

文章编号: 1000-0887(2006)03-0260-07

陶瓷/金属复合靶板受可变形弹体撞击 的理论分析模型*

张晓晴¹, 杨桂通², 黄小清¹

(1. 华南理工大学 交通学院, 广州 510640;
2. 太原理工大学 应用力学研究所, 太原 030024)

(我刊编委杨桂通、黄小清来稿)

摘要: 针对弹体撞击陶瓷/金属复合靶板的问题, 将弹体的变形、陶瓷面板的碎裂和金属背板的变形结合起来, 建立了新的可变形弹体垂直撞击陶瓷/金属靶板的理论分析模型。模型中计入了弹体刚性区长度和运动速度、塑性变形区长度、横截面积和运动速度的变化以及弹体对靶板的侵入速度和深度; 对陶瓷面板考虑了陶瓷锥体积和抗压强度的变化; 对金属背板的变形, 根据其塑性变形功、外力功及其动能守恒原理, 得到金属背板的运动方程。最后对具体算例进行了分析, 得到了各物理量随时间的变化, 给出了一些有价值的规律。结果表明, 模型能较好地描述撞击过程中的有关规律; 与实验结果和数值模拟结果进行对比, 吻合较好, 说明了模型的有效性

关键词: 陶瓷/金属复合靶板; 可变形弹体; 理论分析

中图分类号: O346.2 **文献标识码:** A

引 言

陶瓷/金属复合装甲将韧性材料和高硬度的脆性材料结合起来, 具有良好的抗弹效果。在轻型装甲车辆、舰船、坦克和直升飞机中有很好的应用。弹体对陶瓷/金属复合靶板的撞击过程, 依赖于弹体和靶板的材料属性、撞击速度、撞击倾斜角度、各个层板的厚度以及层板的设置等多种因素, 这一问题的研究显得很重要, 也很复杂。

目前, 研究这一问题主要有 3 种方法: 1 是通过实验方法^[1, 2], 实验方法的优点是精度较高, 但是受实验条件的限制, 实验研究的问题局限性较大; 2 是通过数值模拟方法^[3], 数值模拟方法可以提供大量的数据, 弥补实验和理论得不到的结果, 但数值模拟的精确性依赖于程序算法; 3 是通过建立简化的分析模型进行理论分析^[4, 5], 将复杂的力学过程进行简化, 可以分析实验中无法处理的问题, 但是理论分析进行了假定和简化, 有一定的局限性。目前, 关于弹体撞击陶瓷/金属复合靶板的问题已有一些理论分析模型, 这些分析模型大多是将弹体在撞击过程中的质量消蚀与陶瓷面板及金属背板的分析结合而建立的, 弹体采用刚性固体-流体模型, 未

* 收稿日期: 2004_04_23; 修订日期: 2005_10_16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(10472033); 广东省自然科学基金博士启动基金资助项目(05300134)

作者简介: 张晓晴(1974—), 女, 山西临汾人, 助理研究员, 博士(联系人, Tel: + 86_20_87110443; Fax: + 86_20_87114460; E_mail: tqzhang@scut.edu.cn)。

对弹体的塑性变形进行分析。但实际上,在弹体与靶板的撞击过程中,弹体将发生显著的塑性变形,弹体的变形对整个撞击过程有重要影响。

本文针对弹体撞击陶瓷/金属复合靶板的问题,建立了可变形弹体垂直撞击陶瓷/金属靶板的理论分析模型。以 Taylor 提出的弹体墩粗分析模型为基础,分析了弹体在撞击过程中的变形,并对陶瓷面板的破碎和金属背板的变形进行了分析,得到了弹体、陶瓷面板和金属背板三者耦合的求解方程。对具体算例进行了分析,得到了一些有价值的规律。所得结果与前人的实验结果和作者的数值模拟结果吻合较好。

