

doi:10.3969/j.issn.1001-8352.2017.02.006

杀爆战斗部装药能量对破片动能的转化率^{*}

王维占^① 印立魁^① 赵太勇^① 陈智刚^① 付建平^① 郭光全^② 杨大昭^①

①中北大学地下目标毁伤技术国防重点学科实验室(山西太原,030051)

②晋西工业集团(山西太原,030051)

[摘 要] 针对典型柱形装药,通过理论推导,建立了战斗部装药能量对破片动能转化率 ξ 的计算模型,其计算结果与试验结果吻合较好。在此模型的基础上,构建了战斗部破片动能最大化的优化设计方程组,发现破片获得最大动能的充分条件是:在限定战斗部总质量时,装填比为 $\sqrt{2}$;在限定装药长径比时,装填比为 $[\eta + (\eta^2 + 48\eta)^{1/2}]/4$;其中, η 为装药与壳体的密度之比。

[关键词] 爆炸力学;杀爆战斗部;能量转化率;破片动能;优化设计

[分类号] TJ410

Conversion Rate of Charge Energy to Kinetic Energy of Fragments of Blast-fragmentation Warhead

WANG Weizhan^①, YIN Likui^①, ZHAO Taiyong^①, CHEN Zhigang^①, FU Jianping^①, GUO Guangquan^②, YANG Dazhao^①

①National defense Key Laboratory of Underground Damage Technology, North University of China (Shanxi Taiyuan,030051)

②Jinxi Industries Group (Shanxi Taiyuan, 030051)

[ABSTRACT] A mathematical model on the conversion rate ξ of warhead charge energy to kinetic energy of fragments was established for a typical cylindrical charge. The calculation is basically in good agreement with experimental results. A group of optimization design equations to maximize the kinetic energy of warhead fragments was developed based on this model. If the total quality of warhead is limited, the sufficient condition of which fragments obtain the maximal kinetic energy is that the backfill ratio β is about $\sqrt{2}$. If the length-to-diameter ratio of charge is limited, then the sufficient condition is that the backfill ratio is $[\eta + (\eta^2 + 48\eta)^{1/2}]/4$, in which η is the density ratio of charge and shells.

[KEYWORDS] explosion mechanics; blast-fragmentation warhead; energy conversion efficiency; kinetic energy of fragment; optimum design

引言

目前,围绕能量问题开展研究是常规战斗部毁伤技术发展的主线。杀爆战斗部爆炸后,装药释放的能量主要转化为破片的动能及空气冲击波的能量,提高装药能量对破片动能的转化率是增强破片侵彻威力的关键途径。目前,国内外针对装药能量对破片动能的转化率已进行了一些相关研究:蒋浩征^[1]通过对杀伤战斗部破片飞散初速 V_0 的研究,给出14种装药的标准圆筒试验的值为58%~73%;张志春等^[2]仿真得出锥柱形装药对多层球形破片动能的转化率为33.3%;Lawrence等^[3]从最大化整

体破片动能和动量的角度获取了不考虑长径比影响的最优解;冯顺山等^[4]认为,单线偏心起爆位置的改变不影响战斗部装药能量对破片动能的转化率。而现实战斗部设计过程中,往往限定战斗部总质量不变或战斗部长径比不变,为了提高战斗部威力,就导致在两种不同限定条件下,分别存在最佳装填比。故对典型柱形装药结构的破片动能转化规律展开系统研究。

1 装药能量对破片动能的转化率

1.1 计算模型的建立

对单一装药的情况,装药能量对破片动能的转

^{*} 收稿日期:2016-12-03
作者简介:王维占(1990-),男,硕士研究生,主要从事弹药工程与毁伤技术研究。E-mail:530056679@qq.com

化率 ξ 为破片获得的动能 E_f 与装药输出总能量 E_0 之比,其计算式为:

$$\xi = \frac{E_f}{E_0} = \frac{\frac{1}{2} \int_0^L m_1(x) \cdot v_0^2(x) dx}{CQ_v} \quad (1)$$

式中: L 为战斗部长度; C 为战斗部装药质量; Q_v 为单位质量装药的定容爆热(水为气态); x 为距起爆端位置, $x \in [0, L]$; $m_1(x)$ 为位置 x 处单位长度战斗部壳体质量; $v_0(x)$ 为位置 x 处壳体初速。

