

文章编号: 1000-8055(2009)10-2308-06

靶板抗轮盘碎片撞击能力的数值模拟

李娟娟, 宣海军, 洪伟荣, 吴荣仁

(浙江大学 化工机械研究所 高速旋转机械实验室, 杭州 310027)

摘 要: 为研究机匣抵抗轮盘碎片撞击的能力和破坏方式, 找到机匣结构优化设计的方法. 用显式非线性动力学软件 Dytran 计算 1/3 轮盘碎片与单层和双层靶板的撞击过程. 碎片及靶板均选用 Johnson Cook 材料本构模型, 结合 Gruneisen 状态方程. 撞击过程基于 Lagrange 算法采用显式有限元计算. 结果发现, 靶板主要破坏方式为整体塑性变形、剪切撕裂和拉伸断裂; 间距较大时双层靶板的弹道极限速度随间距的增加而增大; 前靶板厚度比例较小或较大时弹道极限速度较大; 单层靶板的抗击穿能力优于厚度均布的双层靶板. 因此, 通过对双层靶板的厚度和间距进行合理的搭配, 能达到比同等厚度的单层靶板更好的抗击穿性能.

关 键 词: 航空发动机; 轮盘碎片; 机匣; 包容能力; 弹道极限速度

中图分类号: V231.91

文献标识码: A

Numerical simulation of the disk fragment impacting resistance of plate target

LI Juanjuan, XUAN Haijun, HONG Weirong, WU Rongren

(High speed Rotating Machinery Laboratory, Institute of Chemical Machinery, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: In order to investigate the ballistic resistance and failure pattern of the casing with the impact of disk fragment, and find out structure optimization method, the phenomena of 1/3 disk fragment impacting on single and double layers plate target were simulated using nonlinear dynamical analysis software Dytran. Johnson Cook material model was introduced for the disk fragment and the plate target, along with Gruneisen equation of state. Based on Lagrange method, impactation was simulated using explicit finite element method. Simulation results show that the major failure patterns of the plate target include plastic deformation, shear and tensile fracture, and that the single layer plate has greater resistance than any other double layered plates. Conclusions are also made that the ballistic limit velocity increases with the distance when it is beyond a certain value, and that the greater resistance is obtained in low or high proportion of the first layer with a constant of the total thickness. So, the resistance of double-layered plate targets may exceed that of the single plate, by reasonably arranging the thickness and the standoff distance of two plates.

Key words: aero-engine; disk fragment; casing; containment capability; ballistic limit velocity

高周疲劳、低周疲劳、材料缺陷和装配不当等故障的直接结果, 或是轴承失效、外物撞击和超温

等故障引起的二次破坏, 会导致航空发动机轮盘在工作状态时发生破裂, 其后果是灾难性的. 轮盘

收稿日期: 2008-10-12; 修订日期: 2009-03-04

基金项目: 航空推进技术验证计划 (APTD-1104-03)

作者简介: 李娟娟 (1985-), 女, 山东潍坊人, 硕士生, 研究方向为高速旋转机械包容能力评定方法. E-mail: marine@zju.edu.cn

碎片击穿机匣, 便可能击断液压油管和控制电路, 击破油箱和座舱, 对乘员和飞机造成严重威胁. 现代航空发动机虽然已经很少发生轮盘破裂事故, 但仍不可避免. 图 1 即为 2006 年 6 月发生在美国洛杉矶机场的一次 CF6 80A2 发动机 I 级高压涡轮盘破裂事故的照片^[1]. 此外, 基于安全的考量, 需在新型航空发动机研制初期确定机匣结构承受轮盘碎片大能量冲击载荷的能力. 因此, 进行轮盘碎片的包容性分析具有十分重要的意义.

