DOI: 10.11883/bzycj-2017-0351

战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构防护能力的理论评估模型*

李 典,侯海量,朱 锡,陈长海,李 茂
(海军工程大学舰船与海洋学院,湖北 武汉 430033)

摘要: 为改善当前战斗部近距爆炸下基于单纯抗爆或抗穿甲载荷开展防护结构设计的不足,本文中建立了战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构防护能力的理论评估模型,提出了联合作用下夹芯复合舱壁结构的防护能力需同时满足抗弹性能和整体变形破坏两方面要求。具体步骤为:首先计算战斗部爆炸后的联合毁伤载荷,然后基于抗弹理论模型评估夹芯复合舱壁结构的抗弹性能。若满足要求,则进一步根据联合作用理论模型校核夹芯复合舱壁结构在冲击波和破片群联合作用下是否满足整体变形破坏要求,判据为后面板是否产生撕裂、破口破坏。与有关实验结果进行了计算比较,结果吻合良好,证明了此理论评估模型的合理性。

关键词: 联合毁伤载荷;夹芯复合舱壁结构;防护能力;整体变形破坏
中图分类号: O383;O344.7 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

半穿甲反舰导弹依靠其初始动能,侵入舰体内部爆炸,形成冲击波和高速破片,对舰艇舱室结构及人员设备形成联合毁伤(见图 1),是大型水面舰艇面临的主要威胁[1]。针对爆炸冲击波的防护,通常依靠延性金属舱壁的塑性变形来吸收冲击波能量[2-3]。针对高速破片穿甲的防护,通常是在舱室内设或在舱壁内夹设密度小、防护性能高的纤维增强复合材料装甲板,以增强舱室的抗侵彻能力[4-5]。

近年来,张成亮等[6]、侯海量等[7]、李典等[8]提出采用以船用钢为前后面板,夹设隔温层和纤维增强复合抗弹芯层组成的夹芯复合舱壁结构(见图 2)来抵御战斗部近距爆炸所产生的联合毁伤破坏。其中,前面板用于吸收冲击波能,抗弹芯层用于抵御高速破片侵彻,后面板用于吸收抗弹芯层的剩余动能。隔温层为低密度气凝胶毡或陶瓷棉材料,其密度为 220～400 kg/m^3,弹性模量为 0.4～1.0 MPa,抗弯强度为 0.4～1.5 MPa,导热系数为 0.017～0.023 W/(m·K),因而在进行抗弹和抗爆防护设计时可近似忽略强度效应影响,主要的作用为一方面使抗弹芯层满足爆炸高温气团灼烧及舰船发生火灾时的耐火要求,另一方面也为前面板及抗弹芯层提供了变形空间。需要指出的是,该夹芯复合舱壁结构中前后面板的边界条件为固支约束,抗弹芯层四周边界无约束。目前,中国针对冲击波和破片联合毁伤防护结构的破坏机理研究多数将两种载荷分开进行考虑,防护设计理念也均是基于单一冲击波载荷[9-10]或破片载荷[11-12]进行。但诸多研究[13-15]表明,冲击波和高速破片群联合作用对结构的毁伤破坏效果较单一载荷要严重得多。所以,战斗部近距爆炸下舰用夹芯复合舱壁结构应当以冲击波和高速破片群的联合载荷作为设计载荷,基于中国当前的单纯抗爆或抗穿甲防护结构设计方法具有较大缺陷,因此进一步开展战斗部近距爆炸下夹芯复合结构防护能力的理论研究具有重要的意义。

本文中,建立战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构防护能力的理论评估模型,提出战斗部近距爆炸下结构的防护设计需同时满足抗弹性能和整体变形破坏两方面要求,并与有关实验进行计算比较,以期提出的评估模型能简便地完成战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构防护能力的理论评估,弥补战斗部近距爆炸下基于单纯抗爆或抗穿甲载荷开展防护结构设计的不足。

* **收稿日期**: 2017-09-28; **修回日期**: 2017-10-26
基金项目: 国家自然科学基金项目(51409253,51679246)
第一作者: 李 典(1993—),男,博士,讲师,lidian916@163.com;
通信作者: 侯海量(1977—),男,博士,副教授,hou9611104@163.com。

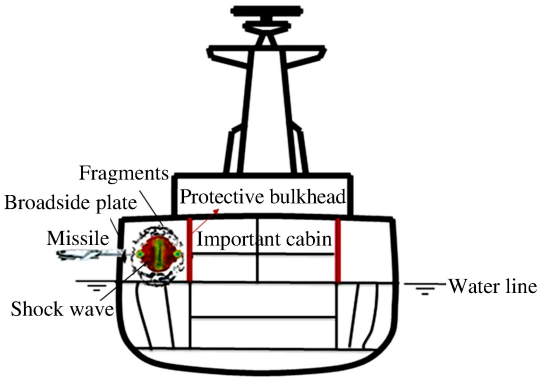


图 1 半穿甲导弹攻击舰船爆炸破坏及防护示意图

Fig. 1 Explosion damage scheme of a ship attacked by a semi-armor-piercing missile

