

# 纤维增强复合材料三明治板破片穿甲数值仿真

徐豫新<sup>1</sup>, 戴文喜<sup>2</sup>, 王树山<sup>1</sup>, 赵晓旭<sup>1</sup>

(1. 北京理工大学 爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081; 2. 中国舰船研究设计中心, 武汉 430064)

**摘要:** 研究破片对(由钢板、纤维增强复合材料板及钢板叠合而成)纤维增强复合材料三明治板穿甲过程中能量转化规律。进行破片模拟弹丸(FSP)对不同结构三明治板高速穿甲数值仿真, 获得 FSP 弹丸对 16 种三明治板的弹道极限, 并与实验结果对比验证数值仿真的可信度。通过分析数值仿真结果, 进一步研究破片临界贯穿条件下纤维增强复合材料三明治板各组成部分吸能比率与结构尺寸相关性。结果表明, 不同厚度夹层板的吸能比率恒定(芳纶纤维 10.41%, 玻璃纤维 2.68%), 夹层板内能随厚度的增加呈二次函数增加。由此获得破片对纤维增强复合材料三明治板弹道极限速度计算方法。

**关键词:** 固体力学; 冲击动力学; 纤维增强复合材料; 三明治板; 破片模拟弹丸

**中图分类号:** TJ012.4 **文献标识码:** A

## Numerical simulation on fragment armor-piercing against sandwich plate with fiber reinforced composite cores

XU Yu-xin<sup>1</sup>, DAI Wen-xi<sup>2</sup>, WANG Shu-shan<sup>1</sup>, ZHAO Xiao-xu<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. China Ship Development and Design Center, WuHan 430064, China)

**Abstract:** The energy transform in the process of fragment armor-piercing against a sandwich plate with fiber reinforced composite cores (made up of superimposed steel plate, composite material plate and steel plate laminated) was considered. The fragment simulation projectile (FSP) penetrating into different kinds of sandwich plates with high velocity were numerically simulated and the ballistic limits of fragment piercing 16 kinds of sandwich plates were obtained. The credibility of the numerical simulation method was verified by comparing its results with the experimental ones. Under critical fragment perforation, the correlation between the energy absorption ratio of the each part of the sandwich plate and the structural size was studied by analyzing the numerical simulation results. The results show that the energy absorption ratio is constant for different thickness core plate( for aramid fiber core, 10.41%, for glass fiber core, 2.68%), the internal energy in core plate is quadratically increased with the increase of its thickness. On this basis, the calculation method for ballistic limit velocity of fragment penetrating into sandwich plate with fiber reinforced composite cores was obtained.

**Key words:** solid mechanics; impact dynamics; fiber reinforced composite; sandwich plate; fragment simulation projectile

夹层复合材料由性质不同的表面材料与芯材组合而成<sup>[1]</sup>, 不仅能克服单一材料缺陷, 且具有高硬度、高强度、高韧性、低密度、低成本等特性, 广泛应用于航空航天、兵器工业、交通运输及工程防护等领域。对三明治板作为夹层复合材料抗冲击载荷已开展实验研究, 若干种三明治板的吸能机制及防护性能亦有报

道<sup>[2-8]</sup>。但该研究集中于金属泡沫或周期性点阵三明治板在爆炸载荷或中低速( $0 \sim 500$  m/s)<sup>[9]</sup>弹体冲击下局部及整体凹陷变形及损伤规律<sup>[2-8, 10-13]</sup>, 加载、材料响应时间均在毫秒量级, 研究内容属于低应变率的结构力学行为问题。破片高速( $500 \sim 2\,000$  m/s)<sup>[9]</sup>冲击下, 加载及材料响应时间为微秒量级, 弹靶界面瞬间形成高温、高压、高应变率区域, 惯性效应及应变率效应在局部显著, 轻质金属泡沫夹层材料及周期性点阵结构的相对强度及刚度下降, 吸能比率随撞击速度的提高不断降低<sup>[7]</sup>, 虽可通过合理的材料尺寸配比后与前

基金项目: 国防预研基金(00404020304)

收稿日期: 2012-10-19 修改稿收到日期: 2013-01-22

第一作者 徐豫新 男, 博士, 讲师, 硕士生导师, 1982年8月生

通讯作者 王树山 男, 博士, 教授, 博士生导师, 1965年7月生

后面板复合作用,提高结构整体防护效果,但因结构较单板复杂,设计难度增加,较难用于舰体防护舱壁。纤维增强复合材料比强度、比模量均高于金属材料,且轻质、吸能高,与钢板有机组合的纤维增强复合材料三明治板可用于舰船内舱体防护结构。

