文章编号：1000-5773(2012)01-0063-06

超音速侵彻混凝土过程中装药安定性结构设计的动摩擦理论分析*

张　旭，曹仁义，谭多望

（中国工程物理研究院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理实验室，四川绵阳　621900）

摘要：根据侵彻过程中弹体内部装药的弹性变形假设，利用弹体结构与内部装药的相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论，提出了装药热安定性设计的弹性理论分析方法。计算中，侵彻弹体的响应函数从空穴膨胀理论出发；利用弹塑性材料中应力波 Hugoniot 跳跃条件以及流体力学动量和质量守恒方程，分析了弹体侵彻混凝土过程中的弹体表面径向应力；结合牛顿第二定律，采用有限差分技术，获得了弹体侵彻过程的轴向阻力。通过弹性理论分析，得到了弹体侵彻过程中影响装药安定性的重要设计参数，为装药安定性设计提供了理论依据。

关键词：侵彻；装药安定性；动摩擦；最大装药长度

中图分类号：O385；TJ410.2　　**文献标识码**：A

1　引　言

随着导弹突防能力要求的提高，人们研制了针对未来作战需求的超音速武器平台，与之配套的、具备高效毁伤功能的超音速战斗部研制也得到了发展[1]，尤其是高超音速导弹平台搭载的撞地速度在 1.2 km/s 以上的侵彻战斗部研制。当侵彻战斗部的撞击速度很高时，侵彻体和内部装药均承受较大的冲击载荷，这对侵彻体的结构强度、装药安定性和引信可靠性提出了更加严格的要求，而装药安定性更是决定侵彻战斗部是否有效的关键因素。因此，开展装药安定性结构设计理论研究对于侵彻战斗部工程研制具有重要借鉴和指导意义。

目前，国内外已开展了大量的关于侵彻战斗部的理论和实验研究[2-12]，主要集中在弹体结构响应和侵彻能力上，而对于侵彻战斗部内部装药安定性结构设计的研究却未见报道。本研究根据侵彻战斗部弹体内部装药的弹性变形假设，利用弹体结构与内部装药的相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论，系统地提出装药安定性结构设计的理论分析方法，定量描述装药安定性结构设计需要考虑的几何参数和物理参数，为装药安定性结构设计提供理论依据。

2　装药安定性理论分析方法

采用空穴膨胀理论，计算弹体侵彻混凝土靶过程中的弹体表面径向应力、轴向阻力等响应参数，以轴向阻力为依据，分析弹体内部装药的过载和装药力学安定性，结合摩擦功原理，对弹体内部装药热安定性进行分析。

2.1　装药力学安定性分析

一般认为，低压条件下装药安定性与炸药损伤有关。损伤后的炸药存在裂纹，裂纹闭合过程中相互

*　**收稿日期**：2010-06-09；**修回日期**：2011-01-11

基金项目：中国工程物理研究院科学技术基金重点项目(2009A0201009)；中国工程物理研究院双百人才基金

作者简介：张　旭(1972—)，男，博士，主要从事流体动力学研究. E-mail：caepzx@sohu.com

摩擦生成热点进而引发炸药反应，因此尽量保证侵彻体内部装药的完整性，以提高装药安定性，即装药设计过程中装药承受的有效应力应小于装药的许用应力。由于弹体壳体的弹性模量比炸药弹性模量大得多，在轴向力作用下，弹体内部装药产生径向应力，径向应力的大小与轴向过载、药室形状及弹体刚度相关。因此，如果从装药力学性能考虑，弹体内部装药的安定性条件主要由内部装药的许用应力、弹体惯性过载系数、装药长度和装药密度确定。

本研究针对圆柱形装药进行讨论。为了简化分析，假设弹体内部装药变形在弹性范围内，忽略塑性变形，根据弹性理论应力-应变关系，有

$$\begin{cases}\varepsilon_r = [\sigma_r - \mu(\sigma_z + \sigma_\tau)]/E_h \\ \varepsilon_\tau = [\sigma_\tau - \mu(\sigma_z + \sigma_r)]/E_h\end{cases} \tag{1}$$

