5	-0.010 32	1.612 5

混凝土材料动态力学性能测试方面, 采用 $\varnothing 100 \text{ mm}$ 带围压分离式霍普金森 (split Hopkinson pressure bar, SHPB) 装置获得了混凝土在不同围压条件下的动态应力应变曲线。该实验系统的围压装置为主动

围压设备, 容器内介质为液压油, 额定围压压力 ≤ 40 MPa。在一级气炮上采用压剪联合加载技术对混凝土材料的动态剪切特性进行了研究。通过双磁场粒子速度测量系统测量材料内部的粒子速度, 从而实时跟踪测量压缩波(P)造成的损伤和剪切波(S)的传播特性。获得的混凝土材料强度模型参数如表 2 所示。

表 2 混凝土强度模型材料参数

Table 2 Material parameters of the strength model for concrete														
f_c'/MPa	f_t'/MPa	B'	N	F_m	W_x	S	c_1	c_2	c_3	c_4	$\varepsilon_{\text{frac}}$	λ_m	q_1	q_2
42.7	4	1.62	0.86	10	1.6	0.8	3	6.93	0.45	0.3	0.004	0.3	0.15	2.0

1.4 新的材料模型在数值模拟中的应用

编制了钨合金和混凝土材料计算模块, 并将其嵌入商业计算软件 AUTODYN 中。采用新的材料模型开展了钨合金弹体超高速撞击混凝土靶数值模拟, 并将数值模拟获得的靶板破坏形貌与实验结果进行对比, 如图 1 所示, 靶板破坏特征参数的对比如表 3 所示。其中弹体尺寸为 $\varnothing 3.45\text{ mm}\times 10.5\text{ mm}$, 靶板强度为 42.7 MPa, 撞击速度为 3.08 km/s。在混凝土靶板的侵彻弹道深度、成坑区表面剥离、靶内部的层裂以及靶板背面的层裂方面, 数值模拟结果与实验结果吻合得较好, 说明上述材料模型能够适用于超高速撞击方面的数值模拟研究。

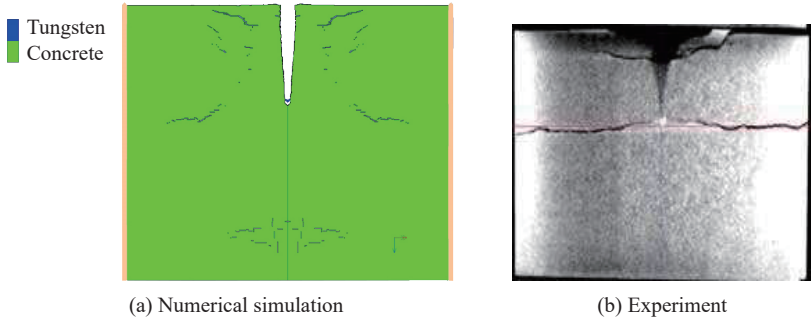


图 1 混凝土靶板在 3.08 km/s 的撞击速度下的成坑情况

Fig. 1 Crater formation in the concrete target under the impact of the projectile with the initial velocity of 3.08 km/s

表 3 混凝土靶破坏特征参数

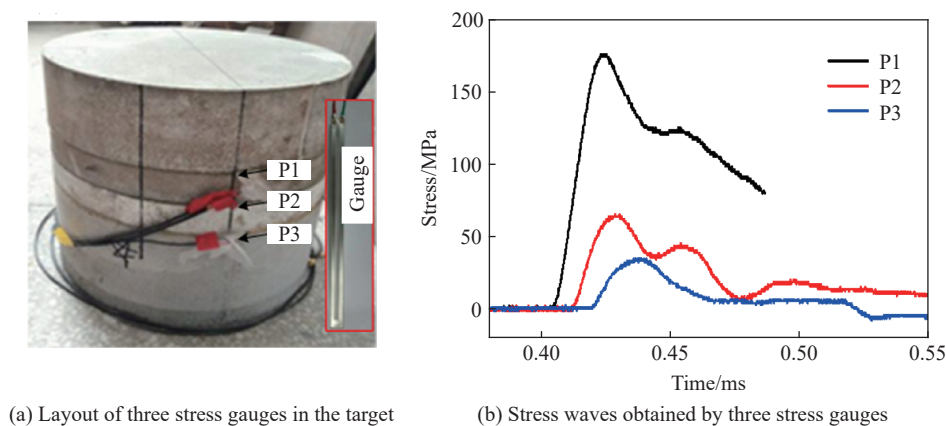
Table 3 Parameters showing damage characteristic of concrete targets				
方法	弹速/($\text{km}\cdot\text{s}^{-1}$)	弹洞深度/mm	弹坑深度/mm	弹坑直径/mm
实验	3.08	66.5	20.3	127.7
模拟	3.08	71.0	19.6	148.0

2 钨合金超高速撞击混凝土靶实验与机理分析

2.1 钨合金弹体超高速撞击混凝土靶实验

超高速撞击实验在 57/10 二级轻气炮上进行, 实验时弹体和弹托由气炮发射进入靶室, 弹体和弹托通过测速区域时由激光测速装置进行弹速测量, 然后利用脱壳装置将弹体和弹托分离, 最后弹体撞击混凝土靶。实验后取出靶板, 对靶板进行 CT (computed tomography) 扫描, 测量弹坑直径、弹坑深度、侵彻深度、成坑体积等参数。弹体尺寸为 $\varnothing 3.45\text{ mm}\times 10.5\text{ mm}$, 弹体材料为 93 钨合金, 密度为 17.6 g/cm^3 , 屈服强度为 731 MPa。为减少靶介质的不均匀性对撞击实验结果的影响, 选用沙粒粒径不大于 0.8 mm 的水泥砂浆靶板代替含有粗骨料的混凝土靶板。水泥砂浆在成型和养护过程中, 存在微裂纹、孔洞等缺陷,

这些缺陷在应力作用下会增殖、扩展, 与混凝土特征相似。为降低靶板边界效应的影响, 圆柱形靶板尺寸取 $\varnothing 300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$, 靶直径是弹径的 86 倍。开展了钨合金杆式弹体以 $1.82 \sim 3.66 \text{ km/s}$ 的速度撞击水泥砂浆靶的实验, 并在弹道中心线上距离靶表面 70、100、130 mm 深处布设 PVDF 应力计 P1~P3, 测量超高速撞击应力波形, 分析靶板中应力波的传播、衰减规律, 如图 2 所示。



