

文章编号:1006-9941(2021)07-0607-10

高速动能破片和包覆活性材料对屏蔽装药的串联毁伤效应

顾阳晨¹,王金相¹,陈兴旺¹,刘志刚²,郝春杰²,李渊博¹

(1. 南京理工大学瞬态物理国家重点实验室, 江苏 南京 210094; 2. 晋西工业集团晋西防务装备研究院, 山西 太原 030027)

摘要: 高速动能破片和包覆活性材料破片串联战斗部兼具高速侵彻毁伤效应及化学能毁伤效应,为研究其对屏蔽装药的串联冲击毁伤行为,建立了高速动能破片和包覆活性材料撞击屏蔽装药的冲击动力学模型,结合活性材料激发理论以及屏蔽装药起爆判据计算分析了高速动能破片和包覆活性材料对屏蔽装药的冲击毁伤行为。基于2D-Autodyn平台对高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药过程进行了数值模拟。对比验证了理论计算和数值模拟的一致性,结合理论分析和数值模拟结果讨论了影响屏蔽装药毁伤的主要因素、可能存在的毁伤模式和各毁伤模式之间的转变条件。结果表明:高速动能破片和包覆活性材料对屏蔽装药作用主要存在前段侵彻冲击引爆模式(I)、主体段侵彻冲击引爆模式(II)、活性材料未反应且侵彻未引爆模式(III)、活性材料反应增强引爆模式(IV)及活性材料反应未引爆模式(V)等五种毁伤模式;在材料和结构一定的情况下,撞击速度和屏蔽厚度是影响毁伤模式的主要因素;所建立的理论模型可较好地预测上述毁伤模式。

关键词: 活性材料;高速破片;屏蔽装药;冲击毁伤;毁伤模式;数值模拟

中图分类号: TJ012.4

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2020328

1 引言

随着制导技术快速发展,防空反导已成为当前研究的热点问题。巡航导弹、弹道导弹等来袭弹药可以简化为屏蔽装药结构,一般利用高速破片冲击引爆装药对其进行毁伤。然而随着惰性钝感炸药的广泛应用,依靠单一动能毁伤的破片式战斗部很难有效地摧毁来袭弹药。如海湾战争中,美国爱国者导弹拦截率达到80%,而引爆率只有5%，“击而不毁”的拦截效果不符合战场需求。因此提高拦截弹药的毁伤性能实现“击中即摧毁”的能力要求,逐渐成为反导防空的研究重点之一^[2]。

针对屏蔽装药的毁伤,高速动能破片和活性破片是两种常用的毁伤元形式。其中活性破片战斗部

是一种将活性材料与预制破片战斗部相结合的新型战斗部,其概念最早由Hugh E于1976年在专利中提出^[1]。活性破片战斗部兼具动能和化学能毁伤效能,在提升反导弹药毁伤能力方面具有重要的军事应用前景,受到国内外研究人员的广泛关注^[2-4]。活性材料在高速碰撞及侵彻目标时自身能产生爆燃或爆炸反应,能在穿透目标壳体后有效地毁伤爆燃类目标,相较于传统惰性破片可大幅提高对爆燃类目标的引燃引爆能力。而将两者结合在一起形成的高速动能破片和包覆活性材料破片串联战斗部对目标的冲击毁伤效应更好。

本文研究的串联战斗部中包覆活性材料破片采用Al/PTFE作为被包覆材料。关于PTFE基活性材料国外学者进行了相应研究:V. S. Joshi等^[5]研究了Al/PTFE活性材料的配方,得出较为理想的PTFE和Al质量配比大致为3:1;M. N. Raftenberg等^[6]通过霍普金森压杆(SHPB)实验以及数值模拟对26%Al/74%PTFE活性材料的Johnson-Cook强度模型参数进行了标定;Ames等^[7]通过Taylor杆碰撞实验证明了强剪切是引发Al/PTFE活性材料点火起爆的主要机制;Brett Sorensen^[8]对不同材料壳体包覆的活性破片撞

收稿日期:2020-12-24;修回日期:2021-01-27

网络出版日期:2021-05-11

基金项目:自然科学基金(11672138),部委预研基金(6142604180407)。

作者简介:顾阳晨(1995-),男,博士研究生,主要从事弹药的聚能效应及相关研究。e-mail:13801516988@163.com

通信联系人:王金相(1978-),男,研究员,博士生导师,主要从事弹道终点毁伤效应及相关研究。e-mail:wjx@njjust.edu.cn

引用本文:顾阳晨,王金相,陈兴旺,等. 高速动能破片和包覆活性材料对屏蔽装药的串联毁伤效应[J]. 含能材料, 2021,29(7):607-616.

GU Yang-chen, WANG Jin-xiang, CHEN Xing-wang, et al. Tandem Damage Effect of High-speed Kinetic Fragments and Coated Active Materials on Shielded Charges[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2021, 29(7): 607-616.

击薄板进行了大量的实验研究,并与传统惰性破片比较发现其具有较强的靶后毁伤能力。国内学者在活性破片战斗部方面也有不少研究,徐松林等^[9]初步掌握了活性破片的原料配方及加工工艺,并通过实验验证了其打击目标时能产生类爆轰反应。王海福等^[10-11]开展活性破片撞击靶板进入密闭容器释能的实验,研究了活性材料的能量输出特性。蒋建伟等^[12-13]对活性破片战斗部成型及侵彻靶板过程进行了数值仿真以及实验研究,同时建立了Al/PTFE材料的JWL状态方程模型。肖艳文等^[14]对类钢密度活性材料化学响应行为对侵彻性能的影响。何源等^[15]对预制活性破片冲击薄靶进行了实验研究和数值仿真,讨论了活性破片的释能时间。李旭峰等^[16]对一种含能破片毁伤元引爆带壳装药的过程进行了研究,分析了破片速度和装药壳体厚度对毁伤效果的影响。

结合上文分析,利用高速动能破片和包覆活性材料破片的串联作用是对屏蔽装药进行高效毁伤的重要思路,然而目前其对屏蔽装药的联合毁伤机理和毁伤模式的研究尚不系统和深入,为此,本研究针对该问题建立了高速动能破片和包覆活性材料撞击屏蔽装药的冲击动力学模型,结合活性材料激发现论以及屏蔽装药起爆判据计算分析了包覆活性材料高速破片对屏蔽装药的冲击毁伤,配合数值模拟结果讨论了屏蔽装药在包覆活性材料高速破片撞击作用下的毁伤模式和各毁伤模式之间的转变条件,可为串联型高速动能破片-包覆活性材料联合作用战斗部的设计提供理论支撑。

