

# 爆炸荷载作用下复合材料加筋板的动力响应

赵政, 徐迎\*, 孟凡茂, 陈海龙, 金丰年

(解放军理工大学 爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 南京 210007)

**摘要:** 为了减轻抗爆结构质量, 采用玻璃纤维增强聚合物基复合材料(SMC)与碳纤维增强聚合物基复合材料(CFRP)预浸料, 通过数值模拟和等效计算理论, 对传统加筋抗爆板结构进行轻质高强设计。利用 LS-DYNA 有限元数值模拟软件进行分析, 发现在爆炸荷载作用下加筋板的运动以弹性运动为主, 该种复合材料具有较好的抗爆性能。对复合材料加筋板结构进行参数化分析, 发现在爆炸荷载作用下横筋对加筋板结构最大位移值影响最大, 纵筋和面板对加筋板的影响依次减少。结合刚度折算方法, 建立了爆炸荷载作用下正交异性加筋板结构动力响应分析理论。利用该理论计算得到板结构在爆炸荷载作用下的最大位移, 与数值模拟对比发现两者结果较为接近, 为加筋抗爆板的设计提供了一种简化有效的计算方法。

**关键词:** 复合材料; 加筋板; 爆炸荷载; 数值模拟; 刚度折算

**中图分类号:** TB330.1; TU352

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1000-3851(2018)03-0564-08

## Dynamic response of composite stiffened plates under explosion loading

ZHAO Zheng, XU Ying\*, MENG Fanmao, CHEN Hailong, JIN Fengnian

(PLA Laboratory of Protective Materials and Structures, State Key Laboratory for Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact, PLA University of Science and Technology, Nanjing 210007, China)

**Abstract:** To get a lightweight anti-blast structure, short-cut glass fiber reinforced composite (SMC) and carbon fiber reinforced plastics (CFRP) were adopted to design and make stiffened plate. Finite element simulation based on LS-DYNA reveals that the composite stiffened panel has excellent anti-blast ability through large elastic deformation and the panel will rebound back completely with little residual deformation. Parametrized analyses reveal that transverse bars greatly influence the maximum flexure of the stiffened plates under blast. Their contribution to the rigidity of the panel is much greater than the longitudinal reinforcement and the skin. Applying equivalent volume conversion method, the stiffened panel is simplified as a uniform panel and the dynamic response of the composite stiffened panel is predicted theoretically. Precision and validity of the prediction in flexure are testified by the numerical simulation.

**Keywords:** composite; stiffened plate; blast loading; numerical simulation; equal volume conversion

加筋板结构是舰船结构和防护门结构中最常见的结构形式, 爆炸荷载作用下加筋板的抗爆性能研究是防护结构研究的重要内容。第二次世界大战以后, 大多国家开始重视爆炸荷载作用下防护结构的动力响应及防护研究。我国从上世纪 60 年代开始, 也着手进行这方面的相关研究, 特别是近年来, 复

合材料以其高比强度、高比刚度、耐腐蚀性良好的特性已广泛应用于航空航天、船舶甲板等工程结构中, 设计制备轻质高强、易于安装维修的新型复合材料加筋板已成为主流趋势<sup>[1-4]</sup>。

关于复合材料结构和加筋板结构, 葛冬云等<sup>[5-7]</sup>对复合材料加筋板壳的静力承载能力进行了

收稿日期: 2017-03-07; 录用日期: 2017-04-20; 网络出版时间: 2017-06-01 16:03

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.1801.TB.20170601.1603.004.html>

基金项目: 国家自然科学基金(11672130; 51478465; 51508567); 江苏省自然科学基金(BK20150713)

通讯作者: 徐迎, 博士, 教授, 硕士生导师, 研究方向为防灾减灾及防护工程、岩土工程 E-mail: xy2437211@qq.com

引用格式: 赵政, 徐迎, 孟凡茂, 等. 爆炸荷载作用下复合材料加筋板的动力响应[J]. 2018, 35(3): 564-571.

ZHAO Zheng, XU Ying, MENG Fanmao, et al. Dynamic response of composite stiffened plates under explosion loading[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2018, 35(3): 564-571 (in Chinese).

