

KYZIOŁ Lesław<sup>1</sup>

## Wymagania projektowe okrętowych osłon konstrukcyjno balistycznych

Słowa kluczowe: balistyka, okrętowe osłony balistyczne, właściwości balistyczne stali, penetracja tarczy pociskiem, modele penetracji tarczy pociskiem, grubość balistyczna stali, wymogi stawiane stalom przeznaczonym na osłony konstrukcyjno balistyczne.

### Streszczenie

Przedstawiono wymogi stawiane okrętowym osłonom konstrukcyjno-balistycznym (OOKB) celem zapewnienia: odporności na ostrzał pocisków, funkcjonalności kadłuba po ostrzale, odpowiednich właściwości mechanicznych, łączenia elementów osłon. Pokazano obraz penetracji balistycznej materiałów tarczy pociskiem oraz modele opisujące proces penetracji tarczy pociskiem. Zobrazowano zależności odporności tarczy stalowej od jej grubości i twardości. W oparciu o przeprowadzone badania podano grubości balistyczne wybranych stali. W zakończeniu zaprezentowano wymogi stawiane stalom przeznaczonym na OOKB.

### THE REQUIREMENTS OF DESIGNING OF CONSTRUCTIONAL AND BALLISTIC SAFETY SHIELDS IN MARINE VESSELS

### Abstract

In the article there have been presented the requirements for constructional and ballistic safety shields in marine vessels - it is made to provide: an impact resistance, a hull functionality after firing, an appropriate mechanical properties, a connection between elements of shields. There is a view of ballistic shield penetration by a missile and the models, that describe a process of shield penetration by the missile. There have been also illustrated the resistance dependences on its thickness and hardness. Using the results of a research, the ballistic thickness of selected steels have been presented. In the end of the article there are posted the requirements, that are established for steels created for constructional and ballistic safety shields in marine vessels.

### 1. WSTĘP

Wiele współczesnych konstrukcji techniki wojskowej, energetycznej i przemysłowej, szczególnie ochronnych, w procesie eksploatacji poddanych jest działaniu intensywnych krótkotrwałych obciążeń. Materiały stosowane w przemyśle okrętowym na kadłuby jednostek pływających, które zapewniają pływalność, stateczność oraz inne cechy eksploatacyjne, muszą być odpowiednio i optymalnie dobierane w zależności od przeznaczenia jednostki pływającej. Jeśli chodzi o okręty marynarki wojenne, jedną z najważniejszych części kadłuba stanowi jego pancerne poszycie zewnętrzne, które poza odpornością na typowe czynniki morskie, musi posiadać również zdolność kuloodporną oraz odporność na materiały wybuchowe – w przypadku osłon antyterrorystycznych.

Zadaniem pocisku jest posiadanie jak największej energii kinetycznej w celu przebicia pancernej osłony. Biorąc pod uwagę różnorodność pocisków artyleryjskich, poszycie kadłuba wykonywane jest ze stali o podwyższonej wytrzymałości. Nieustannie opracowuje się coraz wytrzymalsze i odporniejsze osłony balistyczne, które mają na celu chronić przed rażeniem pociskiem albo odłamkiem. Dlatego w konstrukcji dobierana jest w zależności od rodzaju stali grubość osłony, tak aby wytrzymałość osłony na uderzenie stała się maksymalnie odporna na przebicia pod wpływem ostrzału [1, 2].

Pociski ogólnie można podzielić na:

- małokalibrowe ( $d = 5,45 \div 14,5\text{mm}$ ), średniokalibrowe ( $d = 20 \div 60\text{mm}$ ),
- wielkokalibrowe ( $d = 76 \div 155\text{mm}$ ), pełnokalibrowe, podkalibrowe,
- kumulacyjne (zawierające materiał wybuchowy),
- zwykłe, przeciwpancerne, odłamkowo – burzące,
- przebijająco – zapalające, wystrzeliwane z granatnika i inne.

Każdy rodzaj pocisku posiada własne charakterystyczne parametry oraz właściwości, które mają decydujący wpływ na przebicie i/lub zniszczenie danego pancerza ochronnego. Sposób i siła rażenia zależą od kalibru, prędkości, energii, rodzaju pocisku oraz zdolności przebicia monolitycznego pancerza stalowego.

Poza odpornością balistyczną, innymi terminami określającymi zdolność ochronną osłony są również: kuloodporność, odłamkoodporność, odporność na powietrzną falę uderzeniową [3]. Badania osłon przeprowadza się zgodnie z normami DIN 52290 i EUROPEAN STANDARD „CEN”. Poza tym w Polsce stale na osłony okrętowe są pod ścisłym nadzorem ważnych instytucji, tzn. Szefostwo Techniki Morskiej MON, a także Polskiego Rejestru Statków.

<sup>1</sup> Akademia Morska w Gdyni, Wydział Mechaniczny, ul. Morska 81-87, 81-225 Gdynia, lkyz@am.gdynia.pl, 694-476-390

## 2. WYMOGI STAWIANE OKRĘTOWYM OSŁONOM KONSTRUKCYJNO – BALISTYCZNYM (OOKB)

Wymagania stawiane OOKB w celu zapewnienia:

- odporności na ostrzał określonych pocisków;
- niezmienniej funkcjonalności osłony i kadłuba okrętu przed i po ostrzale;
- minimalnej gęstości powierzchniowej osłony;
- odpowiednich właściwości mechanicznych, dobrej spawalności i zgrzewalności osłon.