对由钢板、纤维增强复合材料板及钢板叠合而成的纤维增强复合材料三明治板,在结构设计中需据防护位置的重要程度、纤维增强复合材料夹层板厚度实现全船结构优化。因此出现在前、后钢板厚度确定条件下,夹层板厚度与不同质量破片贯彻结构所需最小速度是否具有相关性。由于纤维增强复合材料夹层板具有的各向异性力学特性会增加分析其在破片高速撞击下损伤模式及自身力学性能对结构整体防护性能影响难度。故多以实验研究<sup>[14]</sup>为主。国外基于有限元的数值仿真<sup>[15-16]</sup>亦不够系统。而国内研究尚未见报道。

本文采用有限差分分析程序 AutoDyn 进行破片模拟弹丸(FSP)对纤维增强复合材料三明治板高速穿甲数值仿真研究,通过材料模型及参数合理选择,获得 FSP 弹丸<sup>[17-19]</sup>对纤维增强复合材料三明治板的弹道极限。将数值仿真结果与实验结果<sup>[14]</sup>对比,验证数值仿真的可信度,并进一步研究破片临界贯穿条件下纤维增强复合材料三明治板各组成部分的吸能比率与结构尺寸相关性。建立破片贯彻纤维增强复合材料三明治板弹道极限速度计算方法。

## 1 数值仿真

### 1.1 仿真控制方程

AutoDyn 程序以质量守恒、动量守恒、能量守恒为基础进行计算。数值仿真遵循的控制方程为:

(1) 质量守恒

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (1)$$

(2) 动量守恒

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = f_i + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j}(\sigma_{ji}) \quad (2)$$

(3) 能量守恒

$$\frac{\partial e}{\partial t} + u_i \frac{\partial e}{\partial x_i} = f_i u_i + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j}(\sigma_{ij} u_i) \quad (3)$$

式中:  $\rho$  为材料密度;  $u_i$  为速度;  $f_i$  为单位质量外力;  $\sigma_{ij}$  为应力张量;  $e$  为总和比能,即比动能与比内能之和:

$$e = \frac{1}{2} u_i u_i + E \quad (4)$$

### 1.2 仿真模型

#### 1.2.1 几何模型及离散化

据实验研究<sup>[14]</sup>采用 FSP 弹丸及靶体结构尺寸,见

图 1。选 cm- $\mu$ s-g-Mbar 单位制与 1/2 面对称建模方法建立数值仿真模型。模型中靶体长(宽为 120 mm  $\times$  120 mm,结构各层厚度由具体(16 种)工况确定,破片与靶体破坏区域分别用 0.5 mm、1.0 mm 网格尺寸。通过 TrueGrid 软件建立数值仿真几何模型离散化后导入 AutoDyn 程序中,靶体四周施加固定约束,破片施加初始速度后进行仿真计算。数值仿真模型见图 2。

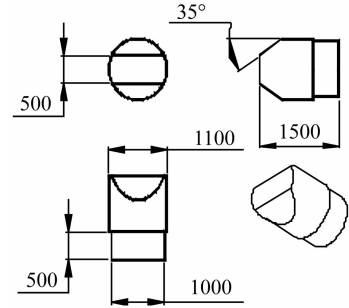


图 1 破片模拟弹丸(FSP)结构尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Structure size of the fragment simulation projectile(FSP)

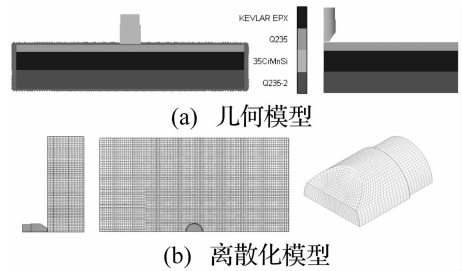


图 2 数值仿真模型

Fig. 2 The model of numerical simulation

#### 1.2.2 材料模型及参数

文献[14]中破片采用 35CrMnSi 钢,质量 10 g,抗拉强度 1 620 MPa(实测),屈服强度 1 275 MPa(实测);三明治板面板、背板材料均为 Q235A 钢,其屈服极限 305 MPa(实测),拉伸极限 420 MPa(实测),延伸率 33%(实测);夹层材料为芳纶、玻璃纤维板两类。

