

Tomasz Trzepieciński
Katedra Przeróbki Plastycznej
Politechnika Rzeszowska

MODELOWANIE PROCESU KSZTAŁTOWANIA BLACH W PROGRAMIE ABAQUS

Streszczenie – Praca zawiera wyniki badań eksperymentalnych oraz symulacji numerycznych kształtowania wytłoczek prostokątnych z dnem stożkowym. Do numerycznej analizy procesu wytłaczania metodą elementów skończonych użyto program Abaqus oparty na metodzie elementów skończonych. Do opisu właściwości plastycznych blachy zastosowano model izotropowy Huber-Mises oraz model anizotropowy opisany równaniem kwadratowym Hilla. Podobnie zjawisko tarcia zamodelowano poprzez wprowadzenie jednakowej wartości współczynnika tarcia dla wszystkich powierzchni oraz za pomocą modelu anizotropowego. Porównanie wyników symulowanego rozkładu grubości ścianek wytłoczek z pomiarami eksperymentalnymi wykazało, iż uwzględnienie anizotropii plastycznej materiału oraz anizotropii oporów tarcia w modelu MES powoduje, że wyniki symulacji są bardziej zbliżone do wyników doświadczalnych.

1 Wprowadzenie

Kształtowanie blach jest jednym z podstawowych procesów wytwarzania, w których lokalny stan odkształcenia w elemencie zależy od bardzo wielu czynników m.in. warunków tarcia, nacisków jednostkowych oraz właściwości materiału blachy. Jednym z istotnych czynników wpływających na otrzymanie żądanej dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu jest dobór optymalnych parametrów procesu. Warunki tarcia oraz smarowania wywierają ważny wpływ na rozkład i wartość odkształceń w wytłoczce, wpływając tym samym na jakość wyrobu. Zjawiska powierzchniowe i procesy zachodzące w strefie kontaktu zależą m.in. od materiału i topografii oraz chropowatości powierzchni blachy oraz narzędzia [1]. Wykorzystanie nowoczesnych narzędzi do optymalizacji procesu kształtowania blach jako są programy oparte na metodzie elementów skończonych (MES) pozwalają na ustalenie prawidłowych warunków i parametrów wytłaczania przy wyeliminowaniu lub ograniczeniu konieczności wytwarzania prototypów narzędzi w procesie produkcyjnym. Budowa prawidłowego modelu numerycznego wymaga znajomości początkowej geometrii narzędzi, kształtu i wymiarów materiału wyjściowego blachy, właściwości materiału blachy, warunków tarcia, temperatury pro-

cesu oraz prędkości odkształcania. W ostatnich latach rozwinięto również kryteria pozwalające na przewidywanie fałdowania lub pęknięcia materiału oraz określenie zależności pomiędzy naprężeniami głównymi w płaszczyźnie blachy w momencie utraty stateczności. O poprawności zbudowanego modelu matematycznego decydują między innymi warunki brzegowe, model konstytutywny materiału, rodzaj elementów oraz błędy w obliczeniach [2, 3]. W obliczeniach przy zastosowaniu MES powstawanie błędów związane jest głównie z [4]: dyskretyzacją kontinuum materialnego, tworzeniem bazy danych do obliczeń oraz układaniem algorytmu programu komputerowego. W przeprowadzonych badaniach [5, 6] potwierdzono, że tarcie jest złożoną funkcją wielu czynników, dlatego trudno jest stworzyć uniwersalny model matematyczny, który może być użyty do opisu zmian sił tarcia. W dążeniu do otrzymywania rzetelnych wyników symulacji numerycznych opracowano szereg sposobów wyznaczania wartości współczynnika tarcia dla poszczególnych obszarów styku blachy z narzędziem.

