



BIULETYN WAT
VOL. LV, NR 2, 2006

Deformacja cylindrycznych konstrukcji pod działaniem dwóch ruchomych obciążeń impulsowych

JURIJ S. WOROBIEW*, LEOPOLD KRUSZKA,
MARINA W. CZERNOBRIWKO*

Wojskowa Akademia Techniczna, Instytut Inżynierii Lądowej i Geodezji,
00-908 Warszawa, ul. S. Kaliskiego 2

* Ukraińska Narodowa Akademia Nauk, Instytut Problemów Budowy Maszyn, Charków

Streszczenie. Wiele współczesnych konstrukcji inżynierskich, w tym konstrukcje ochronne i rurociągi, posiada podstawowe elementy w postaci konstrukcji cylindrycznych. W sytuacjach nadzwyczajnych mogą na te konstrukcje oddziaływać intensywne ruchome obciążenia impulsowe, zarówno od wewnątrz, jak i od zewnątrz konstrukcji. Te obciążenia powodują deformację materiału konstrukcyjnego w zakresie sprężysto-plastycznym z dużymi szybkościami odkształcenia, łącznie z powstaniem niestacjonarnego pola temperatury. Stąd powstaje zagadnienie analizy pracy konstrukcji cylindrycznych w zakresie niestacjonarnych pól naprężeń sprężysto-plastycznych z uwzględnieniem efektów termicznych wywołanych obciążeniami impulsowymi działającymi z różną intensywnością. W artykule przedstawiono metodykę obliczeń konstrukcji cylindrycznych poddanych z zewnątrz oddziaływaniu silnego pola elektromagnetycznego, a od wewnątrz impulsowemu obciążeniu zależnemu od ciśnienia i prędkości detonacji. Wyniki dwuwymiarowej symulacji numerycznej porównano z danymi z eksperymentu fizycznego.

Słowa kluczowe: konstrukcje cylindryczne, obciążenia impulsowe, symulacja numeryczna

Symbole UKD: 624.04

1. Wprowadzenie

W wielu współczesnych konstrukcjach inżynierskich, zarówno w budowlach ochronnych, jak i w rurociągach dalekosieżnych do transportu ropy naftowej, produktów naftowych i gazu, a także w maszynach i urządzeniach energetycznych, w silnikach, statkach powietrznych i kosmicznych podstawowym elementem kon-

strukcyjnym jest grubościenna powłoka cylindryczna. Na ten element mogą oddziaływać intensywne ruchome obciążenia impulsowe, zarówno od wewnątrz, jak i od zewnątrz konstrukcji. Te obciążenia powodują deformację materiału konstrukcyjnego w zakresie sprężysto-plastycznym z dużymi szybkościami odkształcenia, łącznie z powstaniem niestacjonarnego pola temperatury. Wpływ temperatury znacznie wzrasta, jeżeli oddziaływanie zewnętrzne jest obciążeniem impulsowym składającym się zarówno z typu mechanicznego, jak i cieplnego. Powstaje więc zagadnienie analizy pracy konstrukcji cylindrycznych w zakresie niestacjonarnych pól naprężeń sprężysto-plastycznych z uwzględnieniem efektów termicznych wywołanych obciążeniami impulsowymi działającymi z różną intensywnością.

Zachowanie się materiału konstrukcyjnego środkowej części powłok metalowych poddanych od wewnątrz ciśnieniu produktów wybuchu, zaś od zewnątrz oddziaływaniu pola magnetycznego określano zwykle na drodze eksperymentalnej [1, 2].

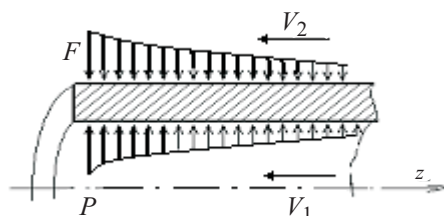
Badaniu wpływu obciążeń impulsowych na procesy deformacji konstrukcji cylindrycznych poświęcono wiele prac. W większości z nich [3-5] wykorzystano dane z przeprowadzonego eksperymentu fizycznego. W wielu źródłach literaturowych można znaleźć prace, w których uzasadniano możliwość kształtowania konstrukcyjnego powłok cylindrycznych poddanych działaniu obciążenia impulsowego, np. [6]. W Wojskowej Akademii Technicznej w latach 70. ubiegłego stulecia prowadzono intensywne badania związane z propagacją cylindrycznych fal ciśnienia w cylindrycznych kawernach wymuszonych poruszającym się obciążeniem [17-21] oraz mierzono parametry ruchu zewnętrznej powierzchni ścianki rury rozpęczanej wybuchowo [16]. Niniejsza praca jest propozycją metodyki określenia mechanicznego zachowania się elementów konstrukcji w kształcie cylindra poddanych różnym poruszającym się obciążeniom, otrzymanym wcześniej na drodze obliczeniowej.