2 理论分析

2.1 屏蔽装药起爆判据

高速破片冲击屏蔽装药靶板以及包覆的活性材料反应都会产生冲击波,通过靶板在内部装药产生透射冲击波,都可能引起装药的爆炸。炸药对冲击波的动态响应分为两种情况:一是冲击转爆轰;二是持续长时间的脉冲载荷发生引发的反应。

在强冲击波短脉冲载荷作用下,炸药起爆的准则^[17]为:

$$p^2 t = M \quad (1)$$

式中, p 为炸药界面的冲击压力,Pa; t 为冲击转爆轰的时间,s; M 为与炸药有关的参数。在强冲击作用下冲击转爆轰的时间非常短,可近似考虑炸药界面压力 p

是否超过炸药起爆的临界压力 p_c 。即若 $p \geq p_c$,则炸药爆炸,反之,炸药安定。

在炸药界面的压力 p 低于炸药临界起爆压力 p_c 情况下,长时间的持续低压力冲击也可能使炸药发生爆轰。在这种情况下,冲击波引发爆轰的准则可描述为:

$$p^n t = N \quad (2)$$

式中, n 、 N 为与炸药有关参数。

由于活性材料反应过程中不仅会放出大量热量,同时也会形成一定的冲击波超压。因此在研究活性材料反应对屏蔽装药起爆影响时,既要考虑热起爆,同时也要考虑冲击波引发的爆炸。本文采用起爆临界能量判据进行计算,在考虑侵彻体碰撞产生的冲击波能量时,忽略前段的作用,仅考虑包覆活性材料的主体段。侵彻体碰撞产生的冲击波能量为 E_1 :

$$E_1 = p_e u_e t \quad (3)$$

$$t = \min\{2L_t/D_t, 2L_i/D_i\} \quad (4)$$

式中, t 为冲击波作用时间,s; p_e 为传入炸药的压力,Pa; u_e 为炸药质点速度, $m \cdot s^{-1}$; L_t 、 L_i 为靶板和破片的特征长度,m; D_t 、 D_i 为靶板和破片中冲击波波速, $m \cdot s^{-1}$ 。由于侵彻体前段的侵彻穿孔作用,可假设活性材料完全反应释放的能量 E_2 全部进入炸药。进入炸药的总能量 E 为:

$$E = E_1 + E_2 \quad (5)$$

本文的屏蔽装药采用Comp.B炸药,其起爆的临界能量为 $122 \times 10^{10} J \cdot m^{-2}$ ^[18],当进入炸药总能量 E 超过起爆的临界能量时屏蔽装药起爆。

2.2 冲击波参数计算

一般研究碰撞引起的屏蔽装药起爆时,采用短脉冲冲击荷载作用下的起爆准则,这就需要计算碰撞时产生的冲击波参数。用Rankine-Hugoniot关系^[22]建立碰撞模型如图1, S_1 、 S_2 为传入破片与靶板中的冲击波。

$$\rho_0 D = \rho(D - u) \quad (6)$$

$$p - p_0 = \rho_0 D u \quad (7)$$

$$E - E_0 = (p + p_0)(V_0 - V)/2 \quad (8)$$

式中, ρ_0 、 E_0 、 V_0 、 p_0 分别为材料初始状态的密度 $kg \cdot m^{-3}$ 、内能 $J \cdot kg^{-1}$ 、比容 $m^3 \cdot kg^{-1}$ 、压力Pa; ρ 、 E 、 V 、 p 分别为材料波后状态的密度、内能、比容、压力; D 、 u 分别为冲击波波速和质点速度, $m \cdot s^{-1}$ 。

密实介质中冲击波波速与质点速度之间关系为:

$$D = a + bu \quad (9)$$

式中, a 、 b 为材料的Hugoniot参数。

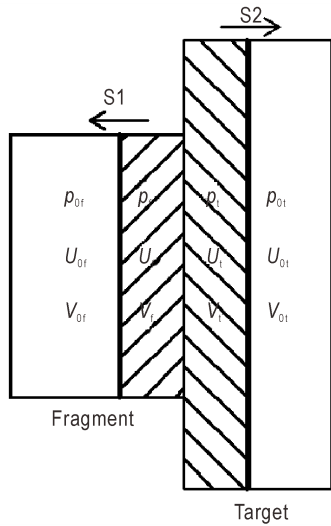


图1 侵彻体碰撞模型
Fig.1 Collision model of penetrator

由连续边界条件,可知破片中质点速度 u_i 与靶板中质点速度 u_t 关系以及破片中冲击波压力 p_i 与靶板中冲击波压力 p_t 关系:

$$u_i = u_t + u_f \tag{10}$$

$$p_i = p_t \tag{11}$$

可求得破片中的冲击波压力 p_i 、质点速度 u_i :

$$p_i = \rho_{of} [a_f + b_f(u_i - u_t)](u_i - u_t) \tag{12}$$

$$u_i = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \tag{13}$$

$$A = \rho_{of} b_f - \rho_{ot} b_t \tag{14}$$

$$B = -(2\rho_{of} b_f u_i) - (\rho_{of} u_i) - (\rho_{ot} u_t) \tag{15}$$

$$C = (\rho_{of} u_i a_f) + (\rho_{of} u_i^2 b_f) \tag{16}$$

$$0 < u_t \leq u_i \tag{17}$$

由于靶板材料波阻抗作用,冲击波传播时发生衰减,遵循规律:

$$\rho^* = \rho_t e^{-\alpha x} \tag{18}$$

式中, x 为传播距离,模型中 x 即为靶厚 L_t , m ; α 为衰减系数; ρ^* 为衰减过后的密度, $kg \cdot m^{-3}$ 。进入炸药的冲击波压力 p_e 及质点速度 u_e 通过(19)式和(20)式求得:

$$\rho_e (a_e + b_e u_e) u_e = \rho_t [a_t + b_t (2u^* - u_e)] (2u^* - u_e) \tag{19}$$

$$p_e = \rho_e (a_e + b_e u_e) u_e \tag{20}$$

2.3 活性材料激发条件

在分析活性材料激发条件时,由于作用时间较短,仍采用短脉冲载荷条件下的起爆判据。首先计算碰撞产生的应力波在破片与靶板中的传播过程,同样使用

Rankine-Hugoniot关系建立碰撞模型如图2。

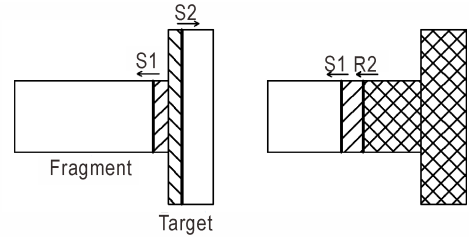


图2 高速破片碰撞过程应力传播
Fig.2 Stress propagation during the impact of high-speed fragment