1 陶瓷/金属复合靶板受可变形弹体撞击问题的理论分析模型

弹体对陶瓷/金属复合靶板的撞击是一个复杂的过程。当弹体以一定的速度撞击靶板时,弹体头部的压应力迅速增长,立刻达到屈服极限,弹体端部产生塑性变形,发生墩粗现象,并逐渐向尾部传播。同时,由于弹靶界面的接触压应力大于陶瓷材料的压缩强度,接触界面的陶瓷材料将碎裂。压缩应力波以声速向板背面传播,材料中产生沿撞击方向逐渐扩展的裂纹。当压缩应力波到达陶瓷面板背面时,被金属背板反射,成为更强的压缩应力波,面板背面陶瓷材料发生破坏,金属背板对陶瓷面板的支撑力减弱,面板背面产生拉伸应力波,在陶瓷材料中出现拉伸裂纹。陶瓷面板两个表面的破坏不断扩展,最终在陶瓷面板中形成锥形破坏区域。弹体和碎裂的陶瓷锥一起作用于金属背板,使得金属背板产生变形,其最终破坏形式为靶板隆起或盘形凹陷或产生击穿断裂。本文以弹体的变形、陶瓷面板的碎裂和金属背板的变形为基础,建立了简化的理论分析模型,其结构简图如图 1。

1.1 弹体变形的分析

对于柱形弹体在与靶板撞击过程中的变形问题,最早的理论分析模型是 Taylor^[6] 在 1948 年提出的,有许多人^[7,8] 对 Taylor 理论进行了改进,但是均未考虑靶板的变形,本文在考虑靶板变形的同时,对弹体变形进行分析。

弹体为柱形平头弹体,材料密度为 ρ_p , 初始长度为 l_0 , 横截面直径为 D_0 , 面积为 A_0 , 撞击初速度为 v_0 。弹体为刚性线性硬化材料,动态屈服应力为 Y_p , 强化模量为 E_t , 塑性波速为 c 。引入以下变量: x 表

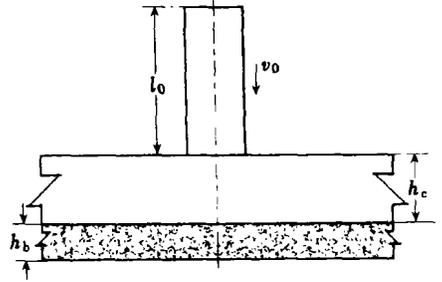


图 1 陶瓷/金属复合靶板受可变形弹体撞击的一维简化分析模型

示弹体未变形部分长度, y 表示弹体墩粗变形部分长度, s 表示弹体尾部移动距离, v 表示弹体未变形部分运动速度, u 表示弹体侵入靶板的速度, A 表示弹体墩粗变形部分横截面积, h 表示弹体亲入靶板深度。显然,有 $s + x + y - h = l_0$ 及 $s \geq x \geq y \geq h \geq 0$, 因此有

$$\frac{ds}{dt} = v, \quad \frac{dy}{dt} = c, \quad \frac{dh}{dt} = u, \quad \frac{dx}{dt} = -(v + c) + u \quad (1)$$

弹体未变形刚性部分受作用力为 $\sigma_p A_0$, 其运动方程为

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{\sigma_p}{\rho_p x} \quad (2)$$

其中, $\sigma_p = Y_p + E_t \varepsilon$ 为塑性变形区内的应力, ε 为塑性区内的应变, $\varepsilon = 1 - A/A_0$ 。

假定材料是不可压缩的,根据体积不变,质量守恒,有

$$A_0 \frac{dx}{dt} = A \frac{dy}{dt} \quad (3)$$

刚性区与塑性区界面的质点速度等于刚性区质点速度 v , 弹体塑性区与靶板接触界面的

质点速度等于弹体对靶板侵彻速度 u 。假定塑性区速度分布为线性, 则塑性变形区的动量为

$$p_p = \frac{1}{48} \pi \rho_p y [v(3D_0^2 + D_p^2 + 2D_0D_p) + u(D_0^2 + 3D_p^2 + 2D_0D_p)], \quad (4)$$