Rozwiązanie zagadnienia otrzymano na podstawie równań ruchu cylindrycznego wycinka konstrukcji w układzie współrzędnych cylindrycznych (walcowych). Warunki początkowe przyjęto zerowe. Warunki brzegowe na zewnętrznej i wewnętrznej powierzchni powłoki cylindrycznej zamodelowano obciążeniem impulsowym zależnym od wielkości maksymalnego ciśnienia i szybkości detonacji. Takie ujęcie zagadnienia dopuszcza wariant, kiedy jedno z dwóch albo dwa obciążenia mają charakter impulsu magnetycznego. Dla rozpatrywanego przypadku pomijamy efekty brzegowe.

2. Sformułowanie zagadnienia

Rozpatrzmy powłokę cylindryczną o skończonej długości L i stałej grubości ścianki h równej różnicy jej zewnętrznego R_H i wewnętrznego R_B promienia. W chwili początkowej cylinder poddany jest oddziaływaniu obciążenia detona-

cyjnego. Podczas modelowania tego obciążenia niezbędne jest uwzględnienie jego ruchu po powierzchni powłoki z prędkością V . W wyniku obciążenia impulsowego w cylindrze powstają zarówno deformacje sprężyste, jak i plastyczne. Deformacje plastyczne wywołują z kolei adiabatyczny wzrost temperatury cylindra w procesie jego odkształcania (tzw. zjawisko dyssypacji energii), co może nawet doprowadzić do powstania adiabatycznych pasm ścinania w materiale konstrukcyjnym. Zakładamy, że cały ten proces deformacji ma charakter osiowosymetryczny. Zagadnienie rozpatrujemy w cylindrycznym układzie współrzędnych (r, φ, z) — rys. 1.



Rys. 1. Schemat obciążenia cylindra

Ze względu na osiową symetrię zarówno konstrukcji cylindra, jak i jego obciążenia układ równań ruchu z uwzględnieniem rozszerzalności cieplnej materiału konstrukcyjnego pod wpływem zmian jego temperatury zapisujemy we współrzędnych r, z [7]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} - (3\lambda + 2\mu)\alpha_T \frac{\partial T}{\partial r} &= \rho \frac{\partial^2 u_r}{\partial t^2}; \\ \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\sigma_{rz}}{r} - (3\lambda + 2\mu)\alpha_T \frac{\partial T}{\partial z} &= \rho \frac{\partial^2 u_z}{\partial t^2}, \end{aligned} \quad (1)$$

gdzie: α_T — termiczny współczynnik rozszerzalności liniowej; $U = U(u_r, u_z)$ — wektor przemieszczenia; $T = T(r, z, t)$ — temperatura; λ, μ — stałe Lamégo; $\sigma_{rr}, \sigma_{rz}, \sigma_{zz}$ — składowe tensora naprężenia; t — czas; r — promień powłoki cylindrycznej; ρ — gęstość materiału konstrukcyjnego.

Wykorzystując geometryczny związek wiążący tensor odkształcenia i wektor przemieszczenia w zakresie małych deformacji sprężysto-plastycznych i związek fizyczny pomiędzy tensorami naprężenia i odkształcenia opisujący sprężysto-plastyczne zachowanie się materiału konstrukcyjnego [8], można w prosty sposób przekształcić układ równań ruchu (1) w układ dwóch równań z następującymi trzema niewiadomymi: składowymi wektora przemieszczenia $U = U(u_r, u_z)$ i temperaturą $T = T(r, z, t)$. Stąd konieczne staje się uzupełnienie otrzymanego układu jeszcze jednym równaniem — zależnością dla temperatury. W tym celu

uwzględniamy tu adiabaticzne prawo płynięcia plastycznego [3, 14, 15] dla materiału izotropowego. Takie podejście pozwala wyznaczyć temperaturę w czasie w każdym punkcie materialnym konstrukcji.

