

MODELOWANIE FAZY PĘKANIA CIĄGLIWEGO W PROCESIE WYKRAWANIA W UJĘCIU MES

Stanisław KUT*

* Katedra Przeróbki Plastycznej, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Politechnika Rzeszowska,
ul. Wincentego Pola 2, 35-959 Rzeszów

stan_kut@prz.edu.pl

Streszczenie: W pracy przedstawiono symulację numeryczną procesu wykrawania z uwzględnieniem fazy pęknięcia ciągłego. Początek fazy oraz przebieg jej trajektorii prognozowano w oparciu o tzw. wskaźnik wykorzystania odkształcalności. Opracowano oraz zaimplementowano do programu MSC MARC/Mentat specjalny podprogram, który umożliwił obliczanie wartości wskaźnika wykorzystania odkształcalności. Rozwój pęknięcia modelowano poprzez wykasowywanie w kolejnych krokach deformacji tych elementów, w których została przekroczona krytyczna wartość wymienionego wskaźnika. Symulację przeprowadzono dla próbek wykonanych z blachy stalowej o grubości 3,5 mm, wielkości luzu $L_j = 0,5$ mm. Określono wpływ wielkości elementu oraz kroku obliczeniowego na dokładność modelowania fazy pęknięcia proponowanym sposobem. Otrzymane rezultaty porównano z wynikami badań eksperymentalnych. Zwrócono szczególną uwagę na kształt powierzchni przecięcia.

1. WPROWADZENIE

Proces wykrawania, w odróżnieniu od szeregu innych stosowanych w przeróbce plastycznej jest szczególnie trudny do opisu matematycznego. O ile bowiem w odniesieniu do większości procesów plastycznego kształtowania na zimno wystarczającym jest opis zachowania się materiału w zakresie odkształceń sprężystych oraz plastycznych z uwzględnieniem zjawiska umocnienia i anizotropii, to w przypadku wykrawania istotna jest również znajomość i opis zjawisk zachodzących w fazie pojawiania się dużych odkształceń plastycznych poprzedzających pęknięcie, jego zarodkowanie oraz rozwój. Rozpatrywane zagadnienie nie leży w zakresie klasycznej mechaniki pęknięcia bazującej na rozwoju szczelin, gdyż ta dotyczy głównie materiałów kruchych oraz wysokowytrzymałych materiałów konstrukcyjnych, natomiast w przypadku materiałów ciągliwych, pęknięcie poprzedzone jest dużymi odkształceniami plastycznymi. Powstające mikropęknięcia w fazie dużych odkształceń plastycznych w wielu przypadkach mogą być nawet zalecane (Grosman, 2003).

W szeregu przypadków zapewnienie odpowiednich warunków w trakcie procesu wykrawania stwarza możliwość wyeliminowania fazy pęknięcia, co gwarantuje plastyczną utratę spójności materiału wzdłuż grubości elementu wykrawanego. Stworzenie tego rodzaju warunków zapewniają zazwyczaj metody wykrawania dokładnego (Gronostajski i Matuszak, 1971; Kut, 2004, 2006).

Ze względu na jakość geometryczną wyrobu, istotnym w analizie procesu wykrawania jest określenie początku fazy oraz trajektorii przebiegu pęknięcia. Rozpoczyna się ono, gdy odkształcenia w pobliżu krawędzi stempla i płyty tnącej osiągają pewną wartość graniczną, zwaną również odkształceniem pęknięcia. Odkształcenie

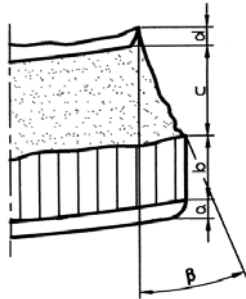
to nie jest stałą materiałową. Liczne badania (McClintock, 1968; Rice i Trecey, 1969; Atkins, 1996) wykazują, iż pęknięcie ciągłe silnie zależy od stanu naprężenia panującego w odkształcanym materiale. Wniosek ten był niezależnie dochodzony na drodze badań doświadczalnych (Norris i inni, 1978; Oyane, 1980).