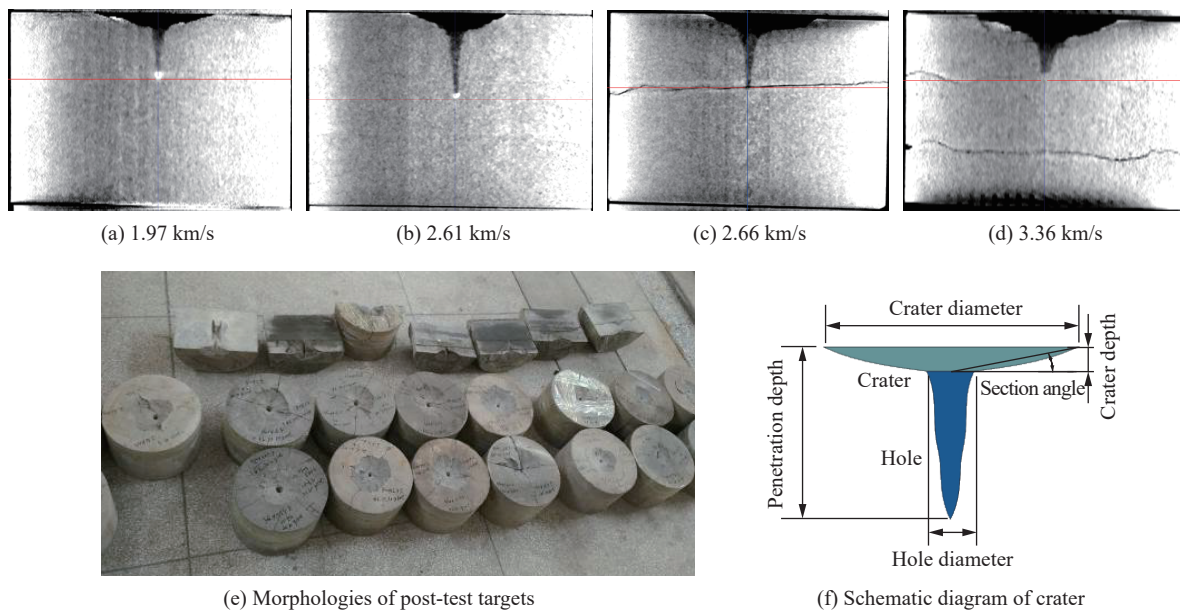
(a) Layout of three stress gauges in the target

(b) Stress waves obtained by three stress gauges

图 2 靶体中应力计的布置及其在冲击速度为 3.08 km/s 时测得的应力波形Fig. 2 Layout of three stress gauges in the target and stress waves obtained by the three stress gauges when the impact velocity is 3.08 km/s

2.2 超高速撞击混凝土成坑分析

与低速侵彻弹洞形貌不同, 超高速撞击成坑呈“弹坑+弹洞”形。图 3(a)~(d) 为不同撞击速度下典型的靶板破坏 CT 图像, 弹坑位于靶板表面, 直径较大, 最大约为 42 倍弹径, 深度较小, 最大约为 8 倍弹径; 弹洞位于弹坑下方, 弹洞直径相对于弹坑直径大幅降低, 且随着侵彻深度的增加, 弹洞直径逐渐减小。图 3(f) 为“弹坑+弹洞”形成坑示意图, 成坑直径 d 为表征横向毁伤效应的特征参数, H 为侵彻深度, 成坑体积 V_{tot} 为表征横向和纵向破坏综合效应的特征参数。



(a) 1.97 km/s

(b) 2.61 km/s

(c) 2.66 km/s

(d) 3.36 km/s

(e) Morphologies of post-test targets

(f) Schematic diagram of crater

图 3 混凝土靶成坑形貌

Fig. 3 Morphologies of impact craters formed in concrete targets

超高速撞击条件下, 成坑直径随撞击速度的增大而增大, 从约 30 倍弹径增大至约 42 倍弹径, 具有较显著的横向破坏作用。图 3(f) 为不同速度下成坑形貌, 从中可得成坑直径 $d(\text{mm})$ 随撞击速度 $v_0(\text{m/s})$ 的变化关系, 如图 4(a) 所示, 弹坑直径随撞击速度的升高按照指数规律增大, 弹坑直径的 3 次方近似和动能 E_k 成正比, 拟合得到弹坑直径随撞击速度的变化规律为:

$$d = (1.06 \pm 0.74)v_0^{0.64 \pm 0.08} \quad (12)$$

$$d^{3.1} \propto v_0^2 \propto E_k \quad (13)$$

图 4(b) 为成坑深度 $h(\text{m})$ 随撞击速度 $v_0(\text{m/s})$ 的变化关系, 弹坑深度随撞击速度的提高呈增大趋势, 按指数关系拟合得到弹坑深度随撞击速度的变化规律为:

$$h = (3.07 \pm 6.25) \times 10^{-5} v_0^{0.79 \pm 0.21} \quad (14)$$

研究发现, 弹坑直径和弹坑深度均随撞击速度的提高而增大, 但是弹坑剖面角并不随撞击速度变化而变化, 近似为恒定值, 弹坑的形状近似为锥形。弹坑深度与弹坑直径的比值为 0.16 ± 0.05 , 剖面角为 $17.7^\circ \pm 0.05^\circ$, 如图 4(c) 所示。通过成坑形貌对比分析, 可以看出弹坑表面的破坏明显是受拉应力作用而产生, 部分弹坑表面还有因拉应力作用产生的即将剥落而未剥落的小块混凝土。这与弹洞区的破坏形式明显不同, 弹洞区混凝土中有白色粉末状区域, 是受到冲击波压缩作用产生的压实现象。

图 4(d) 为成坑体积 $V_{\text{tot}}(\text{cm}^3)$ 随撞击速度 $v_0(\text{m/s})$ 的变化关系, 随着弹体速度的提高, 成坑体积按照指数规律增大, 成坑体积与撞击速度的 1.75 次方近似成正比, 与弹体动能 E_k 的 0.87 次方成正比:

$$V_{\text{tot}} = (1.02 \pm 1.13) \times 10^{-10} v_0^{1.75 \pm 0.26} \quad (15)$$

$$V_{\text{tot}} \propto v_0^{1.75 \pm 0.26} \propto E_k^{0.87 \pm 0.13} \quad (16)$$

