prof. dr hab. inż. Karol JACH *
ppłk dr inż. Mariusz MAGIER **
dr inż. Rober ŚWIERCZYŃSKI *
* Wojskowa Akademia Techniczna
** Wojskowy Instytut Techniczny Uzbrojenia

WSTĘPNA ANALIZA NUMERYCZNA PROCESÓW PENETRACJI PANCERZY PRZEZ POCISKI KINETYCZNE JEDNORODNE I SEGMENTOWE

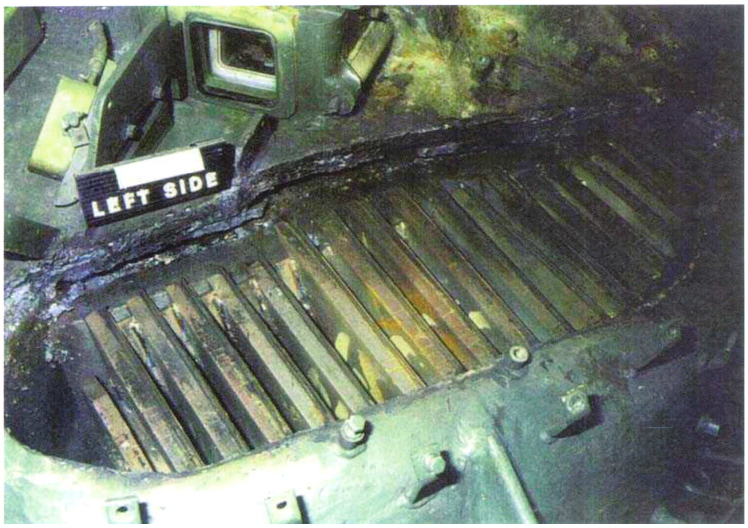
Streszczenie: W pracy przedstawiono wyniki analiz numerycznych procesów penetracji pancerzy jednorodnych i kompozytowych pociskami kinetycznymi monolitycznymi i segmentowymi. Celem pracy było oszacowanie możliwości zwiększenia głębokości przebicia pocisku kinetycznego poprzez jego segmentację. Pod pojęciem segmentacji należy rozumieć fizyczny podział uderzającego w pancerz penetratora na segmenty, których łączna długość, masa oraz średnica odpowiadają parametrom penetratora jednorodnego.

PRELIMINARY NUMERICAL ANALYZES OF ARMORS PENETRATION BY SUBCALIBRE PROJECTILES WITH MONOLITH AND SEGMENTED PENETRATORS

Abstract: In this paper, we present the computer modeling results of a steel and composite armour plate's penetration by subcalibre projectiles with a monolith and segmented penetrators (tungsten alloy) accelerated to the velocities 1500 m/s and 2500 m/s. We used the most recent version of the free point's method.

1. Wstęp

Opancerzenie ma podstawowy wpływ na odporność czołgu na oddziaływanie broni przeciwpancernej przeciwnika. Odporność pierwotna polega na takim ukształtowaniu konstrukcji, aby zminimalizować prawdopodobieństwo trafienia. Opancerzenie kształtuje tzw. odporność wtórną, polegającą na ochronie wnętrza już w przypadku trafienia. Ponieważ działanie niszczące pocisku prawie zawsze polega na penetracji osłony pancernej czołgu i rażeniu jego wnętrza, przy konstruowaniu pancerzy dąży się do osiągnięcia jak największej odporności na przebicie zarówno strumieniem kumulacyjnym, jak i rdzeniem pocisku podkalibrowego. Przez wiele lat, praktycznie aż do pojawienia się czołgów III generacji, przy ich budowie wykorzystywano wyłącznie stal stopową (na ogół z dodatkiem niklu, chromu i molibdenu) w postaci płyt walcowanych i odlewów. Przed głównym pancerzem czołowym umieszczano na ogół jedną—dwie cieńsze płyty spełniające funkcję ekranów przeciwkumulacyjnych. Typowa grubość sprowadzona (w przeliczeniu na płyty ustawione pionowo) pancerzy czołowych czołgów I i II generacji wahała się w granicach 100÷250 mm. Z reguły nie zapewniało to odporności na pociski kumulacyjne czołgów potencjalnego przeciwnika. Pancerze czołowe czołgów III generacji są odporne na większość stosowanych obecnie pocisków przeciwpancernych, w tym z reguły na przebicie pociskami kumulacyjnymi kalibru 120÷125 mm.



Fot. 1.1. Pancerz warstwowy wieży rosyjskiego czołgu T72-B

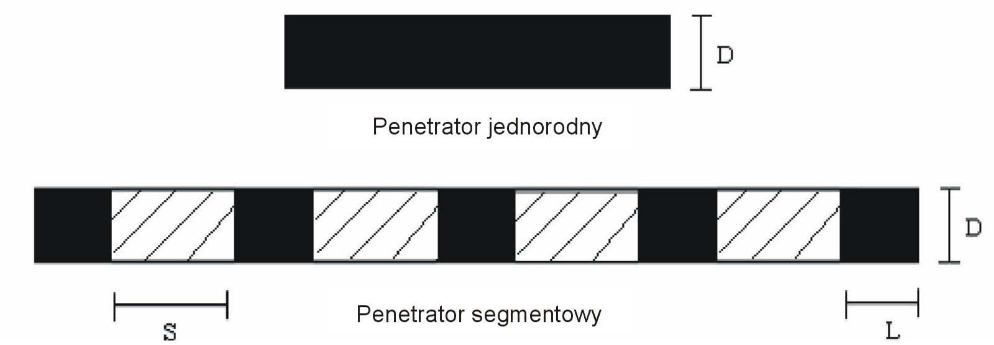
Głębokość penetracji pancerza kompozytowego o zadanej grubości przez klasyczny pocisk typu APFSDS-T z penetratorem wykonanym ze spieku na osnowie wolframowej jest mniejsza w porównaniu z pancerzem typu RHA (jednolitym wykonanym z stali pancernej) o tej samej masie. Mechanizm zmniejszania zdolności penetracji przez pocisk podkalibrowy polega przede wszystkim na znacznie większej zdolności ceramiki do „tępienia” penetratora pocisku w fazie wnikania w pancerz ze względu na jej wysoką granicę sprężystości i twardość [1-3]. Ponadto ceramika ma na ogół większą od stali impedancję falową, a wnikający penetrator jest dodatkowo osłabiany przez atakujące go z boku cząstki ceramiki.

Fot. 1.2. Niemiecki czołg Leopard 2A6 wyposażony w dodatkowe elementy opancerzenia w wersji do prowadzenia działań bojowych w terenie zurbanizowanym

W pancerzach warstwowych najczęściej stosuje się kompozycję kilku rodzajów materiałów ceramicznych. W najnowszych rozwiązaniach stosuje się także powlekanie materiałem CNTs (*carbon natotubes*) pochodzącym od alotropowej odmiany węgla o bardzo wysokich własnościach wytrzymałościowych ($E \approx 1000$ GPa, $R_{02} \approx 63$ GPa). Szczególną własnością CNT jest zdolność tworzenia złożonych wiązań atomowych pod wpływem oddziaływania dużego ciśnienia, co zwiększa ich wytrzymałość.

