DOI:10.12115/j.issn.1004-499X(2024)03-012



战斗部高速侵彻混凝土靶动态响应数值模拟研究

盛强1,孟繁霖2,张先锋1,刘 闯1

(1.南京理工大学 机械工程学院,江苏 南京 210094;2.北京航天长征飞行器研究所,北京 100074)

摘要:为研究冲击载荷下侵彻战斗部动态响应特性,基于弹-靶分离方法模拟了战斗部侵彻半无限混凝土靶过程,分析了不同装药与壳体头部曲径比、速度及尺寸下战斗部的动态响应,结果表明:装药的最大过载高于壳体最大过载,且装药最大过载、变形程度与装药头部曲径比正相关,应力波导致的装药变形主要分布于头部端面、头部与圆柱段过渡处。战斗部壳体头部曲径比(CRH_s)增大,壳体及装药最大过载均呈降低趋势,且二者最大过载差值逐渐缩小,CRH_s=4 时装药的最大塑性应变约为 CRH_s=2 时的 29%,且高应变区域明显减小。侵彻初始速度主要影响过载幅值,初始速度越高,战斗部壳体和装药的过载、塑性变形程度越大。而对于不同尺寸的战斗部而言,在不考虑混凝土骨料尺寸、应变率等因素的影响下,战斗部的最大过载、侵彻深度、应力幅值等参量满足相似律,但装药变形程度不符合,战斗部尺寸越大,装药塑性变形越严重。

关键词:侵彻战斗部;动态响应;弹-靶分离方法;数值计算

中图分类号: TJ303.4 文献标志码: A 文章编号: 1004-499X(2024)03-0091-10

Numerical Simulation of Dynamic Response of Warhead Penetrating Concrete Target With High Velocity

SHENG Qiang¹, MENG Fanlin², ZHANG Xianfeng¹, LIU Chuang¹
(1.School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China
2.Beijing Institute of Space Long March Vehicle, Beijing 100074, China)

Abstract: To investigate the dynamic response characteristics of penetration warhead under impact load, the simulation of warhead penetrating into a semi-infinite concrete target was conducted using the projectile-target separation method. The dynamic response of the warhead under different charge and shell head-curve-ratios, velocities, and sizes was analyzed. The results indicate that the deceleration peak of charge is higher than that of warhead shell. The deceleration peaks and deformation of the charge are positively correlated with the head curve ratio of charge. The deformation of the charge caused by stress wave is primarily concentrated on its end face and at the transition between the head and cylinder section. Increasing the head curve ratio (CRH_s) of the warhead shell reduces deceleration peaks for both the shell and charge, as well as their maximum overload difference. Specifically, the maximum plastic strain of the charge at $CRH_s = 4$ is about 29% of that at $CRH_s = 2$, with a significant reduction in high strain area. The initial velocity of penetration mainly affects the overload amplitude. Furthermore, an increase in initial velocity results in higher overload and plastic deformation for both the shell and charge. Overload,

收稿日期:2023-05-11

基金项目:国家自然科学基金(12202205,12141202)

作者简介:盛强,男,硕士生。E-mail:shengqiang@njust.edu.cn。

通信作者:张先锋,男,教授,博士生导师。E-mail:lynx@njust.edu.cn。

penetration depth and stress amplitude adhere to similarity laws for different warhead-sizes, without considering factors such as concrete aggregate size and strain rate. However, larger warhead size results in more severe plastic-deformation of charge.

Key words: penetrating warhead; dynamic response; projectile-target separation method; numerical calculation

防御工事的深层化、多元化,对侵彻战斗部性能提出了更高要求。目前,提高初始侵彻速度或增加装药威力是对深层目标实现高效毁伤的主要方法。但随着侵彻速度的提升,战斗部将承受更高的冲击载荷,可能导致结构变形破坏和装药损伤,严重影响战斗部作战效能[1]。

当前,研究人员针对战斗部结构及装药动态响应特性开展了大量工作。毕超等^[2] 发现战斗部斜侵彻多层靶时轴向和横向过载联合作用使裂纹区的出现和演化与装药横向成一定角度。LI 等^[3] 结合理论、实验与仿真指出侵彻过程微裂纹界面摩擦在PBX1314 的损伤、发热和局部化中起着重要作用。石啸海等^[4]通过编写 PBX 炸药自定义材料模型,分析发现增大弹体头部曲径比有利于降低装药损伤。张旭等^[5] 发现装药过载与长度是影响装药安定性的重要因素。文献[6~7]数值模拟了装药内应力波传播、压力分布和损伤分布演化规律。

数值模拟技术能够直观获得弹靶瞬态作用过程,被广泛应用于侵彻问题的研究^[8]。弹-靶分离数值计算方法以靶体阻力函数替代靶体作用,从而省略了靶体网格划分及弹靶间接触设置,大幅提高了计算效率。WARREN等^[9]首先在PRONTO 3D上利用弹靶分离计算方法模拟了不同着角下弹体侵彻6016铝靶过程。国内,孔祥振等^[10]、何涛等^[11]、FANG等^[12]、CHEN等^[13]基于空腔膨胀模型,并考虑自由面效应,借助弹-靶分离方法计算了对弹体斜侵彻混凝土靶、金属靶、岩石靶等问题。邓佳杰^[14]、杜华池^[15]基于局部相互作用理论,分析了头部刻槽弹体侵彻过程中的自旋规律。YOO等^[16]利用弹-靶分离计算方法研究了弹体头部形状对侵彻性能的影响,发现侵彻深度与头部曲径比正相关。

