

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 288
(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik
tom XXX
zeszyt 85 (nr 2/2013)
kwiecień - czer wiec



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej
prof. dr hab. inż. Leonard ZIEMIAŃSKI

Rada Naukowa ZN PRz Mechanika
Sergei ALEXANDROV (Rosja), Józef GAWLIK (Polska),
Rudolf KAWALLA (Niemcy), Krzysztof KUBIAK (Polska),
Thomas G. MATHIA (Francja), Tadeusz MARKOWSKI (Polska),
Pavlo MARUSCHAK (Ukraina), Paweł PAWLUS (Polska),
Andrea PICCOLROAZ (Włochy), Marderos Ara SAYEGH (Syria),
Jarosław SĘP (Polska), Emil SPISÁK (Słowacja), Feliks STACHOWICZ (Polska),
Marian SZCZEREK (Polska), Nicolae UNGUREANU (Rumunia)

Komitet Redakcyjny
(afiliacje: Polska)
redaktor naczelny
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ
redaktorzy tematyczni (naukowi)
dr hab. inż. Krzysztof KUBIAK, prof. PRz
dr hab. inż. Jarosław SĘP, prof. PRz
prof. dr hab. inż. Andrzej TOMCZYK
redaktor statystyczny
prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS
sekretarz redakcji
dr inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI
członkowie
dr hab. inż. Grzegorz BUDZIK, prof. PRz
dr inż. Tadeusz BALAWENDER

Redaktorzy językowi
Marta JAGIEŁOWICZ
Natalia TRZEPIECIŃSKA

Przygotowanie matryc
Mariusz TENDERA

p-ISSN 0209-2689
e-ISSN 2300-5211

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

Redakcja czasopisma: Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa,
al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów (e-mail: tomtrz@prz.edu.pl)
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Wydawca: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail: oficyna1@prz.edu.pl)
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl>

Informacje dodatkowe i stopka – str. 207

SPIS TREŚCI

Stanisław ANTAS: Układ wylotowy typu łącznika sprężarki promieniowej..	95
Łukasz BAŃK, Igor G. LOGINOV, Janusz MICHALCEWICZ, Victor I. SLEPYAN, Feliks STACHOWICZ: Construction of screener oriented on application of parametric resonance	109
Ľudmila DULEBOVÁ, Branislav DULEBÁ, Emil SPIŠÁK: Analysis of some aspects of fine blanking process.....	119
Emil EVIN, Milan ÁBEL, Ján VIŇÁŠ, Jana TKÁČOVÁ, Bogdan ANTOSZEWSKI: Tribological characteristics of stamping dies with coatings.....	129
Ivan GAJDOŠ, Emil SPIŠÁK, Ján SLOTA, Ľuboš KAŠČÁK: Influence of path generation strategy on tensile properties of FDM prototypes	139
Ladislav KANDRÁČ, Ildikó MAŇKOVÁ, Marek VRABEL: Cutting edge preparation in machining processes	149
Marek KOWALIK: Struktura i właściwości ulepszonej cieplnie stali 40HNMA po odkształceniu plastycznym.....	161
Janusz PORZYCKI, Roman WDOVIK, Marek KROK: The grinding wheels for ultrasonic assisted grinding with tool vibration.....	171
Katarína SENDERSKÁ, Albert MAREŠ: Proposition of Pick & Work system for application in manual assembly	179
Jozef STAHOVEC, Jozef BEŇO, Marek VRABEL: Investigation of the cusp height when ball-end milling form shaped surfaces	187
Jan ZIOBRO: Wieloosiowa analiza naprężeń i odkształceń gumy na bazie kuczuku naturalnego NR	197

Stanisław ANTAS¹

UKŁAD WYLOTOWY TYPU ŁĄCZNIKA SPRĘŻARKI PROMIENIOWEJ

Łącznik jest dyfuzorem wylotowym kanału przepływowego sprężarki odśrodkowej, w którym następuje zmiana kierunku przepływu z promieniowego na kierunek wyznaczony przez oś rurowej komory spalania. Liczba łączników jest równa liczbie indywidualnych komór spalania. W pracy przedstawiono metodę wyznaczania parametrów strumienia w przekroju wyjściowym układu wylotowego sprężarki promieniowej. Analiza obejmuje układ wylotowy w postaci dyfuzora typu łącznika. Zaprezentowano także odpowiednią metodę określania parametrów geometrycznych dla dyfuzora wylotowego tego typu. Wymienione metody mogą być stosowane w trakcie realizacji projektu koncepcyjnego sprężarki, a oparto je na równaniu zachowania energii, równaniu ciągłości przepływu, pierwszej zasadzie termodynamiki oraz funkcjach gazodynamicznych i definicjach używanych w teorii maszyn wirnikowych. Końcowa część pracy zawiera zasady doboru obliczeniowej wartości sprężu sprężarki z promieniowym dyfuzorem łopatkowym oraz wnioski.

Słowa kluczowe: turbina silnika, kanał wylotowy, łącznik

1. Wprowadzenie

Układ wylotowy sprężarki odśrodkowej służy do doprowadzenia sprężonego strumienia powietrza do jego odbiornika. Sprężone powietrze jest zatem kierowane do kolejnego zespołu silnika w określonym kierunku. Zadaniem układu wylotowego jednostopniowej lub dwustopniowej sprężarki promieniowej jest więc zebranie i odpowiednie skierowanie sprężonego czynnika do odbiorników różnych typów konstrukcyjnych. Wykonanie tego zadania powinno przebiegać w taki sposób, aby praca sprężarki poprzedzającej jej układ wylotowy nie uległa zakłóceniu. W celu zapewnienia prawidłowej pracy sprężarki i odpowiednich osiągnięć silnika kształty układów wylotowych oraz ich rozwiązania konstrukcyjne powinny być odpowiednio starannie dobrane. Należy zauważyć, że w przekroju wyjściowym końcowego dyfuzora sprężarki promieniowej prędkość czynnika zwykle znacznie przekracza wartość dopuszczalną ze względu na prawidłową pracę odbiornika. Układy wylotowe sprężarek promieniowych stano-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Antas, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651501, e-mail: santas@prz.edu.pl

wią zatem dyfuzory o różnych kształtach, w których następuje kontynuacja procesu sprężania powietrza kosztem wyhamowania strumienia. W przypadku lotniczego silnika turbinowego układ ten, łącząc wylot ostatniego dyfuzora sprężarki z dyfuzorem komory spalania, doprowadza powietrze do komory spalania.

Układ wylotowy w postaci dyfuzora stożkowego sprężarki doładowującej silnik tłokowy doprowadza czynnik do przewodów tłoczących, które są rurami o stałym przekroju kierującymi strumień powietrza lub mieszanę paliwowo-powietrzną do poszczególnych cylindrów. Do najczęściej stosowanych we współczesnych konstrukcjach układów wylotowych sprężarek promieniowych należą:

- dyfuzor typu łącznika,
- osiowy dyfuzor łopatkowy,
- dyfuzor stożkowy,
- dyfuzor typu kolana,
- dyfuzor zakrzywiony.

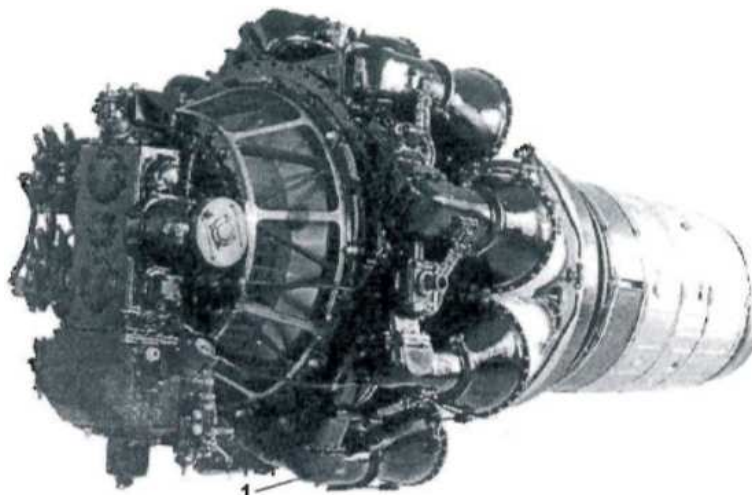
Ostatni z wymienionych układów wylotowych jest stosowany wyłącznie z dyfuzorem rurkowym sprężarki promieniowej lub osiowo-promieniowej [1, 2]. Należy zauważyć, że istnieje znaczna liczba publikacji dotyczących analizy parametrów czynnika przepływającego przez wlot, wirnik, dyfuzor bezłopatkowy i łopatkowy sprężarki promieniowej. Należy także zaznaczyć, że w dostępnej literaturze przedmiotu brakuje publikacji dotyczących kompleksowej analizy parametrów termicznych, kinematycznych i geometrycznych układów wylotowych sprężarek promieniowych i osiowo-promieniowych.

2. Dyfuzor typu łącznika

W sprężarkach promieniowych czynnik wpływający z końcowego dyfuzora oprócz składowej promieniowej ma dodatkowo znaczną wartość składowej obwodowej prędkości bezwzględnej. Z tego też względu czynnik może być zbiegany przez układ wylotowy typu łącznika (rys. 1.) w kierunku składowej obwodowej. Łączniki sprężarki promieniowej wykorzystywano już od bardzo dawna – przykładem mogą być brytyjskie silniki Nene, Derwent V i Dart, rosyjski RD-45 czy polski Lis-2.

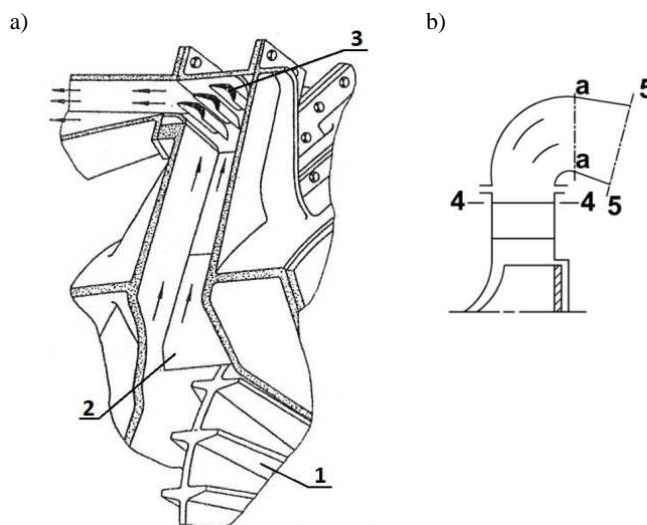
Łącznik jest tym elementem kanału przepływowego sprężarki odśrodkowej, w którym następuje zmiana kierunku strumienia z promieniowego na kierunek określony przez oś indywidualnej komory spalania. Liczba łączników odpowiada liczbie indywidualnych komór spalania. Zmniejszenie strat aeromechanicznych związanych ze zmianą kierunku przepływu strug powietrza uzyskuje się przez ustawienie w kolanie łącznika zespołu łopatek kierujących. Kanał przepływowy łącznika (rys. 2.) jest tak ukształtowany, że początkowa jego część (4-a) ma pole o stałym przekroju, natomiast dalsza (a-5) o zwiększającym się polu przekroju w kierunku przepływu (kanał dyfuzorowy). Wzrostowi przekroju

kanału towarzyszy spadek prędkości strumienia oraz wzrost jego ciśnienia statycznego.



Rys. 1. Jednoprzepływowy silnik odrzutowy Lis-2: 1 – łącznik

Fig. 1. A single-shaft turbojet engine Lis-2: 1 – connector



Rys. 2. Widok (a) oraz schemat (b) łącznika z oznaczeniem charakterystycznych przekrojów: 1 – wirnik dwustronny, 2 – łopatką dyfuzora, 3 – łopatką kierownicy, na podstawie [3]

Fig. 2. View (a) and scheme (b) of connector with characteristic sections: 1 – two-sided impeller, 2 – diffuser vane, 3 – guide vane, according to [3]

Pracę sił tarcia podczas przepływu powietrza przez poszczególne odcinki kanału przepływowego łącznika można obliczyć z następujących zależności:

$$l_{r4,a} = \xi_{4,a} \frac{C_4^2}{2} \quad (1)$$

$$l_{ra,5} = \xi_{a,5} \frac{C_4^2}{2} \quad (2)$$

Praca sił tarcia podczas przepływu przez łącznik jest sumą składowych:

$$l_{r4,5} = l_{r4,a} + l_{ra,5} \quad (3)$$

zatem

$$l_{r4,5} = \xi_{4,5} \frac{C_4^2}{2} \quad (4)$$

gdzie współczynnik strat przepływu w kanale łącznika

$$\xi_{4,5} = \xi_{4,a} + \xi_{a,5} \quad (5)$$

Wartości współczynnika strat przepływu w poszczególnych odcinkach łącznika wybiera się z przedziału [4]: $\xi_{4,a} = 0,15 \div 0,25$ oraz $\xi_{a,5} = 0,03 \div 0,05$.

Temperatura spiętrzenia strumienia w przekroju wyjściowym łącznika (5-5, rys. 2.) jest określana z zależności dla przepływu energetycznie odosobnionego:

$$T_5^* = T_4^* \quad (6)$$

Prędkość krytyczną dźwięku wyznacza formuła:

$$a_{kr5} = \sqrt{\frac{2kR}{k+1} T_5^*}$$

Liczba Laval'a prędkości wypływu strumienia z łącznika jest obliczana z zależności definicyjnej:

$$\lambda_5 = \frac{c_5}{a_{kr5}} \quad (7)$$

gdzie prędkość wypływu strumienia dla indywidualnych komór spalania przyjmuje się z przedziału wartości [1] $c_5 = 90 \div 140 \frac{\text{m}}{\text{s}}$, przy czym najczęściej

$$c_5 = 100 \div 120 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad [5].$$

Znając wartość liczby Lavalą prędkości wypływu strumienia, można wyznaczyć wartość funkcji gazodynamicznej temperatury [6]:

$$\tau(\lambda_5) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_5^2\right) \quad (8)$$

a następnie temperatury statycznej strumienia:

$$T_5 = T_5^* \cdot \tau(\lambda_5) \quad (9)$$

Stopień strat ciśnienia spiętrzenia w łączniku określa formuła [4]:

$$\sigma_{4,5} = 1 - \frac{k}{k+1} \xi_{4,5} \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_4^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \cdot \lambda_4^2 \quad (10)$$

gdzie λ_4 – liczba Lavalą prędkości strumienia na wylocie dyfuzora łopatkowego.

Ciśnienie spiętrzenia powietrza na wylocie łącznika oblicza się ze związku definicyjnego stopnia strat ciśnienia spiętrzenia:

$$p_5^* = \sigma_{4,5} p_4^* \quad (11)$$

Ciśnienie statyczne strumienia na wylocie łącznika wyznacza się ze wzoru:

$$p_5 = p_5^* \pi(\lambda_5) \quad (12)$$

gdzie funkcję gazodynamiczną ciśnienia określa wyrażenie [6]:

$$\pi(\lambda_5) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_4^2\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (13)$$

Funkcję gazodynamiczną – względną gęstość strumienia masy przedstawia równanie [6]:

$$q(\lambda_5) = \lambda_5 \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_5^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (14)$$

Pole powierzchni kanału przepływowego na wylocie łącznika opisuje relacja:

$$F_5 = \frac{\dot{m} \sqrt{T_5^*}}{s p_5^* q(\lambda_5) K m_5 Z_{kS}} \quad (15)$$

gdzie współczynnik blokady przekroju $K_{m5} = 0,97 - 0,98$, natomiast Z_{kS} oznacza liczbę łączników równą liczbie indywidualnych komór spalania.

Gęstość statyczną powietrza na wylocie z łącznika oblicza się z formuły:

$$\rho_5 = \rho_5^* \varepsilon(\lambda_5) \quad (16)$$

gdzie gęstość spiętrzenia wyznacza się z równania stanu:

$$\rho_5^* = \frac{p_5^*}{RT_5^*} \quad (17)$$

Natomiast funkcją gazodynamiczną gęstości określa zależność [6]:

$$\varepsilon(\lambda_5) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_5^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (18)$$

Sprawdzenie poprawności obliczeń może przebiegać według kolejności podanej dalej.

Temperaturę statyczną strumienia w przekroju wyjściowym łącznika oblicza się z zależności dla przepływu izoenergetycznego:

$$T_5 = T_4 + \frac{C_4^2 + C_5^2}{\frac{2kR}{k-1}} \quad (19)$$

Wykładnik politropy sprężania w łączniku, mieszczący się zazwyczaj w granicach $n = 1,8 \div 1,5$ [5], można wyznaczyć z równania na pracę tarcia:

$$lr_{4,5} = \left(\frac{k}{k-1} - \frac{n_{4,5}}{n_{4,5}-1}\right) R(T_5 - T_4) \quad (20)$$

skąd

$$\frac{n_{4,5}}{n_{4,5}-1} = \frac{k}{k-1} - \frac{lr_{4,5}}{R(T_5 - T_4)} \quad (21)$$

gdzie pracę sił tarcia podczas przepływu przez łącznik określa wzór (4).

Ciśnienie statyczne strumienia na wylocie łącznika wyznacza się z równania politropy:

$$p_5 = p_4 \left(\frac{T_5}{T_4}\right)^{\frac{n_{4,5}}{n_{4,5}-1}} \quad (22)$$

Ciśnienie spiętrzenia powietrza na wylocie łącznika oblicza się, wykorzystując równanie izentropy:

$$p_5^* = p_5 \left(\frac{T_5^*}{T_5}\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (23)$$

Gęstość statyczna powietrza na wylocie łącznika jest wyznaczana z równania stanu gazu:

$$\rho_5 = \frac{p_5}{RT_5} \quad (24)$$

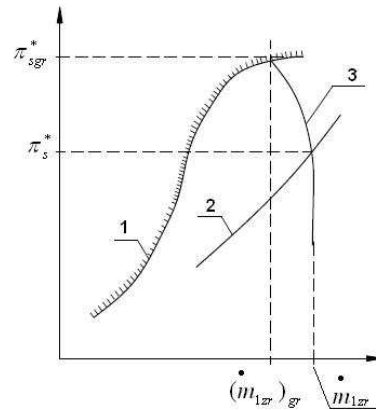
Pole powierzchni kanału przepływowego na wylocie łącznika określa się z równania ciągłości:

$$F_5 = \frac{\dot{m}}{C_5 \rho_5 K_{m5} Z_{KS}} \quad (25)$$

3. Zasady doboru obliczeniowej wartości sprężu sprężarki z promieniowym dyfuzorem łopatkowym

Obliczeniowa wartość sprężu zarówno sprężarki promieniowej, jak i osiowo-promieniowej π_{S0}^* powinna być większa od wartości sprężu sprężarki π_S^* zadanej w obliczeniach termogazodynamicznych silnika, a odpowiadającej wartości tego parametru na linii współpracy sprężarki i turbiny.

W lotniczym silniku turbinowym sprężarka bezpośrednio współpracuje z zasilanym przez nią całym kanałem przepływowym silnika stanowiącym układ dławiący (przepustnicę na wylocie ze sprężarki). W układzie silnika wartość sprężu sprężarki π_S^* określa się zwykle podczas prób odbiorczych, mierząc jego wartość na linii współpracy sprężarki z napędzającą sprężarkę turbiną.



Rys. 3. Ilustracja określenia zapasu statecznej pracy sprężarki: 1 – granica pracy statecznej, 2 – linia współpracy S-TS, 3 – krzywa dławienia $n_{Scr} = idem$

Fig. 3. Illustration of determination for surge margin compressor: 1 – surge line, 2 – working line, 3 – corrected speed of impeller $n_{Scr} = idem$

Ilościową ocenę odległości linii współpracy S-TS od granicy statecznej pracy sprężarki (rys. 3.) umożliwia zapas statecznej pracy sprężarki zdefiniowany wyrażeniem [7]:

$$\Delta K_S = \frac{\pi_{Sgr}^* / (\dot{m})_{gr} - \pi_S^* / \dot{m}_{1zr}}{\pi_S^* / \dot{m}_{1zr}} \quad (26)$$

gdzie: \dot{m}_{1zr} i $(\dot{m}_{1zr})_{gr}$ – odpowiednio zredukowany strumień masy powietrza, określony na wlocie do sprężarki w punkcie współpracy i na granicy statecznej pracy przy $n_{Sgr} = idem$, π_S^* i π_{Sgr}^* – odpowiednio spręż sprężarki na linii współpracy S-TS i na granicy statecznej pracy przy $n_{Sgr} = idem$.

W zależności od typu konstrukcyjnego sprężarki, sposobu regulacji i zastosowania silnika zapas statecznej pracy wynosi zwykle $\Delta K_S = 0,1 \div 0,2$ w przypadku sprężarek promieniowych oraz $\Delta K_S = 0,15 \div 0,25$ [7] dla osiowych. Badania eksperymentalne sprężarek promieniowych z promieniowymi dyfuzorami łopatkowymi wykazały silny wpływ liczby Macha prędkości strumienia w przekroju wejściowym, tj. gardzieli dyfuzora łopatkowego M_3 , na przebieg krzywej dławienia sprężarki. Przebieg krzywej dławienia sprężarki promieniowej dla wybranej, obliczeniowej prędkości obrotowej charakteryzuje minimalna wartość strumienia masy powietrza w przekroju wejściowym sprężarki $(\dot{m}_{1min}) = (\dot{m}_{1zr})_{gr}$, odpowiadająca maksymalnej wartości jej sprężu $\pi_{Smax}^* = \pi_{Sgr}^*$, oraz maksymalna wartość strumienia masy powietrza w przekroju wejściowym sprężarki $\dot{m}_{1max} = \dot{m}_{1zr}$, stanowiące odciętą pionowego odcinka charakterystyki, którego rzędna w najwyższym punkcie odpowiada sprężowi π_S^* na linii współpracy S-TS [8].

Opracowany na podstawie pracy [9] rys. 4. ilustruje zależność $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min} = f(M_3)$ uzyskaną na podstawie rezultatów badań eksperymentalnych szeregu sprężarek osiowych zawierających promieniowy dyfuzor łopatkowy.

Z rysunku 4. wynika bezpośrednio, że wraz ze wzrostem liczby Macha M_3 maleje wartość parametru $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$, a dla $M_3 > 1,2$ krzywa dławienia przebiega niemal pionowo. Analogiczną zależność typu $\frac{(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min})}{\dot{m}_{1max}} = f(\pi_S^*)$ podaje Japikse w pracy [8]. Spręż obliczeniowy, na którego wartość projektuje się sprężarkę promieniową, powinien więc zapewniać jej pracę z zadowalającą wartością zapasu statecznej pracy. Równanie $\pi_{Sgr}^* = \pi_{So}^*$ i relację (26) można zatem zapisać w następującej postaci:

$$\Delta K_S = \frac{\pi_{So}^* / \dot{m}_{1min} - \pi_S^* / \dot{m}_{1max}}{\pi_S^* / \dot{m}_{1max}} \quad (27)$$

skąd obliczeniowa wartość sprężu sprężarki promieniowej:

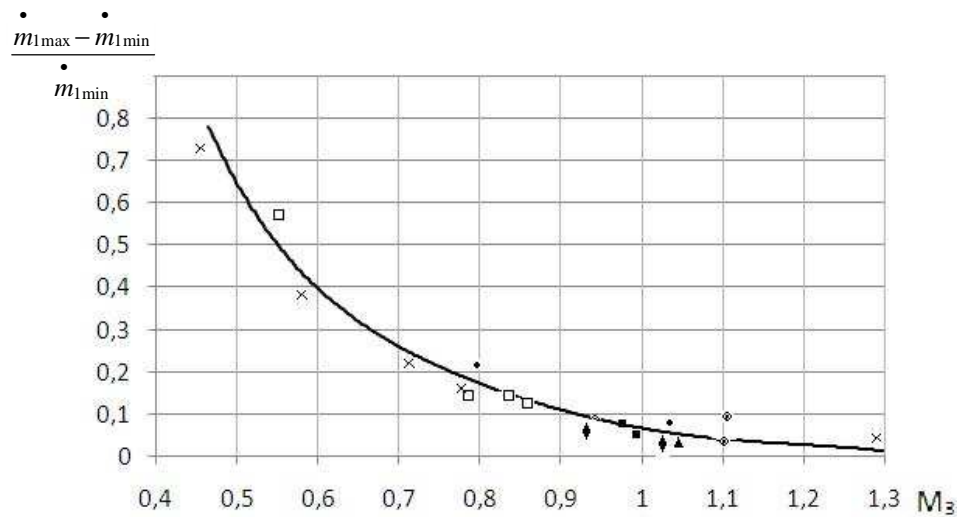
$$\pi_{So}^* = \frac{(1 + \Delta K_s) \pi_s^*}{1 + (\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}} \quad (28)$$

lub

$$\pi_{So}^* = \frac{(1 + \Delta K_s) \pi_s^*}{1 + \bar{m}} \quad (29)$$

gdzie

$$\bar{m} = \frac{\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}}{\dot{m}_{1min}} \quad (30)$$



Rys. 4. Zależność ilorazu $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$ od liczby Macha M_3 w przekroju wejściowym dyfuzora łopatkowego

Fig. 4. Dependence of quotient $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$ versus Mach number M_3 at entrance section of vane diffuser

Obliczeniowa wartość sprężu sprężarki promieniowej jest wyznaczana ze wzoru (28) lub (29), po przyjęciu wartości jej zapasu statecznej pracy ΔK_s , liczby Macha M_3 oraz określeniu parametru \bar{m} (rys. 4.). Na wartość liczby Macha M_3 istotny wpływ wywiera stosunek średnicy wyjściowej D_3 do wejściowej D_2 dyfuzora bezłopatkowego. We współczesnych konstrukcjach sprężarek promie-

niowych lotniczych silników turbinowych stosunek średnic $\frac{D_3}{D_2} = 1,05 \div 1,1$ [10].

Przedstawioną na rys. 4. zależność można wykorzystać w doborze odpowiedniej wartości tego stosunku średnic. Według pracy [9] w przypadku $M_3 < 1,2$ w wyborze stosunku średnic $\frac{D_3}{D_2}$ odpowiadającym wybranej wartości liczby Macha

M_3 można wykorzystać przybliżoną zależność:

$$\frac{D_3}{D_2} = \frac{\bar{M}}{1 + a'(\bar{M} - 1)} \quad (31)$$

gdzie

$$\bar{M} = \sqrt{\frac{\frac{1}{M_3^2} + 0,2}{\frac{1}{M_2^2} + 0,2}} \quad (32)$$

$$a' = \frac{\lambda_t D_2}{8 \operatorname{tg} \alpha_2 b_2} \quad (33)$$

przy czym

D_2 – średnica wirnika na wylocie, b_2 – szerokość kanału wylotowego wirnika (wysokość łopatek), α_2 – kąt kierunkowy prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym wirnika, λ_t – współczynnik tarcia ($\lambda_t = 0,03$), M_2 – liczba Macha prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym wirnika.

Sprężarka osiowo-odśrodkowa jest najkorzystniejszym wariantem dla śmigłowych i śmigłowcowych silników turbinowych o małych strumieniach masy powietrza $\dot{m} = 2 \div 6$ kg/s i umiarkowanych sprężach $6 \leq \pi_s^2 \leq 12$. W sprężarce osiowej dla tych wydatków i spręży łopatki końcowych stopni są zbyt krótkie, co wpływa ujemnie na wartość jej sprawności izentropowej. Szczegółową procedurę rozdziału sprężu sprężarki osiowo-promieniowej π_s^* pomiędzy częściami osiową π_{SA}^* i odśrodkową π_{SR}^* podano w pracy [11]. Ponieważ spręż sprężarki osiowo-odśrodkowej jest iloczynem spręży jej części składowych:

$$\pi_s^* = \pi_{SA}^* \pi_{SR}^* \quad (34)$$

obliczeniową wartość sprężu sprężarki osiowo-promieniowej określa relacja

$$\pi_{So}^* = (\pi_{SA}^*)_o (\pi_{SR}^*)_o \quad (35)$$

gdzie obliczeniowa wartość sprężu części osiowej sprężarki jest wyznaczana analogicznie do sprężarki osiowej:

$$(\pi_{SA}^*)_o = \pi_{SA}^* \left(1 + \frac{\pi_{SA}^*}{100} \right) \quad (36)$$

Obliczeniowa wartość sprężu części promieniowej sprężarki osiowo-odśrodkowej $(\pi_{SR}^*)_o$ może być obliczana z formuły (28). Obliczenia układu wylotowego, a zarazem przepływowe sprężarki promieniowej lub osiowo-promieniowej można uważać za poprawne, jeśli w rezultacie obliczeń uzyskano rzeczywistą wartość sprężu obliczeniowego sprężarki, definiowanego jako stosunek ciśnienia spiętrzenia w przekroju wyjściowym układu wylotowego p_{wyl}^* do ciśnienia spiętrzenia w przekroju wejściowym sprężarki p_1^* :

$$(\pi_{So}^*)_{rz} = \frac{p_{wyl}^*}{p_1^*} \quad (37)$$

zbliżoną do wartości teoretycznej (wzory (28) lub (35)). Zaleca się, aby błąd względny wartości wymienionych spręży nie przekroczył dla projektu wstępnego 1% [4], dla zaś projektu koncepcyjnego 5% [5, 12]. Jeżeli błąd względny rzeczywistej wartości sprężu obliczeniowego (wzór (37)) oraz wartości teoretycznej na początku obliczeń przepływowych sprężarki (formuła (28) lub (35)) przekracza wartość dopuszczalną, wówczas obliczenia sprężarki należy powtórzyć, przyjmując inną wartość sprawności hydraulicznej – mniejszą, gdy $(\pi_S^*)_{orz} < \pi_{So}^*$ i większą, gdy $(\pi_S^*)_{rz} > \pi_{So}^*$.