Od kilkunastu lat prowadzone są w świecie intensywne prace nad zwiększaniem zdolności przebicia pancerza przez pociski podkalibrowe. Główny kierunek prac dotyczy optymalizacji konstrukcji pocisku podkalibrowego w celu osiągnięcia jak największej masy penetratora z ograniczoną średnicą (~25 mm) i jak najniższej masy sabotu z zachowaniem wytrzymałości konstrukcji i prawidłowego działania pocisku.

Jednym ze sposobów zwiększenia głębokości przebicia pancerza przez pociski kinetyczne jest zastosowanie penetratorów o budowie segmentowej. Konstrukcje tych pocisków stanowią szczególnie interesującą dziedzinę balistyki końcowej, przede wszystkim ze w względu na możliwości zwiększania głębokości przebicia bez konieczności zwiększania masy penetratora [4]. Ideę konstrukcji penetratora segmentowego przedstawia rysunek 1.3. Zastosowane rozwiązanie konstrukcyjne penetratora segmentowego pocisku charakteryzuje się tym, że krótko przed uderzeniem penetratora w pancerz fragmentuje on na kilka elementów swobodnych, które zachowując wzajemne liniowe położenie względem punktu uderzenia w pancerz kolejno penetrują krater utworzony przez pierwszy element. Jeżeli segmenty penetratora nie ułożą się przed uderzeniem w pancerz liniowo to nastąpi rozproszenie ich energii kinetycznej na większej powierzchni, co skutkować będzie spadkiem głębokości przebicia pancerza. Proces ten w dalszej części pracy będzie nazywany *penetracją segmentową swobodną*.



Rys. 1.3. Schemat konstrukcji penetratora jednorodnego i segmentowego

Celem oszacowania możliwości zwiększenia zdolności przebicia pancerzy jednolitych i kompozytowych dzięki zastosowaniu konstrukcji penetratora segmentowego, w niniejszej pracy przeprowadzono szereg analiz numerycznych z wykorzystaniem *metody punktów swobodnych*. Poniżej przedstawiono model matematyczno-fizyczny, podstawowe równania problemu oraz wyniki symulacji procesów *penetracji segmentowej swobodnej* wybranych wariantów pancerzy pociskami segmentowymi o różnych prędkościach uderzenia.

2. Model matematyczno-fizyczny - równania problemu

Do opisu zachowania się metali i ceramiki w warunkach silnych, dynamicznych obciążeń występujących przy penetracji pancerza przez pocisk zastosowano model ciała sprężysto–plastycznego. Przytoczymy go w pełnej, zwartej formie.

Układ równań wyrażający prawa zachowania (symetria osiowa) ma następującą postać [8,9,10,11]::

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \nabla \cdot \vec{w} = 0 \tag{2.1}$$

$$\rho \frac{d\vec{w}}{dt} = \nabla \cdot \hat{\sigma} \tag{2.2}$$

$$\rho \frac{de}{dt} = \hat{\sigma} \cdot \nabla \vec{w} \tag{2.3}$$

$$\overset{\nabla}{S}_{ik} = 2\mu\left(\dot{\varepsilon}_{ik} - \frac{1}{3}\dot{\varepsilon}_{ii}\delta_{ik} \right) \tag{2.4}$$

Warunek plastycznego płynięcia dla metali przyjęto w postaci Miesesa:

$$S_{ij}S_{ij} \le \frac{2}{3}Y^2 \tag{2.5}$$

Równanie stanu dla metali przyjęto w postaci:

$$p = k_1 x + k_2 x^2 + k_3 x^3 + \gamma\rho e \tag{2.6}$$

$$x = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_S}, \quad k_2 = 0 \quad \text{dla} \quad x < 0 \tag{2.7}$$

Dla ceramiki równanie stanu ma postać

$$p = k_1 x + \gamma\rho e \tag{2.8}$$

Temperaturę metalu można wyznaczyć ze związku

$$T = 300\frac{e_0 - e}{e_{00}} \tag{2.9}$$

$$e_0 = e_{00} + e_{01}x + e_{02}x^2 + e_{03}x^3 + e_{04}x^4 \tag{2.10}$$

Do opisu właściwości wytrzymałościowych stosowany był zmodyfikowany model wykorzystujący elementy modeli Steinberga – Guinana i Johnsona – Cooka [18,22-24], który dla metali ma postać:

$$Y = \left[A + B\cdot\left(\varepsilon^p\right)^n \right]\cdot\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}_*^{\,p}\right)\cdot\left(1 - T_*^{\,m}\right)\cdot F\left(\rho_S\right) \tag{2.11}$$

$$\left[A + B\cdot\left(\varepsilon^p\right)^n \right] \le Y_{max} \tag{2.12}$$

$$Y = 0 \quad \text{dla} \quad T > T_m \tag{2.13}$$

$$\mu = \mu_0\left(1 - T_*^{\,m}\right)\cdot F\left(\rho_S\right) \tag{2.14}$$

$$\varepsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3}\left[\left(\varepsilon_{rr}^p - \varepsilon_{zz}^p\right)^2 + \left(\varepsilon_{rr}^p - \varepsilon_{\varphi\varphi}^p\right)^2 + \left(\varepsilon_{zz}^p - \varepsilon_{\varphi\varphi}^p\right)^2 + \frac{3}{2}\left(\varepsilon_{rz}^p\right)^2 \right]^{1/2} \tag{2.15}$$

$$F\left(\rho_S\right) = \begin{cases} 1 & \text{dla} \quad \rho_S \ge \rho_{S1} \\ \dfrac{\rho_S - \rho_{S2}}{\rho_{S1} - \rho_{S2}} & \text{dla} \quad \rho_{S2} \le \rho_S < \rho_{S1} \\ 0 & \text{dla} \quad \rho_S < \rho_{S2} \end{cases} \tag{2.16}$$

Ograniczenie własności wytrzymałościowych przez powstające szczeliny modelowano mnożąc Y, μ przez odpowiednią funkcję $G(V_c)$ i $G_1(V_c)$:

$$Y^T = Y\cdot G_1\left(V_c\right), \qquad \mu^T = \mu\cdot G_1\left(V_c\right), \qquad \left(k_1, k_2, k_3\right)^T = \left(k_1, k_2, k_3\right)\cdot G_1\left(V_c\right) \tag{2.17}$$