其中,基于 Gurney 公式得到的 $v_0(x)$ 表达式为:

$$v_0(x) = k_s \cdot k_{ld}(x) \cdot \sqrt{2E_g} [0.5 + \beta(x)^{-1}]^{-\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中: k_s 为考虑破片形状的破片初速修正量,近似计算时 k_s 的取值见表 1; $k_{ld}(x)$ 为考虑端部效应的破片初速沿轴向的修正系数,近似计算时,取 $k_{ld}(x) = 0.9^{[5]}$; $\beta(x)$ 为位置 x 处战斗部装填比; $\sqrt{2E_g}$ 称为 Gurney 常数,由标准圆筒试验获得壳体的最大速度反推得到, E_g 为 Gurney 能。

表 1 单层破片结构中各类破片的 k_s 近似取值^[6]

Tab.1 Approximate value of k_s of fragments with various types of single-layer structure

自然破片	预控破片	预制破片			
		扇形	方形	柱形	球形
1.00	0.95	0.89	0.87	0.80	0.70

对一端起爆的情况,修正系数 $k_{ld}(x)$ 的计算公式为^[7]:

$$k_{ld}(x) = [1 - 0.361 \cdot 5e^{\frac{-1.111}{d(x)}}] [1 - 0.192 \cdot 5e^{\frac{-3.03(L-x)}{d(x)}}] \quad (3)$$

式中: $d(x)$ 为位置 x 处的装药直径。

对于战斗部轴向 $d(x)$ 和 $\beta(x)$ 不是定值的情况,式(1)的积分比较复杂,可用数值方法计算。当两者为定值时,有 $\beta(x) = \beta \equiv C/M, m_1(x) \equiv M/L$, 其中, M 为战斗部壳体质量,代入式(1)整理后得:

$$\xi = \frac{E_g}{Q_v} \cdot \frac{k_s^2}{1 + 0.5\beta} \int_0^L \frac{k_{ld}^2(x)}{L} dx \quad (4)$$

根据 Roth 准则^[8],

$$\sqrt{2E_g} = \frac{0.605D}{\gamma - 1} \quad (5)$$

式中: D 为装药爆速; γ 为装药爆炸产物的多方指数。

单位质量装药的定容爆热(水为气态)表达式^[9]:

$$Q_v = \frac{D^2}{2(\gamma^2 - 1)} \quad (6)$$

则

$$\frac{E_g}{Q_v} = 0.366 \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \quad (7)$$

而

$$\int_0^L \frac{k_{ld}^2(x)}{L} dx = \frac{1}{K} \int_0^K (1 - 0.361 \cdot 5e^{-1.11t})^2 [1 - 0.192 \cdot 5e^{-3.03(K-t)}]^2 dt \quad (8)$$

式中: $t = x/d$; K 为装药的长径比。

对式(8)数值积分,拟合得

$$\int_0^L \frac{k_{ld}^2(x)}{L} dx = (1 + 0.952 \cdot 8x^{-1.0877})^{-1}, K \geq 1 \quad (9)$$

至此,建立了装药直径 $d(x)$ 和装填比 $\beta(x)$ 沿轴向为固定值条件下,考虑端部效应的 ξ 计算式为:

$$\xi = \frac{1}{1 + 0.952 \cdot 8K^{-1.0877}} \cdot \frac{1}{1 + 0.5\beta} \cdot 0.366 \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \cdot k_s^2 = \xi_K \cdot \xi_\beta \cdot \xi_\gamma \cdot \xi_s, K \geq 1 \quad (10)$$

1.2 破片动能转化率的影响因素分析

式(10)中, ξ_K 、 ξ_β 、 ξ_γ 、 ξ_s 分别对应为战斗部长径比 K 、装填比 β 、装药爆轰产物绝热指数 γ 及破片类型对破片动能转化率 ξ 的影响。由于破片类型的影响是非连续的,分别对其余 3 个影响因素进行了绘图分析,图 1~图 3 依次为 ξ_K - K 、 ξ_β - β 和 ξ_γ - γ 曲线。