由于破片材料 35CrMnSi 钢为各向同性材料,在弹性段、塑性段应变随应力的提高呈线性增加。因此,据 AutoDyn 材料手册,用 Von Mises 模型描述材料强度,用 Linear 模型描述材料状态变化,用 Plastic Strain 值判定材料失效与侵蚀<sup>[20]</sup>,并据文献[21]研究结果获得模型参数设置,见表 1。对前、后面板材料 Q235A 钢,用 Johnson-Cook<sup>[22]</sup>模型描述本构关系,用 Mie-Grüneisen<sup>[23]</sup>模型描述状态变化,据文献[24]及实测强度所得参数见表 2。复合材料本构行为的合理描述为材料学、力学领域研究热点之一<sup>[25-28]</sup>。通常采用两种方法进行处理:①将复合材料作为均质各向异性材料;②由细观角度考虑复合材料非均匀性。前者已取得满意结果;后者

虽与实际接近,但因大量细观参数缺失,仍难以用于宏观断裂定量分析。借鉴文献[16]研究结果,用 Puff 模型描述纤维材料状态,用 Von Mises 模型描述纤维材料强度。据文献[14-16]中实测抗拉强度及复合材料参数设置,获得 kevlar-129 纤维材料及 E-Glass 纤维材料模型参数,见表 3。

表 1 35CrMnSi 钢的材料模型及参数

Tab. 1 Material model and parameter of 35CrMnSi steel

模型名称	参数	数值
密度	参考密度/( $g \cdot cm^{-3}$ )	7.75
状态方程	体积模量/Mbar	2.06
	参考温度/K	293.0
	比热/( $Terg \cdot gK^{-1}$ )	4.77E-06
	导热系数/( $Terg \cdot cm^{-1}K^{-1}us^{-1}$ )	0.00
强度模型	剪切模量/Mbar	0.82
	屈服应力/Mbar	0.0016

表 2 Q235A 钢材料模型及参数

Tab. 2 Material model and parameter of Q235A steel

模型名称	参数	数值
密度	参考密度/( $g \cdot cm^{-3}$ )	7.85
	格林乃森(Grüneisen)系数	2.17
状态方程	$C_1/(cm \cdot \mu s^{-1})$	0.519
	$S_1$	1.33
	$S_2$	0
	$C_2$	0
	$S_2$	0
	参考温度/K	273
	比热/( $Terg \cdot gK^{-1}$ )	4.77E-6
	剪切模量/Mbar	0.773
强度模型	屈服应力/Mbar	0.00325
	硬化常数/Mbar	0.0022
	硬化指数	0.16
	应变率常数	0.15
	热软化指数	1.03
	融化温度/K	1793
	参考应变率	1.16

### 1.2.3 接触算法及参数设置

文献[14]中前、后板及芯板紧密贴合通过板四角螺栓予以固定,板与板间无缝隙。数值仿真中在三层板与和破片间设置 Lagrange/Lagrange 耦合接触,结构引入小间隙确定子区域是否相互作用。该间隙对每个相互作用面定义一个作用的发现区。一旦节点进入发现区将被推出。但若间隙尺寸小于最小相互作用面尺寸的 1/10 或大于其 1/2, Autodyn 将不进行计算。因此,可通过网格共节点方式将三层板进行界面耦合。在仿真中间隙尺寸(Gap Size)设为 0.002 cm,工作单元尺寸(Work Unit Size)设为平均(Average)模式,接触安

全因子(Safety Factor)设为 0.2。

表 3 纤维增强复合板材料模型及参数

Tab. 3 Material model and parameter of fiber reinforced composite cores

模型名称	参数	数值	
		kevlar-129	E-Glass
密度	参考密度/( $g \cdot cm^{-3}$ )	1.29	2.55
	参数 $A_1$ /Mbar	0.0821	0.1213
	参数 $A_2$ /Mbar	0.7036	0.1798
	参数 $A_3$ /Mbar	0.00	0.00
状态方程	格林乃森(Grüneisen)系数	0.35	0.15
	膨胀系数	0.25	0.25
	升华能/( $Terg \cdot g^{-1}$ )	0.0823	0.02093
	参数 $T_1$ /( $Terg \cdot g^{-1}$ )	0.00	0.00
	参数 $T_2$ /( $Terg \cdot g^{-1}$ )	0.00	0.00
	参考温度/K	0.00	0.00
强度模型	比热/( $Terg \cdot gK^{-1}$ )	0.00	0.00
	剪切模量/Mbar	0.30	0.27
	屈服应力/Mbar	0.0051	0.0047

### 1.3 数值仿真结果及实验校验

对 16 种实验工况<sup>[14]</sup>进行破片数值仿真,获得典型穿甲过程见图 3。用两射弹弹道极限法<sup>[29]</sup>,获得 FSP 弹丸贯穿不同结构三明治板弹道极限,见表 4。由表 4 看出,16 种实验工况数值仿真与实验结果误差均在 10% 以内,表明采用网格划分、接触设置及材料模型参数模拟所得结果具有可信度,亦为用数值仿真的进一步研究奠定基础。