2 Model materiału

Do kształtowania wytłoczek wykorzystano stalowe blachy głębokotłoczne gatunku DC01 o grubości 1 mm. W próbie jednoosiowego rozciągania wyznaczono wartości podstawowych parametrów mechanicznych blachy. Próbki do badań wycięto z arkusza blachy pod kątem 0° , 45° oraz 90° do kierunku walcowania. Właściwości anizotropowe blachy materiału uwidaczniają się w ten sposób, że składowe odkształcenia w obu kierunkach prostopadłych do kierunku rozciągania próbki nie są równe. Anizotropia właściwości mechanicznych blachy scharakteryzowana jest za pomocą współczynnika Lankford'a r [7]. Wartość współczynnika r (1) jest określana jako stosunek odkształcenia rzeczywistego szerokości ε_2 do odkształcenia rzeczywistego grubości ε_3 próbki poddanej jednoosiowemu rozciąganiu.

$$r = \varepsilon_2 / \varepsilon_3 \quad (1)$$

Bezpośredni pomiar grubości blachy przed oraz po odkształceniu jest obarczony dużym błędem względnym, szczególnie w przypadku blach cienkich. Stosując pomiar szerokości i długości próbki oraz korzystając z warunku stałej objętości $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$ równanie (1) można przekształcić do postaci:

$$r = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) / \ln\left(\frac{l_0 b_0}{lb}\right) \quad (2)$$

gdzie l_0 , l oznacza długość próbki odpowiednio przed oraz po odkształceniu, b_0 , b odpowiednio szerokość próbki przed oraz po odkształceniu.

Jeśli właściwości plastyczne blachy są równe we wszystkich kierunkach w płaszczyźnie blachy, ale różnią się od właściwości w kierunku normalnym do powierzchni blachy to wykazuje ona anizotropię normalną. Średnią wartość współczynnika anizotropii normalnej określa się następująco:

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (3)$$

gdzie r_0 , r_{45} , r_{90} oznaczają współczynniki anizotropii normalnej w kierunku równoległym, prostopadłym oraz pod kątem 45° względem kierunku walcowania. Dla materiałów izotropowych $\bar{r}=1$. Blachy o dużej wartości współczynnika \bar{r} zapewniają bardzo dobrą głębokotłoczność [7]. Właściwości mechaniczne stosowanej blachy przedstawiono w tabl. 1. Na podstawie danych pomiarowych sporządzono charakterystyki umocnieniowe badanych blach, które następnie aproksymowano równaniem Hollomona $\sigma = C \cdot \varepsilon^n$, gdzie C - współczynnik umocnienia, n - wykładnik krzywej umocnienia. Relacja ta jest powszechnie stosowana w programach symulujących procesy przeróbki plastycznej na zimno, gdzie w stopniu zadowalającym spełnia swoje zadanie [8].

Tabela. 1. Właściwości mechaniczne blachy

Orientacja	Granica plastyczności R_e , MPa	Wytrzymałość na rozciąganie R_m , MPa	Współczynnik umocnienia C , MPa	Wykładnik umocnienia n	Współczynnik Lankford'a r
0°	162	310	554	0,21	1,55
45°	163	322	542	0,20	1,27
90°	168	312	530	0,21	1,67

Potwierdzeniem cech anizotropowych blach stalowych jest różnica w wartościach współczynnika anizotropii odpowiadająca orientacji względem kierunku walcowania. Zmiana wartości współczynnika r wraz ze zmianą orientacji względem kierunku walcowania silnie zależy od kierunkowości mikrostruktury [9]. Model materiału w symulacji numerycznej przyjęto jako sprężysto-plastyczny z izotropowym umocnieniem. Parametry materiałowe w zakresie sprężystym wynoszą: moduł Younga $2,1 \cdot 10^{11}$ MPa, współczynnik Poissona 0,3. Symulacje numeryczne wykonano zakładając warunek plastyczności Huber-Mises [10] dla ciał izotropowych oraz stosując model Hilla [11] dla ciał anizotropowych. Dla ciał o idealnie izotropowych właściwościach mechanicznych równanie Huber-Mises [10] jest postaci:

$$2\bar{\sigma}^2 = (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)^2 \quad (4)$$

Równanie Hilla (5) jest najczęściej stosowane do opisu anizotropii właściwości plastycznych blach stalowych i stanowi rozwinięcie równania Hubera-Misesa.