Obecnie proces wykrawania modelowany jest z powodzeniem w zakresie odkształceń sprężystych oraz plastycznych do momentu początku pęknięcia (Goijaerts i inni 2001; Hambli i Reszka, 2002), który można określić za pomocą jednego z wielu znanych technologicznych kryteriów, np. (Cockroft i Latham 1968; Rice i Tracey, 1969; Oyane 1980; Atkins 1996; Goijaerts 2001; itd.) Wymienione kryteria zniszczenia są generalnie oparte na wartościach naprężeń i odkształceń całkowanych na drodze odkształcenia materiału. Innymi słowami zależą one od drogi odkształcenia. Jak wykazują badania porównawcze ww. modeli pęknięcia (McClintock, 1968; Kachanov 1986; Clift i inni 1990; Lemaitre 1996; Behers i inni, 2000, 2002) uniwersalność proponowanych modeli jest ograniczona.

Modelowanie procesu wykrawania do momentu początku pęknięcia, pozwala jedynie określić parametry siłowe procesu oraz wielkość ewentualnej strefy pęknięcia. Nie dostarcza natomiast istotnej informacji dotyczącej kształtu powierzchni przecięcia (rys.1) decydującej o jakości geometrycznej wyrobu. W praktyce pożądane jest, by proces wykrawania był tak zaprojektowany, aby pozwalał otrzymywać wyroby o z góry założonej jakości oraz kształcie powierzchni przecięcia. Z tego względu konieczne staje się modelowanie również fazy pęknięcia materiału, gdyż ta ma decydujący wpływ na uzyskaną jakość geometryczną elementu wykrawanego.

Dotychczas przeprowadzono nieliczne badania uwzględniające również modelowanie MES fazy pęknięcia ciągłego (Taupin i inni, 1996; Brokken i inni, 2000; Fang

i inni, 2002; Kut 2007). Początek pęknięcia określany jest najczęściej według jednego z wymienionych kryteriów, a inicjacja szczeliny i rozwój pęknięcia modelowany jest przez wykasowywanie elementów lub ich separację w węzłach. Dokładność wyników takiego modelowania zależy od wielu czynników np.: zastosowanego kryterium pęknięcia, metody i dokładności wyznaczenia parametrów materiałowych oraz parametrów samego modelowania.



Rys. 1. Profil powierzchni przecięcia typowej wykroki: a - zaokrąglenie, b - strefa cięcia plastycznego, c - strefa pęknięcia, d - zadziór, β – kąt pęknięcia

2. BADANIA EKSPERYMENTALNE

Odpowiednie badania eksperymentalne poprzedziły symulację numeryczną, uwarunkowaną znajomością niezbędnych danych wyjściowych do opracowania modelu numerycznego MES oraz jego weryfikacji. Do badań użyto próbek w postaci pasków o szerokości ~20 mm wyciętych z blachy stalowej niskowęglowej o grubości 3,5 mm wzdłuż kierunku walcowania. Właściwości mechaniczne materiału badanej blachy (tab. 1) zostały wyznaczone na podstawie statycznej próby rozciągania przeprowadzonej na maszynie wytrzymałościowej UTS 100.

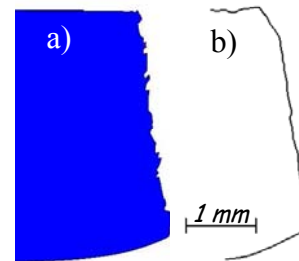
Tab. 1. Właściwości mechaniczne badanego materiału

Grubość g [mm]	Granica plastyczności Re [MPa]	Granica wytrzymałości Rm [MPa]	Parametry krzywej umocnienia	
			K [MPa]	n
3,5	399	447	591	0,072



Rys. 2. Schemat przyrządu do odcinania: 1 - noże tnące, 2 - stempeł, 3 - próbka, Lj - szczelina wykrawania

Operację odcinania przeprowadzono przy pomocy przyrządu (rys. 2) dla wielkości szczeliny wynoszącej $L_j = 0,5$ mm. Po wykonaniu 4 wykrojki dokonano pomiarów wielkości strefy pęknięcia, której średnia wartość wynosiła $c = 2,69$ mm. W celu określenia trajektorii pęknięcia dokonano odwzorowania kształtu rzeczywistego profilu powierzchni bocznej wykrojki (rys. 3 b).