Funkcję $G_1(V_c)$ przyjmowano w postaci

$$G_1\left(V_c\right) = 1 - \rho V_c \tag{2.18}$$

Jeśli chodzi o model wytrzymałościowy ceramiki to zdecydowano się na zmodyfikowany model Mohra-Coulomba, który w zależności od przyjętych współczynników może opisywać procesy plastyczno-kruchego lub praktycznie czysto kruchego zniszczenia. Ma on następującą postać:

$$Y = \left(Y_0 + \alpha p\right)\frac{1}{1+\alpha_V V_c^*}\frac{1}{1+\alpha_Y \varepsilon^p}F\left(\rho_s\right)F_1\left(\sigma_{HEL,}p^*\right) \tag{2.19}$$

$$Y \le Y_{max} \tag{2.20}$$

$$F_1\left(\sigma_{HEL,}p^*\right) = \begin{cases} 1 & \text{dla} \quad p^* < \sigma_{HEL} \\ 0 & \text{dla} \quad p^* \ge \sigma_{HEL} \end{cases} \tag{2.21}$$

$$\mu = \mu_0 F\left(\rho_s\right) \tag{2.22}$$

Układ równań opisujący dynamikę wzrostu objętości szczelin, zarówno dla metali jak i dla ceramiki, przyjmowano tak jak w zmodyfikowanym modelu Fortowa [14,15, 16]:

$$\frac{dV_c}{dt} = -k\,\mathrm{sign}\left(p\right)\cdot\left[\left|p\right| - \sigma_0\right]\left(V_c + V_{c0}\right) \qquad \text{dla} \quad \left|p\right| \ge \sigma_0 \tag{2.23}$$

$$\frac{dV_c}{dt} = 0 \qquad \text{dla} \qquad \left|p\right| < \sigma_0 \tag{2.24}$$

$$\frac{1}{\rho} = V_c + \frac{1}{\rho_s} \tag{2.25}$$

gdzie dla metalu:

$$\sigma_0 = \sigma_{00}\cdot F\left(\rho_S\right)\cdot H\left(\varepsilon^p\right)\cdot\left(1 - T_*^m\right)G\left(V_c\right) \tag{2.26}$$

$$G\left(V_c\right) = \frac{V_{c1}}{V_{c1} + V_c} \tag{2.27}$$

$$H\left(\varepsilon^p\right) = \exp\left(-\psi\,\varepsilon^p\right) \tag{2.28}$$

a dla ceramiki odpowiednio

$$\sigma_0 = \sigma_{00}\frac{1}{1+\beta_V V_c^*}\frac{1}{1+\beta_Y \varepsilon^p}F\left(\rho_s\right)F_1\left(\sigma_{HEL}, p^*\right) \tag{2.29}$$

Oznaczenia wielkości występujących w równaniach: t – czas, ρ – gęstość, **w** –wektor prędkości masowej odpowiednio wzdłuż współrzędnych r,z, p – ciśnienie, e – energia wewnętrzna, T – temperatura, ρ_s – gęstość fazy ciałostałowej, $\hat{\sigma}$ – tensor naprężeń, S_{ik} – składowe dewiatora tensora naprężeń, $\overset{\nabla}{S}_{ik}$ – pochodna Jaumanna, Y – granica plastyczności , μ – moduł ścinania, $\varepsilon^p{}_{ik}$ – składowe tensora deformacji plastycznej, $\dot{\varepsilon}_{ik}$ – składowe tensora prędkości deformacji, ε^p – ekwiwalentna deformacja plastyczna, V_c – objętość właściwa

szczelin, $T_* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$, T_0, oraz T_m – temperatura początkowa i temperatura topnienia, p^* – maksymalne ciśnienie jakie wystąpiło w wybranym elemencie ośrodka, V_c^* – maksymalna objętość szczelin jaka wystąpiła w wybranym elemencie ośrodka.
Występujące w równaniach (2.1-2.29): k_1, k_2, k_3, e_{00}, e_{01}, e_{02}, e_{03}, e_{04}, γ, ρ_0, ρ_{S1}, ρ_{S2}, n, m, A, B, C, μ_0, σ_{00}, Y_0, Y_{max},T_m, k, V_{c1} , V_{c0} , α, σ_{HEL}, ψ, α_V , α_Y ,β_V ,β_Y – stałe współczynniki.

3. Wyniki symulacji komputerowych

Wykorzystując omówiony w rozdziale 2 model matematyczno-fizyczny oraz kod komputerowy, zbudowany w oparciu o metodę punktów swobodnych, wykonano szereg obliczeń numerycznych dotyczących modelowania procesu penetracji kompozytowego pancerza przez jednorodny i segmentowy pocisk wolframowy. W obliczeniach uwzględniono wyznaczone wcześniej współczynniki modelu aluminy [5], oraz charakterystyki metali (spiek wolframu, stal) [6,7,11,12,13,17,18,19].
Modelowanie komputerowe wykonano dla czterech różnych konfiguracji pocisku i pancerza (3.1-3.4):

- Konfiguracja E: jednorodny wolframowy penetrator o czole hemisferycznym uderza w blok stalowy. Promień penetratora – 0,381 cm, jego długość - 7,62 cm. Cylindryczny blok ze stali RHA ma średnicę 15,2 cm.
- Konfiguracja F: dwusegmentowy wolframowy penetrator o czole hemisferycznym uderza w blok stalowy. Promień penetratora - 0,381 cm, jego długość czynna - 7,62 cm. Cylindryczny blok wykonany ze stali RHA ma średnicę 15,2 cm.
- Konfiguracja G: jednorodny wolframowy penetrator o czole hemisferycznym uderza w pancerz kompozytowy. Płytka z aluminy ma grubość 2,586 cm i średnicę 10,16 cm. Parametry penetratora i pancerza stalowego takie jak w konfiguracji E.
- Konfiguracja H: dwusegmentowy wolframowy penetrator o czole hemisferycznym uderza w pancerz kompozytowy. Płytka z aluminy ma grubość 2,586 cm i średnicę 10,16 cm. Parametry penetratora i pancerza stalowego takie jak w konfiguracji F.

Parametry układów wszystkich wariantów obliczeniowych (WS1-WS8) przedstawiono w tabeli 3.1. Zamieszczono w niej również wartość przebicia P, zdefiniowanego w sposób następujący:

$$P = \frac{L_t}{L_p} \tag{2.30}$$

gdzie: L_t – całkowita głębokość penetracji, L_p – długość pocisku.

Przebicie P określa zdolność pancerza do zatrzymania określonego pocisku kinetycznego. Mała wartość P – dobre własności ochronne pancerza, duża wartość P – słaba zdolność pancerza do wyhamowania penetratora. W przypadku pancerzy kompozytowych porównuje się najczęściej wartość P z wielkością, jaką uzyskuje się dla adekwatnego pancerza jednorodnego wykonanego ze stali RHA.

Tabela 3.1. Parametry układów w analizowanych wariantach obliczeniowych

Numer wariantu	Parametry układu	P (przebicie)
WS1	pocisk jednorodny, prędkość pocisku 1,5 km/s, jednorodny pancerz RHA (konfiguracja E)	1,24
WS2	pocisk dwusegmentowy, prędkość pocisku 1,5 km/s jednorodny pancerz RHA, (konfiguracja F)	1,24
WS3	pocisk jednorodny, prędkość pocisku 2,5 km/s, jednorodny pancerz RHA (konfiguracja E)	1,63
WS4	pocisk dwusegmentowy, prędkość pocisku 2,5 km/s jednorodny pancerz RHA (konfiguracja F)	1,7
WS5	pocisk jednorodny, prędkość pocisku 1,5 km/s, pancerz kompozytowy (konfiguracja G)	1,21
WS6	pocisk dwusegmentowy, prędkość pocisku 1,5 km/s pancerz kompozytowy, (konfiguracja H)	1,21
WS7	pocisk jednorodny, prędkość pocisku 2,5 km/s, pancerz kompozytowy (konfiguracja G)	1,66
WS8	pocisk dwusegmentowy, prędkość pocisku 2,5 km/s pancerz kompozytowy, (konfiguracja H)	1,76

Wyniki analiz numerycznych dla wariantów WS1 – WS8 przedstawiono na rysunkach 3.5 – 3.12. Dla każdego wariantu zaprezentowano sekwencje czasowe rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej.