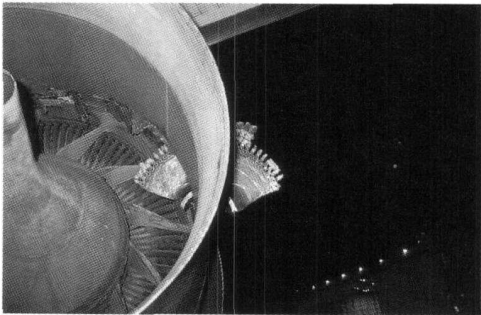


图 1 航空发动机轮盘破裂事故

Fig. 1 Disk burst accident in civil aero engine

Goldsmith^[2]详细综述了与标准侵彻问题不同的非规则弹体撞击击穿问题的分析、仿真及试验研究成果. 关于单层及双层靶板抗弹体撞击能力的研究也已有较长的研究历史. Almohandes 等人^[3]研究发现单层板抗击穿的能力要优于同等总厚度的多层板, 并随着板层数的减少和后面板厚度的增加而增加. Berr Dor 等人^[4]研究指出, 双层板抵抗圆锥头弹体撞击的能力与板间距无关. Woodward 等人^[5]的钝头和圆锥头弹体撞击多层靶板的试验结果表明, 与单层板具有同等厚度的双层板具有最高的弹道极限速度. 而 Zukas 等人^[6]的数值仿真计算却提出了相反的结论. Elek 等人^[7]建立一种分析模型研究钝头弹体撞击多层间隙板的问题, 发现单层板抗击穿能力优于同等厚度带间隙的多层板; 随着板层数的增加抗击穿能力降低. Dey 等人^[8]的实验和数值计算表明, 钝头弹体撞击双层板的弹道极限速度比同等厚度的单层板高, 而尖头弹体则相反.

弹靶撞击过程不但与撞击速度有关, 还与弹体及靶板的材料和几何形状有关. 为研究航空发动机单层或双层薄壁机匣对轮盘碎片的包容能力, 本文应用非线性显式动力学分析软件 Dytran 数值模拟轮盘碎片撞击靶板的过程, 以了解靶板的破坏方式和能量损耗过程, 考查板间距和厚度比例对双层靶板弹道极限速度的影响.

1 计算模型

工作状态下的轮盘通常破裂成较为均匀的三块或四块离心飞出, 而其中三块破片最为常见. 图 2 为轮盘碎片以一定的初速度 v_0 垂直撞击四边固支靶板的计算模型, 取 1/3 轮盘的碎片. 轮盘的内半径 $R_1 = 40\text{ mm}$, 外半径 $R_2 = 120\text{ mm}$, 轮盘厚度为 $\delta = 40\text{ mm}$; 靶板长 $\times$ 宽为 $800\text{ mm} \times 300\text{ mm}$, 双层板的总厚度 $h_1 + h_2 = 8\text{ mm}$, 板间距为 L .

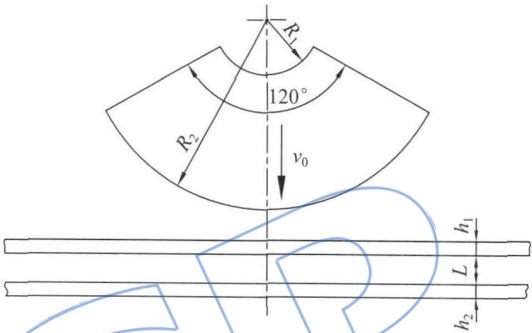


图 2 轮盘碎片撞击靶板的计算模型

Fig. 2 Sketch of disk fragment impacting on plate target

1.1 材料模型

工作状态下的航空发动机轮盘边缘线速度通常在 $150 \sim 300\text{ m/s}$ 之间, 轮盘碎片与机匣的撞击过程发生在 $2 \sim 5\text{ ms}$ 以内, 轮盘碎片与靶板撞击为大变形和高应变率问题. 本文选用 Johnson Cook(J-C) 材料模型, 利用 Gruneisen 状态方程描述材料所受的压力与体积之间的关系. J-C 模型为黏弹性模型, 考虑应变、应变率和温度等因素, 适用于应变率大范围变化的问题. J-C 模型的材料本构关系式为

$$\sigma_e = (A + B \epsilon^p)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中 σ_e 为流动应力; ϵ^p 为塑性应变; $\dot{\epsilon}^*$ 为应变率; T^* 为无量纲温度; A, B, C, n 和 m 为材料常数.