4. Wnioski

W oryginalnej metodzie analizy parametrów termicznych, kinematycznych oraz geometrycznych łącznika wykorzystano równania zachowania (energii i masy) oraz definicje stosowane w teorii maszyn wirnikowych w odniesieniu do przepływu jednowymiarowego przez ten zespół. Metodę zaleca się stosować podczas realizacji projektu koncepcyjnego sprężarki. Osobnym, ważnym zagadnieniem w rozwiązaniu w trakcie prowadzenia projektu koncepcyjnego sprężarki odśrodkowej i osiowo-odśrodkowej z promieniowym dyfuzorem łopatkowym

jest odpowiedni wybór jej sprężu obliczeniowego. Podane w pracy relacje (28) i (29) umożliwiają racjonalne określenie wartości sprężu obliczeniowego sprężarki promieniowej, natomiast formuły (35) oraz (36) wyznaczenie tego parametru dla sprężarki osiowo-promieniowej.

Literatura

- [1] Vrana J.C.: Diffuser for centrifugal compressors. United States Patent Office. Patent No 3333 762, August 1, 1967.
- [2] Jarosz S., Kenny D.P., Vrana J.C.: Maszyna przepływowa odśrodkowa, zwłaszcza sprężarka odśrodkowa. Urząd Patentowy PRL, Opis patentowy nr 71428, 20.09.1974.
- [3] Podobujew Ju.S., Sielezniew K.P.: Teorija i rasczot osiowych i centrobieżnych kompiessorow. Maszgiz, Moskwa 1957.
- [4] Bielousow A.N., Musatkin N.F., Radko W.M.: Teorija i rasczot awiacyonnych łopatocznych maszyn. Samarskij Gosudarstwiennyj Aerokosmiczeskij Institut, Samara 2003.
- [5] Stieczkin B.S.: Teorija rieaktywnych dwigatielej, vol. 2. Łopatocznyje Maszyny, Oborongiz, Moskwa 1956.
- [6] Antas S., Lesikiewicz A.: Teoria silników przepływowych. Funkcje gazodynamiczne, Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1987.
- [7] Antas S.: Ocena wpływu wybranych metod modyfikacji maszyn wirnikowych turbinowych silników śmigłowych i śmigłowcowych na zapas statecznej pracy sprężarki. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2006.
- [8] Japikse D.: Decisive factors in advanced centrifugal compressor design and development. Concepts ETI, Wilder, Vermont 2006.
- [9] Dmitriewskij W.I.: Gazodinamiczeskij rasczot i profilirowanije stupieni centrobieżnego kopriessora. Tiechniczeskij otczet No 137 CIAM, Moskwa 1960.
- [10] Dzygadło Z. i in.: Zespoły wirnikowe silników turbinowych. Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 1982.
- [11] Antas S., Wolański P.: Obliczenia termogazodynamiczne lotniczych silników turbinowych. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1989.
- [12] Dzierżanowski P. i in.: Konstrukcje silników lotniczych. Wydaw. WAT, Warszawa 1972.

THE DOWNSTREAM DUCT OF CONNECTOR TYPE FOR RADIAL COMPRESSOR

Abstract

The connector is the exhaust diffuser of the centrifugal compressor channel where the change of flow direction takes place from radial direction to the direction defined by axis of the tubular combustion chamber. The number of connectors is equal to the number of can-type combustion chambers. This paper presents a method for determining of flow parameters at outlet section downstream duct of radial compressor. The analysis contains exhaust diffuser in the form of connector type diffuser. The suitable method of determining geometrical parameters for this exhaust diffuser also there is presented. The mentioned methods (for conceptual design of

compressor) are based on equation of energy conservation, equation of continuity, first law of thermodynamics, gas dynamics functions and definitions used in theory of turbo-machines. The final part of article includes principles of selection of computational value pressure ratio for compressor with radial vane diffuser and conclusions.

Keywords: turbine engine, downstream duct, connector

DOI:10.7862/rm.2013.9

Otrzymano/received: 25.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.07.2013

Lukasz BĄK¹
Igor G. LOGINOV²
Janusz MICHALCEWICZ³
Victor I. SLEPYAN⁴
Feliks STACHOWICZ⁵

CONSTRUCTION OF SCREENER ORIENTED ON APPLICATION OF PARAMETRIC RESONANCE

The problem with obtaining high efficiency screening process in the coal, metal mining, building and other industries lead to invent new constructions of the screeners. The rapid progress of screening techniques and screen design was observed in the past and nowadays the development of screen is stabilized and most of equipment produced by various machines companies is very similar. In spite of this, there is always a need to improve the performance of screens. Increase capacity and efficiency of screening process on the one hand, and decrease its ecological footprint are the main goals of development of a new screening equipment. The screening machines inventive method is parametric resonance excitation of the screen sieve mesh. The model of laboratory screener based on parametric resonance for fine granular materials is presented in this paper. The working principle of the screener is included showing, that the parametric resonance screener could obtain a complex motion of the sieve, which is desirable with processing naturally wet fine granular materials.

Keywords: screener, parametric resonance, sieve, construction

1. Introduction

Screening is the basic process in separating mineralogical components. All of screeners are based on method of screening, which is schematically shown in Fig. 1. The material is being fed onto the sieve and next is transported along the sieve during which the feed is segregated into the oversize and undersize material. Oversize fraction consists of the whole class C_o in the feed and part of class C_U . The rest of class C_U are included into undersize fraction [1, 2].

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Łukasz Bąk, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave, 35-959 Rzeszow, tel.: (17) 8651513, e-mail: lbak@prz.edu.pl

² Igor G. Loginov, LPMC Co., Kiev, Ukraine, e-mail: iloginov@yandex.ru

³ Janusz Michalcewicz, EUROTECH Sp. z o.o., Mielec, e-mail: j.michalcewicz@eurotech.com.pl

⁴ Victor I. Slepyan, LPMC Co., Kiev, Ukraine, e-mail: v.slepyan@voliacable.com

⁵ Feliks Stachowicz, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave, 35-959 Rzeszow, e-mail: stafel@prz.edu.pl

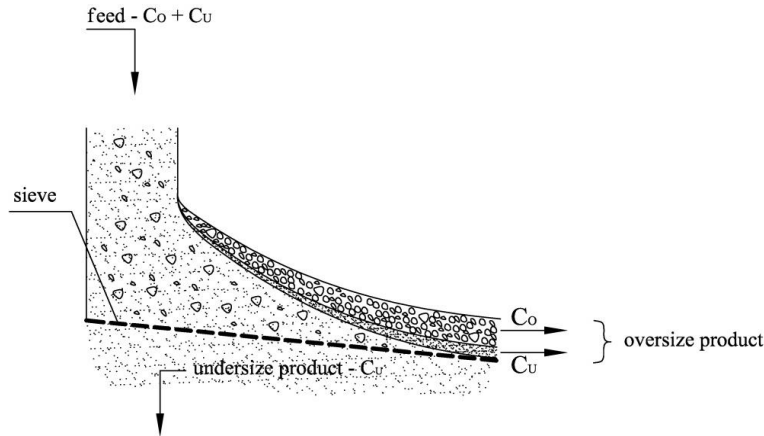


Fig. 1. Scheme of screening mechanism

In the screening process two types of resistances are distinguished: the layer resistance and the sieve resistance. Resistance of the layer has a significant impact on the screening of material thick layers. This kind of resistance is typical for the screening of a fine grade material. It is taken as difficulty of segregating layer. A difficulty of grain transition through the sieve mesh called as sieve resistance, has smaller effect. To minimize the layer resistance impact, and increase the efficiency of the screening process the proper motion of the screen should be established. This is the challenge for engineers [1, 3]. The rapid progress of screening techniques and screen design was observed in 19th and 20th century. Nowadays the development of screen is stabilized and most of equipment produced by various machines companies is very similar [4]. In spite of this, there is always a need to improve the performance of screens. Increase capacity and efficiency of screening process on the one hand, and decrease its ecological footprint are the main goals of development a new screening equipment.

Vibro-impact mechanisms, such as screeners and drilling/cutting devices, are usually designed to operate in a resonance regime RR. Then the most powerful energy flux can be achieved from the exciter to the vibrating component, and high oscillation amplitude of the target structure can be obtained using excitation of a relatively low intensity. Parametric resonance PR is the state of oscillating instability which can arise under periodic disturbance of a parameter of the structure, for example, under periodic variation of the pendulum length or the tensile force in a beam, plate or a flexible screen. Under such action, the system begins to oscillate with the amplitude growing exponentially, much faster than in the case of RR, where it grows linearly. The amplitude almost instantly reaches the maximal level defined by the system nonlinearity. The benefits are very large amplitudes of high-frequency oscillations with a high rate of the energy transfer; a wide resonant-frequency re-

gion; low sensitivity to damping; coupled in-plane and lateral oscillations and vibro-insulation. In engineering, PR as well as flutter was studied with the goal to avoid it, since such phenomena usually lead to structural damage. However the PR since its use in properly designed vibro-impact systems seems to be very promising. These objectives can be obtained by implementation of parametric resonance in screening process.

2. Screener construction

Many factors are taken into account during the design of the vibrating screener's construction. The most important is to obtain the highest possibility of passing material through the cut-outs. This factor requires to design the screener in such a way as to get the most effective sieve motion in conjunction with the proper shape and spacing of the sieve cut-outs. But to obtain the high capacity screening in industry, there is also need to carry out the process continuously. This means that the material which is fed onto the sieve surface should continuously flow as a regular stream through the screening machine. Screener design aim is to obtain the highest material flow with maximum segregation efficiency simultaneously [5].

Wide range of application of vibrating screeners in different industries caused high development of their construction. Most of them are very similar and consist of the same main elements (Fig. 2). The sieve is one of the most important parts of the screen. The size of sieve cuts and its geometrical forms largely determinates the efficiency of screening process. Life of cuts geometrical form and sieve surface depend on the applied material [6]. The most popular constructions are screen deck of steel plates, screen cloth, screen deck of rubber or polyurethane fibre plates and cantilever beam/rod screen deck [7]. Industrial screening machines sometimes are equipment a multi deck construction. A superimposed sieve is mounted within a common riddle. This solution increases the capacity of screening process. The construction element which is used to fix the sieve is called riddle. The sieve stiffness and mechanical strength are determined by a riddle. Other task of this part is to transfer loads and motions onto the sieve and to move a portion of material through sieve surface. The angle of inclination and riddle movements depends on the screener suspension. This element enables a sieve movement in the specified direction and precludes unexpected motion simultaneously, which can disturb the process execution. The newest constructions contain a spring suspension [7].

Sieve periodical motion and its trajectory also depend on the type and the configuration of driving elements. Generally, eccentric vibrators and eccentric crankshafts are used to drive the screen. Eccentric vibrators are mainly applicable to the screens, which works above resonant frequency. Driven force is generated by inertia of eccentric mass. Second driving mechanism excites vibrations of screen by rotation of an eccentric crankshaft. The amplitude of vibration is

constant and equals the size of the crankshaft shoulder [4, 8]. Some constructions of screeners use an electromagnetic vibrator as a driving mechanism. It is mainly applied to directly excite sieve motion. Single elements are joined together by the frame. It enables a proper mate between parts. Frame connected with the support carries dynamic reaction forces of screener mass. Depending on the type of connection these forces can be damped [6, 7]. Differences between screens mainly refer to the screen sieve motion. Sieve motion determinates the process execution, because of this depends the motion of grains on the mesh surface and the motion of grains in the screened layer. The single-plane screeners are the most popular screening machines. In this case the riddle vibrates in the single plane π (Fig. 3), perpendicular to the sieve. The vibrating trajectory is flat and may take a different form: linear, circular, elliptical, complex (double frequency). A group of screening machines are based on the other kinds of sieve motion, for example circling motion (circling screens) or non-linear (spatial) motion [1].

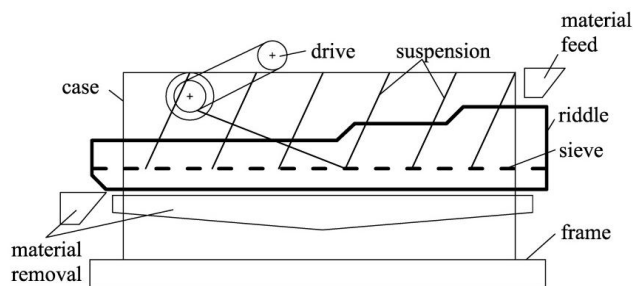


Fig. 2. Main elements of screener

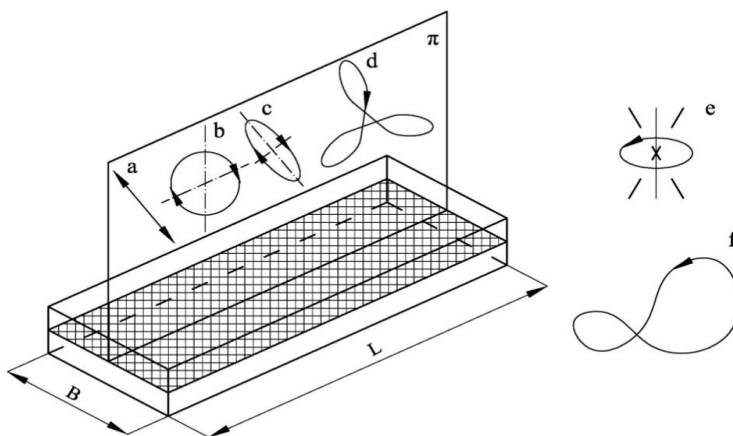


Fig. 3. Trajectories of the sieve: a) linear, b) circular, c) elliptical, d) complex (double frequency), e) circling motion (circling screens), f) non-linear (spatial) motion

The first PR-based vibrating screen was designed and built in LPMC. The working principle of the parametric resonance screener is based on high amplitude lateral oscillation of the sieve surface (Fig. 4). The riddle is suspended on springs, and whole assembly is mounted on the frame. Riddle construction is different from the machines built so far. It consists of two parts, which are joined together by sieve only [9]. This solution enables a complex motion of the riddle (Fig. 3) and the sieve surface. The sieve is a single plate with cut-outs. A structural material for the sieve must be used, because complex state of stresses is occurred. It is very important to apply the sieve pretension in order to stabilize whole system. This is achieved by applying pull springs. Driven force is generated by vibrators, which are connected with the riddle elements. The screen drive system must cooperate in the conditions of synchronization (the same angular velocity of shaft rotation). Soft start of the drive system provides a motion of riddle. Here, small amplitude and high frequency motion can be obtained. There is no sieve motion until the material contacts with the sieve surface. Gravity forces of following material moves out the sieve from the equilibrium and provides the lateral sieve motion (v_s) with relatively large amplitude. The material movement along the sieve is the result of complex screen motion and inclination angle (α), which determinates the material velocity rate on the sieve surface. The motion of parametric resonance screener enables to process easily fine granular materials and may increase efficiency of the screening process. Unfortunately this screening system is unstable. The proper operation of this machine depends on many construction parameters e.g. value of driven force, the sieve pretension force, fatigue strength of sieve material.

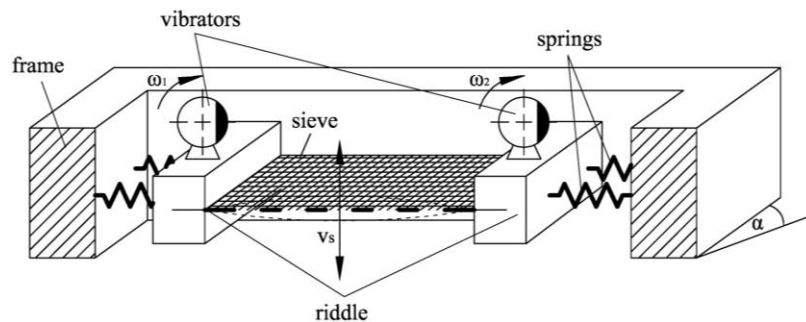


Fig. 4. Scheme of parametric resonance screener

3. The PR-base laboratory screener

To investigate the influence of each construction parameter the laboratory prototype of parametric resonance screener is needed. Screener construction enables adjustment of primary machine parameters:

- angular velocity of electrical vibrators,

- inclination angle of sieve surface,
- quantity of feed,
- pretention of sieve.

Investigation of these parameters in the wide range will be helpful to stabilize the process run. It is also very important in the development of industrial PR-based screeners.

The model of laboratory PR-based screener is shown in Fig. 5. It is double frame construction. This solution allows adjusting the sieve inclination angle. The range of angle adjustment between 20 and 40 degrees is controlled 2.5 degree increments. The suspension system off riddle is placed on the movable

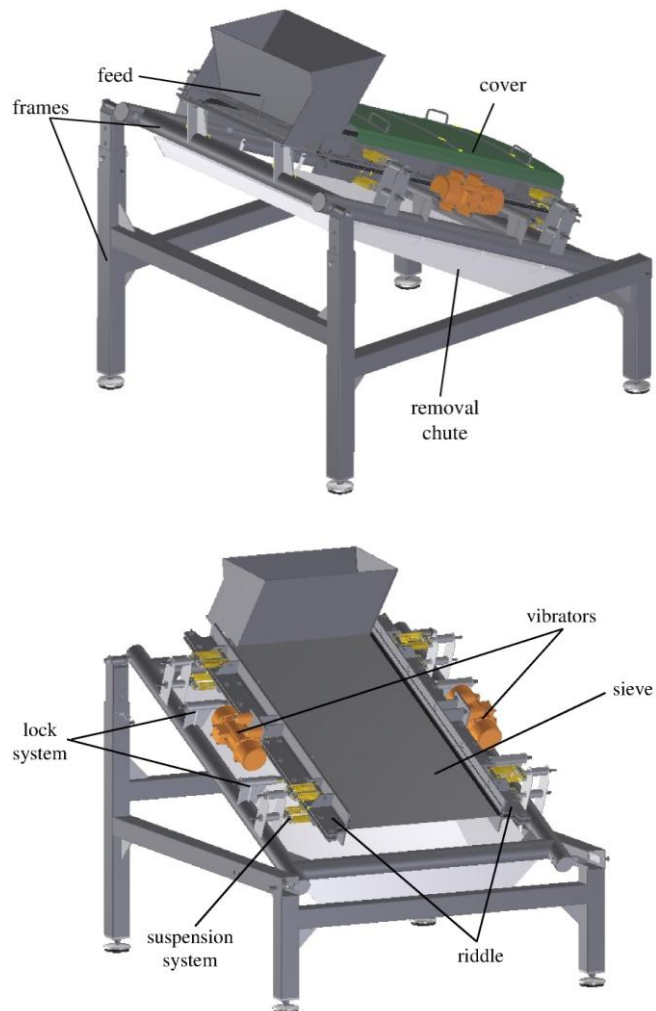


Fig. 5. Model of laboratory parametric resonance screener

frame (Fig. 6). It consists the set of sixteen springs connected with the pin ended by screw. Adjustment of preload is obtained by movement of spring's fixtures. The screener transport and it's damage repair need to fix parts of the riddle. Thus, locking system is designed in the frame. Locking pins enable easy change of the sieve and other parts which can be damaged.

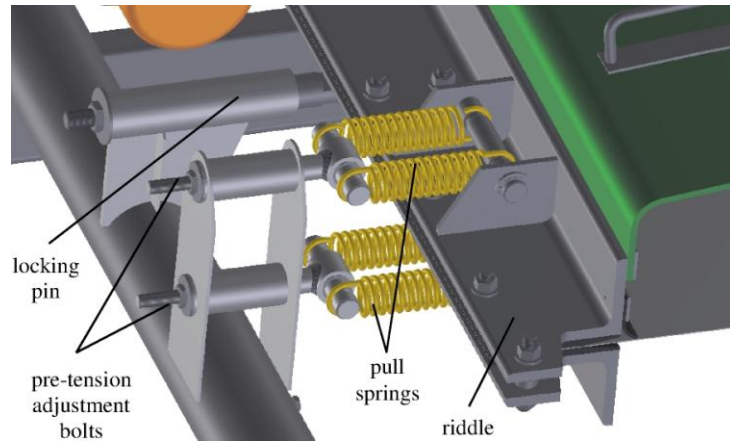


Fig. 6. The suspension system of PR screener

The riddle is designed as the assembly couple of two angle sections (Fig. 7). They are connected to each other by bolts and fixed the sieve simultaneously. Rubber elements between angle sections are applied. They perform a damping function thereby they decrease the vibration sieve effect on the other elements. To reduce the bending stresses on the sieve the shape rubber is used. The area between rubber and sieve is protected from blocking by rubber insulation element. The sieve is one of the most important elements of parametric resonance screener. In this model the sieve is a rectangular steel plate 1.0 x 1.5 m one millimetre thick with the set of rectangular cut-outs (Fig. 8). This shape of cut-outs provides very efficient screening process of fine granular material, without clogging it.

The screener is driven by two eccentric vibrators. They are placed in a both parts of the riddle (Fig. 5). Rotational speed of vibrators is adjusted continuously from 0 to 6000 rpm by using of inverter. Thus the lateral motion of large frequency range can be obtained. The vibrators are equipped with regulated eccentric mass. This allows for different centrifugal force which will be useful to investigate a proper configuration. Material is feed onto the sieve surface by the bunker, which is fixed to the frame. The amount of material is adjusted using a slide valve (Fig. 9). The displacement of valve is limited by guard finger, which is put in suitable hole. This solution will be helpful to define production parameters of the screener and material impact on the process execution service.

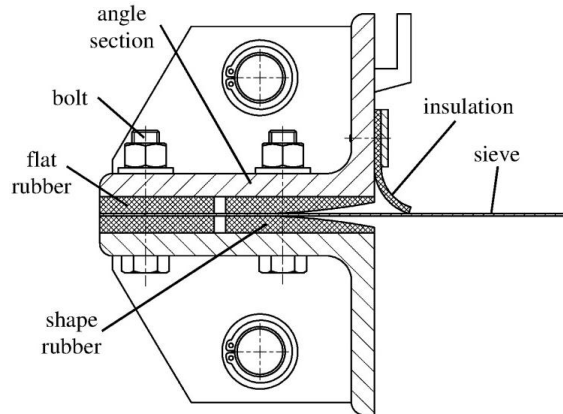


Fig. 7. The cross section of single riddle element

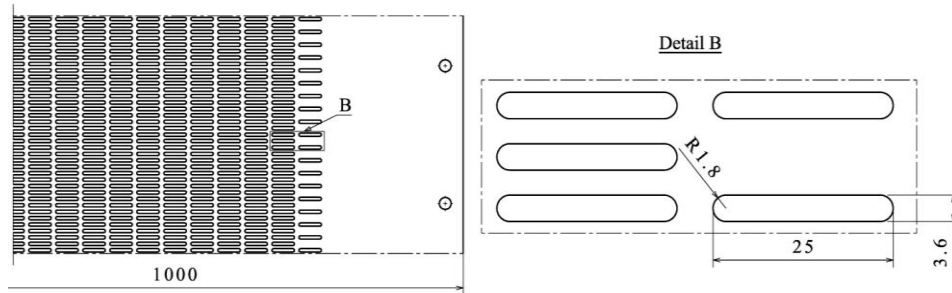


Fig. 8. The enlargement of the screen geometry

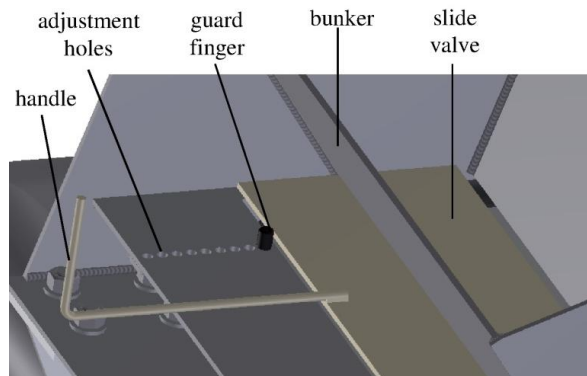


Fig. 9. Feed system

References

- [1] Wodziński P.: Fine screening and screens, *J. Polish Mineral Eng. Soc.*, 1 (2001), 41-57.
- [2] Dyr T., Wodziński P.: Model particle velocity on a vibrating surface, *Physico-chemical Problems of Mineral Processing*, 36 (2002), 147-157.

- [3] Poćwiardowski W., Wodziński P.: Przesiewanie surowców mineralnych na przesiewaczu zataczającym, *Prace Naukowe Instytutu Górnictwa Politechniki Wrocławskiej*, 132 (2011), 225-236.
- [4] Wodziński P.: Screens – classification and systematic single-plane screens, *Physico-chemical Problems of Mineral Processing*, 41 (2007), 237-249.
- [5] Meinel A.: Fine and very fine screening, *AT Mineral Processing English Edition*, 1 (2010), 2-8.
- [6] Dietrych D.: Teoria i budowa przesiewaczy, *Wydawnictwo Górnictwo-Hutnicze*, Katowice 1962.
- [7] Sztaba K.: Przesiewanie, *Śląskie Wydawnictwo Techniczne*, Katowice 1993.
- [8] Banaszewski T.: Przesiewacze, *Wydawnictwo Śląsk*, Katowice 1990.
- [9] Slepian V.I., Loginov I.G., Slepian L.: The method of resonance excitation of screen mesh and the screen for its implementation, *Ukrainian patent no. 87369*, 2009.

Acknowledgement

This work was supported by the European Research Agency – FP7-PEOPLE-2011-IAPP – Marie Curie Industry-Academia Partnerships and Pathways, grant agreement No. 284544.

ZASTOSOWANIE REZONANSU PARAMETRYCZNEGO W KONSTRUKCJI PRZESIEWACZA

Streszczenie

Zwiększenie wydajności procesu przesiewania w przemyśle wydobywczym, budowlanym itp. jest głównym powodem opracowywania coraz to nowszych konstrukcji przesiewaczy. Intensywny rozwój technik przesiewania oraz konstrukcji przesiewaczy można było zaobserwować w przeszłości. Obecnie nastąpiła stabilizacja rozwiązań konstrukcyjnych, przez co większość urządzeń produkowanych przez różne firmy jest podobna. Mimo to nadal istnieje potrzeba zwiększenia efektywności eksploatacyjnej przesiewaczy. Zarówno zwiększenie wydajności oraz efektywności procesu przesiewania, jak również zmniejszenie szkodliwego oddziaływania ekologicznego to główne przesłanki rozwoju nowych maszyn przesiewających. Inwencyjną metodą zastosowaną w konstrukcji maszyn przesiewających jest wzbudzenie rezonansu parametrycznego sita przesiewacza. W pracy zaprezentowano model konstrukcyjny przesiewacza materiałów drobnoziarnistych, oparty na rezonansie parametrycznym. Przedstawiono zasadę działania przesiewacza, gdzie możliwe jest osiągnięcie złożonego ruchu sita, który jest pożądanym w przypadku przesiewania materiałów w postaci wilgotnych granulatów.

Słowa kluczowe: przesiewacz, rezonans parametryczny, sito, konstrukcja

DOI:10.7862/rm.2013.10

Otrzymano/received: 11.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Ludmila DULEBOVÁ¹
Branislav DULEBÁ²
Emil SPIŠÁK³

ANALYSIS OF SOME ASPECTS OF FINE BLANKING PROCESS

Blanking is one of the advanced technologies of processing materials and manufacturing products. Simple cutting is affected by the uneven action of plastic deformation. This makes the cut surface irregular. Blanking methods have been improved and new technologies in the process of blanking have been developed. Using these technologies we easier achieve higher geometric precision and surface quality. One of these technologies is fine-blanking. The aim this of study was to investigate the mechanical properties of the material and verify the suitability of the material for the production of parts made by fine blanking and analyze the failure of ejector tool. Based on the tests performed we can conclude that material DN-C45 (12045) is not suitable for the production components made by fine blanking technology. For production of parts, we recommend to use the material C45 in modification GKZ-EW – soft annealing, fine cold rolled with globular pearlite, tensile strength 480 MPa, yield strength of 290 MPa and hardness maximum 150 HB. Based on documented microscopic breaches at ejector in etching state, we see that oxidation occurs at the point at the breach. In the present case for the assessment of cracks on the ejector, it is necessary to consider whether the thermal process was adhered.

Keywords: steel metal, fine blanking, quality of cutting surface

1. Introduction

Engineering production of parts constantly puts higher demands on the quality and reduces labor intensity in production. In a competitive environment only production with the lowest cost can achieve improvement, because they directly affect the profitability and profit. Manufacturers, therefore, invest in those technologies that are able to provide high productivity and quality of com-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Ludmila Dulebová, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023502, e-mail: ludmila.dulebova@tuke.sk

² Branislav Dulebá, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: branislav.duleba@tuke.sk

³ Emil Spišák, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: emil.spisak@tuke.sk

ponents. Blanking is one of the basic processes in sheet metal forming. Blanking is a constrained shearing operation that involves elastic deflection, plastic deformation and fracture of the work material. In the blanking process, some factors such as the punch-die clearance, the tool geometry and the mechanical properties of the materials influence the quality of the cross-section and the dimension precision. It is necessary to study the fracture of the metal and crack propagation to select rational process factors. In engineering practice, the shape of the product, near the cut edge, is by far the most important property. Shearing is one of the advanced technologies of processing materials and manufacturing products. Simple shearing is affected by the uneven action of plastic deformation. This makes the cut surface irregular. Shearing methods have been improved and new technologies in the process of shearing have been developed. Using these technologies we can easier achieve higher geometric precision and surface quality. One of these technologies is fine blanking [1-5].

In conventional metal stamping a 2-part punch and die set is used (Fig. 1). Fine blanking adds two more elements: a clamping or "stinger" plate to prevent die roll-off and a counter punch to control deformation as the punch pushes through the plate. Thus, the part is smoothly removed from the strip. The fine blanking process resembles an extrusion process rather than the shearing process of conventional stamping. This results in a part with superior flatness, smooth edges, less roll-off and tighter form tolerances. The improved tolerance control results from die to punch clearances of 1/5 or less than that of conventional stamping [2, 6]. Fine blanking is a specialized type of blanking in which the blank is sheared from the sheet stock by applying 3 separate forces – blanking force, holding force and counterforce (Fig. 2). This technique produces a part with better flatness, a smoother edge with minimal burrs, and tolerances as tight as ± 0.001 mm. As a result, high quality parts can be blanked, so that they do not require any secondary operations. However, the additional equipment and tooling does add to the initial cost and makes fine blanking better suited to high volume production. The fine blanking has been used in automotive industry such as door locks, gear boxes, reclining seat adjusters etc. Furthermore, the fine blanking can also be applied to electronic and electrical industry [7].