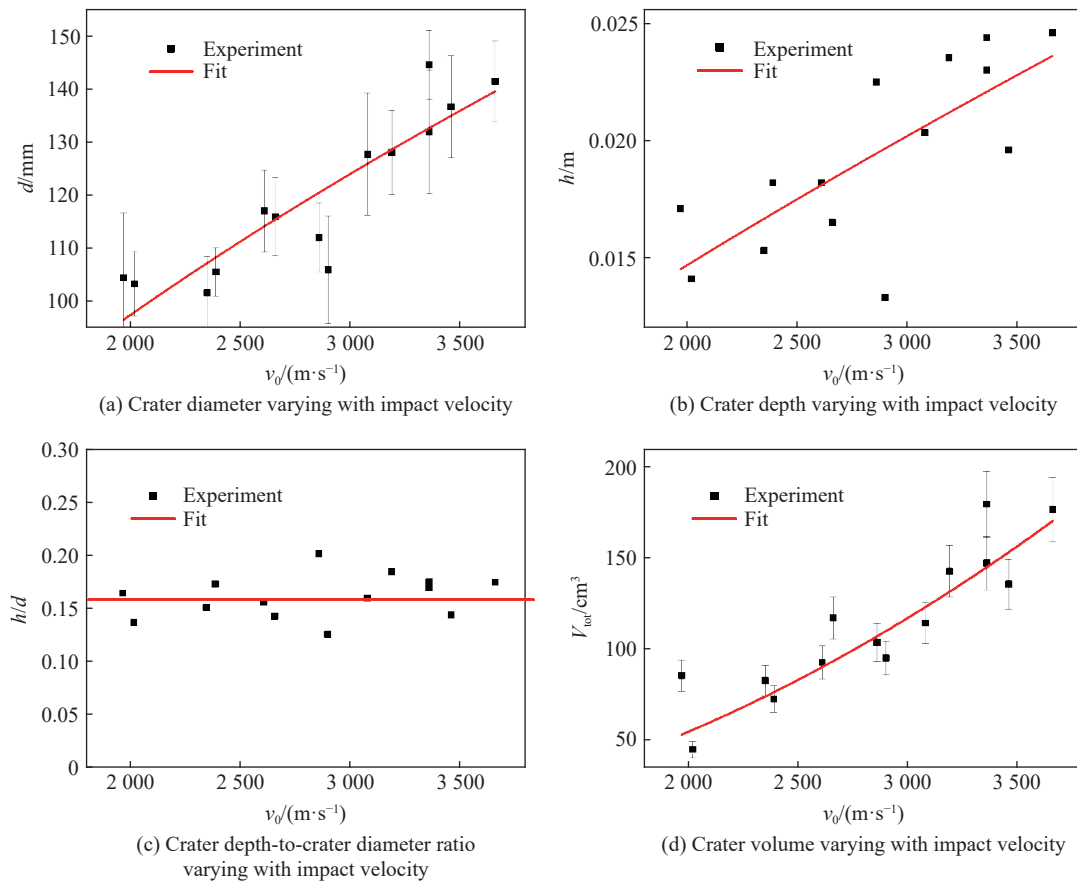


图 4 弹坑直径、弹坑深度、弹坑深度与弹坑直径之比、弹坑体积随弹体初始冲击速度的变化

Fig. 4 Changes of the diameter, depth, depth-to-diameter ratio and volume of a crater with the initial impact velocity of a projectile

2.3 超高速撞击混凝土侵彻深度分析

超高速撞击条件下, 弹靶界面产生的极高压远高于弹体材料强度, 弹体材料发生侵蚀, 侵彻深度 H 和残余弹体长度是表征超高速撞击毁伤深度和弹体侵蚀的重要参数。从靶板破坏 CT 图中可以看出: 侵彻深度随着弹速的提高先增大后减小, 弹速为 1.97 和 2.61 km/s 时, 在图像上能分辨弹洞底部的残余弹体, 弹速提高至 3.36 km/s 时, 从图像上无法辨别弹体高密度特征信号, 说明弹体被完全侵蚀。与弹体在中低速范围内的刚体侵彻不同, 超高速撞击条件下, 侵彻深度并不是随弹速的提高而不断增大, 而是在弹速 2.6 km/s 附近存在侵彻深度极大值, 约为 8.5 倍弹长, 如图 5 所示。

超高速撞击过程中, 弹靶界面将产生高温高压极端力学环境, 弹体头部材料发生软化、变形和破碎, 类似流体状的材料还会横向、反向流动, 形成蘑菇头形状, 如图 6 所示, 这是超高速撞击条件下弹体的典型特征。图 6 中残余弹体的蘑菇头偏向一侧, 这是弹体头部材料受到非对称作用力, 沿某一个方向向后流动所致。在此仍测量这种情况下的弹体头部直径, 并分析其随冲击速度的变化规律。

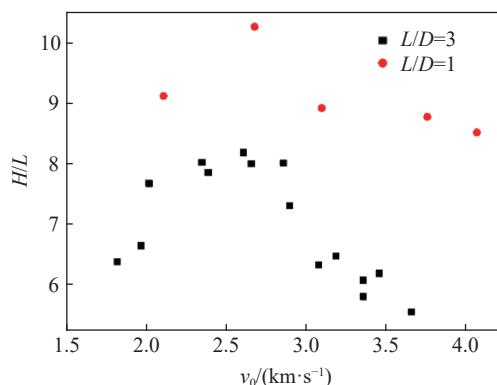
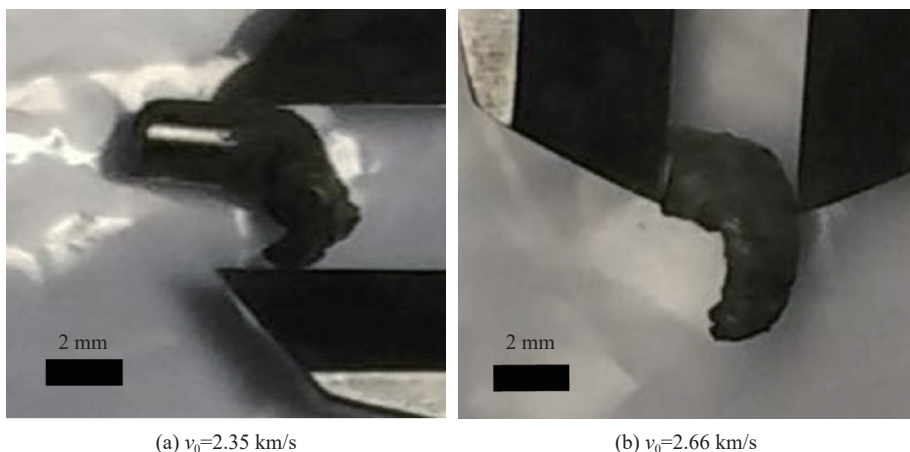