J-C 模型的破坏应变 ϵ_f 定义为

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] / (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (2)$$

式中 σ^* 为压力与等效应力比; $D_1, \dots, D_5$ 为材料常数. 初始时参数 $D = \sum (\Delta \epsilon_f / \epsilon_f) = 0$, 当 $D = 1$ 时认为材料断裂失效.

轮盘碎片和靶板选用 45 号钢材材料, 其参数如表 1 和表 2^[9] 所示.

表 1 45 号钢的状态方程参数

Table 1 Parameters of 45 steel in equation of state

参数	数值	参数	数值
$c/(m \cdot s)$	4 569	γ_0	2 17
S_1	1 49	a	0 46
S_2	0	E_0	0
S_3	0	v_0	1 0

表 2 45 号钢的 J C 模型参数

Table 2 Parameters of 45 steel in J C model

参数	数值
密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$	7 800
弹性模量 E/GPa	200
泊松比 ν	0 3
A/GPa	0 506
B/GPa	0 32
C	0 064
n	0 28
m	1 06
熔点 T_m/K	1 795
室温 T_r/K	300
质量定压热容 $c_p/(J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1})$	469
D_1	0 1
D_2	0 76
D_3	1 57
D_4	0 005
D_5	- 0 84

1.2 有限元模型

考虑结构对称性, 取 1/4 的整个模型进行建模, 选用六面体八节点单元划分网格, 采用 Large 算法. 为在提高计算效率的同时保持准确度, 撞击中心区域网格较密, 远离撞击区的网格较稀. 碎片与靶板、上下靶板之间的接触采用面-面腐蚀接触, 接触刚度因子取 1.0, 动、静摩擦因数均取 0.15. 在碎片和靶板剖分面上施加对称边界条件, 在靶板周边施加位移固定约束边界条件. 在轮盘碎片上施加垂直平板方向的初速度 v_0 . 单层靶板($h_1=8\text{mm}$, $h_2=0\text{mm}$)时, 有限元网格模型如图 3 所示, 轮盘碎片包含 960 个单元, 靶板包含 6000 个单元.

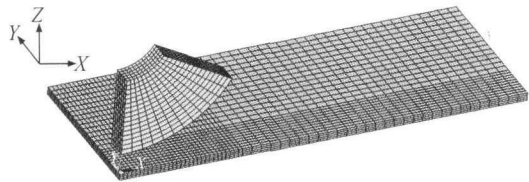


图 3 有限元网格模型

Fig. 3 Finite element model

2 结果及分析

2.1 撞击过程分析

计算轮盘碎片以初始速度 $v_0=172\text{m/s}$ 撞击单层靶板的过程. 图 4 为四个时刻的 Von Mises 等效应力分布图. 靶板首先在撞击中心产生下凹的整体弹塑性变形, 随后在与轮盘接触边界处被