综上,针对弹体结构与装药动态响应的研究,主 要集中于低速跌落及落锤动态试验方面分析炸药装 药损伤结果。目前,高速侵彻过程中弹体及装药结构 参数对其动态响应的影响规律还不够明确。本文基 于弹-靶分离数值计算方法,建立战斗部壳体及内部 装药动态响应仿真模型,分析典型壳体及装药结构参数对战斗部侵彻过程中的动态响应规律,为高速战斗部结构设计、装药安定性快速评估提供参考。

1 弹靶分离方法及阻力函数

靶体阻力直接影响到弹体的侵彻作用过程, WARREN 等^[17]基于靶体材料不可压缩假设,结合陶瓷靶准静态阻力求解方法^[18],提出塑性开裂弹性材料中球形空腔膨胀表面准静态径向应力 σ_r 表达式,即:

$$\begin{cases}
\sigma_{r} = \frac{Y}{\lambda} \left[\frac{2}{\alpha} \left(\frac{c}{a} \right)^{\alpha \lambda} - \left(\frac{3 - \lambda}{3} \right) \right] \\
\left(\frac{a}{c} \right)^{3} = \frac{9Y}{4E} \left(\frac{Y}{2T} \right)^{\frac{1}{2}}
\end{cases} \tag{1}$$

式中: $\alpha = 6/(3+2\lambda)$, Y 为靶体单轴抗压强度, λ 为靶体压力硬化系数, E 为靶体弹性模量, T 为靶体抗拉强度。

结合球形空腔膨胀动态径向应力,侵彻过程中 弹靶接触面的法向动态应力 σ_{x} 为

$$\sigma_{n} = \sigma_{r} + \rho_{0} v_{n}^{2}, H_{1} \geqslant kD$$
 (2)

式中: ρ_0 为靶体密度, v_n 为球形空腔表面法向速度, H_1 为开坑区深度,k 为开坑深度系数,D 为弹体直径。

采用弹-靶分离方法进行模拟时,以弹体表面单元的阻力替代靶体作用。图 1 为弹体表面单元在 靶体中的受力示意图, 靶体阻力施加在弹体表面单元节点上。根据图 1 可以确定各节点处法向应力为

$$\sigma_n = \sigma_r + \rho_0 (\mathbf{v}_k \cdot \mathbf{n})^2, \ H_1 \geqslant kD$$
 (3)

式中: v_k 为节点 k 上的速度矢量,n 为弹体表面单元节点外法线方向。采用文献[11]中假设的开坑阻力函数,保证该区域内弹靶接触面上法向应力连续。由式(3)可以看出:在侵彻过程中,弹体受到的阻力随着 v_k 和 n 的变化而变化,仅当弹体表面单元进入靶体边界条件以内时,才考虑弹体受力;反之,当弹体表面单元位于靶体边界条件以外时,弹体不受力[14-15]。

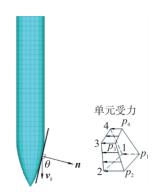


图 1 弹体表面压力示意图

Fig. 1 Diagram of projectile surface pressure

2 数值模拟方法可靠性验证

侵彻过程中,弹体加速度等参数直接反映弹体 动态受力过程,基于弹-靶分离计算方法,结合文献 [19~20]中卵形弹体侵彻不同强度混凝土靶的实验 数据,验证仿真模型的可靠性。弹靶主要参数如表 $1^{[19-20]}$ 和表 $2^{[17,21-22]}$ 所示,表中, f_c 为混凝土无侧限抗压强度, E' 为杨氏模量, τ 和 λ 为 Mohr-Coulomb 常数。

表 1 弹体参数

Table 1 Parameters of the projectile

	弹径/mm	弹长/mm	曲径比	质量/kg
文献[19]	76.2	530.73	3	13
文献[20]	52.0	299.43	5.77	2.4

表 2 混凝土靶参数

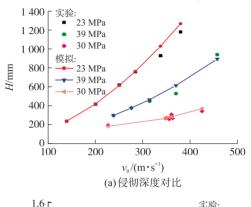
Table 2 Parameters of concrete targets

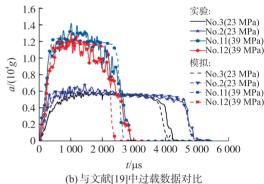
$f_{\rm c}/{ m MPa}$	ı E'∕GPa	Y/MPa	T/MPa	$\rho_0/(\mathrm{g}\!\cdot\!\mathrm{m}^{-3})$	τ/MPa	λ
23	3.98	23.2	2.32	1 910	14.2	1.17
39	28.4	30.9	3.36	2 250	22.98	0.77
30	9.9	105	14.0	2 390	100.0	0.136