Rys. 3. Profile powierzchni przecięcia wykrojki uzyskane w wyniku: a) symulacji MES, b) eksperymentu

3. SYMULACJA NUMERYCZNA

Model geometryczny do symulacji MES zbudowano na bazie modelu wynikającego z przeprowadzonego eksperymentu. Proces wykrawania modelowano zakładając płaski stan odkształcenia. Jako związek konstytutywny przyjęto sprężysto-plastyczny model materiału z nieliniowym umocnieniem opisany równaniem:

$$\sigma = \begin{cases} E \cdot \varepsilon & (\varepsilon < \sigma_0 / E) \\ K \cdot \varepsilon^n & (\varepsilon \geq \sigma_0 / E) \end{cases} \quad (1)$$

W zakresie odkształceń sprężystych wartości parametrów materiałowych wynosiły: $E = 210000$ MPa, $\nu = 0,3$. Parametry krzywej umocnienia zamieszczono w tabeli 1. Do budowy siatki elementów skończonych odkształcalnej blachy zastosowano elementy klasy 4 typu 11 – *plane-strain quadrilateral*. Przyjęto model tarcia opisany prawem Coulomba oraz wartość współczynnika tarcia $\mu = 0,1$. Obliczenia przeprowadzono przy pomocy komercyjnego programu MSC. MARC/Mentat dla zagadnień nieliniowych, z uwzględnieniem kontaktu. Początek pęknięcia materiału, a następnie jego przebieg modelowano w oparciu o tzw. wskaźnik wykorzystania odkształcalności W (Grosman i Tkocz, 2003):

$$W = \int_0^{\varepsilon_p} \frac{d\varepsilon}{\varepsilon_p(k)} \leq 1 \quad (2)$$

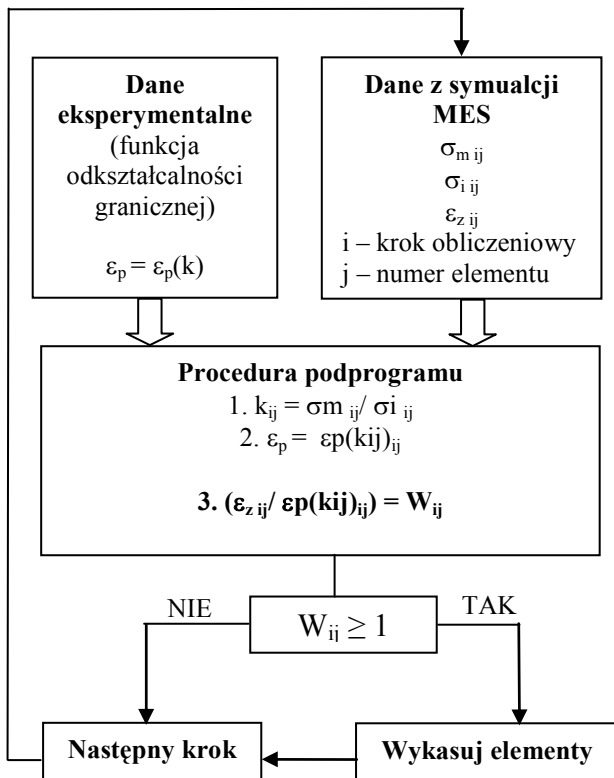
gdzie: ε - odkształcenie zastępcze, $\varepsilon_p(k)$ - funkcja odkształcalności granicznej.

Praktyczne wykorzystanie wskaźnika W wymaga znajomości funkcji odkształcalności granicznej $\varepsilon_p = f(k)$, gdzie k jest wskaźnikiem stanu naprężenia definiowanym jako iloraz naprężenia średniego i intensywności naprężenia. Funkcję odkształcalności granicznej można wyznaczyć eksperymentalnie wykonując testy materiałowe dla różnych przypadków stanów naprężeń (Grosman, 1976; Bao i Wierzbicki, 2004). W rozważanym przypadku funkcję tę

sformułowano wyznaczając wartość odkształcenia pęknięcia na podstawie próby rozciągania (Kut, 2006b), a następnie aproksymowano otrzymane wyniki wielomianem trzeciego stopnia (Kut, 2007):

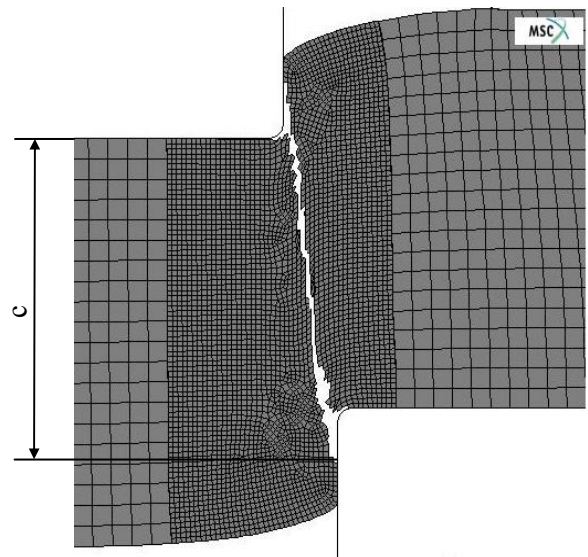
$$\varepsilon_p(k) = -14,39k^3 + 21,91k^2 - 9,86k + 2,021 \quad (3)$$