$$\bar{\sigma}^2 = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{zx}^2 + 2M\tau_{yz}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \quad (5)$$

gdzie $\bar{\sigma}$ - naprężenie uplastyczniające, σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{yz} , τ_{zx} , - składowe naprężenia wyznaczane w głównych osiach ortotropii: x – równoległej do kierunku walcowania, y - prostopadłej do kierunku walcowania oraz z – normalnej do płaszczyzny blachy. Współczynniki F, G, H, L, M, N określone są na podstawie parametrów mechanicznych blachy mierzonych w kierunku x, y oraz z (6):

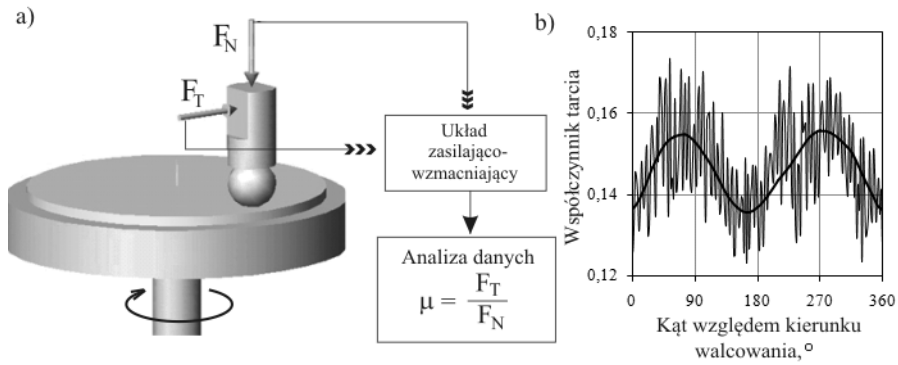
$$F = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right), \quad G = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right),$$

$$H = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right), \quad L = \frac{3}{2R_{23}^2}, \quad M = \frac{3}{2R_{13}^2}, \quad N = \frac{3}{2R_{12}^2}, \quad (6)$$

Współczynniki R_{11} , R_{22} , R_{33} , R_{12} , R_{13} , R_{23} są określane w programie Abaqus na podstawie wprowadzonych wartości granicy plastyczności w różnych kierunkach.

3 Warunki kontaktu

Próby tarcia o obrotowym ruchu narzędzia zrealizowano przy pomocy testera T01-M, typu trzpień-tarcza [5], w warunkach tarcia technicznie suchego. Analiza przebiegu zmian wartości współczynnika tarcia w zależności od kąta obrotu trzpienia testera po powierzchni blachy (rys. 1) pozwala zauważyć cykliczność tych zmian. Największa oraz najmniejsza wartość współczynnika tarcia odpowiada odpowiednio pomiarowi w poprzek oraz wzdłuż kierunku walcowania. Możemy więc stwierdzić, że badane blachy stalowe charakteryzuje anizotropia właściwości trybologicznych, odpowiadająca odmiennej topografii powierzchni w zależności od orientacji względem kierunku walcowania.



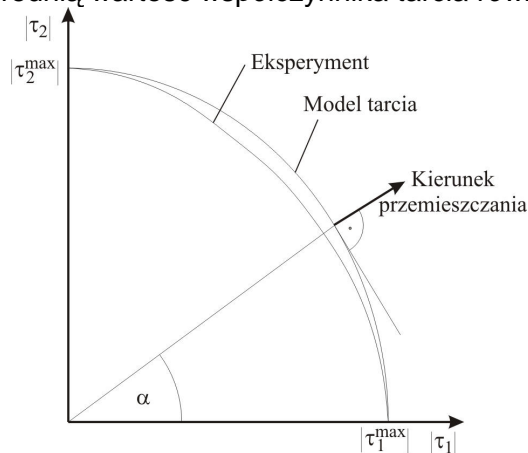
Rys. 1. Zmiana wartości współczynnika tarcia w zależności od kąta do kierunku walcowania

Wartości współczynnika tarcia w zależności od kierunku względem kierunku walcowania zostały określone za pomocą fragmentu elipsy (rys. 2) o równaniu:

$$\begin{aligned} \tau_1 &= \tau_1^{\max} \cos \alpha \\ \tau_2 &= \tau_2^{\max} \sin \alpha \end{aligned} \quad (7)$$

gdzie $\alpha \in \langle 0, \pi/2 \rangle$.