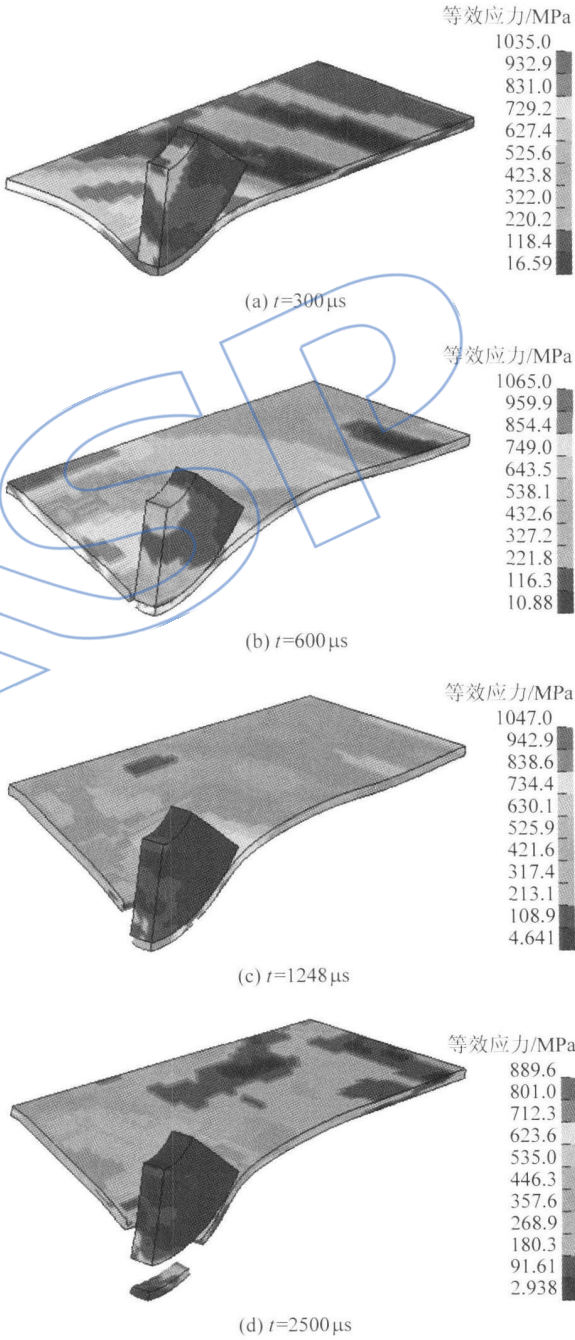


图 4 碎片撞击单层靶板等效应力分布

Fig.4 Deformation and Von Mises stress of disk fragment impact on single plate

剪切撕裂. 随着裂纹的扩展, 撕裂带最终被拉断, 小块靶板碎片以 39m/s 的速度飞离. 撞击过程中轮盘塑性变形较小, $t=2.5\text{ms}$ 时轮盘停止(残余速度 $v_r=0\text{m/s}$). 图 5 为撞击过程中轮盘碎片和靶板的总能量 E (动能 E_k + 弹性势能 E_p) 随时间 t 的转化图. 随着撞击过程的进行, 轮盘碎片的动能逐渐被靶板损耗. 在时刻 1 处靶板被击穿, 其能量出现一次突减后又逐渐升高. 同时, 碎片动能的减少也变得缓慢. 在时刻 2 处撕裂带被拉断. 靶板由发生剪切撕裂到撕裂带被拉断这个过程需要一定的条件, 即轮盘碎片减少的能量超过靶板所能吸收的压缩应变能和剪切应变能的最大值. 而这个最大值取决于靶板材料的压缩流动应力、失效应变和抗剪强度.

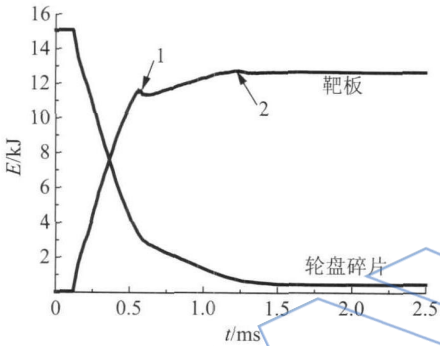


图 5 碎片撞击单层靶板时的能量转化

Fig.5 Total energy conversion between disk fragment and single plate

图 6 为轮盘碎片以初始速度 $v_0=160\text{m/s}$ 撞击双层靶板 ($h_1=4\text{mm}$, $h_2=4\text{mm}$, $L=16\text{mm}$) 过程中, 四个时刻的 Vorr Mises 等效应力分布图. 图 7 为总能量 E 随时间 t 的转化图. 碎片在时刻 1 处击穿前靶板, 带着被撕下的小块靶板一起撞向后靶板. 此时, 后靶板的受力状态以薄膜拉伸为主. 前靶板被击穿后其能量增加变得缓慢, 而后靶板能量保持较快增长. 同样, 在时刻 2 处后靶板被击穿后其能量增加也变得缓慢, 但后靶板吸收的总能量要高于前靶板. 最终, 轮盘碎片停止运动, 两小块靶板碎片贴合在一起以 24m/s 的速度飞离.