式中：ε_r、ε_τ 为弹体内部装药的径向应变和切向应变，σ_r 和 σ_τ 为弹体内部装药的径向和切向应力，μ 为内部装药泊松系数，E_h 为内部装药弹性模量。由于弹体弹性模量远大于内部装药的弹性模量，即 $E_p \gg E_h$，因此弹体可近似为刚体，则弹体内部装药的径向和切向应变满足 $\varepsilon_r = \varepsilon_\tau = 0$，结合(1)式可以得到

$$\begin{cases}\sigma_r = \mu(\sigma_z + \sigma_\tau) \\ \sigma_\tau = \mu(\sigma_z + \sigma_r)\end{cases} \tag{2}$$

弹体内部装药径向应力 σ_r、切向应力 σ_τ 与轴向应力 σ_z 的关系为

$$\sigma_r = \sigma_\tau = \mu\sigma_z/(1-\mu) \tag{3}$$

对于压装炸药，泊松系数 μ 约为 0.35，由(2)式可知弹体内部装药径向应力 σ_r 和切向应力 σ_τ 小于弹体内部装药轴向应力 σ_z，因此可以采用第一强度理论(最大应力)确定弹体内部装药的安定性条件

$$s\sigma_z \leqslant \sigma_c \tag{4}$$

式中：σ_c 为内部装药许用应力，s 为装药安全系数。弹体内部装药的应力分布由侵彻过程中作用在装药上的轴向阻力 F_r 和惯性力确定。若忽略弹体头型效应，则每一装药截面的轴向阻力相同，但每一截面的装药惯性力不同。定义装药弹体过载系数 n_x

$$n_x = F_r/mg \tag{5}$$

式中：m 为全弹重量，g 为重力加速度。如图 1 所示，令装药长度原点位于装药头部，装药长度为 l，装药 n-n 截面受力载荷为

$$F_n = n_x m_h g = \pi d_1^2 (L_e - l) n_x \rho_e g/4 \tag{6}$$

式中：m_h 为 n-n 截面以上的装药质量，d_1 为装药直径，ρ_e 为装药密度，L_e 为装药总长度。装药截面的应力为

$$\sigma_z = \frac{4F_n}{\pi d_1^2} = n_x \rho_e g (L_e - l) \quad 0 < l < L_e \tag{7}$$

由(7)式可知：装药头部在 $l=0$ 时承受应力最大，即由于弹体阻力和惯性力作用使得装药头部处的应力最大，尾部应力最小，并且呈线性分布。将(7)式应力最大值代入(4)式，得到装药力学安定性必要条件，即

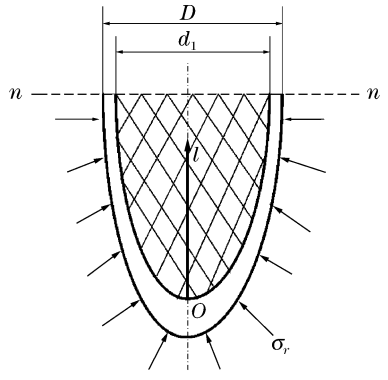


图 1 弹体截面应力分析示意图

Fig. 1 Stress analysis sketch of projectile body section

$$L_e \leqslant \sigma_c/s n_x \rho_e g \tag{8}$$

(8)式表明：若给定撞击速度(即给定弹体惯性过载系数 n_x)和装药密度 ρ_e，则装药长度 L_e 是弹体内部装药安定性的重要因素。此外，如果侵彻过程中各向应力均比较大，即弹体内部装药径向应力 σ_r 和切向应力 σ_τ 不能忽略时，可以采用第四强度理论(最大变形能)确定弹体内部装药的力学安定性条件，即

$$s(\sigma_r^2 + \sigma_\tau^2 + \sigma_z^2 - \sigma_r\sigma_\tau - \sigma_r\sigma_z - \sigma_z\sigma_\tau)^{1/2} \leqslant \sigma_c \tag{9}$$

(9)式中的 σ_r 和 σ_τ 由(3)式确定。

2.2 装药摩擦安定性分析

由于弹体弹性模量 E_p 与内部装药弹性模量 E_h 差别较大,在轴向惯性载荷作用下,弹体轴向变形量 ε_p 和内部装药轴向变形量 ε_h 不同,因此弹体壳体与内部装药在弹性范围内均会出现轴向相对位移。弹体弹性模量 E_p 较大,$\varepsilon_p \approx 0$,弹体壳体与内部装药的轴向相对运动应变量 $\varepsilon_{relative} \approx \varepsilon_h$

$$\varepsilon_h = \frac{\sigma_z - \mu(\sigma_r + \sigma_\tau)}{E_h} = \frac{(1+\mu)(1-2\mu)}{1-\mu}\frac{\sigma_z}{E_h} \tag{10}$$