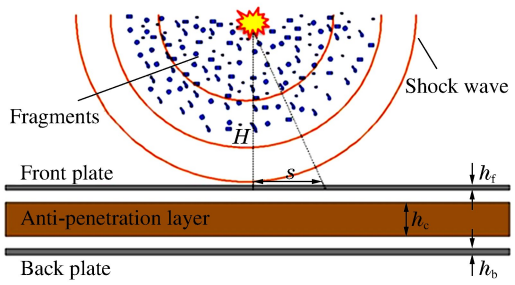


图 2 战斗部近距爆炸联合毁伤夹芯复合舱壁结构示意图

Fig. 2 Schematic diagram of combined damage on sandwich bulkhead near the explosion of a warhead

1 防护能力要求及评估步骤

战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构的防护能力需满足两方面要求。一方面满足抗弹要求，保证芯层抵御全部高速破片的穿甲侵彻。另一方面，满足整体变形破坏要求，保证夹芯复合舱壁结构在大变形吸能抵御联合载荷破坏过程中后面板不产生破口、撕裂破坏。具体步骤如下：第 1 步，计算战斗部近距爆炸下的联合毁伤载荷参数，包括破片载荷和冲击波载荷。第 2 步，基于穿甲防御等级确定目标弹丸，根据抗弹理论模型评估夹芯复合舱壁结构抗弹性能是否满足要求。第 3 步，根据联合作用理论模型校核夹芯复合舱壁结构是否满足整体变形破坏要求，保证后面板中心不产生破口及边界不产生撕裂破坏。当两者均满足要求时，则认为夹芯复合舱壁结构满足防护能力要求(见图 3)。

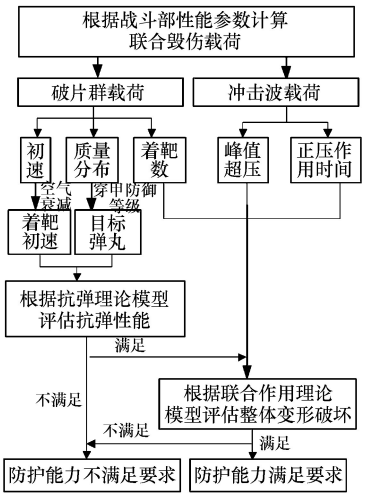


图 3 理论评估模型计算流程框图

Fig. 3 Explosion damage scheme of a ship attacked by a semi-armor-piercing missile

2 联合毁伤载荷

2.1 冲击波载荷

战斗部在空中爆炸后，炸药爆炸能量首先消耗在弹壳的变形和破坏上以及赋于破片以一定的初始动能上，余留部分才消耗在爆轰产物的膨胀和冲击波的形成上。产生爆炸冲击波的装药当量[16]为：

$$M_{\mathrm{ef}}=\frac{M_{\mathrm{e}}}{1+c-c\alpha}\left[\alpha+(1+\alpha)(1-\alpha)\left(\frac{r_0}{r_{\mathrm{m}}}\right)^{d(\psi-1)}\right] \tag{1}$$

式中：M_{e}为装药质量，α 为弹药装填因数；对于圆柱形战斗部，$c=1$，$d=2$；对于球形战斗部，$c=2/3$，$d=3$；r_0为战斗部装药半径；r_{m}为破裂半径，其与战斗部壳体材料有关，钢壳战斗部 $r_{\mathrm{m}}=1.5r_0$，铜壳战斗部 $r_{\mathrm{m}}=2.24r_0$；ψ 为爆轰产物多方指数。

由于战斗部近距爆炸下爆心至结构距离较短，冲击波作用结构时不能近似按平面波处理，应按照球面波计算。冲击波作用于结构的反射比冲量[16-17]的计算公式为：

$$I(r)=2q^{\frac{q}{1-q}}\frac{A_{\mathrm{i}}M_{\mathrm{ef}}^{2/3}}{\sqrt{H^2+s^2}} \tag{2}$$

式中：$q=\frac{t_0\rho_a c_a}{\rho_f h_f}$，$\rho_a$ 为空气密度，c_a 为声速，ρ_f 为前面板密度，h_f 为前面板厚度；s 为至前面板中心处距离（见图 2）；A_i 为因数，$A_i\approx 200\sim 250$；H 为前面板距战斗部中心的垂直距离。