2.2 弹道极限速度

为分析靶板间距和厚度分布对其抗撞击能力的影响, 求取不同情况下的弹道极限速度. 图 8 是双层靶板厚度均为 4mm, 板间距 L 从 0 变化到 32mm 时, 弹道极限速度 v_{bl} 的计算结果. $L<9\text{mm}$ 时, v_{bl} 随 L 的增大而减小; $L>9\text{mm}$ 且 $L<$

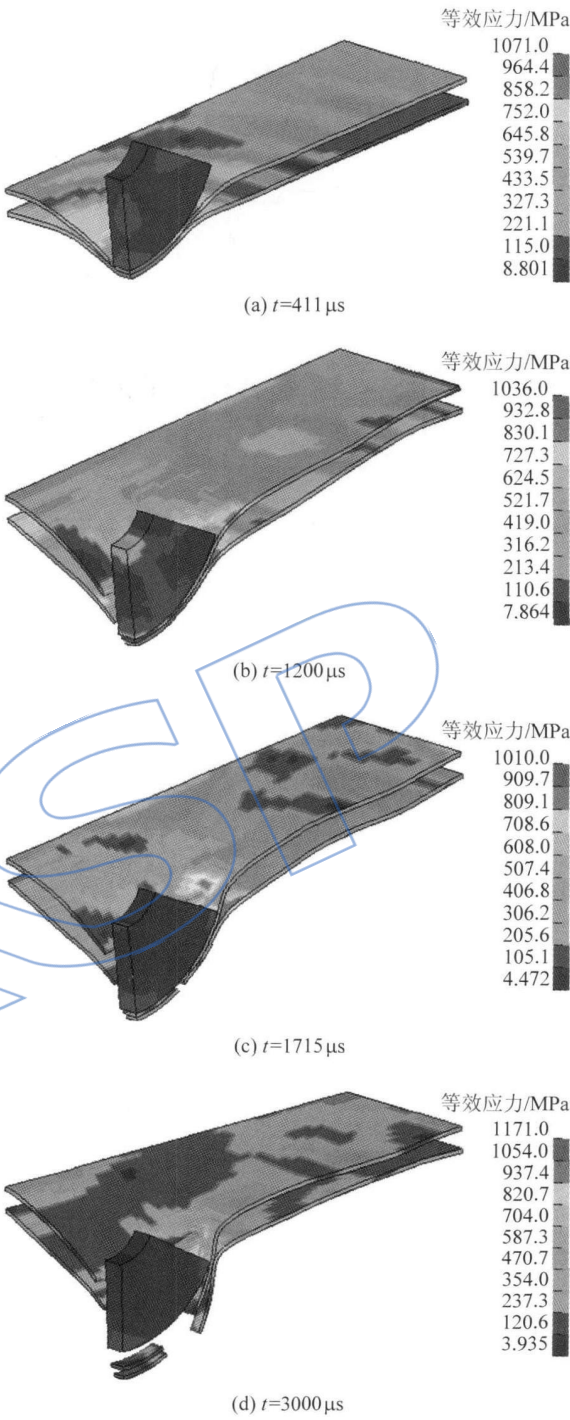


图 6 碎片撞击双层靶板等效应力分布

Fig.6 Deformation and Vorr Mises stress of disk fragment impact on double layered

28mm 时, v_{bl} 随 L 的增大而增大; 当 $L>28\text{mm}$ 时, v_{bl} 又随 L 的增大而减小. 图 9 给出两层靶板吸收能量的比值随 L 的变化, E_1/E_2 是前靶板与后靶板吸收能量的比值. 随着间距的增大, 前后靶板吸收能量的比值逐渐增大. 当 $L=30\text{mm}$ 时, E_1/E_2 的比值接近于 1. 可以看出, $L=28\text{mm}$ 时此双层靶板具有最好的抗击穿能力, E_1/E_2 值接近 1.

