



Analiza numeryczna procesu penetracji stalowego pancerza przez pocisk podkalibrowy z penetratorem jednorodnym i segmentowym

KAROL JACH, ROBERT ŚWIERCZYŃSKI, MARIUSZ MAGIER*

Wojskowa Akademia Techniczna, Instytut Optoelektroniki,
00-908 Warszawa, ul. S. Kaliskiego 2

*Wojskowy Instytut Techniczny Uzbrojenia, Zakład Uzbrojenia Artyleryjskiego,
05-220 Zielonka, ul. Prymasa Stefana Wyszyńskiego 7

Streszczenie. W pracy przedstawiono niestacjonarny, przestrzennie dwuwymiarowy (o symetrii osiowej), fizyczno-numeryczny model, umożliwiający komputerową symulację procesu penetracji stalowego pancerza przez kinetyczny pocisk — jednorodny i segmentowy. Do obliczeń przyjęto, że pancerz jest wykonany ze stali RHA, a pocisk ze spieku wolframowego (w dalszej części pracy nazywamy go skrótowo pociskiem wolframowym). Zweryfikowano również fakt eksperymentalny, że zastosowanie pocisku segmentowego z łącznikiem stalowym tylko w niewielkim stopniu obniża głębokość penetracji w porównaniu do przebicia uzyskanego w przypadku wolframowego pocisku jednorodnego.

Słowa kluczowe: balistyka końcowa, penetracja, penetrator segmentowy

Symbole UKD: 623.52

1. Wprowadzenie

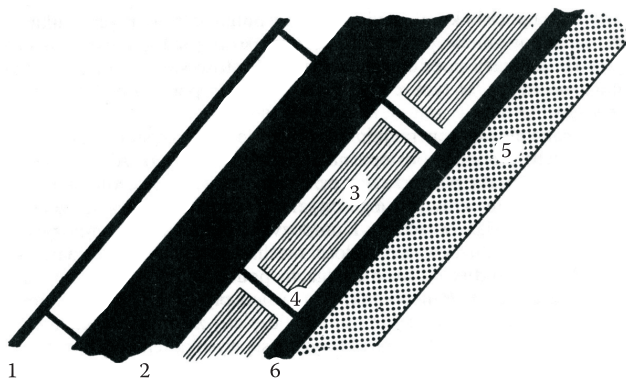
Opancerzenie ma podstawowy wpływ na odporność czołgu na oddziaływanie broni przeciwpancernej przeciwnika. Podczas konstruowania pancerzy dąży się do osiągnięcia jak największej odporności na przebicie zarówno strumieniem kumulacyjnym, jak i rdzeniem pocisku podkalibrowego. Przez wiele lat, praktycznie 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.

W konstrukcjach współczesnych czołgów najczęściej stosuje się pancerze kompozytowe, składające się z elementów stalowych i ceramicznych (rys. 1). 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 ze 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. Ponadto ceramika ma na ogół większą impedancję falową od stali, a wnikający penetrator jest dodatkowo osłabiany przez atakujące go z boku cząstki ceramiki.

Impedancja falowa I (zdolność do rozpraszania energii kinetycznej pocisku uderzającego w pancerz) określana jest zależnością:

$$I = \rho c, \quad (1.1)$$

gdzie: ρ — gęstość materiału ceramicznego pancerza (około 3200-4000 kg/m³);
 c — prędkość rozchodzenia się dźwięku w materiale ceramicznym (około 11 500 m/s).

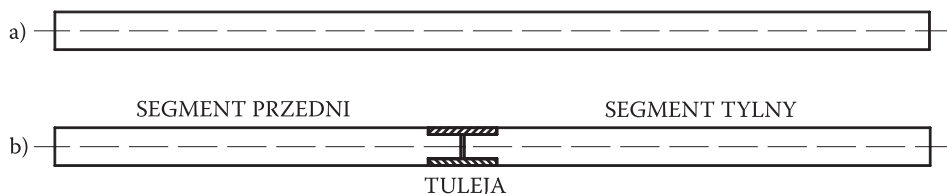


Rys. 1. Przekrój przez typowy warstwowy pancerz laminowany: 1 — przedni ekran przeciwkumulacyjny; 2 — główna płyta stalowa; 3 — elementy ceramiczne; 4 — odlewana kasetka ze stopu lekkiego; 5 — warstwa tworzywa sztucznego; 6 — wewnętrzna płyta stalowa

Ze względu na małą odporność ceramiki na wielokrotne uderzenia pocisków kinetycznych (ze względu na jej udarowe kruszenie), elementy ceramiczne pancerza warstwowego charakteryzują się możliwie małymi gabarytami [1].

W latach ubiegłych w Wojskowym Instytucie Technicznym Uzbrojenia opracowano pociski podkalibrowe typu APFSDS-T do 120 i 125 mm armat czołgowych. Podczas badań kwalifikacyjnych głębokość przebiccia pancerza jednorodnego

RHA na odległości 2000 m wyniosła 50 cm. Niestety, podczas prac badawczo-rozwojowych nad ww. pociskami zabrakło prętów wolframowych o wymaganej długości ponad 52 cm. Jednocześnie w zapasie znajdowała się duża ilość prętów o długości 46 cm. Należało sprawdzić (teoretycznie i praktycznie), czy możliwe jest wykonanie penetratora o odpowiedniej długości, złożonego z dwóch segmentów wolframowych połączonych sprężystą tuleją stalową, który charakteryzowałby się wymaganą wytrzymałością w czasie strzału i nie mniejszą zdolnością przebicia pancerza jak penetrator jednorodny o tych samych wymiarach. Postanowiono przeprowadzić analizę numeryczną procesu wnikania penetratora segmentowego w celu określenia m.in. deformacji tulei łączącej i jej wpływu na proces penetracji całego pocisku. Na rysunku 2 przedstawiono model penetratora jednorodnego (2a) i model penetratora segmentowego (2b).



