

文章编号: 1006-9941(2011)06-0709-06

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

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国防科技重点实验室, 四川 绵阳 621900)

摘要: 尽管侵彻动力学研究有大量的研究报道,但是主要集中于弹体结构响应和侵彻能力研究,涉及侵彻体内部装药安定性的研究较少,而且没有形成系统的装药安定性理论分析方法。本文根据弹体内部装药的塑性应力-应变本构关系,首次提出了利用弹体结构与内部装药相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论推导的装药热安定性结构设计塑性理论分析方法。研究过程中从空穴膨胀理论出发确定侵彻弹体的响应函数,结合牛顿第二定律,采用有限差分技术获得弹体侵彻过程的轴向阻力和惯性过载。以弹体惯性过载作为装药安定性响应的输入,通过理论分析确定弹体壳体与内部装药界面热影响区内炸药温度上升情况,分析表明:内部装药过载系数、装药长度是影响装药安定性的重要因素,而且热影响区内炸药温度上升沿装药轴线呈现非线性变化。此外,如果装药直径给定,通过计算可以确定热影响区内炸药温度上升的最大值及其发生位置。理论分析结果给出了能够定量描述装药安定性结构设计的物理参数和几何参数,可以作为装药安定性结构设计的重要依据和参考。

关键词: 侵彻动力学; 装药安定性; 动摩擦

中图分类号: TJ55; O389

文献标识码: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-9941.2011.06.024

1 引言

由于高超音速战斗部在高速侵彻过程中侵彻体壳体和内部装药均将承受较大的冲击载荷,因此对侵彻体的结构强度、装药安定性和引信的可靠性均提出了更加严酷的要求,尤其是装药安定性将成为侵彻战斗部是否有效的决定性因素^[1-6]。开展装药安定性结构设计理论分析研究,确定影响装药安定性的物理参数和几何参数,对于侵彻战斗部工程研制具有重要借鉴和指导意义。

从国内外研究现状可以看出,侵彻战斗部相关研究主要集中在弹体结构响应和侵彻能力两个方面^[5-8],对于侵彻战斗部内部装药安全性的研究报道较少,主要集中在低压冲击感度方面,装药安全性结构设计的理论分析方法没有相关研究报道。本研究在前期分析弹体侵彻混凝土响应基础上^[7],从弹体力学过载特性及约束结构内含能材料可能经受的力学行为出发,通过柱形装药假设,提出了基于内部装药塑性应力-应变本构关系的装药安定性结构设计理论分析方法,研究过程中侵彻体的响应函数是从空穴膨胀理论

出发^[9-10],利用弹塑性材料中应力波 Hugoniot 跳跃条件、流体力学动量和质量守恒方程,分析弹体侵彻混凝土过程中的弹体表面径向应力,同时结合牛顿第二定律,采用有限差分技术获得弹体侵彻过程的轴向阻力和过载参数作为装药安定性理论分析的前提条件。根据侵彻战斗部弹体内部装药的塑性应力-应变本构关系,系统地提出了利用弹体结构与内部装药相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论推导的装药塑性安定性结构设计理论分析方法,定量描述了影响装药安定性结构设计需要考虑的物理参数和几何参数。通过本文的理论分析得到了影响高速侵彻过程中侵彻体内部装药安定性的主要参数,为装药安定性结构设计提供了理论依据。

2 弹体响应分析方法

为分析装药安定性的力学行为,需要首先确定侵彻体侵彻混凝土过程的弹体响应,即过载特性。然后根据侵彻体的过载特性确定内部装药的过载特性,最后以装药的过载特性作为输入条件对装药安定性的力学行为进行分析。为了本文论述的完整性,本节简要介绍高超音速侵彻混凝土的弹体响应函数分析和计算过程。通常研究侵彻体响应的理论方法主要有:微分面力法、空穴膨胀理论、局部相互作用理论、A-T 模型、

收稿日期: 2010-11-24; 修回日期: 2011-04-06

基金项目: 中国工程物理研究院发展基金重点项目(2009A0201009)和中国工程物理研究院双百人才工程课题资助(ZX01)