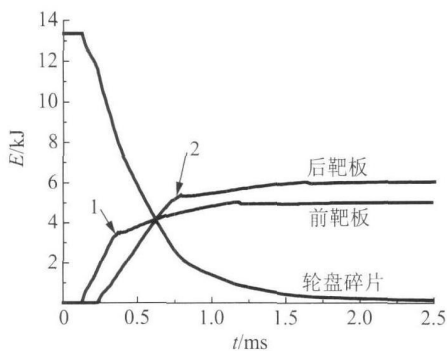


图 7 碎片撞击双层靶板时的能量转化

Fig. 7 Total energy conversion between disk fragment and two layered plates

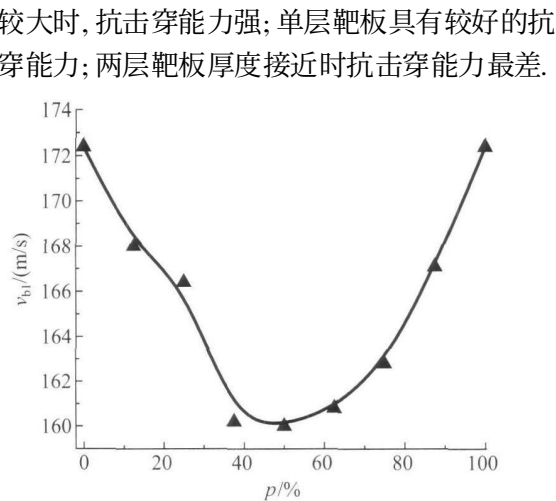


图 10 靶板厚度分配对弹道极限速度的影响

Fig. 10 Limit velocities v_{bl} versus plate thickness proportions p

图 11 是 $p=25\%$ ($h_1=2\text{ mm}$, $h_2=6\text{ mm}$) 时 L 与 v_{bl} 的计算结果. 此时两者的变化趋势明显不同于 $p=50\%$ 时. 从图中可以看出 $L<16\text{ mm}$ 时, v_{bl} 随 L 的变化不明显; $L>16\text{ mm}$ 时, v_{bl} 随 L 的增加而缓慢增大; $L>32\text{ mm}$ 时, v_{bl} 增大很快; 当 $L=40\text{ mm}$ 时的弹道极限速度 (173.4 m/s) 已大于单层靶板的弹道极限速度 (172.4 m/s). 因此, 合理搭配双层靶板的间距和厚度分布, 就能获得比总厚度相同的单层靶板更好的抗击穿性能.

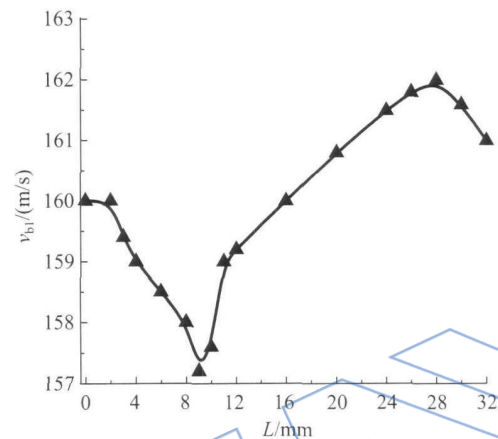


图 8 板间距对弹道极限速度的影响

Fig. 8 Limit velocities v_{bl} versus plate spacing L

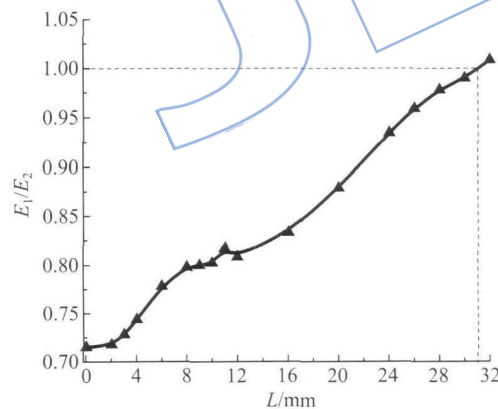


图 9 板间距对前后靶板吸收能量比值的影响

Fig. 9 Energy absorption ratio between front and back plate E_1/E_2 versus plate spacing L