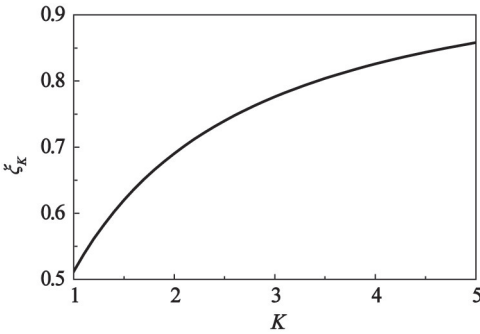


图 1 ξ_K - K 曲线

Fig.1 ξ_K - K curve

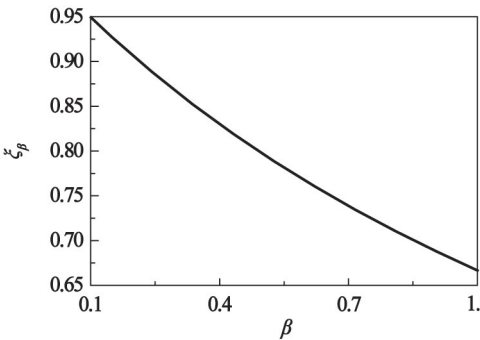


图 2 ξ_β - β 曲线

Fig.2 ξ_β - β curve

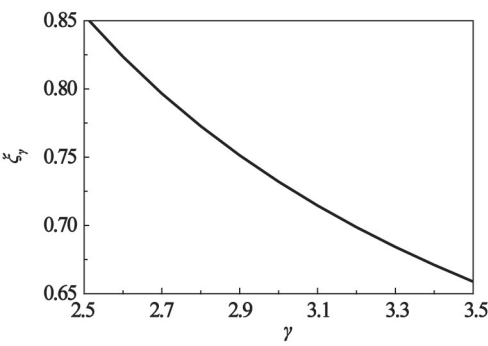


图 3 ξ_γ - γ 曲线
Fig. 3 ξ_γ - γ curve

根据表 1 的 k_s 取值可以发现,破片类型对破片动能转化率的影响为:自然破片的破片动能转化率最大,预控破片次之,预制破片最小。而预制破片中破片动能转化率由大到小依次为:扇形破片、方形破片、柱形破片、球形破片。由图 1 ~ 图 3 分析可知,在战斗部结构不变的情况下,增大装药长径比 K 、减小战斗部的装填比 β 或选用绝热指数 γ 较小的炸药均能提高装药能量对破片动能的转化率。

1.3 计算值与试验值比较

表 2 为 9 组标准圆筒(长径比 $K=12.2$) 试验 ξ 值与计算 ξ 值的对比,试验值由圆筒壁最大速度换算得到,式(10) 计算时,取 $\xi_k=1$ 。表 3 为短圆筒(长径比 $K=1$ 或 2) 试验 ξ 值与计算 ξ 值的对比。

由表 2 可以看出,动能转化率试验值与理论计算值误差保持在 5% 范围内,验证了式(10) 的可行性,当针对标准圆筒,破片动能转化率与装药爆轰产物的等熵绝热指数成反相关;由表 3 可得出,针对短圆筒,动能转化率与装填比成反相关,即随着战斗部装填比的增大,破片动能转化率却在减小,与理论计算值误差在 8% 范围内。两种圆筒相比较而言,公式(10) 更适用于标准圆筒动能转化率理论计算;整体壳体与方形破片壳体对破片动能转化率的影响不

表 2 标准圆筒试验 ξ 值与计算 ξ 值的比较

Tab. 2 Comparison of ξ values between standard cylinder experiment and formula calculation

炸药	β	γ	ξ		绝对误差
			试验值 ^[2]	计算值	
PETN	0.439	2.55	0.65	0.69	0.04
HMX	0.471	3.00	0.63	0.59	-0.04
B	0.427	2.76	0.63	0.67	0.04
OCTOL	0.453	2.79	0.62	0.63	0.01
TNT	0.406	3.16	0.58	0.59	0.01
PBX-9404-03	0.458	2.80	0.66	0.63	-0.03
LX-04-1	0.464	2.80	0.68	0.63	-0.05
Cyclotol	0.437	2.84	0.61	0.63	0.02
LX-07-0	0.464	3.01	0.62	0.59	-0.03