Most of the equipment and setup for fine blanking is similar to conventional blanking. The sheet stock is still placed over a blanking die inside a hydraulic press and a blanking punch will impact the sheet to remove the blank. As mentioned above, this is done by the application of 3 forces. The first is a downward holding force applied to the top of the sheet. A clamping system holds a guide plate tightly against the sheet and is held in place with an impingement ring, sometimes called a stinger that surrounds the perimeter of the blanking location [6, 7]. The second force is applied underneath the sheet, directly opposite the punch, by a "cushion". This cushion provides a counter force during the blanking process and later ejects the blank. These two forces reduce bending of the sheet and improve the flatness of the blank. The final force is

provided by the blanking punch impacting the sheet and shearing the blank into the die opening. In fine blanking, the clearance between the punch and the die is smaller and the blanking is performed at slower speeds. As a result, instead of the material fracturing to free the blank, the blank flows and is extruded from the sheet, providing a smoother edge. To manufacture parts in fine blanking quality, the following conditions have to be met: press, tool and material.

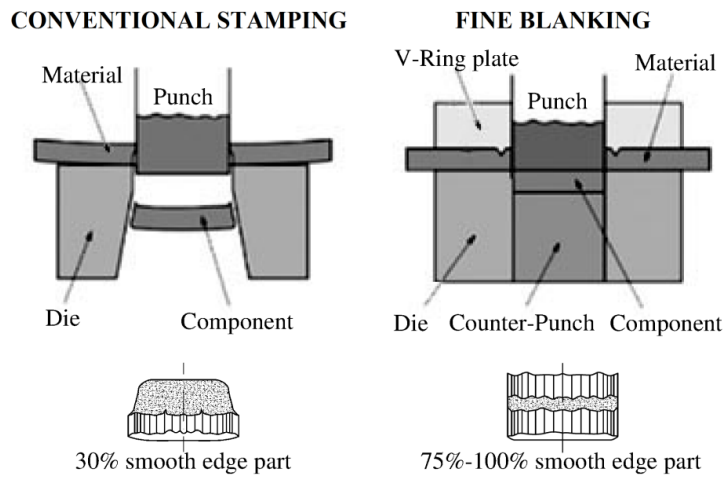


Fig. 1. Comparison of conventional stamping and fine blanking processes

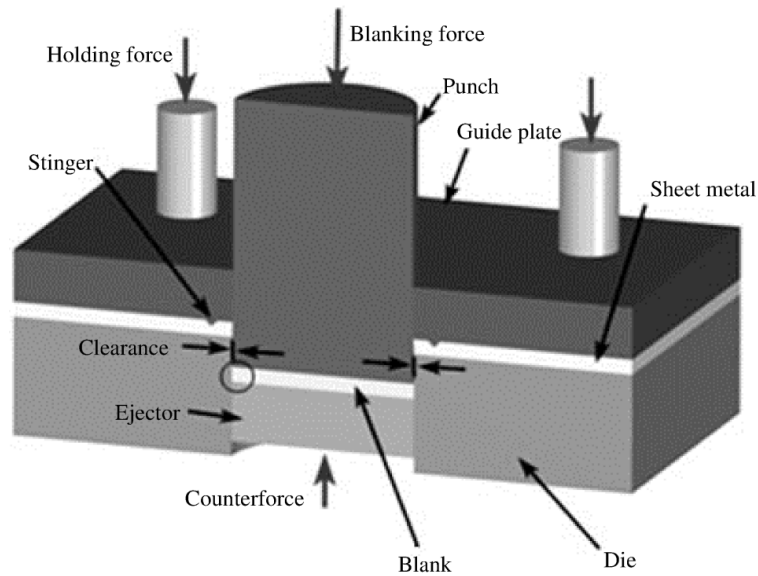


Fig. 2. Scheme of fine blanking equipment with forces acting

For fine blanking technology are suitable materials, respectively steels with sufficient cold forming property and minimum yield strength. Ideal for fine blanking are low carbon steels and low-alloy steels with low content of alloys and value of yield strength under 600 MPa [8, 9]. The decisive factor for the suitability of the material is its structure, which is affected by the content of carbon and alloying elements present and previous thermal processing. The raw material for fine blanked components is primarily rolled metal coils, although extruded and rolled strips are also used. In some cases non-metallic materials are fine blanked. Because fine blanking is as much an extrusion process as a stamping process, the consistent flowing of material into the die cavity is critical. For this reason soft materials and materials with fine grain structure are preferred. When an application requires a hardened component, heat treatable alloys are used. Types of steel suitable for fine blanking technology can be divided into four groups, which are listed in Table 1 [8]. For the fine blanking it is necessary to use material with uniform: chemical composition, structure, dimensional accuracy, mechanical properties. The shape of the fragile components (cementite, pearlite etc.) in the material structure is also important for fine blanking. The fragile components have to be in globular shape to achieve cutting with a smooth shear surface.

The aim of this paper is to assess the suitability of the material DN-C45 for fine blanking and/or to propose a different material for the manufacture of the product. When using blanked DN-C45 material in as receive condition failure of ejector tool occurred and contribution examines the infringement of ejector pins for the production of selected parts by fine blanking. This contribution was prepared in collaboration with company that produces precise sheet-metal parts for automotive industry by fine blanking.

Table 1. Materials used for fine blanking technology

Group of steels	Material	C [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]
1	Low carbon steel	max 0.1	-	-	-
2	Carbon steel – non alloy	0.12÷1.00	-	-	-
3	Alloyed steels	0.15÷0.20	max 2.00	max 0.30	max 2.00
4	Stainless steel	max 0.15	max 18.00	-	max 18.00

2. Experimental procedure

Material symbol DN-C45 (STN 12045) with a sheet thickness of 3 mm, delivered in roll form was used for testing. It is structural steel and is used to produce components statically and dynamically loaded. In this particular case, the material is used for the production of parts with complicated geometry (Fig.

3a) by fine blanking technology. In the production practice at different stage of fine blanking process, fracture occurs at the ejectors (Fig. 3b) used as the counterpressure tool. The ejector was made from material 1.2379 (X153CrMoV12 according to EN ISO 4957), hardened to 59 HRC. In our work it was necessary to determine the mechanical properties and structure of the blanked material to determine its punchability as well as to document the reason of failure of ejector tool used for fine blanking.

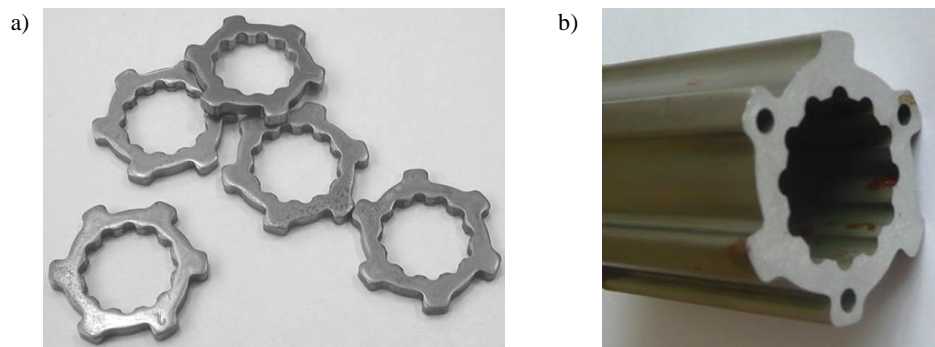


Fig. 3. Parts manufactured by fine blanking (a) and view of ejector (b)

The uniaxial tensile test (to determine mechanical properties of the material), Brinell hardness test (to determine effect of heat treatment) and structure optical observations were chosen for the evaluation of material suitability for fine blanking. The uniaxial test was performed according to STN EN 10002-1 on the test machine TIRA-test 2300. The test machine has a certificate of verification for testing the strength of metals and plastics. Brinell hardness test was performed on the hardness tester HPO 250 according to EN ISO 6506-1. Since mechanical characteristics essentially depend on the chemical composition of the material and its structure, the structure of the material was examined on the microscope OLYMPUS. For microscopic analysis sampling was made at the area of crack and metallographic grinding was performed. The sample was etched to induce the structure with 2% Nital.

3. Results and discussion

The results of uniaxial test and Brinell hardness test performed when using blanked sheet in as receive conditions are as follows:

- yield stress – 347 MPa,
- ultimate strength – 509 MPa,
- total elongation – 30.9%,
- strain hardening exponent – 0.193,
- hardness HB 62.5 – 146.

The microstructure analysis of the blanked material, after etching on the cross-section, has shown fine globular pearlite, disturbances in the rolling direction, various inclusions, and bubbles (Fig. 4). Defects are oriented in the rolling direction – bubbles, inclusions were observed in the whole observed sample surface. Based on the tests above, their results and performed study of microstructure of the material, we can conclude that material DN-C45 is not suitable for the production components made by fine blanking technology. Because of that thermal treatment was applied to blanked sheet. After annealing the basic mechanical parameters were as follows:

- yield stress – 290 MPa,
- ultimate strength – 480 MPa,
- plastic anisotropy ratio – 0.997%.

It means that the material, with modified symbol GKZ-EW, becomes more plastic and isotropic. Annealed steel sheet does not have metallurgical defects, i.e. cluster of non-metallic impurities, cracks, segregation and other defects.

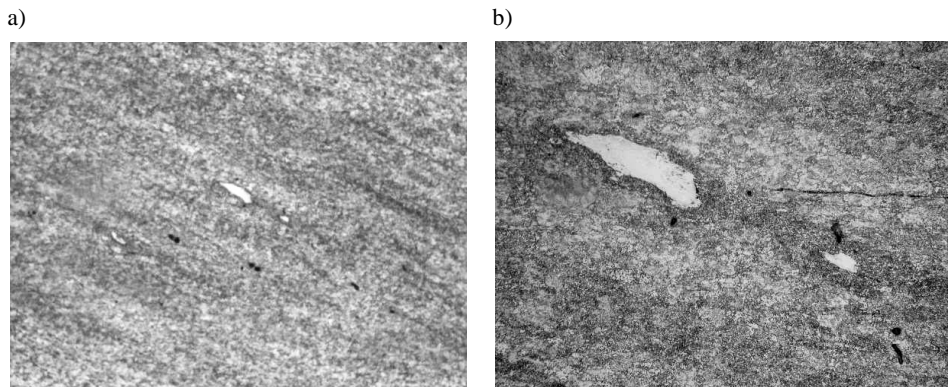


Fig. 4. Structure of material with bubbles and inclusions – magnification 100x (a) and 200x (b)

Microscopic observation of ejector after failure has shown that it was cracked in two places symmetrically near labels 1 and 3 (Fig. 5) and cracks were all over the cross section. Additional observation of the etched ejector surface at different stage of fine blanking process realization demonstrates that the initiation of material cracking takes place at inner wall edge (Fig. 6) and the propagate across the whole ejector wall thickness (Fig. 7). Probably unusual ejector surface topography could be a reason of cracks initiation, additionally stimulated by dynamic loading of cutting tool.

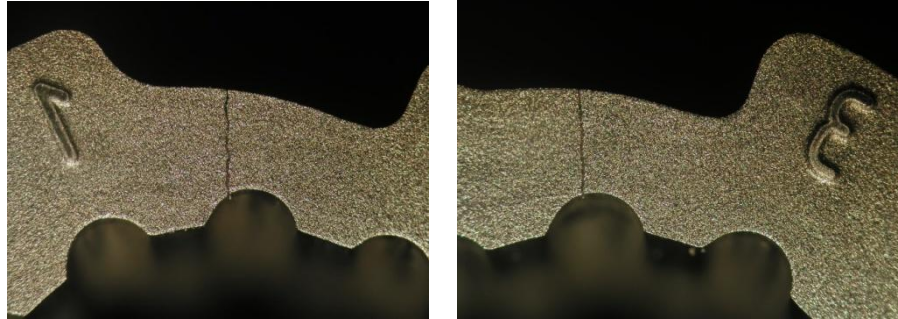


Fig. 5. Cracks observed at ejector tool near labels 1 and 3

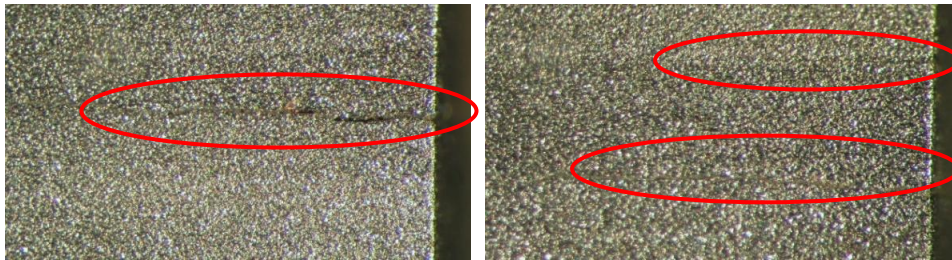


Fig. 6. Cracks initiation at ejector inner wall edge



Fig. 7. Progress of cracks across the ejector wall thickness

4. Conclusions

The aim of study was to investigate the mechanical properties of the material and to verify the suitability of the material for the production of parts made by fine blanking and analyze the reason of ejector failure. Based on the tests presented above, we can conclude that material DN-C45 is not suitable for the production components made by fine blanking technology. For production of analyzed parts, we recommend to use the material C45 after modification by soft annealing. Special attention should be also paid to blanking tool production, i.e. material treatment and surface topography configuration.

References

- [1] Lange K.: Handbook of metal forming, McGraw-Hill Book Company, New York 1985.
- [2] Kim Y.J., Kawk T.S., Bae W.B.: Finite element analysis on effect of die clearance on shear planes in fine blanking, J. Mat. Proc. Technol., 130-131 (2002), 462-468.
- [3] Kwak T.S., Kim Y.J., Seo M.K., Bae W.B.: The effect of V-ring indenter on the sheared surface in the fine-blanking process of pawl, J. Mat. Proc. Technol., 143-144 (2003), 656-661.
- [4] Frącz W., Kut S., Mucha J., Stachowicz F.: Experimental investigation of blanking process using TiN coated tool materials, Kovarenstvi, 33 (2008), 124-126.
- [5] Frącz W., Kut S., Stachowicz F.: Experimental and numerical investigation of steel sheet blanking with pre-bending, Kovarenstvi, 33 (2008), 121-123.
- [6] Dvořák M., Gajdoš F., Novotný K.: Technologie tváření: plošné a objemové tváření, CERM, Brno 2007.
- [7] Novotný J., Langer Z.: Stříhání a další způsoby dělení kovových materiálů, SNTL, Praha 1980.
- [8] Forejt M., Píška M.: Teorie obrábění, tváření a nástroje, CERM, Brno 2006.
- [9] Greškovič F., Lachvač J., Hrivňák A., Spišák E.: Evaluation of cutting of steel sheets, Sci. Bul. Rzeszów Univ. Technol., 197 (2000), 109-114.

Acknowledgements

This paper is the result of the project implementation: Center for research of control of technical, environmental and human risks for permanent development of production and products in mechanical engineering (ITMS: 26220120060) supported by the Research & Development Operational Program funded by the ERDF and VEGA No. 1/0369/11.

ANALIZA WYBRANYCH ASPEKTÓW WYKRAWANIA DOKŁADNEGO

Streszczenie

Wykrawanie jest jedną z zaawansowanych technologii obróbki materiałów i wytwarzania elementów. Cięcie jest spowodowane nierównomiernym oddziaływaniem odkształcenia plastycznego, co skutkuje nierównomiernością powierzchni przecięcia. Metody wykrawania zostały ulepszone, co spowodowało rozwój nowych metod cięcia. Korzystając z tych technologii, można łatwiej osiągać dokładność geometryczną i jakość powierzchni przecięcia. Jedną z tych metod jest wykrawanie dokładne. Celem artykułu jest badanie właściwości mechanicznych materiału i sprawdzenie jego zdolności w produkcji elementów wykonanych przez dokładne wykrawanie oraz analiza zniszczenia wypychacza. Na podstawie przeprowadzonych badań można stwierdzić, że materiał DN-C45 (12045) nie nadaje się do produkcji elementów wytwarzanych metodą wykrawania dokładnego. Do produkcji części zaleca się stosowanie materiału C45 zmodyfikowanego GKZ-EW – wyżarzaniem zmiękczającym, walcowanym na zimno i zawierającego perlit kulisty, o wytrzymałości na rozciąganie 480 MPa, granicy plastyczności 290 MPa i twardości maksymalnej 150 HB. Na podstawie udokumentowanych mikroskopijnych wyrw

w wyrzutniku poddanym trawieniu zaobserwowano, że w miejscu wyrw następuje utlenianie. W tym przypadku do oceny pęknięć wyrzutnika konieczne jest sprawdzenie, czy proces obróbki cieplnej został prawidłowo wykonany.

Słowa kluczowe: blacha, wykrawanie dokładne, jakość powierzchni przecięcia

DOI:10.7862/rm.2013.11

Otrzymano/received: 22.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Emil EVIN¹
Milan ÁBEL²
Ján VIŇÁŠ³
Jana TKÁČOVÁ⁴
Bogdan ANTOSZEWSKI⁵

TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF STAMPING DIES WITH COATINGS

A variety of cast iron and steel grades are used for manufacturing dies in stamping industry. The costs of these materials may vary considerably. However, with appropriate surface treatments, coatings and lubricants, a cost-effective die material may outperform the expensive ones. Therefore, in selecting die materials, a systematic evaluation of tool materials, coatings and heat treatments are required, considering the cost and tool life as parameters. In the contribution the plasma sprayed ceramic coatings Cr_2O_3 and Al_2O_3 were investigated in sliding contact with steel in both, the block-on-ring arrangement (tester T 05) and deep drawing process. The friction coefficient and wear of these coatings were measured at dry friction conditions and with lubricant at utilization of tester T 05. For different types of die rings (with and without ceramic coatings) the punching forces were measured during deep-drawing process. The results show that the main advantage of application of Al_2O_3 and Cr_2O_3 coatings on dies contact surfaces in comparison with dies made of tool steel may be the increase of life-time and wear resistance, the increase of the cup surface quality, savings of deficient elements by replacement of expensive tool steels by common constructional steels.

Keywords: deep drawing, stamping die, ceramic coatings, friction coefficient

1. Introduction

The result of deep drawing process depends on the one hand on steel sheets properties (mechanical and technological, chemical composition, surface micro-geometry, size of grain, homogeneity of structure, uniformity of mechanical

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Emil Evin, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023502, e-mail: emil.evin@tuke.sk

² Milan Ábel, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

³ Ján Viňáš, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

⁴ Jana Tkáčová, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

⁵ Bogdan Antoszewski, Kielce University of Technology, 7 Tysiąclecia P.P. Ave, 25-314 Kielce, e-mail: ktrba@tu.kielce.pl

properties, steel sheet thickness along coil etc.), and on the other hand on used type of press, die geometry, microgeometry of die contact surfaces and applied lubricant [1]. The friction conditions on the contact surfaces have the great influence on the final quality of deep-drawing process (life-time of die, quality of drawn part surface, production costs, etc.) and technological formability [2-6]. Friction on contact surfaces depends on the properties of tribological pair and applied lubricant. In consequence of load of contact surfaces (temperature $20^{\circ}\div 100^{\circ}\text{C}$, pressure $0\div 20\text{ MPa}$) at drawing-in of blank into the die, the sticking of softer blank material occurs on the die contact surface. The result is the occurrence of scratches on the drawn part of the surface. Therefore, the stucked material must be laboriously removed from the die contact surfaces. The more is material of the blank similar to material of die contact surfaces, the greater is danger of material sticking. Required quality of the drawn part, reliability and effectiveness of drawn parts production by deep drawing is possible to obtain by application of suitable lubricant, chemical composition of die contact surfaces and their microgeometry.

The fundamental understanding of galling can be obtained in the microscopic and nanoscopic scales (Fig. 1). At a microscopic scale, the tool-workpiece interface has numerous minute asperities and valleys. The magnitude, spacing and directionality of the surface topography in these mating surfaces play important roles not only in creating friction but also in sustaining or breaking a lubricant film designed to mitigate friction and wear. The better performance of the coated tools may be attributed to their ability to minimize, or postpone, the occurrence of galling; an ability that was verified as an absence of particles adhered to the tool surface and the absence of additional peaks and valleys in the roughness profile. It is not possible to make a direct comparison of the results obtained in this work with those of the tests presented in the literature [7, 8], since most of the elements of the tribosystem were different, including

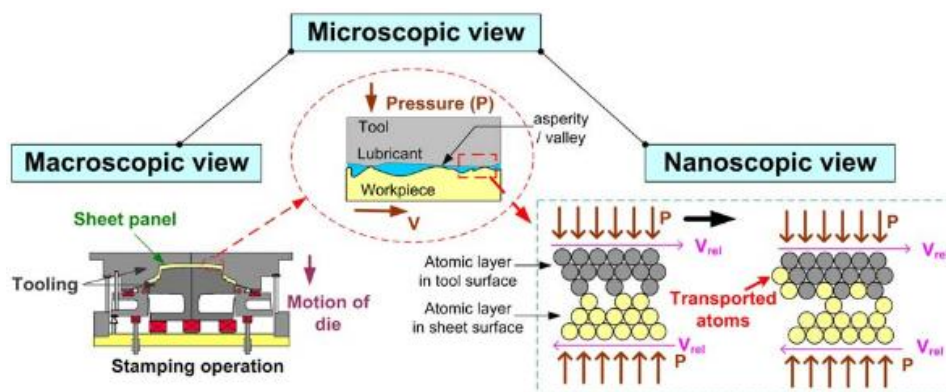


Fig. 1. Macroscopic / microscopic / nanoscopic scale views of galling (material transfer) in metal forming process

materials, geometries, loads and lubrication condition. Based on the results reported in the literature, it can be assumed that the applied test indicates that the lower threshold galling pressures for the uncoated tools than the coated ones. However, in addition to the questionings on the concepts of, literature [7, 8] data also indicates that the preparation of these tests must be careful in order to provide good alignment between the contacting surfaces, even if some of the alternatives to the original standard are selected. The simplicity and quickness of tests with line or point contact may be advantageous. However, taking the example of the test T 05 (Fig. 2), it is possible to state that the use of the outputs of this test to study forming operations is based on the assumptions that: galling is associated with an increase in friction coefficient and galling is the predominant mechanism in forming operations. The first of these assumptions may seem intuitively correct and a direct correlation between friction and galling has been observed in some cases [9].

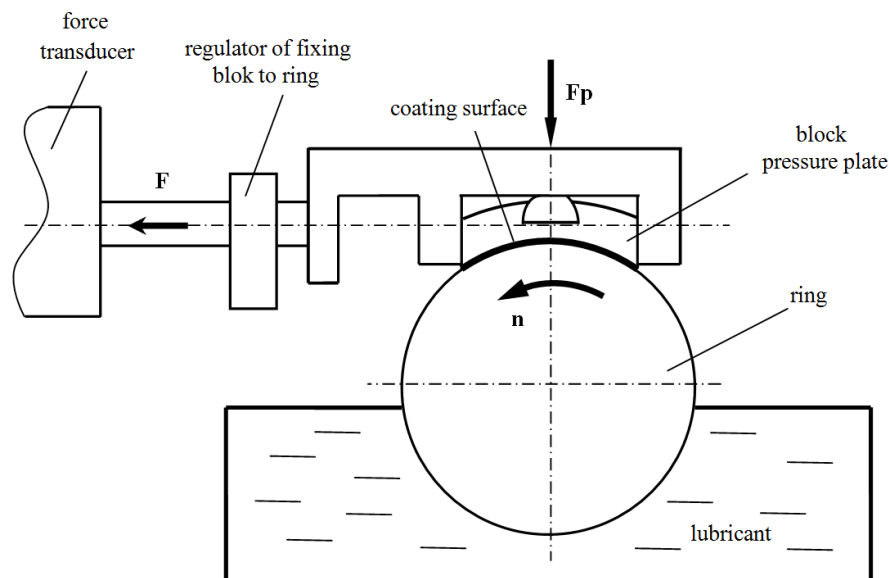


Fig. 2. Principal scheme of tester T 05

2. Experimental procedure

In the first phase of this research the properties of these tested tribological pairs were investigated by tester T 05: Al_2O_3 – constructional steel, Cr_2O_3 – constructional steel, WC_{12}Co – constructional steel, tool steel – constructional steel (degree 11 600). Tester T 05 corresponds with US standard ASTM 2714. Its principal scheme is shown in Fig. 2. By plasma spraying the ceramic coatings on

the basis of Al_2O_3 , Cr_2O_3 and WC_{12}Co were applied on samples (in the shape of rings) made of steel 11 600. Parameters at spraying were as follows:

- spraying distance – 150 mm,
- current intensity – 60 A,
- voltage – 60 V.

Thicknesses of sprayed coatings were approximately 0.3 mm. Each sample was polished. The friction pressure plates were made of constructional steel (degree 11 600) on the basis of tester requirements. For the purpose of obtaining the characteristics (friction coefficient p , wear Z , index of seizure PV) the tribological pairs (testing ring – pressure plate) were periodically loaded in conditions of dry friction and used lubricant J-4 with kinematic viscosity $35 \text{ mm}^2/\text{s}$ at temperature 50°C . Rotations were changed four times at single loads ($n_1 = 44 \text{ rpm}$, $n_2 = 88 \text{ rpm}$, $n_3 = 132 \text{ rpm}$, $n_4 = 176 \text{ rpm}$) after every 60 s.

Pressure force Fp was changed from 300 N to 2100 N by step 300 N – procedure I (Table 1 and 2 and Fig. 3). By using a computer following parameters were obtained:

- friction force – F_F ,
- temperature of pressure plate – T_p ,
- temperature of lubricant – T_L .

Friction coefficient was calculated by the Coulomb law. Mean values of investigated parameters were evaluated from three measurements. Due to the fact that at tribological pair $\text{WC}_{12}\text{Co}/\text{steel}$ the seizure occurred very quickly, only coatings on the basis of Cr_2O_3 and Al_2O_3 were applied on die contact surfaces under the same conditions as at testing rings:

Procedure I. Rotations ($n_1 = 44 \text{ rpm}$, $n_2 = 88 \text{ rpm}$, $n_3 = 132 \text{ rpm}$, $n_4 = 176 \text{ rpm}$) were changed every 60 s at single load, pressure forces Fp were changed from 300 to 2100 N by step 300 N. Lower values were obtained at load 300 N, rotations 44 rpm. Higher values are connected with higher load before the seizure.

Procedure II. Load 600 N, rotations 180 rpm, duration of load 300 min.

Table 1. Measured values of tribological pairs

Type of coating applied on testing ring	Procedure I	Procedure II		
	coefficient of friction with lubricant μ	wear Z [mg/h]	index of seizure PV [Nm/s]	without lubricant – dry friction μ [M]
Cr_2O_3	0.08÷0.22	0.0044	580	0.22*
Al_2O_3	0.08÷0.19	0.0031	450	0.20*
WC_{12}Co	0.10÷0.18	-	198	0.18*
Steel 19 436	0.20÷0.30	-	135	0.32*

* values measured immediately after the seizure

Table 2. Measured values of tribological pairs – procedure I

Pressure force F_p / rotations n [N]	Coefficient of friction μ of applied on testing ring			
	Cr ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	WC ₁₂ C	Fe-Fe
300/44	0.15	0.15	0.16	0.16
600/44	0.12	0.12	0.13	0.13
900/44	0.10	0.10	0.11	0.12
1200/44	0.10	0.10	0.11	0.12
1500/44	0.10	0.10	0.11	0.12
1800/44	0.09	0.09	0.10	0.10
2100/44	0.08	0.08	0.11	0.12

The influence of changes of contact surfaces properties on the change of both friction and quality of the drawn part was tested in the deep drawing process of cylindrical cups in the universal deep-drawing die (die inside diameter $d_2 = 80$ mm, blank diameter $D_0 = 148$ mm). The material of drawn cups was the steel sheet of extra deep-drawing quality DC 05. Its surface roughness was in the range $Ra = 0.8 \div 1.2$ μm . The die ring was made of tool steel degree 19 436 and its roughness was $Ra = 0.4$ μm . Die rings for coating of contact surfaces were made of steel degree 11 600 and after application of coatings they were polished to $Ra = 0.8$ μm . Material of drawn cups was the steel sheet of extra deep-drawing quality DC 05. Its surface roughness was in the range $Ra = 0.8 \div 1.2$ μm .

For evaluation of the influence of changes of die contact surfaces properties on the change of friction at deep drawing the index of formability i_F was introduced. The index of formability is given by ratio of forces required for drawing of cylindrical cups as follows:

$$i_F = \frac{F_{te}}{F_{ii}} \quad (1)$$

where: F_{te} – punching force obtained at ethalon (lubricant J-4, die ring made of steel degree 19 436, die inside diameter $d_2 = 80$ mm, die corner radius $r_t = 10$ mm, punch corner radius $r_p = 10$ mm),

F_{ii} – force obtained at compared die contact surfaces (lubricant J-4, die ring with coating Al₂O₃-F_{tAl-Fe}, Cr₂O₃-F_{tCr-Fe} and WC₁₂C₃-F_{tWC12C-Fe} die inside diameter $d_2 = 80$ mm, die corner radius $r_t = 10$ mm and punch corner radius $r_p = 10$ mm).

For recording of forces the dynamometer with the tensometer resistance pickup was used. Measurement and evaluation of recorded signals was carried

out by a computer. The mean values were calculated based on five measurements (Table 3).