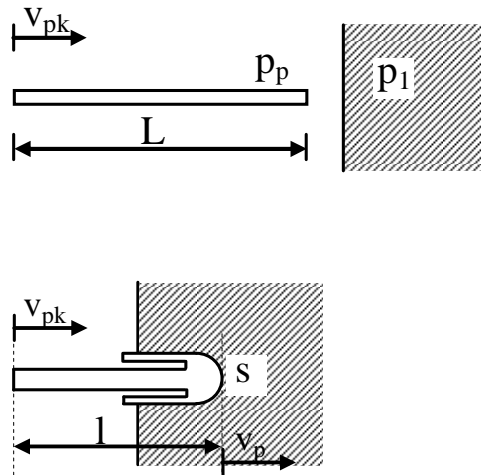
Zapewnienia odporności na ostrzał określonych pocisków wynika z funkcji osłony jaką spełnia w celu ochrony najważniejszych miejsc okrętu takich jak, stanowiska dowodzenia, pomieszczenia amunicji, desantu czy załogi. Osłony muszą być odporne na ostrzał pociskami karabinowymi kal. 7.62 mm z rdzeniem stalowym. Natomiast próby odporności balistycznej osłon przeprowadza się przy ostrzale pociskami kal. 7.62 mm typu B-32, pociskami kal. 12.7 mm i kal. 14.5 mm typu B-32 i BZT [1, 4].

Proces ostrzału nie może spowodować utraty funkcjonalności zarówno osłony jak i kadłuba sąsiadującego z osłoną. Osłony te głównie mają ochraniać personel za nią ukryty. Ponadto rola osłony jest też taka, że ma ona osłaniać, przed odłamkami opadających szczątków rakiet lub pocisków pancernych które zostały zestrzelone lub efektami ostrzału pocisków małokalibrowych.

Wymagania dotyczące minimalnej gęstości powierzchniowej OOKB, odnoszą się do elementów poszycia i nadbudówek oraz wpływu ich masy i wysokości położenia na stateczność okrętu. Odnośnie zapewnienia odpowiednich właściwości mechanicznych, dobrej spawalności i zgrzewalności – wynikają one z wymagań jakie stawiają konstrukcjom stalowym okrętowe towarzystwa klasyfikacyjne.

## 3. PRZEBIJALNOŚĆ BALISTYCZNYCH OSŁON STALOWYCH

W oparciu o zasady hydrodynamicznej teorii ośrodka ciągłego można rozpatrywać materiał poddany ostrzałowi karabinowemu analitycznie w układzie pocisk – tarcza przy prędkościach uderzenia powyżej  $3000 \text{ ms}^{-1}$ . Początkowo dążono do określenia penetracji materiału przez pociski i ukształtowane w postaci „strumienia cieczy” ładunki, odniesione do teorii tego samego procesu fizycznego. W tym kierunku prowadzili badania m.in. Pack, Evans oraz Eichelberger [5÷8] nadając „penetratorom” kształt cylindryczny z zachowaniem stosunku  $L/D \gg 1$  (długość/średnica) i zgodnie z modelem penetracji strumienia cieczy – obserwowano zachowanie się pocisku o gęstości  $\rho_p$ , uderzającego z szybkością  $V_{pk}$  w półnieskończoną tarczę o gęstości  $\rho_T$  (rys. 1).



Rys. 1. Schematyczne obrazy „płynięcia metalu” podczas penetracji balistycznej materiałów tarczy pociskiem – wg modelu „strumienia cieczy” dla  $V_{pk} > V_{gr}$

Przy wysokich szybkościach wpływ wytrzymałości materiału jest w pierwszym przybliżeniu pomijalnie mały, a pocisk penetruje w tarczę podobnie do strumienia cieczy. Tak więc pocisk penetruje osłonę przy prawie „ustalonym przepływie” i dynamicznej równowadze ciśnienia na czole pocisku [9]. Pocisk będzie się poruszać z szybkością  $V_p$  (w punkcie S - rys. 1), natomiast koniec z szybkością  $V_{pk}$ . Jako, że  $V_{pk} > V_p$ , to chwilowa długość pocisku  $l$  zmniejsza się z szybkością erozji, co możemy zapisać:

$$dl / dt = -(V_{pk} - V_p) \quad (1)$$

Dla jednowymiarowego, ustalonego przepływu cieczy nieściśliwej równanie Bernoulliego dla punktu S przyjmuje postać

$$0.5 \rho_p (V_{pk} - V_p)^2 = 0.5 \rho_T V_p^2 = const \quad (2)$$

Z powyższego wynika, że stała szybkość penetracji wyniesie

$$V_p = \frac{V_{pk}}{1 + (\rho_T / \rho_p)^{1/2}} \quad (3)$$

Czas penetracji  $T_0$  – do zakończenia erozji pocisku – wyniesie

$$T_0 = \frac{L}{V_{pk} - V_p} \quad (4)$$

Głębokość penetracji  $p$

$$p = V_p T_0 = L \sqrt{\rho_p / \rho_T} \quad (5)$$

Z zależności (5) wynika, niezależność głębokości penetracji od szybkości uderzenia. Jest to możliwe – przy pominięciu efektu wytrzymałości materiału – tylko w przypadku bardzo wysokich szybkości uderzenia, ponieważ dominuje dynamiczne ciśnienie przepływu:  $0.5 \rho_p V_{pk}^2$  [9].

Wynik symulacji procesu przebicia pancerza stalowego pociskiem poruszającym się z dużymi prędkościami opisują różne modele konstytutywnego zjawiska. Na podstawie badań literaturowych najczęściej stosowanymi modelami do opisu zderzeń ciał poruszających się z prędkościami około 1000 m/s, a więc w balistyce są modele konstytutywne Hubera – Missesa i Johnsona – Cooka. Konstytutywny model Johnsona – Cooka przedstawiony w wielu pracach, jest jednym z modeli stosowanych w numerycznych rozwiązaniach problemów, w których występują uderzenia z dużymi prędkościami, wysokie prędkości odkształcenia i duże odkształcenia plastyczne [10]. Równanie modelu Johnsona – Cooka dla temperatury pokojowej można przedstawić w formie

$$\sigma_{red} = (A + B \epsilon_{red}^n) \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}_{red}}{\dot{\epsilon}_{red}^0} \right) \right] \quad (6)$$

gdzie poszczególne wielkości oznaczają:

$\sigma_{red}$  - zredukowane (Hubera) naprężenia plastycznego płynięcia,

$\epsilon_{red}$  - zredukowane odkształcenie plastyczne,

$\dot{\epsilon}_{red}$  - zredukowana szybkość odkształcenia plastycznego,

$\dot{\epsilon}_{red}^0$  - szybkość odniesienia równa  $1 \text{ s}^{-1}$ ,

$A$  - granica plastyczności,

$B, n$  - parametry umocnienia,

$C$  - parametry wrażliwości na szybkość odkształcenia.