应用应变定义 $\varepsilon = \Delta x / x$,对装药轴线不同位置的位移量积分得到

$$\Delta l = l^2 \varepsilon / 2 \qquad 0 < l < L_e \tag{11}$$

式中:Δl 为弹体壳体与内部装药在 l 处的轴向相对运动位移。在弹体碰撞过程中弹体与装药的相对运动在头部发生制止,变形量为零,即相对运动位移原点与图 1 中的原点 O 重合。结合(7)式、(10)式和(11)式可以确定弹体壳体与内部装药的轴向相对运动位移

$$\Delta l = \frac{(1+\mu)(1-2\mu)}{1-\mu}\frac{n_x \rho_e g}{2E_h}(L_e - l)l^2 \qquad 0 < l < L_e \tag{12}$$

(12)式表明弹体壳体与内部装药的轴向相对运动位移沿装药长度呈非线性分布。

另一方面,由于弹体内部装药存在径向应力 σ_r 和切向应力 σ_τ(见(3)式),弹体壳体与内部装药间存在摩擦现象。本研究采用 Mohr-Coufomb 摩擦律确定弹体壳体与内部装药之间的摩擦力 τ,即

$$\tau = \tau_0 + \eta p \tag{13}$$

式中:η 为摩擦系数,τ_0 为常数,p 为表面法向应力。由(3)式和(13)式可以确定弹体壳体与内部装药间的摩擦力,即

$$\tau = \sigma_\tau + \eta\sigma_r = \frac{\mu(1+\eta)}{1-\mu}\sigma_z \tag{14}$$

单位面积上弹体壳体与内部装药间的摩擦力 τ 产生的摩擦功 W_τ 为

$$W_\tau = \tau \Delta l = \frac{\mu(1+\mu)(1-2\mu)(1+\eta)}{(1-\mu)^2}\frac{n_x^2 \rho_e^2 g^2}{2E_h}(L_e - l)^2 l^2 \tag{15}$$

根据热力学原理中摩擦功转化成热的条件,弹体壳体与内部装药间的相对运动摩擦功生成热 $\mathrm{d}Q$ 为

$$\mathrm{d}Q = \pi d_1 L_e \kappa W_\tau = \pi d_1 L_e \kappa \frac{\mu(1+\mu)(1-2\mu)(1+\eta)}{(1-\mu)^2}\frac{n_x^2 \rho_e^2 g^2}{2E_h}(L_e - l)^2 l^2 \tag{16}$$

式中:κ 为机械功与热的等价转换系数。根据热力学第一原理,热量与温度之间的变化关系为

$$\mathrm{d}Q = \rho_e \Delta V c_p \mathrm{d}T \tag{17}$$

式中:T 为温度,c_p 为定压比热容,ΔV 为热影响区的体积。由于侵彻过程时间 τ_{heat} 不长,仅为毫秒级,因此热影响区的体积 ΔV 只包含在弹体壳体与内部装药相互接触的薄层范围内,热影响区模型如图 2 所示,薄层厚度可由热传导方程的时间常数确定。为了简化计算,采用一维热导方程

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) \tag{18}$$

式中:ρ 为炸药密度,λ 为热传导系数。(18)式的平凡解形式为 $T = \exp(-x^2/4\alpha t)$,其中 α 为热扩散系数,$\alpha = \lambda/\rho c_p$。平凡解中温度接近于稳态的时间常数为 $\tau = x^2/4\alpha$,因此弹体壳体与内部装药相互接触的导热薄层厚度 δ_{heat} 可以近似为

$$\delta_{heat} \approx 2(\alpha \tau_{heat})^{1/2} \tag{19}$$

根据(19)式可以计算出弹体壳体与内部装药相互接触的热影响区体积 ΔV,即

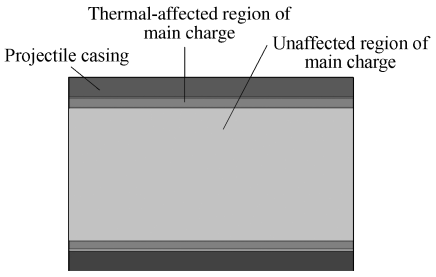


图 2 装药热安定性模型

Fig. 2 Schematic of thermal-affected region of main charge

$$\Delta V = \frac{\pi}{4}[d_1^2 - (d_1 - \delta_{\text{heat}})^2]L_e \tag{20}$$

式中:d_1 为弹体内部装药直径。最后结合(16)式、(17)式、(19)式和(20)式,可以推导出弹体壳体与内部装药的薄层炸药的温升 $\mathrm{d}T$

$$\mathrm{d}T = \frac{2\kappa\mu(1+\mu)(1-2\mu)(1+\eta)g^2 n_x^2 \rho_e}{c_p(1-\mu)^2 E_h} \frac{d_1}{d_1^2 - [d_1 - 2(\alpha\tau_{\text{heat}})^{1/2}]^2}(L_e - l)^2 l^2 \quad 0 < l < L_e \tag{21}$$