活性材料 Hugoniot 参数取 $a_{H1}=1690 m \cdot s^{-1}$, $b_{H1}=2.2^{[14]}$ 。破片中的冲击波参数通过公式(6)~(17),将高速破片相应参数代入即可求得。

同时需要考虑靶板内反射稀疏波追赶上高速破片内冲击波,这会导致两波强度下降,影响最终活性材料的反应,所以存在一个活性材料激发临界靶厚 L_c 使得冲击波扫过整个破片。

$$L_c = L_f \frac{1/D_f - \rho_{of}/(\rho_f C_f)}{1/D_t + \rho_{ot}/(\rho_t C_t)} \tag{21}$$

式中, L_f 是破片特征长度, m ; C_f, C_t 分别是破片、靶板中稀疏波的传播速度, $m \cdot s^{-1}$ 。波速按照(22)式^[19]计算:

$$C = D \left\{ 0.49 + [(D - u)/D]^2 \right\}^{0.5} \tag{22}$$

在强冲击波短脉冲载荷作用下要达到使活性材料激发并完全反应的效果,需要满足两个条件,一是活性材料达到临界起爆压力,起爆阈值为 $3.6 GPa^{[12]}$;二是靶板达到临界厚度使得冲击波扫过整个破片。

2.4 高速动能破片和包覆活性材料串联战斗部撞击屏蔽装药的冲击动力学模型

本研究旨在为高速动能破片和包覆活性材料破片串联战斗部的设计提供指导。高速动能破片和包覆活性材料破片串联战斗部一般都包含两个部分:前段侵彻段,用于侵彻靶板开孔,利于后续活性材料向屏蔽装药释放能量;金属包覆活性材料主体段,作用是侵彻屏蔽装药时内部活性材料激发释放能量,引爆屏蔽装药。由此建立如图3所示高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药串联战斗部简化模型,假设串联战斗部包括前段侵彻段及铜壳体包覆的活性材料柱形破片,侵彻段长度为 L_{f1} ,铜包覆活性材料高速破片长度为 L_{f2} ,速度为 u_i ,壳体厚度为 L_t 。高速破片侵彻过程中,形状对应应力波传播影响的主要因素是破片的特征长度。图4为冲击动力学算法流程,计算应力波参数需结合

Rankine-Hugoniot 关系,确定靶板的几种临界厚度时需结合屏蔽装药起爆判据和活性材料激发条件,最终确定毁伤模式。

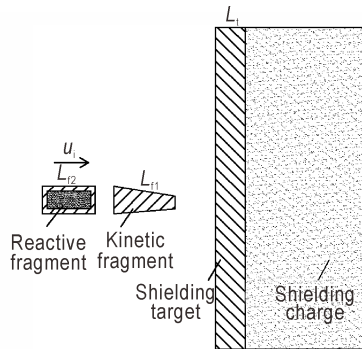


图3 高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药简化模型
Fig.3 Simplified model of the impacting on shielded charges by high-speed kinetic fragment and coated reactive material

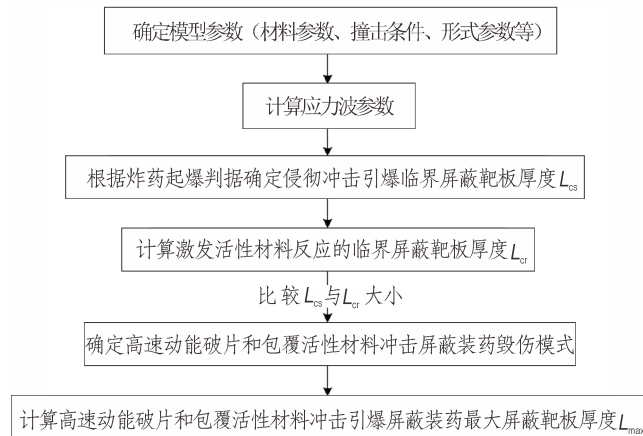


图4 算法流程图
Fig.4 Algorithm flowchart

首先计算侵彻体碰撞冲击波各参数,通过 2.2 节公式,代入初始参数即可求得不同介质中冲击波压力及速度大小。

后续计算过程需结合屏蔽装药起爆判据及活性材料激发条件。根据起爆判据公式(1)可求得侵入冲击引爆的临界屏蔽板厚度 L_{cs} 。将各参数代入公式(12)和(13)可求得破片中的质点速度 u_f ,再利用公式(10)可求得靶板中的质点速度 u_t ,通过公式(9)可以确定破片和靶板中冲击波传播速度。然后将求得的 u_f 、 u_t 、 D_f 、 D_t 以及破片长度代入公式(21)和(22),求得激发活性材料反应的临界靶厚 L_{cr} 。由于铜壳厚度较小,计算过程中忽略其碰撞产生的冲击波。比较 L_{cs} 与 L_{cr} 大小确定高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药毁伤模式。最后根据屏蔽装药临界能量起爆判据,可以求得