Rys. 2. Modele penetratorów konstrukcji WITU: a) jednorodny; b) segmentowy

W początkowym etapie pracy postanowiono dokonać symulacyjnego i praktycznego porównania zdolności przebicia pancerza jednorodnego RHA przez penetratory jednorodne i segmentowe. Celem tej analizy było potwierdzenie przyjętego na etapie projektu koncepcyjnego założenia, że penetrator segmentowy będzie się charakteryzował nie mniejszą zdolnością penetracji pancerza jednorodnego jak dotychczas stosowany penetrator jednorodny o tych samych wymiarach zewnętrznych.

Wyniki tych analiz zaprezentowano w niniejszym artykule.

2. Model matematyczno-fizyczny — równania problemu

Model teoretyczny, uwzględniający niestacjonarność i wielowymiarowość przestrzenną procesu, skomplikowane warunki początkowo-brzegowe oraz rzeczywiste, empiryczne opisy własności materiałowych nie stwarzają żadnych możliwości uzyskania rozwiązań analitycznych. Jediną szansą uzyskania efektywnych teoretycznych rozwiązań zagadnienia są metody obliczeniowe fizyki komputerowej.

Model procesu oparty jest na równaniach mechaniki ośrodków ciągłych. Obejmuje on układ równań zapewniający spełnienie praw zachowania, model

konstrytuwny Johnsona-Cooka i równania stanu dla metali (fenomenologiczny model mechaniki ciała stałego).

Sposób rozwiązywania układu równań różniczkowych cząstkowych oparty został na metodzie „punktów swobodnych” [2, 3]. Idea metody polega na pokryciu deformowanego ciała siecią punktów materialnych i śledzeniu ich trajektorii w kolejnych momentach czasu. Kod komputerowy został napisany w języku FORTRAN i przystosowany do obliczeń na wydajnych stacjach roboczych. Modelowanie zjawiska penetracji pancerza przez pociski napędzone do dużej prędkości jest jednym ze szczególnie trudnych problemów fizyki komputerowej. Na trudności te składają się głównie:

- Konieczność stosowania złożonego opisu matematyczno-fizycznego zjawiska, uwzględniającego:
 - niestacjonarność i wielowymiarowość przestrzenną zjawiska,
 - półempiryczne równania stanu,
 - półempiryczne charakterystyki wytrzymałościowe,
 - efekty powstawania szczelin i niszczenia materiałów.
- Konieczność uwzględnienia realnych warunków początkowo-brzegowych, a więc zamodelowania złożonych kształtów pancerza lub pocisku.
- Wysokie wymagania względem kodu komputerowego, który powinien umożliwiać:
 - rozwiązywanie zespołu kilkunastu równań nieliniowych cząstkowych o trzech lub czterech zmiennych niezależnych,
 - poprawne modelowanie warunków brzegowych na granicach różnych faz ośrodka,
 - modelowanie bardzo dużych deformacji ośrodka, łącznie z jego fragmentacją.

Do opisu zachowania się ciał stałych 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 dla modelu ciała sprężysto-plastycznego (symetria osiowa) ma następującą postać [4, 5, 6, 7]:

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

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

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

$$S_{ik}^{\nabla} = 2\mu \left(\dot{\varepsilon}_{ik} - \frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_{ii} \delta_{ik} \right). \quad (2.4)$$

Warunek plastycznego płynięcia dla metali przyjęto w postaci Miesesa:

$$S_{ij} S_{ij} \leq \frac{2}{3} Y^2. \quad (2.5)$$

Równanie stanu dla metali przyjęto w postaci:

$$p = k_1 x + k_2 x^2 + k_3 x^3 + \gamma \rho e \quad (2.6)$$

$$x = 1 - \frac{\rho_0}{\rho_s}, \quad k_2 = 0 \quad \text{dla} \quad x < 0. \quad (2.7)$$

Temperaturę metalu można wyznaczyć ze związku:

$$T = 300 \frac{e_0 - e}{e_{00}} \quad (2.8)$$

$$e_0 = e_{00} + e_{01} x + e_{02} x^2 + e_{03} x^3 + e_{04} x^4. \quad (2.9)$$

Do opisu właściwości wytrzymałościowych stosowany był zmodyfikowany model wykorzystujący elementy modeli Steinberga-Guinana i Johnsona-Cooka [3, 7-9], który dla metali ma postać:

$$Y = \left[A + B \cdot (\varepsilon^p)^n \right] \cdot (1 + C \ln \dot{\varepsilon}_*^p) \cdot (1 - T_*^m) \cdot F(\rho_s) \quad (2.10)$$

$$\left[A + B \cdot (\varepsilon^p)^n \right] \leq Y_{\max} \quad (2.11)$$

$$Y = 0 \quad \text{dla} \quad T > T_m \quad (2.12)$$

$$\mu = \mu_0 (1 - T_*^m) \cdot F(\rho_s) \quad (2.13)$$

$$\varepsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\varepsilon_{rr}^p - \varepsilon_{zz}^p)^2 + (\varepsilon_{rr}^p - \varepsilon_{\varphi\varphi}^p)^2 + (\varepsilon_{zz}^p - \varepsilon_{\varphi\varphi}^p)^2 + \frac{3}{2} (\varepsilon_{rz}^p)^2 \right]^{1/2} \quad (2.14)$$

$$F(\rho_s) = \begin{cases} 1 & \text{dla } \rho_s \geq \rho_{s1} \\ \frac{\rho_s - \rho_{s2}}{\rho_{s1} - \rho_{s2}} & \text{dla } \rho_{s2} \leq \rho_s < \rho_{s1} \\ 0 & \text{dla } \rho_s < \rho_{s2} \end{cases} \quad (2.15)$$

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

$$Y^T = Y \cdot G_1(V_c), \quad \mu^T = \mu \cdot G_1(V_c), \quad (k_1, k_2, k_3)^T = (k_1, k_2, k_3) \cdot G_1(V_c) \quad (2.16)$$