(21)式反映了冲击侵彻过程中由弹体壳体与内部装药的轴向相对运动位移引起的弹体壳体与内部装药界面热影响区内薄层炸药的温度上升情况。观察(21)式可知:弹体壳体与内部装药界面热影响区内炸药的温度上升与内部装药过载系数的平方成正比,并且热影响区内炸药的温度上升沿装药轴线呈非线性变化。若装药直径一定,通过计算(21)式的一阶导数,可以确定温度上升的最大值及其发生位置,即

$$\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}l} = \frac{\mathrm{d}[A(L_e - l)^2 l^2]}{\mathrm{d}l} = 0 \tag{22}$$

$$A = \frac{2\kappa\mu(1+\mu)(1-2\mu)(1+\eta)g^2 n_x^2 \rho_e}{c_p(1-\mu)^2 E_h} \frac{d_1}{d_1^2 - [d_1 - 2(\alpha\tau_{\text{heat}})^{1/2}]^2} \tag{23}$$

由(22)式可以计算得到:摩擦引起的温度上升的最大值位置为 $l = L_e/2$,即距离装药头部 1/2 处,因此

$$\mathrm{d}T_{\max} = AL_e^4/16 \tag{24}$$

如果从热爆炸安全性考虑,以爆发点温度 T_d 作为内部装药热安定性临界值,则最大允许装药长度 L_e 应满足

$$L_e \leqslant 2(T_d/A)^{1/4} \tag{25}$$

结合(8)式的装药力学安定性条件和(25)式的装药热安定性条件,可以确定最大允许装药长度 L_e 为

$$L_e \leqslant \min\left[\frac{\sigma_c}{sn_x\rho_e g}, 2\left(\frac{T_d}{A}\right)^{1/4}\right] \tag{26}$$

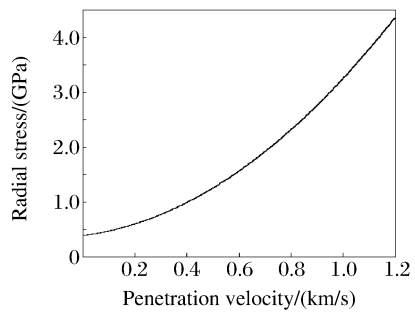
(26)式表明:无论是采用反映装药力学性能的(8)式作为安定性条件,还是采用反映热摩擦的(25)式作为安定性条件,装药长度均与过载系数成反比。由于过载系数受弹体尺度影响较大,并且在给定碰撞速度和靶材情况下侵彻体过载力与截面长度的平方成正比,因此装药设计过程中需要考虑尺度效应。

3 算 例

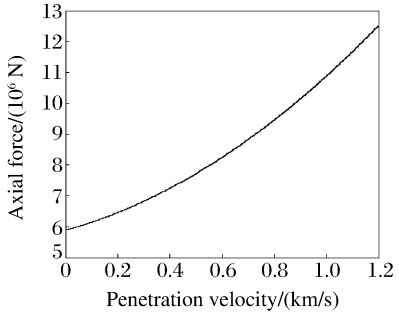
以 60 kg 合金钢弹体(长径比为 5、弹头卵形部曲率半径(Caliber Radius Head,CRH)为 3,外径为 140 mm)为例,根据第 2 节推导的装药安定性理论分析方法,分析装药摩擦热影响区厚度。60 kg 合金钢弹体以 1.2 km/s 的速度垂直侵彻混凝土靶时,将响应函数作为装药过载计算的依据。从弹体响应曲线(见图 3)可以看出,弹体以 1.2 km/s 碰靶时,最大表面径向应力约为 4.5 GPa,超出材料动态屈服应力 σ_y,弹体以 1.2 km/s 碰靶时的轴向最大阻力 F_r 约为 1.2×10^7 N,可以推算出内部装药惯性过载系数 $n_x = 2\times10^4$。假设内部装药为 TNT 炸药,则内部装药参数为:许用应力 $\sigma_c = 100$ MPa,装药密度 $\rho_e = 1.8\times10^3$ kg/m^3,炸药导热系数 $\lambda = 0.269$ W/(m·℃),定压比热容 $c_p = 1.08$ J/(g·K)。如果弹体与内部装药的热影响区时间常数取弹体从碰靶到侵彻终点时间,即 $\tau_{\text{heat}} \approx 10$ ms(见图 3(c)),则因摩擦产生的内部装药热影响区厚度 δ_{heat} 约为 0.037 mm。