其中 D_p 为发生变形后的弹体头部直径。另一方面, 塑性区上表面受力为 $\pi D_0^2 Y_p/4$, 下表面受力为 $\pi D_p^2 Y_c/4$, 根据动量冲量守恒条件, 塑性区动量变化率为

$$\frac{dp_p}{dt} = \frac{1}{4} \pi (D_0^2 Y_p - D_p^2 Y_c), \quad (5)$$

其中, Y_c 为破碎陶瓷锥对弹体侵彻的阻力。令 $D_p/D_0 = k_p$, 则

$$\begin{aligned} \frac{du}{dt} = & -\frac{3 + k_p^2 + 2k_p \cdot \frac{vc}{y}}{1 + 3k_p^2 + 2k_p} - \frac{uc}{y} + \frac{3 + k_p^2 + 2k_p}{1 + 3k_p^2 + 2k_p} \cdot \frac{Y_p}{x \rho_p} + \\ & \frac{1}{\rho_p y} \cdot \frac{12(Y_p - k_p^2 \cdot Y_c)}{1 + 3k_p^2 + 2k_p}. \end{aligned} \quad (6)$$

1.2 陶瓷面板的分析

陶瓷面板厚度为 h_c , 抗压强度为 Y_{c0} 。弹靶撞击过程如图 2 所示。在弹靶撞击过程中, 陶瓷材料发生破碎。以往的分析模型^[3]假定陶瓷锥形成后, 作为一个尺寸不变的整体与弹体一起作用于背板。但是在实际撞击过程中, 弹头前方的陶瓷锥体积越来越小。本文的分析中, 根据 Wilson^[2]的实验观察, 假定撞击过程中陶瓷锥厚度、底面直径均为变量, 且均是减小的。陶瓷锥的锥角一般在 $20^\circ \sim 30^\circ$ 。以 h_{ct} 表示陶瓷锥厚度, D_c 表示陶瓷锥底面直径, α 为陶瓷锥边界与撞击方向夹角, 有

$$\frac{dh_{ct}}{dt} = -u + w, \quad D_c = D_p + 2h_{ct} \tan \alpha \quad (7)$$

陶瓷材料的碎裂使陶瓷锥内抗压强度降低, 以 Y_c 表示撞击过程中的陶瓷锥的抗压强度, 它小于陶瓷面板中未损伤区域的抗压强度 Y_{c0} 。根据 Wilkins^[9]的结论, 破碎陶瓷锥的强度 Y_c 与陶瓷锥上下表面的运动速度 u, w 有关, 为

$$Y_c = Y_{c0} ((u - w)/u_0)^2, \quad (8)$$

其中 u_0 为弹体侵彻靶板的初始速度, 即 $u_0 = u|_{t=0}$ 。

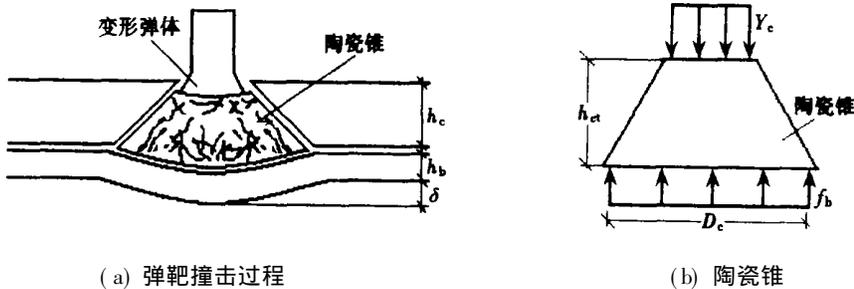


图 2 陶瓷/金属靶板受可变形弹体撞击过程简图

陶瓷锥中沿撞击方向的速度并非一个常量, 在弹体与陶瓷面板接触界面, 陶瓷材料运动速度为侵彻速度 u 。但是很快将沿接触面撞击方向下降, 在陶瓷面板与金属背板接触界面, 运动速度为 w 。假定陶瓷锥中速度分布为线性, 则陶瓷锥内的动量为

$$p_c = (1/48) \pi \rho_c h_{ct} [u(3D_p^2 + D_c^2 + 2D_pD_c) + w(D_p^2 + 3D_c^2 + 2D_pD_c)], \quad (9)$$