研究,对复合材料结构的缘条/蒙皮界面的失效、边界条件对复合材料加筋板轴压荷载下的屈曲性能开展了详细研究,并对其有效刚度和有效宽度进行了分析;袁天等<sup>[8]</sup>基于 LS-DYNA 软件平台,对钢板/凯夫拉层合结构在爆炸荷载作用下的破坏模型进行了分析,得出纤维材料细观结构对该种结构的抗爆性能起到明显增强作用;夏志成等<sup>[9]</sup>提出钢板-泡沫铝芯分层-钢板的抗爆组合板结构,对不同厚度的组合板结构进行了抗爆试验,并对破坏过程进行了分析,结果表明组合结构具有较好的抗爆性能,能有效抑制变形;周楠等<sup>[10]</sup>对泡沫铝夹芯复合材料的抗爆性能进行了分析,着重对材料形式、组合方式对抗爆性能的影响进行了分析,研究表明,复合材料具有良好的吸能特性,抑制抗爆作用较强。

目前对复合材料各向异性加筋板的理论研究,主要根据正交材料异性结构和等效各向同性板的计算方法来进行<sup>[11-13]</sup>,对正交构造异性加筋板结构的研究相对较少,尤其对爆炸荷载作用下的构造异性加筋板的变形研究还没有比较完善的理论计算方法。

1 基本工况

1.1 材料设计

复合材料加筋板是采用前期在四川同兴泰吉人防设备厂设计制备的 28 层碳纤维增强聚合物基复合材料(CFRP)预浸料与短切玻璃纤维增强聚合物基复合材料(SMC)混杂铺层<sup>[14]</sup>。所制备复合材料的密度为 1.85 g/cm<sup>3</sup>,泊松比为 0.3。复合材料加筋板的应力-应变曲线如图 1 所示。可知,试件

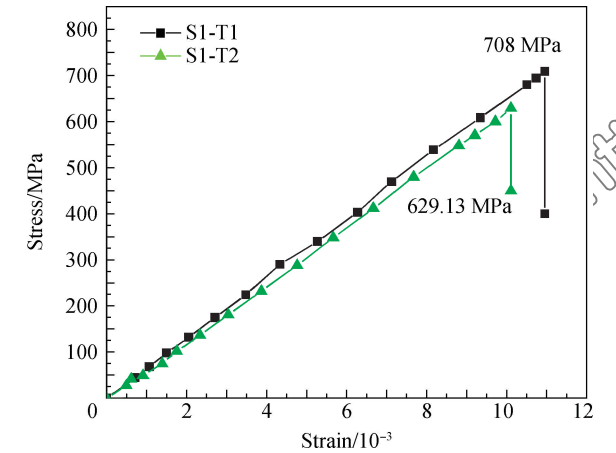


图 1 混杂短切玻璃纤维增强聚合物基复合材料(SMC)与碳纤维增强聚合物基复合材料(CFRP)制备复合材料板应力-应变曲线<sup>[14]</sup>  
Fig.1 Stress-strain curve of the short-cut glass fiber reinforced composite (SMC) and carbon fiber reinforced plastics(CFRP) composite plate<sup>[14]</sup>

S1-T1、S1-T2 的最大荷载分别为 33.42 kN 和 29.694 kN,得到材料的拉伸强度分别为 708 MPa 和 629.13 MPa,拉伸模量分别为 58.67 GPa 和 58.39 GPa,取其平均值得到拉伸模量为 58.53 GPa<sup>[14]</sup>。

1.2 结构设计

本文所研究的复合材料加筋板结构面板厚度为 8 mm,复合材料加筋板有两条横向加筋和一条纵向加筋,横、纵筋厚度均为 20 mm,横、纵筋高 70 mm,复合材料加筋板采用模压工艺进行制备,结构具体尺寸见表 1。该种复合材料加筋板总体积为 25 544 cm<sup>3</sup>,质量为 47.3 kg。该结构尺寸设计参照了 0716 型单扇人防防护密闭门。结构示意图如图 2 所示。

表 1 复合材料加筋板尺寸  
Table 1 Composites stiffened plate size mm

Panel width	Panel length	Panel thickness	Stiffener thickness	Stiffener height
1 000	2 000	8	20	70

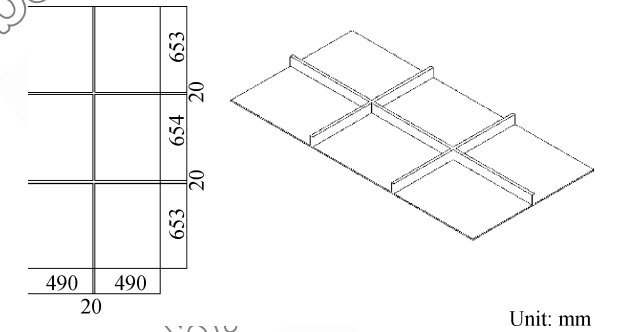


图 2 复合材料加筋板结构  
Fig.2 Composites stiffened plate structural form

2 复合材料加筋板理论分析

设计理论中的正交各向异性板通常是从材料异性来研究,而实际工程中通常为构造异性板,该部分研究不够完善,尤其对爆炸荷载作用下的构造异性板的研究较少。对正交构造异性加筋板的理论研究主要针对其刚度进行折减换算。