Funkcję $G_1(V_c)$ przyjmowano w postaci:

$$G_1(V_c) = 1 - \rho V_c. \quad (2.17)$$

Układ równań opisujący dynamikę wzrostu objętości szczelin przyjmowano tak jak w zmodyfikowanym modelu Fortowa [10, 11, 12]:

$$\frac{dV_c}{dt} = -k \operatorname{sign}(p) \cdot [|p| - \sigma_0] (V_c + V_{c0}) \quad \text{dla } |p| \geq \sigma_0 \quad (2.18)$$

$$\frac{dV_c}{dt} = 0 \quad \text{dla } |p| < \sigma_0 \quad (2.19)$$

$$\frac{1}{\rho} = V_c + \frac{1}{\rho_s}, \quad (2.20)$$

gdzie:

$$\sigma_0 = \sigma_{00} \cdot F(\rho_s) \cdot H(\varepsilon^p) \cdot (1 - T_*^m) G(V_c) \quad (2.21)$$

$$G(V_c) = \frac{V_{c1}}{V_{c1} + V_c} \quad (2.22)$$

$$H(\varepsilon^p) = \exp(-\psi \varepsilon^p). \quad (2.23)$$

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 ciała stałej;

$\hat{\sigma}$ — tensor naprężeń; S_{ik} — składowe dewiatora tensora naprężeń; S_{ik}^{∇} — pochodna Jaumanna; Y — granica plastyczności; μ — moduł ścinania; ε_{ik}^p — składowe tensora deformacji plastycznej; $\dot{\varepsilon}_{ik}$ — składowe tensora szybkości 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.

Występujące w równaniach (2.1)-(2.23) współczynniki: $k_1, k_2, k_3, e_{00}, e_{01}, e_{02}, e_{03}, e_{04}, \gamma, \rho_0, \rho_{S1}, \rho_{S2}, n, m, A, B, C, \mu_0, \sigma_{00}, Y_0, Y_{max}, T_m, k, V_{c1}, V_{c0}, \psi$ — stałe materiałowe.

W tabelach 1 i 2 zamieszczono wartości współczynników wykorzystywanych przy modelowaniu zjawiska penetracji stalowego pancerza [2, 3, 7, 8, 9, 13, 14, 15].

TABELA 1

Wartości współczynników występujących w równaniu stanu, modelu tworzenia się szczelin i modelu Johnsona-Cooka dla stali

Material	ρ_0	k_1	k_2	k_3	e_{00}	e_{01}	e_{02}	e_{03}	e_{04}
STAL	$\frac{g}{cm^3}$	GPa	GPa	GPa	$10^2 \cdot \frac{J}{g}$	$10^2 \cdot \frac{J}{g}$	$10^4 \cdot \frac{J}{g}$	$10^4 \cdot \frac{J}{g}$	$10^4 \cdot \frac{J}{g}$
	7,9	164,8	312,4	564,9	-1,34	-2,908	1,012	2,051	2,901
	γ_0	A	B	C	m	n	Y_{max}	T_{m0}	k
	-	GPa	GPa	-	-	-	GPa	10^3K	$\frac{1}{Pa \cdot s}$
	2,17	0,455	0,237	0,006	1	0,37	1,0	1,793	0,25
	σ_{00}	V_{C0}	V_{C1}	μ_0	ρ_{S1}	ρ_{S2}	ψ		
	GPa	$10^{-5} \cdot \frac{cm^3}{g}$	$\frac{cm^3}{g}$	GPa	$\frac{g}{cm^3}$	$\frac{g}{cm^3}$	-		
	2,0	1,27	0,01	77,0	6,87	5,84	1		

TABELA 2

Wartości współczynników występujących w równaniu stanu, modelu tworzenia się szczelin i modelu Johnsona-Cooka dla wolframu

Material	ρ_0	k_1	k_2	k_3	e_{00}	e_{01}	e_{02}	e_{03}	e_{04}
WOLFRAM	$\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$	GPa	GPa	GPa	$10^2 \cdot \frac{\text{J}}{\text{g}}$	$10^2 \cdot \frac{\text{J}}{\text{g}}$	$10^4 \cdot \frac{\text{J}}{\text{g}}$	$10^4 \cdot \frac{\text{J}}{\text{g}}$	$10^4 \cdot \frac{\text{J}}{\text{g}}$
	17,3	285,0	484,0	762,0	-0,407	-0,627	0,8068	1,336	1,604
	γ_0	A	B	C	m	n	Y_{\max}	T_{m0}	k
	-	GPa	GPa	-	-	-	GPa	10^3K	$\frac{1}{\text{Pa} \cdot \text{s}}$
	1,54	1,506	0,177	0,016	1	0,12	2,0	1,723	0,25
	σ_{00}	V_{C0}	V_{c1}	μ_0	ρ_{S1}	ρ_{S2}	Ψ		
	GPa	$10^{-5} \cdot \frac{\text{cm}^3}{\text{g}}$	$\frac{\text{cm}^3}{\text{g}}$	GPa	$\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$	$\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$	-		
	2,0	1,27	0,01	144,0	15,0	12,8	1		

3. Modelowanie zjawiska penetracji płyty pancernej przez pocisk czołgowy typu APFSDS ze spieku wolframu metodą punktów swobodnych, z uwzględnieniem wyników badań dynamicznych