W technologicznych procesach kształtowania, w których pęknięcie poprzedzone jest dużymi odkształceniami plastycznymi, wskaźnik W może również pełnić rolę kryterium powstania złomu rozdzielczego, a więc tzw. kryterium pęknięcia. Przyjmuje się, że pęknięcie rozpocznie się wówczas, kiedy wartość wskaźnika $W \geq 1$. Wówczas to elementy, w których wskaźnik osiągnie krytyczną wartość zostają w kolejnych krokach obliczeniowych usuwane.



Rys. 4. Algorytm stosowany do modelowania fazy pęknięcia

Modelowanie fazy pęknięcia odbywa się według zaproponowanego algorytmu (rys. 4). Do podprogramu pobierane są dane wejściowe eksperymentalne w postaci funkcji odkształcalności granicznej oraz w każdym kroku obliczeniowym dla każdego elementu dane z programu obliczeniowego w postaci: σ_m – naprężenie średnie, σ_i – intensywność naprężenia, ε_z – odkształcenie zastępcze. Następnie podprogram oblicza wartość wskaźnika stanu naprężenia k oraz wielkość granicznego odkształcenia pęknięcia ε_p dla obliczonego wskaźnika k . Na podstawie tych danych obliczany jest wskaźnik W według którego podejmowana jest decyzja o przejściu do następnego kroku obliczeniowego lub o usunięciu elementów, a następnie przejściu do następnego kroku obliczeniowego.



Rys. 5. Przykładowa wykrojka modelowana, c – mierzona strefa pęknięcia

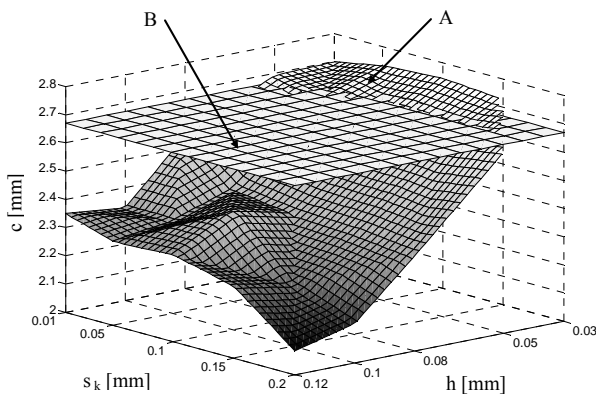
Z równania (2) wynika, że otrzymane wyniki modelowania będą uzależnione od parametrów modelowania. Na wrażliwość rozwiązania wpływać będzie w tym przypadku rozmiar siatki MES oraz długość czasowego kroku obliczeniowego. W celu dokonania analizy wpływu wyżej wymienionych parametrów na wrażliwość rozwiązania przeprowadzono 25 symulacji procesu wykrawania stosując elementy skończone o wielkości $h = 0,12; 0,1; 0,08; 0,05$ oraz $0,03$ mm. Wielkość kroku obliczeniowego dla poszczególnych elementów określona została jako wielkość przemieszczenia stempla w jednym kroku obliczeniowym i wynosiła: $s_k = 0,2; 0,15; 0,1; 0,05$ oraz $0,01$ mm. Po przeprowadzeniu kolejnych symulacji dokonywano pomiaru wielkości strefy pęknięcia c na wykrojce (rys.5), a otrzymane wyniki zostały przedstawione w tabeli 2. Dla wielkości elementu $0,03$ mm i kroku obliczeniowego $0,2$ mm ze względu na zbyt dużą deformację elementów obliczenia numeryczne nie zostały przeprowadzone do końca, co uniemożliwiło określenie wielkości strefy pęknięcia dla tego przypadku.