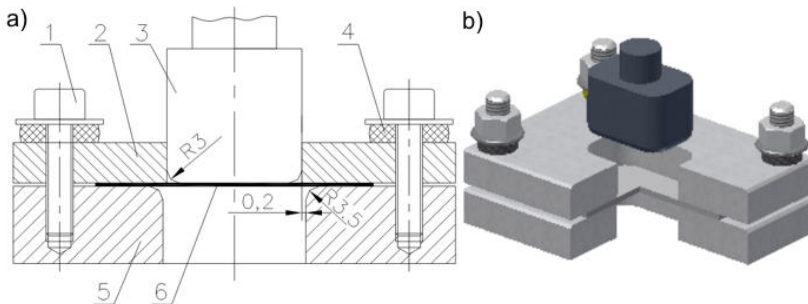
Model anizotropowy (AF) tarcia został zaimplementowany przez podanie dwóch wartości współczynnika tarcia mierzonych odpowiednio wzdłuż kierunku walcowania $\tau_1^{\max} = 0,142$ oraz w poprzek względem kierunku walcowania $\tau_2^{\max} = 0,154$. Dla modelu izotropowego tarcia (IF) wprowadzono średnią wartość współczynnika tarcia równą 0,1495.



Rys. 2. Anizotropowy model tarcia

4 Badania eksperymentalne

Kształtowanie wytłoczek prostokątnych z dnem stożkowym zrealizowano za pomocą specjalnego przyrządu, którego schemat oraz główne wymiary pokazano na rys. 3. Stempel posiada kształt prostokąta o wymiarach 60×40 mm. Krawędź dolna oraz krawędzie boczne stempla posiadają zaokrąglenie odpowiednio promieniem 3 mm oraz 12 mm.



Rys. 3. Schemat tłocznika oraz podstawowe wymiary: 1- śruba dociskowa, 2 – dociskacz, 3 – stempel, 4 – podkładka elastomerowa, 5 – matryca, 6 - blacha

Badania zrealizowano po zamocowaniu przyrządu na maszynie wytrzymałościowej Schenck UTS 100. Zastosowano dociskacz, aby zapobiec fałdowaniu kołnierza wytłoczki. W celu uzyskania docisku elastycznego pod śruby dociskowe zastosowano podkładki z elastomeru. Siłę docisku określono jako minimalną siłę zapobiegającą powstawaniu fałdowania kołnierza i wyznaczono doświadczalnie metodą prób i błędów. W trakcie procesu wytłaczania początkową siłę docisku określono równą 7,85 kN. Kształt wsadu został określony analitycznie tak, aby po zakończeniu procesu wytłaczania otrzymać wytłoczkę o równomiernej wysokości na obwodzie. Wykonano trzy wytłoczki o różnej wysokości wynoszącej: 6, 11 oraz 16. Poszczególne wytłoczki przecięto wzdłuż, w poprzek oraz pod kątem 45° względem kierunku walcowania.

5 Badania numeryczne

Proces kształtowania wytłoczek prostokątnych z dnem stożkowym modelowano metodą elementów skończonych przy użyciu programu ABAQUS z procedurą całkowania Explicit. Metoda całkowania Explicit zakłada spełnienie równań ruchu na początku kroku czasowego i ekstrapoluje rozwiązanie w czasie Δt . Równanie ruchu dla czasu $t^{(i)}$ jest równe (8):

$$M\ddot{u}(t^{(i)}) + C\dot{u}(t^{(i)}) + Ku(t^{(i)}) = P(t^{(i)}) \quad (8)$$

gdzie u , \dot{u} , \ddot{u} - wektory odpowiednio: przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia, M – macierz mas, C – macierz tłumienia, K – macierz sztywności, P – wektor obciążeń zewnętrznych.