通过(21)式还可以确定摩擦升温沿装药长度及直径的变化情况,如图 4 所示,其中图 4(a)以装药长度为 0.6 m 时摩擦升温的最大值 $T_{1,\max}$ 为基准,图 4(b)以装药直径为 0.25 m 时的摩擦升温值 $T_{\max}$ 为基准。从图 4 可以看出:当装药长度增加 1 倍时,摩擦升温最大值升高 16 倍,可见装药长度对装药安定性有重要影响;装药摩擦升温随装药直径的变化不明显。

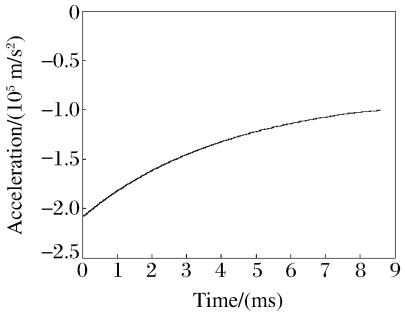
综上分析,与装药力学安定性相比,侵彻战斗部在碰靶过程中内部装药与弹体壳体之间的相对摩擦运动生成热是影响装药安定性的主要因素,因此在内部装药与壳体间加入导热性好的缓冲材料有利于装药安定性。此外,设计装药时,建议采用低熔点炸药,使内部装药在摩擦热作用下先熔化,不易形成热点,从而起到提高装药安定性的作用。



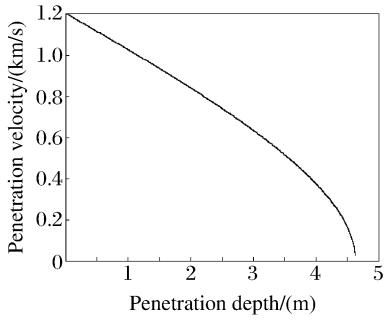
(a) Radial stress versus penetration velocity



(b) Axial resistance force versus penetration velocity



(c) Projectile acceleration versus time



(b) Penetration depth versus penetration velocity

图 3　60 kg 弹体以 1.2 km/s 速度碰靶时弹体的响应函数

Fig. 3　Response of 60 kg projectile penetrating concrete target with an impacting velocity of 1.2 km/s

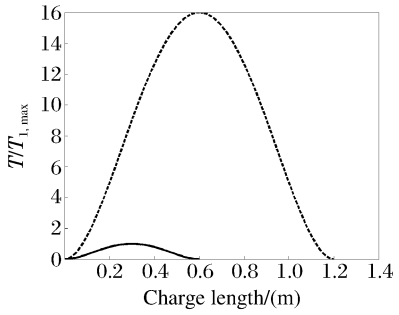


图 4(a)　摩擦升温随装药长度的变化

Fig. 4(a)　Variation of frictional temperature rising with the charge length

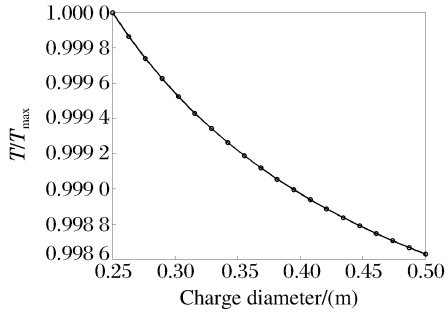


图 4(b)　摩擦升温随装药直径的变化

Fig. 4(b)　Variation of frictional temperature rising with the charge diameter

4　结　论

根据侵彻过程弹体内部装药的弹性变形假设,利用弹体结构与内部装药的相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论,提出了装药安定性设计理论分析方法,得到了影响侵彻体内部装药安定性的主要参数,为装药安定性设计提供了理论依据。需要指出的是,分析过程中只考虑了装药弹性变形,并且炸药起爆临界条件的选取不充分,没有考虑炸药温升放热过程,存在一定缺陷。在后续研究中将考虑炸药塑性变形和损伤断裂的影响,在炸药起爆临界条件方面将考虑炸药升温放热分解和热耗散过程,进一步完善该分析方法。