Tab. 2. Zestawienie wyników wielkości przewidywanej strefy pęknięcia c w zależności od wielkości siatki h i kroku obliczeniowego s_k

	Wielkość elementu skończonego h [mm]					
		0,12	0,1	0,08	0,05	0,03
Wielkość kroku obliczeniowego s_k [mm]	0,2	2,0844	2,1384	2,3359	2,6437	-
	0,15	2,2533	2,2168	2,3605	2,6134	2,7283
	0,1	2,3067	2,4179	2,3692	2,6164	2,745
	0,05	2,2968	2,325	2,3978	2,6592	2,7317
	0,01	2,35	2,327	2,5401	2,6919	2,699

4. ANALIZA WYNIKÓW

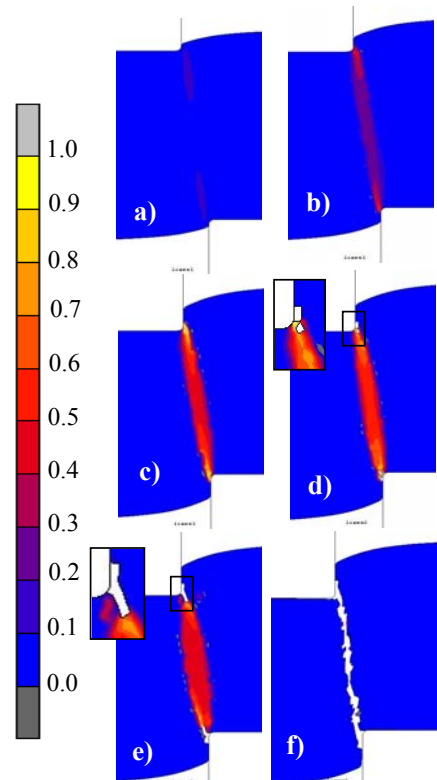
Otrzymane wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych (tab. 2) oraz badań eksperymentalnych zostały przedstawione w formie graficznej na wykresie (rys. 6). Wykres przedstawia wpływ wielkości elementu skończonego h oraz kroku obliczeniowego s_k na wielkość prognozowanej strefy pęknięcia c wyznaczonej w symulacji numerycznej (powierzchnia A) w odniesieniu do wielkości strefy pęknięcia wyznaczonej doświadczalnie (powierzchnia B). W badanym zakresie zarówno zmniejszanie wielkości kroku obliczeniowego s_k jak i wielkości siatki h wpływa na dokładność otrzymanych wyników. Zmniejszanie wielkości kroku obliczeniowego ma największy wpływ przy największej wielkości elementu. Im wielkość elementu jest mniejsza, tym wpływ wielkości kroku obliczeniowego jest nieco mniejszy. Co ciekawe, w badanym przypadku zmniejszenie wielkości kroku poprawia zbieżność wyników zarówno przy $h = 0,12$ mm gdy wielkość prognozowanej strefy jest zbyt mała, jak i przy $s_k = 0,03$ mm, gdy wielkość prognozowanej strefy jest nieznacznie większa od wyznaczonej eksperymentalnie. Znacznie większy wpływ na wynik modelowania ma wielkość elementu. W miarę zmniejszania wielkości elementu w zakresie $h = (0,12 \div 0,05)$ mm wyraźnie poprawia się zbieżność uzyskanych wyników. Najlepsze rezultaty osiągnięto przy $h = 0,05$ mm. Dalsze zmniejszanie wielkości elementu do $h = 0,03$ mm spowodowało, że uzyskane wyniki były nieznacznie zawyżone, a czas obliczeń wzrastał prawie dwukrotnie w porównaniu z $h = 0,05$ mm. W całym badanym zakresie rozwiązanie jest wrażliwe na wymiar siatki, gdyż nie uzyskano ustabilizowania się wyników.



Rys. 6. Wpływ wielkości elementu h oraz kroku obliczeniowego s_k na wielkość strefy pęknięcia c (A – wyniki modelowania MES, B - wartość wyznaczona eksperymentalnie)