当面板和横筋、纵筋的材料制备体系相同时,先暂不考虑铺层对加筋板各向异性的影响,复合材料加筋板的各向异性主要体现为构造各向异性。根据数值模拟可以看出,该种复合材料加筋板在爆炸荷载作用下,残余变形较小,基本为弹性受迫运动,利用瞬态冲击响应动力学分析方法进行研究。

对可正交构造异性板的强迫振动微分方

程<sup>[15]</sup>为

$$\rho h \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + D_1 \frac{\partial^4 u}{\partial x^4} + 2D_3 \frac{\partial^4 u}{\partial x^2 \partial y^2} + D_2 \frac{\partial^4 u}{\partial y^4} = p(x, y, t)$$

(1)

式中:  $D_1$  和  $D_2$  分别为  $x$  和  $y$  方向的抗弯主刚度;  $D_3$  为有效抗扭刚度;  $\rho$  为等效板密度;  $h$  为加筋板蒙皮厚度;  $p(x, y, t)$  为爆炸荷载;  $u$  为位移函数。

对该方程求解, 需先对其自由振动方程进行求解, 而后确定固有频率  $\omega_{nm}$  和振型函数  $\Phi_{nm}$ , 进而将荷载转化为振型函数的傅里叶函数进行求解。

2.1 折减刚度计算

对于正交构造异性加筋板, 可以将横纵筋的刚度折算入蒙皮的刚度中, 将各向同性材料构成的各向异性加筋结构变成无加筋形式的各向异性板。

设  $x$  方向对应加筋板的长边,  $y$  方向对应加筋板的短边, 其中板的厚度为  $h$ ,  $E$  为板的弹性模量,  $\nu$  为泊松比,  $I_x$  和  $A$  分别为平行于  $x$  轴的纵筋惯性矩和间距,  $I_y$  和  $B$  分别为平行于  $y$  轴的纵筋惯性矩和间距。刚度折减如下:

$$\begin{cases} D_1 = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} + \frac{E_s I_x}{A} \\ D_2 = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} + \frac{E_s I_y}{B} \\ D_3 = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \end{cases}$$

(2)

将复合材料加筋板参数代入式(2)中, 计算得:  $D_1 = 6.9664 \times 10^4$ ,  $D_2 = 1.0307 \times 10^5$ ,  $D_3 = 2.7443 \times 10^3$ 。

长为  $2a$ 、宽为  $2b$  的四边简支正交构造异性板的振型函数为<sup>[16]</sup>

$$\Phi(x, y) = \sin \frac{m\pi x}{2a} \sin \frac{n\pi y}{2b}$$

(3)

将振型函数式(3)代入正交构造异性板的强迫振动微分方程式(1)中, 求得固有频率

$$\omega_{nm} = \sqrt{\frac{\pi^4}{16\rho h} \left[ D_1 \left( \frac{m}{2a} \right)^4 + 2D_3 \left( \frac{mn}{ab} \right)^2 + D_2 \left( \frac{n}{2b} \right)^4 \right]}$$

(4)

2.2 强迫振动微分方程的求解

设强迫振动微分方程式(1)的解为

$$p(t) = \begin{cases} 1.6 \times 10^8 t, & t \in [0, 10^{-3}] \\ 163285.7143 - \frac{2.3e^7}{7}(t - 0.036), & t \in (10^{-3}, 0.036] \\ 51500 - \frac{1.625e^6}{9}(t - 0.18), & t \in (0.036, 0.18] \end{cases}$$

(11)

$$u(x, y, t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} Q_{nm}(t) \Phi_{nm}(x, y)$$

(5)

式中:  $\Phi_{nm}(x, y)$  为该板的各阶振型函数;  $Q_{nm}(t)$  为各振型坐标。联立式(1)~式(5)求得

$$\begin{cases} Q_{nm}(t) = a_{nm} \cos \omega_{nm} t + b_{nm} \sin \omega_{nm} t + \frac{1}{M_{nm} \omega_{nm}} Z \\ Z = \int_0^t P_{nm}(\tau) \sin \omega_{nm}(t - \tau) d\tau \end{cases}$$

(6)

式中, 第  $(m, n)$  阶广义力

$$P_{nm}(t) = \iint_S p(x, y, t) \Phi_{nm}(x, y) ds$$

(7)