同,方形破片动能转化率明显低于自然破片的动能转化率,验证了破片动能转化率影响因素分析结论的正确性。

2 战斗部破片动能最大化的优化设计

2.1 优化设计方程组的构建

由式(2) 和式(10) 可知,考虑装填比的影响,随着战斗部装填比的增大,虽然破片初速在增大,但是破片动能转化率却在减小。因此,在满足破片速度不小于某设计值时,应进行战斗部破片动能最大化的优化设计。

针对等壁厚壳体、实心圆柱装药的战斗部,开始优化设计方程组的构建。战斗部设计中,一般以给定弹径 d 为已知条件,常见约束条件为破片设计初速 V_0 、最大装药长径比 K_{\max} 或最大战斗部总质量 m_{\max} ,以破片整体动能最大化为优化目标。因此,根据约束条件的不同分两种情形进行推导。

表 3 短圆筒试验 ξ 值与计算 ξ 值的比较

Tab. 3 Comparison of ξ values between short cylinder experiment and formula calculation

壳体类型	装药			β	ξ		绝对误差
	炸药	γ	$Q_v/(kJ \cdot g^{-1})$		试验值 ^[10-11]	计算值	
整体壳体	B	2.76	4.69	0.39	0.49	0.45	-0.04
				0.79	0.46	0.39	-0.07
	OCTOL	2.79	5.82	0.43	0.45	0.44	-0.01
				0.86	0.40	0.37	-0.03
方形破片壳体	OCTOL	2.79	5.82	0.93	0.34	0.28	-0.06
				0.89★	0.32	0.28	-0.04
				0.93	0.25▲	0.22	-0.03

注: Q_v 是水为气态的值;★处装药与破片间有铝衬,装药两端有铝端盖;▲处装药长径比 $K=1$,其余 $K=2$ 。

1)当限定装药长径比 K 时,约束条件为:

$$k_s \sqrt{2E_g} (0.5 + \beta^{-1})^{-\frac{1}{2}} \geq V_0, \text{即}$$
$$\beta \geq [(k_s \frac{\sqrt{2E_g}}{V_0})^2 - 0.5]^{-1}; \tag{11}$$
$$K \leq K_{\max} \circ \tag{12}$$

战斗部装药质量

$$C = \frac{m}{(1 + \beta^{-1})} \circ \tag{13}$$

式中: $m = C + M$,为战斗部总质量。

设装药与壳体密度之比 $\eta = \rho_c / \rho_M$,则弹径 d 与装药直径 d_e 之间的关系为:

$$d_e = \frac{d}{\sqrt{\frac{\eta}{\beta + 1}}} \circ \tag{14}$$

则战斗部总体积为:

$$\frac{\pi}{4} d^2 K d_e = \frac{C}{\rho_c} + \frac{M}{\rho_M} = \frac{m}{\rho_c} \cdot \frac{\eta + \beta}{1 + \beta} \circ \tag{15}$$

将式(15)整理后可以得到:

$$K = K(\eta, m, \beta) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{m}{\rho_c d^3} \frac{(\eta + \beta)^{1.5}}{(1 + \beta) \beta^{0.5}} \circ \tag{16}$$

由式(1)、式(10)、式(16)得到破片整体动能的表达式为:

$$E_{\Pi} = C Q_V \xi = Q_V \xi_{\gamma} \xi_s \cdot F_1 \circ \tag{17}$$

当装药类型、破片类型及材料选定后, Q_V 、 ρ_c 、 η 、 ξ_{γ} 、 ξ_s 为定值,剩余的设计参数为战斗部装填比 β 、战斗部总质量 m 或装药长径比 K ,影响动能转化率的因变量就只有动能转化率影响因子 F_1 。

$$F_1 = F(d, \rho_c, \eta, K, \beta) = \frac{0.25 \pi \rho_c d^3}{(\eta \beta^{-1} + 1)^{1.5} (1 + 0.5 \beta)} \cdot \frac{K}{1 + 0.9528 K^{-1.0877}} \circ \tag{18}$$

式(18)中,给定 K ,通过分析知,当且仅当 $\beta = 0.25(\eta + \sqrt{\eta^2 + 48\eta})$ 时, F_1 取得极大值,破片整体动能 E_{Π} ,也取得最大值。

经过以上推导,在限定装药长径比时,式(11)、式(12)、式(17)、式(18)构成了战斗部破片动能最大化的优化设计方程组。

2)当限定战斗部总质量 m 时,约束条件变为:

$$\beta \geq [(k_s \frac{\sqrt{2E_g}}{V_0})^2 - 0.5]^{-1}; \tag{19}$$
$$m \leq m_{\max} \circ \tag{20}$$