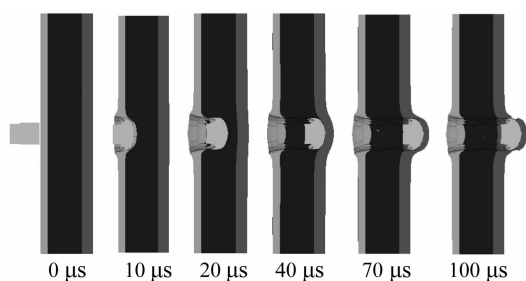


图 3 破片对纤维增强复合材料三明治板穿甲仿真  
Fig. 3 Simulation on armor-piercing of fragment against sandwich plate with fiber reinforced composite cores

## 2 数值仿真结果分析

### 2.1 临界贯穿条件下能量转换

弹道极限指弹体以给定着角贯穿一定厚度指定靶板的最小着速,为 50% 穿透概率条件下的特征着速。通常总将弹道极限视为弹体对靶体的临界贯穿速度。破片以临界贯穿速度侵入靶体过程中初始动能转化为崩溅塞块的动能、弹体靶体的热能、靶体各部分及破片的内能等。据文献[7]对多孔金属夹层板吸能特性的

表 4 FSP 弹丸贯穿每种结构三明治板弹道极限

Tab. 4 The ballistic limit of FSP projectile perforation each kind sandwich plate

芯材	结构尺寸 (前板 + 芯板 + 后板)/mm	弹道极限 (仿真值)/ (m · s <sup>-1</sup> )	与实验值的 误差/ %
	3.77 + 16.95 + 5.76	1357.5	-8.45
	3.79 + 14.87 + 5.81	1257.5	-0.11
	3.75 + 12.41 + 5.84	1127.5	0.70
芳纶	3.74 + 12.58(6.29 + 6.29) 叠层结构 + 5.86	1137.5	-2.50
	3.58 + 10.37 + 5.82	1017.5	-5.58
	3.68 + 9.57 + 5.72	997.5	-5.87
	8.03 + 9.53 + 5.70	1462.5	-2.84
	3.72 + 9.38 + 9.63	1297.5	2.53
	3.88 + 17.14 + 5.88	1267.5	-2.25
	3.74 + 14.79 + 5.81	1092.5	0.79
	3.78 + 13.04 + 5.68	997.5	-5.42
玻纤	3.69 + 14.74(7.37 + 7.37) 叠层结构 + 5.65	1062.5	-7.57
	3.64 + 10.96 + 5.78	932.5	-8.75
	3.56 + 9.57 + 5.81	912.5	-8.96
	8.04 + 9.56 + 5.70	1307.5	-1.33
	3.89 + 9.79 + 9.78	1297.5	9.67

研究方法, 设  $R_F, R_M, R_R$  分别为前板、夹层板、后板的吸能比率(即内能增加量与弹体初始动能之比), 则:

$$R_F = \frac{\Delta I_{Front}}{K_{Fragment}^0}, R_M = \frac{\Delta I_{Middle}}{K_{Fragment}^0}, R_R = \frac{\Delta I_{Back}}{K_{Fragment}^0} \quad (5)$$

式中:  $K_{Fragment}^0$  为 FSP 弹丸初始动能;  $\Delta I_{Front}, \Delta I_{Middle}, \Delta I_{Back}$  分别为 FSP 弹丸贯穿后前板、夹层板、后板内能增加量, 可通过数值仿真获得。靶体对能量的吸收通常由自身变形或破坏实现。内能亦称势能, 为随弹体、靶体变形或破坏作为内部应力或内部应力与再结晶的组合形式存在的能量<sup>[30]</sup>。该能量不会以热的形式表现在外部, 而表现在弹、靶的应变区域。因此, 本文用吸能比率  $R$  表征夹层板的吸能特性,  $R$  越大, 夹层板吸收能量越多。因崩溅塞块的动能、弹体靶体的热能及破片内能同时存在, 故吸能比率  $R$  值远小于 100%。

据数值仿真结果, 通过式(5)获得前、后板厚度相同条件下(前后、面板分别厚 4 mm, 6 mm), 破片以弹道极限速度侵彻时, 三明治板各部分吸能比率见图 4。由图 4 看出, 不同厚度夹层板的吸能比率( $C$  值)基本恒定, 通过线性回归获得芳纶及玻璃纤维板的吸能比率分别为 10.41%, 2.68%, 见图 5, 芳纶纤维夹层板的吸能比率为玻璃纤维夹层板的 3.88 倍。