作者简介: 张旭(1972-),男,博士,副研究员。研究方向: 流体力学和冲击动力学。e-mail: caepzx@sohu.com

Amini-Anderson 模型、速度势和速度场理论等^[11-18], 这些方法在其适用范围内都能与实验结果吻合的较好^[19-22], 可以确定靶体响应应力函数的理论方法只有空穴膨胀理论^[7]和 Amini-Anderson 模型, 其中 Amini-Anderson 模型应用的很少。本文分析过程从空穴膨胀理论出发^[15], 以混凝土为目标靶材料, 弹体侵彻过程中混凝土靶的响应近似为弹性-开裂-塑性响应, 或弹性-开裂-破碎响应, 其中开裂区形成条件为环向应力大于拉伸强度, 同时各个区的交界面上都必须满足动量和质量守恒条件, 即 Hugoniot 跳跃条件^[15]

$$\begin{aligned} \sigma_{r1} + \rho_1(v_1 - c_1) &= \sigma_{r2} + \rho_2(v_2 - c_2) \\ \rho_1(v_1 - c_1) &= \rho_2(v_2 - c_2) \end{aligned} \quad (1)$$

其中, (1) 式中的下标 1 和 2 分别表示混凝土材料交界面两侧的两个响应区, c 为响应区波速, v 为响应区粒子速度, ρ 为响应区材料密度。另一方面, 根据球形空穴膨胀理论 (Forestal 于 1997 发表), 在欧拉坐标系中, 混凝土材料在每一响应区均应满足球坐标形式的质量和动量守恒方程

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{2v}{r} &= -\left(\frac{\partial \rho}{\partial t} + v \frac{\partial \rho}{\partial r}\right) \\ \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{2(\sigma_r - \sigma_\theta)}{r} &= -\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial r}\right) \end{aligned} \quad (2)$$

式中, r 是径向坐标, σ_r 是径向应力, σ_θ 是切向应力, t 是时间。在混凝土材料的弹性区和开裂区, 压缩条件满足线性压力-体变关系, 即

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

式中, p 是压力, K 为体积模量, ρ_0 是初始密度, σ_φ 是环向应力。在混凝土材料的破碎区, 材料的性质满足 Mohr-Coulomb 准则, 即

$$\sigma_r - \sigma_\varphi = \tau + \lambda p, \quad \tau = [(3 - \lambda)/3] Y_s \quad (4)$$

式中, τ 是剪应力, λ 是摩擦应力常数, Y_s 是材料屈服强度。根据上面一组方程, 可以得到弹体表面径向应力的计算公式, 由于推导过程相对复杂, 这里省略推导过程, 只列出最后的解析形式, 即弹体表面径向应力的解析式

$$\sigma_{r0} = -\frac{1}{r_0^\alpha} \int_{r_0}^{r_1} Sdr + \left(\frac{1}{\varepsilon}\right)^\alpha \sigma_{r1} \quad (5)$$

其中

$$\begin{aligned} \frac{1}{r_0^\alpha} \int_{r_0}^{r_1} Sdr &= -\kappa \rho_c V^2 \int_1^{1/\varepsilon} (1 - X^{-k-1})^{\frac{2-k}{1+k}} (X^{\alpha-k} - X^{\alpha-2k-1}) dX - \\ &\quad \frac{\tau \alpha}{\lambda} \int_1^{1/\varepsilon} X^{\alpha-1} dX \\ \frac{\tau \alpha}{\lambda} \int_1^{1/\varepsilon} X^{\alpha-1} dX &= \begin{cases} \frac{\tau}{\lambda} (\varepsilon^{-\alpha} - 1), & \text{if } \alpha \neq 0 \\ 2\tau \ln\left(\frac{1}{\varepsilon}\right), & \text{if } \alpha = 0 \end{cases} \end{aligned}$$

$\sigma_{r1} = Y_s + K\beta^2 U_2(U_2 - 1) - \rho_x(1 - \varepsilon^{1+k})^{\frac{2-k}{1+k}} [\varepsilon^{2k} - \varepsilon^{k-1}] V_0^2$
式中, σ_{r0} 为弹体表面径向应力, σ_{r1} 为断裂区的应力, $\alpha = 6\lambda/(3 + 2\lambda)$, k 为混凝土靶的压缩系数, ρ_c 是混凝土密度, V_0 时侵彻体速度, C_d 为断裂区速度, $\varepsilon = V_0/C_d$ 。可以看出弹体表面径向应力 σ_{r0} 不具有解析解, 需要通过数值迭代过程计算得到, 本文下面的分析过程将以 (5) 式为基础进行分析, 其中弹体表面径向应力 σ_{r0} 采用牛顿迭代法计算。