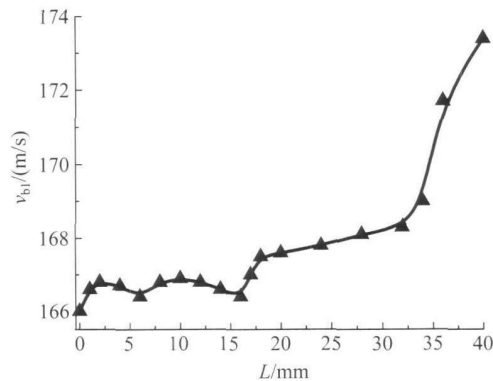


图 11 $p=25\%$ 时板间距对弹道极限速度的影响

Fig. 11 Limit velocities v_{bl} versus plate spacing L with $p=25\%$

图 10 为 $L=16\text{ mm}$ 时, 前后靶板不同厚度组合影响弹道极限速度 v_{bl} 的计算结果, p 为前靶板占总厚度的百分比. p 为 0 和 100% 表示的是单层靶板的计算结果. v_{bl} 先随着前靶板厚度的增加而减小, 在前靶板厚度超过总厚度的 50% 以后, v_{bl} 又随着前靶板厚度的增加而迅速增加. p 值较小

3 结 论

通过建立 1/3 轮盘碎片撞击单层和双层靶板的有限元计算模型, 显式求解撞击变形过程, 计算靶板间距和厚度分布对弹道极限速度的影响, 得出以下结论:

- 1) 靶板的破坏方式主要有整体塑性变形、剪切撕裂和拉伸断裂.
- 2) 双层靶板的间距在合理的范围内时, 弹道极限速度才会随间距的增加而增大.
- 3) 厚度分布不同时, 双层靶板抗击穿能力出现差异. 前靶板厚度较小或较大时, 弹道极限速度较大.
- 4) 在总厚度相同的情况下, 单层靶板的抗击穿能力优于厚度均布的双层靶板. 但通过合理搭配双层靶板的厚度和板间距, 就能达到比单层靶板更好的抗击穿性能.

参考文献:

[1] Aviation Safety Network. Aircraft accident Boeing 767 223 ER N330AA Los Angeles International Airport [EB/OL]. [2008-02-17]. <http://aviation-safety.net/database/record.php?id=200606020>.

[2] Goldsmith W. Review: non ideal projectile impact on targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22: 95-395

[3] Almohandes A A, Abdel-Kader M S, Eleiche A M. Experimental investigation of the ballistic resistance of steel fiberglass reinforced polyester laminated plates[J]. Composites Parts B: Engineering, 1996, 27(5): 447-458.

[4] Berr Dor G, Dubinsky A, Elperin T. On the ballistic resistance of multilayered targets with air gaps[J]. International Journal of Solid and Structures, 1998, 35(23): 3097-3103

[5] Woodward R L, Cimpoeu S J. A study of the perforation of aluminium laminate targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1998, 21(3): 117-131.

[6] Zukas J A, Scheffler D R. Impact effects in multilayered plates[J]. International Journal of Solids and Structures, 2001, 38(19): 3321-3328

[7] Elek P, Jaramaz S, Mickovic D. Modeling of perforation of plates and multilayered metallic targets[J]. International Journal of Solids and Structures, 2005, 42: 1209-1224

[8] Dey S, Børvik T, Teng X, et al. On the ballistic resistance of double layered steel plates: an experimental and numerical investigation[J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 44: 6701-6723

[9] 陈刚, 陈小伟, 陈忠富, 等. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式的数值分析[J]. 爆炸与冲击, 2007, 27(5): 390-397. CHEN Gang, CHEN Xiaowei, CHEN Zhongfu, et al. Simulation of A3 steel blunt projectiles impacting 45 steel plates[J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(5): 390-397. (in Chinese)