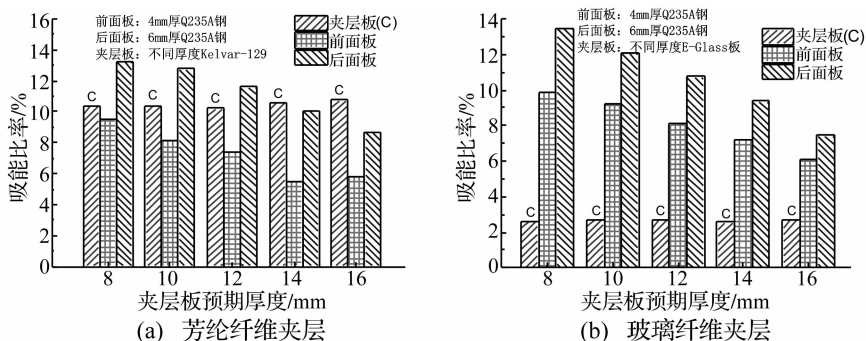


图 4 三明治板各部分吸能率

Fig. 4 Energy absorption rate of each part of sandwich plate

通过仿真获得前、后板厚度不同时夹层纤维板的吸能比率见表 5。由表 5 看出, 前、后板厚度不同, 夹层板吸能比率亦不同, 前、后板厚度和与夹层板厚度之比越大, 夹层板吸能比率越低, 即夹层板吸收能量越少, 前后板吸收能量越多。

夹层板内能增加源于破片侵彻的变形破坏, 破片在对纤维复合材料板侵彻中, 破片动能因横向稀疏而不断减少, 不同于侵彻高密度金属靶体中的塑性变形耗能。因此, 临界贯穿时, 随夹层板厚度的增加, 破片临界贯穿动能虽不断提高, 但对前、后板厚度相同的复合结构, 破片因变形或破裂产生的内能增加基本恒定, 破片吸能比率必随夹层板厚度的增加(线性)递减, 夹层板吸能比率保持恒定, 三明治板整体吸能比率( $R_{Whole}$

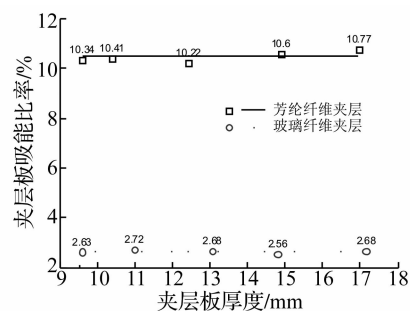


图 5 夹层板吸能比率随厚度变化

Fig. 5 The change of energy absorption rate of core plate with its thickness

$= \Delta I_{Whole} / K_{Fragment}^0$ ) 也必随夹层板厚度的增加(线性)递减, 见图 6。因前后面板厚度确定, 靶体面密度随夹层板厚度增加线性递增, 故靶体整体吸能比率随靶体面密度的增加(线性)递减, 见图 7。

表 5 前、后板不同厚度夹层纤维板吸能比率

Tab. 5 The energy absorption rate of core plate under different thickness of front and back plate

芯板材料	吸能比率(芯板厚度 8 mm)/%		
	前板 8 mm, 后板 6 mm 总厚度 14 mm	前板 4 mm, 后板 6 mm 总厚度 10 mm	前板 4 mm, 后板 10 mm 总厚度 14 mm
芳纶	10.41	8.99	8.30
玻纤	2.68	2.98	2.54

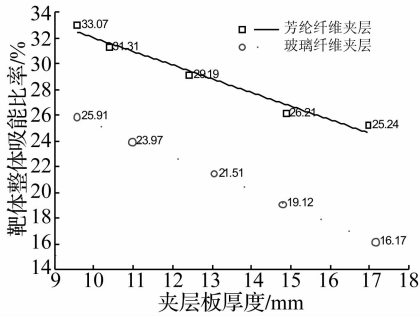


图6 三明治板整体吸能比率随夹层板厚度的变化

Fig. 6 The Change of energy absorption rate of sandwich plate with the thickness of core plate

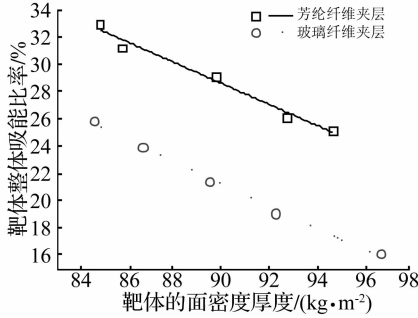


图7 三明治板整体吸能比率随靶体面密度的变化

Fig. 7 The Change of energy absorption rate of sandwich plate with the areal density of sandwich