第  $(m, n)$  阶广义质量

$$M_{nm} = \iint_S \rho h \Phi_{nm}^2(x, y) ds$$

(8)

$$a_{nm} = \frac{\iint_S \rho h u_0 \Phi_{nm} ds}{\iint_S \rho h \Phi_{nm}^2 ds}, b_{nm} = \frac{\iint_S \rho h \dot{u}_0 \Phi_{nm} ds}{\omega_{nm} \iint_S \rho h \Phi_{nm}^2 ds}$$

(9)

根据简支边界条件, 初始速度  $\dot{u}_0$  与位移  $u_0$  均为 0, 得

$$a_{nm} = 0, b_{nm} = 0$$

(10)

2.3 施加的荷载

计算采用爆炸荷载为三角形荷载形式。峰值压力设为 0.16 MPa, 荷载持续时间为 180 ms。

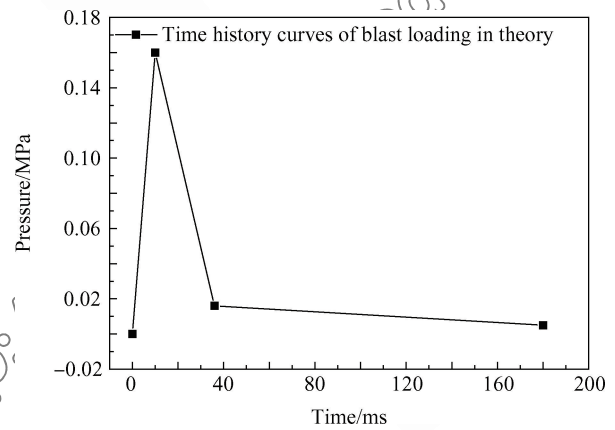


图3 作用在复合材料加筋板上的爆炸荷载计算曲线  
Fig. 3 Calculation curve of blast load on composites stiffened plate

爆炸荷载  $p(x, y, t)$  的方程:

3 复合材料加筋板数值分析

复合材料加筋板在制备时结构为一体成型, 因此在建立结构有限元模型时选用整体建模方式, 图 4 为建立的复合材料加筋板有限元模型。

复合材料加筋板在进行有限元动力分析时采用全积分算法, 避免出现沙漏的情况, 但会进一步增加计算时间。进行网格划分时, 采用六面体实体单元。与四面体单元相比, 在进行有限元分析时, 所采用的六面体单元比四面体具有更好的效果。计算输步长设置为 0.1 ms, 计算终止时间定义为 180 ms, 在爆炸冲击荷载作用下的动力分析时, 施加 BOUNDARY\_SPC\_SET 命令, 定义复合材料加筋板为四边简支的边界约束条件进行计算。荷载通过 \* DEFINE\_CURVE 对复合材料防护门结构进行施加, 荷载峰值设定为 0.16 MPa, 荷载曲线如图 5 所示。阻尼系数通过 DAMPING\_GLOBAL 添加, z 方向阻尼系数值为 50。根据试验<sup>[14]</sup>, 该种材料的结构在爆炸荷载作用下残余变形较小, 爆炸荷载作用下的运动表现为弹性运动, 且在数值模拟计算分析时考虑到结构具有较明显的构造异性特征, 故在数值模拟计算中选用 \* MAT\_ELASTIC 弹性材料

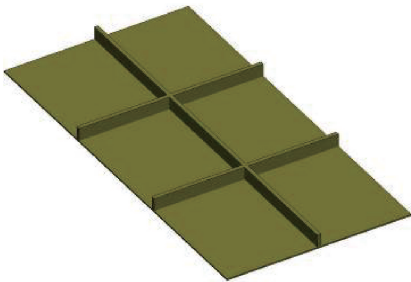


图 4 复合材料加筋板有限元模型

Fig. 4 Finite element model of composites stiffened plate

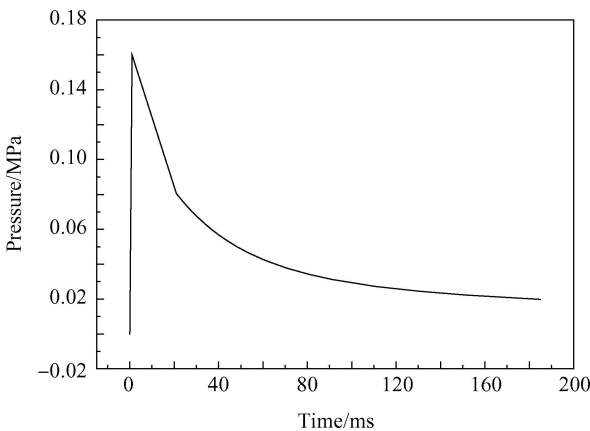


图 5 复合材料加筋板上施加的爆炸荷载曲线

Fig. 5 Blast load curve on the composites stiffened plate

模型, 暂不考虑其材料异性特征, 材料参数及 K 文件其他主要关键字参数如下:

```
* MAT_ELASTIC
$ # mid ro e pr
1 1.850000 5.8530E-2 0.300000

* SECTION_SOLID
$ # secid elform aet
1 2 0

* CONTROL_ENERGY
$ # hgen rwen slnten rylen
2 2 2 2
```