Rysunek 7 przedstawia rozkład wskaźnika wykorzystania odkształcalności W na poszczególnych etapach zagłębienia stempla s w materiał. W odróżnieniu od typowych symulacji w tym przypadku oprócz sprężystej i plastycznej deformacji materiału odkształcanego w prezentacji wyników możemy obserwować również początek oraz przebieg pęknięcia do momentu rozdzielenia materiału. Pozwala to prognozować jakość geometryczną elementu wykrawanego. W miarę zagłębienia stempla w materiał (rys. 7a, b, c) w obszarze pomiędzy krawędziami tnącymi narzędzi gdzie

występują największe odkształcenia plastyczne zwiększa się wartość wskaźnika W , przy czym największe wartości osiąga on w pobliżu krawędzi tnących narzędzi. Przy zagłębieniu stempla $s = 0,95$ mm (rys. 7d) wskaźnik W osiąga maksymalną dopuszczalną wartość w pobliżu krawędzi tnących narzędzi. Wówczas to, od powierzchni natarcia pojawia się szczelina i rozpoczyna proces pęknięcia. To, że pęknięcie inicjowane jest przy krawędzi na powierzchni natarcia spowodowane jest tym, iż na powierzchni przyłożenia występują znacznie większe naciski. W efekcie siła tarcia na powierzchni przyłożenia jest znacząco większa niż na powierzchni natarcia, co decyduje o lokalizacji powstania pęknięcia. Dalsze zagłębienie stempla (rys. 7e) powoduje rozwój szczeliny w kierunku, w którym wskaźnik W osiąga największe wartości, a pęknięcie rozwija się do momentu rozdzielenia materiału (rys. 7f).



Rys. 7. Rozkład wskaźnika wykorzystania odkształcalności W oraz przebieg pęknięcia na poszczególnych etapach zagłębienia stempla s : a) $s = 0,38$ mm, b) $s = 0,62$ mm, c) $s = 0,83$ mm, d) $s = 0,95$ mm - początek pęknięcia, e) rozwój pęknięcia, f) rozdzielenie

Na podstawie przeprowadzonej symulacji można oszacować wielkość poszczególnych stref na powierzchni przecięcia, wyznaczyć strzałkę ugięcia, kąt pęknięcia oraz inne parametry geometryczne wpływające na jakość uzyskanego wyrobu. Porównując kształt profilu wykrojki uzyskanej w symulacji MES (rys. 3a) z profilem rzeczywistym wyznaczonym eksperymentalnie (rys. 3b) można stwierdzić wyraźną zbieżność, co stanowi argument przemawiający za wykorzystaniem zaproponowanego modelowania w praktyce inżynierskiej.

5. WNIOSKI

1. Wskaźnik wykorzystania odkształcalności stanowi bardzo istotny parametr technologiczny. Może on równocześnie spełniać rolę kryterium pęknięcia ciągłego, co wykazano w niniejszej pracy. Możliwość jego stosowania w komercyjnym programie MES wymaga opracowania adekwatnego podprogramu oraz znajomości przebiegu funkcji odkształcalności granicznej.
2. Możliwość modelowania w procesie wykrawania fazy pęknięcia materiału stwarza nowe możliwości odnośnie przewidywania jakości geometrycznej elementu wykrawanego.
3. Zarówno wielkość kroku obliczeniowego jak i wielkość elementu w znacznym stopniu wpływa na otrzymane wyniki modelowania fazy pęknięcia ciągłego. W badanym przypadku najbardziej optymalnym ze względu na zbieżność z eksperymentem jest przyjęcie wielkości siatki $h = 0,05$ mm. Dalsze zmniejszenie siatki znacznie utrudnia modelowanie i znacząco wydłuża czas obliczeń. We wszystkich przypadkach zmniejszenie kroku obliczeniowego do $s_k = 0,01$ mm korzystnie wpłynęło na otrzymane wyniki modelowania.
4. Przedstawiony sposób modelowania z wykorzystaniem wskaźnika odkształcalności granicznej może być z powodzeniem stosowany w innych procesach przeróbki plastycznej.

LITERATURA

1. **Atkins A.** (1996), Fracture in forming, *J. Mat. Proc. Techn.*, 56, 609-618.
2. **Bao Y., Wierzbicki T.** (2004), On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *Int. J. of Mech. Sciences*, 46, 81-98.
3. **Behrens A., Just H.** (2002) Verification of the damage model of effective stresses in cold and semi-hot forging operations by experimental testing and FE simulations, *Mat. Konf. Metal Forming'2002*, Birmingham, 295-301.
4. **Behrens A., Landgrebe D., Just H.** (2000), Prediction of cracks in multistage cold forging operations by finite element simulations with integrated damage criteria, *Mat. Konf. Metal Forming'2000*, Kraków, 245-252.
5. **Brokken D., Brekelmans W.A.M., Baaijens F.P.T.** (2000), Predicting the shape of blanked products: a finite element approach, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 103, 51-56.
6. **Cliff S.E., Hartley P., Sturgess C. E. N., Rowe G.W.** (1990), Fracture prediction in plastic deformation processes, *Int. J. Mech. Sci.*, 32, 1-17.
7. **Cockroft M.G., Latham D.J.** (1968), Ductility and the Workability of Metals, *J. Inst. Metals*, 96, 33-39.
8. **Fang G., Zeng P., Lou L.** (2002), Finite element simulation of the effect of clearance on the forming quality in the blanking process, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 122, 249-254.
9. **Goijaerts A., Govaert L., Baaijens F.** (2001), Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking, *J. Mat. Proc. Techn.*, 110, 312-323.
10. **Gronostajski J., Matuszak A.** (1971), Sposoby dokładnego wykrawania z blach, *Mechanik*, 9, 493-496.