冲击波作用时间 t_0 的计算公式为：

$$t_0=1.35\times 10^{-3}\sqrt{H}\sqrt[6]{M_{ef}} \tag{3}$$

2.2　破片载荷

半穿甲反舰导弹战斗部爆炸时，壳体形成大量的破片，破片以一定的速度向四周飞散。根据 Gurney 公式[18]计算破片初速：

$$v_0=\sqrt{2E}\times\sqrt{\frac{\alpha}{1+N\alpha}} \tag{4}$$

式中：$\sqrt{2E}$ 为 Gurney 常数，与装药种类相关；对于圆柱形战斗部 $N=0.5$，对于球形战斗部 $N=0.6$。

由于空气阻力作用，破片运动速度不断衰减，其着靶速度为：

$$v_k=v_0\exp\left(-\frac{C_x\rho_a\bar{A}}{2M_b}H\right) \tag{5}$$

式中：C_x 为目标弹丸迎风阻力因数，与破片速度和形状有关，对于球体、长方体、圆柱体，C_x 分别取为 0.97、1.24、1.17；$\bar{A}$ 为目标弹丸平均迎风面积，$\bar{A}=\beta M_b^{2/3}$；M_b 为目标弹丸质量，将在 3.1 节中设定；β 为目标弹丸形状系数，与目标弹丸形状相关，对于球体、长方体、圆柱体，β 分别取为 $(3.07,3.09,3.35)\times 10^{-3}\ \mathrm{m^2/kg^{2/3}}$。

破片数量及破片质量分布是评估战斗部杀伤威力的重要指标。针对破片数和质量分布的计算，本文中采用目前应用最普遍的 Mott 公式[18]。壳体平均内径 d_i、壳体平均壁厚 δ_0 与 M_a 的关系式如下：

$$M_a=B\delta_0^{5/6}d_i^{1/3}(1+\delta_0/d_i) \tag{6}$$

式中：M_a 为破片分布系数，δ_0 为壳体平均厚度，d_i 为壳体平均内径，B 为取决于炸药与弹体金属物理特性的常数。

破片总数为：

$$N_t=\frac{W_c}{2M_a^2} \tag{7}$$

式中：W_c 为战斗部有效段壳体质量。

质量大于 M_b 的破片累计比例为：

$$\eta=\mathrm{e}^{-M_b^{0.5}/M_a} \tag{8}$$

另外，当爆心与目标结构垂直距离为 H 时，根据结构几何尺寸和破片飞散角，计算该爆距下着靶破片数为：

$$N_k=\frac{N_t\theta}{360}\frac{\phi}{\Omega} \tag{9}$$

式中：Ω 为破片飞散角，可根据 Shapiro 公式[19]求得；θ、ϕ 分别为战斗部中心与前面板两组对边中点连线所成水平及竖直几何夹角（见图 4）。

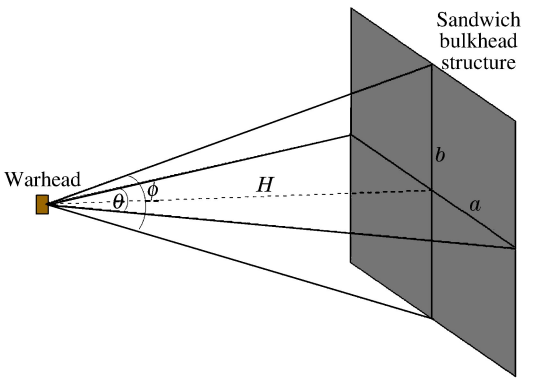


图 4　着靶破片数计算示意图

Fig. 4　Calculation of the number of target fragments

3　抗弹理论模型

3.1　确定目标弹丸

根据夹芯复合舱壁结构设定的穿甲防御等级 ε，其中 $\varepsilon=1-\eta$，由式(8)确定目标弹丸质量 M_b。设定目标弹丸形状及几何尺寸，目标弹丸形状为长方体、圆柱体或球体等。

3.2　计算目标弹丸穿透前面板后的剩余速度

开展抗弹性能评估时，应以目标弹丸正侵彻破坏这种最危工况进行计算。当目标弹丸侵彻前面板时，前面板破坏模式为剪切冲塞破坏。根据 Demarre 公式[20]计算破片穿透前面板后的剩余速度：

$$v_{\mathrm{r}}=\sqrt{(v_{\mathrm{k}}^2-v_{\mathrm{f}}^2)4M_{\mathrm{b}}\cos\omega\left(4M_{\mathrm{b}}\cos\omega+\frac{4}{5}\pi D^2\rho_{\mathrm{f}}h_{\mathrm{f}}\right)^{-1}} \tag{10}$$

$$v_{\mathrm{f}}=F\frac{D^{0.75}h_{\mathrm{f}}^{0.7}}{M_{\mathrm{b}}^{0.5}\cos\omega} \tag{11}$$