Odształcenie plastyczne zredukowane  $\bar{\epsilon}_{p,red}$  definiuje zależność

$$\bar{\epsilon}_p = \int_0^{\epsilon} d\bar{\epsilon}_p$$

gdzie:  $d\bar{\epsilon}_p$  przyrost odkształcenia definiowany jest przez tensor odkształcenia w postaci

$$d\bar{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}} d\epsilon_{\cdot j} \epsilon_{\cdot j}$$

Naprężenia rzeczywiste  $\bar{\sigma}$  definiuje zależność

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \sigma_{\cdot j} \sigma_{\cdot j}$$

Bezwymiarowa szybkość odkształceń  $\dot{\epsilon}^*$  jest stosunkiem szybkości odkształceń plastycznych rzeczywistych  $\dot{\epsilon}_p$  do granicznej szybkości odkształceń  $\dot{\epsilon}_0$

$$\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}$$

Stałe  $A, B, n, C$  określa się z wyników badań doświadczalnych na rozciąganie lub skręcanie.

Przy stosowaniu do wyznaczenia stałych  $A, B, n, C$  wyników zarówno na rozciąganie jak i skręcanie można korzystać z zależności między naprężeniami  $\sigma_{red} = \sqrt{3} \tau$  i odkształceniami  $\epsilon = \gamma \sqrt{3}$ , wynikającymi z warunku plastycznego

płynięcia Hubera – von Mises'a. Równanie Johnsona – Cooka wyraża liniową zależność pomiędzy naprężeniem plastycznego płynięcia i logarytmem prędkości odkształcenia. Jednakże wyniki badań doświadczalnych, uzyskane przez wielu badaczy świadczą, że liniowa zależność  $\sigma_{red} = (\ln \dot{\epsilon}_{red})$  może modelować zachowanie się metali w niezbyt szerokim przedziale (od 2 do 4 rzędów wielkości) szybkości odkształcenia.

Inną zależnością pozwalającą na opis zachowania metali przy obciążeniach dynamicznych przy wysokich prędkościach ostrzału jest model Steinberga [11, 12]. W modelu tym funkcja granicy płynięcia plastycznego  $R_p$  uwzględnia intensywność deformacji plastycznej  $\epsilon_p$ , ciśnienia  $p$ , temperatury  $T$  i gęstość materiału  $\rho$

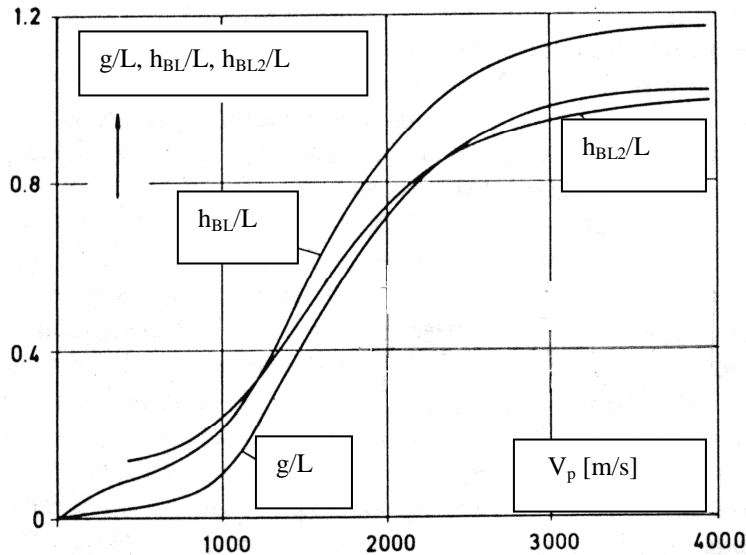
$$R_p = R_{p0} (1 + \beta \epsilon_p)^n \left[ 1 + b \cdot p \left( \frac{\rho_0}{\rho} \right)^{1/3} - h(T - 300) \right] \quad (7)$$

gdzie:  $R_{p0}$ ,  $\beta$ ,  $n$ ,  $b$ ,  $h$  - parametry wyznaczone empirycznie,

$p = p(\rho, T)$  - ciśnienie,

$\rho_0$ ,  $\rho$  - gęstość początkowa i bieżąca metalu.