Table 3. Results of punching forces and formability index for different friction pairs

Punching force F_t [N]				i_F index		
Fe-Fe	Cr ₂ O ₃ -Fe	Al ₂ O ₃ -Fe	WC ₁₂ C-Fe	Cr ₂ O ₃ -Fe	Al ₂ O ₃ -Fe	WC ₁₂ C-Fe
73 959	69 521	68 782	72 480	0.94	0.93	0.98

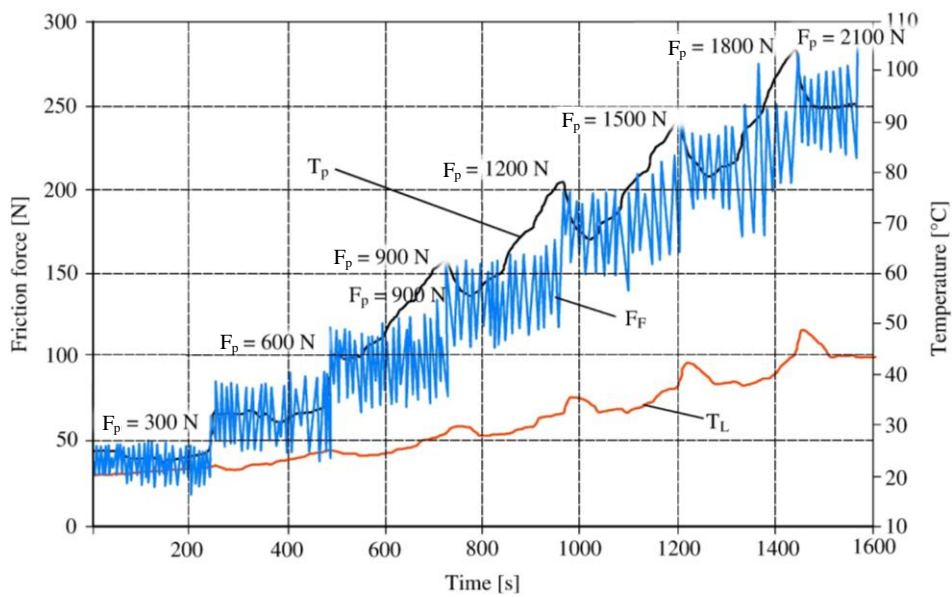


Fig. 3. Typical diagram of procedure I: F_F – friction force, F_p – pressure force, T_p – temperature of pressure plate, T_L – temperature of lubricant

3. Results and discussion

In Table 1 the results of friction testing for single tribological pairs in dry friction conditions and also with lubricant J-4 were presented. The index of seizure PV was calculated according to the formula

$$PV = F_p \cdot N_{osc} \quad (2)$$

Limits of seizure resistance are shown in Table 1. At tribological pair WC₁₂Co - steel the seizure occurred sooner as it was planned. The highest values of the PV index were obtained at combination of tribological pair Cr₂O₃-steel.

Values of the friction coefficient in dry friction conditions were different at coated testing rings and non-coated testing rings from tool steel. The course of friction force F_f , as well as temperature of pressure plate T_p and for tribological pair Cr₂O₃-steel with lubricant J-4 is shown in Fig. 3. Mutual dependence between the friction coefficient, pressure force and temperature at all tribological pairs had the same character. At modelling loads the seizure did not occur in any case. But diffraction of friction coefficient values at tribological pair tool steel/steel was greater than at tribological pairs Al₂O₃/steel or Cr₂O₃/steel.

Process of abrasive wear was analyzed on the basis of measurements obtained at constant load 600 N, 180 rotations per minute during 300 min [10]. It was impossible to keep the intended duration of the test for all tested tribological pairs because at tribological pair WC₁₂C/steel the seizure occurred very soon. Obtained results showed that tribological pairs Al₂O₃/steel, Cr₂O₃/steel are more seizure resistant as tribological pair WC₁₂Co/tool steel and tool steel/tool steel.

Steel sheet surface was lubricated with mineral oil J-4 (cca 3-4 g/m²) and then the cup was produced by deep drawing. From measured values of punching forces at single tribological pairs result that the substantial difference of friction values was not recorded ($I_{\text{Fe-Al}} = 0.93$, $I_{\text{Fe-Cr}} = 0.94$, $I_{\text{Fe-WC}} = 0.98$). During the deep drawing of cylindrical cups in the deep-drawing die with the die ring with ceramic coating the scratches on cups surfaces were not observed. In deep-drawing die with die ring made of tool steel the scratches on cups appeared. Sticking of material was removed by polishing the contact surfaces. Mentioned above was confirmed also by results obtained on tester i.e. coatings on the basis of Al₂O₃ and Cr₂O₃ are more seizure resistant [10, 11].

Conclusions

On the basis of measured results we may state:

1. In dry friction conditions the substantially higher differences of the friction coefficient values were recorded at tribological pairs Al₂O₃/steel ($\mu = 0.20$), Cr₂O₃/steel ($\mu = 0.22$), WC₁₂C/steel ($\mu = 0.18$) than at tribological pair steel/steel ($\mu = 0.32$).
2. During utilization of lubricant the more substantial changes of friction coefficient values were not recorded at single tribological pairs. Dispersion of the friction coefficient values was lower at tribological pairs with ceramic coatings than at tribological pair tool steel/constructional steel.
3. In the deep-drawing process with lubricant the more substantial changes of friction coefficient values were not recorded at tribological pairs coating/steel ($I_{\text{Fe-Al}} = 0.93$, $I_{\text{Fe-Cr}} = 0.94$, $I_{\text{Fe-WC}} = 0.98$) in comparison with tribological pair tool steel/constructional steel.
4. The results show that the main advantage of application of Al₂O₃ and Cr₂O₃ coatings on dies contact surfaces in comparison with dies made of

the tool steel may be the increase of life-time and wear resistance, increasing the cup surface quality, savings of deficient elements by replacement of expensive tool steels by common constructional steels.

5. From the point of view of application of ceramics on die contact surfaces it is needful to evaluate the economical effectiveness.
6. It is suitable to orientate further research on modelling the various values of load (temperatures on contact surfaces) and on investigation of mechanisms of destruction of created adhesion layer on contact surfaces during deep drawing in dry friction conditions, with application of lubricant and with carbon impregnated contact surfaces.

References

- [1] Lange K.: Umformtechnik. Band 3 Blechbearbeitung, Springer-Verlag, Berlin 1990.
- [2] Zibulla G.G.: Auftragen des Schmierstoffes beim Tief-ziehen von Blechen, Bänder Bleche Rohre, 10/1982, 286-288.
- [3] Jeffery B.: Advanced lubricant technology for high-strength steel, Stamping Journal, 2004.
- [4] Kim H., Altan T., Yan Q.: Evaluation of stamping lubricants in forming advanced high-strength steel (AHSS) using deep drawing and ironing test, J. Mat. Proc. Technol., 209 (2009), 4122-4133.
- [5] Kim H., Han S.S., Kim K., Altan T.: Evaluation of die coatings and stamping lubricants using the strip drawing test, CPF Report, CPF 2.3/08/02, 2008.
- [6] Trzepieciński T.: Numerical modeling of the drawbead simulator test, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, s. Mechanika, 84 (2012), 69-78.
- [7] Hummel S.R.: Development of a galling resistance test method with a uniform stress distribution, Tribol. Int., 41 (2008), 175-180.
- [8] Swanson P.A., Ives L.K., Whiteman E.P., Peterson M.B.: A study of the galling of two steels using two test methods, Wear, 122 (1988), 207-223.
- [9] Vollertsen F., Zhenyu H.: Determination of size dependent friction functions in sheet metal forming with respect to the distribution of contact pressure, Prod. Eng. – Research Development, 2 (2008) 345-350.
- [10] Antoszewski B.: Friction and wear behavior in plasma sprayed coating, Acta Physica Polonica A, 89 (1996), 145-152.
- [11] Evin E., Antoszewski B.: Computer aided measurement and evaluation of friction ratios at deep drawing, Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Kielce 1998.

Acknowledgements

This contribution was working out with the support of grant project VEGA 1/0824/12 "Study of tribology aspects of formability of coated steel sheets and tailored blanks" and as a result of project implementation: Centre for research of control of technical, environmental and human risks for permanent development of production and

products in mechanical engineering (ITMS: 26220120060) supported by the Research & Development Operational Programme funded by the ERDF.

CHARAKTERYSTYKA TRIBOLOGICZNA MATRYC DO TŁOCZENIA Z NANIESIONYMI POWŁOKAMI CERAMICZNYMI

Streszczenie

Różnorodne zeliwa oraz stale są stosowane do wykonywania narzędzi do procesów tłoczenia. Koszt tych materiałów może kształtować się na różnym poziomie. Tymczasem, poprzez zastosowanie określonej obróbki powierzchniowej i powłoki oraz smaru, matryce można wytwarzać metodami mniej kosztownymi, zastępując drogie materiały. Dlatego też w doborze materiałów konieczna jest systematyczna analiza materiałów narzędziowych, stosowanych powłok oraz przewidywanej obróbki cieplnej, biorąc pod uwagę jako podstawowe parametry koszty wykonania oraz żywotność narzędzi. W prezentowanym opracowaniu badano naniesione plazmowo powłoki Cr_2O_3 oraz Al_2O_3 w kontakcie ze stalą, zarówno za pomocą tribotestera T 05, jak również w procesie wytłaczania. Pomiary współczynnika tarcia oraz zużycia realizowano za pomocą tribotestera w warunkach tarcia na sucho oraz z zastosowaniem smaru. W trakcie procesu wytłaczania dokonywano pomiaru siły kształtowania dla różnych pierścieni matrycowych z powłoką ceramiczną oraz bez powłoki. Wyniki badań zdecydowanie wykazały główne korzyści wynikające ze stosowania narzędzi z powłokami ceramicznymi w porównaniu z narzędziami bez powłoki na powierzchniach kontaktu z kształtowanym materiałem – zwiększenie żywotności poprzez zmniejszenie zużycia ściernego, poprawę jakości wytłoczek oraz oszczędzanie materiałów deficytowych przez zastąpienie drogich stali stopowych stalami konstrukcyjnymi.

Słowa kluczowe: tłoczenie blach, matryce, powłoki ceramiczne, współczynnik tarcia

DOI:10.7862/rm.2013.12

Otrzymano/received: 19.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Ivan GAJDOŠ¹
Emil SPIŠÁK²
Ján SLOTA³
Luboš KAŠČÁK⁴

INFLUENCE OF PATH GENERATION STRATEGY ON TENSILE PROPERTIES OF FDM PROTOTYPES

This paper presents the results of a study evaluating the influence of path generation strategy of Fused Deposition Modeling (FDM) prototypes on mechanical properties of material. Several scientific studies were researching the problematic of path generation and internal structure of FDM prototypes. Mostly the influence on mechanical properties was observed. The presented study focuses on assessment of mechanical property of part fabricated using fused deposition modeling (FDM) technology in uniaxial tensile test. In this study standardized uniaxial tensile test (STN ISO 527-2) was used to determine tensile properties of specimens from ULTEM 9085. As the relation between mechanical property and process parameters is difficult to establish, attempt has been made to derive the empirical model between the processing parameters and mechanical properties using statistical methods. One of the parameter in path generation was the positive air-gap between fibres in internal raster. In actual practice, the parts are subjected to various types of loadings. Result show that proper model orientation when the orientation of load is known, can help to reduce the build time and material consumption.

Keywords: rapid prototyping, FDM, path generation, tensile strength

1. Introduction

The current market demand is for higher quality, cost reduction and greater efficiency, as well as ability to meet environmental and recycling objectives, with a consequently faster product development and reduced customer lead time. In particular, low volume products or rapidly changing high volume products require the creation of tooling for prototypes and production components, which is one of the most time consuming and costly phases. The RP process is capable

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Ivan Gajdoš, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023518, e-mail: ivan.gajdos@tuke.sk

² Emil Spišák, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

³ Ján Slota, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

⁴ Luboš Kaščák, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia

of building parts of any complicated geometry in least possible time without incurring extra cost due of absence of tooling. Another advantage of RP is to produce functional assemblies by consolidating subassemblies into single unit at the computer aided design (CAD) stage and thus to reduce part counts, handling time, and storage requirement [1]. Fused deposition modeling (FDM) is a fast growing rapid prototyping (RP) technology due to its ability to build functional parts having complex geometrical shape in reasonable time period. The quality of built parts depends on many process variables. The presented study focuses on assessment of mechanical property of tensile strength of part fabricated using fused deposition modeling (FDM) technology. As the relation between mechanical property and process parameters is difficult to establish, attempt has been made to derive the empirical model between the processing parameters and mechanical properties using statistical methods [2]. In actual practice, the parts are subjected to various types of loadings and it is necessary that the fabricated part must withhold more than one mechanical property simultaneously [3].

Ahn et al. [4] have pointed out that process parameters such as air gap and raster orientation significantly affect the tensile strength of FDM processed part as compared to other parameters like raster width, model temperature and color through experimental design and analysis. In addition, built parts exhibit anisotropic properties as far as tensile strength is concerned depending on built orientation. Khan et al. [5] have concluded that layer thickness, raster angle and air gap influence the elastic performance of the compliant FDM ABS prototype. Bahari et. al [6] determined the optimal parameter which affects the tensile strength characteristic significantly for ABS material. From the analysis, it was found that the part interior style parameter affects the tensile strength performance more greatly than others. Croccolo et al. [7] presented study of the effects generated by the Fused Deposition Modelling production parameters on the tensile strength and on the stiffness of the generated components, tackling the question from both the experimental and the numerical points of view for ABS-M30 material. Lee et al. [8] performed experiments on cylindrical parts made from three RP processes such as FDM, 3D printer and nano composite deposition (NCDS) to study the effect of build direction on the compressive strength. Experimental results show that compressive strength is 11.6% higher for axial FDM specimen as compared to transverse FDM specimen. In 3D printing, diagonal specimen possesses maximum compressive strength in comparison to axial specimen. For NCDS, axial specimen showed compressive strength 23.6% higher than that of transverse specimen. Out of three RP technologies, parts built by NCDS are severely affected by the build direction. When material is extruded from nozzle, it cools from glass transition temperature to chamber temperature causing inner stresses to be developed due to uneven deposition speed resulting in inter layer and intra layer deformation that appear in the form of cracking, delamination or even part fabrication failure. These phenomena combine to affect the part strength and size [9]. It has been observed that deformation is more in

bottom layers than upper layers. Higher the stacking section lengths, large the deformations. If chamber temperature increases, deformation will gradually decrease and become zero when chamber temperature equals glass transition temperature of material. Therefore, it is proposed that material used for part fabrication must have lower glass transition temperature and linear shrinkage rate. Also the extruded fiber length must be small. Bellehumeur et al. [10] have experimentally demonstrated that bond quality between adjacent filaments depends on envelope temperature and variations in the convective conditions within the building part while testing flexural strength specimen. Temperature profiles reveal that temperature at bottom layers rises above the glass transition temperature and rapidly decreases in the direction of movement of extrusion head. The minimum temperature increases with the number of layers. Microphotographs indicate that diffusion phenomenon is more prominent for adjacent filaments in bottom layers as compared to upper layers. Simulation of FDM process using finite element analysis (FEA) shows that distortion of parts is mainly caused due to accumulation of residual stresses at the bottom surface of the part during fabrication [11]. The foregoing discussions reveal that FDM processed parts exhibit anisotropy of mechanical properties. Properties are sensitive to the processing parameters because parameters affect meso-structure and fibre-to-fibre bond strength. Also uneven heating and cooling cycles due to inherent nature of FDM build methodology results in stress accumulation in the built part resulting in distortion which is primarily responsible for weak bonding and thus affect the strength. It is also noticed that good number of works in FDM strength modeling is devoted to study the effect of processing conditions on the part strength but no significant effort is made to develop the strength model in terms of FDM process parameters for prediction purpose. The present study uses the second order response surface model to derive the required relationship among process parameters and tensile, flexural and impact strength.

The presented study presents the influence of various path generation strategies on tensile properties of FDM prototypes made from ULTEM 9085. Path generation strategy was made with various numbers of layer contours and various air gaps between internal fibres. Internal air gap between fibres reduces the amount of used material and decreases building time.

2. Experimental procedure

In this study standardized uniaxial tensile test (STN ISO 527-2, speed 10 mm/min) was used to determine tensile properties of prepared specimens. Specimens were built on Fortus 400mc with slice height 0.254 mm and path fiber 0.508 mm wide. The dimensions of the test specimens were determined according to STN ISO 527 (Fig. 1) and the specimens were built in orientation as depicted in Fig. 2 with building platform parallel with XY plane in Fig. 2. Orientation of the specimens was labeled as orientation A, B and C (Fig. 2 from

left to right). Ultem 9085 was selected as modeling material to build the samples for test. Samples were prepared with twelve different strategies of path generation. One parameter was the number of the outline contours and considering the slice dimensions in the sample with orientation A (4 x 10 mm) was the number of outline contours defined as one, two and three as displayed on Fig. 3.

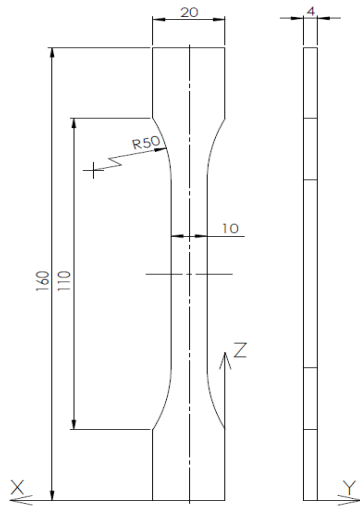


Fig. 1. Tensile test specimen dimensions

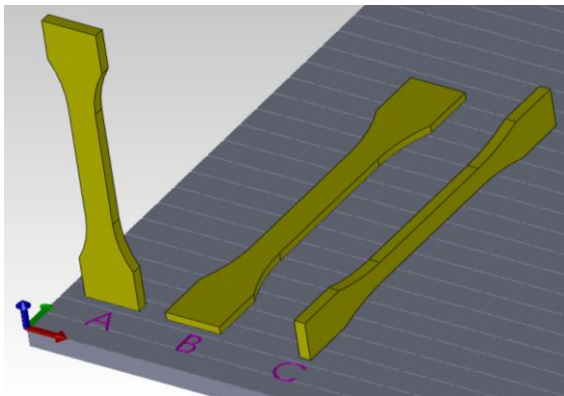


Fig. 2. Building orientation A, B and C (from left to right)

The second parameter in path generation was the positive air-gap between fibres in internal raster. The air gap was changed in four steps, starting at 0% of fibre width with increase to 25, 50 and 75%. Absolute value of air gap was 0.127 mm, 0.254 mm, 0.381 mm. Sample of path generation with various air-gaps for slice with one outline contour is presented in Fig. 4, and generated tool path with one outline and zero air gaps in internal raster is on Fig. 3a. Combination of two

a)

b)

c)



Fig. 3. Number of outline contours factor visualization for sample with orientation A with one (a), two (b) and three (c) outline contours

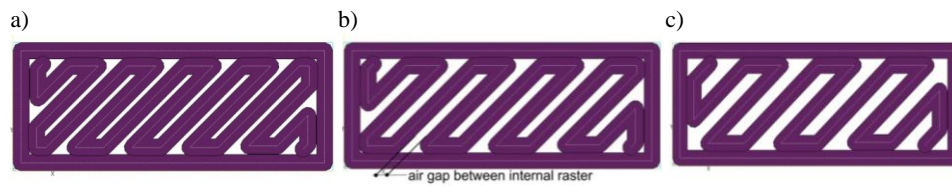


Fig. 4. Air gap in internal raster 0,127 mm (a), 0,254 mm (b) and 0,381 mm (c)

Table 1. Types of samples according to build orientation, air-gap and number of outlines

Number of outlines	Air-gap											
	0 mm			0.127 mm			0.254 mm			0.381 mm		
	build orientation			build orientation			build orientation			build orientation		
1	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A
2	B	B	B	B	B	B	B	B	B	B	B	B
3	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C

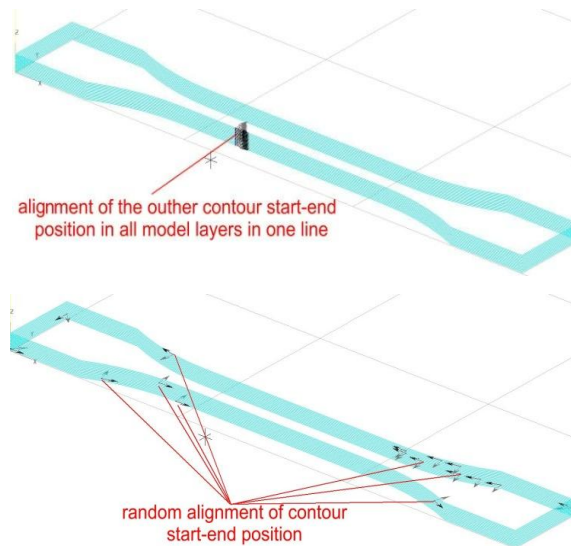


Fig. 5. Location of outer fiber start – end (left alignment to one line)

parameters and three build orientations gives 36 different types of sample internal structure (Table 1). From each type of internal structure were prepared three specimens. To minimize the influence of weak bond in point where starts and ends the path of outline fibre was the path generation parameter “seam control” set to random. Especially for the samples with orientation B and C placing the start points of the layer building in one line in Z direction causes weakening of the sample in this area and locates the crack always in the same area (Fig. 5).

3. Results and discussion

For all the proposed combinations of tool-path generation was evaluated building time of modelling material consumption obtained from software Insight 8.1 (Stratasys). Results for modelling material consumption are presented in Fig. 6 and are compared for each direction with initial tool-path generation strategy with one outline and zero air-gap. Presented results clearly show that the increasing number of the outline contours required amount of material decreases. In the case of zero air gap the difference is slightly small for each type of sample orientation. The difference is from 1.34 to 2.07%. Increasing the air-gap in all types of sample orientation causes the reduction of used modelling material. Maximal reduction 29.58% of used material is observed in the sample with orientation B, one outline and 0,381mm air-gap. Maximal material consumption difference in the cases of increasing the number of outlines 19.31% can be observed in the sample with orientation A with 0.381mm air-gap when changing the number of outlines from one to three.

Results for specimen building time are displayed in Fig. 7. These results show strong influence of part orientation on the building time. In the case of specimen orientation type A can be observed that with increasing of outline number the building time increases by 15.63%. In the case of building specimens with orientation B and C the building time decreases. In the case of C orientation the building time decreases up to 6.17% and in case of B orientation decreases by 22.22%. In Figure 8 are presented results for tensile strength for samples with orientation A. The results show that for samples with one and two outlines when increasing the air-gap, the tensile strength decreases. Except for the samples with 0.254 mm air-gap compared to 0.127 mm air-gap, where the tensile strength slightly increases. Samples with three outlines show interesting phenomena where with increasing the air-gap also the tensile strength increases but not like expected to decrease. That was also observed in samples with build direction C.

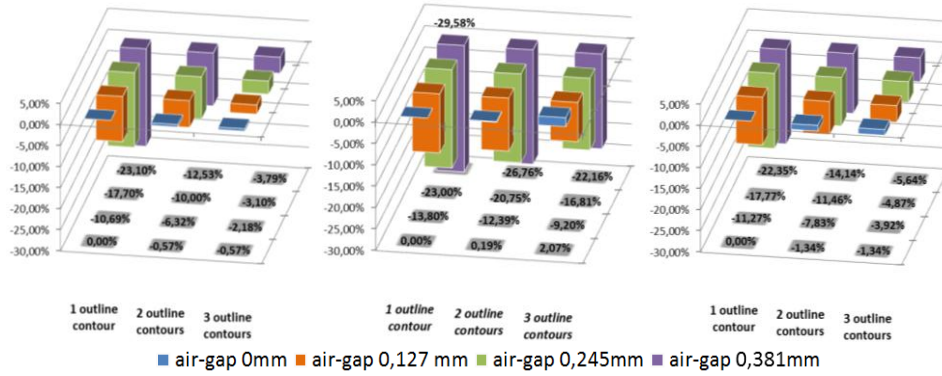


Fig. 6. Modelling material consumption compared to initial state (one outline and zero air-gap) for each samples orientation (A, B, C from left to right)

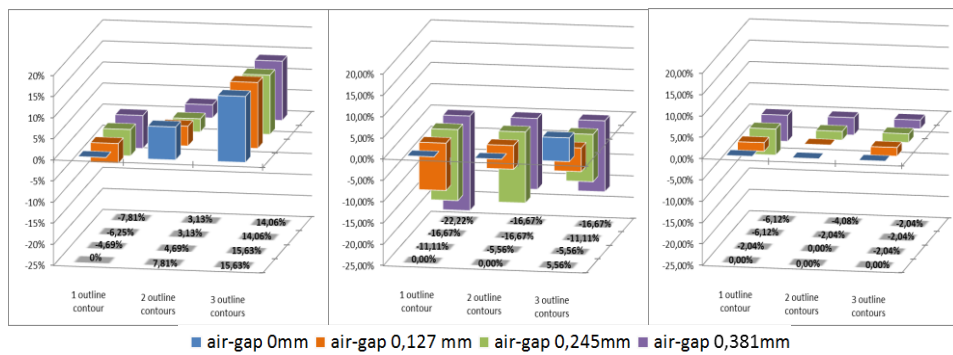


Fig. 7. Building time compared to initial state (one outline and zero air-gap) for each samples orientation (A, B, C from left to right)

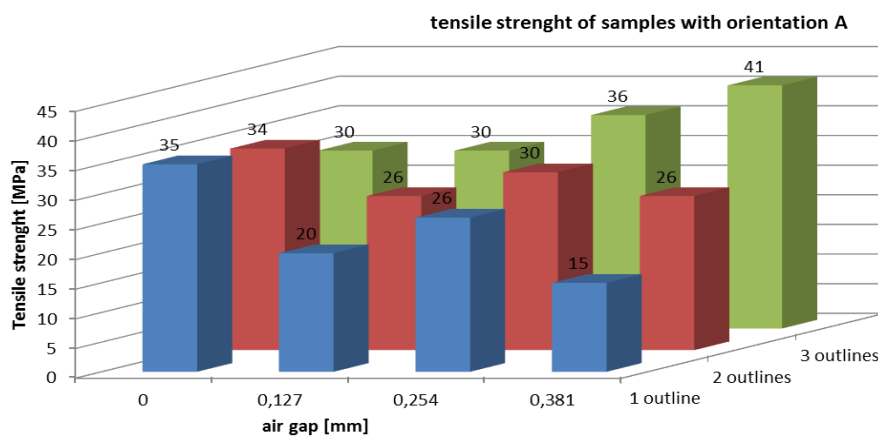


Fig. 8. Tensile strength for samples build in A orientation

Figure 9 presents the result of tensile test for specimens with orientation B. As it was expected with increasing the air-gap the tensile strength has decreased in all variations of outlines number. Anyway the increase of the number of outlines makes the tensile strength drop less significant for the samples with three outlines compared to samples with one outline. This could be explained by the premise that larger part of the load in this orientation was carried by the internal structure. Adding an air-gap into the structure weakens the internal structure and the load must be carried by the outline fibres. Bigger number of outline fibre helps to transfer the load and prevent to drop the tensile strength so significantly compared to samples with one outline contour. Results of tensile test for samples with C orientation are presented in Fig. 10. As it was expected, total values of tensile strength are comparable for orientation A and B. Samples with orientation C have most of the outline fibres oriented in the direction of load compared to sample volume and that is why they can transfer higher load. For the samples with three outlines is observed slight increase of tensile strength with air-gap 0.127 mm and 0.254 mm.

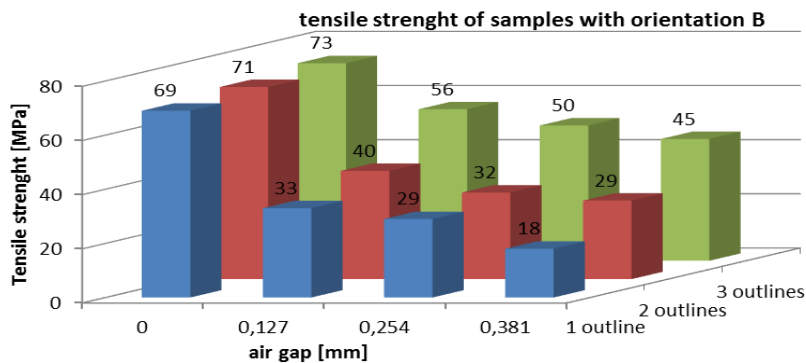


Fig. 9. Tensile strength for samples build in B orientation

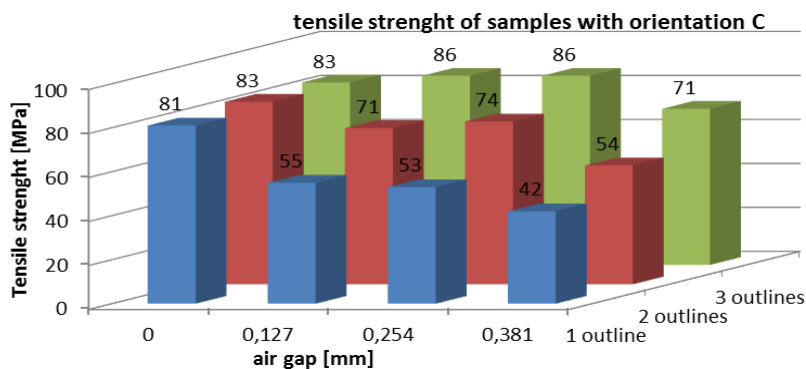


Fig. 10. Tensile strength for samples build in C orientation

4. Conclusions

Presented paper introduced the study dealing with the influence of path generation strategy on tensile strength properties of FDM prototypes made of ULTEM 9085 material. Observed variables were the number of outline contours and air-gap in internal structure raster. The influence of selected variables on building time and modelling material consumption was observed. The tensile strength value was the highest for the samples with built orientation C. The results from the tensile test also show, that when the operator knows the main direction of load for part built by FDM technology, he can choose the appropriate orientation and by increasing the number of outlines and adding internal air-gap. This lead to reduction of built cost, by reducing the built time and amount of used modelling material. Operator gets the part with comparable or higher mechanical properties. Anyway these phenomena of tensile strength increase require more detailed study of FDM structure and crack propagation to fully explain this mechanism.