文献[19]中弹体材料为 4340RC45 钢,文献[20] 中弹体材料为 35NCD16 钢。由于侵彻过程中弹体几乎未出现质量损失和明显结构变形,因此弹体材料采用线弹塑性本构。基于弹一靶分离思想,将靶体响应力函数施加在弹体表面,进而省略靶体模型的建立与网格划分。在 ABAQUS 中调用子程序 VDLOAD 中编写的靶体阻力函数,对文献[19~20]开展的 18 组实验进行数值模拟,结果如图 2 所示。

通过对比图 2(a)可以发现:侵彻深度随着弹体 初始动能增大而增大;当侵彻速度相同时,靶体强度 越高,弹体过载越高,动能消耗越快,侵彻时间越短;

数值计算与实验的侵彻深度误差小于 10%。从图 2(b)和图 2(c)可以发现,弹体着靶后,过载迅速上升,然后进入缓慢下降阶段,该阶段对应隧道区。数值计算获得的侵彻加速度幅值、持续时间与实验数据吻合较好,说明采用的靶体阻力函数能够有效模拟弹体侵彻混凝土靶的受力过程,为开展战斗部动态响应研究提供了必要前提条件。





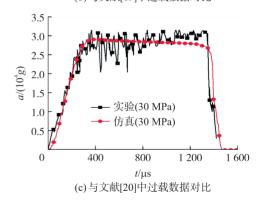


图 2 数值模拟与实验对比

Fig. 2 Comparison between numerical simulation and experiment

3 战斗部结构及装药动态响应

3.1 装药头部曲径比对动态响应的影响

在前文基础上,为探究侵彻过程中装药头部形状对战斗部动态响应特性的影响,采用文献[19]中 CRH_s=3的实验弹外形(弹体参数见表1),为其设

计了3 种不同 CRH 的截卵形装药结构,如图 3 所示。装药直径为50 mm, CRH_s分别为1,2,4。微调壳体尾部厚度及装药长度,保证战斗部总质量和装药质量不变,以降低计算误差影响。初始时装药填满战斗部壳体,与壳体无间隙。壳体为4340RC45钢,由于不考虑装药化学反应,装药材料可采用双线性塑性硬化模型描述,材料参数^[24]见表3。

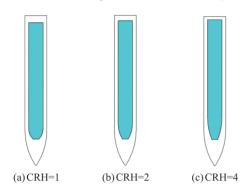


图 3 战斗部模型

Fig. 3 Warhead model

表 3 装药材料参数

Table 3 Material parameters of the charge

$\rho/(\mathrm{kg}\cdot\mathrm{m}^{-3})$	E/GPa	$\sigma_{\scriptscriptstyle y}/{ m MPa}$	$E_{\rm t}/{ m MPa}$	ν
1 850	10.1	45	600	0.3

通过接触对(Contact Pair)定义战斗部壳体与装药之间的接触,同时为接触赋予摩擦作用,摩擦系数 $0.1^{[25]}$ 。忽略重力和空气阻力作用,对战斗部以800 m/s 速度正侵彻 39 MPa 半无限混凝土靶进行计算。

图 4 为 3 种战斗部壳体与装药过载曲线,统计 侵彻深度 H、壳体最大过载 a_{smax} 、装药最大过载 a_{cmax} 见表 4。3 种战斗部质量和外形尺寸相同,因此侵彻 深度差异较小, 侵彻时间约 6 ms 左右。整个过程 中,装药过载曲线始终围绕壳体过载曲线振荡。壳 体和装药刚性过载相同,但装药与壳体发生相对运 动,使其结构振动响应频响特性不同,装药相对运动 过载是壳体过载的 $(1-R_c^{2n})Z^*$ 倍 $^{[26]},R_c$ 为应力波反 射系数,n 为反射次数, Z^* 为波阻抗比。因此,对于 材料波阻抗较低的装药,其过载曲线振荡程度较大。 装药与壳体过载均出现多个峰值, 且装药过载峰值、 谷值对应壳体过载谷值。从图 4 和表 4 可知,装药 头部曲径比变化对壳体最大过载影响有限,CRH=2 时壳体过载最大,为 19 154g;而装药头部曲径比增 大,壳体应力波透射到装药头部面积增大,装药轴向 受力增大,从而导致装药最大过载呈上升趋势。

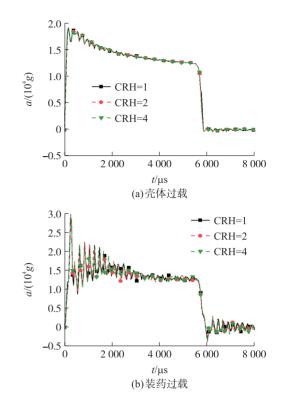


图 4 不同 CRH 下战斗部过载

Fig. 4 Deceleration of the warhead under different CRH

表 4 侵彻数据统计

Table 4 Statistics of penetration data

CRH	H/cm	$a_{ m smax}/g$	$a_{ m cmax}/g$
1	217	19 139	28 879
2	217	19 154	29 428
4	217	19 127	29 794