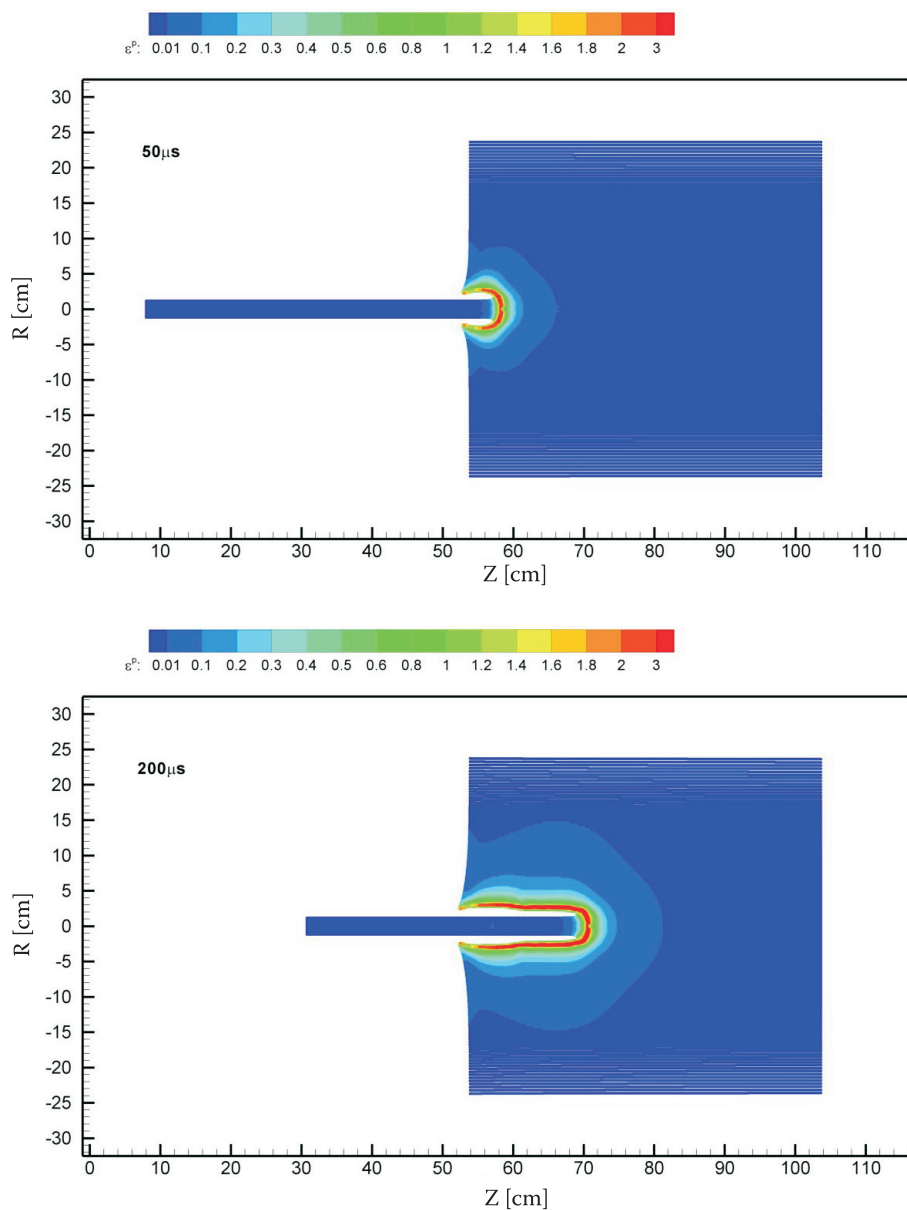
Wykorzystując omówiony wyżej model matematyczno-fizyczny oraz kod komputerowy, zbudowany w oparciu o metodę punktów swobodnych, wykonano obliczenia numeryczne dotyczące modelowania procesu penetracji pancerza przez kinetyczny pocisk wolframowy. Symulacje komputerowe przeprowadzono dla dwóch różnych wariantów obliczeniowych (tab. 3), oznaczając je jako warianty W2-W3.

TABELA 3

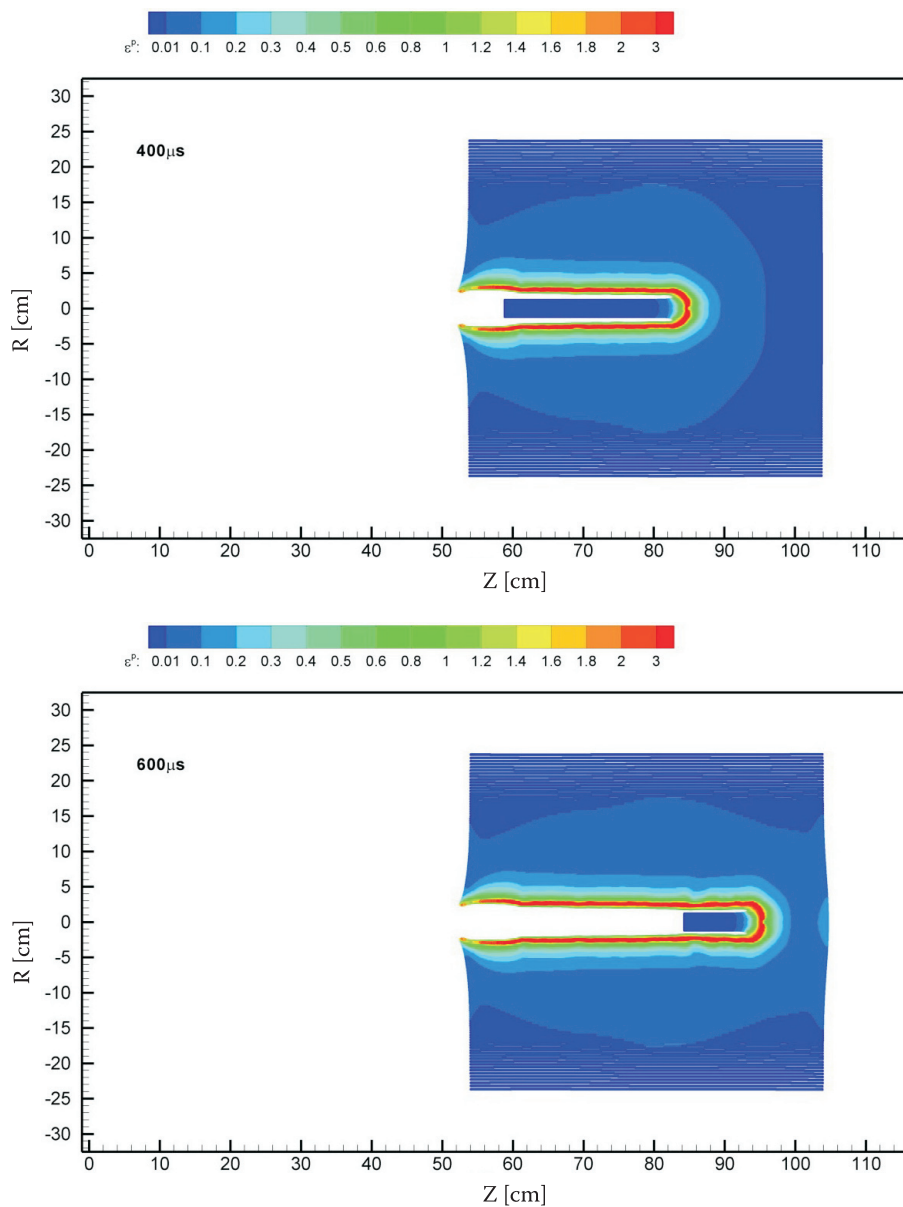
Konfiguracja kolejnych wariantów obliczeniowych