高速动能破片和包覆活性材料冲击引爆屏蔽装药的最大屏蔽板厚度 L_{max} 。

3 数值模拟

3.1 计算模型

采用 2d-Autodyn 软件对高速动能破片和包覆活性材料串联战斗部侵彻屏蔽装药过程进行数值仿真。根据图 3 建立的冲击动力学模型建模,采用二维轴对称模型计算,如图 5 所示模型包括屏蔽装药、屏蔽靶板、活性材料、壳体、侵彻体、空气域。活性材料长度为 15 mm,直径为 5 mm;侵彻体长度为 15 mm,壳体厚度为 1 mm。计算模型关于 x 轴对称,在边界上施加非反射边界。计算单位采用 cm-g- μ s。设置不同的靶板厚度进行计算,用于研究高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药的各种毁伤模式。同时采用惰性材料进行数值模拟,与包覆活性材料破片冲击屏蔽装药形成对照。

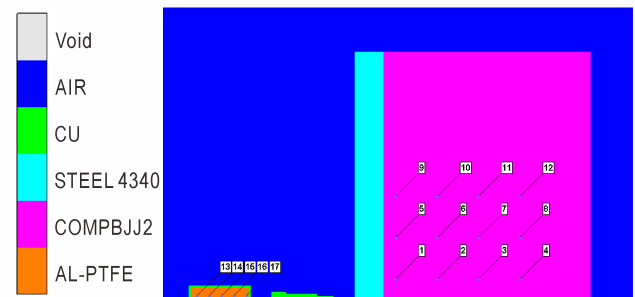


图5 高速动能破片和包覆活性材料侵彻屏蔽装药计算模型
Fig.5 Simulation model of the penetration of shielded charges by high-speed kinetic fragment and coated reactive material

3.2 材料模型与状态方程

壳体、侵彻体的材料为 Cu,靶板的材料为 4340 钢,材料模型均选用 Johnson-Cook 模型,状态方程采用 shock 模型。公式(23)为 Johnson-Cook 模型^[23]的方程:

$$\sigma_y = \left(A + B \bar{\epsilon}_p^n \right) \left(1 + C \ln \dot{\epsilon}^* \right) \left(1 - T^{*m} \right) \quad (23)$$

式中, A 、 B 、 C 、 m 、 n 为常数,分别为材料的初始屈服应力、应变强化系数、应变率强化系数、温度软化指数、应变强化指数; $\bar{\epsilon}_p$ 为有效塑性应变; $\dot{\epsilon}^*$ 为应变率; T^* 为对比温度。材料参数^[20]见表 1。

屏蔽装药材料为 AUTODYN 材料库中的 COMB JJ2,状态方程采用 Lee-Tarver 点火增长模型^[24]。Lee-Tarver 点火增长模型方程可较好地模拟非

表 1 材料参数

Table 1 Parameters of materials

Material	ρ / $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	G / GPa	A / MPa	B / MPa	C	m	n
Steel4340	7.83	200	506	320	0.064	1.06	0.28
Cu	8.96	46	90	292	0.025	1.09	0.31

均质炸药起爆特性。

$$\frac{\partial F}{\partial t} = I(1-F)^b \left(\frac{\rho}{\rho_0} - 1 - a \right)^x + G_1(1-F)^c F^d p^\gamma + G_2(1-F)^e F^\delta p^z \quad (25)$$

式中, F 为燃烧质量分数; $I, b, a, x, G_1, c, d, \gamma, G_2, e, g, z$ 为常数。

活性材料为 Al-PTFE, 材料模型选用 Johnson-Cook 模型, 状态方程在爆炸成型阶段采用 shock 模型参数见表 2; 在侵彻冲击引爆阶段活性材料通过内部压力判断是否激发, 如果超过反应阈值则采用 powder burn 模型^[25], 参数选取自文献^[12], 若低于反应阈值或未完全爆燃则选取 shock 模型进行计算。

powder burn 模型可以较好地模拟爆燃过程。气体压力状态方程为:

$$p_g = \rho_g e_g e^{\rho_g/R} \quad (26)$$

式中, p_g 为气体压力; ρ_g 为气体密度; e_g 为单位质量固体内能; R 为与反应物质相关的常数。

通过气体压力可以得到燃烧速率:

$$b(p_g) = a_1 p_g^k + a_2 \quad (27)$$

表 4 理论与试验结果对比

Table 4 Comparison between theoretical and experimental results

case	shielding material	initial velocity of active fragment / $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	experimental thickness of shield plate at initiation / mm	theoretical thickness of shield plate at initiation / mm	error/%
1	duralumin LY	1170	10	10.87	8.7
2	steel A3	1290	6	6.43	7.2

根据理论假设的活性材料激发模型如图 6。活性材料长度为 15 mm, 直径为 5 mm, 壳体厚度取 1 mm。活性材料为 AL-PTFE, 壳体材料为 Cu, 屏蔽靶板材料为 4340 钢, 屏蔽装药为 Comp.B。在屏蔽装药以及活性材料内设置高斯点, 破片设置初速为 $1750 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。采用升降法, 对不同的屏蔽靶板厚度进行数值仿真。

图 7 为两种屏蔽靶板厚度下活性材料内部压力时间曲线。其中图 7a 为 7 mm 厚度屏蔽靶板对应的压

式中, a_1, k, a_2 为常数。

材料的反应速率为:

$$\dot{F} = G(1-\alpha F)^c b(p_g) \quad (28)$$

式中, G, c, α 为与材料形状相关的系数。本文数值模拟不考虑对流燃烧, 模型相关参数见表 3。

表 2 Al-PTFE 材料 Shock 状态方程参数

Table 2 Parameters of shock equation of state for Al-PTFE

Gruneisen coefficient	$C_1 / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	S_1	reference temperature / K	$C_p / \text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}$
0.9	1450	2.2584	294	1161

表 3 Al-PTFE 材料 powder burn 状态方程参数

Table 3 Parameters of powder burn equation of state for Al-PTFE

α	G / mm^{-1}	c	$a_1 / \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	a_2	k	$e / \text{GJ}\cdot\text{m}^{-3}$
58	60	0.667	500	0	1.868787	8.78

4 分析与讨论

4.1 理论模型和仿真有效性验证

根据文献^[21]中试验结果, 将相关参数代入活性破片激发引爆屏蔽装药计算流程, 理论计算结果和实验结果对照见表 4。活性破片长度为 17.4 mm, 屏蔽板材料分别为 LY12 硬铝和 A3 钢, 撞击铝板初速为 $1170 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 撞击钢板初速为 $1290 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。可以看出理论计算结果与试验结果误差较小, 理论模型有效。