Pola prędkości oraz przyspieszenia (9) w węzłach elementów skończonych w kolejnej chwili czasu $t^{(i+1)} = t^{(i)} + \Delta t^{(i+1)}$ w programie Abaqus/Explicit wyznaczono za pomocą różnic centralnych ze zmiennym krokiem całkowania dla zapewnienia zbieżności rozwiązania

$$\begin{aligned} u^{(i+1)} &= u^{(i)} + \dot{u}^{(i)} \cdot \frac{\Delta t^{(i+1)}}{2} \\ \dot{u}^{(i+1)} &= \dot{u}^{(i)} + \ddot{u}^{(i)} \cdot \frac{\Delta t^{(i+1)}}{2} \\ \ddot{u}^{(i)} &= \text{diag}(M) \cdot (P - R(u) - C\dot{u}) \end{aligned} \quad (9)$$

$$\text{gdzie } \Delta t^{(i+1)} = \frac{\Delta t^{(i)} + \Delta t^{(i+1)}}{2}$$

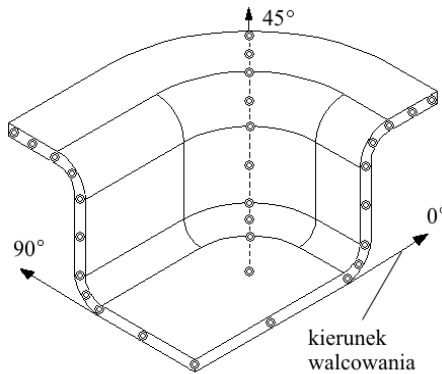
W odróżnieniu od procedury całkowania Implicit, która jest zawsze stabilna procedura Explicit całkowania równań ruchu metoda jest warunkowo stabilna gdy [12]:

$$\Delta t \leq \min \frac{L^e}{c_d^e} = \min \left(L^e \frac{\rho^e}{E^e} \right) \quad (10)$$

gdzie L^e – długość elementu, c_d^e - prędkość rozchodzenia się fali dźwiękowej w elemencie, E^e - moduł Younga materiału elementu.

Zaletą całkowania Explicit jest brak konieczności budowania macierzy sztywności układu, co przekłada się na mniejsze wymagania wobec ilości pamięci komputera. Pomimo wady całkowania Explicit jaką jest warunkowa stabilność, ograniczająca długość kroku całkowania metoda ta jest szeroko stosowana do nieliniowych analiz dynamicznych oraz w warunkach dużych odkształceń. Symulacje przeprowadzono dla modelu 3D narzędzi. Dla zwiększenia szybkości obliczeń oraz mając na uwadze symetrię procesu kształtowania zamodelowano tylko $\frac{1}{4}$ geometrii procesu z odpowiednimi warunkami brzegowymi. Narzędzia zostały zamodelowane jako sztywne, dzięki czemu w modelu obliczeniowym uwzględniono tylko ich zewnętrzne powierzchnie. Model blachy zdyskretyzowano za pomocą 3103 elementów 4-węzłowych typu Shell, preferowanych

do analizy procesu kształtowania blach sztywnymi narzędziami [12]. Modele narzędzi zawierały 9586 4-węzłowych elementów nieodkształcalnych. Przyłożona do dociskacza siła odpowiadała sile stosowanej w badaniach eksperymentalnych. Warunek brzegowy pozwalał na swobodne przemieszczanie dociskacza w kierunku normalnym do kierunku przyłożenia siły dociskowej. W celu określenia optymalnych parametrów symulacji numerycznej analizowanego procesu wytłaczania badania numeryczne wykonano dla różnych zestawień modeli materiałowych oraz modeli tarcia. Wyniki symulacji zweryfikowano na podstawie pomiaru lokalnych grubości blachy w charakterystycznych kierunkach. Grubości ścianek wytlóczek mierzono wzdłuż, w poprzek oraz pod kątem 45° względem kierunku walcowania (rys. 4).