图 5 侵彻深度随弹速变化关系

Fig. 5 Relationship between penetration depth and impact velocity



(a) $v_0=2.35$ km/s

(b) $v_0=2.66$ km/s

图 6 不同初始撞击速度下的残余弹体形状

Fig. 6 Residual projectiles at different initial impact velocities

图 7 为残余弹体长度 L_{residual} 和头部直径 D_{residual} 随撞击速度变化曲线, 弹体侵蚀随着弹体速度的提高而愈发显著, 撞击速度为 1.9~2.6 km/s 时弹体头部直径的变化并不明显, 撞击速度高于 2.6 km/s 后, 弹体头部直径有增大的趋势。当弹速为 1.97 km/s 时, 残余弹体长度为 6.2 mm, 弹体侵蚀约 40%, 残余弹体头部直径为 6 mm, 增大为原直径的 1.7 倍, 表明弹体头部发生了明显的侵蚀和墩粗效应。在撞击的初始, 弹靶界面产生极高压, 弹体发生侵蚀, 靶板在界面压力下逐渐开坑, 发生“流体侵彻”。弹体侵蚀的同时, 界面压力转化成弹体阻力, 弹体尾部速度也随之降低。当弹体尾部速度降低到弹靶界面压力不足以侵蚀弹体时, 墩粗后的“蘑菇头”形状弹体以“刚体侵彻”的形式继续侵彻靶体。随着速度的提高, 残余弹体逐渐减小, 残余弹体头部直径也有增大的趋势, 说明弹体的侵蚀墩粗越来越严重。当速度高于 3.08 km/s 时, 弹体已完全侵蚀, 此时的超高速撞击不包括“刚体侵彻”, 仅为“流体侵彻”。由于“刚体侵彻”的侵彻深度占比较大, 当撞击速度提高后, 侵彻深度也将随着“刚体侵彻”的消失而减小。关于成坑特性、侵彻深度的详细论述, 详见文献 [27-28]。

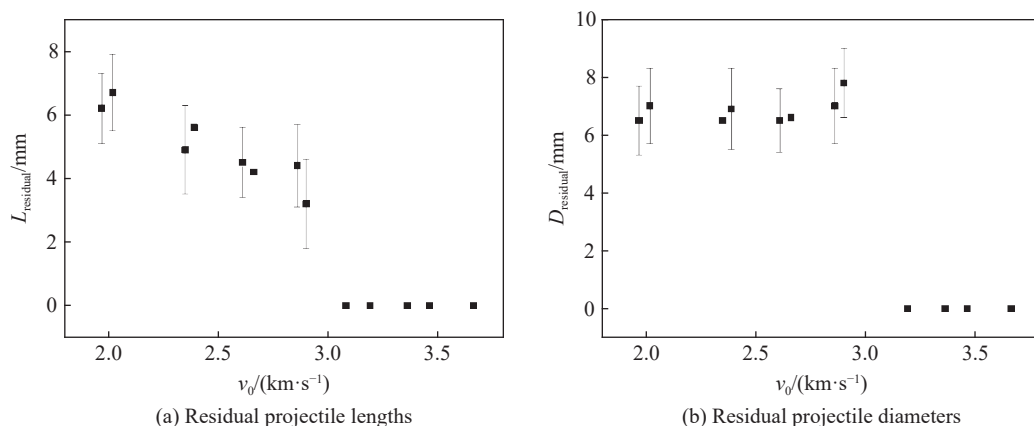


图 7 残余弹体长度及直径随撞击速度的变化

Fig. 7 Variation of length and diameter of a residual projectile with impact velocity

2.4 长杆钨弹超高速撞击混凝土侵彻模型分析

钨合金的强度 Y_p 远高于混凝土靶静阻力 R_{tar} , 存在 3 种侵彻状态: 刚体侵彻、变形非销蚀侵彻和销蚀侵彻。侵彻深度随侵彻速度的变化关系如图 8 所示。在低速范围内弹体能以刚体状态侵彻靶板, 对于有微小变形或者磨蚀的情况弹体也可视为刚体。当速度高于刚体临界速度 v_{cri} 、而又达不到发生销蚀的流体动力学速度 v_h 时, 需考虑强度的影响, 弹头会发生变形镦粗, 长度变短, 弹体侵彻处于变形非销蚀状态。当速度达到 v_h 后, 弹体在高压作用下发生销蚀, 长杆弹逐渐被消耗, 弹靶界面附近的材料承受的剪应力与它受到的外载荷相比很小, 应力状态与静水压状态非常接近, 可近似作流体处理。当弹体速度进一步提高至 v_{sec} 后, 弹体材料在准定常侵彻阶段中不断被销蚀, 并从“蘑菇头”边缘沿着弹体轴线方向被抛射形成碎片长管体, 此时弹体碎片形成的管状弹体的速度高于靶体的界面失效速度, 弹体碎片将会继续侵彻靶体, 形成二次侵彻。卢正操等^[29]对长杆弹侵彻混凝土靶理论模型进行了全面的分析, 本文中主要对平头长杆钨弹撞击混凝土靶的侵彻深度计算公式和实验结果进行讨论。

超高速撞击总侵彻深度为 δ_{tot} , 可表示为:

$$\delta_{tot} = \begin{cases} \delta_{primary} + \delta_{deform} + \delta_{rigid} & v_0 \leq v_{sec} \\ \delta_{primary} + \delta_{secondary} & v_0 > v_{sec} \end{cases} \quad (17)$$

式中: $\delta_{primary}$ 为销蚀阶段侵彻深度, δ_{deform} 为变形非销蚀阶段侵彻深度, δ_{rigid} 为刚体阶段侵彻深度, $\delta_{secondary}$ 为二次侵彻深度。