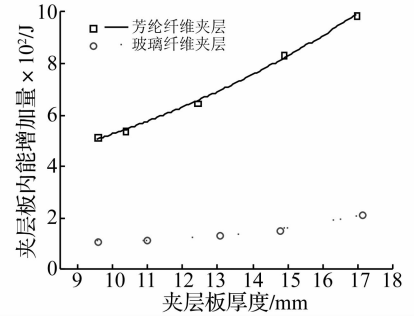


图8 夹层板内能增加量随厚度变化

Fig. 8 The change of the increase of internal energy in core plate with its thickness

### 2.2 最小临界速度计算方法

由于纤维增强复合材料三明治板的吸能性能随中间夹层厚度的增加呈二次函数规律递增<sup>[14]</sup>,与单一结构纤维增强复合材料抗弹体贯穿性质<sup>[30]</sup>类似。仿真结果见图8。并由图8拟和获得破片以弹道极限速度侵略时夹层板内能增加量随夹层板厚度函数关系式为:

$$\Delta I_{middle} = AT^2 + BT + C, \quad T \geq \frac{B}{2A} \quad (6)$$

式中:  $T$  为夹层板厚度, mm;  $A, B, C$  为系数, 前面板厚度 4 mm, 后面板厚度 8 mm 时,  $A, B, C$  的取值与拟和曲线相关系数  $R^2$  见表6。

表6 系数取值与拟和曲线相关系数  
Tab. 6 The value of coefficient and correlation coefficient of fitting curve

纤维类型	$A/$ ( $J \cdot mm^{-2}$ )	$B/$ ( $J \cdot mm^{-1}$ )	$B/J$	$-B/2A$	$R^2$
芳纶	3.00	-13.89	365.43	2.315	0.996
玻纤	1.92	-38.07	300.47	9.914	0.983

由式(5)、(6)可得破片贯彻纤维增强复合材料三明治板所需最小速度计算式为:

$$v_{50} = \sqrt{\frac{2(AT^2 + BT + C)}{R_m m}} \quad (7)$$

式中:  $v_{50}$  为破片对纤维增强复合材料三明治板弹道极限速度, m/s;  $m$  为破片质量, kg; 前面板厚度 4 mm, 后面板厚度 6 mm 时,  $A, B, C$  值见表6,  $R_m$  值由图5获得。

### 2.3 计算方法验证

针对前面板厚度 4 mm, 后面板厚度 6 mm 条件, 用式(7)计算得:

(1) 试验工况夹层板厚度(9 ~ 17 mm 间)的弹道极限速度见表7, 并与试验结果对比;

(2) 20 mm 夹层板厚度三明治板的弹道极限速度见表8, 并与数值仿真值对比。

表7 10.0 g FSP 对试验工况三明治板的弹道极限  
Tab. 7 The ballistic limit of 10.0g FSP projectile perforation sandwich plate that the size is same with experiment

芯板材料	芯板厚度/ mm	弹道极限/( $m \cdot s^{-1}$ )		计算值与 实验值的 误差/%
		计算值	实验值	
芳纶	16.95	1357.5	1482.86	-6.91
	14.87	1257.5	1258.94	-0.16
	12.41	1127.5	1119.69	0.19
	10.37	1017.5	1077.59	-5.13
	9.57	997.5	1059.76	-6.85
玻纤	17.14	1267.5	1296.64	-2.99
	14.79	1092.5	1083.97	-0.01
	13.04	997.5	1054.69	-6.43
	10.96	932.5	1021.97	-9.80
	9.57	912.5	1002.26	-8.79

表8 10.0 g FSP 弹丸对夹层板厚度 20 mm 三明治板弹道极限  
Tab. 8 The ballistic limit of 10.0g FSP projectile perforation sandwich plate with 20mm cores plate

芯板材料	芯板厚度/mm	弹道极限/( $m \cdot s^{-1}$ )		计算值与 仿真值的 误差/%
		计算值	仿真值	
芳纶	20.00	1572.84	1527.5	2.97
玻纤	20.00	1513.79	1437.5	5.31

由表7、表8看出, 式(7)所得计算结果与试验值、仿真值误差均在10%以内, 说明: ① 上述分析方法具有一定可靠性; ② 本文给出的  $A, B, C, R_m$  系数适用于前面板厚度 4 mm, 后面板厚度 6 mm 的纤维增强复合材料三明治板弹道极限计算。