式中：v_{f}为目标弹丸穿透前面板的极限速度，D 为目标弹丸直径，ω 为着靶角；F 为穿甲复合系数。

3.3　抗弹芯层极限穿透速度

对抗弹芯层极限穿透速度的计算采用 Wen[21-22]建立的弹丸正侵彻复合材料层合板力学模型。虽该计算模型未涉及具体的变形和破坏机制，但其需要的材料参数少，适用范围广，便于工程应用。具体表达式为：

$$v_{\mathrm{lim}}=\frac{\pi\lambda\sqrt{\rho_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{c}}}D^2h_{\mathrm{c}}}{4M_{\mathrm{b}}}\left(1+\sqrt{1+\frac{8M_{\mathrm{b}}}{\pi\lambda^2\rho_{\mathrm{c}}D^2h_{\mathrm{c}}}}\right) \tag{12}$$

式中：v_{lim}为抗弹芯层极限穿透速度，ρ_{c} 为芯层密度，σ_{c} 为芯层厚度方向弹性极限，h_{c}为芯层厚度。λ 为弹形参数，对于平头弹 $\lambda=2$，对于球形弹丸 $\lambda=1.5$，对于锥头弹，弹形参数 λ 是与锥角 μ 有关的常数[23]，$\lambda=2\sin(\mu/2)$。

当 $v_{\mathrm{lim}}\geqslant v_{\mathrm{r}}$时，芯层能够抵御目标弹丸的侵彻破坏，夹芯复合舱壁结构满足抗弹性能要求。否则，判定夹芯复合舱壁结构的防护能力不满足要求。

4　联合作用理论模型

根据上述抗弹理论模型评估后，若夹芯复合舱壁结构满足抗弹性能要求，下面将以后面板是否会产生破口或撕裂破坏作为判据，进一步评估战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构是否满足整体变形破坏要求。

4.1　联合作用下夹芯复合结构变形破坏及能量耗散过程

在冲击波和破片群的联合作用下，夹芯复合结构的变形破坏及能量耗散过程可分为以下 4 个阶段。

(1)冲击波和高速破片群作用于前面板，前面板吸收冲击波能和部分破片动能，开始产生弯曲变形，如图 5(a)所示。

(2)破片群穿透前面板后进一步侵彻抗弹芯层，芯层产生大鼓包变形。同时，芯层在抗侵彻过程中吸收剩余破片动能获得整体运动速度，并将撞击后面板，如图 5(b)所示。

(3)根据应力波原理[24]，波阻抗小的抗弹芯层被撞击后将回弹($\rho_{\mathrm{c}}c_{\mathrm{c}}<\rho_{\mathrm{b}}c_{\mathrm{b}}$)，在前面板动能耗散过程中继续产生弯曲变形，抗弹芯层将与前面板相撞，如图 5(c)所示。

(4)芯层与前面板相撞后将再次回弹，随后将与后面板形成第 2 次相撞，如图 5(d)所示。在这样的周期撞击过程中，前面板动能不断衰减，直至全部转化为后面板的塑性变形能。

整个作用过程中抗弹芯层起前后面板间能量传递中介作用，前面板动能先不断传递给芯层，芯层动能再转化为后面板塑性变形能。从能量守恒角度来看，不考虑抗弹芯层与前后面板碰撞时产生的能量损耗，初始作用于复合舱壁的冲击波和破片能最终转化为复合舱壁中前面板塑性变形和抗穿甲吸能、芯层抗穿甲吸能、后面板塑性变形吸能三大部分。其中，后面板塑性变形吸能是防护设计计算的关键，其直接决定了后面板在大变形过程中是否产生破口破坏，主要由前面板动能和抗弹芯层动能两部分转化而成。

4.2　前面板动能

在战斗部近距爆炸下，不考虑爆轰产物的作用，前面板将受到冲击波和破片群的联合毁伤作用，因而前面板获得的动能由冲击波能和破片动能两部分转化而成，其中破片动能为破片群着靶侵彻过程中传递给前面板的穿甲动能。忽略着靶破片质量和形状的随机性，假设着靶破片均为目标弹丸，则前面板动能：