3.1 位移分析

图 6 为爆炸荷载作用后不同时刻 SMC 复合材料加筋板 z 方向的位移云图。可以看出, 在荷载开始作用时, 加筋板的六个区隔间的位移比较大, 随着时间的增加, 防护门中间的位移增大, 然后板上下四个区隔间的位移增大。

表 2 为复合材料加筋板位移值, 图 7 为表 2 所对应各测点的位移时程曲线(爆炸荷载作用时间较短, 为 190 ms, 选取荷载计算时间比荷载作用时间稍短, 为 180 ms)。通过有限元数值模拟计算, 发现板上最大位移发生在横筋与纵筋交错位置; 由于四边界条件的约束, 越往板边靠拢位移越小; 同时, 由于加强筋的作用, 板在加筋位置处的位移峰值较小。通过测点的位移时程曲线可以看出, 测点在爆炸荷载作用下回弹较大, 表明复合材料加筋板在爆炸荷载作用下的变形以弹性变形为主导, 具有较好地抗爆能力; 爆炸试验结束后, 加筋板的残余变形较小, 加筋板中心点残余变形值是其位移峰值的 10% 左右; 其次测点 LVDT4 和测点 LVDT6 在其他测点一个振动周期内发生了两次振动, 主要是因为 LVDT1、LVDT2、LVDT3、LVDT5 测点位于加筋处, 测点由于加强筋的作用在爆炸荷载作用