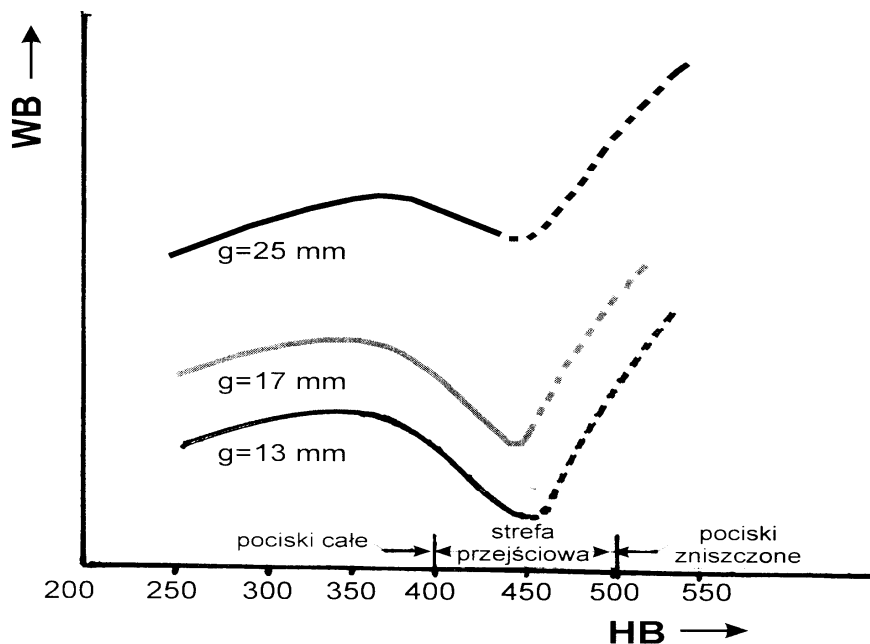
Metody modelowania przedstawiono dla szerokiego zakresu prędkości ostrzału i mają one na celu określenie wstępnej odporności balistycznej płyt osłonowych. Badania eksperymentalne i obliczenia wykazały (rys. 2) wzrost grubości balistycznej  $h_{BL}$  osłon jedno i wielowarstwowych w stosunku do głębokości penetracji  $g$  osiągniętej podczas ostrzału półnieskończonej płyty ze stali konstrukcyjnej pociskiem z prędkością  $V_p$  poniżej  $1000 \text{ ms}^{-1}$  [13].



Rys. 2. Zależność grubości balistycznej stalowych płyt jednowarstwowych  $h_{BL}/L$ , dwuwarstwowych  $h_{BL2}/L$  oraz względnej głębokości penetracji  $g/L$  od prędkości ostrzału  $V_p$  dla  $L/D = 10$ , gdzie:  $L$ ,  $D$  – długość i średnica pocisku ze stali (230HB),  $g$  - głębokość penetracji w półnieskończonej płycie ze stali S 216 (180HB)

Udowodniono, że niecelowe jest stosowanie osłon wielowarstwowych zamiast jednorodnych [20, 21]. Podstawowym kryterium doboru stali na osłony pancerne jest jej wysoka twardość. Ponadto, odporność na perforację wyrażona przez prędkość balistyczną  $V_{BL}$  przy której prędkość resztkowa pocisku wynosi zero nie zależy liniowo od jej twardości [22÷24].

Na rys. 3 przedstawiono zależność odporności balistycznej badanej stali od jej twardości. W zakresie niższych twardości tarczy odporność balistyczna wzrasta z jej twardością przy jednoczesnym udziale odkształceń plastycznych. Dla materiałów tarczy o średniej twardości odporność balistyczna spada w wyniku zmiany mechanizmów erozji płyty na ścinanie adiabatyczne. Przy wysokich twardościach materiału tarczy następuje ponowny wzrost odporności balistycznej tarczy w wyniku erozji pocisku, aż do momentu włączenia się efektów pęknięcia kruchego pocisku i tarczy.



Rys. 3. Zależność odporności balistycznej tarczy stalowych od jej grubości i twardości

W celu określenia odporności balistycznej tarczy wprowadzono pojęcie efektywności masowej wielowarstwowych osłon balistycznych  $M$  pod ostrzałem pociskami kal. 7.62 mm AP jako iloraz gęstości powierzchniowych [14]

$$M = \frac{(\rho \cdot h_{BL})_{RHA}}{\sum_{i=1}^k \rho_i \cdot h_i} \quad (8)$$

gdzie:  $(\rho \cdot h_{BL})_{RHA}$  – gęstość powierzchniowa oraz grubości  $h_{BL}$  jednorodnej płyty ze stali RHA;  
 $\rho_i \cdot h_i$  – gęstość oraz grubość  $i$  – tej warstwy osłony balistycznej wielowarstwowej.

Przykładowo dla tarczy ze stali RHA (rolled homogeneous armour), czyli wykonanej z jednorodnej walcowanej stali pancerniej o twardości 380 HB i grubości balistycznej  $h_{BL} = 15$  mm efektywność masowa  $M = 1$ , natomiast dla stali o twardości 550 HB, grubości  $h_{BL} = 13$  mm oraz gęstości powierzchniowej  $\rho \cdot h_{BL} = 98 \text{ kg/m}^2$   $M = 1.16$  [14]. Ponadto badania wykazały, że, tarcze osłonowe stanowiące płyty platerowane o podwójnej twardości 600 HB/400 HB pozwoliły na obniżenie grubości balistycznej  $h_{BL} = 8$  mm i podwyższenie współczynnika efektywności powierzchniowej  $M = 1.78$ . Ostrzał tarcz przeprowadzono pociskami kal. 7.62 mm AP [14].

Przeprowadzone badania płyt platerowanych ze stali AISI 4350/4330 o powyższych twardościach warstw poddane ostrzałowi wykazały jednoczesną odporność na przebicie oraz na pęknięcie i odpryski dla przypadku kiedy warstwy zewnętrzne – czołowe stanowiły od 40% do 60% grubości plateru. Przy grubości warstwy zewnętrznej stanowiącej 20% grubości plateru następowało pęknięcie tej warstwy [15, 16]. Pancierz ten wykazał najwyższy współczynnik efektywności powierzchniowej. Przyjmując takie kryterium należałoby przyjąć go jako podstawową osłonę balistyczną. Jednakże nie spełniała on innych wymagań dla osłon konstrukcyjno – balistycznych. Stale stosowane na okrętowe osłony konstrukcyjne wykazują porównywalną odporność balistyczną ale dla grubości 2 – 3 krotnie większej.