销蚀阶段侵彻深度的表达式为:

$$\delta_{primary} = \int_0^t u \, dt = \frac{\rho_{pro}}{Y_{pro}} \int_{v_h}^{v_0} u \, dv = \frac{\rho_{pro} L_0}{Y_{pro}} \int_{v_h}^{v_0} u \exp \left[\int_{v_0}^v \frac{\rho_{pro}}{Y_{pro}} (v - u) \, dv \right] dv \quad (18)$$

式中: u 为弹靶界面处弹体的侵彻速度, ρ_{pro} 为弹体密度, Y_{pro} 为弹体冲击雨贡纽弹性极限, l 为弹体刚性部分的长度, v 为弹体刚性部分的速度, L_0 为弹体质量及横截面积相等下的等效弹长。

变形非销蚀阶段侵彻深度的表达式为:

$$\delta_{\text{deform}} = - \int_{v_{\text{cri}}}^{v_h} \frac{\rho_{\text{pro}} l u}{Y_{\text{pro}}} dv = \frac{\rho_{\text{pro}} L_0}{Y_{\text{pro}}} \int_{v_{\text{cri}}}^{v_h} \left\{ u \exp \left[\frac{A \rho_{\text{pro}}}{(A - A_0) Y_{\text{pro}}} \int_{v_h}^v (v - u) dv \right] \right\} dv \quad (19)$$

式中: A_0 为弹体未变形时的横截面积, A 为弹体变形后的横截面积。

刚体阶段侵彻深度的表达式为:

$$\delta_{\text{rigid}} = \int_0^t v dt = \int_0^{v_{\text{cri}}} v \frac{dt}{dv} \cdot dv = \int_0^{v_{\text{cri}}} \frac{M_{\text{residual}}}{F} v dv \quad (20)$$

式中: M_{residual} 为刚体侵彻阶段的剩余弹体质量, F 为刚体侵彻阶段作用在弹体头部沿弹轴方向的合力。

二次侵彻深度的表达式为:

$$\delta_{\text{secondary}} = \alpha L_{\text{tube}} \frac{U_{\text{tube}}}{V_{\text{tube}} - U_{\text{tube}}} \quad (21)$$

式中: L_{tube} 为碎片长管体的长度, V_{tube} 为碎片长管体的运动速度, U_{tube} 为碎片长管体的在弹靶界面的侵彻速度, α 为等效密度因子。对应计算销蚀侵彻深度时, 需将 v_h 近似替换为 0。

将钨合金材料参数和混凝土材料参数代入上述侵彻模型可得: 当 $v_0 < 1\,405$ m/s 时, 只存在刚体侵彻; 当 $1\,405$ m/s $< v_0 < 1\,898$ m/s 时, 弹体出现变形非销蚀状态; 当 $v_0 > 1\,898$ m/s 时, 弹体开始销蚀。图 9 为本模型得到的无量纲侵彻深度与实验结果对比图。如图 9 所示, 侵彻深度与实验结果变化趋势吻合较好, 能够较好地反映超高速撞击侵彻深度随撞击速度的变化规律。

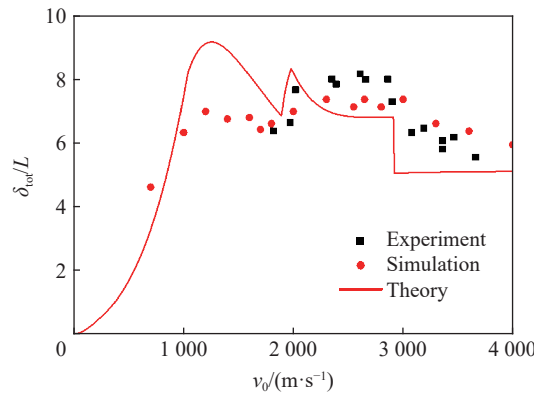


图 9 无量纲侵彻深度与撞击速度的关系

Fig. 9 Relationship between non-dimensional crater depth and impact velocity

蘑菇头半径 R_{mush} 和长杆弹初始半径 r_0 之比可表示为:

$$\frac{R_{\text{mush}}}{r_0} = \sqrt{\frac{Y_{\text{pro}} + \rho_{\text{pro}}(\varphi + 1)(v - u)^2}{2 \int_0^{\pi/2} p(\theta) \cos \theta \sin \theta d\theta}} \quad (22)$$

式中: p 为弹体头部正压力, $\varphi = \sqrt{1 - \frac{2Y_{\text{pro}}}{\rho_{\text{pro}}(v - u)^2}}$ 。

图 10(a) 给出了蘑菇头直径 D_{mush} 与速度的关系, 假设当弹体由销蚀状态减速转变为变形状态时, 蘑菇头直径与 $v_0 = v_h$ 时的相同, 此后保持不变, 因此残余弹体的蘑菇头直径应与 $v_0 = v_h$ 时的相同。实验测量结果也表明, 弹头直径在 $v_0 = 2\,000 \sim 3\,000$ m/s 时基本保持不变, 也支持了上述假设。

残余弹体长度为:

$$L_{\text{resi}} = L'_{\text{resi}} + (L''_{\text{resi}} - L'_{\text{resi}}) \left(\frac{A_0}{A} \right) \quad (23)$$

式中: L'_{resi} 为变形非销蚀侵彻过程结束时的残余弹长, L''_{resi} 为销蚀侵彻过程结束时的残余弹长。图 10(b) 为模型计算获得的残余弹体长度, 残余弹体长度变化趋势与实验结果吻合。