Tabela 3.2. Wartości wyznaczonych współczynników w równaniu stanu, modelu tworzenia się szczelin i modelu zniszczenia dla albuminy

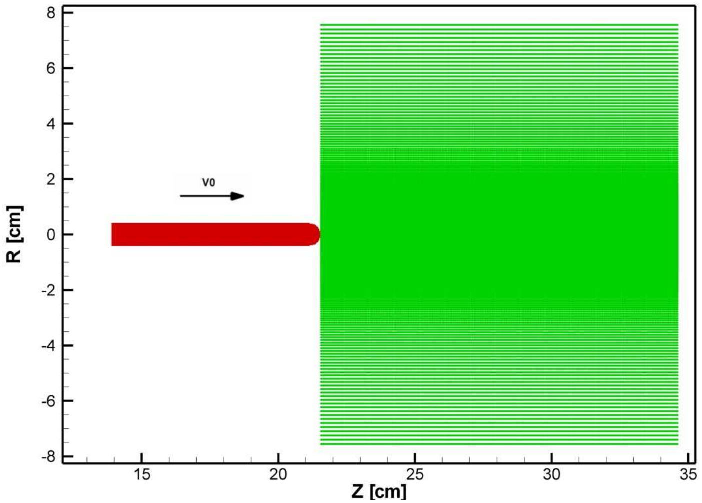
Materiał - Alumina						
Współczynnik	$\rho_0 \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\alpha_V \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	α_Y	$V_{c0} \left[\frac{cm^3}{g}\right]$	$k\left[\frac{1}{Pa \cdot s}\right]$	$Y_0\ [GPa]$
Wartość	3,98	1000	1000	0,003	0,05	3,73
Współczynnik	α	$\beta_V \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	β_Y	$\rho_{S1} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\rho_{S2} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\sigma_{00}[GPa]$
Wartość	0,2	1000	1000	3.9	0	0,3
Współczynnik	γ	$Y_{max}\ [GPa]$	$\sigma_{HEL}[GPa]$	$k_1\ [GPa]$	$\mu_0[GPa]$	
Wartość	1,16	6,0	11,2	214,9	13,75	

Tabela 3.3. Wartości współczynników występujących w równaniu stanu, modelu tworzenia się szczelin i modelu Johnsona – Cooka dla stali.

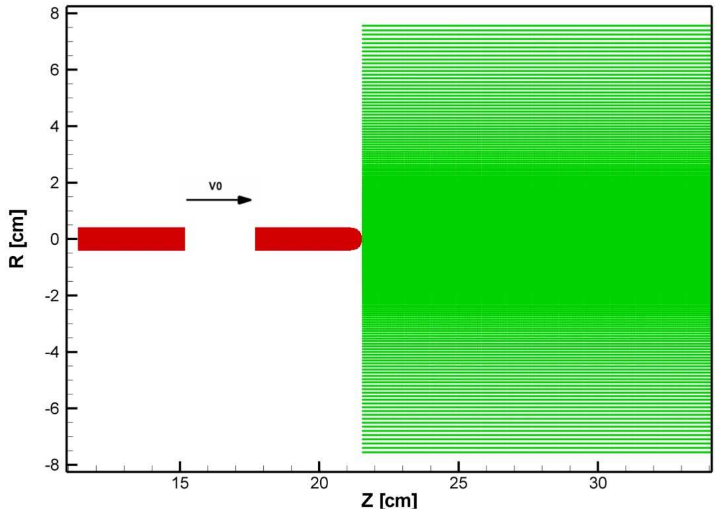
Materiał - Stal									
Współczynnik	$\rho_0 \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$k_1 [GPa]$	$k_2 [GPa]$	$k_3 [GPa]$	$e_{00} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{01} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{02} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{03} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{04} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$
Wartość	7,9	164,8	312,4	564,9	-1,34	-2,908	1,012	2,051	2,901
Współczynnik	γ_0	$A [GPa]$	$B [GPa]$	$C [GPa]$	m	n	$Y_{max} [GPa]$	$T_{m0} [10^3 K]$	$k \left[\frac{1}{Pa \cdot s}\right]$
Wartość	2,17	0,455	0,237	0,006	1	0,37	1,0	1,793	0,25
Współczynnik	$\sigma_{00} [GPa]$	$V_{C0} \left[10^{-5} \cdot \frac{cm^3}{g}\right]$	$V_{C1} \left[\frac{cm^3}{g}\right]$	$\mu_0 [GPa]$	$\rho_{S1} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\rho_{S2} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	ψ		
Wartość	2,0	1,27	0,01	77,0	6,87	5,84	1		

Tabela 3.4. Wartości współczynników występujących w równaniu stanu, modelu tworzenia się szczelin i modelu Johnsona – Cooka dla stopu wolframowego.

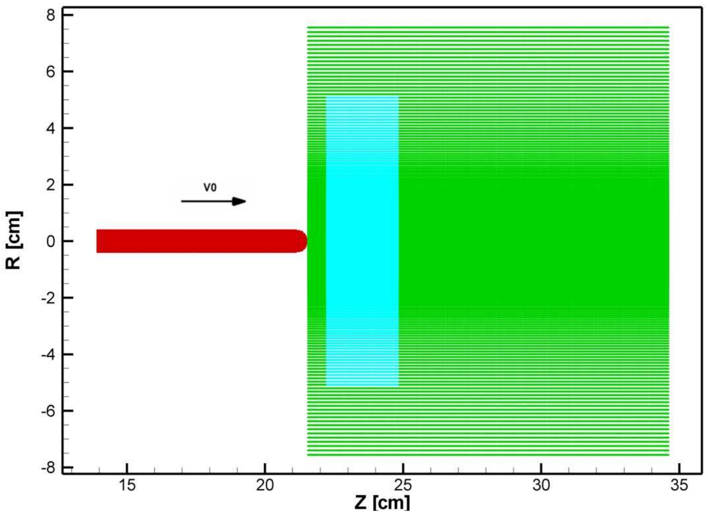
Materiał - Wolfram									
Współczynnik	$\rho_0 \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$k_1 [GPa]$	$k_2 [GPa]$	$k_3 [GPa]$	$e_{00} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{01} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{02} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{03} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$	$e_{04} \left[10^2 \cdot \frac{J}{kg}\right]$
Wartość	17,3	285,0	484,0	762,0	-0,407	-0,627	0,8068	1,336	1,604
Współczynnik	γ_0	$A [GPa]$	$B [GPa]$	$C [GPa]$	m	n	$Y_{max} [GPa]$	$T_{m0} [10^3 K]$	$k \left[\frac{1}{Pa \cdot s}\right]$
Wartość	1,54	1,506	0,177	0,016	1	0,12	2,0	1,723	0,25
Współczynnik	$\sigma_{00} [GPa]$	$V_{C0} \left[10^{-5} \cdot \frac{cm^3}{g}\right]$	$V_{C1} \left[\frac{cm^3}{g}\right]$	$\mu_0 [GPa]$	$\rho_{S1} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	$\rho_{S2} \left[\frac{g}{cm^3}\right]$	ψ		
Wartość	2,0	1,27	0,01	144,0	15,0	12,8	1		