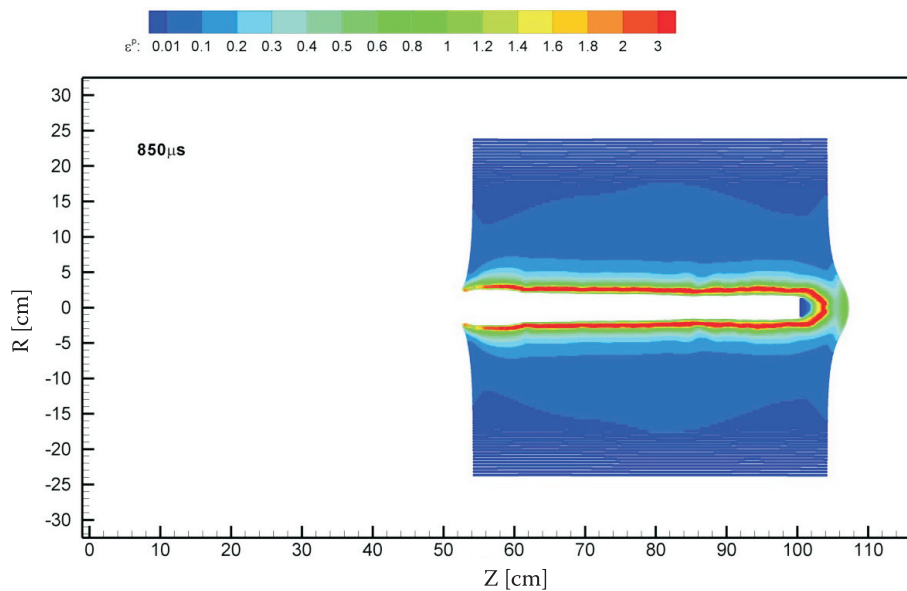
Numer wariantu	Rodzaj pocisku	Grubość stalowego pancerza	Długość pocisku	Prędkość uderzenia pocisku w pancerz
W2	wolframowy, jednorodny	50 cm	53,45 cm	1550 m/s
W3	wolframowy, dwusegmentowy z łącznikiem stalowym			

Wyniki analiz numerycznych dla wariantów W2 i W3 przedstawiono na rysunkach 3-6. Dla każdego wariantu zaprezentowano sekwencje czasowe rozkładu ekwiwalentnej deformacji plastycznej oraz zmianę prędkości końca pocisku w czasie.

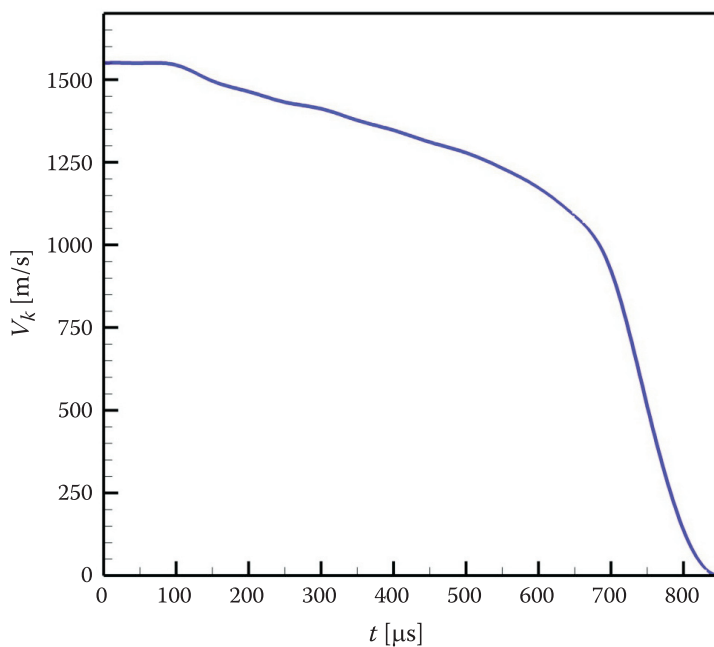


Rys. 3a. Wariant W2. Rozkłady ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwilach 50 μ s oraz 200 μ s