为研究应力传播过程,选取装药头部 CRH = 2 的战斗部进行分析,图 5 和图 6 为壳体与装药应力云图。如图 5(a)所示,战斗部着靶后壳体头部形成应力波,并迅速向壳体尾部传播,波幅为 538 MPa。在惯性力及内部装药应力波作用下,装药头部应力迅速升高,由于壳体与装药材料特性不同,应力波在壳体中传播速度明显快于其在装药中的速度,126 μs 时应力波传播到壳体尾端,见图 5(b)。此后,应力波持续向后端扩散,使壳体上出现多个间隔分布的高应力环形区,壳体上波阵面相对平整,应力波叠加作用使壳体上应力幅值进一步升高,见图 5(c)。当战斗部进入靶体后,速度持续下降,应力幅值降低,在 5 964 μs 时应力衰减到 399 MPa,见图 5(d)。

壳体上应力主要集中在内腔尺寸突变区域,最大应力低于材料屈服强度 1 240 MPa。壳体上应力波沿径向传递到内部装药,使装药表面与壳体接触

区域应力上升,而应力波在壳体上传播较快,故装药上应力呈现中心低边缘高的分布,随着侵彻进行,应力波叠加作用使装药应力进一步上升,见图 6(b)。壳体尾部自由面反射形成的拉伸波传到内部装药,抵消部分应力,应力幅值下降,见图 6(c)。在侵彻即将终止时,由于装药弹性模量较小,装药出现反弹现象,使应力幅值再次上升,见图 6(d)。3 种结构战斗部中应力波传播规律基本相同。整个过程中,装药内应力水平长时间高于材料屈服强度,说明装药除了弹性变形外还存在不可逆的塑性变形。

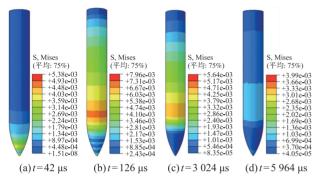


图 5 壳体应力云图(单位:10² GPa)

Fig. 5 Stress contour diagram of the shell (unit: 10² GPa)

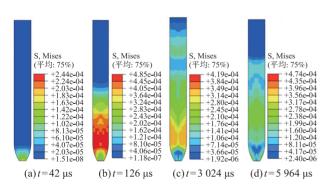


图 6 装药应力云图(单位:10² GPa)

Fig. 6 Stress contour diagram of the charge (unit: 10² GPa)

装药塑性应变(PEEQ)演化见图 7。装药塑性应变分布特征和图 6 的应力传播特征相对应,在应力波未传到装药尾端时,装药塑性应变最大幅值均在 0.04 以下。CRH = 4 的装药最先出现塑性应变,且演化远快于另外 2 种结构,随着变形累积装药塑性应变演化越来越快,在 1 344 μs 时出现最大等效塑性应变。CRH = 1 的装药在 1 848 μs 时才出现最大等效塑性应变。装药头部受到压缩作用,装药尾端与壳体之间逐渐出现间隙,当二者速度同步时,间隙达到最大,CRH = 4 时最大间隙为 2.7 mm,相比于CRH = 1 时增加了 6.7%。侵彻结束时,装药反弹使

间隙减小, CRH = 4 时最终间隙为 1.25 mm, 为 CRH = 1 时的 1.14 倍。装药最大等效塑性应变随 CRH 增大而增大,且高应变区域有所扩展, CRH = 4 时最大等效塑性应变为 3.76,为 CRH = 1 时的 1.78 倍,即 CRH 越大,装药越容易出现变形破坏。综上,装药变形引起累积损伤,可能导致点火风险,设计时选择合适头部曲径比对降低装药过载及缓解变形破坏程度具有重要意义。

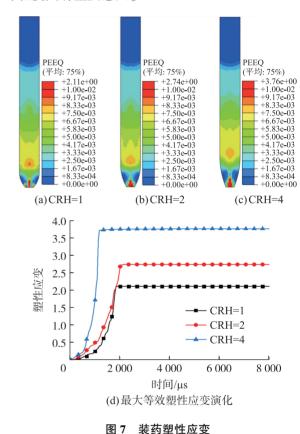


Fig. 7 Plastic strain of the charge

3.2 壳体头部曲径比对动态响应的影响

改变壳体头部曲径比(CRH_s=2,3,4),分析战斗部以800 m/s 初始速度侵彻混凝土靶时壳体及装药动态响应变化。战斗部总质量相等,装药头部为截卵形,CRH 均为1,材料参数及仿真设置如前所述。

战斗部壳体和装药过载见图 8,CRH_s 对侵彻过程有显著影响,壳体头部越尖,越有利于改善战斗部受力状况,使战斗部高速阶段过载峰值存在明显差异。随着速度损耗,后期过载幅值相当。相应地,战斗部侵彻深度、侵彻时间有所增加,而壳体、装药最大过载明显低于另外 2 种结构,过载峰值出现时刻越来越迟,见表 5。