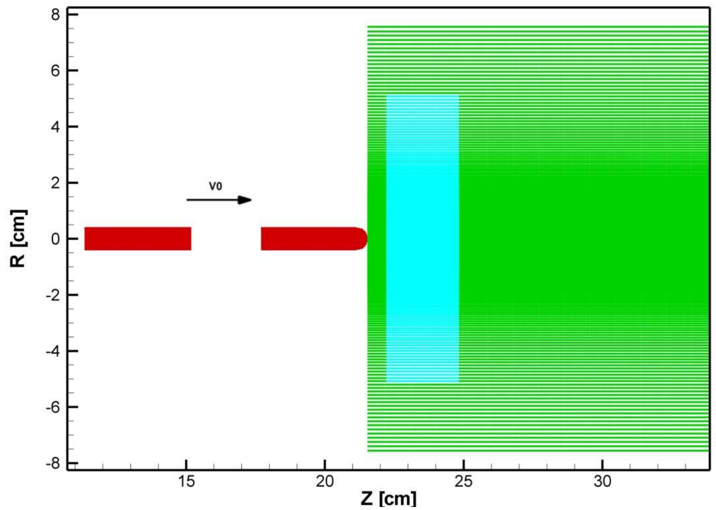
Rys. 3.1. Konfiguracja E.



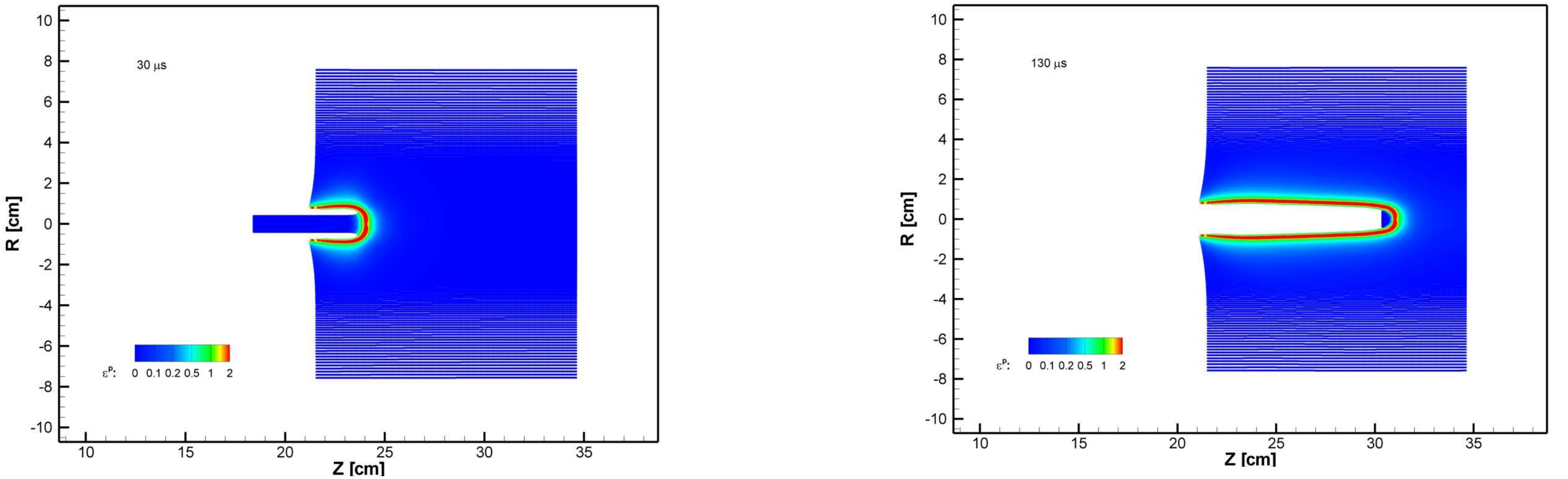
Rys. 3.2. Konfiguracja F.



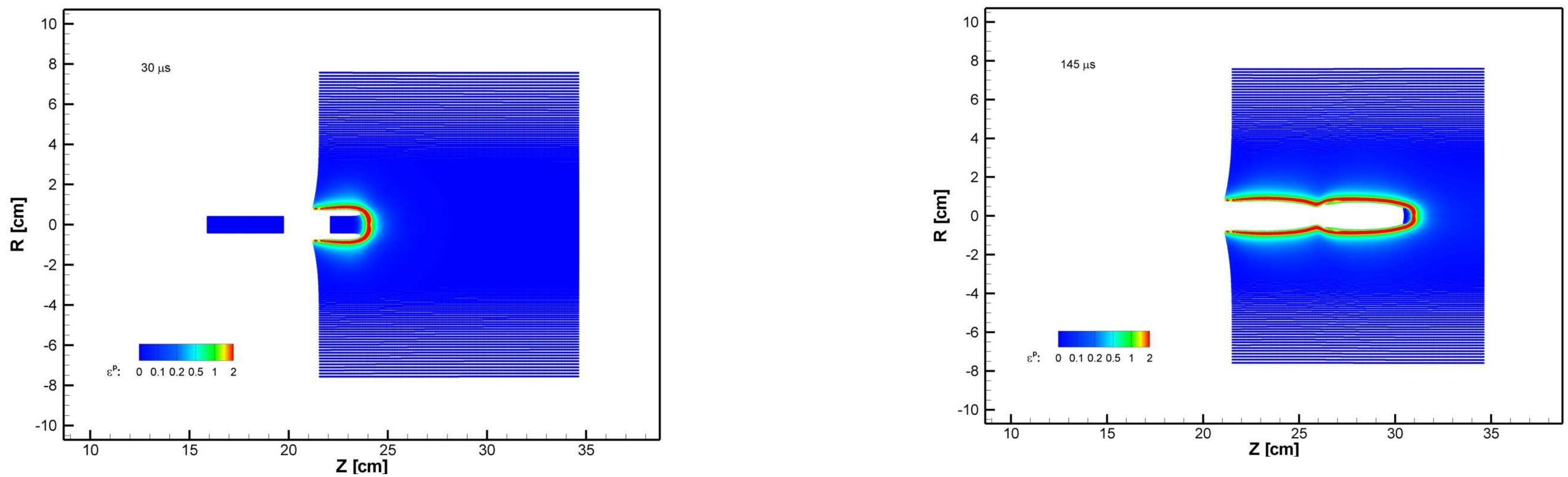
Rys. 3.3. Konfiguracja G.