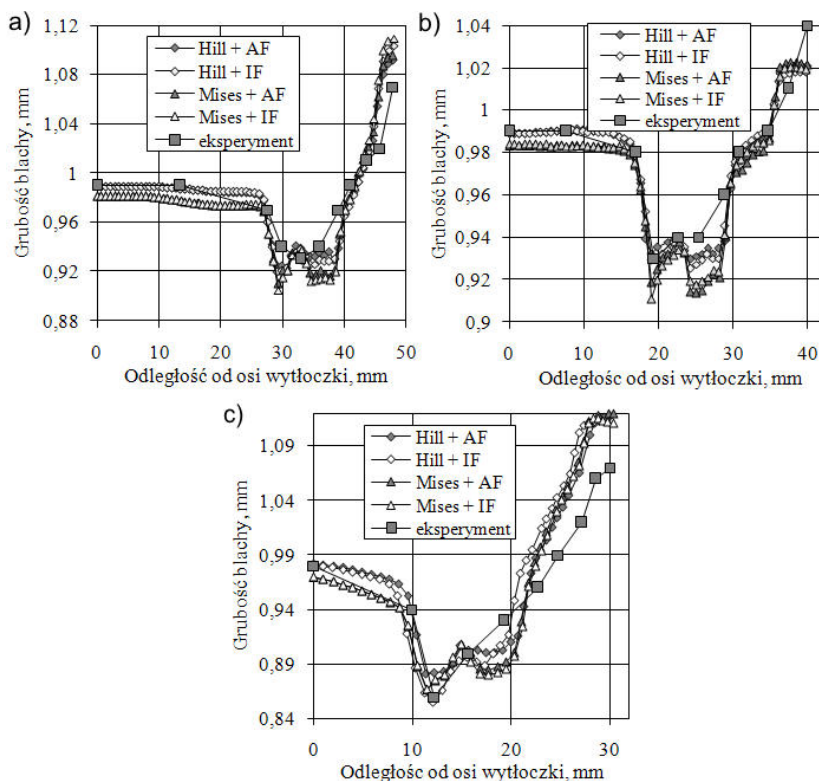


Rys. 4. Schemat pomiaru grubości

Minimalna grubość ścianki mierzona w charakterystycznych kierunkach występuje w miejscu styku krawędzi stempla z blachą (rys. 5, 6). W kołnierzu wytłóczki oba modele numeryczne przeszacowują grubość ścianki. Badania wykazały również równomierność zmian grubości w obszarze denka. Wskutek pokonywania oporów tarcia na krawędzi ciągowej matrycy i pod dociskaczem oraz oporów odkształcania kołnierza, w pobliżu zaokrąglenia krawędzi stempla występuje lokalne pocienienie ścianki.

W przekroju tym istnieje niebezpieczeństwo zerwania wytłóczki. Największa redukcja grubości ścianki wzdłuż krawędzi stempla występuje w narożniku i dla wytłóczki eksperymentalnej wynosi 14%. Na krawędzi ciągowej matrycy dochodzi do zginania oraz prostowania blachy. Nie powoduje to jednak osłabienia przekroju blachy z uwagi na intensywne umacnianie się materiału i pomimo zmniejszenia grubości blachy proces wytłaczania może być dalej prowadzony. Nierównomierność odkształceń w ściance wytłóczki wynika z występowania zmiennej wartości oporów tarcia między stemplem a powierzchnią boczną wytłóczki. Grubość mie-