References

- [1] Budzik G.: Geometric accuracy of aircraft engine blade models constructed by means of the generative rapid prototyping methods FDM and SLA, *Adv. Manuf. Sci. Technol.*, 34 (2010), 33-43.
- [2] Gajdoš I., Slota J., Spišák E.: Non-destructive analysis of building structure in FDM prototypes, *Progressive technologies and materials, 3-A Technologies*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2009, pp. 19-27.
- [3] Sood A.K., Ohdar R.K., Mahapatra S.S.: Parametric appraisal of mechanical property of fused deposition modeling processed parts, *Materials Design*, 31 (2010), 287-295.
- [4] Ahn S.H, Montero M., Odell D., Roundy S., Wright P.K.: Anisotropic material properties of fused deposition modelling ABS, *Rapid Prototyp. J.*, 8 (2002), 248-57.
- [5] Khan Z.A., Lee B.H., Abdullah J.: Optimization of rapid prototyping parameters for production of flexible ABS object, *J. Mat. Proc. Technol.*, 169 (2005), 54-61.
- [6] Bahari M.S., Sanuddin A.B., Marlina I.K.: Investigation of optimal parameters for tensile strength property of ABS in rapid prototyping, *Int. Rev. Mech. Eng.*, 7 (2013), 727-733.
- [7] Crococolo D., De Agostinis M., Olmi G.: Experimental characterization and analytical modelling of the mechanical behaviour of fused deposition processed parts made of ABS-M30, *Comput. Mat. Sci.*, 79 (2013), 506-518.
- [8] Lee C.S., Kim S.G., Kim H.J., Ahn S.H.: Measurement of anisotropic compressive strength of rapid prototyping parts, *J. Mat. Proc. Technol.*, 187-188 (2007), 630-637.
- [9] Ming W.T., Xi J.T., Ye J.: A model research for prototype warp deformation in the FDM process, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 33 (2007), 1087-1096.

- [10] Bellehumeur C.T., Gu P., Sun Q., Rizvi G.M.: Effect of processing conditions on the bonding quality of FDM polymer filaments, *Rapid Prototyp J.*, 14 (2008), 72-80.
- [11] Chou K., Zhang Y.: A parametric study of part distortion in fused deposition modeling using three dimensional element analysis, *J. Eng. Manuf.*, 222 (2008), 959-67.

Ancknowledgement

This contribution is the result of the project implementation: International Research Staff Exchange Scheme (IRSES) FP7-PEOPLE-2010-IRSES (grant no. 269177 Co-ExIn) supported by the 7th Frame Program EU. PORSES-GA-2010-269177. Authors are grateful for the support of experimental works by project VEGA no. 1/0396/11.

WPLYW STRATEGII GENEROWANIA ŚCIEŻKI PROTOTYPÓW EDM NA WŁAŚCIWOŚCI MATERIAŁU PRZY ROZCIĄGANIU

Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki badań oceniających wpływ strategii generowania ścieżki prototypów wytwarzanych metodą osadzania topionego materiału (OTM) na właściwości mechaniczne materiału. Liczne badania naukowe podejmowały problematykę generowania ścieżki oraz wewnętrznej struktury prototypów OTM. W większości przypadków zaobserwowano wpływ sposobu wytwarzania prototypów na ich właściwości mechaniczne. Prezentowane badania skupiają się na ocenie właściwości mechanicznych w teście rozciągania części wytwarzanych technologią osadzania topionego materiału. W badaniach wykorzystano znormalizowaną próbę jednoosiowego rozciągania (STN ISO 527-2) do określenia właściwości przy rozciąganiu próbek z materiału Ultem 9085. Relacja pomiędzy właściwościami mechanicznymi i parametrami procesu jest trudna do ustalenia, dlatego skupiono się na określeniu modelu empirycznego pomiędzy parametrami procesu i właściwościami mechanicznymi, wykorzystując metody statystyczne. Jednym z parametrów generowania ścieżki była dodatnia szczelina pomiędzy włóknami wewnętrznego rastra. W praktyce części prototypowe są poddawane różnego typu obciążeniom. Wyniki badań wykazały, że poprawna orientacja części pozwala na skrócenie czasu budowy modelu oraz zmniejszenie ilości potrzebnego materiału.

Słowa kluczowe: szybkie prototypowanie, FDM, generowanie ścieżki, wytrzymałość na rozciąganie

DOI:10.7862/rm.2013.13

Otrzymano/received: 2.06.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Ladislav KANDRÁČ¹
Ildikó MAŇKOVÁ²
Marek VRABEL³

CUTTING EDGE PREPARATION IN MACHINING PROCESSES

In modern manufacturing industry it is essential to produce under low costs and high quality of products in a short time. This is possible by selecting the cutting parameters in order to achieve high accuracy and low processing time. Usually the desired cutting parameters are determined based on experience or by use of various handbooks but the cutting tool capability is not fully employed. The tool wear has detrimental effect on surface roughness and costs of production as well as on cutting tool performance and machining process reliability. The meso- and micro-geometries of tool design have long been poorly considered by end users and by researchers, because of the lack of manufacturing procedure leading to accurate edge radius preparation. The problem of cutting edge preparation requires considering the appropriate integration of the following aspects: workpiece, machining process, machine tool, surroundings and cutting tool. The application of the edge preparation process seeks to solve this problem by means of the elimination of defects and irregularities and by the generation of defined edge geometry and by modifying the micro-topography of the edge and the micro-structuring of the face and flank of the tool. This article is an outline of literature knowledge concerning the cutting edge design and cutting edge preparation.

Keywords: cutting edge preparation, cutting edge geometry, micro geometry

1. Introduction

In modern manufacturing industry it is essential to produce under low costs and high quality of products in a short time. This is possible by selecting the cutting parameters for achieving high accuracy and low processing time. Usually the desired cutting parameters are determined based on experience or by use of various handbooks but the cutting tool capability is not fully employed. The tool

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Ladislav Kandrác, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023502, e-mail: ladislav.kandrac@tuke.sk

² Ildikó Maňková, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: ildiko.mankova@tuke.sk

³ Marek Vrabel, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: marek.vrabel@tuke.sk

wear has detrimental effect on surface roughness and costs of production as well as on cutting tool performance and machining process reliability. Essential factor is the cutting edge micro-geometry, which affects the tool wear, process reliability and quality of the workpiece. Research activities in the field of cutting tools are concentrated on analyzing the process of cutting edge preparation. Furthermore, the methods for assessing the quality of the rake and flank surfaces on cutting tool of the instrument and in particular the impact of cutting edge radius r_n of machined surface properties and its micro-geometry have been presented. In addition, cutting edge preparation in drills and milling tools has significant impact on the burr formation on workpiece surface. The cutting edge changes due to accelerated wear of the running area significantly affect machined surface. In precision machining mainly in drilling and milling (ball end-mills, manufacturing of precision holes) problem arises in the evaluation and measurement of tool wear. Active faces of tool – flank and rake, are not simple flat surface such as and crater wear measurement is really a problem with classical measuring procedure. At present various methods of cutting edge preparation are used and developed for precision machining tools (laser, honing, blasting etc.) where the monitoring of quality expressed by cutting edge sharpness and its micro-geometrical parameters, requires suitable measuring methods. The precise measurements are applied in micro-and nano-metrology measurement procedures. Similarly, manufacturers of precision and complex shape cutting tools look for opportunities how in production conditions apply nanometrological measurement procedures.

During last decade a great interest has been done to cutting edge preparation. This interest arises from more aspects among them the necessity to prepare the tool edge before coatings as well as demand for high precision tool design with the aim of smooth and sharp cutting edge. Moreover, the requirements of quality of the finished product, decrease of costs, flexibility, reduced times of production, productivity, capacity to process new materials and miniaturization are among others. High material removal rate, high cutting parameters require high tool performance. Therefore, the geometry of the cutting edge and its preparation play a significant role on the performance of a cutting tool when machining widely used or difficult-to-machine materials. The selection of the most recent publication concerned with cutting tool edge preparation is listed in Table 1.

2. Cutting edge preparation

It is well known that cutting tools are subjected to high stresses by modern machining technologies, like dry machining, high-speed machining or high-performance machining. Several researchers state [1-13] that the central goal of the cutting edge preparation process is to generate a specific geometry in the contour of the cutting edge (rounding or chamfer or combination of both), and to

produce an improvement in the cutting edge micro topography (notchedness or chipping) and to adapt the surface of the cutting edge and cutting surfaces for the subsequent coating process of the cutting tool or for the improvement of the contact behavior for an specified machining application. The cutting edge micro geometry is often defined by the cutting edge radius r_n . The shape of the micro-geometry can be consistently characterized using the parameters Δr , φ , S_γ , S_α proposed by Denkena as it is illustrated in Fig. 1.

Table 1. Analysis results of the published works from cutting edge preparation

Author Year	Cutting material	Processes	Edge design	Purpose of study
Wyen-Wegener 2010 [6]	HW insert	micro-abrasive jet machining	rounded edge, edge radius	determination a new algorithm to reduce uncertainties of existing methods
Denkena et al. 2012 [7]	HC with TiAlN-Al ₂ O ₃ coating	abrasive brushing	cutting edge design, chamfer	investigate the effect of tailored cutting edge micro-geometry
Denkena et al. 2013 [8]	HW K10-20 insert	face grinding	cutting edge design, chamfer	novel method for preparing of customized cutting edges by means of grinding
Yussefian et al. 2010 [9]	HSS T-15, HW C-2 uncoated inserts	electro-erosion honed (EDM)	rounded edge, honed edge, edge radius	electro-erosion edge honing of cutting tools
Bassett et al. 2012 [11]	HC with TiN-TiAlN coating	abrasive brushing	honed edge design, chamfer	study presents the quality oriented cutting edge preparation via abrasive brushing

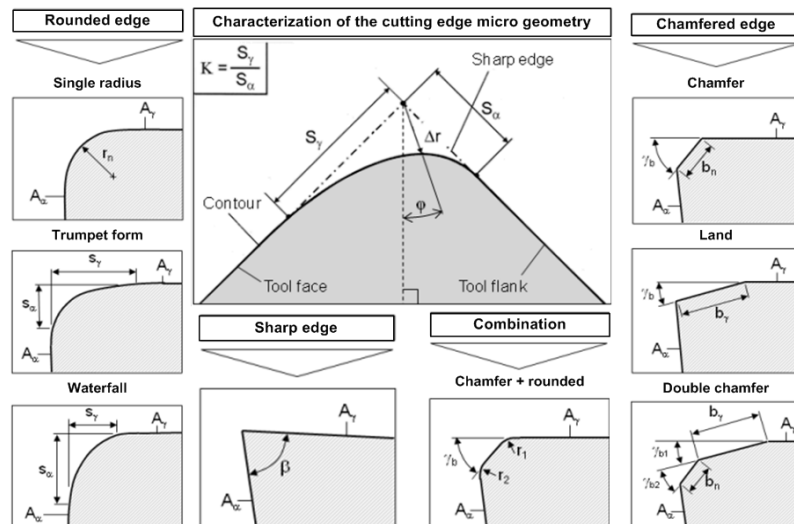


Fig. 1. Characterization of the cutting edge micro geometry and typical cutting edge preparation geometries

Denkena et al. [3] analyzed the influence of asymmetrical micro geometries on tool life. It is demonstrated that the slope of the edge towards the flank or rake face influences not only the wear mechanism, but also the mechanical and thermal loads. To achieve special micro geometries at the cutting edges, different manufacturing technologies can be applied depending on the productivity, precision and final micro geometry. Denkena [13] classified three kinds of characterization of the micro-geometry which are possible to distinguish three tendencies (Table 2).

Table 2. Characterization of the insert micro geometry by “*K*” factor

Factor “ <i>K</i> ”	Characterization of type tendencies
$K = 1$	defines a symmetrical micro geometry
$K > 1$	indicates a slope toward the rake face
$K < 1$	describes a slope towards flank face

As mentioned [2] tool designers pay particular attention on the tool geometry at various scale: macro-geometry (cutting angles, chipbreaker etc.), meso-geometry (cutting edge radius – order of magnitude: 1÷100 μm), and finally micro-geometry (surface texture – order of magnitude $<1 \mu\text{m}$). The meso- and micro-geometries of tool design have long been poorly considered by end users and by researchers, because of the lack of manufacturing procedure leading to accurate edge radius. These types of edge preparation are typical for different application and cutting tool materials, as shows Table 3. The problem of cutting edge preparation requires considering the appropriate integration of the following aspects: workpiece (material, shape and dimensions), machining process (kinematics, cutting conditions), machine tool (static and dynamic rigidity), surroundings (cutting fluid, thermal conditions) and cutting tool (substrate, coating, macro geometry and cutting edge preparation) as shown in Fig. 2.

Table 3. Common applications and employed material for specific type of cutting edge

Type of cutting edge	Common applications	Commonly used
Rounded edge	- finish cutting - semi-finish cutting - precision machining - micromachining	- diamond - PCD (polycrystalline diamond) - HSS (high speed steel) - cemented carbide tools
Chamfered edge	- hard turning - heavy rough cutting - interrupted cutting	- CBN (cubic boron nitride) - PCBN (polycrystalline cubic boron nitride) - ceramic tools

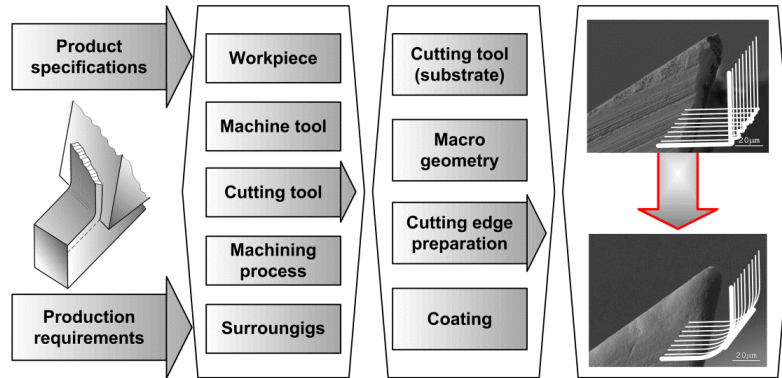


Fig. 2. General aspects of the problem framework, according to [1, 14]

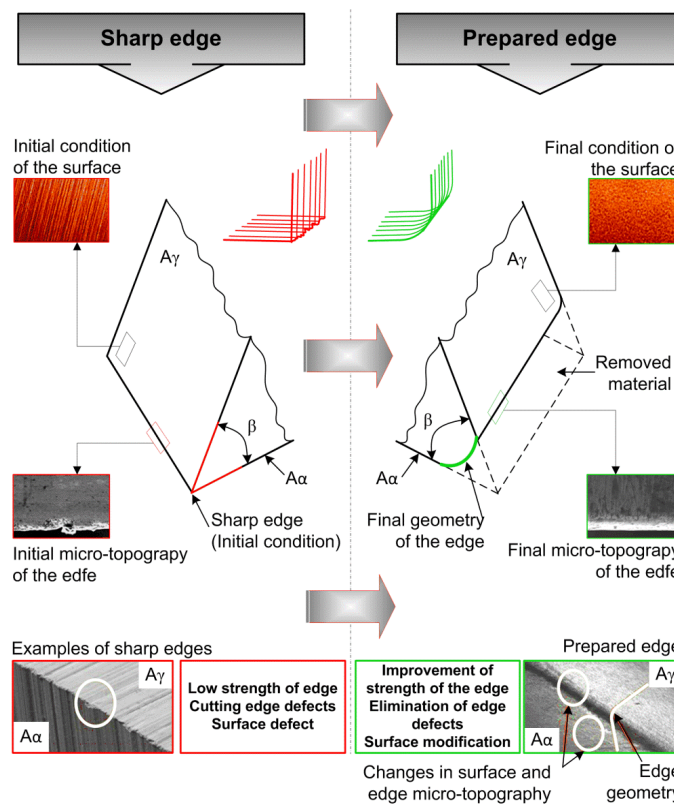


Fig. 3. Input-output aspects of the cutting edge preparation process, according to [1]

Rodriguez [1] shows two states of a cutting edge (Fig. 3), in the left side a sharp edge and in the right side a prepared edge. Before the cutting edge prepa-

ration process, the sharp cutting edge presents typical edge defects (burrs, burns, micro fractures, poor surface roughness and irregularities), surface defects and low mechanical strength that cause chipping of the edge and instability of the cutting process obtaining low tool life, low tool reliability and negative influence on the workpiece quality. The application of the edge preparation process seeks to solve this problem by means of the elimination of defects and irregularities and by the generation of defined edge geometry and by modifying the micro-topography of the edge (notchedness) and the microstructuring of the face and flank of the tool (right side of Fig. 3). The consideration of these cutting preparation aspects influences the cutting process causing improvements in tool life, tool reliability and workpiece quality. Cutting edge preparation consists of generating the cutting edge geometry and modifying the micro topography of the edge (change in notchedness) as well as the change in roughness and texture of the tool surfaces (face and flank) in the vicinity of the edge, with the consequent elimination of edge defects and strength improvement, in order to improve the performance and reliability of the cutting tool and the quality of the workpiece.

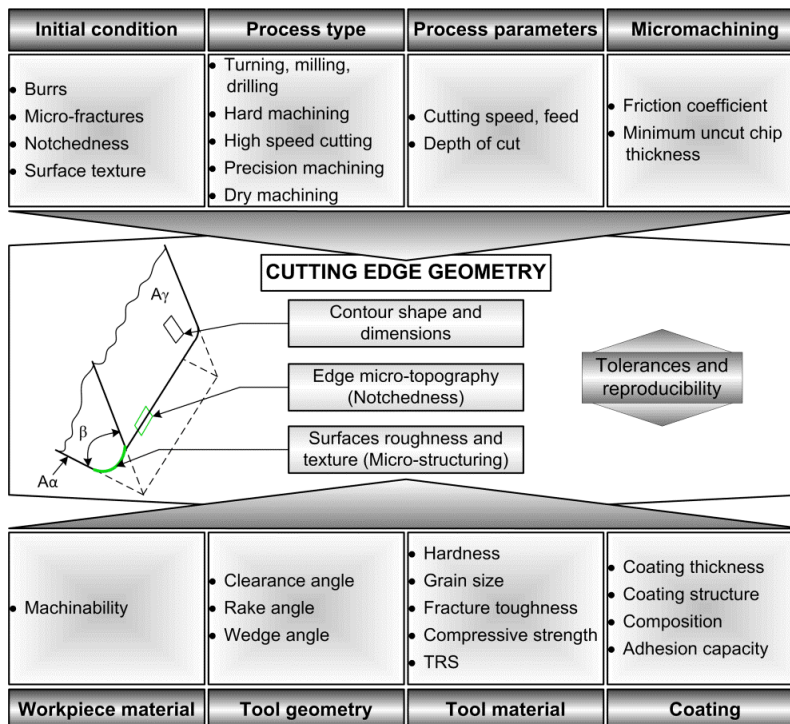


Fig. 4. Factors influencing the selection and design of the cutting edge geometry, according to [1, 15]

In order to define the adequate cutting edge geometry and preparation for a specific application, it is required to consider the following aspects (Fig. 4):

- initial condition of the cutting edge,
- type of machining process,
- process parameters,
- size effect and/or micro-machining aspects,
- workpiece material,
- tool material (substrate),
- cutting tool macro geometry,
- required coating.

The cutting edge preparation process generates the contour of the cutting edge, changes the micro topography of the cutting edge, and also modifies the micro-structuring of the surfaces in the vicinity of the edge.

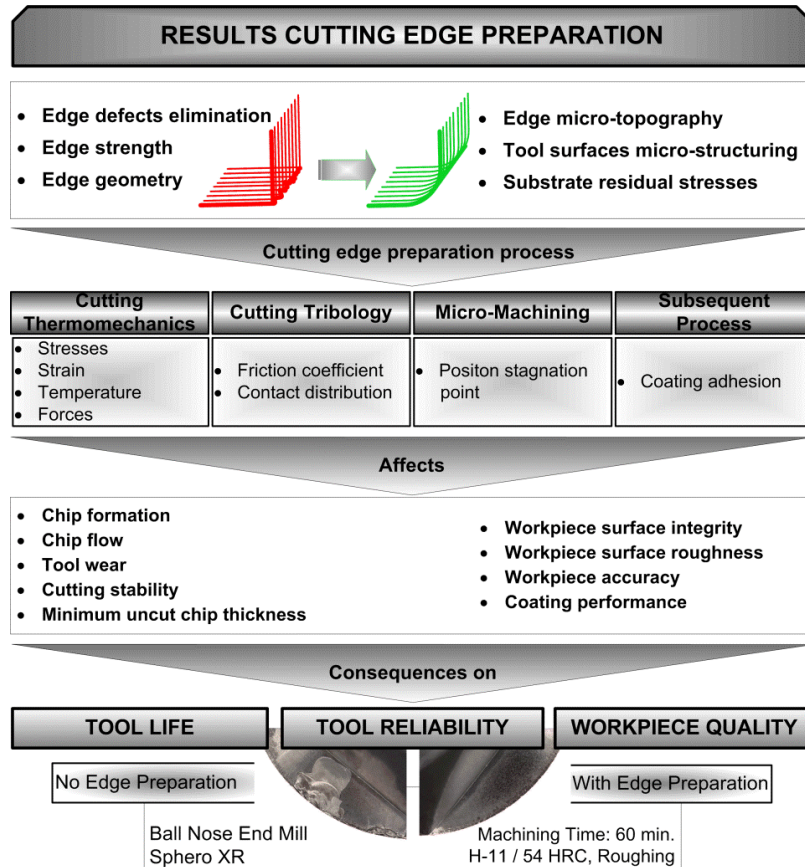


Fig. 5. Influence of the cutting edge preparation on the machining process: chain of effects, according to [1, 14-16]

These aspects of the cutting edge preparation influence the cutting process. As a result consequences on the tool performance and workpiece quality are observed. Figure 5 shows an example chain of influences, effects and consequences of the edge preparation on the machining process for typical ball end mill. In Figure 6 the categories used for the definition of the geometry of the cutting edge and an example of a scanned cutting edge obtained with a chromatic sensor used to characterize the edge rounding are shown. Rodriguez [1] states that these categories allow the characterization of the cutting edge preparation by means of quantifiable parameters using the appropriate measurement technology. The characteristic of the contours that describe the convex surface generated by the rounding process is considered as important aspect. The characteristic of these contours can be carried out by means of a nominal radius of rounding r_n that corresponds to the best fit of the contour to a circumference arch or more detailed through the curvature function that represents the curvature and the radius in each point of the contour.

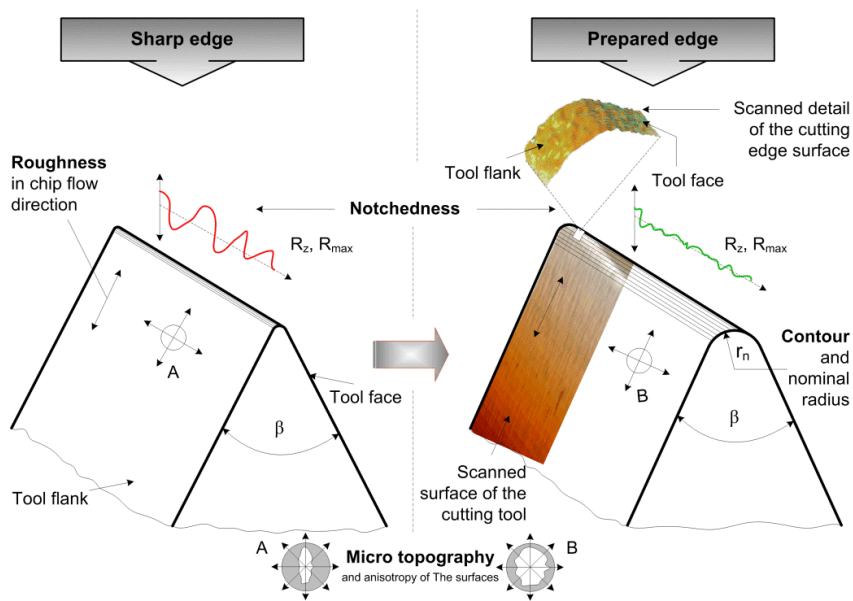


Fig. 6. Characterization and scanned detail of cutting edge, according to [1, 14]

3. Conclusions

The cutting edge preparation shows positive effect on the performance of the precision cutting tool. The geometry of the cutting edge, in terms of nominal radius, as well as the notchedness and the micro-structuring of the tool face and tool flank has relevant influence on the performance of the precision cutting tool.

This aspect can be used to improve ostensibly the quality of the precision cutting tool. Thus, a relative low investment in the preparation process, compared with other processes in the production chain of precision cutting tools, can result in a high increase in reliability and tool life.

An important aspect is the definition of the measurement methodology, based principally on optic technology by using contactless measurement a 3D modeling of active part of cutting tool. Planning the cutting edge preparation process is a strategic aspect to obtain the required characteristics of the meso- and microgeometry of the cutting tools. The cutting edge preparation plays an important role, especially in the first stage of machining, at the beginning of the tool-life. The characteristic of the first contact between cutting edge and work-piece defines the later performance of the cutting tool. Literature review shows that the cutting edge without preparation fails in the first stage of the machining, generating an accelerated wear of the tool flank. The cutting forces and the force ratio are lower for the unprepared sharp cutting edges (with small radius) in the first stage of the machining, later appear critical points where the forces and force ratio for the prepared edges begin to be lower than for the unprepared edge.

References

- [1] Rodriguez C.J.C.: Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing, Kassel University Press GMBH, Kassel 2009.
- [2] Rech J., Yen Y.-C., Schaff M.J., Hamdi H., Altan T., Bouzakis K.D.: Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts, *Wear*, 259 (2005), 1168-1176.
- [3] Denkena B., Lucas A., Basset E.: Effects of the cutting edge micro geometry on tool wear and its thermo-mechanical load, *CIRP J. Manuf. Sci. Technology*, 4 (2011), 73-76.
- [4] Denkena B., García L., Basset E., Rehe M.: Cutting edge preparation by means of abrasive brushing, *Key Eng. Materials*, 438 (2010), 1-7.
- [5] Biermann D., Terwey I.: Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes, *CIRP J. Manuf. Sci. Technology*, 1 (2008), 76-80.
- [6] Wyen C.-F., Wegener K.: Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium, *CIRP Annals – Manuf. Technology*, 59 (2010), 93-96.
- [7] Denkena B., Koehler J., Rehe M.: Influence of the honed cutting edge on tool wear and surface integrity in slot milling of 42CrMo4 steel, *Procedia CIRP*, 1 (2012), 190-195.
- [8] Denkena B., Köhler J., Ventura C.E.H.: Customized cutting edge preparation by means of grinding, *Precision Engineering*, 34 (2013), 1-9.
- [9] Yussefian N.Z., Koshy P., Buchholz S., Klocke F.: Electro-erosion edge honing of cutting tools, *CIRP Annals – Manuf. Technology*, 59 (2010), 215-218.

- [10] Aurich J.C., Zimmermann M., Leitz L.: The preparation of cutting edges using a marking laser, *Prod. Eng. Res. Devel*, 5 (2011), 17-24.
- [11] Bassett E., Köhler J., Denkena B.: On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts, *CIRP J. Manuf. Sci. Technology*, 5 (2012), 108-126.
- [12] Fang N., Wu Q.: The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 45 (2005), 1178-1187.
- [13] Denkena B., León-García L., Bassett E.: Preparation of designed cutting edge microgeometries by simultaneous 5-axes brushing. *Proc. of 3rd Int. Conf. Manufacturing Engineering*, Berlin 2008, 117-124.
- [14] Cselle et al.: Influence of edge preparation on the performance of coated cutting tools, *Int. Conf. Metallurgical Coatings and Thin Films*, San Diego 2007.
- [15] Tapp M.: Cutting tool coatings and edge preparation, *FRAISA 2011*, pp. 1-37.
- [16] Cheung F.Y., Zhou Z.F., Geddam A., Li K.Y.: Cutting edge preparation using magnetic polishing and its influence on the performance of high-speed steel drills, *J. Mat. Proc. Technol.*, 208 (2008), 196-204.

Acknowledgement

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No DO7RP-0014-09 and granted research project VEGA 1/0279/11 "Integration of trials, numerical simulation and neural network to predict cutting tool performance" as well as the APVV SK-AT-0021-12 bilateral project "Implementation of nanometrological process management model into cutting tool edge assessment in precision machining".

PRZYGOTOWANIE KRAWĘDZI OSTRZA W PROCESIE OBRÓBKII SKRAWANIEM

Streszczenie

W nowoczesnym przemyśle wytwórczym ważne jest, aby produkować niskimi kosztami i uzyskiwać wysoką jakość produktów w krótkim czasie. Jest to możliwe poprzez wybranie parametrów cięcia w celu uzyskania dużej dokładności i krótkiego czasu wytwarzania. Zazwyczaj pożądane parametry skrawania są ustalane na podstawie doświadczeń lub wiedzy podręcznikowej, ale w takich warunkach możliwości narzędzi do obróbki skrawaniem nie są w pełni wykorzystane. Zużycie narzędzia ma niekorzystny wpływ zarówno na chropowatość powierzchni wyrobu i koszty produkcji, jak również na wydajność cięcia narzędzia oraz niezawodność procesu obróbki. Meso- oraz mikrogeometria projektowanych narzędzi długo nie była brana pod uwagę przez użytkowników ze względu na brak procedur produkcyjnych pozwalających na dokładne wykonanie promienia krawędzi ostrza. Przygotowanie krawędzi ostrza wymaga uwzględnienia odpowiedniej integracji takich aspektów, jak: przedmiot obrabiany, proces obróbki, obrabiarka, środowisko obróbki i narzędzie. Zastosowanie procesu przygotowania krawędzi ma na celu rozwiązanie tego problemu przez wyeliminowanie wad i nieprawidłowości, przez wygenerowanie

określonej geometrii krawędzi, przez modyfikację mikrotopografii krawędzi i mikrobudowę powierzchni czołowej oraz powierzchni bocznej narzędzia. Praca przedstawia zarys wiedzy na temat projektowania i przygotowywania krawędzi narzędzia.