另一方面, 陶瓷锥上表面受力为 $\pi D_p^2 Y_c/4$, 下表面受力为 $\pi D_c^2 f_b/4$ 根据动量冲量守恒条件, 陶瓷锥动量变化率为

$$\frac{dp_p}{dt} = \frac{1}{4} \pi (D_p^2 Y_c - D^2 f_b), \quad (10)$$

其中 Y_c 为破碎陶瓷锥的抗压强度, f_b 为背板对陶瓷面板的作用应力, 二者均随时间变化。

1.3 金属背板的分析

变形后的弹体和陶瓷锥一起作用于背板, 背板发生拉伸变形和弯曲变形。背板拉伸变形和弯曲变形所需的塑性变形功为

$$E_p = \pi h_b \delta Y_b \left[\frac{2}{3} h_b + \frac{1}{2} \delta \right], \quad (11)$$

其中 h_b 为金属背板厚度, δ 为板中心位置的位移, Y_b 为金属背板的动态屈服应力。金属背板在变过程中所受外力为变形后的弹体和陶瓷锥共同作用于陶瓷/金属界面的作用力 f_b , f_b 对金属背板做的外力功为

$$T = \frac{1}{4} \pi D^2 f_b \delta \quad (12)$$

金属背板中心区域材料具有的动能为

$$E_k = \frac{1}{8} \pi D_b^2 h_b \rho_b w^2, \quad (13)$$

其中 w 为板中心区域的运动速度, D_b 为金属背板变形区直径。在这里, D_b 应等于陶瓷锥初始底面直径, 即 $D_b = D_c |_{t=0}$ 。由能量守恒定律, 有

$$h_b Y_b \left[\frac{2}{3} h_b + \delta \right] + \frac{1}{4} D_b^2 h_b \rho_b \frac{dw}{dt} = \frac{1}{4} f_b D_c^2 \quad (14)$$

靶板的破坏条件: 当不考虑金属背板的穿透时, 背板表现为弯曲变形, 当弹体侵彻速度与背板运动速度相等时, 虽然没有发生穿透, 但靶板已破坏, 因此靶板失效的条件为 $v = w$ 。

2 模型求解和结果分析

算例采用的参数取自 Den Reijer^[1] 的实验数据。弹体材料为合金钢, $\rho_p = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $Y_p = 1700 \text{ MPa}$, 强化模量 $E_t = 1.96 \text{ GPa}$, 塑性波速 $c_p = 500 \text{ m/s}$, $l_0 = 31.8 \text{ mm}$, $D_0 = 6.0 \text{ mm}$; 靶体面板为 Al_2O_3 陶瓷, $\rho_c = 3.625 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $Y_c = 2000 \text{ MPa}$, $h_c = 8.1 \text{ mm}$; 金属背板为铝合金材料, $\rho_b = 2.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $Y_b = 310 \text{ MPa}$, $h_b = 6.0 \text{ mm}$; 撞击速度 $v_0 = 920 \text{ m/s}$ 。

图3给出了弹体尾部的坐标随时间的变化曲线, 理论分析结果与 Den Reijer^[1] 实验结果以及作者数值模拟结果^[10] 进行比较。可以看出, 模型分析结果与实验结果以及数值模拟结果基本吻合, 表明本文建立的理论分析模型比较准确地反映了弹体对陶瓷/金属复合靶板的撞击过程。图4给出了撞击过程中弹体塑性变形区长度与横截面半径的关系曲线, 可以看出, 在撞击过程中, 弹体塑性变形区长度随横截面半径变化而下降, 弹体墩粗变形的形状为内凹的, 此结果较 Taylor 等多种理论^[7] 得到的外凸型墩粗变形更接近于实验结果。