3 装药塑性安定性理论分析

采用空穴膨胀理论可以得到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, 因此可以依据轴向阻力对弹体内部装药的过载和装药力学安定性进行分析, 进一步采用摩擦功原理对弹体内部装药热安定性进行分析。本构方程的表达形式与装药本身性质及应变率相关, 目前包括含损伤、微缺陷等在内的炸药本构方程形式非常多, 而且表达式复杂, 这些本构方程形式多用于数值模拟程序中, 不适宜作为理论分析过程, 本文以塑性动力学中 PBX 炸药含损伤演化的本构关系为基础, 推导 PBX 装药塑性安定性。

3.1 相对运动变形量和摩擦功

冲击条件下装药安定性与炸药损伤相关, 损伤后的炸药存在裂纹, 裂纹闭合过程中相互摩擦生成热点会引发炸药反应, 因此尽量保证侵彻体内部装药完整性有利于提高装药安定性^[23-24], 即装药设计过程中装药承受的有效应力应该小于装药的许用应力。由于弹体壳体弹性模量比炸药弹性模量大得多, 因此在轴向力作用下, 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。可以看出, 如果从装药力学性能考虑, 弹体内部装药安定性条件主要由内部装药许用应力、弹体惯性过载系数、装药长度和装药密度确定。

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, 本文分析过程忽略弹体头型效应, 因此每一装药截面的轴向阻力相同, 但是每一截面的装药惯性力不同。定义装药弹体过载系数 $n_x = \frac{R_R}{mg}$, 式中, m 为全弹重量, g 为重力加速度。如图 1 所示, 定义装药长度原点位于装药头部顶点, 装药长度自变量 l 沿轴线变化, 装药 n - n 截面受力载荷为 $F_n = n_x m_{HE} g = \frac{\pi d_1^2}{4} (L_e - l) n_x \rho_e g$, 式中, m_{HE} 为 n - n 截面以上装药质量, d_1 为装药直径, ρ_e 为装药密度,

g 为重力加速度, L_e 为装药总长度。根据 n - n 截面受力载荷确定装药截面的应力

$$\sigma_z = \frac{4F_n}{\pi d_1^2} = n_x \rho_e g (L_e - l), \quad 0 < l < L_e \quad (6)$$

(6)式表明装药头部在 $l=0$ 时承受应力最大,即弹体内部装药轴向应力 σ_z 由于弹体阻力和惯性力作用使得装药在头部应力最大,尾部应力最小,并且呈线性分布。

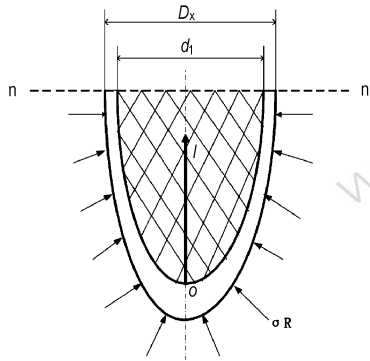


图1 弹体截面应力分析示意图

Fig.1 Cross section scheme of a projectile

此外,本研究过程中 PBX 炸药的应力-应变曲线采用含损伤演化的本构关系^[19]

$$\sigma_z = [1 - A \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}] (1 - D) E_{HE} \epsilon$$

$$D = D_0 \alpha (\epsilon - \epsilon_p)^n \quad (7)$$

式中, E_{HE} 为材料弹性模量, D_0 为初始损伤, ϵ_p 为材料屈服应变, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率, A, α, n 为本构方程参数。由于弹体弹性模量 E_{case} 与内部装药弹性模量 E_{HE} 差别较大,在轴向惯性载荷作用下,弹体轴向变形量 ϵ_{casing} 和内部装药轴向变形量不同 ϵ_{HE} , 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。但是弹体弹性模量 E_{case} 较大,可以认为 $\epsilon_{casing} \sim 0$, 即弹体壳体与内部装药的轴向相对运动变形量为弹体内部装药的相对运动变形量,并且由方程(7)确定。方程(7)为应变 ϵ 的隐式方程,无解析解,因此可以采用牛顿迭代法求解方程(7)计算确定侵彻冲击过载作用下的应变 ϵ_f , 即

$$\epsilon = \epsilon_f (n_x, \rho_e, l, D)$$

$$\left| \epsilon - \int_0^{\tau_{heat}} \dot{\epsilon}_0 e^{A \left[\frac{n_x \rho_e g (L_e - l)}{(1-D) E_0} e^{-1} \right]} dt \right| < error \quad (8)$$