Słowa kluczowe: przygotowanie krawędzi ostrza, geometria krawędzi ostrza, mikrogeometria

DOI:10.7862/rm.2013.14

Otrzymano/received: 2.06.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Marek KOWALIK¹

STRUKTURA I WŁAŚCIWOŚCI ULEPSZONEJ CIEPLNIE STALI 40HNMA PO ODKSZTAŁCENIU PLASTYCZNYM

W pracy zaprezentowano wyniki badań wpływu odkształcenia materiału w procesie walcowania wzdłużnego na właściwości mechaniczne i strukturę stali nierdzewnej 40HNMA. Metoda walcowania wzdłużnego jest jedną z nowoczesnych metod dokładnej obróbki plastycznej wałków. Polega na stopniowym kształtowaniu wałków za pomocą rolek kształtowych. Rolki posiadają część cylindryczną, której zadaniem jest przenoszenie obciążenia na tuleje podporowe oraz część roboczą, której zarys odwzorowuje kształt przekroju poprzecznego kształtowanego stopnia wałka. Przykładowo, aby ukształtować stopnie wałka o przekroju kołowym, należy użyć rolki, których część robocza składa się z powierzchni toroidalnej oraz dwóch powierzchni stożkowych. Wymiary i powierzchnie przekroju poprzecznego odkształconego wałka odnoszą się do odpowiednich wymiarów i powierzchni przekroju poprzecznego wałka nieodkształconego. Proces walcowania wzdłużnego powoduje jednorodne zmiany w strukturze materiału w całym przekroju poprzecznym kształtowanego wałka, niezależnie od metody użytej do jego odkształcania. Po tej obróbce stal wykazuje strukturę sorbityczną z ziarnami w formie igieł, które są zorientowane w różnych kierunkach. W wałkach walcowanych metodami ciągnięcia i pchania, których odkształcenie względne przekracza wartość $\varepsilon_i = 4,29$, ziarna były widocznie zgniecione i wydłużone oraz przyjmowały orientację równoległą do kierunku odkształcenia.

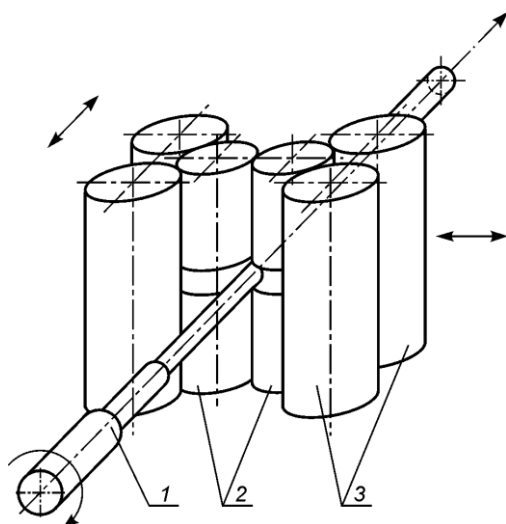
Słowa kluczowe: obróbka cieplno-mechaniczna, walcowanie wzdłużne na zimno, właściwości wytrzymałościowe

1. Charakterystyka procesu walcowania wzdłużnego na zimno wałków stopniowanych

Metoda walcowania wzdłużnego jest jedną z nowoczesnych metod dokładnej obróbki plastycznej wałków na zimno [1]. Polega ona na kształtowaniu stopnia wałka odpowiednio dobranymi rolkami. Rolki mają część walcową, której zadaniem jest przenoszenie obciążeń na rolki podporowe i część roboczą o zarysie odpowiadającym przekrojowi poprzecznemu kształtowanego stopnia wałka.

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Marek Kowalik, Uniwersytet Techniczno-Humanistyczny, ul. Krasickiego 54, 26-600 Radom, tel.: 48 3617614, e-mail: m.kowalik@uthrad.pl

Do kształtowania stopnia wałków o przekroju kołowym stosuje się rolki, których część robocza składa się z powierzchni torusa i dwóch powierzchni stożkowych. Schemat kształtowania wałków stopniowanych metodą walcowania wzdłużnego przedstawiono na rys. 1. Wałek (1), zamocowany w sposób umożliwiający jego wydłużanie się w procesie kształtowania, jest umieszczony pomiędzy dwoma rolkami kształtującymi (2), z których każda jest podparta dwoma rolkami oporowymi (3). Rolki kształtujące (2) mają część walcową, której zadaniem jest przeniesienie obciążeń na rolki oporowe (3). Rolki oporowe (3) mogą obracać się wokół swej osi, umożliwiając w ten sposób obrót rolek kształtujących (2) w trakcie procesu walcowania. Plastyczne formowanie wałka polega na kilku lub kilkunastu przejściach obróbkowych. Do niewątpliwych zalet metody walcowania wzdłużnego wałków należy zaliczyć: duże możliwości kształtowania stopni o zmiennych wymiarach i zarysach przekrojów poprzecznych w jednej operacji obróbkowej, możliwość obróbki wałków z materiałów o dobrych właściwościach wytrzymałościowych, bardzo dużą trwałość narzędzi wynikającą z charakteru ich pracy oraz łatwość automatyzacji procesu kształtowania.



Rys. 1. Schemat kształtowania wałków metodą walcowania wzdłużnego

Fig. 1. Scheme of the longitudinal cold rolling of the shafts

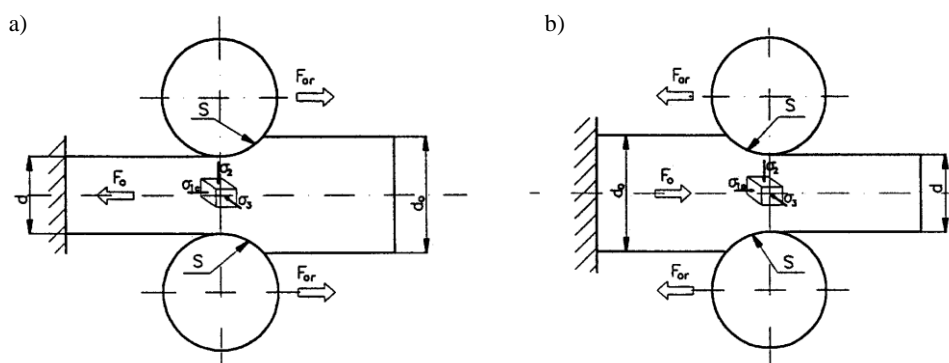
2. Wpływ odkształcenia podczas kształtowania na właściwości wytrzymałościowe

Ze względu na układ sił działających na wałek w procesie kształtowania można wyróżnić dwie odmiany walcowania wzdłużnego:

- w układzie ciągnącym z udziałem siły rozciągającej (rys. 2a)
- w układzie pchającym z udziałem siły ściskającej (rys. 2b).

W obu przypadkach występują podobne fazy przebiegu cyklu walcowania, lecz odmienny stan naprężeń w kształtowanym wałku. W układzie ciągnącym występuje osiowa siła rozciągająca, ukształtowany stopień wałka, dlatego ta

odmiana procesu jest predysponowana do smukłych wałków o małych średnicach. Materiał w czasie kształtowania jest poddany w strefie odkształcenia dwuosiowemu ścisnaniu z jednoosiowym rozciąganiem. Wałki kształtowane w układzie pchającym dają się łatwo mocować, jednak średnica nie może być zbyt mała ze względu na niebezpieczeństwo wyboczenia od siły ścisnącej osiowo wałek podczas obróbki. W strefie odkształcenia występuje trójosiowe ściskanie [2-4].



Rys. 2. Modele obciążenia wałka i stanu naprężeń w procesie walcowania wzdłużnego: a) w układzie ciągnącym, b) w układzie pchającym

Fig. 2. Models of loading of the shaft and stress state in the longitudinal rolling process: a) drawing system, b) pushing system

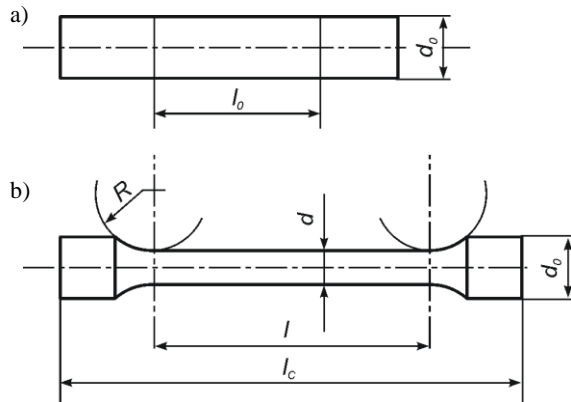
W określaniu odkształceń posłużono się zmianami wymiarów liniowych i pól odpowiednich przekrojów, rozpatrując wymiary liniowe i pole przekroju wałka po odkształceniu odniesione do analogicznych wielkości przed odkształceniem. Otrzymano odkształcenie względne ε_l , które jest ogólnie uznana miarą odkształcenia (rys. 3.):

$$\varepsilon_l = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (1)$$

lub po przekształceniu i wprowadzeniu warunku stałej objętości:

$$\varepsilon_l = \frac{d_0^2 - d^2}{d^2} \quad (2)$$

gdzie: l_0 – długość wyjściowa do walcowania,
 l – długość walcowania,
 d_0 – wyjściowa do walcowania,
 d – średnica po walcowaniu.



Rys. 3. Wałek przed kształtowaniem (a) oraz po walcowaniu (b): l_0 – długość wyjściowa, d_0 – średnica wyjściowa, R – promień roboczy rolki, d – średnica kształtowana, l – długość po kształtowaniu

Fig. 3. Shaft before (a) and after (b) forming: l_0 – initial length, d_0 – initial diameter, R – working radius of the roll, d – formed diameter, l – length after forming

Badania zostały przeprowadzone na wałkach wykonanych ze stali stopowej chromowo-niklowo-molibdenowej 40HNMA według normy PN-89/H-84030, ulepszonej cieplnie przed kształtowaniem do twardości 34HRC. Jest to stal o różnym zastosowaniu w budowie odpowiedzialnych części maszyn, szczególnie na wałki, posiadająca swoje odpowiedniki w wielu krajach (4340H według ASTM, G4103 według JIS, 40ChN2MA według GOST). Do badania wyselekcjonowano próbki ulepszone cieplnie do twardości 34HRC i przygotowano według schematu przedstawionego na rys. 3. Próbki w środkowej ich części o średnicach początkowych 11, 15, 19, 21 i 23 mm walcowano wzdłużnie metodą ciągnięcia, odkształcając je do średnicy 10 mm. Zastosowano następujące średnice przejściowe 19, 16, 12 i 10 mm, co oznacza, że wałek o średnicy wyjściowej 23 mm był odkształcany na średnicę 19, 16 oraz 12 mm, a ostatecznie na średnicę 10 mm. Otrzymano próbki z następującymi odkształceniami ε_t wynoszącymi 0,21; 1,25; 2,61; 3,41; 4,29. Długości walcowanej części dobrano tak, aby otrzymać wałki (próbki) o średnicy 10 mm i jednakowej długości oraz konstrukcji odpowiadającej wymaganiom badań wytrzymałości w próbie jednoosiowego statycznego rozciągania. W tabeli 1. umieszczono wyniki pomiarów średnic i długości przed oraz po walcowaniu. Następnie otrzymane metodą walcowania wzdłużnego na zimno wałki badano w statycznej próbie rozciągania na maszynie wytrzymałościowej ZD40 według zaleceń normy ISO 6892-1. Na rysunku 4. przedstawiono wykresy z próby jednoosiowego rozciągania, umieszczając je na jednym układzie współrzędnych. Można zaobserwować, że mimo dość wysokiej twardości 34HRC materiał podlegał znacznemu wydłużeniu.

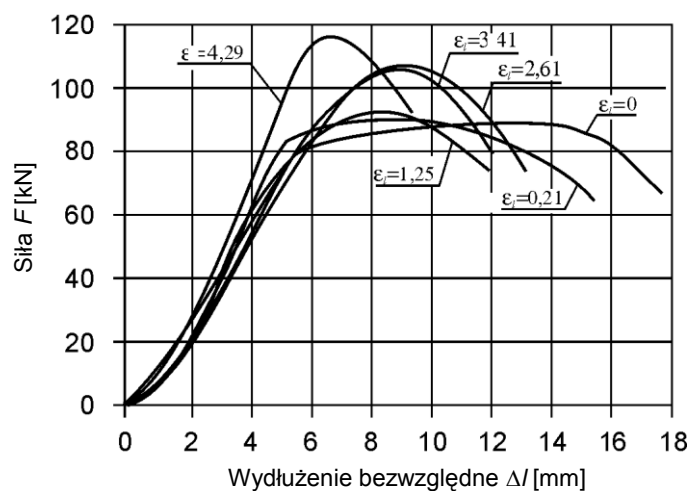
Badania wykazały monotoniczny wzrost wartości umownej granicy plastyczności wraz z rosnącym odkształceniem względnym (rys. 5.) z wyraźną tendencją spadkową po przekroczeniu odkształcenia $\varepsilon_t = 2,61$. Wartość wytrzymałości na rozciąganie R_m zwiększała się wraz ze wzrostem odkształcenia w wyniku walcowania. Maksymalny przyrost R_m (wynoszący 30%) w stosunku do materiału nieodkształconego ($\varepsilon_t = 0$) wystąpił dla odkształcenia $\varepsilon_t = 4,29$.

Intensywny przyrost wytrzymałości na rozciąganie R_m obserwuje się zaś dla odkształceń w przedziale $\varepsilon_l = 1,25 \div 4,29$. Umowna granica plastyczności $R_{0,2}$ w wyniku walcowania zwiększa się najbardziej w przedziale $\varepsilon_l = 0 \div 2,61$.

Tabela 1. Wymiary próbek otrzymanych technologią walcowania wzdłużnego na zimno, metodą ciągnięcia

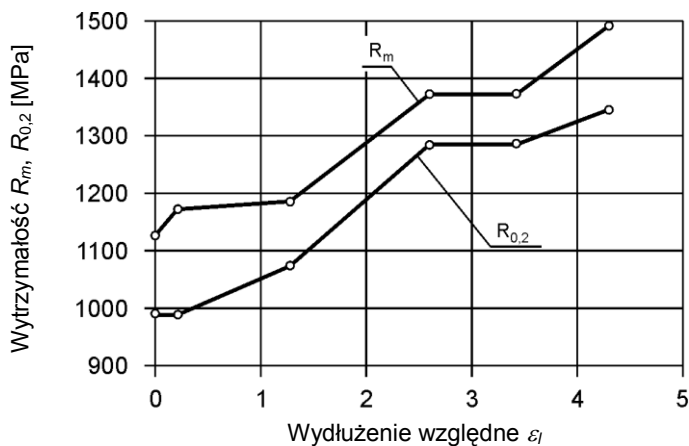
Table 1. Dimensions of the samples obtained by drawing method of longitudinal cold rolling technology

Lp.	Średnice		Długość wyjściowa walcowania l_0 [mm]	Długość walcowania końcowa l [mm]	Średnice przejściowe d_i [mm]	Wydłużenie względne stopnia ε_l
	wyjściowa d_0 [mm]	końcowa d [mm]				
1	–	10,00÷10,02	–	105	–	0
2	11 _{-0,02}	10,02÷10,05	85	105	10	0,21
3	15 _{-0,02}	10,02÷10,05	50	105÷108	12	1,25
4	19 _{-0,02}	10,03÷10,06	31	105÷108	16;12;10	2,61
5	21 _{-0,02}	10,03÷10,06	25	105÷110	19;16;12;10	3,41
6	23 _{-0,02}	10,03÷10,08	21	105÷110	19;16;12;10	4,29



Rys. 4. Wykresy rozciągania próbek wykonanych metodą ciągnięcia z odkształceniami $\varepsilon_l = 0 \div 4,29$

Fig. 4. The graphs of sample tensile made by drawing method with strain $\varepsilon_l = 0 \div 4,29$



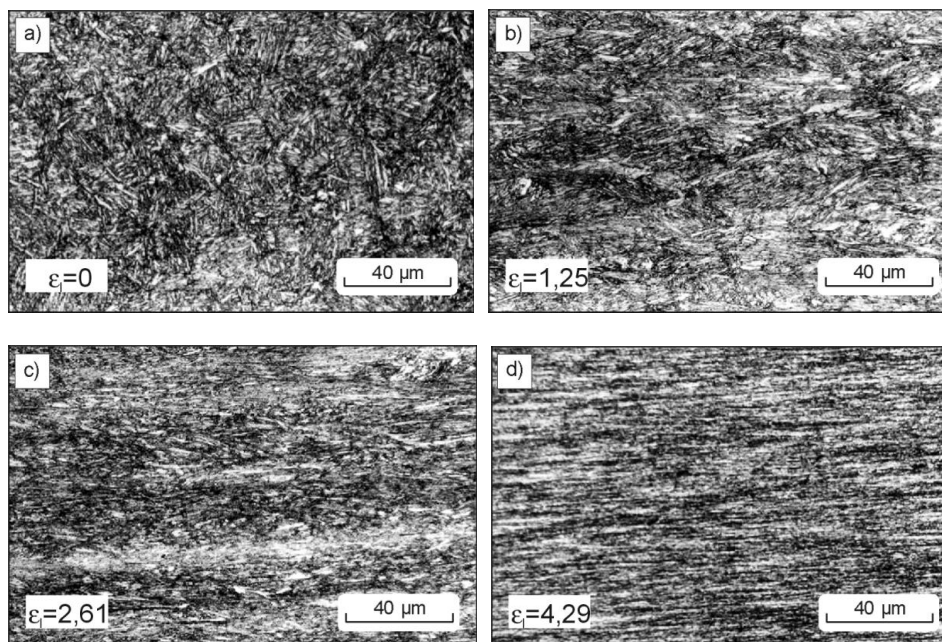
Rys. 5. Zależność umownej granicy plastyczności $R_{0,2}$ i wytrzymałości na rozciąganie R_m od odkształcenia względnego wałka ϵ_l

Fig. 5. Dependence of conventional yield point $R_{0,2}$ and the tensile strength R_m on the shaft's relative strain ϵ_l

3. Wpływ odkształcenia na strukturę materiału w procesie walcowania wzdłużnego

Proces walcowania wzdłużnego powoduje jednakowe zmiany struktury w całym przekroju kształtowanego wałka [5]. Stal stopowa 40HNMA ulepszona cieplnie przed kształtowaniem do twardości 34HRC ma strukturę sorbityczną z ziarnami w postaci igłowej (rys. 6a). Ziarna są zorientowane w różnych kierunkach. W wyniku odkształcenia materiał zaczyna się wydłużać, a ziarna orientują się zgodnie z kierunkiem walcowania [6], równoległe do osi wałka. Przy wartości odkształcenia $\epsilon_l = 1,25$ jest widoczne pewne ukierunkowanie ziaren (rys. 6b), dla zaś zwiększających się odkształceń powyżej $\epsilon_l = 2,61$ (rys. 6c, d) ziarna są wyraźnie zorientowane wzdłuż kierunku walcowania, tworząc charakterystyczną teksturę zgniotu.

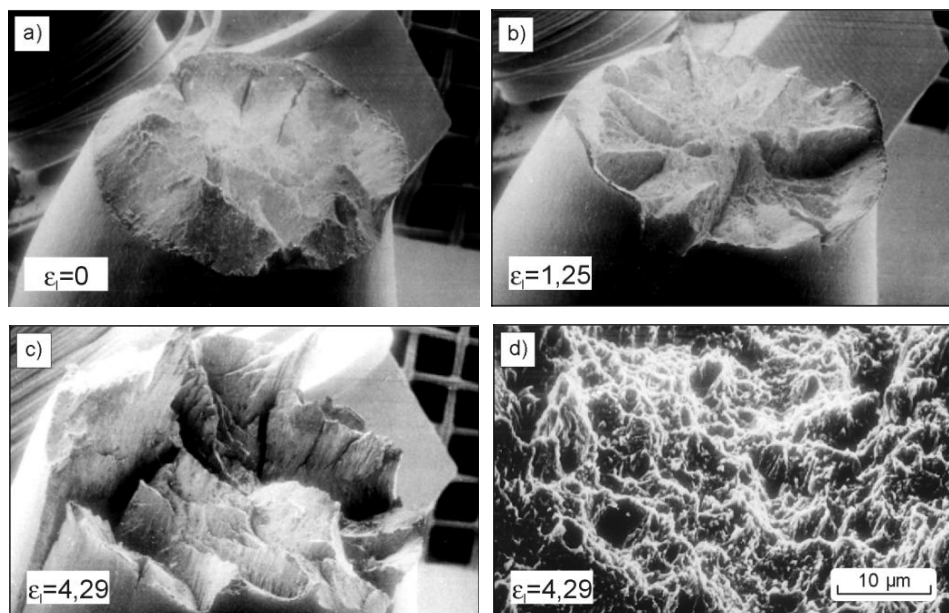
Badania fraktograficzne przełomów przeprowadzono na mikroskopie skaningowym JEOL JSM-35. Obserwowano zmiany w wyglądzie powierzchni przełomu dokonanego w próbie jednoosiowego rozciągania na wałkach wykonanych z różnym odkształceniem ϵ_l . Przełomy wałków odkształconych w zakresie $\epsilon_l = 0 \div 4,29$ (rys. 7a-c) zmieniały się wraz ze wzrostem odkształcenia. Znikała stożkowa otoczka i zwiększał się udział nachylonych po kątem 45° makroskopowo gładkich powierzchni ścinania. Uwidaczniały się promieniowe szczeliny



Rys. 6. Struktura wałków wykonanych z różnym odkształceniem ε_l , zglądy pobrane równoległe do kierunku odkształcenia: a) odkształcenie $\varepsilon_l = 0$, b) odkształcenie $\varepsilon_l = 1,25$, c) odkształcenie $\varepsilon_l = 2,61$, d) odkształcenie $\varepsilon_l = 4,29$

Fig. 6. Structures of the shafts prepared with different levels of strains ε_l , metallographic specimens are made parallel to the direction of deformation: a) strain $\varepsilon_l = 0$, b) strain $\varepsilon_l = 1,25$, c) strain $\varepsilon_l = 2,61$, d) strain $\varepsilon_l = 4,29$

i zwiększała się nieregularność powierzchni. Badania mikroskopowe wykazały plastyczny charakter rozdzielania (rys. 7d) dla wszystkich odkształceń z zakresu $\varepsilon_l = 0 \div 4,29$. Wraz ze wzrostem odkształcenia wyraźnie bogatsza staje się rzeźba powierzchni przełomu, ponieważ wzrastają wysokości uskoków i głębokości zagłębień. Płaszczyzny pęknięć są strome, co świadczy o dużym stopniu tekstury materiału. Wzrastająca nierównomierność powierzchni przełomu świadczy o złożonym charakterze pęknięć po różnych płaszczyznach z uskokami i wyciągnięciami. Wraz ze wzrostem odkształcenia ε_l rośnie liczba pęknięć odzłomowych i ich głębokość po kierunku zgodnym z kierunkiem ułożenia włókien po obróbce plastycznej [7].

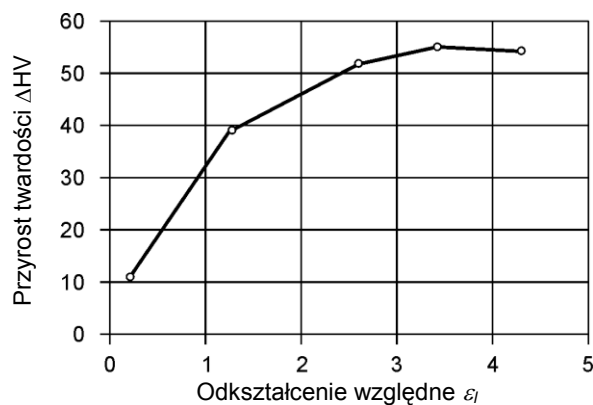


Rys. 7. Przelomy otrzymane w próbie jednoosiowego rozciągania wałków wykonanych z różnym odkształceniem ε_l : a) $\varepsilon_l = 0$ (pow. 12 \times), b) $\varepsilon_l = 1,25$ (pow. 12 \times), c) $\varepsilon_l = 2,61$ (pow. 12 \times), d) $\varepsilon_l = 4,29$

Fig. 7. Fracture surfaces obtained under the conditions of uniaxial tension of the shafts deformed to different levels of strains ε_l : a) $\varepsilon_l = 0$ (mag. 12 \times), b) $\varepsilon_l = 1,25$ (mag. 12 \times), c) $\varepsilon_l = 2,61$ (mag. 12 \times), d) $\varepsilon_l = 4,29$

4. Badania twardości wałków wykonanych metodą ciągnięcia

Badania twardości przeprowadzono metodą Vickersa zgodnie z zaleceniami normy PN-EN ISO 6507-1, dokonując pomiarów twardości wałków przed i po walcowaniu. Pomiarzy mikroztwardości przeprowadzono na zglądach pobranych



Rys. 8. Zmiany przyrostu twardości ΔHV w funkcji odkształcenia względnego ε_l

Fig. 8. Variations of the increment of hardness ΔHV as the function of relative strain ε_l

poprzecznie i wzdłużnie do kierunku odkształcenia. Mikrotwardość w przekroju wzdłużnym była minimalnie większa w wyniku rosnącej z wielkością odkształcenia anizotropii. Badania mikrotwardości wykazały jej jednolitą wartość na całej powierzchni przekroju dla danego odkształcenia. Pomiarów dokonano, przesuując się po powierzchni z zewnątrz do osi próbki z krokiem 0,1 mm. Średnia mikrotwardość przy obciążeniu 0,98 N wyniosła 390 HV_{0,1}, a rozrzut był w granicach ±20 HV_{0,1}. Badania twardości wałków po walcowaniu przedstawiono na wykresie (rys. 8.), podając przyrost twardości ΔHV w funkcji odkształcenia względnego ε_i .

5. Podsumowanie

Proces walcowania wzdłużnego na zimno wyraźnie zwiększa właściwości wytrzymałościowe wałków wykonanych ze stali stopowej 40HNMA ulepszonej cieplnie przed kształtowaniem. Wytrzymałość na rozciąganie R_m i umowna granica plastyczności $R_{0,2}$ zwiększają się wraz ze stopniem odkształcenia. Maksymalny przyrost wytrzymałości wynoszący o ok. 30% występuje dla $\varepsilon_i = 4,29$. Przy wartości odkształcenia $\varepsilon_i = 4,29$ nie zaobserwowano pęknięć na powierzchni ani na zglądach pobranych poprzecznie i wzdłużnie do kierunku walcowania. W badaniach metalograficznych obserwowano rozwój tekstury materiału wraz ze wzrostem odkształcenia. Igłowe ziarna sorbitu pierwotnie zorientowane w różnych kierunkach w wyniku odkształcenia wydłużały się i orientowały równolegle do osi wałka. W badaniach fraktograficznych zaobserwowano wraz ze zwiększającym się odkształceniem wzrost liczby pęknięć odłamowych. Przyrost twardości materiału w procesie walcowania wzdłużnego jest niewielki i wynosi ok. 12% dla odkształcenia $\varepsilon_i = 4,29$. Stosowanie walcowania wzdłużnego w celu podniesienia właściwości wytrzymałościowych jest najbardziej efektywne dla odkształceń do $\varepsilon_i = 2,61$, ponieważ powyżej tej wartości wytrzymałość na rozciąganie R_m i umowna granica plastyczności $R_{0,2}$ wzrastają nieznacznie.

Literatura

- [1] Jeziński J. i in.: Kształtowanie wałków stopniowanych metodą walcowania wzdłużnego. *Mechanik* nr 11, 1983, 23-28.
- [2] Kowalik M.: Application of longitudinal cold rolling method in mass production of stepped shafts used in combustion engines. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, vol. X, 4, 2010, 45-56.
- [3] Kowalik M., Trzepieciński T.: Experimental and numerical study on determination of forces during cold rolling of shafts, *Journal of Iron and Steel Research, International*, 20(10), 2013, 57-63

- [4] Trzepieciński T., Kowalik M.: Modelowanie numeryczne procesu walcowania wzdłużnego wałków o przekroju kołowym, Zeszyty Naukowe Politechniki Warszawskiej 226, Mechanika, (2009), 189-194.
- [5] Kowalik M.: Influence of deformation on the structure and properties of materials in longitudinal cold rolling of multidiameter shafts. Materials Science, 46, 2011, 679-684.
- [6] Agas'yants G.A., Semibratov G., Kodjaspirov G.E.: Experience in TMT with the use of cold lengthwise rolling in seed rolls, Metal Sci. Heat Treat., 49(1-2), 29 (2007).
- [7] Bernsztejn L.M.: Struktura i własności mechaniczne metali, WNT, Warszawa 1973.

STRUCTURE AND PROPERTIES OF QUENCHED AND TEMPERED 40HNMA STEEL AFTER PLASTIC FORMING

Summary

The results of the effect of material deformation in the longitudinal cold rolling process on mechanical properties and structure of the stainless steel 40HNMA are presented. The method of longitudinal rolling is one of the modern methods of precise cold plastic working of shafts. It consists in forming the shaft's steps by means of appropriately shaped rolls. The rolls have a cylindrical part, whose task is to transmit the load onto support sleeves, and the working part whose contour reflects the shape of transverse cross-section of the formed shaft step. For example, to form shaft steps of circular cross-section, one uses the rolls whose working part consists of a toroidal surface and two conical surfaces. The dimensions and cross-section areas of the strained shaft are related to those existing in the shaft without strain. The process of longitudinal rolling causes uniform changes of material structure in the whole cross-section of the formed shaft, irrespective of method used to produce the strain. After this treatment, the steel had a sorbitic structure with grains in the form of needles, which were oriented in different directions. In the shafts rolled by pulling and pushing methods, in which the relative strain reached the value of $\varepsilon_i = 4.29$, the grains were evidently compressed and elongated, and took orientation parallel to the direction of strain.