$$E_1=E_{\mathrm{k}}+N_{\mathrm{k}}E_{\mathrm{pf}} \tag{13}$$

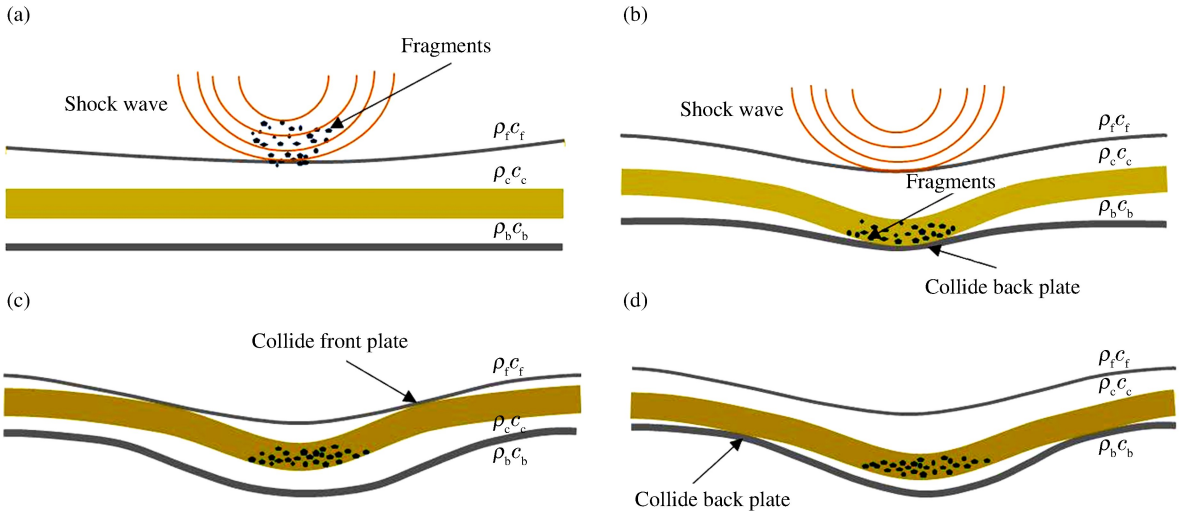


图 5　冲击波和破片联合作用下复合舱壁变形破坏过程

Fig. 5　Schematics of deformation and damage process of multi-layered composite structures subjected to combined blast and fragment loading

式中：E_k为前面板获得的冲击波动能；E_{pf}为单颗破片穿甲传递给前面板的动能。

对于冲击波能，由于正压作用时间远小于前面板自身振动周期[24]，因而认为前面板与芯层撞击前冲击波对前面板的作用过程已完成，假设冲击波能完全被前面板吸收形成初始动能，结合公式(2)，则前面板获得的冲击波能为：

$$E_k = \int_{-a}^{a}\int_{-b}^{b} \frac{I_r^2}{2\rho_f h_f}\mathrm{d}x\mathrm{d}y \tag{14}$$

式中：a、b 分别为夹芯复合舱壁结构半长和半宽。

对于单枚目标弹丸传递给前面板的动能，其正侵彻前面板过程可分为惯性压缩作用和剪切冲塞作用两阶段，冲塞破坏下目标弹丸穿透前面板极限速度的表达式为[20]：

$$v_{cs} = \frac{m_{sn}}{M_b}\frac{4h_f\tau_f\varphi}{D}\left\{1+\left[\left(\frac{M_b+m_{sn}}{M_b}\right)\left(1+\frac{\pi D^3}{16\tau_f\varphi^2 m_{sn}}\right)\right]^{0.5}\right\} \tag{15}$$

式中：τ_f 为前面板动态剪切强度，其与前面板材料种类有关；φ 为波阻抗系数，$\varphi=\dfrac{\rho_f c_f+\rho_p c_p}{\rho_f c_f \rho_p c_p}$；$\rho_p$ 为目标弹丸密度，其与战斗部壳体密度相同，c_p 为目标弹丸材料波速；m_{sn} 为冲塞块质量，$m_{sn}=\pi D^2 h_f \rho_f/4$。

进而，单枚目标弹丸传递给前面板的动能为：

$$E_{pf} = \frac{M_b^2}{2(M_b+m_{sn})}v_{cs}^2 \tag{16}$$

4.3　抗弹芯层动能

高速破片群穿透前面板后将进一步侵彻穿甲抗弹芯层。抗弹芯层通过纤维断裂、基体开裂、分层、弯曲变形等形式不断耗散着破片群的冲击动能。最终，所嵌入芯层的破片群将与芯层一起以相同速度运动直至撞击后面板，此时芯层与破片群之间满足动量定理：

$$N_k(M_b+m_{sn})v_r = [N_k(M_b+m_{sn})+M_c]v_c \tag{17}$$

因而，抗弹芯层的动能 E_2 为：

$$E_2 = \frac{1}{2}[N_k(M_b+m_{sn})+M_c]v_c^2 \tag{18}$$

式中：M_c为芯层质量；v_c为芯层最终运动速度。

4.4　后面板塑性变形能及变形挠度

由 4.1 节夹芯复合舱壁结构的破坏过程可知，最终，前面板动能 E_1 和抗弹芯层动能 E_2 将耗散转化为前面板塑性变形能 U_{fp} 和后面板塑性变形能 U_{bp}。对于前面板塑性变形，由于芯层限制了前面板大变形空间[6-8]，近似认为前面板最大变形挠度 W_{f0} 等于前面板到芯层的前间隙距离。根据能量守恒，后面板塑性变形能 U_{bp} 为：

$$U_{\mathrm{bp}}=E_1+E_2-U_{\mathrm{fp}} \tag{19}$$

为计算前、后面板的塑形变形能，本文中在吴有生等[25]所给出四边固支面板的变形能计算公式基础上，另考虑四周塑性铰的变形吸能因素影响，修正得到四边固支面板的塑性变形能公式为：

$$U_{\mathrm{p}}=\frac{2\sqrt{3}\,(a^2+b^2)+4ab}{\sqrt{3}\,ab}\sigma_{\mathrm{s}}h^2W_0+\frac{\sqrt{3}\,\pi^2(a^2+b^2)+16ab}{8\sqrt{3}\,ab}\sigma_{\mathrm{s}}hW_0^2 \tag{20}$$