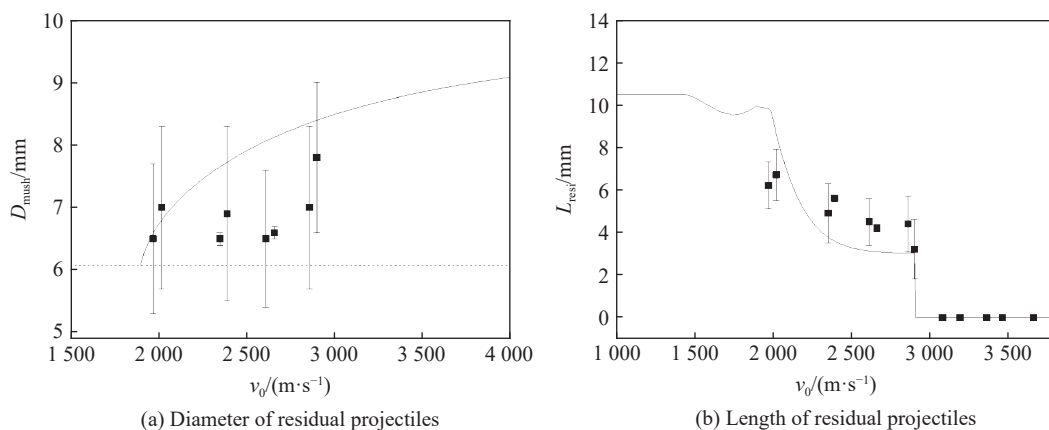


图 10 残余弹体直径、长度与撞击速度的变化

Fig. 10 Relationships of the diameters and lengths of residual projectiles with impact velocities

2.5 超高速撞击地冲击波传播分析

采用空腔膨胀理论,建立了超高速撞击混凝土靶内应力波传播理论模型。当撞击速度达 3 km/s 以上时,实验以及计算结果表明此时弹体基本销蚀,认为在准定常阶段结束后直接进入二次侵彻,即将侵彻过程分为 3 个阶段:准定常阶段、二次侵彻阶段、惯性开坑阶段。假设当弹体侵彻速度达到一定值,弹-靶界面附近的靶板材料出现近似流体的状态(即无抗剪强度),则靶板内部在侵彻方向依次形成流体层(厚度可忽略)-破碎-开裂-弹性响应区。当侵彻速度很高时,破碎区边界扩展速度会赶上开裂区边界扩展速度,导致开裂区不断缩小直至消失,此时介质内的响应变为流体层-破碎-弹性响应。

在半无限靶本构关系中,在弹性区和开裂区采用线性压力-体应变关系:

$$p = -\frac{\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_\varphi}{3} = K\left(1 - \frac{\rho_0}{\rho}\right), \quad \sigma_\theta = \sigma_\varphi \quad (24)$$

式中: σ_r 为径向应力, σ_θ 为环向应力, σ_φ 为顶角方向应力, K 为体积模量。

在破碎区,混凝土靶材料满足 Mohr-Coulomb 准则:

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \tau + q'p \quad (25)$$

式中: τ 为剪切应力, q' 为系数。

在此基础上,通过相似变换求解欧拉坐标下球形空穴膨胀的径向运动方程以及质量守恒方程,并最终获得应力波传播的解:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{2}{r}(\sigma_r - \sigma_\theta) = \rho\ddot{r} = \rho\frac{d^2r}{dt^2}, \quad \frac{\dot{\rho}}{\rho} + \dot{\varepsilon}_r + 2\dot{\varepsilon}_\theta = 0 \quad (26)$$

式中: r 为球坐标的径向坐标, ρ 为无限介质的密度, $\dot{\varepsilon}_r$ 为径向应变率, $\dot{\varepsilon}_\theta$ 为环向应变率。

令 $\xi = r/a$, $U = \dot{r}/a = u_{\text{con}}/u_{\text{cav}}$, 其中 a 为空腔瞬时半径, u_{cav} 为空腔壁面粒子速度, u_{con} 为求解域内混凝土介质粒子速度,经过相似变换:

$$\begin{aligned} \sigma_r' + \frac{2}{\xi}(\sigma_r - \sigma_\theta) &= E\omega^2 \frac{\rho}{\rho_0}(U - \xi)U', \\ (U - \xi)\ln\left(\frac{\rho}{\rho_0}\right) + U' + 2\frac{U}{\xi} &= 0 \end{aligned} \quad (27)$$

式中: E 为弹性模量, ρ_0 为介质的初始密度, $\omega = u_{\text{cav}}/\sqrt{E/\rho_0}$ 。

图 11 为钨合金以 3.08 km/s 的速度撞击混

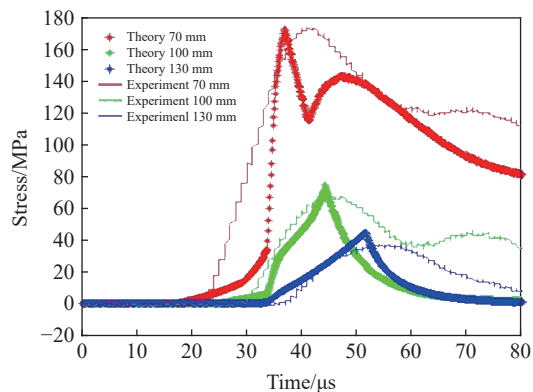


图 11 理论计算值与实验值比较

Fig. 11 Comparison of theoretical and experimental results

凝土靶板时, 撞击方向上 3 个测点(分别为 70、100、130 mm)的理论与实验应力波的时程变化。实验测得的应力波峰分别为 175.1、64.1、34.5 MPa, 而理论计算得到的峰值分别为 172.8、74.4、44.9 MPa, 理论分析得到的应力幅值与实验结果基本一致。实验测得的应力波速为 3.89~4.18 km/s, 理论计算得到的应力波速为 4.10 km/s, 两者吻合较好。三路的起跳点到峰值的时间间隔为 21 μ s, 与实验基本一致。下降阶段的波形, 第一路与实验基本一致, 而二、三路理论计算与实验结果有一些差别。