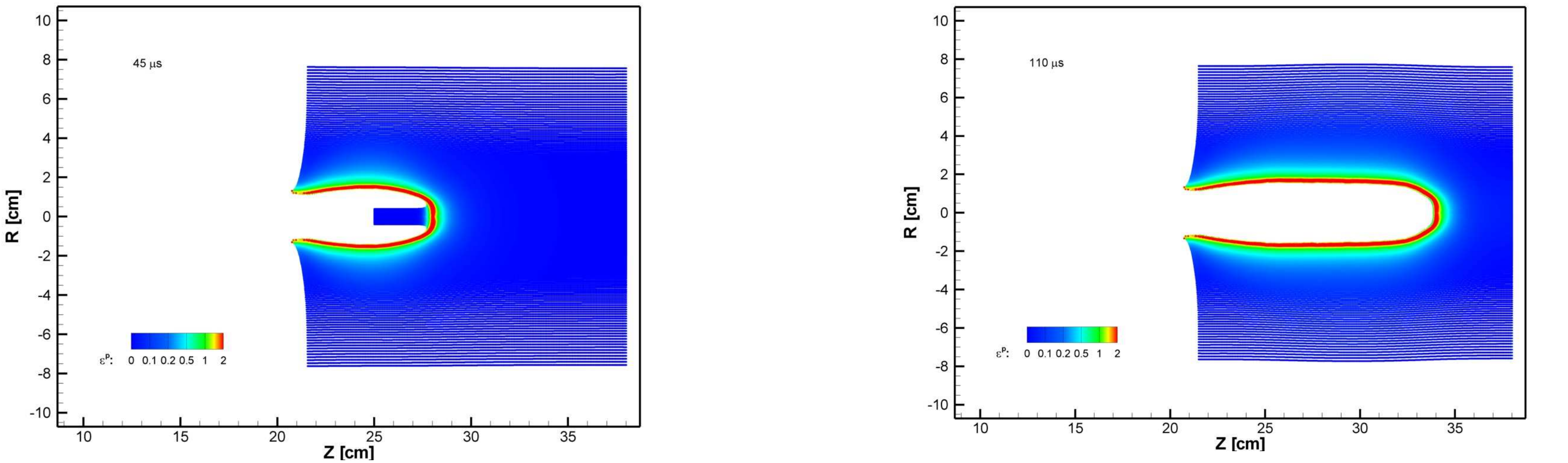
Rys. 3.4. Konfiguracja H.



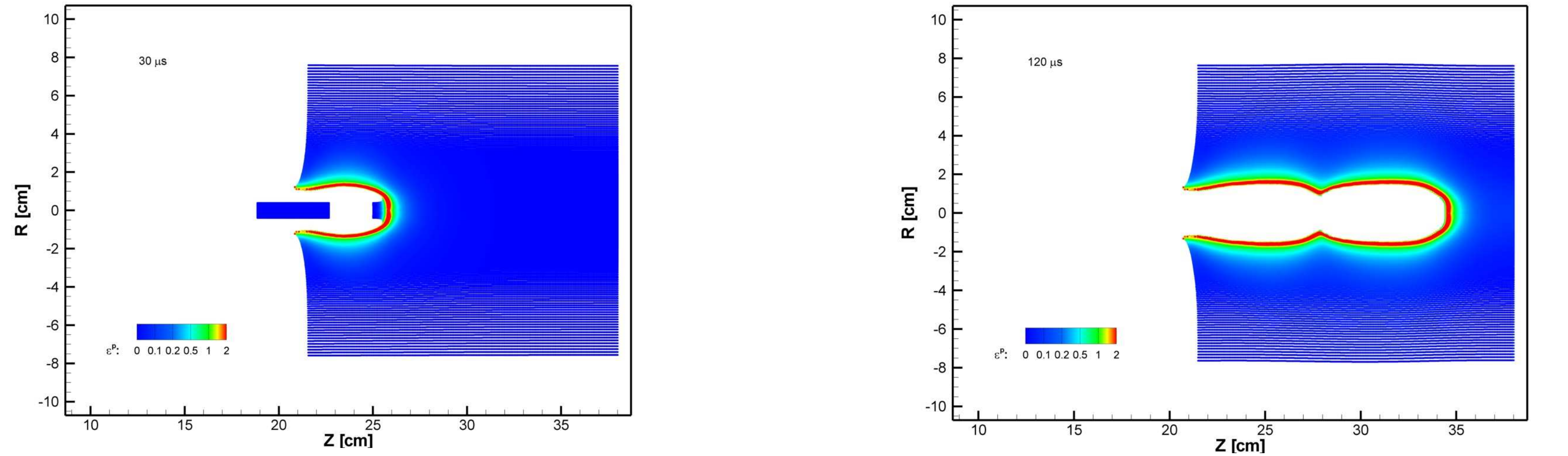
Rys.3.5. Wyniki analizy numerycznej penetracji stalowego pancerza RHA przez jednorodny pocisk wolframowy napędzony do prędkości 1500 m/s (wariant WS1). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 µs oraz 130 µs.



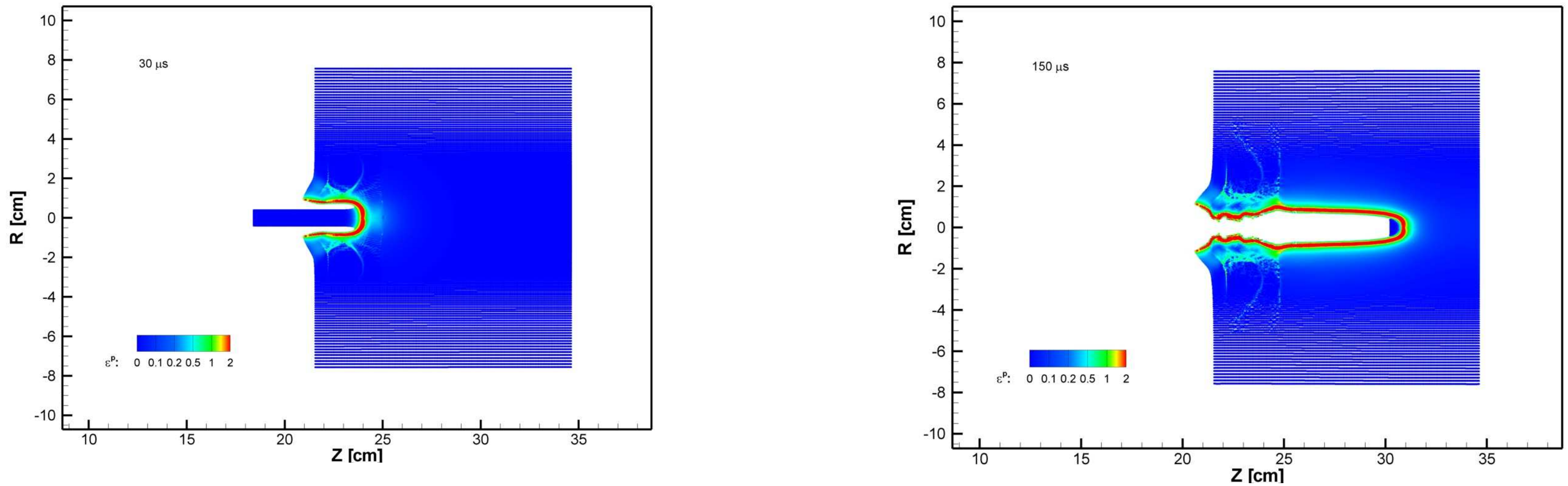
Rys.3.6. Wyniki analizy numerycznej penetracji stalowego pancerza RHA przez dwusegmentowy pocisk wolframowy napędzony do prędkości 1500 m/s (wariant WS2). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 µs oraz 145 µs