将式(16)变形整理后可以得到:

$$m = m(\eta, K, \beta) = \frac{\pi(1 + \beta)\beta^{0.5}}{4(\eta + \beta)^{1.5}} \rho_c K d^3 \circ \tag{21}$$

由式(1)、式(10)、式(21)得破片整体动能的表

达式为:

$$E_{\Pi} = C Q_V \xi = Q_V \xi_{\gamma} \xi_s \cdot F_2 \circ \tag{22}$$

此处,式(22)中 F_2 的表达式则为:

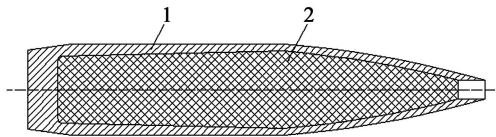
$$F_2 = F(d, \rho_c, \eta, m, \beta) = \frac{m}{0.5 \beta + \beta^{-1} + 1.5} \cdot \frac{1}{1 + 0.9528 K(\eta, m, \beta)^{-1.0877}} \circ \tag{23}$$

式(23)中,给定 m ,而 $K(\eta, m, \beta)$ 与式(16)相同,分析可知,其中第一项在 $\beta = \sqrt{2}$ 取得唯一的极大值,第二项在 $\beta = \eta / (2 - 3\eta)$ 取得唯一的极小值, F_2 取得极大值时的 β 取值只能用数值方法求解,一般在 $\sqrt{2}$ 附近。

因此,在限定战斗部总质量时,式(16)、式(19)、式(20)、式(22)、式(23)构成了战斗部破片动能最大化的优化设计方程组。

2.2 算例分析

对典型105 mm榴弹进行算例分析验证。105 mm榴弹壳体与装药结构简图如图4。由于105 mm榴弹装药结构是变壁厚圆柱形装药,且整体式壳体并非等壁厚,装药壳体厚度由弹尾部至圆柱部、弹头部逐渐变薄,假设整体式变壁厚壳体由有限多段等壁厚圆柱壳体组成,同时,假设榴弹装药也是由有限多段等截面圆柱装药组成。根据105 mm榴弹结构特点,将战斗部壳体与装药结构进行有限元化,进行微积分计算处理。



1 - 壳体;2 - 装药。

图4 105 mm榴弹装药与壳体简图

Fig. 4 105 mm grenade charge and its shell diagram

取装药密度 1.717 g/cm^3 ,壳体分别选用铝、钢和钨,密度分别取为 2.7 、 7.8 g/cm^3 和 18.5 g/cm^3 ,选用整体式壳体。若设定战斗部总质量为 12.9 kg ,铝壳、钢壳和钨壳分别在 $\beta = 1.35$ 、 1.67 和 1.81 时 F 达到最大值;针对变截面装药结构,在 $[D_0, D_1]$ 上利用定积分均值公式,求出装药长径比:

$$K = \frac{1}{D} \int_{D_0}^{D_1} g(x) dx \circ \tag{24}$$

式中: D 为装药直径; $g(x)$ 为装药直径函数。

若求出的装药长径比 $K = 1.5$,铝壳、钢壳和钨壳分别在 $\beta = 1.54$ 、 0.87 和 0.55 时 F 达到最大值,得出变量 F 与 β 的关系,见图5。可见,对前种情况相同装填比下,壳体材料的密度小,破片的总体动能