Zgodnie z normą DIN 52290 przeprowadzono badania mające na celu określenie grubości balistycznej dla wybranych stali. W tym celu poddano ostrzałowi blachy ze stali zwykłej, podwyższonej i wysokiej wytrzymałości pociskami z rdzeniem stalowym twardym VMS/HK. Badania wykazały, że grubość balistyczna  $h_{BL}$  dla stali zwykłej wytrzymałości wynosi  $h_{BL} = 30$  mm, podwyższonej wytrzymałości  $h_{BL} = 23$  mm, wysokiej wytrzymałości  $h_{BL} = 18$  mm i wzrasta ze wzrostem twardości [17, 18]. Wykazano, że w osłonach wielowarstwowych zgrzewanych, warstwa czołowa ostrzału powinna być wytwarzana ze stali o twardości powyżej 550HV10 [19]. Na niej głównie przebiega proces erozji pocisku. Natomiast warstwa wewnętrzna plastyczna pełni rolę amortyzatora plastycznego. Równocześnie obydwie osłony powinny wykazać się odpowiednią plastycznością i dobrą spawalnością. Wielowarstwowe płyty pancerne powinny charakteryzować się m.in. odpowiednimi wielkościami modułów sprężystości Younga. Powinny one wynosić odpowiednio 205 i 195 GPa lub 200 i 190 GPa co odpowiada zakresom modułów stali o wysokiej i średniej twardości (rys. 4).

#### 4. BADANIA ODPORNOŚCI BALISTYCZNEJ STALOWYCH OKRĘTOWYCH OSŁON KONSTRUKCYJNO-BALISTYCZNYCH

Badania odporności balistycznej stalowych okrętowych osłon konstrukcyjno-balistycznych (OOKB) przeprowadza się na znormalizowanych próbkach poddając je ostrzałowi pociskami karabinowymi celem wyznaczenia prędkości balistycznej  $V_{50}$  i  $V_{BL}$ , weryfikacji symulacji analityczno-numerycznej oraz na poligonach morskich dla wstępnego oszacowania kuloodporności badanych osłon. Podstawową próbą sprawdzenia odporności na ostrzał przeprowadza się przestrzeliwując próbki stalowe pociskami karabinowymi kal. 7.62 mm. W celu określenia podwyższonej odporności balistycznej osłon poddaje się je próbie przestrzeliwania pociskami kal. 12.7 mm i kal. 14.5 mm typu B-32 i BZT. Testowanie osłon kuloodpornych oraz parametry dla oceny efektów ostrzału wybranymi pociskami krajowymi kal. 7.62 mm przeprowadza się zgodnie z wymogami zawartymi w normach DIN 52290 i EUROPEAN STANDARD „CEN”[1]. Wyniki badań testowych przedstawiono w tabeli 1.

Tab. 1. Wymagania DIN 52290 i EUROPEAN STANDARD „CEN” dla testowania osłon kuloodpornych ostrzałem pociskami kal. 7.62 mm x 51 mm oraz parametry wybranych pocisków krajowych [1]

L.p.	Poziom zagrożenia	Rodzaj pocisku	Masa pocisku [g]	Szybkość pocisku $V_{50}$ [m/s]	Odległość ostrzału [m]	Norma
1	4	VMS/WK	9.45±0.10	785-795	10	DIN
2	5	VMS/HK	9.75±0.10	800-810	25	DIN
3	B6	FJ2 PB/S.C.	9.5	830±10	10	CEN
4	B7	FJ4 PB/HC	9.8	820±10	10	CEN
5	-	ŁPS	9.6±0.15	827.5±7.5	-	PN
6	10mm RHA	B-32	9.95	847.5±7.5	200	PN

*HK, HC – pociski z twardym rdzeniem, WK, S.C. - pociski z miękkim rdzeniem stalowym*

W praktyce stosuje się stanowiska do badań odporności balistycznej płyt w celu określenia granicznego kąta ostrzału. W tym celu wykorzystuje się stanowiska wyrzutni pneumatycznych z prędkościami do około 200 m/s [25] oraz wyrzutni prochowych do około 1000 m/s [26, 27].

#### 5. WYMAGANIA STALI PRZEZNACZONEJ NA OOKB

Materiały jakie mają być stosowane na stalowe OOKB są pod nadzorem okrętowych towarzystw klasyfikacyjnych oraz instytucji wojskowych. Instytucjami tymi są Szefostwo Techniki Morskiej MON oraz Polski Rejestr Statków. Według tych instytucji należy uwzględnić przy doborze materiałów na osłony konstrukcyjne charakterystyki dynamiczne materiałów oraz warunki obciążeń dynamicznych, wprowadzając odpowiednie zalecenia dotyczące konstrukcji okrętu oraz dla stali i złączy spawanych przeznaczonych na konstrukcje morskie określają wartości minimalne: energii łamania KV próbek Charpy w temperaturach próby, granicy plastyczności  $R_e$ , doraźnej wytrzymałości na rozciąganie  $R_m$  oraz wydłużenia próbki 5-krotnej  $A_5$  [28].

Towarzystwa klasyfikacyjne przy doborze stali ponadto uwzględniają odporność na pęknięcie, minimalną temperaturę projektową oraz kryteria jakościowe złączy spawanych. Dla stali niskowęglowych zwykłej wytrzymałości o  $R_e = 235$  MPa,  $R_m = (400 \div 500)$  MPa zaleca się stosować po walcowaniu na gorąco lub normalizowaniu przy ograniczeniu zawartości węgla do 0,21% (odmiana plastyczność D) i 0,18% węgla dla odmiany E badania w temperaturach próby  $-20^{\circ}C$  i  $-40^{\circ}C$ . Odpowiada to odmianom plastyczności stali według minimalnej energii łamania próbek  $KV_p = 20J$ ,  $KV_w = 27J$  w temperaturach próby  $0^{\circ}C(B)$ ,  $-20^{\circ}C(D)$  i  $-40^{\circ}C(E)$ . Dla odmiany plastyczności E zaleca się stosować normalizowanie lub obróbkę cieplno-plastyczną. Proces normalizowania (N) może być zastąpiony regulowanym walcowaniem (CR) lub obróbką cieplno-plastyczną (TMCP) oraz przyspieszonym studzeniem po zakończonym walcowaniu (OLAC). Do stali o podwyższonej wytrzymałości należy zaliczyć stale niskowęglowe niskostopowe C-Mn lub C-Mn-Nb (V, Ti) o strukturze drobnoziarnistej kategorii wytrzymałości  $R_{e\min} = (315, 355, 390)$  MPa i odmianach plastyczności A, D, E, F np. stale gat.: 15GA-EH32 i 15G2ANb-EH36. Zaleca się niskostopowe stale spawalne wysokowytrzymałe po ulepszeniu cieplnym z dopuszczeniem metod obróbki cieplno-plastycznej (TMCP). Występują one w sześciu kategoriach wytrzymałości i czterech odmianach plastyczności zgodnie z wymaganiami PRS, tabela 2.