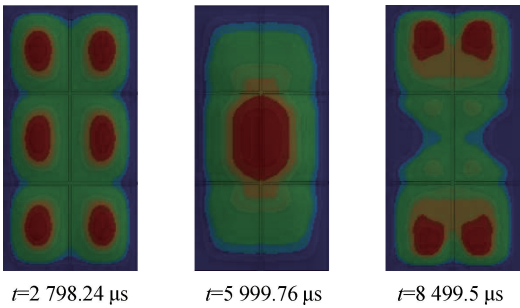


图 6 复合材料加筋板在不同时刻的位移云图

Fig. 6 Displacement of composites stiffened plate at different time



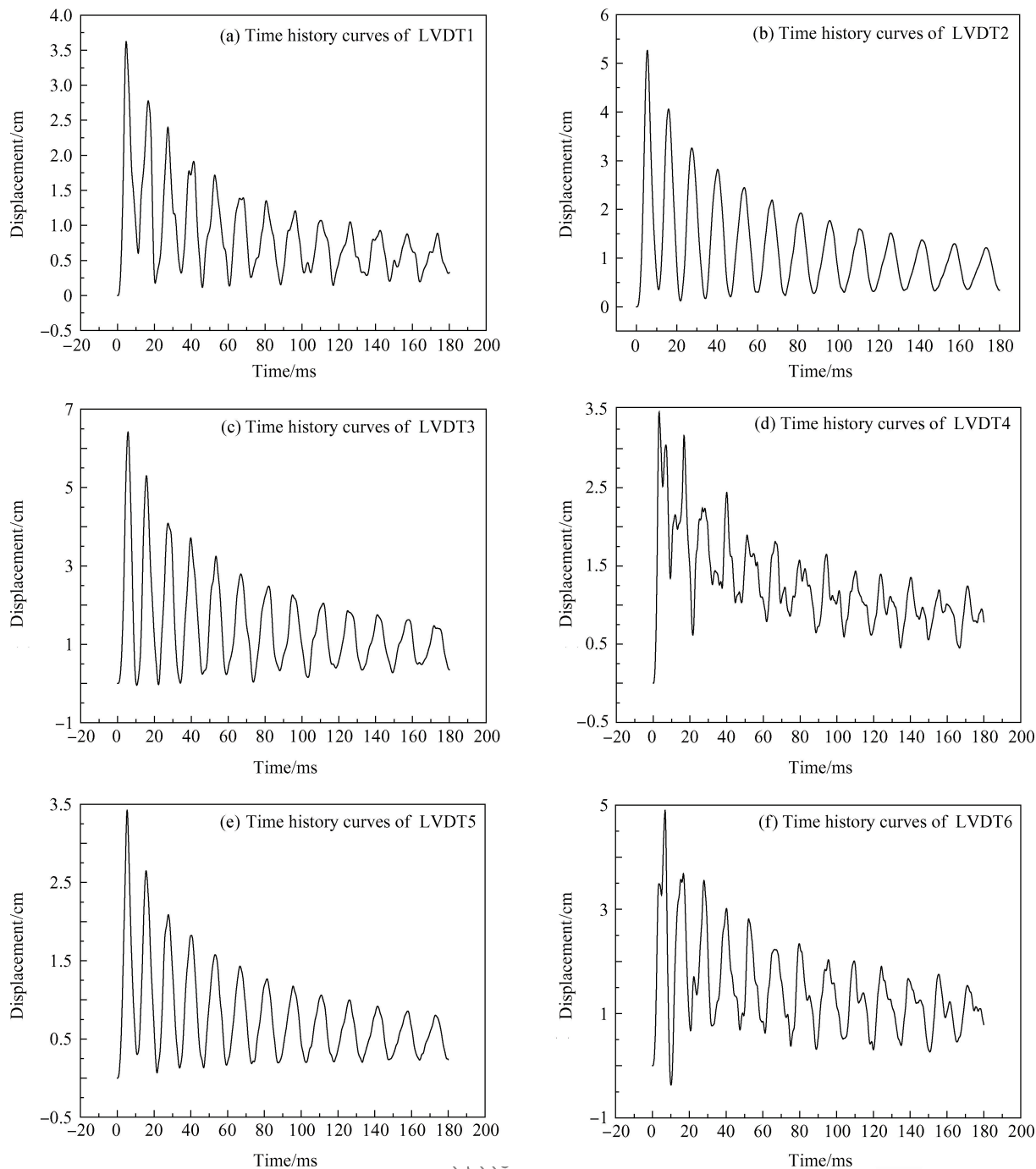


图 7 爆炸荷载作用下复合材料加筋板各测点的位移-时程曲线  
Fig. 7 Time-displacement curve of each measuring point under blast load of composites stiffened plate

下做受迫振动，而 4、6 测点振动时的第一上升幅值为爆炸荷载作用下的受迫振动，第二个上升幅值为自由振动，随着爆炸荷载作用的减弱，受迫振动的趋势逐渐减弱，加筋板结构以残余变形值为平衡位置的自由振动趋势逐渐加强。

3.2 应力分布分析

图 8(a)和图 8 (b)分别为复合材料加筋板正面

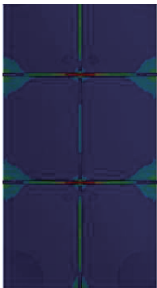
板和背面板的应力分布的模拟结果。可以看出，在爆炸荷载作用下，复合材料加筋板正面面板的应力主要集中在横筋与纵筋交错的地方(主要在横筋上)，在背面板横向加筋约束边的位置存在应力集中。

对比抗爆试验结果<sup>[14]</sup>，如图 9 所示，发现数值模拟应力集中的区域与试验破坏的地方比较接近，

表 2 复合材料加筋板位移值

Table 2 Displacement value of composites material stiffened plate

Displacement/cm	Measured points	Displacement/cm
① 3.6238		④ 3.4940
② 5.2648		⑤ 3.5519
③ 6.4280		⑥ 4.9108



(a) On the front face



(b) On the back face

图 8 复合材料加筋板应力分布图

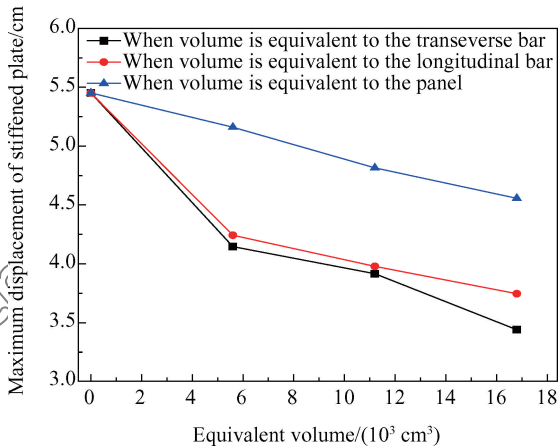


图 10 体积分别等效到横筋、纵筋及面板上的复合材料加筋板的最大位移

Fig. 10 Equivalent displacement of the composites stiffened plate on the transverse reinforcement, longitudinal reinforcement, and panel respectively

到横筋上的加筋板最大位移值最小，表明其抗爆性能最好，等效到纵筋上和面板上的加筋板抗爆性能依次次之。此外，随着横筋、纵筋以及面板体积的增加，加筋板在爆炸荷载作用下的最大位移越来越小。