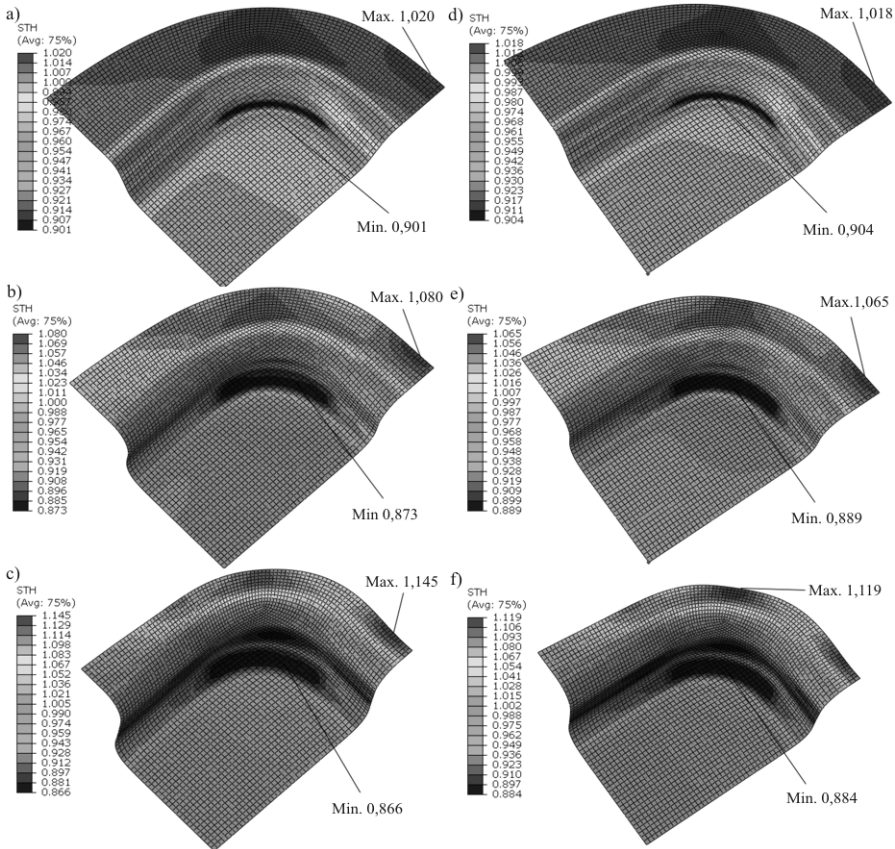
rzona w miejscu największego wyężenia materiału wzdłuż kierunku walcowania (na krótszej krawędzi styku stempla z blachą) jest mniejsza aniżeli mierzona w poprzek względem kierunku walcowania. Jest to spowodowane niesymetrycznym kształtem wytłoczki oraz różnicą w wartości naprężeń ściskających na obwodzie kołnierza, czego konsekwencją jest nierównomierne pogrubienie krawędzi kołnierza wzdłuż krawędzi. Największa różnica w grubości blachy pomiędzy eksperymentem oraz wynikami symulacji występuje dla modeli izotropowych materiału oraz tarcia co jest najbardziej widoczne w denku wytłoczki.



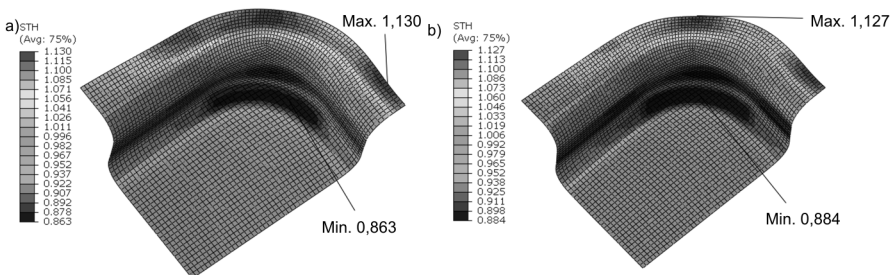
Rys. 5. Rozkład grubości ścianek wytłoczek przy zagłębieniu stempla 16 mm mierzony wzdłuż (a), w poprzek (b) oraz pod kątem 45° względem kierunku walcowania

Głównym czynnikiem decydującym o poprawności otrzymanych wyników jest model materiału. Zjawisko tarcia jest dodatkowym czynnikiem, który wpływa na jakość otrzymanych wyników. Uwzględnienie anizotropii tarcia powoduje zmianę grubości blachy w stosunku do modelu izotropowego tarcia z zachowaniem charakteru zmian w poszczególnych częściach wytłoczki. Strefami blachy, gdzie dochodzi do największych odkształceń wraz ze zmianą zagłębienia stempla jest strefa przejścia den-

ka w ściankę boczną oraz miejsce przejścia ścianki bocznej w kołnierz (rys. 6, 7).