图5给出了不同撞击速度下弹体未变形部分长度 x 随时间的变化规律, 可以看出, 弹体未变形部分长度随时间的增加而减小, 在整个过程中接近直线下降, 只是在撞击开始几微秒内, 变化速度较慢。而且撞击速度越高, 其减小速度越快, 最终的 x 值越低。另外, 由于塑性波传播速度为常数, 弹体塑性变形区域的长度随时间沿直线上升, 撞击速度越高, 最终的塑性变形区长度越大。图6给出了撞击过程中, 弹体塑性变形区横截面积 A 随时间的变化曲线。由图可以看出, 在撞击过程中, 横截面积 A 随时间变化而下降, 在撞击初始下降速度较快, 说明在撞击过程中, 弹体墩粗变形越来越弱, 而且弹体头部墩粗变形比其他部位大得多。而且由图可以看出, 随着撞击速度的增大, 同一时刻的横截面积 A 减小, 最终的横截面积 A 也减小, 也就

是说, 撞击速度越高, 弹体墩粗变形发展越快, 而且最终的墩粗变形越明显。

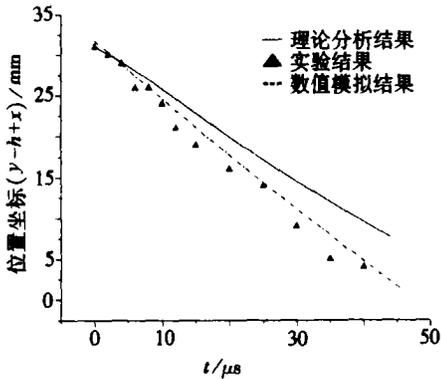


图3 弹体尾部的位置坐标变化

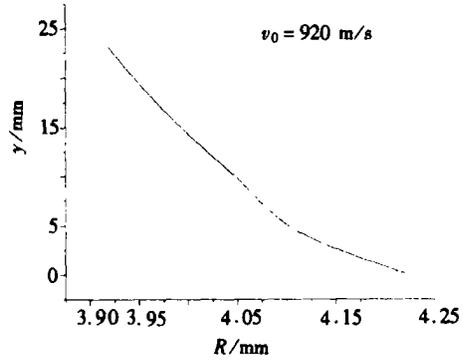


图4 弹体塑性变形区长度 y 与横截面半径 R 的关系

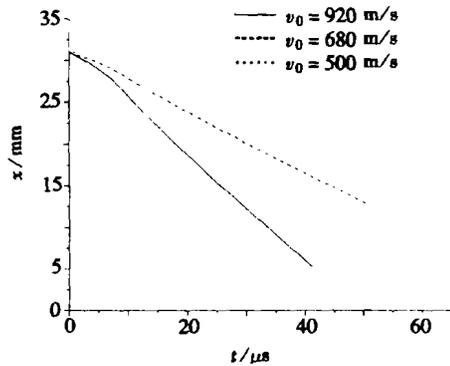


图5 弹体刚性区长度 x 的时程曲线

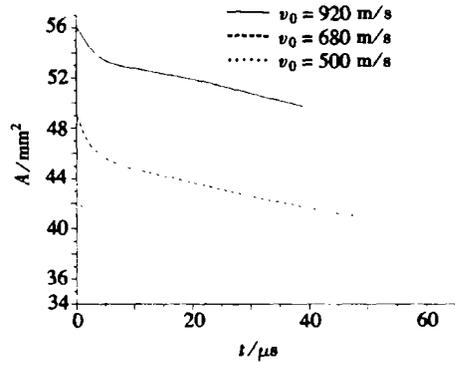


图6 弹体塑性变形区横截面积 A 的时程曲线

线

图7给出了撞击过程中陶瓷锥的抗压强度 Y_c 随时间的变化曲线。由图可以看出, 在撞击过程中, Y_c 随时间变化而急剧下降, 这是因为, 陶瓷面板在撞击作用下产生裂纹, 其抗压强度开始降低, 当陶瓷材料发生碎裂破坏, 其抗压强度将急剧降低。而且随着撞击速度的增大, 同一时刻的 Y_c 减小, 也就是说, 撞击速度越高, 陶瓷锥的抗压强度降低得越快, 即靶板的抗弹效果越差。图8给出了撞击过程中, 弹头前方的陶瓷锥底面直径 D_c 随时间的变化曲线。可以看出, 在撞击过程中, D_c 随时间变化而下降, 在撞击初始下降速度较快, 而且随着撞击速度的增大, 同一时刻的 D_c 减小, 最终的 D_c 也减小, 也就是说, 撞击速度越高, 弹头前方的陶瓷锥体积越小, 即金属背板受力面积越小, 从而使得背板变形越大, 越容易被穿透。