Układ równań (1) uzupełniamy początkowymi i granicznymi warunkami, łącznie z warunkiem dla temperatury T .

Warunki początkowe dla $t = 0$:

$$\begin{aligned} u_r = 0, \quad u_z = 0, \quad \frac{\partial u_r}{\partial t} = 0, \quad \frac{\partial u_z}{\partial t} = 0, \\ \frac{\partial u_r}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial u_z}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial u_r}{\partial z} = 0, \quad \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0, \\ T = T_0. \end{aligned} \quad (2)$$

Warunki graniczne:

— na powierzchni zewnętrznej powłoki $r = R_H$:

$$T = T_0, \quad \sigma_{rr} = F(z, t), \quad \sigma_{rz} = 0, \quad (3)$$

— na wewnętrznej powierzchni powłoki $r = R_B$:

$$T = T_0, \quad \sigma_{rr} = -P(z, t), \quad \sigma_{rz} = 0, \quad (4)$$

— na końcach cylindra $z = 0, z = L$:

$$T = T_0, \quad \sigma_{zz} = 0, \quad \sigma_{rz} = 0. \quad (5)$$

Ruchome obciążenie $F(z, t)$ i $P(z, t)$ opisujemy zależnością [8]:

$$\begin{aligned} P(z, t) &= P_m e^{\left(\frac{z}{V_1} - t\right)^{\theta}} H\left(t - \frac{z}{V_1}\right) \\ F(z, t) &= F_m e^{\left(\frac{z}{V_2} - t\right)^{\theta}} H\left(t - \frac{z}{V_2}\right), \end{aligned} \quad (6)$$

gdzie: P_m i F_m — maksymalne ciśnienia na froncie fal uderzeniowych; V_1 i V_2 — prędkości rozprzestrzeniania się frontów obciążenia; θ — charakterystyka spadku ciśnienia; $H = H(t)$ — funkcja Heaviside'a.

3. Metoda rozwiązania

Układ równań (1) wraz z warunkami początkowymi (2) i granicznymi (3-5) został rozwiązany z wykorzystaniem metody numerycznej. Jak wykazała prakty-

ka obliczeniowa tego typu zagadnień, dostatecznie dokładne rozwiązanie można otrzymać, stosując metodę różnic skończonych.

W wyniku wykorzystania niejawnego schematu różnicowego o dokładności obliczeń rzędu drugiego z nieliniowego układu równań różniczkowych cząstkowych otrzymujemy układ równań algebraicznych skalarnych z niewiadomymi będącymi składowymi wektora przemieszczenia u_r i u_z . Zastępując pochodne cząstkowe wchodzące w układ równań (1) i warunki graniczne (3-5) ilorazami różnicowymi, otrzymujemy:

— dla punktów wewnątrz cylindra $n = 1, 2, \dots, N-1$; $m = 1, 2, \dots, M-1$

$$\begin{aligned} (u_{nm}^k)_{tt} &= (u_{nm}^{k+1} - 2u_{nm}^k + u_{nm}^{k-1})/h_k^2; \\ (u_{nm}^k)_{zz} &= (u_{nm+1}^k - 2u_{nm}^k + u_{nm-1}^k)/h_z^2; \\ (u_{nm}^k)_{rr} &= (u_{n+1m}^k - 2u_{nm}^k + u_{n-1m}^k)/h_r^2; \\ (u_{nm}^k)_{rz} &= (u_{n+1m+1}^k - u_{n+1m-1}^k - u_{n-1m+1}^k + u_{n-1m-1}^k)/4h_r h_z; \\ (u_{nm}^k)_z &= (u_{nm+1}^k - u_{nm-1}^k)/2h_z; \\ (u_{nm}^k)_r &= (u_{n+1m}^k - u_{n-1m}^k)/2h_r; \\ (u_{nm}^k)_t &= (u_{nm}^{k+1} - u_{nm}^{k-1})/2h_k; \end{aligned} \quad (7)$$

— dla punktów na powierzchni wewnętrznej cylindra $n = 0$; $m = 1, 2, \dots, M-1$

$$\begin{aligned} (u_{nm}^k)_z &= (u_{n+m+1}^k - u_{n+1m-1}^k)/2h_z; \\ (u_{nm}^k)_r &= (-3u_{nm}^k + 4u_{n+1m}^k - u_{n+2m}^k)/2h_r; \end{aligned} \quad (8)$$