Keywords: thermomechanical treatment, longitudinal cold rolling, mechanical properties

DOI:10.7862/rm.2013.15

Otrzymano/received: 15.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.07.2013

Janusz PORZYCKI¹
Roman WDOWIK²
Marek KROK³

THE GRINDING WHEELS FOR ULTRASONIC ASSISTED GRINDING WITH TOOL VIBRATION

This article presents the grinding tools designed to serve hybrid machining process – ultrasonic wheel vibration assisted grinding. It describes possibilities of using of different abrasives, grinding wheel clamping systems and holders with ultrasonic oscillation inductor. Realization of Ultrasonic Assisted Grinding (UAG) process is possible on machines with special design. Most machine tools are manufactured on the basis of conventional ones and are retrofitted with ultrasonic vibration system. There are two types of tool holders designed for this machine tool: holders for hybrid machining processes (ultrasonic actors) and holders for conventional processes. Each type of tool holder is fixed to the spindle with hollow taper shank. The tools are attached to the ultrasonic actors by screw and positioned on arbor, or by the collets. For the UAG process tools made of various abrasives are applicable. Binding material, the concentration of abrasive grains and their size may differ. It is possible to use diamond or cubic boron nitride tools and also tools made of conventional abrasives. Ultrasonic Assisted Grinding is a novelty in the field of manufacturing techniques. It is necessary to conduct detailed investigations of this process. The factors that have a significant impact on the UAG results for different materials, the oscillatory motion parameters in relation tool or workpiece as well as on the dressing tool should be investigated.

Keywords: grinding, ultrasonic assisted grinding, UAG, tools for UAG,

1. Introduction

With the development of constructing materials it is necessary to develop new methods for their machining. This is due primarily inability to obtain specific properties of these materials by using of conventional machining processes and tools. Effective machining of materials difficult to workable often requires

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Janusz Porzycki, Rzeszow University of Technology, 2 W. Pola Street, 35-959 Rzeszow, tel.: (17) 8651347, e-mail: jpor@prz.edu.pl

² Roman Wdowik, Rzeszow University of Technology, 2 W. Pola Street, 35-959 Rzeszow, e-mail: rwdowik@prz.edu.pl

³ Marek Krok, Rzeszow University of Technology, 2 W. Pola Street, 35-959 Rzeszow, e-mail: mkrok@prz.edu.pl

the usage of hybrid machining processes. According to the definition, these processes are based on the simultaneous and controlled interaction between mechanical process and/or energy/tools having a significant impact on the efficiency of the machining process [1]. Hybrid machining processes are part of the more commonly used hybrid production which includes also hybrid machines, hybrid products, hybrid materials, etc. Division of hybrid processes oriented for removal machining is presented on Fig. 1. One of the most commonly used hybrid machining process is tools or workpiece oscillations assisted machining (VAM – Vibration Assisted Machining). If the frequency of oscillation is greater than 16 kHz, and therefore the frequency is within the range of ultrasound, this type of machining is called UAM – Ultrasonic Assisted Machining, for example UAT – Ultrasonic Assisted Turning or UAG – Ultrasonic Assisted Grinding. Kinematics of these processes covers conventional process and assisting factor in the form of oscillatory tool or machining workpiece with a small amplitude and frequency of the ultrasonic, a small amplitude and frequency of the ultrasonic resulting from the reverse piezoelectric effect or magnetostriction. Of particular note is the process of ultrasonic assisted grinding which is applying to the machining of hard, ductile and brittle materials, for example technical ceramic, sintered carbide, quartz [1-9], and also different constructing material as steel [10-12], nickel alloys [13, 14] or titan alloys [4, 15-18]. There are two main types of such process: ultrasonic assisted grinding with tool oscillation and ultrasonic assisted grinding with workpiece oscillation. Division of each kind takes into account the direction of oscillation in relation to other movements of the workpiece and tool (Fig. 2). To the process of UAG may be used grinding wheels made of different abrasives, depending on the intended machining task.

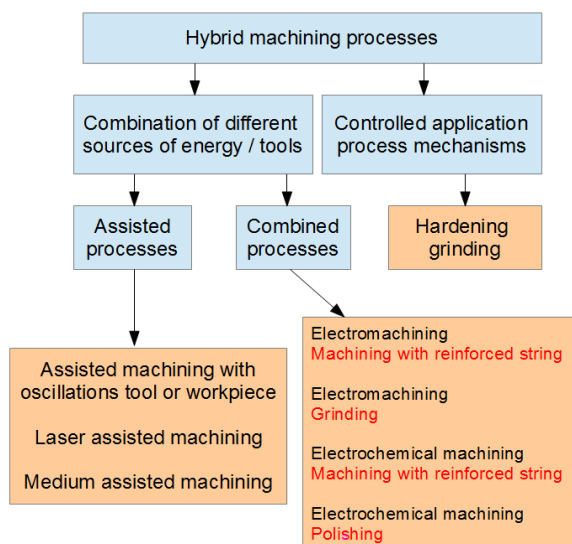


Fig. 1. Division of hybrid machining processes

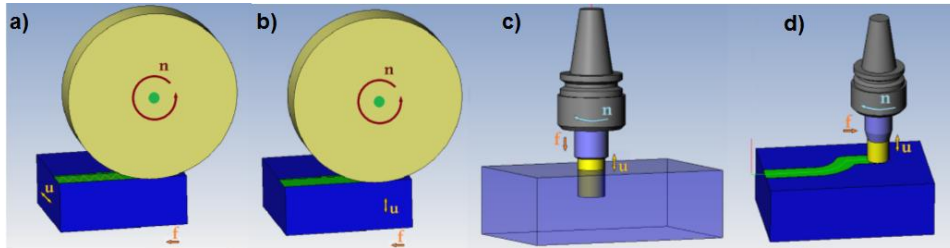


Fig. 2. The basic kinds of UAG process: a) grinding with axial oscillations of the workpiece, b) grinding with radial oscillations of the workpiece, c), d) grinding with tool oscillations

Realization of ultrasonic assisted process is possible on machines with special design. Most machines are manufactured on the basis of conventional retrofitted with ultrasonic oscillations system. The well-known manufacturers of such machines are: Sauer from Germany and SonicMill from the United States of America. At the Technical University of Rzeszów there is a machine produced by Sauer with the ultrasonic oscillations induction system of grinding wheel – Ultrasonic 20 linear. This hybrid machining center built on the basis of 5-axis milling machine is used for milling, drilling and grinding assisted ultrasonic oscillations of tool (Fig. 3). The advantages of this machine are: linear motor drives for all linear axis, making it possible to achieve a feed rate of up to 40,000 mm/min, 5 axis kinematics with swivelling rotary table, which leads to increase the technological capabilities, 20-position tool magazine, spindle allowing working at a rotational speed up to 40,000 rev/min and the oscillation inducing system requires the usage of special tool holders.



Fig. 3. CNC machining centre ULTRASONIC 20 linear

One of the main objectives of the research work carried out at the Department of Manufacturing Techniques and Automation at the Rzeszow University of Technology in the field of ultrasonic-assisted grinding is analysis of oscillating tools motion, analysis of quality rating of UAG, the possibilities for using different materials and different tool geometry as well as the construction of the oscillation inducing systems and machines for the implementation of the described processes.

2. Tools and tool holders for UAG process

Applicable tooling system designed for the machine Ultrasonic 20 linear can be divided into holders for hybrid processes (Fig. 4a) and the holders for conventional processes (Fig. 4b). Each type of tool holder is fixed to the spindle with hollow taper shank (taper type is HSK 32). The fundamental difference in the construction is that the holder to the hybrid processes (UA – Ultrasonic actors) has a coil located directly at the cone HSK which together with the coil installed on the body of the machine tool spindle is designed to transfer electrical energy and its conversion into mechanical vibrations in piezoelectric converters located in the center of the tool holder. Machining tools are attached to the UA holders by bolt and positioned on arbor (e.g. cup wheels 6A9) or by the collet ER-11. For the second case tool clamping can be carried out with the usage of reducing collet (tools with cylindrical shank) or directly in the case of grinding wheels with conical shank. Tools should be fixed using a torque wrench (control mounting torque) due to the impact into the adjustable process parameters (frequency of oscillation, the oscillation amplitude).

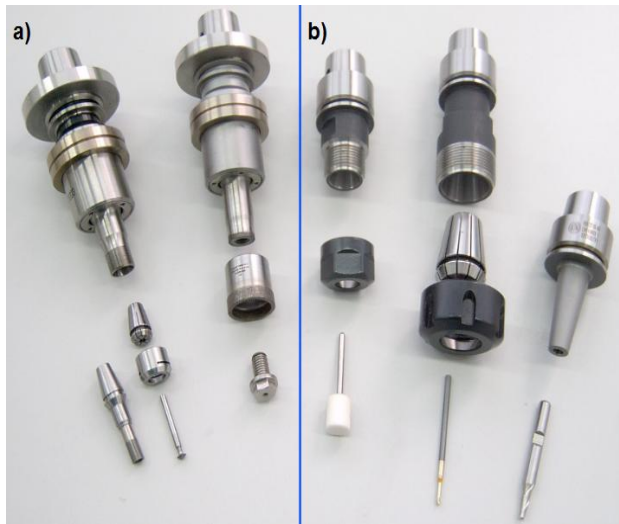


Fig. 4. Tool holders with hollow taper HSK 32: a) for hybrid processes, b) for conventional processes

The dimensions of grinding wheel are also important due to the requirements for settings resonance frequency of the system (for which the amplitude of the displacement is greatest), and included in the settings wheel wear that also affects the resonant frequency. While selecting grinding pin mounting by using collet reduction should pay particular attention to the quality of the shank (due to the radial run-out) which should be sanded and with small deviations of shape. Fixing of a tool is also affected by quality of reduction collet. UA holders should not also be exposed to sudden mechanical shock. Holder fixing mechanism in the spindle must be checked periodically because of the type of mounting taper HSK, in order to prevent jamming holder in the spindle. For the UAG process tools made of various abrasives are applicable. Tools also vary in binding material, the concentration of abrasive grains and their size. It is possible to use grinding pin made of CBN (Fig. 5a), diamond (Fig. 5b, c, d), alundum, silicon carbide and sintering corundum.



Fig. 5. Examples of tools used in UAG process with tool oscillations: a) grinding pin made of CBN, b) grinding pin made of diamond, c) wheels to cut-leading grinding and drilling, d) diamond cup wheels mounted on the shank shaft

3. Estimation of grinding wheel wear in the UAG process

Wheel wear in the UAG is considered as a change of its shape, the loss of grinding wheel, adhesive wear and gumming up of grinding wheels. Any form of the wheel wear requires the use of appropriate research methods aimed at

understanding quality and quantitative indicators of grinding wear (Fig. 6). Rating shape of the wheel is based on microscopic examination and testing on CNC edge finder where a magnified wheel profile can be observed. The loss of grinding wheel shape can be determined by using of CNC edge finder based on a comparison of the wheel profile before and after the process or by comparing the virtual models created on CNC edge finder. Adhesive wear is mainly investigated by using of optical microscope, as well as gumming up of grinding wheels. In the research institutes there are also ongoing studies on the processes of dressing the grinding wheel by using ultrasonic vibrations. These results may be critical to increase the efficiency of dressing grinding wheels, particularly with regard to their impact on the processes of grinding of materials difficult to machine [19].

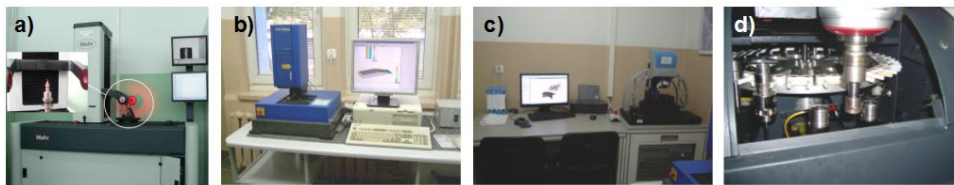


Fig. 6. Examples of test methods used for measurement wheel wear: a) measurement on CNC edge finder, b) measurement of wheel inner radius on 3D surface scanner, c) measurement of wheel inner radius on InfiniteFocus Real 3D microscope, d) measurement on laser gate installed on the machine Ultrasonic 20 linear

4. Summary

Ultrasonic Assisted Grinding of hard-to-machine materials is a novelty in the field of manufacturing techniques from these materials. It is necessary to conduct research accounting a detailed look at the factors that have a significant impact on the quality of UAG indicators, the oscillatory motion parameters such as amplitude and frequency of the motion in relation to vibration tool or workpiece as well as in the dressing tool. It is also essential to testing materials with different mechanical properties. In the Department of Manufacturing Techniques and Automation there are intensive researches that will lead to better understanding of the ultrasonic assisted machining processes. The proper choice of the abrasive tools (grinding characteristics, method of fixing) is one of the areas of the research. Appropriate selection of the wheel is important for the proper conduct of oscillatory motion. This mean that certain parameters oscillatory motion can be reached and negative events reduced, for example thermal phenomena associated with heating holder with the tool, disrupting the immutability of the parameters such as the amplitude of the oscillations measured directional in tool axis.

References

- [1] Lauwers B., Bleicher F., Ten Haaf P., Vanparys M., Bernreiter J., Jacobs T., Loenders J.: Investigation of the process-material interaction in ultrasonic assisted grinding of ZrO₂ based ceramic materials, Proc. of 4th CIRP Int. Conf. High Performance Cutting, 2010.
- [2] Churi N.: Rotary ultrasonic machining of hard-to-machine materials, Diss., Kansas State University, Manhattan, Kansas 2010.
- [3] Marinescu I.D., Hitchiner M., Uhlmann E., Rowe W.B., Inasaki I.: Handbook of machining with grinding wheels, CRC Press, Taylor and Francis Group, USA 2007.
- [4] Qin N.: Modeling and experimental investigation on ultrasonic-vibration-assisted grinding, Diss., Kansas State University, Manhattan, Kansas 2011.
- [5] Rowe B.W.: Principles of modern grinding technology, William Andrew, London 2009.
- [6] Spur G., Uhlmann E., Holl S.-E., Daus N.-A.: Ultrasonic machining of ceramics, [in:] Handbook of Advanced Ceramics Machining, ed. by I.D. Marinescu, CRC Press Taylor & Francis Group, 2007, 327-353.
- [7] Uhlmann E., Submitted by Spur G.: Surface formation in creep feed grinding of advanced ceramics with and without ultrasonic assistance, Annals CIRP, 47 (1998), 249-252.
- [8] Uhlmann E.G.: Tiefschleifen hochfester keramischer Werkstoffe, Diss., Berlin 1993.
- [9] Ultrasonic Assisted Grinding of Brittle Hard Materials – UAG – rep. of CORNET project.
- [10] Smail M.F., Yanagi K., Isobe H.: Geometrical transcription of diamond electroplated tool in ultrasonic vibration assisted grinding of steel, Int. J. Mach. Tools Manuf., 62 (2012), 24-31.
- [11] Tawakoli T., Azarhoushang B.: Influence of ultrasonic vibrations on dry grinding of soft steel, Int. J. Mach. Tools Manuf., 48 (2008), 1585-1591.
- [12] Tawakoli T., Azarhoushang B., Rabiey M.: Ultrasonic assisted dry grinding of 42CrMo4, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 65 (2009), 883-891.
- [13] Abdullah A., Farhadi A., Pak A.: Ultrasonic-assisted dry creep-feed up-grinding of superalloy Inconel 738LC, Experimental Mechanics (12.10.2011).
- [14] Bhaduri D., Soo S.L., Aspinwall D.K., Novovic D., Harden P., Bohr S., Martin D.: A study on ultrasonic assisted creep feed grinding of nickel based superalloys, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, 2012.
- [15] Kumar J., Khamba J.S., Mohapatra S.K.: An investigation into machining characteristics of titanium using ultrasonic machining. Int. J. Mach. Machinability Mat., 3 (2008), 134-151.
- [16] Nik M.G., Movahhedy M.R., Akbari J.: Ultrasonic-assisted grinding of Ti6Al4V alloy, 5th CIRP Conf. High Performance Cutting, 2012.
- [17] Singh R., Khamba J.S.: Ultrasonic machining of titanium and its alloys: A review, J. Mat. Proc. Technol., 173 (2006), 125-135.

- [18] Singh R., Khamba J.S.: Investigation for ultrasonic machining of titanium and its alloys, *J. Mat. Proc. Technol.*, 183 (2007), 363-367.
- [19] Tawakoli T., Rasifard A., Azarhoushang B.: Dressing of CBN grinding wheels with ultrasonic assistance, *Int. J. Mechatronics Manuf. Systems*, 1 (2008), 321-331.

NARZĘDZIA ŚCIERNE PRZEZNACZONE DO REALIZACJI PROCESU SZLIFOWANIA WSPOMAGANEGO ULTRADŹWIĘKOWYMI OSCYLACJAMI ŚCIERNICY

Streszczenie

W pracy przedstawiono narzędzia ściernicze przeznaczone do realizacji hybrydowego procesu obróbki ubytkowej – szlifowania wspomaganego drganiami ultradźwiękowymi ściernicy. Omówione zostały możliwości w zakresie stosowania różnych materiałów ściernych oraz systemów mocowania ściernic w oprawkach ze wzбудnikiem oscylacji ultradźwiękowych. Praca prezentuje narzędzia szlifierskie przeznaczone do obsługi hybrydowego procesu obróbki – szlifowania ze wspomaganie ultradźwiękowym i oscylacyjnym narzędziem. Opisuje możliwości wykorzystania różnych materiałów ściernych, systemy mocowania tarcz ściernych i dociskaczy ze wzbudnikiem indukcyjnym. Realizacja procesu szlifowania wspomaganego ultradźwiękowo jest możliwa na maszynach o specjalnej budowie. Większość narzędzi maszynowych jest produkowana konwencjonalnie i modernizowana w system wibracji ultradźwiękowych. Istnieją dwa rodzaje opravek narzędziowych: oprawki do hybrydowej obróbki skrawaniem (ultradźwiękowe) oraz oprawki do procesów konwencjonalnych. Każdy typ oprawki narzędziowej jest przymocowany do wrzeciona z wydrążonym trzpieniem stożkowym. Narzędzia te są mocowane za pomocą śrub i umieszczone w oprawce lub tulei zaciskowej. W procesie szlifowania wspomaganego ultradźwiękami zastosowania mają różne materiały ściernicze. Stosowane są różne materiały wiążące oraz różne koncentracje i wielkości ziarn ściernicy. Możliwe jest zastosowanie jako narzędzia diamentu lub regularnego azotku boru. Szlifowanie wspomaganie ultradźwiękami jest nowością w dziedzinie technik wytwarzania. Konieczne jest przeprowadzenie szczegółowych badań tego procesu. Należy zbadać czynniki, które wywierają istotny wpływ na wyniki procesu szlifowania wspomaganego ultradźwiękami podczas obróbki różnych materiałów na parametry ruchu oscylacyjnego narzędzia w stosunku do przedmiotu obrabianego oraz na obciążacz.

Słowa kluczowe: szlifowanie, obróbka wspomaganie ultradźwiękami, UAG, narzędzia do UAG

DOI:10.7862/rm.2013.16

Otrzymano/received: 24.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.06.2013

Katarína SENDERSKÁ¹
Albert MAREŠ²

PROPOSITION OF PICK & WORK SYSTEM FOR APPLICATION IN MANUAL ASSEMBLY

Many assembly processes in mechanical production systems have high share of manual operations. These manual operations can have big influence on final time and quality of production. Because the work is realized by human it is very important to take in account human properties and design the operation in way which will eliminate – mistakes and errors. To achieve this it is possible to use Poka-Yoke techniques and Pick-by systems. The paper describes the possibility of the use of these tools in assembly and proposes own Pick & Work system concept for application in the assembly operations.

Keywords: assembly, Poka-Yoke, Pick-by systems

1. Introduction

Cost, quality and time play a crucial role in the competitive struggle. There are various tools and methods that are either focused on improving these parameters individually or globally. In order to ensure high quality production can be used Poka-Yoke access. It is a philosophy aimed at achieving one hundred percent quality. Within this philosophy it is possible to use various tools and techniques. The article describes the basics of the method, as well as the capabilities of the so-called Pick-by systems. It also introduces the concept of a system that uses basic philosophy Pick-by systems and is used for quality assurance at the assembly workstation.

Poka-Yoke is a Japanese term, which means „mistake-proofing”. The author of this approach is Japanese Shigeo Shingo [1]. Poka-Yoke is an integral part of Kaizen. The basic objective of Poka-Yoke is to achieve product faultlessness. It is an application of such relatively simple and effective measures that ensure that errors in the manufacturing and assembly process did not affect the quality of the final product. The basic principle of Poka-Yoke is the creation of

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Katarina Senderská, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023502, e-mail: katarina.senderska@tuke.sk

² Albert Mareš, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: albert.mares@tuke.sk,

tools, techniques and procedures so, that it is impossible or very difficult for workers to make a mistake. Basic principles:

- to prevent from mistakes is more important than to detect mistakes,
- to prevent from mistakes in the production and assembly,
- fast mistake detection at the point of origin,
- to avoid repeated mistakes and improper installation.

This means that in the process of production and assembly, the errors are not accepted, are not made, the defective parts do not continue in the manufacture and assembly process, origin of the mistakes is prevented by relatively simple technical measures and the mistake causes are eliminated. In the assembly it is mainly about:

- product design, that does not allow for improper assembly, part exchange, respectively part miss out and so on,
- assembly process, that is designed so, that cannot cause faults as for example opposite inserting, using of incorrect parts etc. and all this by various type of means respectively technical elements and equipments (fixtures, sensors and so on).

One of the advanced technologies are Pick-by respectively Pick-to systems such as: Pick-by-Light (Pick-to-Light), Pick-by-Voice, Pick-by-Vision, Pick & Work, and so on. Although the main area of their application is logistic, this technology has also interesting applications in assembly. The principle of function illustrates an example of Pick-to-Light system (Fig. 1). The basic principle of function of this system is display lights and buttons placed next to each pallet. After the order identifying e.g. by barcode scanning, appropriate pallet control lights will turn on and it indicates that this pallet contains the good, which should be taken. The display shows the number of units which should be taken from the pallet. A worker takes off a required number of pieces and presses a button to confirm that the task is fulfilled. After pressing the button the light turns off. Once no light is turned on, the worker knows that he has completed the order and may proceed to fulfill the next order. In some cases, the system is designed so, that instead of pressing the confirmation button is sensed



Fig. 1. Example of Pick-by-Light system, according to [2, 3]

hand position and determine if a worker put his hand into the palette highlighted with light or not. If so this is signaled by illumination of green light. If the worker puts his hand into the wrong palette the red indicator will light on (Fig. 2).

Pick-by-Voice system works similarly, but instead of illuminating lights are used voice instructions that guide the operator to the pallet, and the number of pieces that need to be removed from the pallet. The operator confirms the performance of a task by saying a keyword or phrase into the microphone and then proceeds until it has fulfilled all the tasks related to a particular order. Pick-by-Vision system is based on the application of elements of Augmented Reality (Fig. 3). The operator has head mounted display in the form of glasses that allows him to see reality, but in this reality is projected information from a computer about the pallet positioning and about the number of units of the product which should be removed from the pallet.

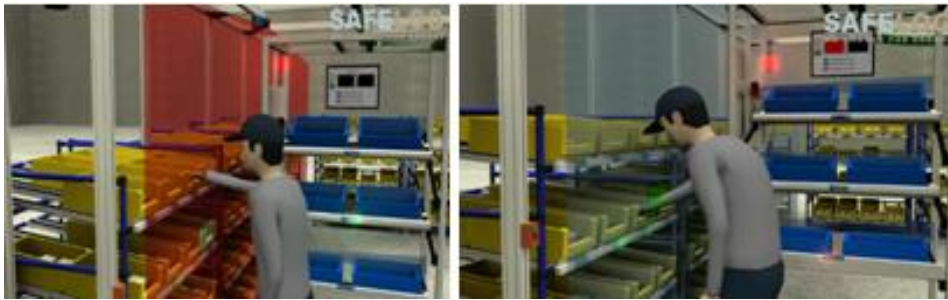


Fig. 2. Print screen from animation example Pick-to-Light system, according to [4]



Fig. 3. Example of Pick-by-Vision, according to [5]

System Pick & Work is directly designed for performing assembly operations. It is a concept from firm Schäfer (Fig. 4). Pick & Work system is a system designed to eliminate worker's faults when removing components and parts from storage system, which is also applicable in the manual assembly. The principle is based on the assembly procedure performed in a special program.

This process usually includes multimedia elements such as charts, pictures and videos that help the worker during assembly. Based on a special program the assembly procedure as well as any other data is defined. The worker receives on the touch screen the information about the assembly procedure step by step. The worker in addition to the assembly procedure will also receive the information about the position of related parts by lighting on the signal light. It also shows the number of components that worker needs. After the removing the component respectively components, the worker confirms part removing by pressing the button and then the light goes off. Then another light comes on to indicate another component in a container that should be taken in the next step of assembly.



Fig. 4. Example of the Pick & Work, according to [6]

2. Pick & Work system concept

Within the framework of planned research and development of tasks was after studying the existing concepts and information proposed concept of laboratory accessorising by universal Pick & Work system of own design. Essential requirements for this system are based on the needs of the laboratory and can be briefly specified as follows:

- modular concept in terms of both hardware and software, which allows for modification of type of assembly tasks,
- the possibility of incorporating into the complex system along with other planned elements such as workplace on-line analysis, video analysis, and so on.

Since the priority was focused on the assembly operations, the solution was based on the following theses:

- Pick & Work system has its application also by activities that are not repeated i.e. the consecutive operations are not the same,
- in practice it is possible to meet with operations that are repeated due to the serial production – in this case, the Pick by system application would

basically extend the work, because the worker is required to confirm the part removing from the pallet by button pressing,

- it is also likely that the worker who performs the assembly routine will take the parts from the pallets mechanically without looking respectively only with light view on the pallet in which the parts are located.

Simple Pick&Work system consists of following components:

- module button bar in the number of 2 pieces at one workstation, each fixed at the follow up frame or at the rack,
- control unit for signal processing including software,
- touch display,
- connection to the master computer,
- electro installation of the system.

Module button bar (Fig. 5) contains five sets of Pick & Work buttons with following functions:

- yellow button (Y) – activates the Pick & Work set – in the case that the button is off, the set is functionless and the button will not light,
- indication light at the button – red (R) indicates that it is necessary to take the part from the relevant container,
- green light (G) – indicates the status O.K. – appears either after pressing the button or in case if the part is not in the order but system is ready,
- the window with the indication of the part number, that is necessary to take from the container.

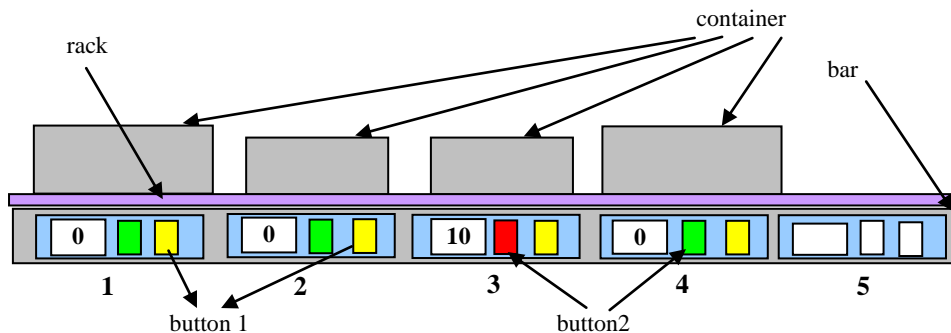


Fig. 5. Example of button bar for Pick & Work system

At the bar according to the Fig. 5 are active 4 sets, the set 5 is not active – from the relevant container the parts are not taken up. The set 3 indicates that from the relevant container is necessary to take 10 parts. The set 1 and 2 are active – the lights indicate OK that for the worker means no activity requirement. The next planned workstation accessories are the buttons respectively the button box for indication of the assembly process, which should contain the button which:

- indicates assembly start and assembly end,
- acknowledge button - the assembly was ok,
- button indicates, that the parts are at the input,
- button indicates, that the parts or the products are at the output.

In the Fig. 6 is presented an example of proposed assembly workstation accessories – module bar for Pick & Work systems and the button box for indication of further five functions. This example was created in CATIA environment which is suitable to solve such type of tasks. Modelling of proposed concept allows to reduce errors during implementation of solution to reality and it is also consistent with nowadays trend in production system design.

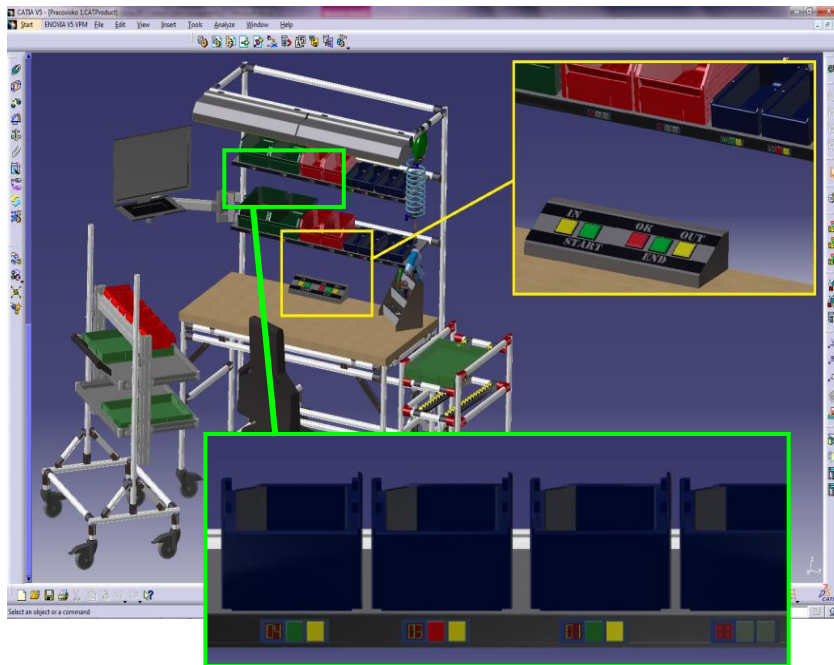


Fig. 6. Pick & Work system integration into the assembly workstation, according to [7]

Activity at workstation with Pick & Work system begins by uploading the data about product assembly procedure to the computer. Then the system can be used directly in assembly. At first the worker must choose a product which will be assembled. It is also necessary to put pallets with components on the site at appropriate places. Furthermore, it is necessary to activate all sets which will be active in this case. Assembly starts by pressing the button „input parts” if there are any. This is followed by pushing button „start assembly”. The worker proceeds on the basis of instructions, which are displayed on the screen and selects the relevant parts from pallets. If the product assembly or its parts is right, button

OK is pressed. It also presses „assembly completed” button and possibly button „product/parts output”, if these parts are really on output and they continue on another workstation or to the store. Throughout the all production period all relevant data are recorded, which can be processed and so on-line [8] and also after the assembly process finish.