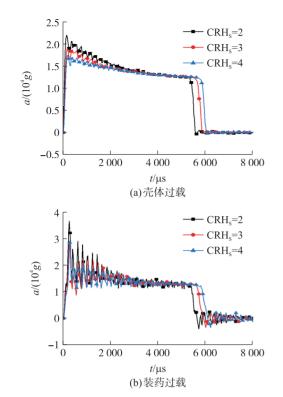


图 8 不同 CRH_s 下战斗部过载

Fig. 8 Deceleration of the warhead under different CRH_s

表 5 侵彻数据统计 Table 5 Statistics of penetration data

CRH_S	$t_{\rm all}/{\rm ms}$	H/cm	$a_{\rm smax}/g$	$a_{ m cmax}/g$
2	5.69	201	21 996	36 479
3	5.96	217	19 139	28 879
4	6.24	228	17 467	28 458

3 种战斗部壳体均处于弹性状态,但 CRH_s 改变,使得壳体及装药上应力及塑性应变分布存在差异。图 9 为壳体上出现的最大应力单元的应力变化曲线,可以看出整个过程中 CRH_s = 4 的壳体等效应力幅值处于相对较低状态。同时,由于战斗部CRH_s 发生变化,影响了应力波反射路径,故壳体上高应力区域随着 CRH_s 增加有所后移且范围缩小,见图 10 所示。随着侵彻进行,战斗部速度逐渐下降,5.5 ms 时 CRH_s = 2 的战斗部剩余速度最小,此时其壳体应力幅值最小。

图 11 为装药应力云图。可以看出装药等效应 力均已超出材料屈服应力。84 μs 时, CRH_s 较小的 2 种战斗部装药高应力主要集中于装药头部尖角和 轴线上,应力幅值较低,而应力波反射与透射使得装 药轴线上均出现 2 个高应力区域,见图 11(a)。应 力波抵消作用使轴线区域应力幅值显著降低,且分 布更加不均匀,沿装药轴线出现多个对称分布的倾 斜高应力区域,见图 11(b)。5 000 μs 时 $CRH_s=2$ 的战斗部装药应力幅值已衰减到 32 MPa,另外 2 种情况装药应力幅值相当,但此时 $CRH_s=4$ 时装药应力分布相对均匀,高应力区域分布与 $CRH_s=2$ 时相比有所后移,见图 11(c)。

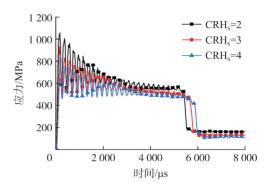


图 9 壳体最大应力演化

Fig. 9 Evolution of the maximum stress of shell

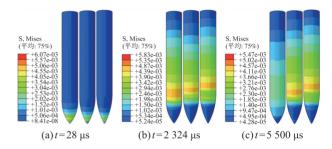


图 10 壳体应力云图(CRH=2,3,4)

Fig. 10 Stress contour diagram of the shell

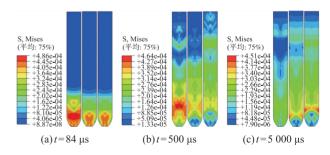


图 11 装药应力云图(CRH=2,3,4)

Fig. 11 Stress contour diagram of the charge

由以上云图可知,前期装药应力水平高于材料 屈服应力,因此装药变形破坏主要出现在该段时间; 装药头部尖角处存在应力集中,因此初始时刻 CRH_s=4 时装药塑性应变主要集中在头部尖角区域,而壳体头部曲率较大的战斗部装药,头部应力汇聚现象较为明显,因此头部中心轴线上也存在高塑性应变区域,并沿中心轴线向尾端扩展,使轴线上出现多个高应变区域。CRH_s=4 的战斗部装药量性应

变的 28%,且应变区域明显缩小,见图 12。

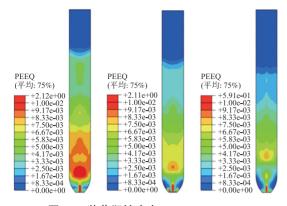


图 12 装药塑性应变(CRH_s=2,3,4)

Fig. 12 Plastic strain of the charge ($CRH_8 = 2,3,4$)

CRH_s 对壳体及装药动态响应影响如图 13 所示。随着战斗部 CRH_s 增大,壳体及装药最大过载下降,且降低的趋势逐渐缓慢,同时壳体及装药最大过载差值也逐渐缩小。因此,优化战斗部壳体头部形状可有效降低过载峰值,有利于改善战斗部受力状态和提高侵彻性能。

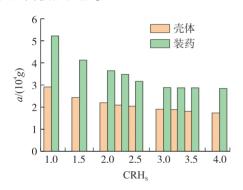


图 13 最大过载与 CRH。关系

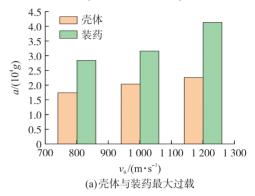
Fig. 13 Relationship between peak deceleration and CRH_s

3.3 初始速度对动态响应的影响

初始撞击速度是侵彻过程重要影响因素之一, 为研究其对战斗部壳体与装药动态响应的影响,建立了初速为800 m/s、1 000 m/s 及 1 200 m/s 的战斗部侵彻39 MPa 半无限混凝土计算模型,战斗部CRH_s=4,装药CRH=1。