因此，在加筋板结构的设计制备时，可结合实际工作环境，适当的增加横筋厚度、减小纵筋厚度与面板厚度，以此来制备最优抗爆性能的复合材料加筋板结构。

3.4 可靠性分析

对于加筋板，在爆炸荷载作用后其表现为弹性状态，理论计算时主要以最大抗爆位移为主要因素进行对比分析，只考虑一阶振型便可满足基本精度要求<sup>[16]</sup>。借助 MATLAB 计算软件，联立式(1)~式(P1)求解得到：

LVDT1=2.71 cm, LVDT3=5.42 cm,  
LVDT5=3.319 cm

将理论推导结果与有限元数值模拟对比，如表 3 所示。发现理论推导结果与数值模拟结果比较接近，进一步验证了理论公式的可行性，为今后的加

表 3 复合材料加筋板的数值模拟与理论结果对比  
Table 3 Comparison of the theory results with the numerical simulation results of the composites stiffened plate

	LVDT1	LVDT3	LVDT5
Theory/cm	2.71	5.42	3.319
FEM/cm	3.6238	6.428	3.5519
Error/%	25.22	15.68	6.56



(a) Cracks of the stiffened bar (b) Crack trend of the propagation

图 9 复合材料加筋板试验结构破坏图<sup>[14]</sup>

Fig. 9 Pictures of failure in explosive test<sup>[14]</sup>

说明数值模拟结果具有一定的可靠性。

3.3 参数化分析

为了研究加筋板横筋厚度、纵筋厚度以及面板厚度对加筋板整体抗爆性能的影响程度，采用同体积法，分别将同等体积的材料依次叠加到初始加筋板横筋、纵筋及面板上，研究叠加体积后的加筋板在相同爆炸荷载作用下的最大位移值，从而判断横筋、纵筋以及面板对加筋板整体抗爆性能的影响程度。图 10 为在相同爆炸荷载作用下依次将 5 600 cm<sup>3</sup>、11 200 cm<sup>3</sup>、16 800 cm<sup>3</sup> 的体积分别同时等效到横筋、纵筋以及面板等不同结构上时的加筋板最大位移值。可以看出，将等体积的材料叠加到原始加筋板横筋、纵筋以及面板上时，等效叠加

筋板抗爆试验提供一定参考。同时可以看出：(1) 理论结果与有限元数值模拟结果还有误差，复合材料加筋板的材料铺层上的影响、微观构造上的不均性、纤维的脆性以及基体的黏弹性等造成了一定误差。计算时只计算了一阶振型，从表 3 中可以发现，理论计算结果比数值模拟结果小，多级振型叠加后，误差值将进一步缩小，证明理论结果具有一定的可靠性。(2) 各个测点的理论计算结果与数值模拟计算结果的误差在大趋势上存在差异，这是由于振型函数设置为正弦函数的局限性导致，在进行理论计算时，仅中心点 LVDT3 测点的位移值不受正弦函数的影响，其他测点的位移计算值表现出了一定的差异。总体来看，计算结果比较合理，理论计算具有一定可靠性。

## 4 结 论

(1) 玻璃纤维增强聚合物基复合材料与 28 层碳纤维增强聚合物基复合材料预浸料混杂模压制备的复合材料加筋板，具有较好的抗爆性能，能较好的抵抗荷载峰值为 0.16 MPa 的爆炸冲击荷载作用，爆炸荷载作用后其残余变形较小，表现为弹性受迫运动，与常规钢结构、混凝土结构相比具有较好的抗爆性能。

(2) 爆炸荷载作用下，复合材料加筋板在横筋与纵筋交错位置及在固定边界处有应力集中，数值模拟结果与试验结果较为吻合。针对研究中的加筋板，参数化分析后发现，横筋对加筋板的抗爆性能影响较大，纵筋、面板的影响程度依次减小，可为今后复合材料加筋板的优化设计方法研究提供参考。

(3) 研究依据刚度折算法建立了复合材料加筋板的结构抗爆分析理论，并用于求解正交构造异性加筋板结构的动态位移。计算结果表明，理论分析方法预测得到的加筋板位移值与数值模拟结果较为相近，说明理论计算公式具有一定的可靠性。

## 参考文献：

- [1] 王善, 盖京波, 杨世全. 舰船结构在爆炸载荷作下的破坏研究综述[J]. 舰船科学技术, 2006, 28(3): 8-11.  
WANG S, GAI J B, YANG S Q. Research on destruction of ship structures under explosive loads[J]. Ship Science and Technology, 2006, 28(3): 8-11 (in Chinese).
- [2] 魏汝斌, 翟文, 李锋, 等. 高效抗冲击复合材料在防弹防爆方舱中的应用[J]. 工程塑料应用, 2016, 44(4): 131-135.