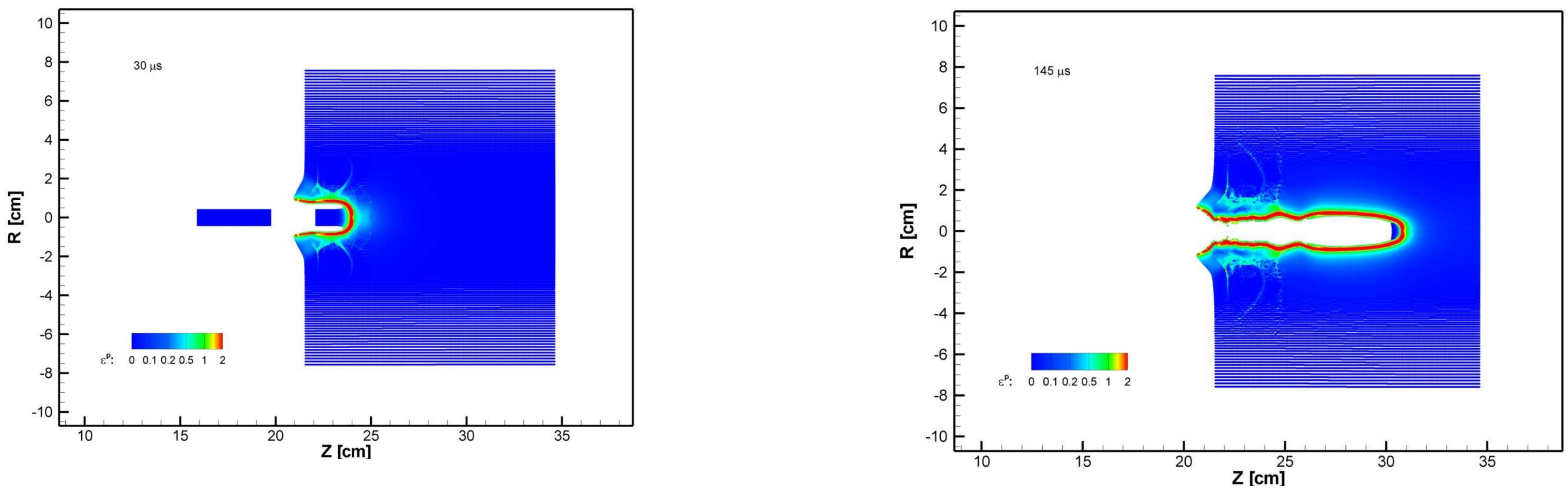
Rys.3.7. Wyniki analizy numerycznej penetracji stalowego pancerza RHA przez jednorodny pocisk wolframowy napędzony do prędkości 2500 m/s (wariant WS3). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 45 μs oraz 110 μs.



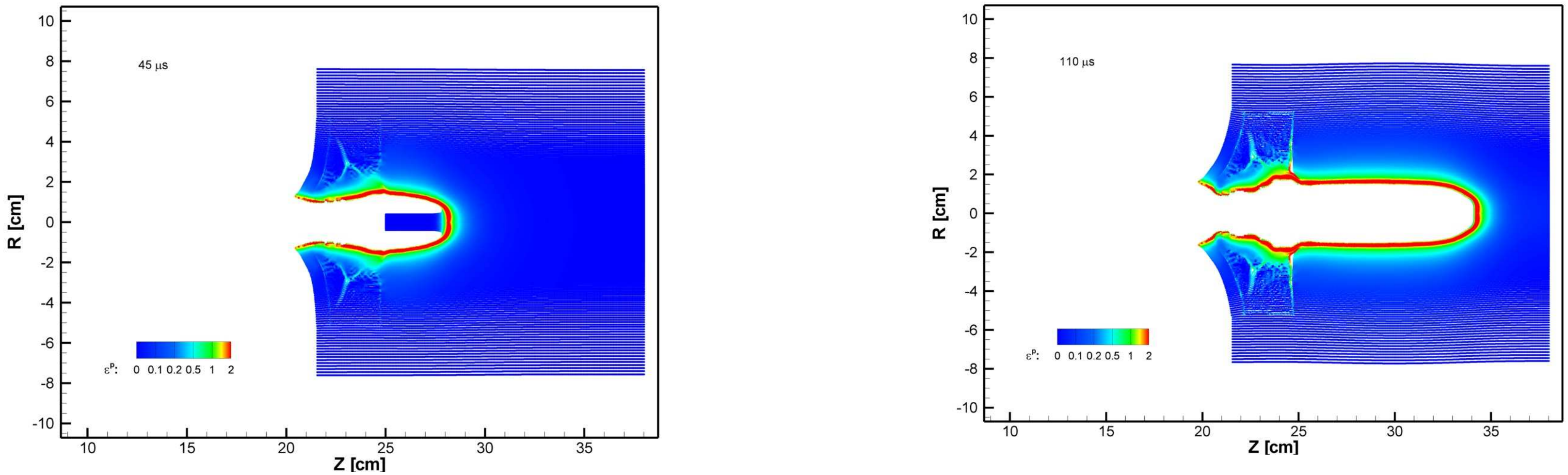
Rys.3.8. Wyniki analizy numerycznej penetracji stalowego pancerza RHA przez dwusegmentowy pocisk wolframowy napędzony do prędkości 2500 m/s (wariant WS4). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 μs oraz 120 μs.



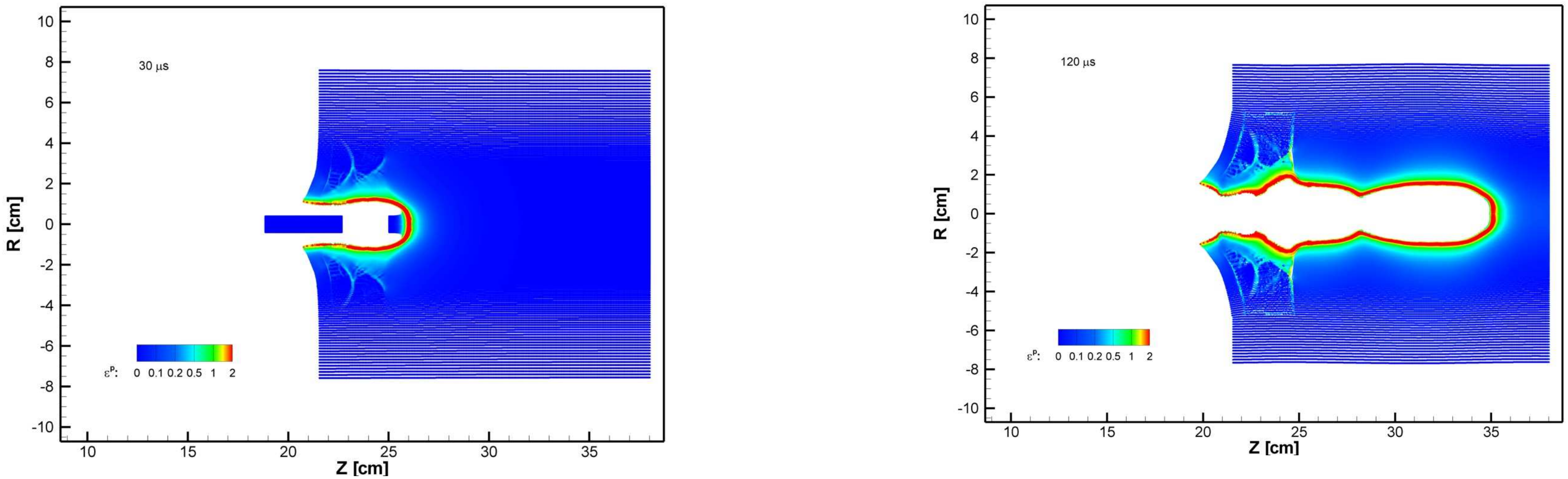
Rys.3.9. Wyniki analizy numerycznej penetracji kompozytowego pancerza przez jednorodny pocisk wolframowy napędzony do prędkości 1500 m/s (wariant WS5). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 μs oraz 150 μs.