式中：h 为面板厚度，σ_{s} 为面板屈服强度，W_0 为面板最大变形挠度。

进而，将式(19)代入式(20)，可求得后面板中心挠度 W_{b0}。

4.5　夹芯复合结构整体变形破坏判据

根据固支薄板动态冲击响应理论可知，固支矩形板的塑性应变主要是由薄膜拉伸应力和塑性铰线的弯曲所产生[26]，并且，其最大塑性应变发生在长边中点或矩形板的中心点。为此，将式(20)中所得后面板变形挠度 W_{b0} 进一步代入式(21)和(22)，可分别求得后面板长边中点的有效塑性应变 $\varepsilon_{\mathrm{b1}}$、中心点的有效塑性应变 $\varepsilon_{\mathrm{b2}}$[26] 分别为：

$$\varepsilon_{\mathrm{b1}}=\frac{W_{\mathrm{b0}}^2\pi^2}{8b^2}+\frac{h_{\mathrm{b}}W_{\mathrm{b0}}\pi}{4bl_{\mathrm{t}}} \tag{21}$$

$$\varepsilon_{\mathrm{b2}}=\frac{1}{3}\,\frac{h_{\mathrm{b}}\pi^2W_{\mathrm{b0}}}{4b^2}\,\frac{1+\nu_{\mathrm{b}}}{1-\nu_{\mathrm{b}}} \tag{22}$$

式中：l_{t} 为塑性铰的长度；h_{b} 为后面板厚度；ν_{b} 为后面板泊松比。

当 $\varepsilon_{\mathrm{b1}}$、$\varepsilon_{\mathrm{b2}}$ 均小于后面板的极限应变 ε_{b} 时，后面板不会产生破口或撕裂破坏，夹芯复合结构满足整体变形破坏要求。否则，判定夹芯复合结构的防护能力不满足要求。

4.6　实验验证

由于实验的危险性和相关参数测量的复杂性，直接采用模型战斗部近距爆炸方式开展夹芯复合结构的联合毁伤研究尚未见报道，目前所广泛采用模拟冲击波和破片群联合作用的方法为装药驱动破片法，即在装药底部预先粘贴破片，待装药爆轰膨胀过程中同时驱动破片形成联合毁伤载荷。

侯海量等[7]采用该方法开展了联合作用对高强聚乙烯、芳纶、玻纤等夹芯复合结构的毁伤机理实验研究，具体实验设计为：3 发 200 g TNT 药柱“品”字形布置，单枚预制破片尺寸为 5 mm×5 mm×2 mm，质量约 0.35 g，预制破片初速 v_{k}=1 726.0 m/s，着靶破片数 N_{k}=180，见图 6～7。下面将选取该实验结果中后面板未产生破口破坏的实验工况，通过比较后面板变形挠度的理论值与实验值，以验证本文理论模型的合理性，具体结果见表 1。

表 1　后面板变形挠度理论值与实验值[7]的比较

Table 1　Comparsion of the deflection of back plate between calculated results by the theoretical model and the experimental ones[7]

序号	夹芯复合舱壁结构	爆距/mm	后面板变形挠度/cm	
			理论	实验[7]
1	1 mm 前面板＋20 mm 气凝胶毡＋10 mm UMWPE＋10 mm 陶瓷棉＋2 mm 后面板	334	6.9	6.7
2	1 mm 前面板＋10 mm 陶瓷棉＋3 mm Al_2O_3＋10 mm UMWPE＋10 mm 陶瓷棉＋2 mm 后面板	334	6.6	6.4

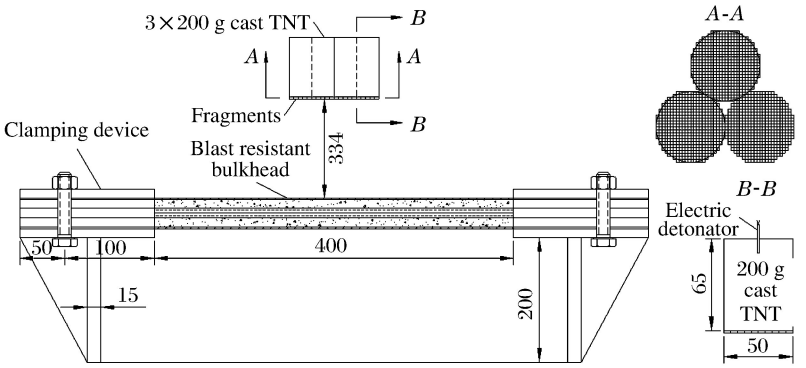


图 6　装药驱动破片的实验装置示意图(单位为 mm)

Fig. 6　Schematic experimental setup for charge driving fragments(unit in mm)