Rys. 6. Rozkład grubości ścianki wytłoczek dla zagłębienia stempla 6 mm (a, d), 11 mm (b, e), 16 mm (c, e); a,b,c - model Huber-Mises + izotropia tarcia; d, e, f – model Hill'a + anizotropia tarcia



Rys. 7. Rozkład grubości ścianki wytłoczek dla zagłębienia stempla 16 mm; a - model Huber-Mises + anizotropia tarcia; b – model Hill'a + izotropia tarcia

6 Wnioski

Uwzględnienie anizotropii plastycznej materiału oraz anizotropii oporów tarcia w modelu MES determinuje otrzymanie wyników, które są bardziej zbliżone do danych doświadczalnych niż w przypadku przyjęcia modelu izotropowego. Bardzo ważnym czynnikiem wpływającym na dokładność wymiarową i geometryczną wytłoczki szczególnie w przypadku blach o dużej anizotropii płaskiej jest kształt oraz wymiary wsadu. Analizując wyniki symulacji numerycznych należy pamiętać o wielu założeniach upraszczających użytych do budowy modelu MES m.in. założeniu jednorodności materiału. Ponadto nie uwzględniono ciągłej zmiany współczynnika tarcia związanej z ewolucją topografii powierzchni blachy na skutek jej odkształcenia. Abaqus pozwala na uwzględnienie zmiany tych parametrów przez implementację modelu tarcia użytkownika. Pozyśkanie wiedzy o charakterze zmian współczynnika tarcia wiąże się jednak z przeprowadzeniem dużej liczby prób tarcia w różnych warunkach obciążenia oraz różnym stanie odkształcenia blachy.

Podziękowania

Projekt został zrealizowany przy wsparciu udzielonym przez Islandię, Liechtenstein i Norwegię, poprzez dofinansowanie ze środków Mechanizmu Finansowego Europejskiego Obszaru Gospodarczego oraz Norweskiego Mechanizmu Finansowego w Ramach Funduszu Stypendialnego i Szkoleniowego.

Literatura

- [1] Gierzyńska M., *Tarcie, zużycie i smarowanie w obróbce plastycznej metali*, WNT, Warszawa, 1983.
- [2] Wen T., Daxin E., Application of FEM on the study of material flowing deformation rule in the process of rectangular cup drawing, *Modern Manuf. Eng.*, Vol. 4, pp. 40–42, 2004.
- [3] Gronostajski Z., The constitutive equations for FEM analysis, *J. Mat. Proc. Technol.*, Vol. 106, pp. 40-44, 2000.
- [4] Rakowski G., Kacprzyk Z., *Metoda elementów skończonych w mechanice konstrukcji*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2005.
- [5] Stachowicz F., Trzepieciński T., *Opory tarcia podczas kształtowania blach karoseryjnych*, Mat. Konf. SAKON, Przecław, pp. 297-302, 2003.

- [6] Stachowicz F., Trzepieciński T., ANN application for determination of frictional characteristics of brass sheet metal, *Journal of Artificial Intelligence*, Vol. 1, No 2, pp. 81-90, 2004.
- [7] Banabic D., Bunge H.J., Pohlandt K., Tekkaya A.E., *Formability of Metallic Materials*, Springer-Verlag GmbH, Heidelberg, 2000.
- [8] Grosman F., *Kryteria doboru charakterystyk technologicznej plastyczności materiałów do symulacji procesów obróbki plastycznej*, *Obróbka Plastyczna*, Tom 15, pp. 35-45, 2000.
- [9] Yi S., Bohlen J., Heinemann F., Letzig D., Mechanical anisotropy and deep drawing behaviour of AZ31 and ZE10 magnesium alloy sheets, *Acta Materialia*, Vol. 58, pp. 592–605, 2010.
- [10] Von-Mises R., *Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand*, *Nachr. Ges. Wiss. Göttingen*, 1913, 582.
- [11] Hill R., A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London*, No. 193, pp.281–297, 1948.
- [12] ABAQUS version 6.7 - Theory Manual, Inc., Hibbit, Karlsson & Sorenson, Dassault Systèmes, 2007.

MODELLING SHEET METAL FORMING PROCESS USING ABAQUS

Summary – The article contains results of experimental researches and numerical simulations of forming of rectangular drawpieces with conical bottom. The numerical analysis of sheet metal forming by finite element method was carried out using Abaqus program. To describe the plastic properties of sheet metal Huber-Mises isotropic model and Hill anisotropic model were used. Similarly the friction phenomenon was modelled by using the same value of friction coefficient for all surfaces and anisotropic model. Comparison of simulation results with experimental results demonstrated that including the plastic anisotropy and the friction anisotropy in the numerical model causes that simulation results are more approximated to the experimental measurements.