Rys.3.10. Wyniki analizy numerycznej penetracji kompozytowego pancerza przez dwusegmentowy pocisk wolframowy napędzony do prędkości 1500 m/s (wariant WS6). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 μs oraz 145 μs.



Rys.3.11. Wyniki analizy numerycznej penetracji kompozytowego pancerza przez jednorodny pocisk wolframowy napędzony do prędkości 2500 m/s (wariant WS7). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 45 μs oraz 110 μs



Rys.3.12. Wyniki analizy numerycznej penetracji kompozytowego pancerza przez dwusegmentowy pocisk wolframowy napędzony do prędkości 2500 m/s (wariant WS8). Czasowa sekwencja rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej dla czasów 30 μs oraz 120 μs.

4. Wnioski

Głównym celem przeprowadzonych obliczeń numerycznych było uzyskanie odpowiedzi jak wpływa swobodne segmentowanie pocisku na głębokość penetracji pancerza (przebicie), w zależności od prędkości pocisku, zarówno, jeśli chodzi o pancerz kompozytowy jak i jednorodny stalowy. Należało wykonać analizę wielu złożonych wariantów. Wykonanie tego zadania w rozsądnym czasie wymagało przyjęcia do obliczeń układów o małej skali przestrzennej. Trzeba jednak zaznaczyć, że wnioski końcowe pozostają jednak w mocy także dla pocisków APFSDS do armat czołgowych kalibrów 120-125 mm. Analizując uzyskane rezultaty trzeba stwierdzi, że segmentowanie swobodne w przypadku pocisku o prędkości 1500 m/s nie przynosi oczekiwanych korzyści w postaci zwiększenia głębokości penetracji (w porównaniu do penetratora jednorodnego) zarówno, jeśli chodzi o pancerz RHA jak i kompozytowy. Zauważalne zwiększenie przebicia uzyskuje się dla prędkości uderzenia pocisku 2500 m/s. Wynosi ono kilka procent w przypadku pancerza RHA i pocisku podzielonego na dwa segmenty. Nieco więcej uzyskuje się w przypadku pancerza kompozytowego. Wniosek powyższy koresponduje dobrze z doniesieniami literaturowymi gdzie wymienia się m.in. wartość prędkości uderzenia pocisku w cel około 2500 m/s, przy której dopiero zaczyna się obserwować wzrost przebicia pociskiem segmentowym w procesie *penetracji segmentowej swobodnej* [20].

Wobec faktu, że możliwe obecnie do osiągnięcia wartości prędkości pocisków wystrzelonych z armat czołgowych nie przekraczają 1800 m/s, należy znaleźć i przebadać inne rozwiązania konstrukcyjne penetratorów kinetycznych pocisków przeciwpancernych. Jedną z koncepcji penetracji pancerzy pociskiem kinetycznym, opracowaną w WITU nazwano *penetracją segmentową wymuszoną* (nazwa własna autora koncepcji-M.Magier). Ideę tę przybliżono w publikacji [21]. Dalsze wyniki badań przedmiotowej problematyki przedstawione będą w kolejnych publikacjach.

Praca naukowa finansowana ze środków Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego w latach 2006-2008 jako projekt badawczy rozwojowy nr R 00 018 02.

Literatura

[1] G. E. Hauver, P. H. Netherwood, R. F. Benck, L. J. Kecskes, Ballistic Performance of Ceramic Targets. Army Symposium on Solid Mechanics, Plymouth, MA, 17–19 August 1993.
[2] G. E. Hauver, P. H. Netherwood, R. F. Benck, L. J. Kecskes, Enhanced Ballistic Performance of Ceramic Targets. Proceedings of the 19th Army Science Conference, Orlando, FL, 20–24 June 1994.
[3] N. Bourne, J .Millett, I. Pickup, Delayed Failure in Shocked Silicon Carbide. J. Appl. Phys. 1997, 81, 6019–23.
[4] D.L. Orphal, R.R. Franzen, Penetration Mechanics and Performance of Segmented Rods against Metal Targets, Int. J. Impact Engng Vil. 10, 1990, s. 427-438.
[5] K. Jach, R. Świerczyński, M. Magier, Numeryczna weryfikacja parametrów materiałowych ceramiki Al_2O_3, Biuletyn WAT, w druku.
[6] K. Jach, Modelowanie komputerowe zjawisk kumulacyjnych, WAT, Warszawa 1990.
[7] K. Jach, R. Świerczyński i inni, Modelowanie komputerowe dynamicznych oddziaływań cial metodą punktów swobodnych, PWN, Warszawa, 2001.
[8] S. Kaliski, Cz. Rymarz, K. Sobczyk, E. Włodarczyk, Waves, PWN, Warsaw & Elsevier, Amsterdam, Oxford, New York, Tokyo 1992.
[9] W. K. Nowacki, Zagadnienia falowe w teorii plastyczności, PWN, Warszawa 1974.

[10] P. Perzyna, Teoria lepkoplastyczności, PWN, Warszawa 1966.
[11] M. L. Wilkins, Modelling the behaviour of materials, Structural impact and crashworthiness, **2**, London and New York 1984.
[12] D. J. Steinberg, S. G. Cochran, M. W. Guinan, A constitutive model for metals applicable at high-strain rate, J. Appl. Phys. **51**, 1498 (1980).
[13] D. J. Steinberg, C. M. Lund, A constitutive model for strain rates from 10^4 to 10^6 s^{-1}, J. Appl. Phys. **65**, 1528 (1989).
[14] V.A. Agurejkin i in., Teplofiziceskie i gazodinamiceskie problemy protivometeoritnoj zascity kosmiceskogo apparata „Vega", Teplofizika Vysokih Temperatur, **22**, 5 (1984).
[15] G. I. Kanel, V. E. Fortov, Mehaniceskie svoistva kondensirovannyh sred pri intensivnyh impulsnyh vozdejstviah, Uspehi mehaniki, **10**, 3 (1987).
[16] S.G. Sugak, G. I. Kanel, V. E. Fortov, A. L. Ni, B. G. Stelmah, Cislennoe modelirovanie dejstvia vzryva na zeleznuju plitu, FGV, **19**, 20 (1983).
[17] T.J. Holmquist, G. R. Johnson, Determination of constants and comparison of results for various constitutive models, J. Physique III, **1** (1991).
[18] P.D. Church, I. Cullis, Development and application of high strain rate constitutive models in hydrocodes, J. Physique III, **1** (1991).
[19] B.D. Goldthorpe, Constitutive equations for annealed and explosively shocked iron for application to high strain rates and large strains, J. Physique III, **1** (1991).
[20] D.R. Scheffler, Two-dimensional computer simulations of segmented penetrators, Technical Report BRL-TR-3013, US Army Laboratory Command, July 1989.
[21] M. Magier, Analiza numeryczna wpływu modyfikacji dwusegmentowego penetratora pocisku podkalibrowego na głębokość przebicia pancerza RHA, Biuletyn PTU WITU nr 3/2008, zeszyt 107, s. 43-60 Zielonka, 2008.