— dla punktów na powierzchni zewnętrznej cylindra $n = N$; $m = 1, 2, \dots, M-1$

$$\begin{aligned} (u_{nm}^k)_z &= (u_{n-1m+1}^k - u_{n-1m-1}^k)/2h_z; \\ (u_{nm}^k)_r &= (-3u_{nm}^k + 4u_{n+1m}^k - u_{n+2m}^k)/2h_r; \end{aligned} \quad (9)$$

— dla punktów na końcach cylindra:

$n = 1, 2, \dots, N-1$; $m = 0$

$$(u_{nm}^k)_r = (u_{n+1m}^k - u_{n-1m}^k)/2h_r;$$

$$(u_{nm}^k)_z = (u_{n2}^k - 4u_{n1}^k + 3u_{n0}^k) / 2h_z;$$

$$n = 1, 2, \dots, N-1; m = M \quad (10)$$

$$(u_{nm}^k)_r = (u_{n+1M-1}^k - u_{n-1M-1}^k) / 2h_r;$$

$$(u_{nm}^k)_z = (-u_{nM-2}^k + 4u_{nM-1}^k - 3u_{nM}^k) / 2h_z;$$

gdzie: u_{nm}^k — wartości poszukiwanych funkcji u_r i u_z w węzłach siatki (n, m) na warstwie czasowej k i ich pochodne zdefiniowane jako schematy różnicowe: trójwarstwowe po czasie i jako „centralne” względem przestrzennych współrzędnych dla punktów położonych wewnątrz cylindra oraz „w przód” dla punktów położonych na granicznych powierzchniach.

Temperatury w węzłach siatki wyznaczamy z adiabatycznego prawa płynięcia plastycznego [9]:

$$T(r, z, t) = T_0 + \frac{f}{c\rho} \int_0^{\varepsilon_f} \sigma(r, z, t) d\varepsilon(r, z, t), \quad (11)$$

gdzie: T_0 — początkowa temperatura cylindra; c — ciepło właściwe materiału konstrukcyjnego; $\sigma(r, z, t)$ i $\varepsilon(r, z, t)$ — naprężenie i odkształcenie; ε_f — odkształcenie końcowe; f — czynnik termiczny dyssypacji energii — funkcja ustalona na drodze eksperymentalnej, określająca jak część pracy deformacji zamienia się na energię cieplną.

Dla znalezienia składowych przemieszczeń punktów wewnątrz cylindra otrzymano układ równań różnicowych drugiego rzędu, zaś dla punktów leżących na granicznych powierzchniach — układy równań różnicowych pierwszego i drugiego rzędu.

Funkcje u_r , u_z w węzłach siatki określono na podstawie wyprowadzonego wprost schematu numerycznej dyskretyzacji na „gładkich” częściach powierzchni cylindra. W tych punktach, gdzie styczna do powierzchni cylindra jest nieciągła, zapis takiego schematu dyskretyzacji jest niemożliwy i obliczenie tych funkcji sprawia duże trudności. Mamy tu na uwadze punkty narożne:

$$r = 0, z = 0; r = 0, z = Mh_z; r = Nh_r, z = Mh_z; r = Nh_r, z = 0. \quad (12)$$

Podczas znajdowania w tych punktach wartości poszukiwanych niewiadomych zastosowano jednowymiarową ekstrapolację typu

$$u_{00}^k = u_{10}^k + u_{01}^k - \frac{1}{2}(u_{20}^k - u_{02}^k). \quad (13)$$

Funkcja (u_{nm}^k) w narożnym punkcie została określona przez wartości zmiennych leżących na prostych przechodzących przez punkt narożny i inne węzły siatki — dla wygody celowe jest wybranie linii należących do granicznych powierzchni cylindra.