由表 1 可知，后面板变形挠度的理论值与实验值吻合良好，理论值略大于实验值。这是因为：一方面，理论模型中没有考虑部分冲击波会透过破片穿孔而产生的泄爆作用，导致计算得到的冲击波对前面板作用产生的动能偏大；另一方面，理论计算破片动能转化关系时均只考虑破片正侵彻姿态，没有考虑爆炸破片飞散后斜侵彻的影响，使破片动能转化为结构能量的计算值偏大。因此，联合作用理论模型对战斗部近距爆炸下夹芯复合结构整体变形破坏的评估是合理且偏安全的。

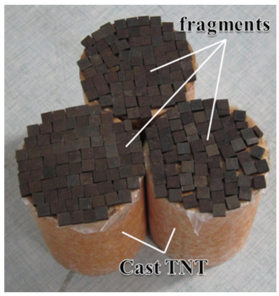


图 7　TNT 装药和碎片的照片

Fig. 7　Photo of TNT charge and fragments

5　结　论

(1)在开展战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构的防护设计时需满足两方面的设计要求。一方面，芯层能够抵御高速破片群的侵彻作用，满足抗弹要求。另一方面，满足整体协调变形要求，确保复合夹芯结构金属后面板在通过自身大变形吸能抵御联合载荷破坏过程中不产生破口、撕裂破坏。

(2)本文提出的战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构的理论评估模型，可简便地完成战斗部近距爆炸下夹芯复合舱壁结构防护能力的理论评估，弥补当前战斗部近距爆炸下基于单纯抗爆或抗穿甲载荷开展防护结构设计的缺陷，具有一定的理论和实际应用价值。

参考文献：

[1]　孔祥韶，吴卫国，杜志鹏，等. 圆柱形战斗部爆炸破片特性研究[J]. 工程力学，2014，31(1)：243-249. DOI：10.6052/j.issn.1000-4750.2012.09.0672.

KONG Xiangshao，WU Weiguo，DU Zhipeng，et al. Research on fragments characteristic of cylindrical warhead [J]. Engineering Mechanics，2014，31(1)：243-249. DOI：10.6052/j.issn.1000-4750.2012.09.0672.

[2]　史作飞. 模拟弹与水面舰船防护甲板的对抗研究[D]. 南京：南京理工大学，2014.

[3]　LONGÈRE P，GEFFROY-GRÈZE A G，LEBLÉ B，et al. Ship structure steel plate failure under near-field air-blast loading：numerical simulations vs experiment[J]. International Journal of Impact Engineering，2013，62：88-98. DOI：10.1016/j.ijimpeng.2013.06.009.

[4]　陈长海，朱锡，侯海量，等. 舰船舷侧复合装甲结构抗动能穿甲模拟实验[J]. 爆炸与冲击，2011，31(1)：11-18. DOI：10.11883/1001-1455(2011)01-0011-08.

CHEN Changhai，ZHU Xi，HOU Hailiang，et al. Experimental study on composite armour structure of warship topside against kinetic armor piercing[J]. Explosion and Shock Waves，2011，31(1)：11-18. DOI：10.11883/1001-

1455(2011)01-0011-08.

[5] 陈长海,朱锡,侯海量,等. 结构形式对舰船舷侧复合装甲结构抗穿甲性能的影响研究[J]. 振动与冲击,2013,32(14):58-63.
CHEN Changhai, ZHU Xi, HOU Hailiang, et al. Influence of structure configuration on perforation-resistance of a warship topside composite armour system[J]. Journal of Vibration and Shock, 2013,32(14):58-63.

[6] 张成亮,朱锡,侯海量,等. 爆炸冲击波与高速破片对夹层结构的联合毁伤效应试验研究[J]. 振动与冲击,2014,33(11):33-37.
ZHANG Chengliang, ZHU Xi, HOU Hailiang, et al. Tests for combined damage effect of blast waves and high fragments on composite sandwich plates[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014,33(15):184-188.

[7] 侯海量,张成亮,李茂,等. 冲击波和高速破片联合作用下夹芯复合舱壁结构的毁伤特性[J]. 爆炸与冲击,2015,35(1):116-123. DOI:10.11883/1001-1455(2015)01-0116-08.
HOU Hailiang, ZHANG Chengliang, LI Mao, et al. Damage characteristics of sandwich bulkhead under the impact of shock and high-velocity fragments[J]. Explosion and Shock Waves, 2015,35(1):116-123. DOI:10.11883/1001-1455(2015)01-0116-08.

[8] 李典,朱锡,侯海量,等. 近距爆炸破片作用下芳纶纤维夹芯复合舱壁结构毁伤特性实验研究[J]. 兵工学报,2016,37(8):1436-1442. DOI:10.3969/j.issn.1000-1093.2016.08.014.
LI Dian, ZHU Xi, HOU Hailiang, et al. Experimental investigation on damage of aramid fiber sandwich bulkhead under near explosion and fragment loadings[J]. Acta Armamentarii, 2016,37(8):1436-1442. DOI:10.3969/j.issn.1000-1093.2016.08.014.