通过对(8)式迭代满足绝对误差小于某一值 $error$ 时确定 ϵ_f , 其中 τ_{heat} 为侵彻作用时间。根据侵彻冲击过载作用下的应变 ϵ_f 确定相对位移 $\Delta l = \epsilon_f l, 0 < l < L_e$, 式中, Δl 为弹体壳体与内部装药的轴向相对运动位移

量。在弹体碰撞过程中弹体与装药相对运动头部发生制止,变形量为零,因此相对运动位移原点为装药头部顶点 O 沿从至尾部变化并且变形量,如图1所示。

由于弹体弹性模量远大于内部装药弹性模量 $E_{case} > E_{HE}$, 弹体近似认为是刚体,因此弹体内部装药与壳体界面处的径向和切向相对变形量 $\epsilon_r = \epsilon_\tau = 0$ 。为简化分析,假设弹体内部 PBX 装药变形在弹性范围内满足广义虎克定律,因此在弹性范围内应力-应变关系满足

$$\epsilon_r = \frac{\sigma_r - \mu(\sigma_z + \sigma_\tau)}{E_{HE}} \quad \epsilon_\tau = \frac{\sigma_\tau - \mu(\sigma_z + \sigma_r)}{E_{HE}} \quad (9)$$

式中, ϵ_r 为弹体内部装药径向相对变形量, σ_r 和 σ_τ 为弹体内部装药径向和切向应力, μ 为内部装药泊松系数, E_{HE} 为内部装药弹性模量。结合(9)式可以得到

$$\sigma_r = \mu(\sigma_z + \sigma_\tau), \quad \sigma_\tau = \mu(\sigma_z + \sigma_r) \quad (10)$$

弹体内部装药径向 σ_r 、切向应力 σ_τ 与轴向应力 σ_z 的关系为

$$\sigma_r = \sigma_\tau = \frac{\mu}{1 - \mu} \sigma_z \quad (11)$$

同时由于 PBX 装药超过屈服极限后有应变软化趋势,因此仍然可以采用弹性应力(11)式确定 PBX 装药进入塑性变形阶段的径向和切向应力,而且理论分析结果对装药安定性更偏安全。

为计算相对变形产生的摩擦功,还需要确定弹体壳体与内部装药之间的摩擦力。由于弹体内部装药存在径向应力 σ_r 和切向应力 σ_τ 可以由方程(11)确定,弹体壳体与内部装药间的摩擦力采用 Mohr-Coulomb 摩擦律确定,即 $\tau = \tau_0 + \eta p$, 其中 η 为摩擦系数, τ_0 为常数, p 为表面法向应力, Mohr-Coulomb 摩擦律结合(11)式可以确定弹体壳体与内部装药间的摩擦力

$$\tau = \sigma_\tau + \eta \sigma_r = \frac{\mu(1 + \eta)}{1 - \mu} \sigma_z \quad (12)$$

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

$$W_f = \tau l = \frac{\mu(1 + \eta)}{1 - \mu} n_x \rho_e g \epsilon_f (L_e - l) l \quad (13)$$

根据热力学原理中摩擦功转化成热的条件,由弹体壳体与内部装药间的相对运动摩擦功 W_f 生成热为 $dQ = \pi d_1 L_e \kappa W_f$

$$= \pi d_1 L_e \frac{\mu(1 + \eta)}{1 - \mu} n_x \rho_e g \epsilon_f (L_e - l) l \quad (14)$$