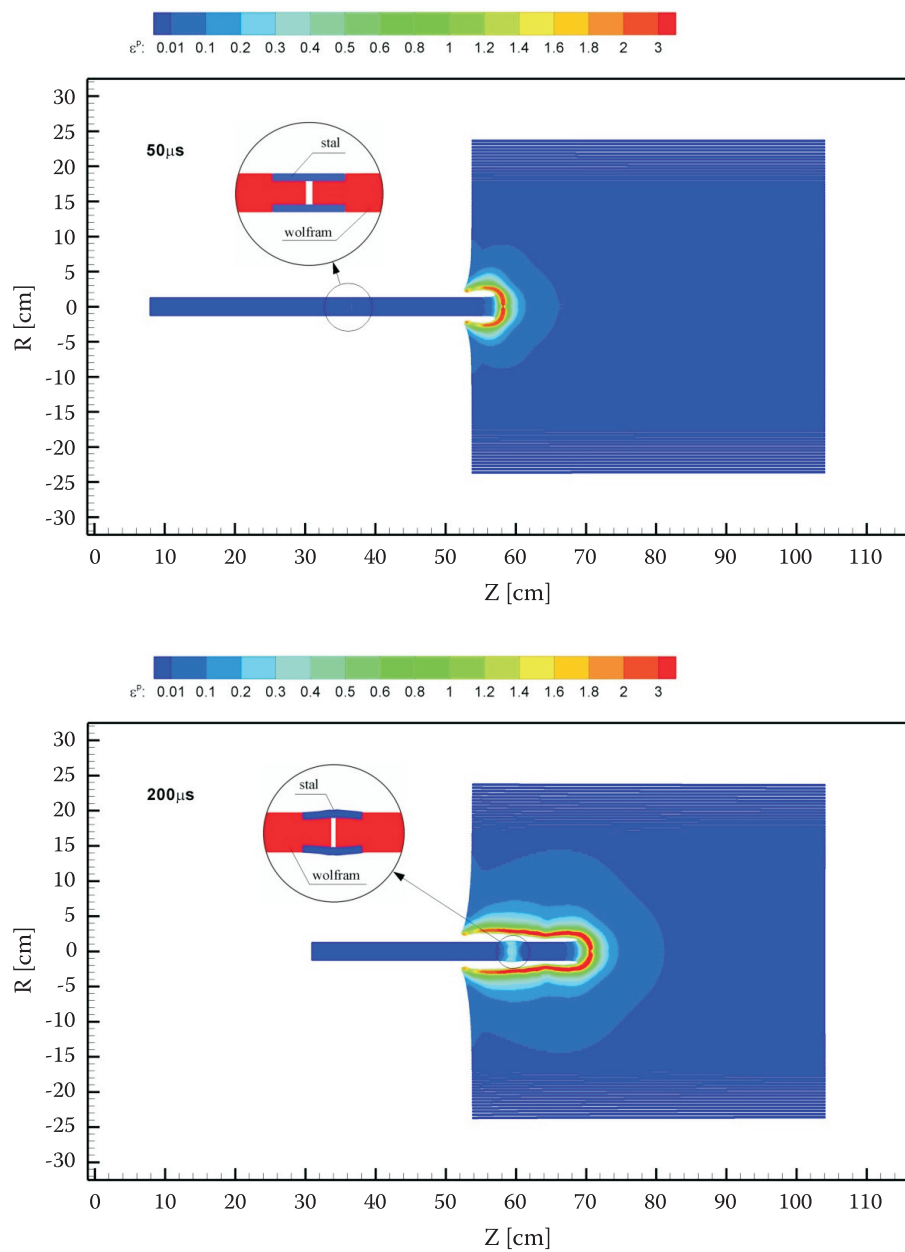
Rys. 3b. Wariant W2. Rozkłady ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwilach $400 \mu\text{s}$ oraz $600 \mu\text{s}$

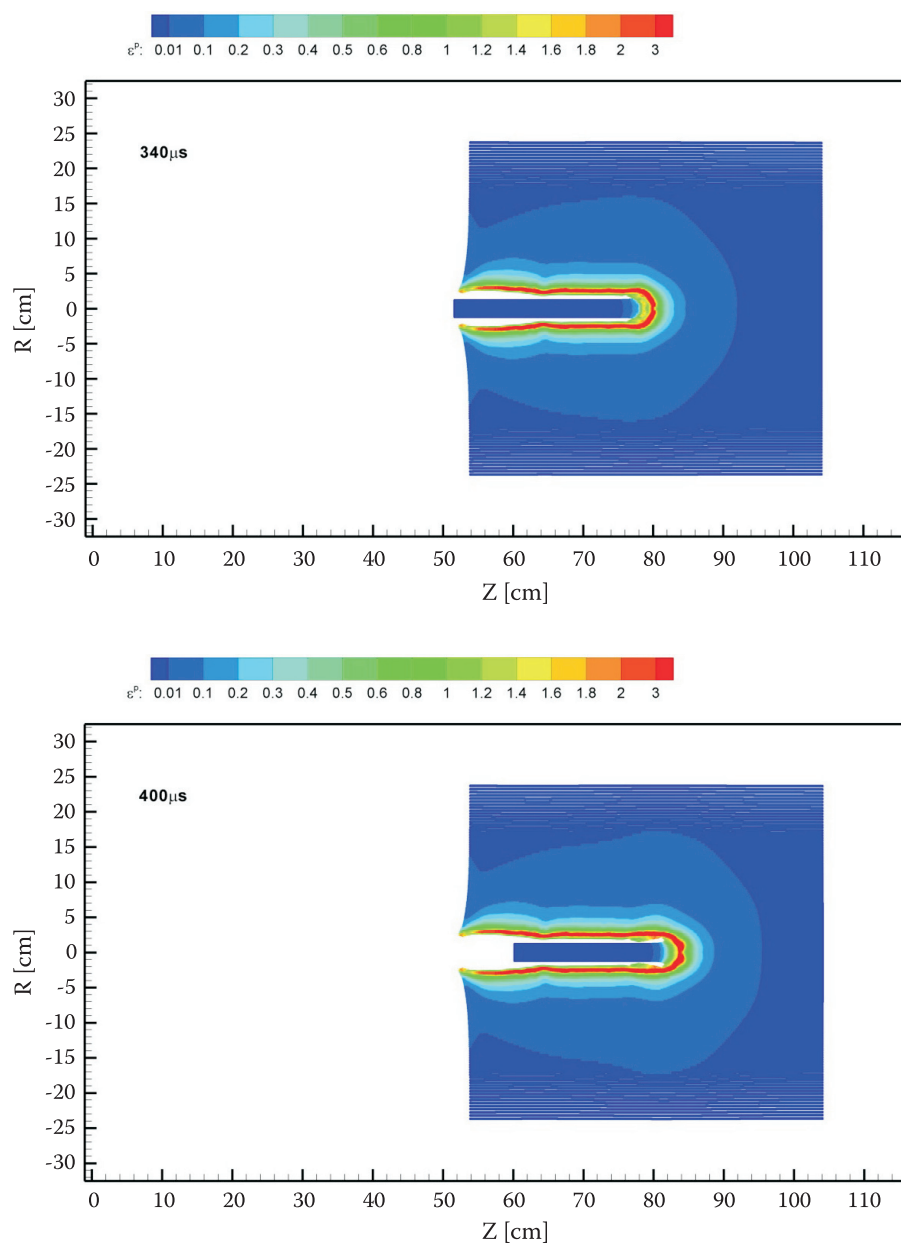


Rys. 3c. Wariant W2. Rozkład ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwili 850 μ s