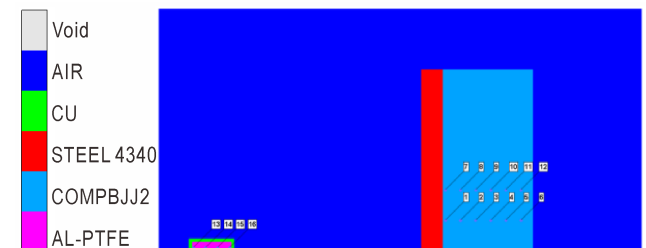


图 6 活性材料激发计算模型

Fig.6 Simulation model of the excitation of reactive material

力时间曲线,由于头部铜壳先与屏蔽靶板碰撞,在活性材料头部形成一个压力突跃,但因为壳体厚度较小,压力迅速衰减,作用时间较短,忽略其对活性材料激发的影响。随后活性材料与屏蔽靶板作用,内部压力逐渐增加,但内部高斯点压力均未超过临界起爆阈值

3.6 GPa。图 7b 为 8 mm 厚度屏蔽靶板对应的压力时间曲线,活性材料压力均超过了临界起爆阈值。数值仿真得出的激发活性材料反应的临界靶厚为 7~8 mm,与理论计算的激发活性材料临界靶板厚度 7.48 mm 相符合,材料模型选择合理,计算方法有效。

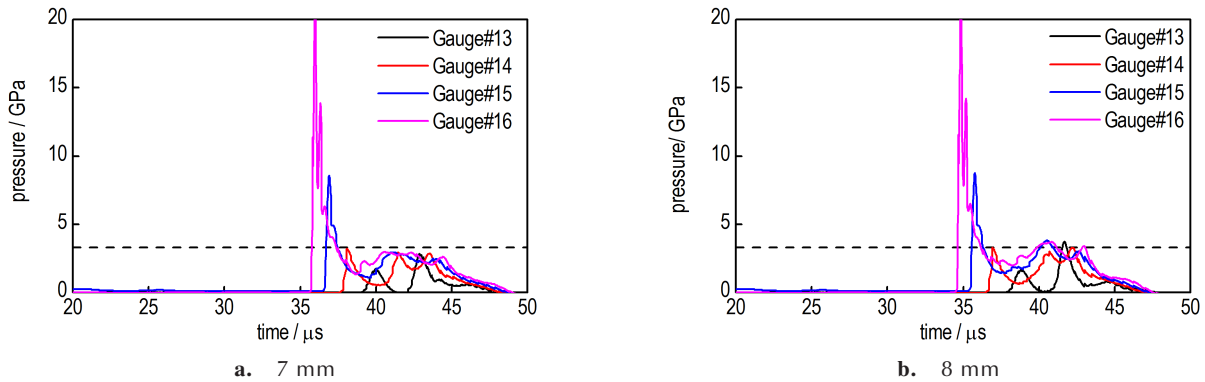


图 7 两种屏蔽靶板厚度下活性材料内部压力时程曲线

Fig.7 Internal pressure histories of reactive material for two shielded target plates with different thicknesses

4.2 典型毁伤模式

根据理论分析可以给出以下几种可能的毁伤模式:

I 前段侵彻体冲击靶板产生冲击波,经过靶板衰减后在炸药界面到达临界起爆压力时屏蔽装药直接被侵彻体冲击引爆。

II 当屏蔽靶板厚度增加,前端产生的冲击波不足以引爆装药,但主体段包覆活性材料的高速破片冲击靶板产生的冲击波经过衰减后仍能达到临界起爆压力,屏蔽装药直接被主体段冲击引爆。

III 随着靶板厚度增加,侵彻体撞击靶板产生冲击波衰减增加,在炸药界面低于临界起爆压力,侵彻冲击未引爆屏蔽装药,同时由于靶板未达到激发活性材料反应的临界厚度,活性材料未激发,屏蔽装药未引爆。

IV 当靶板厚度达到激发活性材料反应的临界厚度时活性材料反应释放能量,在与撞击形成的冲击波协同作用下引爆屏蔽装药。

V 靶板厚度继续增加,活性材料仍会激发,但由于厚度增加侵彻过程中能量并不能全部传入,会存在一定衰减,输入总能量小于临界起爆能量,不能引爆屏蔽装药。

毁伤模式 II、IV、V 是实际中比较需要关注的几种毁伤模式,涉及了活性材料的激发、屏蔽装药的引爆毁伤以及多个屏蔽靶板临界厚度。包覆活性材料高速破片冲击屏蔽装药数值仿真结果中几种典型的毁伤模式

见图 8。其中图 8a、图 8b、图 8c 分别为 7、11 mm 和 20 mm 厚度靶板屏蔽装药的冲击起爆压力云图,活性破片对屏蔽装药的毁伤作用依次对应毁伤模式 II、IV、V。从图 8a 中可以看出 7 mm 厚度靶板下屏蔽装药在破片侵彻冲击下直接引爆。从图 8b 可以看出,11 mm 厚度靶板的情况下,破片侵彻一段时间后屏蔽装药中并未出现爆轰波,但随着活性材料反应释放能量,输入炸药的总能量超过临界起爆所需能量,屏蔽装药最终起爆。从图 8c 中可以看出 20 mm 厚度靶板下,破片冲击及活性材料反应释能均未能引爆屏蔽装药。同时从不同厚度靶板屏蔽装药的冲击起爆压力云图可以看出,冲击波主要为凸型波,冲击引爆屏蔽装药中的剪切机制可忽略不计。

4.3 影响因素及毁伤模式转化条件

在材料和结构一定的情况下,撞击速度和屏蔽板厚度是影响毁伤模式的主要因素。本工作主要在给定撞击速度的条件下研究屏蔽靶板厚度对毁伤模式的影响以及毁伤模式转化条件。随着靶板厚度增加,毁伤模式会依次在这五种模式间转化。同时需要比较未考虑活性破片反应时侵彻冲击引爆装药的靶板临界厚度 l_{cs} 与激发活性材料反应的靶板临界厚度 l_{cr} 的大小关系,若 $l_{cs} > l_{cr}$ 则随着靶板厚度增加直接由模式 II 转化至模式 IV。数值模拟中高速破片的主体段长度为 15 mm,速度为 $1750 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,起穿孔作用的前段长度为 15 mm,速度为 $1850 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。代入材