11. **Grosman F.** (1976), Funkcja odkształcalności granicznej. Obróbka plastyczna, 4, 197-202.
12. **Grosman F.** (2003), Charakterystyki technologicznej plastyczności materiałów stan aktualny a oczekiwania, *Rudy Metale*, R48, 10-11, 446-468.
13. **Grosman F., Tkocz M.** (2003), Koncepcja zastosowania funkcji odkształcalności granicznej do prognozowania utraty spójności, *Mat. konf. Forming 2003*, Podlesie, 63-68.
14. **Hambli R., Reszka M.** (2002), Fracture criteria identification using an inverse technique method and blanking experiment, *Int. J. Mech. Sci.*, 44, 1349-1361.
15. **Kachanov L. M.** (1986) *Introduction to continuum damage mechanics*, Martinus Nijhof, Dordrecht.
16. **Kut S.** (2004), Sposób wykrawania ze wstępnym wygięciem półwyrobu, *Rudy Metale*, R49, 3, 127-130.
17. **Kut S.** (2006a), Wpływ wybranych parametrów na jakość wyrobów w procesie wykrawania dokładnego, OWPRz, Rzeszów 2006.
18. **Kut S.** (2006b), Sposób wyznaczania odkształcenia pęknięcia w próbie jednoosiowego rozciągania próbek płaskich, *Acta Mechanica Slovaca*, 10, 2B/2006, 205-212.
19. **Kut S.** (2007), The method of ductile fracture modeling and predicting the shape of blanks. *Progressive Technologies and Materials*, Vol. 2, OWPRz, Rzeszów 2007, 15-25.
20. **Lemaitre J.** (1996) A course on damage mechanics. 2nd Edition, Springer, Munich.
21. **McClintock F.** (1968), A criterion of ductile fracture by the growth of holes, *J. Applied Mechanics* 35, 363-371.
22. **McClintock F. A.** (1968), A criterion for ductile fracture by the growth of holes, *Trans. ASME, Int. J. Appl. Mech.*, 35, 363-371.
23. **Norris D., Reaugh J., Moran B., Quinones D.** (1978), A plastic-strain, mean-stress criterion for ductile fracture, *J. Eng. Materials and Technology*, 100, 279-286.
24. **Oyane M., Sato T., Okimoto K., Shima S.** (1980), Criteria for ductile fracture and their applications, *Journal Mechanical Working Technology*, 4, 65-81.
25. **Rice J., Trecey D.** (1969), On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *J. Mech. Phys. Solids*, 17, 201-217.
26. **Taupin E., Breitling J., Wei-Tsu W., Taylan A.** (1996), Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 59, 68-78.
27. **Yu S., Xie X., Zhang J., Zhao Z.** (2007), Ductile fracture modeling of initiation and propagation in sheet-metal blanking processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 187-188, 169-172.

FEM MODELLING OF DUCTILE FRACTURE PHASE IN BLANKING PROCESS

Abstract: This paper presents the numerical simulation of the blanking process including the ductile fracture phase. The beginning of ductile fracture phase and its trajectory has been predicted using the formability utilization indicator. The specialized subroutine for MSC Marc Mentat software has been developed and implemented to calculate the formability utilization indicator. The fracture progress has been modeled by step-by-step deleting the segments, where the formability utilization indicator's critical value has been exceeded. FEM simulation has been performed for samples made of sheet steel (thickness 3.5 mm) for clearance $L_j = 0.5$ mm. The influence of element size and computational step on accuracy of fracture phase modelling proposed method has been determined. The simulation results have been compared with experimental results. The cross-cut section has been carefully checked.