图9给出了弹体侵入靶板速度 u 随时间的变化曲线。可以看出, 在撞击初始, 侵彻速度 u 随着时间变化急速减小, 几微秒后侵彻速度 u 变化趋于平缓。而且在整个撞击过程中, 侵彻速度 u 的变化幅度较小。因此, 弹体侵入靶板深度随时间的增加而增加, 而且在撞击初始几微秒后趋于直线上升。图10给出了背板中心位置的运动速度 w 随时间的变化曲线, 可以看出, 背板的运动速度随时间变化而增加, 最后趋于平缓。而且, 随着撞击速度的增大, 背板中心运动速度增大。

3 结 论

本文针对弹体撞击陶瓷/金属复合靶板的问题, 建立了可变形弹体垂直撞击陶瓷/金属靶

板的理论分析模型。主要包括 3 个方面: 弹体的塑性变形、陶瓷面板的碎裂和消蚀以及金属背板的变形。

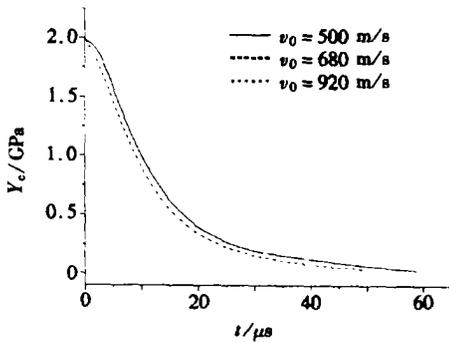


图 7 陶瓷锥抗压强度 Y_c 的时程曲线

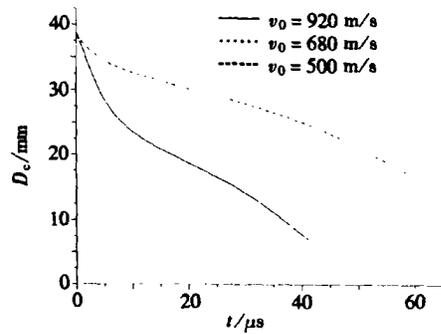


图 8 陶瓷锥底面直径 D_c 的时程曲线

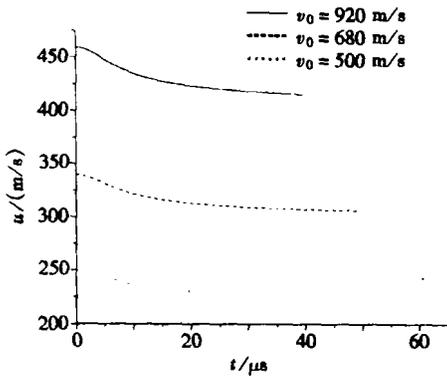


图 9 弹体侵彻速度 u 的时程曲线

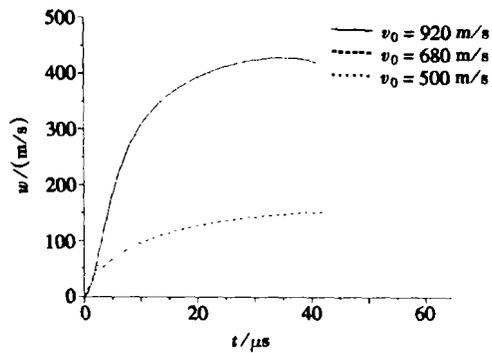


图 10 背板中心位置运动速度 w 时程曲线

1) 以 Taylor 模型为基本思路, 分析了弹体在撞击过程中的变形, 考虑了弹体刚性区长度和运动速度的变化, 考虑了塑性变形区长度、横截面积以及其运动速度的变化, 以及弹体对靶板的侵入速度和深度。