式中, κ 为机械功与热的等价转换系数 ($\kappa = 4.18$)。

3.2 热影响区内摩擦功生成热的比份

由于弹体与炸药界面摩擦产生的热量同时向炸药热影响区内部和弹体壳体传导,因此摩擦功生成热只

有一部分转化到炸药热影响区内部。下面采用量纲分析得到流入炸药热影响区和弹体壳体内的热量比值。假设热传导为一维问题, 而且热传导过程中炸药和弹体密度、比热容、热传导系数不发生变化, 因此在炸药热影响区和弹体壳体交界面满足热导方程及界面耦合条件

$$\begin{aligned} -\kappa_{\text{HE}} \frac{\partial T_{\text{HE}}}{\partial x} &= q_{\text{HE}} \\ -\kappa_{\text{c}} \frac{\partial T_{\text{c}}}{\partial x} &= q_{\text{c}} \\ -q_{\text{HE}} + q_{\text{c}} &= dQ \end{aligned} \quad (15)$$

式中, κ_{c} , κ_{HE} 分别为壳体与炸药的导热系数, q 为热流密度, T 为温度变量, x 为一维坐标变量。采用温度 T , 时间 t , 长度 l 作为基本量, 将方程量纲化得到

$$-q_{\text{HE}} + \sqrt{\rho_{\text{c}} c_{\text{c}} k_{\text{c}} / \rho_{\text{HE}} c_{\text{HE}} d_{\text{HE}}} q_{\text{c}} = dQ \quad (16)$$

(16) 式确定了摩擦功生成热转化到炸药热影响区内部与弹体壳体内部的比值为 $K = \sqrt{\rho_{\text{c}} c_{\text{c}} k_{\text{c}} / \rho_{\text{HE}} c_{\text{HE}} d_{\text{HE}}}$, 因此, 摩擦功生成热实际转化到炸药热影响区内部应该是 $Q = KdQ$

$$= \pi d_1 L_e \frac{\mu(1+\eta)}{1-\mu} \sqrt{\rho_{\text{c}} c_{\text{c}} k_{\text{c}} / \rho_{\text{HE}} c_{\text{HE}} k_{\text{HE}}} n_x \rho_e g \varepsilon_F (L_e - l) \quad (17)$$

3.3 装药热影响区和安定性条件

由于高超音速侵彻过程时间 τ_{heat} 不长 (~ 100 ms), 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, 而不是整个装药体积区域, 如图 2 所示。

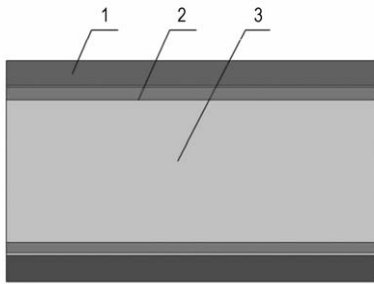


图 2 装药热安定性模型

1—弹体壳体, 2—装药热影响区, 3—未受影响的装药

Fig. 2 Charge stability model

1—casing, 2—thermal affected region, 3—thermal unaffected region

热影响区厚度可以由热传导方程的时间常数确定。为简化计算本文采用一维热导方程

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

式中, ρ 为炸药的密度, C 为定压比热, λ 为热传导系数, T 为温度。方程 (18) 的平凡解形式为 $\exp(-x^2/4\alpha t)$, 其中 α 是热扩散系数 ($\alpha = \lambda / \rho C$)。方程 (18) 的平凡

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热影响区的导热薄层厚度 δ_{heat} 可以近似为

$$\delta_{\text{heat}} \approx 2 \sqrt{\alpha \tau_{\text{heat}}} \quad (19)$$

式中, τ_{heat} 是侵彻过程时间。根据方程 (19) 可以计算出弹体壳体与内部装药相互接触的热影响区的体积 ΔV

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

式中, d_1 是弹体内部装药直径。

由于摩擦功的生成热转化为到装药热影响区内, 根据热力学第一原理, 有热量与温度之间的变化关系

$$dQ = \rho_e \Delta V c_p dT \quad (21)$$

式中, dT 是温度, c_p 是热容, ΔV 是热影响区的体积。最后结合 (17)、(19)、(20) 和 (21) 式, 可以推导出装药热影响区的薄层炸药温度上升 dT

$$dT = \frac{4\mu(1+\eta)gd_1\sqrt{\rho_{\text{c}}c_{\text{c}}k_{\text{c}}/\rho_{\text{HE}}c_{\text{HE}}k_{\text{HE}}}}{c_p(1-\mu)[d_1^2 - (d_1 - 2\sqrt{\alpha\tau_{\text{heat}}})^2]} n_x \varepsilon_F (L_e - l) \quad (22)$$