Tab. 2. Właściwości mechaniczne stali niskostopowych i złączy spawanych o wysokiej wytrzymałości wymagane przez PRS

Kategoria stali	Próba rozciągania			Próba Charpy V			Próba zginania złącza	
	$R_e / R_{ez}$ MPa, min.	$R_m / Y_{mz}$ MPa, min.	$A_5$ %, min.	Temp. Próbki $^{\circ}\text{C}$	$KV_{\min}$ L/ $L_z$ , J	$KV_{\min}$ T J	Kąt zginania $^{\circ}$	Średnica/grubość D/t
A420 D420 E420 F420	$\frac{420}{Y42}$	$\frac{530-680}{530}$	18	0 -20 -40 -60	$\frac{42}{47}$	28	120	4
A460 D460 E460 F460	$\frac{460}{Y46}$	$\frac{570-720}{570}$	17	0 -20 -40 -60	$\frac{46}{47}$	31	120	4
A500 D500 E500 F500	$\frac{500}{Y50}$	$\frac{610-770}{610}$	16	0 -20 -40 -60	$\frac{50}{50}$	33	120	4
A550 D550 E550 F550	$\frac{550}{Y55}$	$\frac{670-830}{670}$	16	0 -20 -40 -60	$\frac{55}{55}$	37	120	5
A620 D620 E620 F620	$\frac{620}{Y62}$	$\frac{720-890}{720}$	15	0 -20 -40 -60	$\frac{62}{62}$	41	120	5
A690 D690 E690 F690	$\frac{690}{Y69}$	$\frac{770-940}{770}$	14	0 -20 -40 -60	$\frac{69}{69}$	46	120	5

$R_{ez}$  – symbol kategorii złącza spawanego,  $R_{mz}$  – wytrzymałość złącza,  $L$  – próbka wzdłużna,  $L_z$  – próbka pobrana ze złącza spawanego,  $T$  – próbka poprzeczna,  $KV$  – energia łamania próbki Charpy V,  $D$  – średnica trzpienia gnącego,  $t$  – grubość próbki,  $R_e$  – granica plastyczności,  $R_m$  – wytrzymałość na rozciąganie,  $A_5$  – wydłużenie próbki 5-krotnej.

Na uwagę zasługują stale Cr-Ni-Mo o podwyższonej odporności na udarność takie jak HY80, HY100 i HY130 odpowiednio kategorii E(550, 690, 890)T o twardości złącza spawanego HV<400. Złącza spawane muszą spełniać również kryterium  $KV_{-50} > 50$  J przy braku pęknięć zimnych zwłaszcza przy niskim poziomie dyfundującego do spoiny wodoru (poniżej 2 ml/100g) i spawaniu metodą MIG. Stale te są stosowane w brytyjskiej i francuskiej marynarce wojennej do budowy okrętów podwodnych. Stal kategorii E620T stosowana na kadłuby mocne okrętów podwodnych powinna charakteryzować się wysoką udarnością:  $KV_{-84} > 80$  i  $KV_{20} > 200$  J przy grubości blach do 50 mm oraz spawalnością w temperaturze otoczenia przy niskiej liniowej energii łuku 20-40 kJ/cm<sup>2</sup> [24]. Stal HSLA-80 początkowo stosowano na zbiorniki ciśnieniowe. Modyfikacją tej stali jest stal HSLA-100, charakteryzująca się większą zawartością miedzi i mniejszą węgla poniżej 0,05% oraz sumaryczną zawartością (C+N) wynoszącą ~0,025%. Stal HSLA-100 charakteryzuje się temperaturą przejścia w stan kruchy poniżej -100 °C [29].

Podobne właściwości wykazuje opatentowana przez Akademię Marynarki Wojennej ulepszana cieplnie stal gat. 10GHMBA-E620T o odmianie plastyczności D [19].

Stale RHA jakie stosowane są w pojazdach opancerzonych wytwarzane są zgodnie z normą MIL-A-12560. Norma ta zaleca skład stali Mn-Mo-B o równoważniku CE ≤ 0.64, twardości (34-40) HRC i udarności  $KV_{w-40} \geq 21.6$  J. Do stali RHA zalicza się m.in. stal Armox 370S. Natomiast wysokowytrzymałe stale niskostopowe Cr-Ni-Mo jakie stosowane są na osłony balistyczne wytwarza się zgodnie z AISI 43xx oraz Cr-Mo według AISI 41xx przy zawartości węgla 0,30 ÷ 0,50%. Takim typowym przykładem stali tego gatunku jest stal 4340 o wytrzymałości  $R_m$  równej 2200 MPa i twardości 57HRC po obróbce cieplnej polegającej na hartowaniu w oleju i niskim odpuszczaniu [30]. Przedstawicielem grupy stali AISI 4340 jest stal Armox 560S zawierająca  $C_{\max} = 0,37\%$  i charakteryzująca się energią uderzenia  $KV_{-40^{\circ}\text{C}} = 12$  J oraz stal 4340Si charakteryzująca się twardością 56HRC, granicą plastyczności  $R_e = 1560$  MPa, wytrzymałością na rozciąganie  $R_m$

= 2190 MPa, wydłużeniem  $A_5 = 10\%$ . Stal ta mająca strukturę martenzytyczno - ferrytyczną wykazuje bardzo wysoką dynamiczną granicę plastyczności Taylora  $Y_0 > 2,5 R_e$  [31].