### 3 结论

通过合理选择材料模型与参数, 采用有限差分程

序 AutoDyn 可实现破片对纤维增强复合材料三明治板穿甲的数值仿真结果具有可信度,对数值仿真结果分析,结论如下:

(1) 破片以弹道极限速度穿甲过程中,前、后板厚度确定时,不同厚度夹层板的吸能比率恒定;

(2) 破片以弹道极限速度侵入时,纤维增强复合材料三明治板的夹层板内能随厚度增加呈二次函数递增;

(3) 对弹体结构及前、后板厚度确定的纤维增强复合材料三明治板,可据不同厚度夹层板的吸能比率及纤维增强复合材料三明治板的夹层板内能随厚度增加规律获得破片对三明治板的弹道极限计算式,且具有一定可靠性。

### 参考文献

[1] 李顺林,王兴业. 复合材料结构设计基础[M]. 武汉:武汉工业大学出版社,1993.

[2] 倪长也,金峰,卢天健,等. 3种点阵金属三明治板的抗侵彻性能模拟分析[J]. 力学学报,2010,42(6):1125-1136.

NI Chang-ye, JIN Feng, LU Tian-jian, et al. Penetration and perforation performance of three pyramidal lattice-cored sandwich plates numerical simulations[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2010, 42(6): 1125-1136.

[3] 倪长也,金峰,卢天健. 超轻金属点阵三明治板结构抗侵彻性能分析[J]. 兵工学报,2009,30(S2):94-96.

NI Chang-ye, JIN Feng, LU Tian-jian. Numerical simulation of the ballistic performance of composite pyramidal lattice truss structure[J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(S2): 94-96.

[4] Phoenix S L, Porwal P K. A new membrane model for the ballistic impact response and  $V_{50}$  performance of multi-ply fibrous systems[J]. International Journal of Solids and Structures, 2003, 40(24): 6723-6765.

[5] Hoo Fatt M S, Sirivolu D. A wave propagation model for the high velocity impact response of a composite sandwich panel[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(2): 117-130.

[6] Dean J, S-Fallah A, Brown P M, et al. Energy absorption during projectile perforation of lightweight sandwich panels with metallic fibre cores[J]. Composite Structures, 2011, 93(3): 1089-1095.

[7] 赵桂平,卢天健. 多孔金属夹层板在冲击载荷作用下的动态响应[J]. 力学学报,2008,40(2):194-206.

ZHAO Gui-ping, LU Tian-jian. Dynamic response of cellular metallic sandwich plates under impact loading[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2008, 40(2): 194-206.

[8] 石少卿,刘仁辉,汪敏. 钢板-泡沫铝-钢板新型复合结构降低爆炸冲击波性能研究[J]. 振动与冲击,2008,27(4): 143-146.

SHI Shao-qing, LIU Ren-hui, WANG Min. Shock wave reduction behavior of a new compound structure composed of a foam aluminum layer between two steel plates[J]. Journal of

Vibration and Shock, 2008, 27(4): 143-146.

[9] 王晓强,朱锡,梅志远. 纤维增强复合材料抗侵彻研究综述[J]. 玻璃钢/复合材料,2008,34(5):47-55.

WANG Xiao-qiang, ZHU Xi, MEI Zhi-yuan. The development of fiber-reinforced composites under ballistic impact[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2008, 34(5): 47-55.

[10] Shen J H, Lu G X, Wang Z H, et al. Experiments on curved sandwich panels under blast loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(9): 960-970.

[11] Gustin J, Joneson A, Mahinfalah M, et al. Low velocity impact of combination Kevlar/carbon fiber sandwich composites[J]. Composite Structures, 2005, 69(4): 396-406.

[12] 董永香,冯顺山,李学林. 爆炸波在硬-软-硬三明治介质中传播特性的数值分析[J]. 弹道学报,2007,19(1):59-63.

DONG Yong-xiang, FENG Shun-shan, Li Xue-lin. Numerical analysis of propagation characteristics of explosive wave in the hard-soft-hard sandwich media[J]. Journal of Ballistics, 2007, 19(1): 59-63.

[13] Jackson M, Shukla A. Performance of sandwich composites subjected to sequential impact and air blast loading[J]. Composites: Part B, 2011, 42(2): 155-166.

[14] 徐豫新,王树山,严文康,等. 纤维增强复合材料三明治板的破片穿甲实验[J]. 复合材料学报, 2012, 29(3): 72-77.

XU Yu-xin, WANG Shu-shan, YAN Wen-kang, et al. Armor-piercing experiment on fragment against sandwich plate with fiber reinforced composite cores[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2012, 29(3): 72-77.