- WEI R B, ZHAI W, LI F, et al. Application of high efficiency impact resistant composites in bulletproof and explosion-proof shelter[J]. Engineering Plastics Application, 2016, 44(4): 131-135 (in Chinese).
- [3] 刘玉秋, 聂武. 鱼雷命中后舰船的载荷计算和剩余强度评估[J]. 海军工程大学学报, 2005, 17(6): 43-47.  
LIU Y Q, NIE W. The load calculation and residual strength evaluation of a ship after hit by a torpedo[J]. Journal of Naval University of Engineering, 2005, 17(6): 43-47 (in Chinese).
- [4] 张勇. 地面防护工程抗爆复合材料与结构研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2014.  
ZHANG Y. Research on the antiknock composite material and structure of ground defense engineering[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2014 (in Chinese).
- [5] 葛东云, 莫与明, 何柏灵, 等. 复合材料帽型加筋板轴压试验及承载能力预测[J]. 复合材料学报, 2016, 33(7): 1531-1539.  
GE D Y, MO Y M, HE B L, et al. Test and ultimate load capacity prediction of hat-stiffened composite panel under axial compression[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(7): 1531-1539 (in Chinese).
- [6] 孔斌, 叶强, 陈普会, 等. 复合材料整体加筋板轴压后屈曲失效表征[J]. 复合材料学报, 2010, 27(5): 150-155.  
KONG B, YE Q, CHEN P H, et al. Post-buckling failure characterization of an integrated stiffened composite panel under uniaxial compression[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2010, 27(5): 150-155 (in Chinese).
- [7] 邵青, 何宇廷, 张腾, 等. 侧边边界条件对复合材料加筋板轴压荷载下屈曲和后屈曲性能的影响[J]. 复合材料学报, 2014, 31(3): 741-748.  
SHAO Q, HE Y T, ZHANG T, et al. Influence of side boundary condition on buckling and post-buckling performance of composite stiffened panels under axial compression load[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2014, 31(3): 741-748 (in Chinese).
- [8] 袁天, 孔祥韶, 吴卫国. 钢板/凯夫拉层合结构爆炸响应数值分析[J]. 中国舰船研究, 2016, 11(5): 84-90.  
YUAN T, KONG X S, WU W G. Numerical simulation of steel/Kevlar laminated structures under explosive load[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2016, 11(5): 84-90 (in Chinese).
- [9] 夏志成, 王曦浩, 赵跃堂, 等. 钢板夹泡沫铝组合板抗爆性能研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(2): 117-122.

- XIA Z C, WANG X H, ZHAO Y T, et al. Anti-blast performance of aluminum foam-core sandwich panels[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(2): 117-122 (in Chinese).
- [10] 周楠, 蒋敬, 樊武龙, 等. 泡沫铝夹芯材料抗爆抗侵彻性能研究进展[J]. *科学技术与工程*, 2017, 17(4): 117-125.
- ZHOU N, JIANG J, PAN W L, et al. Research advances in the anti-explosion and anti-penetration performance of sandwich material with aluminum foam core[J]. *Science Technology and Engineering*, 2017, 17(4): 117-125 (in Chinese).
- [11] 尚仁杰, 吴转琴, 李佩勋, 等. 一种正交各向异性板的等效各向同性板计算法[J]. *力学与实践*, 2009, 31(1): 57-60.
- SHANG R J, WU Z Q, LI P X, et al. Equivalent isotropic plate method for orthotropic plates[J]. *Mechanics and Practice*, 2009, 31(1): 57-60 (in Chinese).
- [12] TARUN K, MANOHAR G. Analysis of orthotropic plates based on three theories by segmentation method[J]. *Mechanics of Advanced Materials & Structures*, 2002, 9(3): 189-239.
- [13] SHI X H, ZHANG J, SOARES C G. Experimental study on collapse of cracked stiffened plate with initial imperfections under compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 114: 39-51.
- [14] MENG F M, ZHANG B, ZHAO Z, et al. A novel all-composite blast-resistant door structure with hierarchical stiffeners[J]. *Composite Structures*, 2016, 148: 113-126.
- [15] VICTOR B. *Plate structures* [M]. New York: Springer Netherlands, 2011.
- [16] 王年桥. 防护结构计算原理与设计[M]. 南京: 中国人民解放军工程兵工程学院, 1998.
- WANG N Q. *Principle of protective structure calculation* [M]. Nanjing: Chinese People's Liberation Army Engineering College, 1998 (in Chinese).