Wyjściową wartość kroku całkowania (czasowego) wybrano zgodnie z warunkiem stabilności Couranta-Friedrichsa-Lewy'ego:

$$c \frac{h_t}{h^{\min}} \leq 1, \quad (14)$$

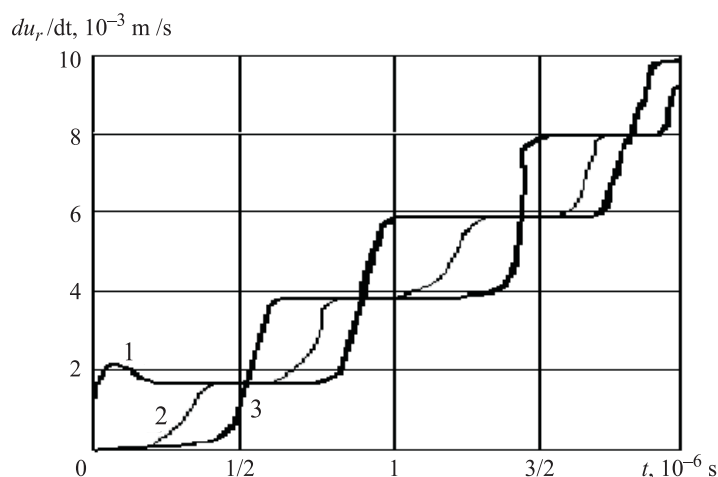
gdzie: c — prędkość rozprzestrzeniania się sprężysto-plastycznych fal w materiale konstrukcyjnym.

Dalsze rozwiązanie przedmiotowego zagadnienia zawiera linealizację układu równań algebraicznych i ich numeryczne obliczenie.

4. Termokinetyczna analiza obliczeniowa dynamicznej deformacji

Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla stalowego cylindra długości $L = 21 \cdot 10^{-2}$ m, grubości ścianki $h = 0,8 \cdot 10^{-2}$ m, o promieniach: zewnętrznym $R_H = 4,2 \cdot 10^{-2}$ m i wewnętrznym $R_B = 3,4 \cdot 10^{-2}$ m. Wartości parametrów materiału konstrukcyjnego są następujące: moduł sprężystości $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Pa; współczynnik Poissona $\nu = 0,3$; gęstość $\rho = 7,8 \cdot 10^3$ kg/m³; odkształcenie plastyczne (trwałe) $\varepsilon^s = 1,43 \cdot 10^{-3}$, stałe dynamicznej zależności między naprężeniem a odkształceniem: $D = 396$ s⁻¹, $n = 7,14$ [8]. Wybuch liniowego ładunku umieszczonego w podłużnej osi cylindra w postaci sznura detonującego o masie na jednostkę długości q powoduje maksymalne ciśnienia na froncie fali uderzeniowej $P_m = 860(q^{1/2}/R)^{0,71}$ z charakterystyką spadku ciśnienia wynoszącą $\theta = 0,115 \cdot 10^{-3} q^{1/2} (R/q^{1/2})^{0,43}$. Dla jednej nitki sznura detonującego w odległości od osi cylindra $R_B = 3,4 \cdot 10^{-2}$ m otrzymujemy $P_m = 3,7 \cdot 10^8$ Pa i $\theta = 6,9 \cdot 10^{-6}$ s.

Na rysunku 2 przedstawiono zmianę parametrów kinematycznych w procesie dynamicznej deformacji cylindra o skończonej długości. Krzywe 1, 2 i 3 określają zmianę prędkości radialnej w czasie w punktach cylindra o następujących współrzędnych: $r_1 = 3,4 \cdot 10^{-2}$ m i $z_1 = 10,5 \cdot 10^{-2}$ m, $r_2 = 3,8 \cdot 10^{-2}$ m i $z_2 = 10,5 \cdot 10^{-2}$ m, $r_3 = 4,2 \cdot 10^{-2}$ m i $z_3 = 10,5 \cdot 10^{-2}$ m. Te punkty leżą na wewnętrznej, środkowej i zewnętrznej powierzchni cylindra. Analiza tych krzywych pokazuje, że podczas przejścia fali uderzeniowej przez rozpatrywany punkt cylindra, w punkcie tym ustala się określona prędkość radialna, która gwałtownie zmienia się w momencie nadejścia fali odbitej. Na początkowym etapie deformacji prędkość radialna skokowo wzrasta niezależnie od tego, jak fala dotarła do danego punktu — fala padająca albo odbita.



Rys. 2. Prędkość radialnych przemieszczeń punktów 1, 2 i 3

Analiza pola temperatury pokazuje, że energia właściwa plastycznych deformacji jest mała w porównaniu z energią kinetyczną podczas całej deformacji cylindra i stanowi około 10÷15% jej wartości. Dla początkowej temperatury $T_0 = 20^\circ\text{C}$ w procesie deformacji ma miejsce nieznaczne adiabatyczne ogrzanie cylindra. Ten fakt pozwala wysunąć wniosek, że praktycznie niemożliwe jest powstanie stref adiabatycznego ścinania w materiale konstrukcji i ich wpływ na wytrzymałościowe charakterystyki tego materiału.