图 14(a) 为不同速度下壳体和装药的最大过载。随初始撞击速度增加,与速度有关的惯性阻力项在战斗部所受阻力中占比增大,因此战斗部过载升高,过载峰值出现时刻更早,且曲线下降阶段更陡。800 m/s 速度时壳体最大过载出现在196 μs;而1 200 m/s 速度下,壳体最大过载出现在 140 μs,相比 800 m/s 时升高了 73.6%,装药最大过载相比

800 m/s 时升高了 68.8%。战斗部速度逐渐衰减,静阻力项成为战斗部阻力主导项,故后期 3 种速度战斗部过载曲线下降阶段相对平缓,且幅值相近,过载曲线下降阶段几乎平行,1 200 m/s 速度侵彻持续约 8 ms,约为 800 m/s 时的 1.28 倍。且当初始动能较大时,壳体和装药最大过载差异较大,说明振动过载跟初始动能有关,初始动能越大,振动过载越高。



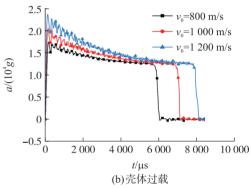


图 14 过载及初始时刻阻力占比

Fig. 14 Deceleration and the proportion of resistance at the initial moment

壳体与装药上等效应力与初始撞击速度相关, 当速度为 1 200 m/s 时,壳体上最大应力为 1 241 MPa,已经超出壳体材料屈服强度,最大等效 塑性应变为 0.000 2,因此壳体上出现轻微塑性变 形,如图 15 所示。图 16 为装药与壳体内端面间隙 曲线,可知间隙呈动态变化,1 000 m/s、1 200 m/s 时最大间隙分别为 2.7 mm、3.4 mm;最终间隙分别 为 1.5 mm、2.3 mm,相比于 800 m/s 时增大了 36%、109%。

3 种速度条件下装药最大等效塑性应变演化过程见图 17。从图 17 可知,在 1 200 m/s 条件下,装药内部迅速出现塑性变形且应变幅值快速上升至较高水平,应力波往复反射和叠加作用导致应变曲线出现台阶状特征。在 800 m/s 条件下,装药产生塑性应变时间延后,且幅值较小,后期应变幅值不再增

加。1 200 m/s 与1 000 m/s 速度时装药最大塑性应变幅值相比于 800m/s 时最大塑性应变分别增大 183%和 242%。因此,侵彻速度过高时,装药将面临 更苛刻的环境,增加了装药早爆的风险。

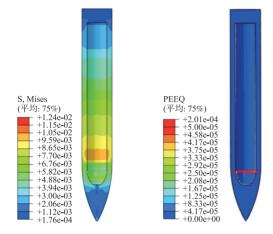


图 15 1 200 m/s 壳体应力和应变

Fig. 15 Stress and strain of the shell at 1 200 m/s

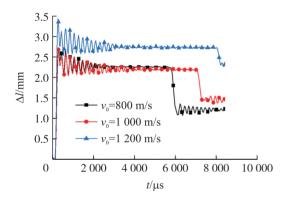


图 16 装药与壳体间隙

Fig. 16 The gap between charge and shell

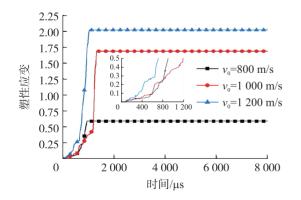


图 17 装药最大塑性应变演化

Fig. 17 Evolution of the maximum plastic strain of charge

3.4 战斗部尺寸对动态响应的影响 为了分析缩比尺寸对战斗部动态响应影响,对

战斗部整体进行等比缩放,比例因子 ζ 分别为 0.5 和 2.0。

侵彻深度与初始速度、弹靶材料特性、战斗部结构参数有关,在侵彻过程中不考虑混凝土骨料、弹性模量、材料应变率、弹靶间摩擦系数、战斗部转速影响,根据量纲理论,侵彻深度可以表示为

 $H=f(v_0,L,\psi,D,m,\rho_w,\rho_l,E_w,E_l,\sigma_w,\sigma_l)$ (4) 式中: v_0 为初始速度; ψ 为壳体头部系数; σ_w,σ_l 分别为弹、靶材料屈服强度。

根据 π 定理,以战斗部直径 D、壳体密度 ρ_w 、靶体模量 E. 为基本量,则有:

$$\frac{H}{D} = f\left(\frac{v_0}{\sqrt{E_1/\rho_w}}, \frac{L}{D}, \psi, \frac{m}{\rho_w D^3}, \frac{\rho_t}{\rho_w}, \frac{E_w}{E_t}, \frac{\sigma_w}{E_t}, \frac{\sigma_t}{E_t}\right)$$
(5)

侵彻初始速度 v_0 、弹靶材料的 ρ_w 、 ρ_1 , E_w 、 E_1 , σ_w 、 σ_1 均未改变,则缩放模型 $(H/D)_m = (H/D)'$,故 $H' = \zeta H$ 。图 18 为不同比例战斗部侵彻深度、速度时程曲线。