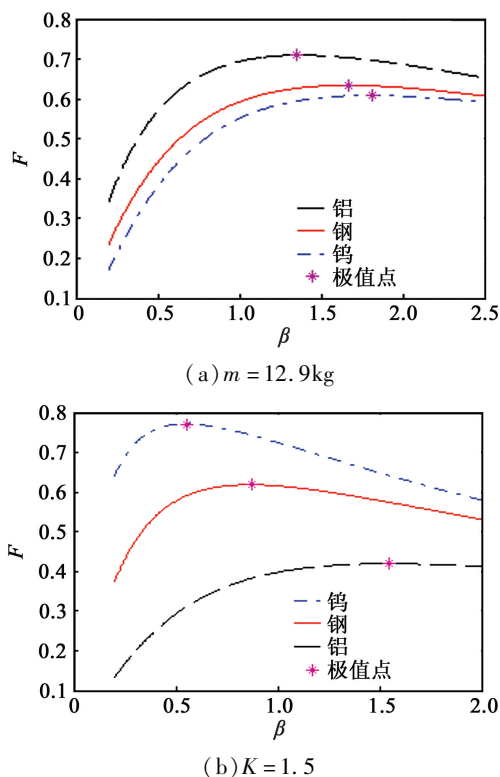


图 5 弹径为 105 mm 时 F 与装填比 β 的关系

Fig. 5 Relationship between F and the filling ratio β of the 105 mm grenade charge

大;对后种情况相同装填比下,壳体材料的密度大,破片的总体动能大。

3 结 论

1)建立了战斗部装药能量对破片动能的转化率计算模型,其计算值与试验值吻合较好。进一步分析表明,破片动能转化率与装药爆轰产物的等熵绝热指数和战斗部装填比成反相关,与战斗部长径比呈正相关,此外还受破片类型影响。

2)构建了战斗部破片动能最大化的优化设计方程组,得出对应不同密度的壳体,存在一个使破片动能达到极大值的战斗部装填比 β 。在限定装药长径比 K 时,装填比 β 为 $[\eta + (\eta^2 + 48\eta)^{1/2}]/4$ 时取得极大值;在限定战斗部总质量 m 时,装填比 β 在 $\sqrt{2}$ 附近取得极大值。

上述理论可为战斗部的优化设计提供指导。

参 考 文 献

[1] 蒋浩征. 杀伤战斗部破片飞散初速 V_0 的计算[J]. 兵工学报, 1980 (1): 68-79.
[2] 张志春, 强洪夫, 孙新利. 杀伤战斗部破片飞散特性的

数值模拟[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2008, 9(6): 671-675.

ZHANG Z C, QIANG H F, SUN X L. Numerical simulation for fragments flight characteristics of high explosive projectile[J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2008, 9(6): 671-675.

[3] LAWRENCE D, JOHN C, ANDREW B. Optimisation of fragmentation warheads [C]//24th International Symposium on Ballistics. Lancaster: DEStech Publications, 2008: 1035-1041.

[4] 冯顺山, 蒋建伟, 何顺录, 等. 偏轴心起爆破片初速径向分布规律研究[J]. 兵工学报, 1993 (S1): 12-16.
FENG S S, JIANG J W, HE S L, et al. On the pattern of radial distribution pattern of initial velocities of fragments under asymmetrical initiation [J]. Acta Armamentarii, 1993 (S1): 12-16.

[5] 韩秀凤, 严楠, 蔡瑞娇. 对炸药驱动飞片速度的理论计算方法的分析与评价[J]. 火炸药学报, 2005, 28 (1): 63-66.

HAN X F, YAN N, CAI R J. Analysis and assessment on theoretical calculation methods for the velocity of explosive-driven flyer plate [J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 2005, 28 (1): 63-66.

[6] 印立魁, 蒋建伟, 门建兵, 等. 立方体预制破片战斗部破片初速计算模型[J]. 兵工学报, 2014, 35 (12): 1967-1971.

YIN L K, JIANG J W, MEN J B, et al. An initial velocity model of explosively-driven cubical fragments [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35 (12): 1967-1971.

[7] 冯顺山, 崔秉贵. 战斗部破片初速轴向分布规律的实验研究[J]. 兵工学报, 1987 (4): 60-63.

FENG S S, CUI B G. An experimental investigation for the axial distribution of initial velocity of shells [J]. Acta Armamentarii, 1987 (4): 60-63.

[8] LUDWIG W. Investigation of the effect of convergent detonation on metal acceleration and gurney: NPS-PH-12-001 [R]. 2012.

[9] 北京工业学院八系. 爆炸及其作用: 上册[M]. 北京: 国防工业出版社, 1979.

[10] CHARRON Y J. Estimation of velocity distribution of fragmenting warheads using a modified gurney method [D]. Ohio, USA: Air Force Institute of Technology, 1979.

[11] PREDEBON W W, SMOTHERS W G, ANDERSON C E. Missile warhead modeling: computations and experiments: A047294 [R]. Maryland: US Armament Research and Development Command, US Ballistic Research Laboratory, 1977.