W tabeli 1 przytoczono wartości maksymalnych obwodowych $\varepsilon_\varphi^{\max}$ i podłużnych ε_z^{\max} odkształceń pomierzonych za pomocą techniki tensometrycznej i uzyskanych na drodze obliczeniowej z wykorzystaniem przedstawionej metody numerycznej. Powyższe wyniki otrzymane za pomocą opracowanego mode-

TABELA 1

h , cm	Ładunek: ilość nitok sznura detonującego	Dane eksperymentalne	Dane obliczeniowe	Różnica w %
Wartość $\varepsilon_\varphi^{\max}$, %				
0,2	1	8,87	8,51	4,1
0,8	1	1,36	1,32	2,9
0,34	1	4,42	4,29	2,9
0,34	2	8,05	7,93	1,5
0,34	3	11,04	10,96	0,7
Wartość ε_z^{\max} , %				
0,2	1	0,73	0,71	2,7

lu деформации цилиндра są zgodne z danymi eksperymentalnymi dla różnych grubości h ścianki цилиндра i różnych obciążeń dynamicznych.

Dobra zgodność wyników obu analiz — numerycznej i eksperymentalnej świadczy, że wybór dwuwymiarowego matematycznego modelu цилиндра wykonanego z materiału termosprężysto-plastycznego wrażliwego na szybkość odkształcenia z uwzględnieniem sprzężeń termomechanicznych jest optymalnym i wystarczającym do symulacji numerycznych takich konstrukcji cylindrycznych obciążonych dynamicznie.

Wnioski

Przeprowadzone badania wykazały, że деформация (rozszerzenie) цилиндра, a także dowolnych konstrukcyjnych elementów w cylindrycznym kształcie bez uszkodzenia i zniszczenia ich materiału konstrukcyjnego jest w pełni możliwa nawet pod działaniem kombinacji obciążeń impulsowych. Aby przekonać się o tym fakcie, należało wykonać eksperyment obliczeniowy.

Jak pokazały przeprowadzone eksperymenty fizyczne, zaproponowany matematyczny model cylindrycznej konstrukcji i jego materiału z powodzeniem symuluje realny proces деформации dynamicznej цилиндра [10, 11, 12]. Te badania można rozszerzyć na stożkowe elementy konstrukcyjne, a także na inne konstrukcje dowolnego kształtu.

Artykuł wpłynął do redakcji 5.10.2004 r. Zweryfikowaną wersję po recenzji otrzymano w styczniu 2006 r.

LITERATURA

- [1] Е. И. Биченков, А. Е. Войтенко, А. Ф. Демчук и др., *Эксперименты со взрыво-магнитным генератором в лабораторных условиях*, ДАН СССР, Т. 183, № 6, 1968, с. 1289-1291.
- [2] А. С. Кравченко, А. С. Борискин, Ю. В. Вилков и др., *Формирование с помощью магнитокумулятивного генератора ВМГ-160 импульса напряжения 1,3 МВ на нагрузке 13 Ом*, ПТЭ, №2, 2000, с. 70-77.
- [3] Г. В. Степанов, *Упругопластическое деформирование материалов под действием импульсных нагрузок*, Наук. думка, 1979.
- [4] А. В. Колодяжный, В. И. Севрюков, *Ударные и импульсные воздействия на конструкции и материалы*, Наук. думка, 1986.
- [5] А. А. Дерibas, *Физика упрочнения и сварки взрывом*, Новосибирск, Наука, 1980.
- [6] В. Г. Кононенко, *Высокоскоростное формоизменение и разрушение металлов*, Вища школа, Харьков, 1980.
- [7] А. И. Лурье, *Нелинейная теория упругости*, Наука, 1980.
- [8] Ю. С. Воробьев, А. В. Колодяжный, В. И. Севрюков, Е. Г. Янютин, *Скоростное деформирование элементов конструкций*, Наук. думка, 1989.