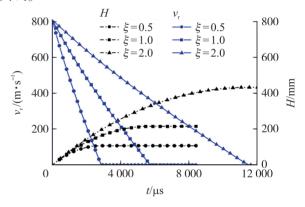


图 18 剩余速度和侵彻深度曲线

Fig. 18 Curves of residual velocity and penetration depth

由图 18 可知,几何相似的战斗部在初始速度、弹靶材料参数相同时,最终侵彻深度 H 与战斗部直径 D 成正比。对于几何相似的战斗部,其他参数相同时,战斗部阻力 F 与长度 L 之间满足 $F \propto L^2$,战斗部质量 m 和尺寸关系为 $m \propto DL^2$,因此,对于不同尺寸几何相似战斗部,过载满足 $a \propto 1/D$,即 $a' = a/\zeta$ 。从战斗部壳体和装药过载曲线可以看出,比例因子 $\zeta=2$ 时过载峰值最小,因此战斗部速度衰减最慢,侵彻时间最长,持续了约 11.8 ms,为比例因子 $\zeta=0.5$ 时 4 倍左右,同时壳体和装药过载峰值出现时间有所延迟。比例因子 $\zeta=0.5$ 与 $\zeta=2$ 时装药与壳体内端面最大间隙分别为 1.24 mm 和 5.1 mm,最终间隙为 0.56 mm 和 2.25 mm,故装药压缩量具有相似关系。

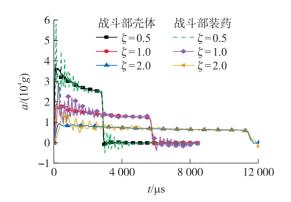


图 19 战斗部过载

Fig. 19 Deceleration of the warhead

图 20 为 3 种尺寸战斗部壳体应力云图,着靶后壳体头部产生应力波,迅速向尾部传去,但由于比例因子 ζ =0.5 的战斗部尺寸最小,在 84 μ s 时应力波就已传到尾部,应力幅值最高,在 3 024 μ s 时,比例因子 ζ =0.5 动能基本消耗,故壳体上应力最小,而 ζ =2.0 剩余动能最大,战斗部受力最恶劣,故此刻应力比另外两种尺寸壳体应力高。3 种尺寸壳体最大应力分别为 876 MPa、874 MPa、917 Mpa,均未超出材料屈服强度。比例因子 ζ =0.5 与 ζ =1.0 时最大应力基本相同,但比例因子 ζ =2.0 时最大应力略大。

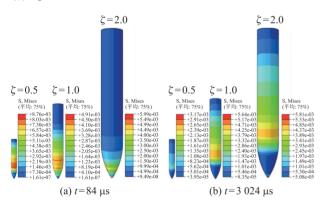


图 20 壳体应力云图

Fig. 20 Stress contour diagram of the shell

沿 3 种尺寸装药中轴线等距依次选取 3 个单元,提取各处轴向应力曲线,可以发现不同尺寸几何相似战斗部装药对应位置应力幅值及变化趋势具有一致性,装药头部主要受压缩波作用,尾部受压缩波和拉伸波联合作用。但由于过载不同导致动能变化不一致,因此应力持续时间及不同应力峰值出现时刻存在差异,在 $168~\mu s$ 时 $\zeta = 0.5$ 装药出现首个应力峰值,640 μs 时 $\zeta = 2.0$ 装药出现首个应力峰值,应力持续时间基本与加载时间一致,由于动能不断损

耗,装药上应力幅值呈现衰减趋势,同时应力波轴向 弥散效应,从装药头部传递到中部时,幅值已衰减 50%左右。

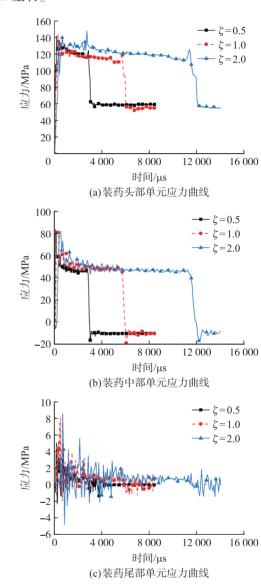


图 21 装药不同位置应力

Fig. 21 Stress at different positions of the charge

不考虑混凝土骨料、材料应变率等因素,战斗部过载、应力等宏观物理量基本满足相似,但微观角度,如装药损伤、裂纹演化不具备一致性。比例因子 ξ=2.0 战斗部过载持续时间最长,装药在长时间压缩和拉伸作用下,变形破坏最为严重,最大等效塑性应变为 6.39,为另两种比例因子下最大等效塑性应变的 5.07 倍、2.33 倍,不满足相似律关系,如图 22 所示。综上,缩比尺寸对载荷幅值及装药变形破坏程度具有重要作用,随着比例因子增大,装药变形破坏程度逐渐增大。

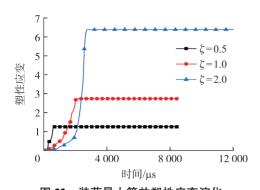


图 22 装药最大等效塑性应变演化 Fig. 22 Evolution of the maximum plastic strain of charge

4 结束语

本文采用弹靶分离数值模拟方法,分析了战斗部 高速侵彻混凝土靶的动态响应规律,主要结论如下:

- ①相对运动导致材料波阻抗小的装药最大过载 高于壳体。装药最大过载、等效应变与装药头部曲 径比正相关。塑性变形集中于装药头部、头部与身 部过渡处,CRH为4时装药最大塑性应变约是CRH 为1时的1.78倍;
- ②CRH_s 增大,壳体与装药最大过载下降,且降低趋势逐渐缓慢,壳体与装药最大过载差值也逐渐缩小,CRH_s 为4时装药最大塑性应变约为CRH_s 为2时的29%,且高应变区域明显减小:
- ③速度主要影响壳体和装药载荷幅值和破坏程度,1 200 m/s 速度时壳体和装药最大过载分别为800 m/s 速度时最大过载的1.74 倍、1.69 倍,同时装药最大塑性应变相比于800 m/s 时增大了242%;
- ④几何相似的战斗部侵彻过载、侵彻深度、应力幅值等量在不考虑混凝土骨料尺寸、应变率等因素影响时满足相似律,但等效塑性应变不具备一致性,战斗部尺寸越大,装药变形越严重。

参考文献

- [1] 张立建,郭洪卫,吕永柱,等. 两种侵彻载荷下装药结构动态响应特性数值模拟[J]. 现代防御技术,2021,49(5):111-117. ZHANG Lijian, GUO Hongwei, LV Yongzhu, et al. Numerical simulation of dynamic response characteristic of charge structure under two types of penetration loads [J]. Modern Defense Technology,2021,49(5):111-117.(in Chinese)
- [2] 毕超,郭翔,屈可朋,等. 斜侵彻靶板过程中装药损伤的数值模拟[J]. 火炸药学报,2022,45(3):383-387.
 BI Chao,GUO Xiang,QU Kepeng, et al. Numerical simulation of charge damage during oblique penetration[J]. Chinese Journal of

- Explosives & Propellants, 2022, 45(3):383-387. (in Chinese)
- [3] LI Xiao, LIU Yizhi, SUN Yi. Dynamic mechanical damage and non-shock initiation of a new polymer bonded explosive during penetration [J]. Polymers, 2020, 12:1342.
- [4] 石啸海,余春祥,戴开达,等. 侵彻过程中弹头形状对 PBX 炸药损伤的影响[J]. 弹箭与制导学报,2019,39(3):81-85. SHI Xiaohai, YU Chunxiang, DAI Kaida, et al. The influence of nose shape to dynamic damage of PBX charge during the penetration process [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance,2019,39(3):81-85.(in Chinese)
- [5] 张旭,曹仁义,谭多望.高超音速侵彻混凝土过程中侵彻弹体装药塑性安定性分析[J]. 含能材料,2011,19(6):709-714.

 ZHANG Xu, CAO Renyi, TAN Duowang. Plastic charge stability analysis of supersonic projectile during penetration of concrete targets[J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2011,19(6):709-714.(in Chinese)
- [6] 张斌,李继承,陈建良,等. 构型弹体跌落冲击载荷及结构响应 特性[J]. 爆炸与冲击,2023,43(3):033201. ZHANG Bin, LI Jicheng, CHEN Jianliang, et al. Loading characteristics and structural response of a warhead during drop impact[J]. Explosion and Shock Waves, 2023,43(3):033201. (in Chinese)
- [7] 张馨予,吴艳青,黄风雷. PBX 装药弹体侵彻混凝土薄板的数值模拟[J]. 含能材料,2018,26(1):101-108.

 ZHANG Xinyu,WU Yanqing,HUANG Fenglei. Numerical simulation on the dynamic damage of PBX charges filled in projectiles during penetrating thin concrete targets [J]. Chinese Journal of Energetic Materials,2018,26(1):101-108.(in Chinese)
- [8] 邓佳杰,张先锋,陈东东,等. 串联随进弹侵彻预开孔靶弹道轨迹的数值模拟[J]. 兵工学报,2016,37(5):808-816.

 DENG Jiajie,ZHANG Xianfeng,CHEN Dongdong, et al. Numerical simulation of the trajectory of travelling projectile penetrating into pre-drilled target[J]. Acta Armamentarii,2016,37(5):808-816. (in Chinese)
- [9] WARREN T L, TABBARA M R. Simulations of the penetration of 6061-T6511 aluminum targets by spherical-nosed VAR 4340 steel projectiles [J]. International Journal of Solids and Structures, 2000,37(32):4419-4435.
- [10] 孔祥振,方秦,吴昊. 考虑靶体自由表面和开裂区影响的可变 形弹体斜侵彻脆性材料的终点弹道分析[J]. 兵工学报,2014, 35(6):814-821. KONG Xiangzhen,FANG Oin, WU Hao, Terminal ballistics study
 - KONG Xiangzhen, FANG Qin, WU Hao. Terminal ballistics study of deformable projectile penetrating brittle material targets for free-surface and crack region effects [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(6);814-821.(in Chinese)
- [11] 何涛. 动能弹在不同材料靶体中的侵彻行为研究[D]. 合肥: 中国科学技术大学,2007.

HE Tao. A study on the penetration of projectiles into targets made of various materials [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2007. (in Chinese)

(下转第110页)