其中 ε_F 满足

$$\varepsilon = \varepsilon_F(n_x - \rho_e, l, D)$$

$$\left| \varepsilon - \int_0^{\tau_{\text{heat}}} \dot{\varepsilon}_0 e^{A[\frac{n_x \rho_e g (L_e - l)}{(1-D)E_0} \varepsilon - 1]} dt \right| < \text{error}$$

方程 (22) 确定了冲击侵彻过程中, 在轴向冲击载荷作用下, 由于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温度上升情况。方程 (22) 也确定了影响 PBX 装药安定性设计的重要物理参数和几何参数, 可以作为装药安定性设计的重要依据。观察方程 (22) 可知弹体壳体与内部装药界面热影响区内炸药温度上升与内部装药过载系数成正比, 而且热影响区内炸药温度上升沿装药轴线呈现非线性变化, 如果装药直径一定, 通过计算方程 (22) 的一阶导数可以确定温度上升的最大值及其发生位置。

4 举例分析

本节以 1200 kg 合金钢弹体为例, 根据前面几节推导的装药安定性塑性理论分析方法, 分析装药安定性设计准则, 其中 1200 kg 合金钢弹体以 $800 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 速度垂直侵彻混凝土靶时的响应函数作为装药过载计算的依据。从弹体响应曲线图 3 可以看出, 弹体以 $800 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 碰靶时最大表面径向应力约为 2.2 GPa, 没有超出高强度合金钢材料动态屈服应力 σ_y , 因此不会出现明显的弹体塑性变形和弹体质量侵蚀现象, 即使出现也是少量的动摩擦侵蚀现象。图 3 表明弹体在

800 m · s⁻¹ 碰靶时的轴向最大阻力约为 $F = 9 \times 10^7$ N, 可以推算出内部装药惯性过载系数 $n_x = 7.5 \times 10^3$ 。如果弹体与内部装药热影响区时间常数取弹体碰靶到侵彻终点时间 $\tau_{\text{heat}} = 100$ ms (根据加速度曲线图 3c), 则由于相对运动摩擦产生的内部装药热影响区的厚度 $\delta_{\text{heat}} \sim 0.25$ mm。对于 1200 kg 弹体, 假设以 TNT 作为内部装药, 则内部装药参数为: 品许用应力 $\sigma_c = 10 \times 10^7$ Pa, 装药密度 $\rho_e = 1.8 \times 10^3$ kg · m⁻³, 炸药导热系数 $\lambda = 0.269$ W · m⁻¹ · °C⁻¹, 质量热容 $C_p = 1.08$ kJ · kg⁻¹ · K⁻¹。此外, 如果选取装药直径 $d_t = 300$ mm, 装药安全系数 $s = 1.6$, 采用(6)式确定弹体内部装药安定性力学条件, 则最大允许装药长度 $L_e \leq 485$ mm, 因此对于 1200 kg 的弹体内部装药需要适当的设计形式保证装药侵彻过程的安定性。如果考虑到装药塑性变形和动摩擦热耗散, 需要对(22)式进行进一步计算评估装药安定性, 前提条件是获得给定应变率下正确的塑性本构关系。

5 结论与展望

本研究根据弹体内部装药的塑性应力-应变本构关系, 首次提出了利用弹体结构与内部装药相对位移、摩擦功、热力学原理和热点理论推导的装药热安定性结构设计塑性理论分析方法。研究过程中从空穴膨胀理论出发确定侵彻弹体的响应函数, 结合牛顿第二定律, 采用有限差分技术获得弹体侵彻过程的轴向阻力和惯性过载。以弹体惯性过载作为装药安定性响应的输入, 通过理论分析确定弹体壳体与内部装药界面热影响区内炸药温度上升情况, 分析表明: 内部装药过载系数、装药长度是影响装药安定性的重要因素, 而且热影响区内炸药温度上升沿装药轴线呈现非线性变化。此外, 如果装药直径给定, 通过计算可以确定热影响区内炸药温度上升的最大值及其发生位置。理论分析结果给出了能够定量描述装药安定性结构设计的物理参数和几何参数, 可以作为装药安定性结构设计的重要依据和参考。