- [9] И. В. БЕЛЫЙ, С. М. ФЕРТИК, Л. Т. ХИМЕНКО, *Справочник по магнитоимпульсной обработке материалов*, Вища школа, Харьков, 1977.
- [10] А. Д. КОВАЛЕНКО, *Термоупругость*, Вища школа, Харьков, 1975.
- [11] Ю. С. ВОРОБЬЕВ, А. В. КОЛОДЯЖНЫЙ, М. В. ЧЕРНОБРЫВКО, К. ВАКУЛЕНКО, Л. КРУШКА, *Высокоскоростные прочностные испытания металлических материалов при магнитно-импульсном нагружении*, Theoretical Foundations of Civil Engineering — XI Polish-Ukrainian Transactions, W. Szcześniak Ed., Warsaw University of Technology, Dniepropetrovsk-Warsaw, June 2003, pp. 678-684.
- [12] Ю. С. ВОРОБЬЕВ, А. В. КОЛОДЯЖНЫЙ, М. В. ЧЕРНОБРЫВКО, К. ВАКУЛЕНКО, Л. КРУШКА, *Испытания металлических материалов при магнитно-импульсном нагружении*, Biul. WAT, 52, 5, 2003, s. 177-185.
- [14] L. KRUSZKA, W. K. NOWACKI, *Thermoplastic analysis of normal impact of long cylindrical specimen (experiment and comparison with the numerical calculation)*, Journal of Thermal Stresses, 18, 1995, pp. 313-334.
- [15] J. R. КЛЕПАЧКО, *Sprężenia termo-mechaniczne w metalach*, Prace IPPT PAN nr 11/1978, Warszawa 1978.
- [16] W. BABUL, H. DERENTOWICZ, M. FRUCZEK, E. WŁODARCZYK, Z. ZIÓLKOWSKI, *O metodach pomiaru parametrów ruchu zewnętrznej powierzchni ścianki rury rozpeczęanej wybuchowo*, Biul. WAT, 22, 10, 1973, s. 89-97.
- [17] W. BABUL, M. FRUCZEK, A. PAPLIŃSKI, E. WŁODARCZYK, *Propagation of cylindrical stress waves in a layered elastic-viscoplastic body*, Proceedings of Vibration Problems, 14, 3, 1973, pp. 257-271.
- [18] P. MISAŁ, A. PAPLIŃSKI, E. WŁODARCZYK, *Skośne bifale naprężenia w ośrodku sprężystym generowane osiowo-symetrycznym ruchomym obciążeniem skupionym*, Biul. WAT, 24, 5, 1975, s. 33-45.
- [19] A. PAPLIŃSKI, E. WŁODARCZYK, *Propagacja cylindrycznej fali ciśnienia w cieczy idealnej wymuszonej obciążeniem poruszającym się ze stałą prędkością nadźwiękową*, Biul. WAT, 25, 1, 1976, s. 7-17.
- [20] P. MISAŁ, A. PAPLIŃSKI, E. WŁODARCZYK, *Cylindryczne fale naprężenia w ośrodku sprężystym wywołane nadsejsmicznym ruchomym osiowo-symetrycznym impulsem ciśnienia*, Biul. WAT, 25, 4, 1976, s. 13-26.
- [21] A. PAPLIŃSKI, E. WŁODARCZYK, *Propagacja dwuwymiarowych cylindrycznych fal ciśnienia w ośrodku akustycznym wymuszonych ruchomym obciążeniem*, Biul. WAT, 25, 12, 1976, s. 21-39.

J. S. WOROBIEW, L. KRUSZKA, M. W. CZERNOBRIWKO

Deformation of cylindrical structures under two moving impulsive loadings

Abstract. Many contemporary engineering structures including the protective structures and pipelines, have own basic members in cylindrical shapes. Under extremely circumstances, the intensive impulsive moving loading can effect on those structures both from the inside and from the outside. Those loading cause deformation of structural material within elastic-plastic strain range and the high strain rate including rise of unsteady temperature field. Hence a question of work analysis of cylindrical structures within the unsteady elastic-plastic stress field taking into consideration the thermal effects under impulsive loading is still up-to-date.

In the paper a computational method of the cylindrical structures under strong electro-magnetic field from the outside, and impulsive loading from the inside depended on pressure and velocity of detonation is presented. The results of two-dimensional numerical simulation are compared with the experimental data.

Keywords: cylindrical constructions, impulsive loadings, numerical simulation

Universal Decimal Classification: 624.04