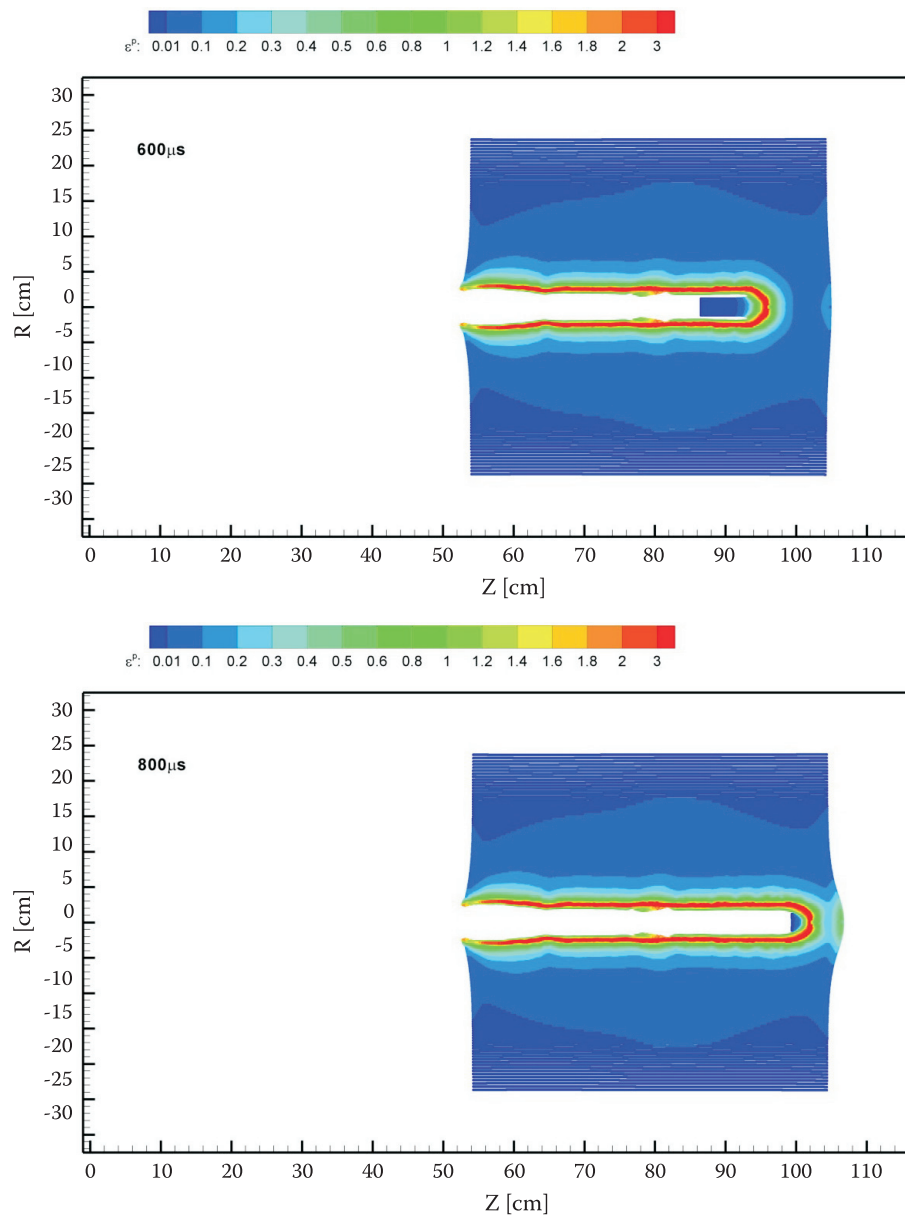


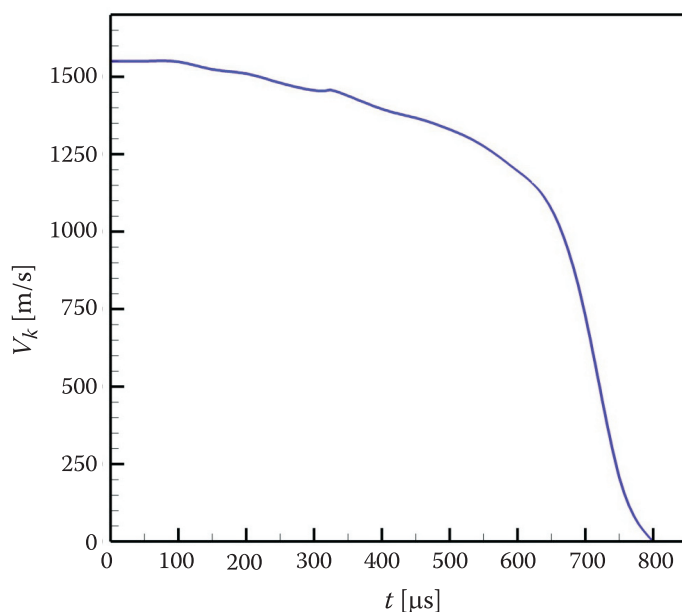
Rys. 4. Wariant W2. Prędkości końca pocisku w funkcji czasu trwania procesu

Rys. 5a. Wariant W3. Rozkład ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwilach 50 μs oraz 200 μs



Rys. 5b. Wariant W3. Rozkład ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwilach 340 μ s oraz 400 μ s

Rys. 5c. Wariant W3. Rozkład ekwiwalentnej deformacji plastycznej w chwilach $600 \mu\text{s}$ oraz $800 \mu\text{s}$



Rys. 6. Wariant W3. Prędkości końca pocisku w funkcji czasu trwania procesu

4. Uwagi i wnioski

Na podstawie przeprowadzonych analiz można stwierdzić, że:

1. Opracowano w przybliżeniu osiowosymetrycznym model matematyczno-fizyczny do opisu procesu penetracji pancerza przez pocisk (jednorodny bądź segmentowy) napędzony do prędkości 1550 m/s. Uwzględniono przy tym złożoną strukturę pocisku.
2. Do rozwiązania problemu wykorzystano metodę punktów swobodnych.
3. Przygotowano kody komputerowe pozwalające na efektywne prowadzenie obliczeń na wydajnych stacjach roboczych.
4. Przeprowadzono symulacje komputerowe (w tym warianty W2 oraz W3), w których badano proces penetracji stalowego pancerza przez wolframowy pocisk kinetyczny — jednorodny oraz dwusegmentowy.
5. Z analiz numerycznych wynika, że jednorodny pocisk wolframowy napędzony do prędkości 1550 m/s osiąga granicę przebicia pancerza stalowego RHA o grubości 50 cm ustawionego prostopadle do toru lotu pocisku.
6. Proces przebijania penetratora segmentowego obecnej konstrukcji (o niewielkiej odległości pomiędzy segmentami wolframowymi) jest jednoetapowy z niewielkimi zaburzeniami stanu krateru i pocisku. Wobec tego można stosować do czołgowych pocisków podkalibrowych penetratory

składające się z dwóch krótszych prętów wolframowych bez strat w głębokości przebicia pancerza RHA.

7. Obliczenia potwierdzają fakt eksperymentalny, że zastosowanie wolframowego pocisku dwusegmentowego z łącznikiem stalowym zamiast pocisku jednorodnego zasadniczo nie obniża głębokości penetracji pancerza. Podczas badań pocisków z penetratorami segmentowymi osiągnięto głębokość przebicia płyty pancernej o grubości 23 cm ustawionej pod kątem $62,5^\circ$ od normalnej, co odpowiada liniowej grubości 50 cm RHA.

5. Podsumowanie

Prowadzone obecnie w WITU prace badawczo-rozwojowe w zakresie kinetycznej amunicji przeciwpancernej skupiają się głównie wokół problemu zapewnienia pociskom podkalibrowym odpowiednich zdolności penetracji pancerzy kompozytowych nowoczesnych czołgów.

W przyjętej koncepcji modernizacji penetratora segmentowego założono, że segment przedni penetratora (rys. 2b) uderzającego w pancerz kompozytowy (rys. 1) zużywa się w trakcie penetracji pierwszej zasadniczej warstwy pancerza (np. stal) w trakcie stacjonarnego hydrodynamicznego procesu wnikania. Zastosowanie tulei łączącej o odpowiedniej długości, wykonanej z materiału o innej gęstości i wytrzymałości, powinno pozwolić na znaczne zmniejszenie lub wyeliminowanie procesu propagacji wstecznych fal sprężystych i plastycznych, które negatywnie wpływają na wytrzymałość penetratora poprzez generowanie w nim deformacji plastycznych i pęknięć. Dzięki zastosowaniu takiego rozwiązania konstrukcyjnego nienaruszony strukturalnie segment tylny penetratora mógłby penetrować z wynikiem pozytywnym drugą zasadniczą warstwę pancerza (np. element ceramiczny). Przy takim założeniu najważniejsze będzie teoretyczne stwierdzenie, czy możliwy jest taki dobór odległości (regulowanej przez długość tulei łączącej) pomiędzy segmentami penetratora tak, aby proces penetracji uczynić wieloetapowym. Być może optymalny będzie wariant penetratora o większej ilości segmentów wolframowych?

Wyniki tych analiz zostaną zaprezentowane w dalszych publikacjach.

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

Artykuł wpłynął do redakcji 19.12.2007 r. Zweryfikowaną wersję po recenzji otrzymano w marcu 2008 r.

LITERATURA

- [1] A. WIŚNIEWSKI, *Pancerze. Budowa, projektowanie i badanie*, WNT, Warszawa, 2001.
- [2] K. JACH, *Modelowanie komputerowe zjawisk kumulacyjnych*, WAT, Warszawa, 1990.

- [3] K. JACH, R. ŚWIERCZYŃSKI i in., *Modelowanie komputerowe dynamicznych oddziaływań ciał metodą punktów swobodnych*, PWN, Warszawa, 2001.
- [4] S. KALISKI, CZ. RYMARZ, K. SOBczyk, E. WŁODARCZYK, *Waves*, PWN, Warsaw & Elsevier, Amsterdam, Oxford, New York, Tokyo, 1992.
- [5] W. K. NOWACKI, *Zagadnienia falowe w teorii plastyczności*, PWN, Warszawa, 1974.
- [6] P. PERZYNA, *Teoria lepkoplastyczności*, PWN, Warszawa, 1966.
- [7] M. L. WILKINS, *Modelling the behaviour of materials, Structural impact and crashworthiness*, 2, London and New York, 1984.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] V. A. AGUREJKIN i in., *Teplofizicheskie i gazodinamicheskie problemy protivometeoritnoj zascity kosmiceskogo apparata „Vega”*, Teplofizika Vysokih Temperatur, 22, 5, 1984.
- [11] G. I. KANEL, V. E. FORTOV, *Mechaniceskie svoistva kondensirovannyh sred pri intensivnyh impulsnyh vozdeystviyah*, Uspehi mehaniki, 10, 3, 1987.
- [12] 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.
- [13] T. J. HOLMQUIST, G. R. JOHNSON, *Determination of constants and comparison of results for various constitutive models*, J. Physique III, 1, 1991.
- [14] P. D. CHURCH, I. CULLIS, *Development and application of high strain rate constitutive models in hydrocodes*, J. Physique III, 1, 1991.
- [15] 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.

K. JACH, R. ŚWIERCZYŃSKI, M. MAGIER

Numerical analysis of armour steel plates penetration process by subcalibre projectiles with monolith and segmented penetrators

Abstract. In this paper, we present the computer modelling results of a steel armour plates penetration by subcalibre projectiles with a monolith and segmented penetrators (tungsten alloy) driven to the velocity of 1550 m/s. We used the most recent version of the free point's method. The results were compared to relevant experimental results. It is shown that using this method we have obtained good consistency of the theoretical and experimental results.

Keywords: terminal ballistic, penetration, segmented penetrator

Universal Decimal Classification: 623.52