不同撞击速度条件下不同测点处的理论计算应力峰值与实验结果吻合, 如图 12 所示。

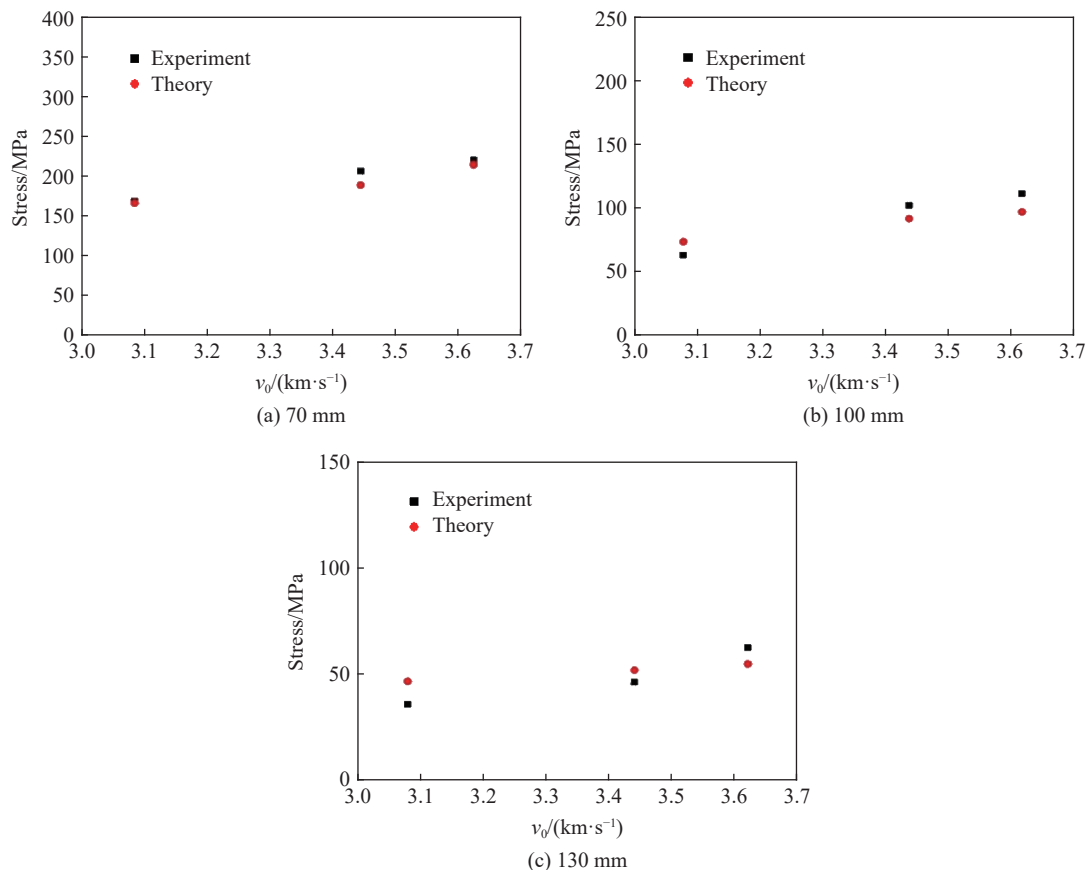


图 12 不同撞击速度下理论与实验应力波峰值对比

Fig. 12 Comparison of theoretical and experimental peak values of stress wave under different velocities

3 结 论

为研究钨合金弹体超高速侵彻混凝土靶的相关机理, 构建了延性金属的强度模型、失效模型和混凝土的本构模型, 采用材料动态力学性能测试技术和损伤参数测试技术获得了材料模型参数。采用数值模拟获得了 93 钨合金弹体超高速撞击混凝土靶的毁伤形貌。开展了钨合金弹体超高速撞击混凝土靶实验研究, 分析了靶板成坑特性, 研究了侵彻总深度和残余弹体长度随撞击速度的变化规律, 建立了长杆钨弹超高速撞击混凝土侵彻分析模型和混凝土靶内应力波传播理论模型, 主要结论如下:

(1) 建立了考虑应变率、温度、Lode 角、应力三轴度的延性金属强度模型及失效模型, 以及考虑应变率、Lode 角、自由水、拉剪损伤的混凝土本构模型, 93 钨合金弹体超高速撞击混凝土靶的破坏形貌数值模拟结果与实验结果一致。

(2) 超高速撞击条件下混凝土靶成坑为“弹坑+弹洞”型, 弹坑直径可达 42 倍弹径, 横向破坏效应较中低速侵彻下显著增强, 成坑直径和成坑体积随弹速的提高而增大, 成坑体积与弹体动能近似成正比。

(3) 超高速撞击条件下, 侵彻深度随弹速的提高先增大后减小, 在弹速 2.6 km/s 附近出现侵彻深度最

大值, 约 8.5 倍弹长。弹速提高后, 弹体侵蚀愈加显著, 弹体经历销蚀侵彻后的“刚体侵彻阶段”逐渐减少, 导致刚体侵彻部分大幅降低, 总侵深也随之减小, 所以总侵彻-速度曲线呈现先增大后减小的现象。

(4) 建立了钨合金超高速撞击混凝土的侵彻分析模型, 可以预估侵彻深度、残余弹长、蘑菇头直径等参数, 理论分析结果与实验结果吻合较好。

(5) 建立了超高速撞击混凝土靶内应力波传播理论模型, 应力波理论计算结果与实验结果吻合较好。

参考文献:

- [1] 杨秀敏, 邓国强. 常规钻地武器破坏效应的研究现状和发展 [J]. *后勤工程学院学报*, 2016, 32(5): 1–9. DOI: 10.3969/j.issn.1672-7843.2016.05.001.
YANG X M, DENG G Q. The research status and development of damage effect of conventional earth penetration weapon [J]. *Journal of Logistical Engineering University*, 2016, 32(5): 1–9. DOI: 10.3969/j.issn.1672-7843.2016.05.001.
- [2] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C] // *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*. The Hague, 1983: 541–547.
- [3] 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.
- [4] STEINBERG D J, COCHRAN S G, GUINAN M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate [J]. *Journal of Applied Physics*, 1980, 51(3): 1498–1504. DOI: 10.1063/1.327799.
- [5] 郭子涛, 舒开鸥, 高斌, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的失效准则 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(6): 1325–1332. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0163.
GUO Z T, SHU K O, GAO B, et al. J-C model based failure criterion and verification of Q235 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(6): 1325–1332. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0163.
- [6] ERICE B, GÁLVEZ F. A coupled elastoplastic-damage constitutive model with Lode angle dependent failure criterion [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2014, 51(1): 93–110. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2013.09.015.
- [7] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [C] // *Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics*. Quebec, 1993: 561–600.
- [8] 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 the Effects of Munitions with Structures*. Berlin, 1999.
- [9] 焦文俊, 陈小伟. 长杆高速侵彻问题研究进展 [J]. *力学进展*, 2019, 49(1): 201904. DOI: 10.6052/1000-0992-17-021.
JIAO W J, CHEN X W. Review on long-rod penetration at hypervelocity [J]. *Advances in Mechanics*, 2019, 49(1): 201904. DOI: 10.6052/1000-0992-17-021.
- [10] 程怡豪, 王明洋, 施存程, 等. 大范围着速下混凝土靶抗冲击试验研究综述 [J]. *浙江大学学报 (工学版)*, 2015, 49(4): 616–625, 637. DOI: 10.3785/j.issn.1008-973X.2015.04.002.
CHENG Y H, WANG M Y, SHI C C, et al. Review of experimental investigation of concrete target to resist missile impact in large velocity range [J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2015, 49(4): 616–625, 637. DOI: 10.3785/j.issn.1008-973X.2015.04.002.
- [11] 李杰, 程怡豪, 徐天涵, 等. 岩石类介质侵彻效应的理论研究进展 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(8): 081101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0286.
LI J, CHENG Y H, XU T H, et al. Review on theoretical research of penetration effects into rock-like material [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(8): 081101. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0286.
- [12] 王明洋, 邱艳宇, 李杰, 等. 超高速长杆弹对岩石侵彻、地冲击效应理论与实验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2018, 37(3): 564–572. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1348.
WANG M Y, QIU Y Y, LI J, et al. Theoretical and experimental study on penetration in rock and ground impact effects of long rod projectiles of hyper speed [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, 37(3): 564–572. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1348.
- [13] 李干, 宋春明, 邱艳宇, 等. 超高速弹对花岗岩侵彻深度递减现象的理论与实验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2018, 37(1): 60–66. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.0584.
LI G, SONG C M, QIU Y Y, et al. Theoretical and experimental studies on the phenomenon of reduction in penetration depth