[9] CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N, LANGDON G S, et al. Deformation of thin plates subjected to impulsive load: Part III: an update 25 years on[J]. International Journal of Impact Engineering, 2016,107:108-117. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2016.06.010.

[10] RAHIMZADEH T, ARRUDA E M, THOULESS M D. Design of armor for protection against blast and impact [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2015,85:98-111. DOI:10.1016/j.jmps.2015.09.009.

[11] MAMIVAND M, LIAGHAT G H. A model for ballistic impact on multi-layer fabric targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010,37:806-812. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2010.01.003.

[12] CWIK T K, LANNUCCI L, CURTIS P, et al. Investigation of the ballistic performance of ultra high molecular weight polyethylene composite panels[J]. Composite Structures, 2016,149:197-212. DOI:10.1016/j.compstruct.2015.11.009.

[13] NYSTRÖM U, GYLLTOFT K. Numerical studies of the combined effects of blast and fragment loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009,36(8):995-1005. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2009.02.008.

[14] MARCHAND K A, VARGAS M M, NIXON J D. The synergistic effects of combined blast and fragment loadings: ESL-TR-91-18 [R]. 1992.

[15] KONG Xiangshao, WU Weiguo, LI Jun, et al. Experimental and numerical investigation on a multi-layer protective structure under the synergistic effect of blast and fragment loadings[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014,65(3):146-162. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2013.11.009.

[16] 孙业斌. 爆炸作用与装药设计[M]. 北京:国防工业出版社,1987.

[17] XUE Zhenyu, HUTCHINSON J W. A comparative study of impulse resistant metal sandwich plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(10):1283-1305. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2003.08.007.

[18] 王儒策. 赵国志. 弹丸终点效应[M]. 北京:北京理工大学出版社,1993.

[19] 隋树元,王树山. 终点效应学[M]. 北京:国防工业出版社,2000.

[20] 赵国志. 穿甲工程力学[M]. 北京:兵器工业出版社,1989.

[21] WEN H M. Predicting the penetration and perforation of FRP laminates struck normally by projectiles with different nose shapes[J]. Composite Structure, 2000,49(3):321-329. DOI:10.1016/S0263-8223(00)00064-7.

[22] WEN H M. Penetration and perforation of thick FRP laminates[J]. Composite Science and Technology, 2001,61(8):1163-1172. DOI:10.1016/S0266-3538(01)00020-3.

[23] 李永池,陈居伟,胡秀章. 等. 纤维增强复合靶抗贯穿规律研究[J]. 弹道学报,2000,12(2):15-21. DOI:10.3969/j.

issn. 1004-499X. 2000. 02. 004.
LI Yongchi, CHEN Juwei, HU Xiuzhang, et al. The research on the anti-penetration rules of fiber-reinforced composite laminates[J]. Journal of Ballistics, 2000,12(2):15-21. DOI:10. 3969/j. issn. 1004-499X. 2000. 02. 004.
[24] 王礼立. 应力波基础[M]. 北京:国防工业出版社,2005:1-60.
[25] 吴有生,彭兴宁,赵本立. 爆炸载荷作用下舰船板架的变形与破损[J]. 中国造船,1995(4):55-61.
WU Yousheng, PENG Xingning, ZHAO Benli. Plastic deformation and damage of naval panels subjected to explosion loading[J]. Shipbuliding of China, 1995(4):55-61.
[26] 朱锡,张振华,梅志远,等. 舰船结构毁伤力学[M]. 北京:国防工业出版社,2013.

A theoretical model for the evaluation of protective capability of a sandwich bulkhead structure in the close range of warhead explosion

LI Dian, HOU Hailiang, ZHU Xi, CHEN Changhai, LI Mao
(*College of Naval Archinecture and Ocean Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan* 430033, *Hubei*, *China*)

Abstract: In order to make up for the shortcomings in protective structure design based on simple anti-blast or anti-armor load, a theoretical model was proposed for evaluating the protective capability of sandwich bulkhead in the close range of a warhead explosion, and its protection capability should meet the requirements of both the ballistic performance and the overall deformation and destruction. The first step is to calculate the combined damage load under warhead explosion. Then, based on the ballistic theory model, it can be used to evaluate whether the composite structure meets the requirements of the ballistic resistance. If it is satisfied, the requirements of composite sandwich bulkhead on overall deformation and failure under the combined load of shock wave and fragment group are further checked according to the combined damage theory model, and the criterion is whether the rear panel is broken or being torn. The experimental results are in good agreement with those of the domestic experimental results, which shows that the theoretical evaluation model is reasonable.

Keywords: combined damage load; sandwich composite protective structure; anti-penetration capability; overall deformation damage

（责任编辑　张凌云）