References:

[1]　Woolf A F. Conventional warheads for long-range ballistic missiles:Background and issues for congress [R]. USA:

Congressional Research Service,2007.
[2] Bishop R F,Hill R,Mott N F. The theory of indentation and hardness tests [J]. Proc Phys Soc,1945,57(3):147-159.
[3] Hopkins H G. Dynamic expansion of spherical cavities in metals [A]//Sneddon I,Hill R. Progress in Solid Mechanics [C]. Oxford,UK:Pergamon Press,1960,84-164.
[4] Tate A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. J Mech Phys Solids,1967,15(6):387-399.
[5] Forrestal M J,Luk V K. Dynamic spherical cavity-expansion in a compressible elastic-plastic solid [J]. J Appl Mech,1988,55(2):275-279.
[6] Rosenberg Z,Marmor E,Mayseless M. On the hydrodynamic theory of long-rod penetration [J]. Int J Impact Eng,1990,10(1-4):483-486.
[7] Martineau R L,Prime M B,Duffey T. Penetration of HSLA-100 steel with tungsten carbide spheres at striking velocities between 0.8 and 2.5 km/s [J]. Int J Impact Eng,2004,30(5):505-520.
[8] Zhou N,Ren H Q,Shen Z W,et al. Experimental study on overload characteristics of projectile penetrating reinforced concrete [J]. Journal of Experimental Mechanics,2006,21(5):572-578. (in Chinese)
周 宁,任辉启,沈兆武,等. 侵彻钢筋混凝土过程中弹丸过载特性的实验研究 [J]. 实验力学,2006,21(5):572-578.
[9] Zhou N,Ren H Q,Shen Z W,et al. Study on penetration of concrete targets by ogive-nose steel projectile [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2007,21(3):242-248. (in Chinese)
周 宁,任辉启,沈兆武,等. 卵形头部弹丸侵彻混凝土的研究 [J]. 高压物理学报,2007,21(3):242-248.
[10] Wang C H,Chen P Y,Xu X C. Filtering of penetration deceleration data and determining of penetration deceleration on the rigid-body [J]. Explosion and Shock Waves,2007,27(5):416-419. (in Chinese)
王成华,陈佩银,徐孝诚. 侵彻过载实测数据的滤波及弹体侵彻刚体过载的确定 [J]. 爆炸与冲击,2007,27(5):416-419.
[11] Pi A G,Huang F L. Dynamic behavior of a slender projectile on oblique penetrating into concrete target [J]. Explosion and Shock Waves,2007,27(4):331-337. (in Chinese)
皮爱国,黄风雷. 大长细比弹体斜侵彻混凝土靶的动力学响应 [J]. 爆炸与冲击,2007,27(4):331-337.
[12] Song S C,Wang T H,Cai H N,et al. Numerical calculations of adiabatic shearing localization of steel projectile impacting concrete [J]. Explosion and Shock Waves,2007,27(3):246-250. (in Chinese)
宋顺成,王庭辉,才鸿年,等. 钢制弹丸冲击混凝土时绝热剪切局部化的数值计算 [J]. 爆炸与冲击,2007,27(3):246-250.

A Dynamic Friction Analysis Method of Charge Survivability during Supersonic Penetration of Concrete Targets

ZHANG Xu,CAO Ren-Yi,TAN Duo-Wang

(*National Key Laboratory of Shock Wave and Detonation Physics, Institute of Fluid Physics, CAEP, Mianyang* 621900, *China*)

Abstract: Based on the assumption of elastic deformation of charge, a novel theoretical analysis method for charge survivability in the process of penetration is proposed by using relative displacement between projectile body and internal charge, friction work, hot spot theory, and principle of thermal dynamics. The resistance function during penetration is based upon the cavity expansion theory in the analysis. The radial stress on the projectile surface is obtained utilizing mass and momentum conservation equation and Hugoniot jump condition. In addition, the resistance forces in the supersonic penetration of concrete targets are calculated with finite difference method and Newton's Second Law. The important design parameters of charge affecting the charge survivability in the penetration are revealed from the elastic theoretical analysis, which provide a theoretical basis for the survivability design of housing explosive.

Key words: penetration; charge stability; dynamic friction; maximum length of charge