装药安定性作为高速侵彻类战斗部设计的关键技术, 要想更准确评估装药安定性, 还需要掌握冲击载荷作用约束结构内应力波的传播规律所形成的塑性功累积, 及其塑性功累积的热耗散过程。另一方面, 在更大冲击压力下的冲击压力有效衰减或者冲击迁移问题也需要有清晰的认识。因此, 未来研究将在以上两方面开展相关研究工作。

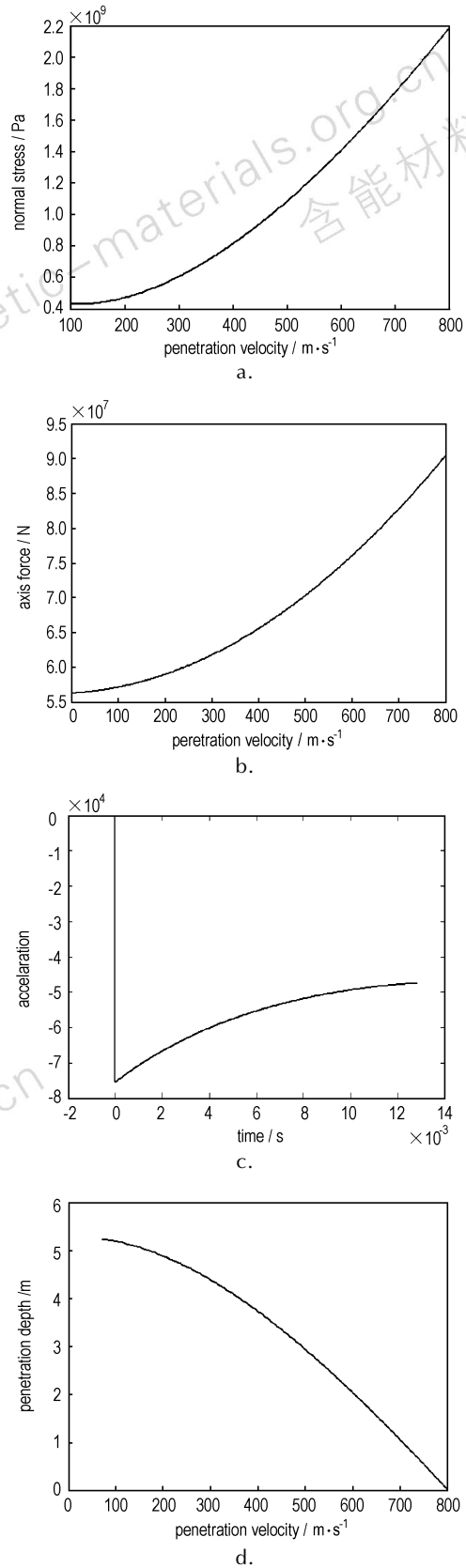


图 3 弹体以 800 m · s⁻¹ 速度碰靶时的响应函数
 Fig. 3 Response functions of a projectile with impacting velocity 800 m · s⁻¹

参考文献:

- [1] 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, 2005, 21(5): 572-578.
ZHOU Ning, REN Hui-qi, SHEN Zhao-wu, 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.
- [2] 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.
WANG Chen-hua, CHEN Pei-yin, XU Xiao-chen. Penetration overloads determination and experimental data process of rigid projectile[J]. *Explosive and Shock Wave*, 2007, 27(5): 416-419.
- [3] Nash. Opnav high speed strike initiative [OL]. www.fas.org.
- [4] James Hart, Joint super-sonic cruise missile [OL]. www.fas.org.
- [5] Woolf A F. Conventional warheads for long-range ballistic missiles; background and issues for congress[OL]. www.fas.org.
- [6] Tate A. A theory for the deceleration of long rods after impact[J]. *J Mech Phys Solids*, 1967, Vol. 15: 287.
- [7] Forrestal M J, Luk V K. Dynamic spherical cavity-expansion in a compressible elastic-plastic solid [J]. *J Appl Mech*, 1988, 55: 1-5.
- [8] Rosenberg Z, Marmor E, and Maysel M. On the hydrodynamic theory of long-rod penetration [J]. *Int J Impact Eng*, 1990, 10: 483-486.
- [9] Jerome D, Schultz H J, Johnson D. Recent impact and penetration test[C]//Proceedings of the workshop on thermo-mechanics of impact and penetration, 2000: 158-163.
- [10] Martineau R L, Michael B P, and Thomas D. 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: 50.
- [11] Wilkins M L. Mechanics of penetration and perforation [J]. *Int J Eng Sci*, 1978, 16(11): 793-807.
- [12] Hill R. Cavitation and the influence of head shape in attack of thick targets by non-deforming projectiles [J]. *J Mech Phys Solids*, 1980, 28: 249-263.
- [13] Batra R C. Effect of nose shape and strain-hardening on steady state penetration of viscoplastic targets [CP]. In *Computational Plasticity, Models, Software and Applications*, Swansea: Pineridge Press, 1987: 463-475.
- [14] Charles E A, Walker J D, Stephan J B, et al. On the velocity dependence of the L/D effect for long-rod penetrators [J]. *Int J Impact Eng*, 1995, 17: 13-24.
- [15] Forrestal M J, Frew D J, Hanchak S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. *Int J Impact Eng*, 1996, 18(5): 465-476.
- [16] Frew D J, Hanchak S J, Green M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods [J]. *Int J Impact Eng*, 1998, 21(6): 489-497.
- [17] Gomez J T, Shukla A. Multiple impact penetration of semi-infinite concrete [J]. *Int J Impact Eng*, 2001, 25: 965-979.
- [18] Forrestal M J, Frew D J, Hicherson J P, et al. Penetration of concrete targets with acceleration-time measures [J]. *Int J Impact Eng*, 2003, 28: 479-497.
- [19] Bishop R F, Hill R, and Mott N F. The theory of indentation and hardness tests[C]//Proceedings of Physical Society of London, 1945, 57: 147-159.
- [20] Hopkins H G. Dynamic expansion of spherical cavities in metals [C]//Progress in Solid Mech, Pergamon Press, Oxford, England, 1960, 1: 84-164.
- [21] 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.
PI Ai-guo, HUANG Feng-lei. Dynamic response of tilt penetration with large L/D ratio [J]. *Explosive and Shock Wave*, 2007, 27(4): 331-337.
- [22] 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.
SONG Sun-cheng, WANG Ting-hui, CAI Hong-nian, et al. Adiabatic shear numerical simulation of steel projectile impacting into concrete targets [J]. *Explosive and Shock Wave*, 2007, 27(3): 246-250.
- [23] 张旭, 谷岩, 张远平, 等. TATB基PBX的快速烤燃实验与数值模拟[J]. 含能材料, 2010, 18(5): 551-557.
ZHANG Xu, GU Yan, ZHANG Yuan-ping, et al. Numerical Simulation and Experimental Study of Fast Cook-off of TATB-based PBX Explosive [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2010, 18(5): 551-557.
- [24] 唐桂芳, 王晓峰, 李巍. 浇注PBX的低易损性能研究[J]. 含能材料, 2003, 11(3): 163-165.
TANG Gui-fang, WANG Xiao-feng, LI Wei. Low Damage property of PBX Explosive [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2003, 11(3): 163-165.

Plastic Charge Stability Analysis of Supersonic Projectile During 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: Even though there are extensively studies on penetration dynamics, these studies mainly focused on the structure response and penetration depth of projectile. Almost no charge stability theory theoretical analysis method in the process of penetration has yet been reported. This paper derived a novel theoretical analysis method of charge stability in the process of penetration, which is based on the assumption of plastic stress-strain deformation relationship of main charge, friction work, principle of thermal dynamics. The resistance function during penetration is based on the cavity expansion theory, using mass and momentum equation, Hugoniot jump condition. The resistance forces are calculated with finite difference method and Newton's Second law. The temperature rising between explosive-casing interfaces due to friction can be estimated with the input resistant force function. The novel theory shows that charge stability strongly depends on the maximum length of charge and overload characteristic of charge. In addition, the location of maximum temperature rising can be determined if the diameter of charge is given. The analytical results of this study provide the physical and geometry parameters, which can be used as an important reference of charge design.

Key words: penetration dynamics; charge stability; dynamic friction**CLC number:** TJ55; O389**Document code:** A**DOI:** 10.3969/j.issn.1006-9941.2011.06.024