- of hyper-velocity projectiles into granite [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, 37(1): 60–66. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.0584.
- [14] 沈俊, 徐翔云, 何翔, 等. 弹体高速侵彻岩石效应试验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, 29(S2): 4207–4212.
SHEN J, XU X Y, HE X, et al. Experimental study of effect of rock targets penetrated by high-velocity projectiles [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, 29(S2): 4207–4212.
- [15] 牛雯霞, 黄洁, 柯发伟, 等. 混凝土房屋结构靶的超高速撞击特性研究 [J]. *实验流体力学*, 2014, 28(2): 79–84. DOI: 10.11729/syltlx2014pz38.
NIU W X, HUANG J, KE F W, et al. Research on hypervelocity impact characteristics of concrete building structures target [J]. *Journal of Experiments in Fluid Mechanics*, 2014, 28(2): 79–84. DOI: 10.11729/syltlx2014pz38.
- [16] 王鹏, 郭磊, 余道建, 等. 动能棒超高速对混凝土靶板撞击毁伤效应研究 [C]//第一届全国超高速碰撞会议论文集. 绵阳: 中国空气动力研究与发展中心, 2013: 151–157.
- [17] 张浩, 张庆明. 铝弹丸超高速撞击混凝土介质冲击熔化研究 [C]//北京力学学会第 20 届学术年会论文集. 北京: 北京力学学会, 2014: 268–269.
- [18] ANTOUN T H, GLENN L A, WALTON O R, et al. Simulation of hypervelocity penetration in limestone [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 33(1–12): 45–52. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.09.009.
- [19] 邓国强, 杨秀敏. 超高速武器对地打击效应数值仿真 [J]. *科技导报*, 2015, 33(16): 65–71. DOI: 10.3981/j.issn.1000-7857.2015.16.010.
DENG G Q, YANG X M. Numerical simulation of damage effect of hyper velocity weapon on ground target [J]. *Science and Technology Review*, 2015, 33(16): 65–71. DOI: 10.3981/j.issn.1000-7857.2015.16.010.
- [20] 张凤国, 李维新, 洪涛, 等. 超高速钨合金长杆弹对混凝土侵彻及损伤破坏的数值分析 [J]. *弹道学报*, 2008, 30(3): 64–67, 74.
ZHANG F G, LI W X, HONG T, et al. Numerical simulation for damage and penetration of concrete driven by long-rod projectile of tungsten alloy under super-high speed [J]. *Journal of Ballistics*, 2008, 30(3): 64–67, 74.
- [21] ZHOU L, WEN H M. A new dynamic plasticity and failure model for metals [J]. *Metals*, 2019, 9(8): 905. DOI: 10.3390/met9080905.
- [22] HERRMANN W. Constitutive equation for the dynamic compaction of ductile porous materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 1969, 40(6): 2490–2499. DOI: 10.1063/1.1658021.
- [23] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 91: 116–125. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.003.
- [24] ZHAO F Q, WEN H M. Effect of free water content on the penetration of concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 121: 180–190. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.06.007.
- [25] ZHANG C, SUO T, TAN W L, et al. An experimental method for determination of dynamic mechanical behavior of materials at high temperatures [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 102: 27–35. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.12.002.
- [26] WANG C X, SUO T, LI Y L, et al. A new experimental and numerical framework for determining of revised J-C failure parameters [J]. *Metals*, 2018, 8(6): 396. DOI: 10.3390/met8060396.
- [27] 钱秉文, 周刚, 李进, 等. 钨合金弹体超高速撞击混凝土靶成坑特性研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2018, 38(10): 1012–1017. DOI: 10.15918/j.tbtl001-0645.2018.10.004.
QIAN B W, ZHOU G, LI J, et al. Study of the crater produced by hypervelocity tungsten alloy projectile into concrete target [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2018, 38(10): 1012–1017. DOI: 10.15918/j.tbtl001-0645.2018.10.004.
- [28] 钱秉文, 周刚, 李进, 等. 钨合金柱形弹超高速撞击水泥砂浆靶的侵彻深度研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(8): 083301. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0141.
QIAN B W, ZHOU G, LI J, et al. Penetration depth of hypervelocity tungsten alloy projectile penetrating concrete target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(8): 083301. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0141.
- [29] 卢正操, 张元迪, 文鹤鸣, 等. 长杆弹侵彻半无限混凝土靶的理论研究 [J]. *现代应用物理*, 2018, 9(4): 040102. DOI: 10.12061/j.issn.2095-6223.2018.040102.
LU Z C, ZHANG Y D, WEN H M, et al. Theoretical study on the penetration of long rods into semi-infinite concrete targets [J]. *Modern Applied Physics*, 2018, 9(4): 040102. DOI: 10.12061/j.issn.2095-6223.2018.040102.

(责任编辑 张凌云)