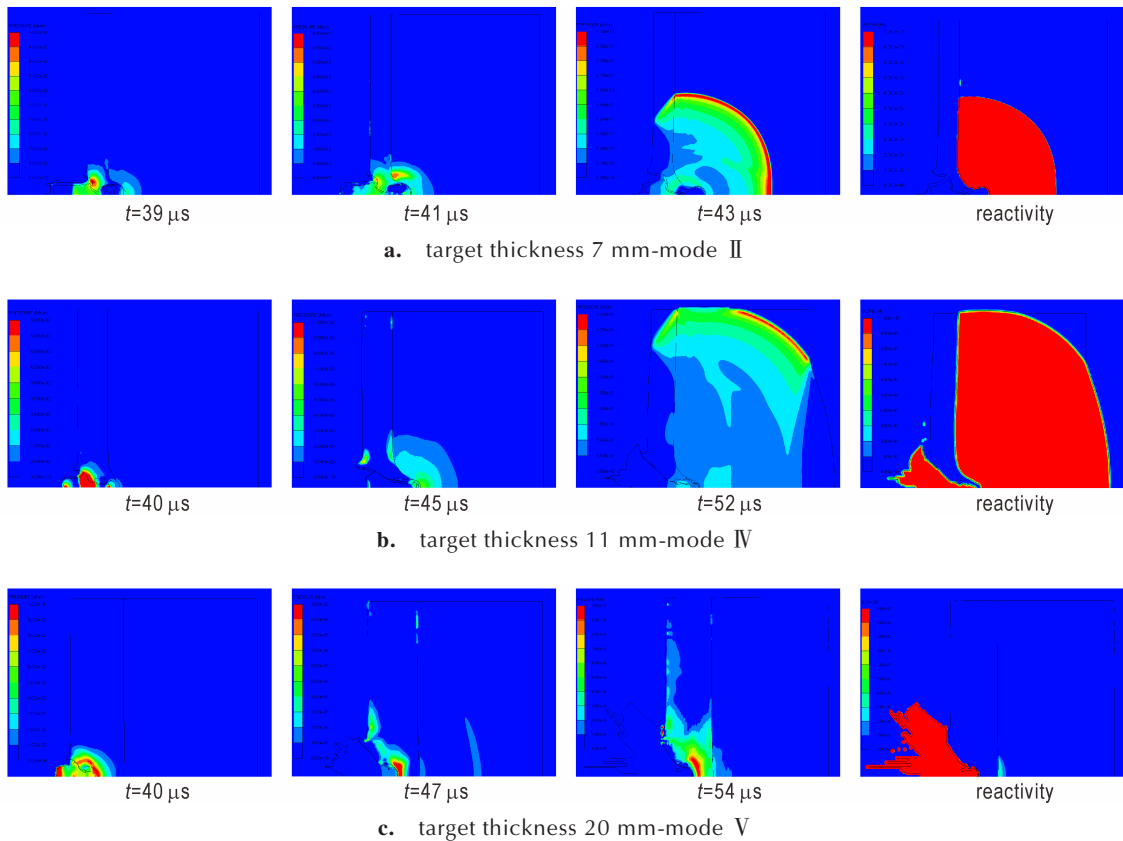


图8 高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药几种典型毁伤模式

Fig.8 Typical damage modes of shielded charges impacted by high-speed kinetic fragment and coated reactive material

料及尺寸参数,通过公式(1)可以计算得出不考虑活性材料反应时侵彻冲击临界厚度为10.40 mm。通过公式(21)可以计算出激发活性材料反应的靶板临界厚度为7.48 mm,则对应屏蔽装药存在毁伤模式 I、II、IV、V。当超过激发活性破片反应的临界厚度,活性材料完全反应释放能量约为 $8.5 \times 10^{11} \text{ J} \cdot \text{m}^{-2}$,结合公式(18)~(20)计算得出高速破片冲击引爆屏蔽装药最大厚度为25.71 mm。

设置不同屏蔽靶板厚度,分别对包覆惰性材料及活性材料高速破片冲击屏蔽装药进行数值仿真,仿真结果见表5及表6。

由表5可见,靶板厚度为10 mm时破片主体段能够部分引爆屏蔽装药,靶板厚度为11 mm时屏蔽装药未被引爆,侵彻冲击引爆靶板的临界厚度在10~11 mm,与理论计算得到的冲击引爆临界靶厚相符合。当靶板厚度减小至5 mm时破片前段侵彻冲击部分引爆屏蔽装药。

由表6可见,靶板厚度小于7 mm时活性材料内部压力未达到起爆阈值,活性材料未被激发,但主体段

表5 高速动能破片和包覆惰性材料冲击引爆屏蔽装药数值仿真结果

Table 5 Numerical simulation results of the initiation of shielded charges impacted by high-speed fragment and coated inert material

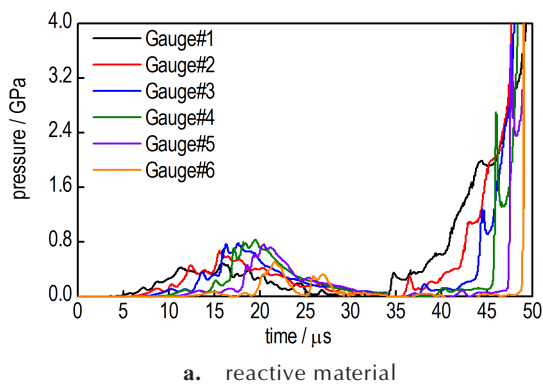
thickness of shield plate / mm	forepart penetration initiation	main part penetration initiation
5	Partial detonation	Yes
6	No	Yes
7	No	Yes
8	No	Yes
10	No	Partial detonation
11	No	No

侵彻冲击可以引爆屏蔽装药,对应毁伤模式 II。当靶板厚度继续增加,活性材料内部压力到达起爆阈值,活性材料被激发释放能量,引爆屏蔽装药。靶板厚度继续增加至18 mm时,屏蔽装药部分引爆,而厚度到20 mm时,不能引爆屏蔽装药,高速动能破片和包覆活性材料串联战斗部冲击引爆屏蔽装药的最大屏蔽板厚度在18~20 mm,理论计算的最大厚度为25.71 mm。仿真