[15] Mahfuz H, Zhu Y H, Haque A, et al. Investigation of high-velocity impact on integral armor using finite element method[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000, 24(2): 203-217.

[16] Preece D S, Berg V S, Risenmay M A. Bullet impact on steel and kevlar(/steel armor-experimental data and hydrocode modeling with eulerian and lagrangian method[C]. 22ed Int. Symp. on Ballistics, Vancouver, BC Canada, 14th ~ 18th Nov. 2005: 971-979.

[17] Wambua P, Vangrimde B, Lomov S, et al. The response of natural fibre composites to ballistic impact by fragment simulating projectiles[J]. Composite Structures, 2007, 77(2): 232-240.

[18] Zukas J R. High velocity impact dynamics[M]. John Wiley and Sons, Inc. 1990.

[19] Iremonger M J, Went A C. Ballistic impact of fibre composite armours by fragment-simulating projectiles[J]. Composites Part A, 1996, 27(7): 575-581.

[20] Autodyn\_Chapter9\_Material\_Models [EB/OL]. <http://wenku.baidu.com/view/381b136527d3240c8447ef6a.html>. 2012.

[21] 王琳,王富耻,王鲁,等. 空心弹体侵彻金属靶板的数值模拟和实验研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2001, 24(6): 13-17.

WANG Lin, WANG Fu-chi, WANG Lu, et al. Numerical simulation and impact test study of hollow projectiles

- impacting steel plates [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2001, 24(6): 13-17.
- [22] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperature [C]. *Proceeding of the 7th International Symposium on Ballistics*. Hague, Netherlands: International Ballistics Committee, 1983; 541-547.
- [23] Steinberg D J, Cochran S G, Guinan M W. A constitutive model for metals applicable at high strain rate [J]. *J. Appl. Phys.*, 1980, 51(3): 1498-1503.
- [24] 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 Xiao-wei, CHEN Zhong-fu, et al. Simulation of A3 steel blunt projectiles impacting 45 steel plates [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2007, 27(5): 390-397.
- [25] Grujicic M, Sun Y P, Koudela K L. The effect of covalent functionalization of carbon nanotube reinforcements on the atomic-level mechanical properties of polyvinylestereposxy [J]. *Applied Surface Science*, 2007, 253: 3009-3021.
- [26] Grujicic M, Bell W C, Thompson L L, et al. Ballistic-protection performance of carbon-nanotube-doped poly-vinyl-ester-epoxy matrix composite armor reinforces with E-glass fiber mats [J]. *Materials Science&Engineering*, 2008, 479(1-2): 10-22.
- [27] Grujicic M, Glomski P S, He T, et al. Material modeling and ballistic-resistance analysis of armor-grade composites reinforced with high-performance fibers [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2009, 18(9): 1169-1182.
- [28] Gama B A, John W, Gillespie J. Finite element model of impact, damage evolution and penetration of thick-section composites [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(4): 181-197.
- [29] 隋树元, 王树山. 终点效应学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2000.
- [30] 马晓青, 韩峰. 高速碰撞动力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1998.
- [31] 梅志远, 朱锡, 刘燕红, 等. 纤维增强复合材料层合板弹道冲击研究进展 [J]. *力学进展*, 2003, 33(3): 375-385.  
MEI Zhi-yuan, ZHU Xi, LIU Yan-hong, et al. The developments of fibre-composite laminates under ballistic impact [J]. *Advances In Mechanics*, 2003, 33(3): 375-385.

.....

(上接第 133 页)

- [8] 张凤国, 李恩征. 大应变、高应变率及高压强条件下混凝土的计算模型 [J]. *爆炸与冲击*, 2002, 22(3): 198-202.  
ZHANG Feng-guo, LI En-zheng. A computational model for concrete subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2002, 22(3): 198-202.
- [9] 张舵, 卢芳云. 混凝土板模爆方法数值模拟研究 [J]. *国防科技大学学报*, 2007, 29(2): 34-38.  
ZHANG Duo, LU Fang-yun. A numerical study of scaling modeling method of concrete slab subjected to blast loading [J]. *Journal of National University of Defense Technology*, 2007, 29(2): 34-38.
- [10] 杨芸. 钢筋混凝土平板结构冲切破坏与剪切破坏的研究 [D]. 淮南: 安徽理工大学, 2009.
- [11] 陈昊, 陶钢. 温压弹在有限空间内爆炸的超压测试和分析 [J]. *爆破器材*, 2009, 38(5): 4-7.  
CHEN Hao, TAO Gang. The test and analysis on overpressure generated by thermo-baric grenade explosion in limited space [J]. *Explosive Materials*, 2009, 38(5): 4-7.