2) 在分析模型中, 考虑了陶瓷锥厚度、直径的变化即考虑了陶瓷材料的消蚀, 考虑了陶瓷锥抗压强度的变化, 分析了陶瓷锥中的速度场及动量。

3) 分析了金属背板的变形, 根据其塑性变形功、外力功及其动能守恒原理, 得到了金属背板的运动方程。

模型分析得到了弹体、陶瓷面板和金属背板三者耦合的求解方程。通过数值计算得到了不同撞击速度下各变量随时间的变化规律。计算结果表明, 模型能较好的描述撞击过程中的有关规律, 而且与实验结果和作者的数值模拟结果吻合较好, 说明了模型的有效性。

感谢 感谢华南理工大学自然科学基金的资助(320E5041430)

[参 考 文 献]

- [1] Den Reijer P C. Impact on ceramic faced armour [D]. Delft: Delft University of Technology, 1991, 35—47.
- [2] Wilson D, Hetherington J G. Analysis of ballistic impact on ceramic faced armour using high speed photography [A]. In: Proceedings of Lightweight Armour System Symposium [C]. Cranfield: Royal

- Military College of Science, 1995, 123—130.
- [3] Lee M, Yoo Y H. Analysis of ceramic/metal armour system[J]. International Journal Impact Engineering, 2001, 25(3): 819—829.
- [4] Walker J D, Anderson JR C E. An analytical model for ceramic faced light armors[A]. In: Proceedings of the 16th International Symposium on Ballistics [C]. Virginia: ADPA, 1996, 289—298.
- [5] Zaera R, Sánchez-Cá lvez V. Analytical modelling of normal and oblique ballistic impact on ceramic/metal lightweight armours[J]. International Journal of Impact Engineering, 1998, 21(1): 133—148.
- [6] Taylor G I. The use of flat ended projectiles for determining dynamic yield stress I : theoretical considerations[A]. In: Proceedings of the Royal Society of London Series A_Mathematical and Physical Sciences [C]. London: Cambridge, 1948, 194: 289—299.
- [7] 钱伟长. 穿甲力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1984, 89—103.
- [8] Jones S E, Maudlin P J, Foster Jr J C. An engineering analysis of plastic wave propagation in the Taylor test[J]. International Journal Impact Engineering, 1998, 20(2): 95—106.
- [9] Wilkins M L. Mechanics of penetration and perforation[J]. International Journal Engineering Science, 1978, 16(4): 793—807.
- [10] 张晓晴, 陶瓷/金属复合靶板受变形弹体撞击问题的研究[D]. 博士论文. 太原: 太原理工大学, 2003, 73—94.

Analytical Model of Ceramic/Metal Armor Impacted by Deformable Projectile

ZHANG Xiao_qing¹, YANG Gui_tong², HUANG Xiao_qing¹

(1. College of Traffic and Communications, South China University of Technology,
Guangzhou 510640, P. R. China;

2. Institute of Applied Mechanics, Taiyuan University of Technology,
Taiyuan 030024, P. R. China)

Abstract: A new analytical model was established to describe the complex behavior of ceramic/metal armor under impact of deformable projectile by assuming some hypotheses. Three aspects were taken into account: the mushrooming deformation of the projectile, the fragment of ceramic tile and the formation and change of ceramic conoid and the deformation of the metal backup plate. Solving the set of equations, all the variables were obtained for the different impact velocities: the extent and particle velocity in rigid zone; the extent, cross_section area and particle velocity in plastic zone; the velocity and depth of penetration of projectile to the target; the reduction in volume and compressive strength of the fractured ceramic conoid; the displacement and movement velocity of the effective zone of backup plate. Agreement observed among analytical result, numerical simulation and experimental result confirms the validity of the model, suggesting the model developed can be a useful tool for ceramic/metal armor design.

Key words: ceramic/metal armor; deformable projectile; analytical model