Przykładowe składy chemiczne wybranych stali wysokowytrzymałych przeznaczonych na okrętowe osłony balistyczne twardości (480÷540)HB oraz energii uderzenia  $KV_{40^\circ C} > 20$  J podano w tabeli 3. Do stali stosowanych na osłony balistyczne zalicza się stale AISI 4330 o twardości (48÷52) HRC, stal Armox 46 100 (szwedzka), Armox 500 i 500S [30]. Ponadto do tej grupy można zaliczyć stale Cr-Ni-Mo wytwarzane zgodnie z normą MIL-A-46100 o równoważniku CE  $\leq 0,85$ , twardości (50÷53) HRC, wytrzymałości  $R_m = (1640\div 1890)$  MPa i udarności  $KV_{w-40} \geq 13,5$  J [32].

Tabela.3. Składy chemiczne wybranych stali wysokowytrzymałych przeznaczonych na OOKB

Stal	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B	Inne
	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
30H2N2M	0.26÷ 0.34	0.17÷ 0.37	0.30÷ 0.80	max. 0.016	max. 0.025	1.80÷ 2.10	1.80÷ 2.10	0.25÷ 0.30	-	-
30HGSA	0.25÷ 0.35	0.90÷ 1.20	0.80÷ 1.10	max. 0.015	max. 0.015	0.80÷ 1.10	max. 0.40	-	-	Cu $\leq 0.3$
4130Si	0.30	1.10	0.90	0.010	0.010	1.00	-	0.10	-	0.1Cu
30HG2SMF	0.32	1.05	2.10	0.025	0.016	1.02	0.100	0.47	-	0.15V
4340 Si	0.39	1.29	0.60	0.06	0.007	0.9Cu	5.46	0.49	-	0.10V
Armox 560S	max. 0.37	0.10÷ 0.40	max. 1.20	max. 0.015	max. 0.010	max. 1.50	max. 3.50	max. 0.70	max. 0.005	-
Armox 46100	max. 0.32	0.10÷ 0.40	max. 1.20	max. 0.015	max. 0.010	max. 1.50	max. 1.80	max. 0.70	max. 0.005	-
Armox 500S	max. 0.30	0.10÷ 0.40	max. 1.20	max. 0.015	max. 0.010	max. 1.00	max. 1.30	max. 0.70	max. 0.005	-
Armox 500	śred. 0.25	śred. 0.50	śred. 1.20	max. 0.015	max. 0.010	śred. 0.50	-	śred. 0.20	śred. 0.002	-
Bisalloy 500	0.32	0.30	0.70	0.025	0.008	1.20	0.35	0.25	0.002	0.03Ti

Według [30] właściwości mechaniczne stali martenzytycznych AISI 4330, 4340 i 4350 takie jak twardość Rockwella (HRC) oraz wytrzymałość na rozciąganie ( $R_m$ ) zmieniają się proporcjonalnie w zakresie temperatur odpuszczania od 150°C do 200°C zgodnie z podana formułą

$$R_m = 74.038HRC - 1973 \text{ [MPa]} \quad (9)$$

gdzie:  $R_m = (1650 \div 2450)$  MPa,  $HRC = (48 \div 60)$  [30].

## 6. PODSUMOWANIE

Najwyższe właściwości balistyczne uzyskują stale w wyniku zastosowania obróbki cieplnej odmiennej od tej, którą stosuje się dla stali w celu uzyskania najwyższych właściwości mechanicznych. Ani wysoka wytrzymałość ani wysoka twardość nie są idealnym kryterium dla przewidywania osiągnięć balistycznych pancerza stalowego lub odporności dynamicznej konstrukcji na obciążenie udarowe. Jednakże stosunek  $R_e/R_m$  oraz udział objętości austenitu szczątkowego w martenzycie są pewnymi wielkościami określającymi zdolność stali do opierania się zlokalizowanego pęknięcia, które wskazuje na perforację balistyczną.

Właściwości balistyczne stali wzrastają dla  $R_e/R_m < 0.6$  oraz ze wzrostem udziału austenitu szczątkowego 1 ÷ 7 %. Ponadto stale takie wykazują niską skłonność do zlokalizowanego pęknięcia pod obciążeniem udarowym przy dużych prędkościach obciążenia. W tabeli 5 podano skład chemiczny stali charakteryzującej się podwyższonymi osiągnięciami balistycznymi. Stal taka zalecana jest na jednorodne osłony balistyczne [33].

Tabela 5. Optymalny skład chemiczny stali na osłony balistyczne [33]

Pierwiastek	C	Mn	Si	P	S	Mo	Cr	Ni	Cu
Zawartość, %	0.38÷0.43	0.4÷2.0	0.4÷1.2	max 0.005	max 0.005	0.4÷0.6	0.4÷1.5	1.0÷4.5	max 0.2



Stal taka aby mogła być zaakceptowana jako stal pancerna musi odpowiadać twardości 475 HB i energii uderzenia Charpy  $KV_{-40^{\circ}C} > 10J$ . Podwyższenie właściwości balistycznych można uzyskać w wyniku wysokiej temperatury austenitacji między 870°C i 950°C z niską temperaturą odpuszczania między 170°C i 200°C. Uzyskuje się w ten sposób niską wartość  $R_e/R_m$  i wysoką odporność do zlokalizowanego płynięcia płyt o grubościach mniejszych niż 5 mm. Badania wykazały, że przy dużej zawartości krzemu płyty zachowują wysoką odporność balistyczną jeszcze przy temperaturze odpuszczania 350°C. Jednakże, połączenie niskiej temperatury austenitacji 800÷850°C z wysoką temperaturę odpuszczania 250÷300°C, polepsza właściwości mechaniczne i energię uderzenia w niskich temperaturach ale zmniejsza odporność stali na perforację balistyczną [33].