表6 高速动能破片和包覆活性材料冲击引爆屏蔽装药数值仿真结果

Table 6 Numerical simulation results of the initiation of shielded charges impacted by high-speed fragment and coated reactive material

thickness of shield plate/mm	penetration initiation	active material excitation	shielded charges initiation
5	main part penetration initiation	No	/
6	main part penetration initiation	No	/
7	No	Partly	Yes
8	No	Yes	Yes
10	No	Yes	Yes
11	No	Yes	Yes
12	No	Yes	Yes
15	No	Yes	Yes
18	No	Yes	partial initiation
20	No	Yes	No



结果较小是因为假设中活性破片释放能量 E_2 全部进入屏蔽装药中,而实际中主体段侵彻后靶板仍有部分厚度,对能量存在衰减作用。在靶板厚度为 8~18 mm 时,对应毁伤模式 IV,厚度超过 20 mm 时,则对应毁伤模式 V。与惰性破片相比,活性破片能够显著地提高对屏蔽装药的毁伤能力。

图 9 为 11 mm 厚度靶板屏蔽装药在包覆惰性材料和活性材料高速破片冲击作用下,装药内部高斯点收集到的压力时间曲线。从图 9 可以看出,破片主体段对屏蔽装药作用时,包覆活性材料高速破片相较于包覆惰性材料高速破片在屏蔽装药内部产生的压力提升约 50%,这是由于活性材料反应释放能量对冲击波有一定的增强效应。活性破片冲击屏蔽装药内部冲击波压力部分达到了 Comp.B 炸药的临界起爆压力,而仿真结果表明屏蔽装药完全起爆,说明活性破片冲击屏蔽装药起爆过程中形成的超压有一定的作用,活性材料反应释放的能量是主导因素。

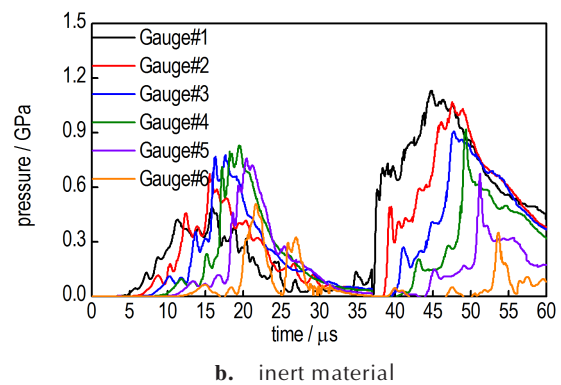


图9 屏蔽板厚度为 11 mm 的装药内部压力时程曲线

Fig.9 Internal pressure histories of the charge with an 11 mm-thick shielding plate

5 结论

针对高速动能破片和包覆活性材料对屏蔽装药的撞击问题,基于理论计算和数值模拟,分析了不同屏蔽靶板厚度对毁伤模式的影响,得出如下结论:

(1)建立了高速动能破片和包覆活性材料串联战斗部撞击屏蔽装药的冲击动力学模型,结合活性材料激发理论以及屏蔽装药起爆判据可计算并判断屏蔽装药的冲击毁伤模式。

(2)高速动能破片和包覆活性材料冲击屏蔽装药主要存在的五种可能的毁伤模式:前段侵彻冲击引爆模式(I)、主体段侵彻冲击引爆模式(II)、活性材料未反应冲击未引爆模式(III)、活性材料反应增强引爆模

式(IV)及活性材料反应未引爆模式(V)。

(3)确定毁伤模式需考虑侵彻冲击引爆屏蔽装药和活性破片激发的靶板临界厚度大小。靶板厚度小于前段侵彻冲击引爆临界厚度时对应毁伤模式 I,靶板厚度在前段和主体段侵彻冲击引爆临界厚度之间时对应毁伤模式 II,靶板厚度在主体段侵彻冲击引爆临界厚度和激发活性材料反应临界厚度之间时对应毁伤模式 III,靶板厚度在激发活性材料反应临界厚度与活性破片反应引爆最大厚度之间时对应毁伤模式 IV,靶板厚度超过活性破片反应引爆最大厚度时对应毁伤模式 V。

(4)模式 IV 中活性材料反应释放能量达到屏蔽装药临界起爆能量是引爆屏蔽装药的主要机制。包覆活

性材料破片相较于惰性破片能够更有效地引爆屏蔽装药。

参考文献:

- [1] Hugh E, Montgomery J. Reactive Fragment: USO3961576 [P], 1976.
- [2] Jazon B, Backofen J J, Brown R E, et al. The future of warheads, armour and ballistics [C]//23rd International Symposium on Ballistics. Tarragona, Spain: International Ballistics Society, 2007, 1: 3-27.
- [3] Hooper J P. Impact fragmentation of aluminum reactive materials[J]. *Journal of Applied Physics*, 2012, 112(4): 043508, 1-7.
- [4] 张先锋, 赵晓宁. 多功能含能结构材料研究进展[J]. 含能材料, 2009, 17(6):731-739.
ZHANG Xian-feng, ZHAO Xiao-ning. Review on multifunctional energetic structural materials[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2009, 17(6): 731-739.
- [5] Joshi V S. Process for making polytetrafluoroethylene-aluminum composite and product made; US6547993B1[P], 2003.
- [6] Raftenberg M N, Mock W, Kirby G C. Modeling the impact deformation of rods of a pressed PTFE/Al composite mixture [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(12): 1735-1744.
- [7] Ames R G, Waggener S S. Reaction efficiencies for impact-initiated energetic materials[C]//32nd International Pyrotechnics Seminar, Karlsruhe, Germany: TNO Defence, Security and Safety, 2005.
- [8] Brett Sorensen. High-velocity impact of encased Al/PTFE projectiles on structural aluminum armor [J]. *Procedia Engineering*, 2015, 103:569-576.
- [9] 徐松林, 阳世清, 赵鹏铎, 等. PTFE/Al 含能复合材料的压缩行为研究[J]. 力学学报, 2009, 41(5):708-712.
XU Song-lin, YANG Shi-qing, ZHAO Peng-duo, et al. The study on the compressive behavior of PTFE/Al energetic composite[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2009, 41(5):708-712.
- [10] 王海福, 刘宗伟, 俞为民, 等. 活性破片能量输出特性实验研究[J]. 北京理工大学学报, 2009, 29(8):663-666.
WANG Hai-fu, LIU Zong-wei, YU Wei-min, et al. Experimental investigation of energy release characteristics of reactive fragments [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2009, 29(8):663-666.
- [11] 王海福, 郑元枫, 余庆波, 等. 活性破片引燃航空煤油实验研究[J]. 兵工学报, 2012, 33(9): 1148-1152.
WANG Hai-fu, ZHENG Yuan-feng, YU Qing-bo, et al. Experimental research on igniting the aviation kerosene by reactive fragment[J]. *Acta Armamentarii*, 2012, 33(9): 1148-1152.
- [12] 帅俊峰, 蒋建伟, 王树友, 等. 复合反应破片对钢靶侵彻的实验研究[J]. 含能材料, 2009, 17(6): 722-725.
SHUAI Jun-feng, JIANG Jian-wei, WANG Shu-you, et al. Compound reactive fragment penetrating steel target [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2009, 17(6): 722-725.
- [13] JIANG Jian-wei, WANG Shu-you, et al. Modeling and simulation of JWL equation of state for reactive Al/PTFE mixture [J]. *Journal of Beijing Institute of Technology*, 2012, 21(2): 150-156.
- [14] 肖艳文, 徐峰悦, 余庆波, 等. 类钢密度活性材料弹丸撞击铝靶行为实验研究[J]. 兵工学报, 2016, 37(6):1016-1022.
XIAO Yan-wen, XU Feng-yue, YU Qing-bo, et al. Experimental research on behavior of active material projectile with Steel-like density impacting aluminum target [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(6):1016-1022.
- [15] 何源, 何勇, 潘绪超. 含能破片冲击薄靶的释能时间[J]. 火炸药学报, 2010, 33(2):25-28.
HE Yuan, HE Yong, PAN Xu-chao. Release time of energetic fragments impact thin target [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2010, 33(2):25-28.
- [16] 李旭锋, 李向东, 顾文彬, 等. 含能破片引爆带壳炸药过程的数值模拟[J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(2):202-208.
LI Xu-feng, LI Xiang-dong, GU Wen-bin, et al. Numerical simulation on detonating shelled explosives by energetic fragments [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(2): 202-208.
- [17] 董宗保, 王金相, 彭楚才, 等. 预制破片对屏蔽炸药冲击引爆研究[J]. 科学技术与工程, 2014, 14(7):173-177.
TONG Zong-bao, WANG Jin-xiang, PENG Chu-cai, et al. Study on the initiation of shielded explosive impacted by pre-fabricated fragment [J]. *Science Technology and Engineering*, 2014, 14(7):173-177.
- [18] 章冠人, 陈大年. 凝聚炸药起爆动力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1991:106-110.
ZHANG Guan-ren, CHEN Da-nian. Initiation dynamics of coagulated explosives [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1991:106-110.
- [19] Madden R. The application of the method of characteristics in three independent variables to the hypervelocity impact problem[D]. Ph.D. dissertation, Dept. of Engineering Mechanics, Virginia Polytechnic Institute, 1993.
- [20] 赵宇峰, 路志超, 董永香, 等. 复合壳体对炸药抗破片冲击起爆影响研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(20):126-130.
ZHAO Yu-feng, LU Zhi-chao, DONG Yong-xiang, et al. Influence on shock initiation of composite shell charges under the impact of fragments [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(20):126-130.
- [21] 王海福, 郑元枫, 余庆波, 等. 活性破片引爆屏蔽装药机理研究[J]. 北京理工大学学报, 2012, 32(8):786-789.
WANG Hai-fu, ZHEN Yuan-feng, YU Qing-bo, et al. Study on initiation mechanism of reactive fragment to covered explosive [J]. *Trasactions of Beijing Insitute of Technology*, 2012, 32(8):786-789.
- [22] Rankine W J M. On the thermodynamic theory of waves of finite longitudinal disturbances [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1869, 160: 277-288.
- [23] 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.
- [24] Lee E, Tarver C. Phenomenological model of shock initiation in heterogeneous explosives [J]. *Physics of Fluids*, 1980, 23(12): 2362-2372.
- [25] Lloyd R. Conventional warhead systems physics and engineering design [M]. American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc., 1998: 179.

Tandem Damage Effect of High-speed Kinetic Fragments and Coated Active Materials on Shielded Charges

GU Yang-chen¹, WANG Jin-xiang¹, CHEN Xing-wang¹, LIU Zhi-gang², HAO Chun-jie², LI Yuan-bo¹

(1. National Key Laboratory of Transient Physics, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China; 2. Jinxi Defense Equipment Research Institute, Jinxi Industries Group, Taiyuan 030027, China)

Abstract: The tandem warhead with high-speed kinetic fragment and coated reactive material has both high-speed penetration and chemical energy damage effect. This paper is aimed to research its tandem damage effect on shielded charges. The impact dynamics model of impacting on shielded charges by the high-speed kinetic fragment and coated reactive material was established. By combining the excitation theory of reactive materials with the initiation criterion of shielded charges, the impact damage to the shielded charges by the high-speed kinetic fragment and coated reactive material was calculated and analyzed. Based on the 2D-Autodyn platform, the initiation process of shielded charges impacted by the high-speed kinetic fragment and coated reactive material was simulated. The comparison verifies the consistency between theoretical calculation and numerical simulation. By Combining theoretical analysis and numerical simulation results, the main influencing factors of the damage to shielded charges, the probable damage modes and the transition conditions between each damage mode were discussed. The results show that there are five damage modes for the shielded charges impacted by the high-speed kinetic fragment and coated reactive material, including the forepart penetration initiation mode (I), the main part penetration initiation mode (II), the no reactive material reaction and no penetration initiation mode (III), the reactive material reaction enhanced initiation mode (IV) and the reactive material reaction and no initiation mode (V). When the structure and material properties are determined, the main influencing factors of damage modes are the impact speed and shielding thickness. The theoretical model established in this paper can predict the above damage modes well.

Key words: reactive material; high-speed fragment; shielded charge; impact damage; damage mode; numerical simulation

CLC number: TJ012.4

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2020328

(责编: 王艳秀)