## 7. BIBLIOGRAFIA

- [1] Wiśniewski A., Panczerze, budowa, projektowanie i badanie, Wydawnictwa Naukowo – Techniczne, Warszawa 2001.
- [2] L. Kyzioł, K. Czapczyk: The Analysis of the Parameters of the Materials used for Antiterrorist safety shields in Marine Vessels, Journal of KONES Powertrain and Transport, vol. 18, No 1, 2011, pp. 185÷193.
- [3] Acarer M., Gulenc B.: Cladding of high Mn steel on low C by explosive welding, Turkish J. Eng. Env. Sci, Vol. 27, pp. 431-434, 2003.
- [4] Kyzioł L: Wyznaczanie odporności udarowej i balistycznej materiałów na okrętowe osłony antyterrorystyczne. Sprawozdanie końcowe, z pracy n-b pk. SASANKA, AMW Gdynia 2009, str. 167.
- [5] Eichelberger R.J., Gehring J. W.: Analysis of High-Velocity Projectile, Penetration Mechanics, Journal Applied Physics, 37, 1966, 1579-1594.
- [6] Pack D. C., Evans W. M.: Penetration by High-Velocity ('Munroe') Jets: I and II, Proc. Phys. Soc., London 1951, B64, 298-303.
- [7] Zukas J. A. et al.: Penetration performance of disk shaped penetrators, International Journal of Impact Engineering, Volume 12, Issue 2, 1992, Pages 263–280.
- [8] Kyzioł L., Świątek K: Modelowanie i weryfikacja doświadczalna przebijałości tarczy pociskami — ZN AMW Nr 2 (177) 2009, str. 71÷90.
- [9] Kinslov R. et al.: High-Velocity Impact Phenomena, Academic Press, 1970 New York and London.
- [10] Johnson G. R., Cook W. H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, Proceedings of 7<sup>th</sup> International Symposium Ballistics. The Hague, The Netherlands, 1983, pp. 541-548.
- [11] Steinberg et al.: A constitutive model for metals applicable at high-strain rate, Journal Applied Physics, 51, 1980, 1498-1504.
- [12] Steinberg et al.: A constitutive model for strain rates from  $10^4$  to  $10^6$  s<sup>-1</sup>, Journal Applied Physics, 65, 1989, 1528-1533.
- [13] Zukas J. A.: High velocity impact dynamics, John Willey and Sons Inc. U. K., 1990.
- [14] Ogórkiewicz R. M.: Advances in armor materials, International Defense Review, 4, 1991, 349-352.
- [15] Buchar J. et al.: Ballistics performance of the dual hardness armour, Proc. 20<sup>th</sup> Int. Symp. On Ballistics Orlando, F1, 23-27 September 2002, 1-8.
- [16] Hartbone M.: Review of recent armor plate developments, Blast furnace and steel plant, 7, 1968, 575-593.
- [17] Gupta K., Madhu V.: An experimental study of normal and oblique impact of hard core projectile on single and layered plates, International Journal of Impact Engineering, 18, 5-6, 1997, 395-414.
- [18] Gupta K., Madhu V.: Normal and oblique impact of kinetic energy projectile on mild steel plates, International Journal of Impact Engineering, 12, 1992, 333-344.
- [19] Zatorski Z.: Teoretyczne i technologiczne podstawy projektowania okrętowych osłon balistycznych, Monografia, Zeszyty Naukowe, AMW, Gdynia 2009.
- [20] Liss J. and al.: A phenomenological penetration model of plates, International Journal of Impact Engineering, 1, 1983, 321-341.
- [21] Margolin L. G.: A generalized Griffith criterion for crack propagation, Eng. Fract. Mech., 19, 1984, 539-543.
- [22] Mileiko S. T. et al.: Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Eng. Fract. Mech., 21, 1994, 9-16.
- [23] Nurick G. N., Martin J. B.: Deformation of thin plates subjected to impulsive loading P. I. Theoretical consideration, International Journal of Impact Engineering, V 8, No 2, 1989a, 159-170.
- [24] Brid J., Jones R. L.: The use of HSLA steel in naval construction, 1990.
- [25] Nurick G. N., Martin J. B.: Deformation of thin plates subjected to impulsive loading P. II. Theoretical consideration, International Journal of Impact Engineering, V 8, No 2, 1989b, 171-186.
- [26] Klepaczko J. R.: An experimental technique for shear testing at high and very strain rates. The case of mild steel, International Journal of Impact Engineering, V 15, No 1, 1994, 25-39.
- [27] Goldsmith S., Finnegan A.: Normal and oblique impact of cylindro-conical and cylindrical projectiles on metallic plates, International Journal of Impact Engineering, V 4, No 2, 1986, 83-105.
- [28] PRS: Przepisy klasyfikacji i budowy statków morskich, 1995 Gdańsk. Zmiany Nr 1/1998 do części IX. Materiały i spawanie.
- [29] Blicharski M.: Wpływ węgla i siarki na własności stali o dużej udarnośći utwardzanej miedzią. Proc. 14<sup>th</sup> Int. Conf. Advanced Materials and Technologies. AMT, 1995.

- [30] Seaglitz M., Krauss G.: Deformation, fracture and mechanical properties of low-temperature-tempered martensite in SAE 43XX steels, *Metallurgical and Materials Transactions*, 28, 2, 1997, 377-387.
- [31] Azrin M., et al.: Dynamic mechanical properties of intercritically rolled high hardness steel, *Materials Science and Engineering*, 53, 1982, 285-289.
- [32] Ade F.: Ballistic qualification of armor steel weldments, *Welding Journal*, 9, 1991, 53-58.
- [33] Kasonde M.: Optimizing the mechanical properties and microstructure of armoured steel plate in the quenched and tempered condition, University of Pretoria 2006.