3. Conclusions

The pursuit of so-called one hundred percent quality leads to the application of various tools and support systems. One of them is called Pick-by system. Of course, as with any other method it is also required before the initiation of this method to consider the costs and benefits. At any rate, it can be concluded that to prevent errors is easier than removing them subsequently. On this philosophy is based the concept of the proposed system, which will monitor the rightness and regularity of parts taking sequence from pallets in the assembly process. In the building of planned laboratory stand it is also necessary to integrate this system into a comprehensive solution to create a methodology of on-line analysis of the assembly process.

References

- [1] Molnár V., Fedorko G.: Catia – základy projektovania 2, TU, Košice 2007.
- [2] <http://www.dematic.com/puttolight> (28.5.2011).
- [3] [http://www.kbs-gmbh.de/en/beleglose_kommissionierung/\(28.5.2011\)](http://www.kbs-gmbh.de/en/beleglose_kommissionierung/(28.5.2011)).
- [4] Safelog GmbH: [http://www.safelog.de/\(28.5.2011\)](http://www.safelog.de/(28.5.2011)).
- [5] Günthner W.A., Blomeyer N., Reif R., Schedlbauer M.: Pick-by-Vision: Augmented Reality unterstützte Kommissionierung, http://www.fml.mw.tum.de/fml/index.php?Set_ID=967.
- [6] <http://www.ssi-schaefer.de/en/workstation/products/workstation-systems.html>.
- [7] Horváth P.: Laboratórne pracovisko štíhlej montáže, Diplomová práca, SJF TU v Košiciach, Košice 2013.
- [8] Senderská K., Mareš A., Zajac J.: Hardware of manual assembly workstation online analysis, Sci. Bulletin: Series D: Mechanical Engineering, 74 (2012) 103-110.

Acknowledgements

This contribution is the result of the international project implementation: Hungary – Slovak Republic LEAN LAB HUSK/1101/1.6.1 supported by EU funds.

PROPOZYCJA SYSTEMU PICK & WORK DO ZASTOSOWAŃ W MONTAŻU MANUALNYM

Streszczenie

Większość procesów montażu w systemach produkcji mechanicznej składa się w znacznej części z operacji manualnych. Te operacje manualne mogą znacznie wpływać na końcowy czas i jakość produkcji. Ponieważ praca jest wykonywana przez człowieka, ważne jest uwzględnienie cech człowieka i projektowanie operacji, tak aby wyeliminować pomyłki i błędy. Aby to osiągnąć, możliwe jest użycie technik Poka-Yoke i systemów Pick-by. W pracy nakreślono możliwość wykorzystania tych narzędzi w montażu i zaproponowano system Pick & Work do zastosowania w operacjach montażu.

Słowa kluczowe: montaż, Poka-Yoke, systemy Pick-by

DOI:10.7862/rm.2013.17

Otrzymano/received: 14.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.07.2013

Jozef STAHOVEC¹

Jozef BEŇO²

Marek VRABEL³

INVESTIGATION OF THE CUSP HEIGHT WHEN BALL-END MILLING FORM SHAPED SURFACES

This paper presents a model for cusp height in the ball-end milling process. In many milling operations, the cutting tool performs step over and makes adjacent cuts to complete machining of any feature. As a result, a small cusp of material, called a cusp height, will remain between these cuts on the surrounding walls or on the machined surface if a ball-end mill is used. This procedure presents application of software to evaluate cusp height in milling process. The height of cusp is examined in surfaces having different curvature ratio and different orientation. The model for the mathematical prediction of the cusp height has been developed in terms of axial and radial depth of cut, surface curvature and tool diameter. The application of the DOE technique by Taguchi gives the process parameter values that lead to the minimum machining time and achievement of the desired surface texture.

Keywords: milling, cutting conditions, cusp height, textured

1. Introduction

Sculptured surface are widely used in the design of complex product with moulds and dies features. These surfaces are often produced by 3- and 5-axis computer numerical control machine tools using ball-end milling cutter. The factors which affect the surface finish in the ball-end milling process are generally the cutting speed, feed rate, depth of cut, width of cut etc. Arizmendi [1] presents a model for the topography prediction of ball-end milled surfaces, considering the tool parallel axis offset. In this model, the equations of cutting edges trajectories and the envelope equation of the material swept by the tool are derived. Chen et al. [2] presents the model, simulation and experimental verification of the scallop formation on the machined surface in the ball-end milling

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Jozef Stahovec, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, tel.: +421 556023502, e-mail: jozef.stahovec@tuke.sk

² Jozef Beňo, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: branislav.duleba@tuke.sk

³ Marek Vrabel, Technical University in Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: marek.vrabel@tuke.sk

process. The geometric shape and the dynamical change of the ball-end cutting edges, path-interval scallop and feed-interval scallop are generated on the machined surface. Iqbal [3] studies the effects of workpiece inclination angle and radial depth of cut upon effective cutting speed and cusp height and, subsequently, upon surface roughness. Workpiece's inclination angle proved to be the most influential parameter for surface roughness. Its higher values provided better surface finish because of avoidance of cutting at the tool's centre. Feng [4] presents a new approach for the determination of efficient tool path in the machining of sculptured surfaces using 3-axis ball-end milling. The objective is to keep the cusp height constant across the machined surface such that excess tool paths are minimized. Chuang [5] presents the cusp height dependent by the z- level depth and slope of the part surface. Cusp height data of ball-end milling from Table 1 characterize the former and the latter.

Table 1. Some cusp height data from ball-end milling

Source	Type of surface	Tool diameter [mm]	Cusp height [mm]
Cao [6]	helical surface, saddle surface	12 and 25	0.0018÷0.0150
Feng [4]	sculptured surface	25,4	0.5000
Cheen [2]	sculptured surface	10 and 14	0.0063÷0.0450
Chuang [5]	concave surface	4	0.0100
Iqbal [3]	inclined surface	8	0.0038
Larigue [7]	concave surface	9	0.0306
López [8]	stamping dies	12	0.0300
Mizugaki [9]	spherical surface	5	0.0239
Quinstat [10]	convex and concave surface	5	0.0091

2. Cusp height

In many milling operations, the cutting tool must perform step over and make several adjacent cuts to complete machining of any feature. As a result, a small cusp of material, called a cusp height, will remain between these cuts on the surrounding walls or on the machined surface if a ball-end mill is used. The data for experimental design are shown in Table 2. Cusp height is representing as maximum height of the profile (R_z). Cusp height is calculated based on the following formula:

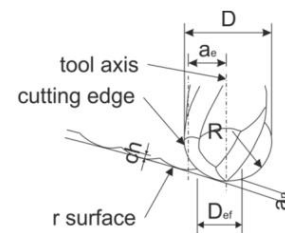
$$ch = \frac{D}{2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2} \quad (1)$$

Figure 1 shows the generation the cusp height and basic factors in this process.

Table 2. Experimental design matrix and results

No	Control factors			ch [μm]			
	k mm	a_p mm	a_e mm	experimental value	predicted value		
					initial mod- el	improved model	error
1	-0.100	0.50	1.00	14.16	13.8429	13.6407	0.5193
2	-0.100	0.50	1.00	12.85	13.8429	13.6407	-0.7907
3	-0.100	0.50	1.00	13.31	13.8429	13.6407	-0.3307
4	-0.100	1.00	1.50	15.40	14.8698	14.6677	0.7323
5	-0.100	1.00	1.50	12.16	14.8698	14.6677	-2.5077
6	-0.100	1.00	1.50	18.05	14.8698	14.6677	3.3823
7	-0.100	1.50	0.50	7.13	6.5874	6.3852	0.7448
8	-0.100	1.50	0.50	6.76	6.5874	6.3852	0.3748
9	-0.100	1.50	0.50	6.08	6.5874	6.3852	-0.3052
10	-0.067	0.50	1.00	13.94	13.3968	13.6560	0.2840
11	-0.067	0.50	1.00	13.72	13.3968	13.6560	0.0640
12	-0.067	0.50	1.00	14.08	13.3968	13.6560	0.4240
13	-0.067	1.00	1.50	13.49	14.8943	15.1534	-1.6634
14	-0.067	1.00	1.50	15.99	14.8943	15.1534	0.8366
15	-0.067	1.00	1.50	13.92	14.8943	15.1534	-1.2334
16	-0.067	1.50	0.50	5.68	6.0722	6.3313	-0.6513
17	-0.067	1.50	0.50	6.35	6.0722	6.3313	0.0187
18	-0.067	1.50	0.50	5.92	6.0722	6.3313	-0.4113
19	0.050	0.50	1.00	13.30	13.7670	13.7100	-0.4100
20	0.050	0.50	1.00	13.66	13.7670	13.7100	-0.0500
21	0.050	0.50	1.00	14.00	13.7670	13.7100	0.2900
22	0.050	1.00	1.50	16.58	16.9326	16.8756	-0.2956
23	0.050	1.00	1.50	18.80	16.9326	16.8756	1.9244
24	0.050	1.00	1.50	15.70	16.9326	16.8756	-1.1756
25	0.050	1.50	0.50	6.44	6.1971	6.1401	0.2999
26	0.050	1.50	0.50	6.39	6.1971	6.1401	0.2499
27	0.050	1.50	0.50	5.82	6.1971	6.1401	-0.3201

Fig. 1. Geometrical elements of the machined surface: a_e – width of cut, a_p – depth of cut, ch – cusp height, D – tool diameter, D_{ef} – effective tool diameter, R – toll radius



3. Response surface method

Response surface method was used to establish the mathematical relationship between the response – cusp height and the various machining parameters – depth of cut, width of cut and curvature of the work surface. Mathematical model based on the response surface of the second order was used to express

effect of milling process on cusp height. The cusp height was measured by portable surface roughness tester SurfTest SJ-301. Virtual machining was carried out in terms of the Taguchi L27 experimental design. Factors affecting the quality of machined surface are shown in Fig. 2. Taguchi designs are based on a fact that not all factors that cause variability can be controlled in practice and these uncontrollable factors are referred to as noise factors. Taguchi designs attempt to identify controllable factors (control factors) that minimize the effect of the noise factors. During experimentation, noise factors are manipulated to make variability occur and then to find optimal control factor settings that make the process or product robust, or resistant to variation from the noise factors. Figure 3 shows the main effect plot form for milling of the variable shape of the machined surface. Basically, an increase in width of cut makes the cusp height increase. Factors that affect the mean response are depth of cut, width of cut and curvature of the machined surface and they are shown in Table 3.

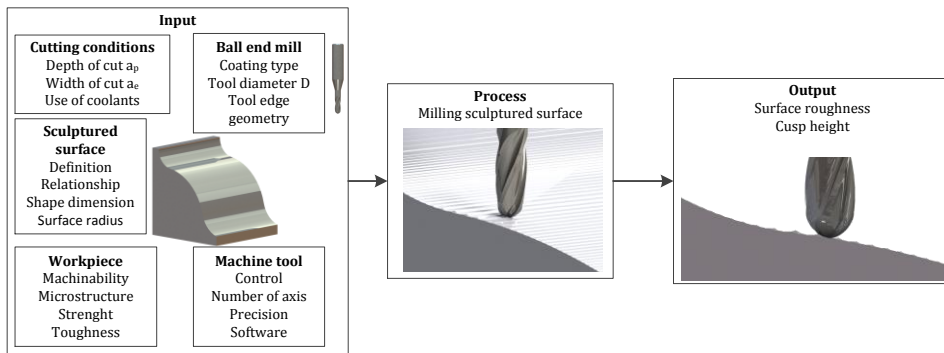


Fig. 2. Factors affecting the quality of the product

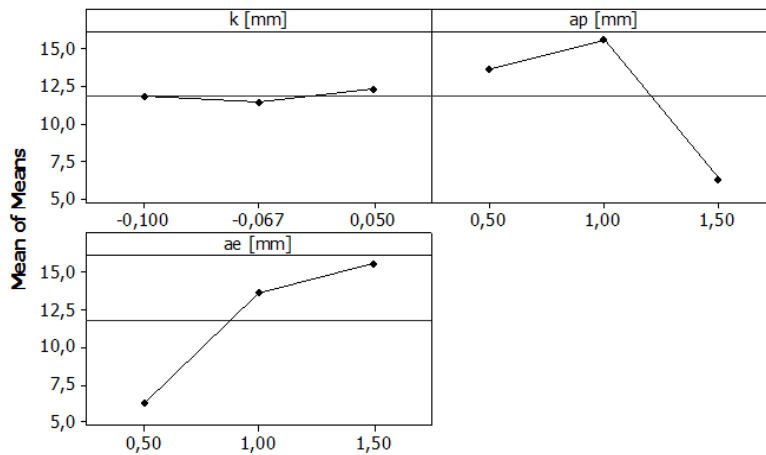


Fig. 3. Main effects plot for means by Taguchi

Experiments were performed as ball-end milling of the test sample 80 x 50 x 30 mm. The tool used is 8 mm diameter carbide ball-end mill with two flutes (Iscar tools). The data given in the Table 3 are analyzed by using a software package MiniTab 16. The regression analysis and its coefficients is presented in Table 4. Expressions in Table 5 are used as the initial model and they include all the linear, square and interactions terms. The empirical equation for predicting the initial cusp height ch is:

$$ch = 6,66 + (-19,408 \cdot k) + (-3,342 \cdot a_p) + (8,247 \cdot a_e) + (111,192 \cdot k^2) + (8,108 \cdot k \cdot a_p) + (20,408 \cdot k \cdot a_e) \quad (2)$$

R-Sq(adj) is indicating that our model can predict within 91,72% accuracy. The empirical equation for predicting the improved cusp height ch is:

$$ch = 7,111 + (-24 \cdot k) + (-3,342 \cdot a_p) + (8,247 \cdot a_e) + (8,108 \cdot k \cdot a_p) + (20,408 \cdot k \cdot a_e) \quad (3)$$

Analysis of variance (ANOVA) in Table 5 lists the sources of variation, their degrees of freedom, the total sum of squares and the mean squares. The analysis of variance also includes the F-statistics and P-values. Use of these data is aimed to determine whether the predictors or factors are significantly related to the response. Use of the P-value aims to determine whether a factor is significant; typically compare against an alpha value of 0.05. If the P-value is lower than 0.05 then the factor is significant. Data from ANOVA are also used in the analysis of the regression and DOE. The initial model also indicates that the curvature of the machined surface is insignificant factor for having less influence on cusp height. Surface plot of cusp height in Fig. 4 shows the relation between two main factors a_p and a_e which depend the cusp height resulting from milling. The normal probability plot in Fig. 5 shows a clear pattern indicating that all the factors and their interaction given in Table 4 are affecting the cusp height. The so called versus fits in Figure 5 indicate that the maximum variation of -2 to 4 which shows the high correlation does exist between fitted value and observed value. Relations between various factors are shown in interaction plot for cusp height in Fig. 6. A desirability value d means $0 \leq d \leq 1$ and the value of d increases as the "desirability" of the corresponding response increases. The factor settings with maximum desirability are considered to be the optimal parameter conditions. It is revealed that highest desirability could be obtained at middle curvature (-0.0136 mm), high depth of cut (1.5 mm) and low width of cut (0.5 mm). The goal was to minimize the cusp height ($5.7516 \mu\text{m}$). The desirability of optimization has been calculated as 1.00 all the parameters are within their working range. The differences between measured and predicted responses cusp height for ball nose end milling process are illustrated in Fig. 7. The samples from end-ball milling process are shown in Fig. 8.

Table 3. Response table for means

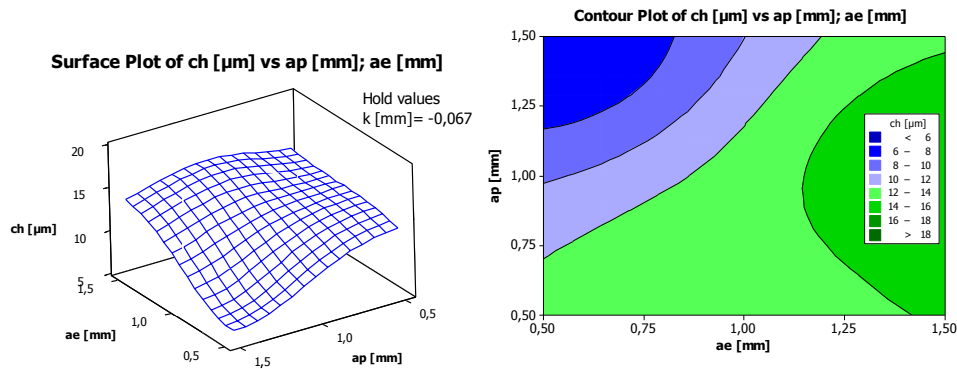
Level	k [mm]	a_p [mm]	a_e [mm]
1	11.767	13.669	6.286
2	11.454	15.566	13.669
3	12.299	6.286	15.566
Delta	0.844	9.280	9.280
Rank	3	1.5	1.5

Table 4. Estimated regression coefficients for cusp height

Term	Coef	SE Coef	T value	P value
Constant	7.111	1.3799	5.123	0.000
k	-24.000	18.3367	-1.309	0.205
a_p	-3.342	0.7806	-4.281	0.000
a_e	8.247	0.7806	10.565	0.000
$k \cdot a_p$	8.108	10.3728	0.782	0.443
$k \cdot a_e$	20.408	10.3728	1.967	0.062
$S = 1.22642$	PRESS = 52.3959		-	
$R\text{-}Sq = 93.31\%$	$R\text{-}Sq(\text{pred}) = 88.91\%$		$R\text{-}Sq(\text{adj}) = 91.72\%$	

Table 5. Analysis of variance for cusp height

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F value	P value
Regression	5	440.872	440.872	88.174	58.62	0
Linear	3	434.968	351.887	117.296	77.98	0
Interaction	2	5.904	5.904	2.952	1.96	0.165
Residual Error	21	31.586	31.586	1.504	-	-
Total	26	472.458	-	-	-	-

Fig. 4. Surface and contour plot of cusp versus both a_e and a_p

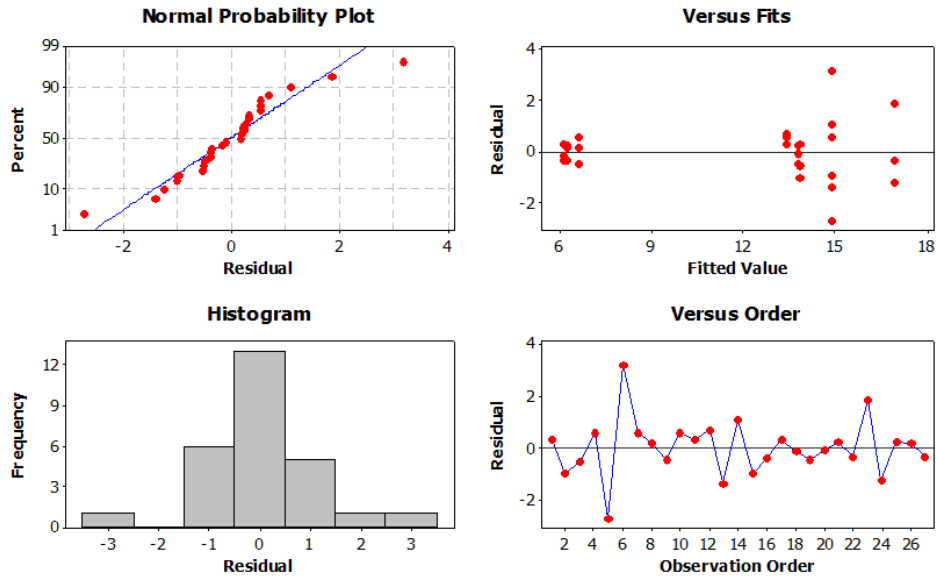


Fig. 5. Residual plots for cusp height

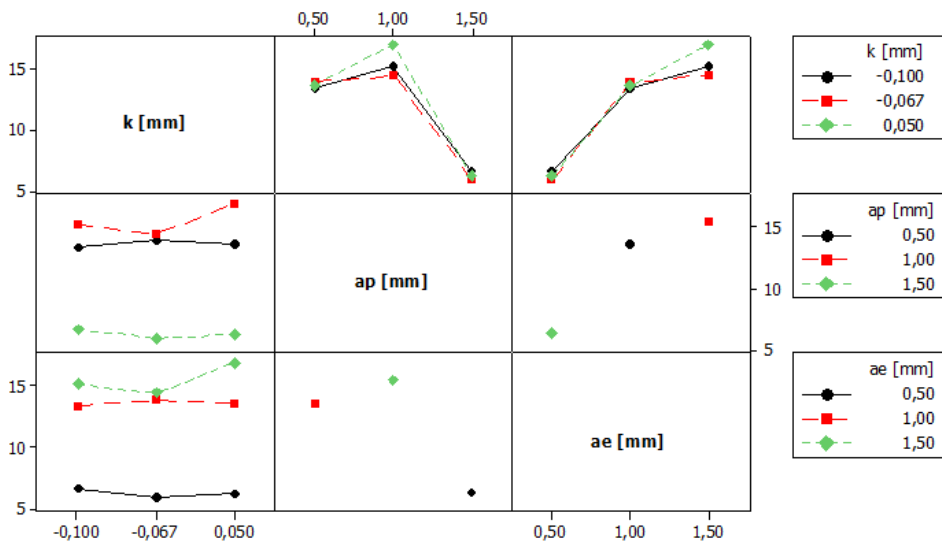


Fig. 6. Interaction plot for cusp height

A desirability value d means $0 \leq d \leq 1$ and the value of d increases as the “desirability” of the corresponding response increases. The factor settings with maximum desirability are considered to be the optimal parameter conditions.

It is revealed that highest desirability could be obtained at middle curvature (-0.0136 mm), high depth of cut (1.5 mm) and low width of cut (0.5 mm). The goal was to minimize the cusp height (5.7516 μm). The desirability of optimization has been calculated as 1.00 all the parameters are within their working range. The differences between measured and predicted responses cusp height for ball nose end milling process are illustrated in Fig. 7. The samples from end-ball milling process are shown in Fig. 8.

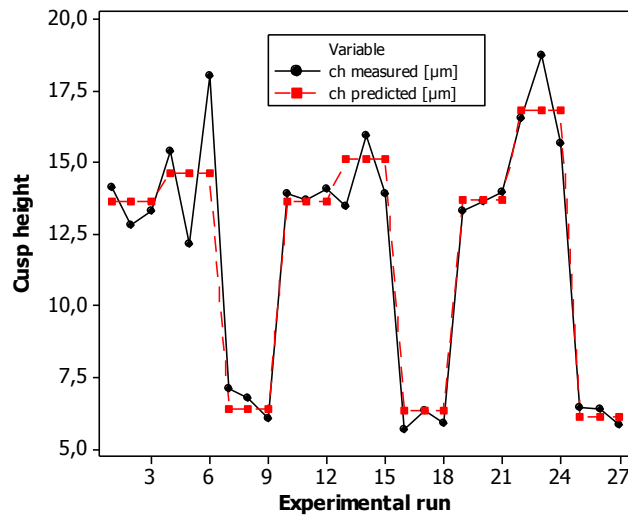


Fig. 7. Comparison of measured and modeled values for the cusp height

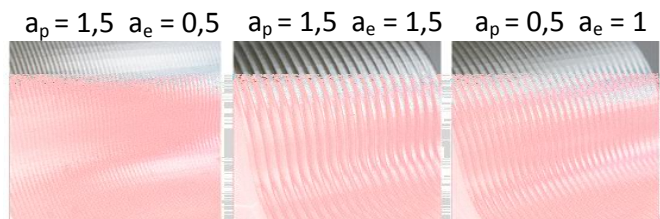


Fig. 8. Manufactured samples

4. Conclusion

Step over or width of cut affects the cusp height. Cusp height is the theoretical surface finish produced by successive tool paths made by a radius tool. Larger step over or a smaller cutter diameter produces a larger cusp height; i.e. a rougher finish. For the best surface finish, the use of the largest diameter tool is

possible at the lowest practical width of cut. Path-interval cusp height can be reduced by reducing the pick value between cutting paths. The reduced pick between cutting paths, however, increased number of the cutting paths. The use of modern high-speed cutting technology makes it possible to increase feed rate and feed per tooth without increasing machining time. The highest cusp height was achieved in joining circle. In finishing operations of sculptured surfaces by milling with three axis machines it is possible to achieve a better surface finish (roughness and cusp height) and a lower machining time when using the ball nose milling cutters.

References

- [1] Arizmendi M., Fernández J., Lacalle L.N.L., Lamikiz A., Gil A., Sánchez J.A., Campa F.J., Veiga F.: Model development for the prediction of surface topography generated by ball-end mills taking into account the tool parallel axis offset, Experimental validation, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 57 (2008), 101-104.
- [2] Chen J.-S., Huang Y.-K., Chen M.-S.: A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 45 (2005), 1077-1084.
- [3] Iqbal A., Ning H., Khan I., Liang L., Dar N.U.: Modeling the effects of cutting parameters in MQL-employed finish hard-milling process using D-optimal method, *J. Mat. Proc. Technol.*, 199 (2008), 379-390.
- [4] Feng H.-Y., Huiwen L.: Constant scallop-height tool path generation for three-axis sculptured surface machining, *Computer-Aided Design*, 34 (2002), 647-654.
- [5] Chuang C.-M., Yau H.-T.: A new approach to z-level contour machining of triangulated surface models using fillet end mills, *Computer Aided Design*, 37 (2005), 1039-1051.
- [6] Cao L.-X., Gong H., Liu J.: The offset approach of machining free form surface: Part 1: Cylindrical cutter in five-axis NC machine tools, *J. Mat. Proc. Technol.*, 174 (2006), 298-304.
- [7] Lartigue C., Thiebaut F., Maekawa T.: CNC tool path in terms of B-spline curves, *Computer Aided Design*, 33 (2001), 307-319.
- [8] López de Lacalle L.N., Lamikiz A., Sánchez J.A., Arana J.L.: Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies, *J. Mat. Proc. Technol.*, 123 (2002), 292-302.
- [9] Mizugaki Y., Kikkawa K., Terai H., Hao M.: Theoretical estimation of machined surface profile based on cutting edge movement and tool orientation in ball-nosed end milling, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 52 (2003), 49-52.
- [10] Quinsat Y., Sabourin L., Lartigue C.: Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter, *J. Mat. Proc. Technol.*, 195 (2008), 135-143.

Acknowledgement

Presented results have been achieved within 1/0500/12 VEGA Project: Research on Quality Improvement when Milling Formed Surfaces by Advanced Coated Tools, supported by Ministry of Education, Science, Research and Sports of Slovakia.

BADANIE WYSOKOŚCI ŚLADU OBRÓBKOWEGO PODCZAS OBRÓBKI FREZEM PALCOWYM POWIERZCHNI KSZTAŁTOWYCH

Streszczenie

W pracy przedstawiono model wysokości śladu obróbkowego w procesie obróbki frezem palcowym o zarysie kulistym. W wielu operacjach frezowania narzędzie wykonuje stopniowe ruchy, tworząc przylegające do siebie ślady obróbkowe. W rezultacie, jeżeli obróbka odbywa się frezem palcowym o zarysie kulistym, po obróbce pozostają małe występy materiału na krawędziach sąsiednich śladów obróbkowych. Procedura ta przedstawia zastosowanie oprogramowania do oceny wysokości zarysu śladu obróbkowego w procesie frezowania. Wysokość występow jest badana na powierzchniach mających różny wskaźnik krzywizny i różną orientację. Opracowano matematyczny model do przewidywania występow obróbkowych w odniesieniu do osiowych i promieniowych głębokości skrawania, krzywizny powierzchni i średnicy narzędzia. Zastosowana technika DOE Taguchiego wyznacza wartości parametrów procesu, które prowadzą do najkrótszego czasu obróbki i osiągnięcia pożądanego tekstury powierzchni.

Słowa kluczowe: frazowanie, warunki skrawania, wysokość występu, tekstura

DOI:10.7862/rm.2013.18

Otrzymano/received: 10.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.07.2013

Jan ZIOBRO¹

WIELOOSIOWA ANALIZA NAPRĘŻEŃ I ODKSZTAŁCEŃ GUMY NA BAZIE KAUCZUKU NATURALNEGO NR

Praca prezentuje znaczenie wykonywania analizy wieloosiowego stanu naprężenia i odkształcenia. Scharakteryzowano metodę i modele stosowane do analizy wieloosiowego rozciągania materiałów elastycznych. Różnorodność metod i modeli jest wynikiem braku odpowiednich unormowań. Z zaprezentowanych modeli oceny obciążeń i odkształceń wykorzystano model tarczowy z wycięciami. Jako materiał do badań użyto próbkę gumy naturalnej o twardości 55ShA w kształcie tarczy z 16 otworami. Model geometryczny utworzono w środowisku Autodesk Inventor. Następnie do dyskretyzacji modelu wykorzystano program MSC.Patran. Ponadto przeprowadzono analizę porównawczą MES w programie MSC.Marc. Na podstawie analizy numerycznej można stwierdzić, że pomiar grubości próbki nie jest konieczny w cyklu badawczym dla każdego punktu pomiarowego. Na podstawie przeprowadzonej analizy sformułowano wnioski o charakterze użytkowym. Techniczne znaczenia wykonywania takich badań jest znacznie ważniejsze. Daje to bardziej wiarygodne wyniki niż popularny test dwuosiowego rozciągania. Przeszkodą w stosowaniu tych metod badań na skalę przemysłową może być większy stopień złożoności metody i konieczność zastosowania odpowiedniej aparatury badawczej.

Słowa kluczowe: MES, guma, model materiałowy, próba rozciągania

1. Wprowadzenie

Do podstawowych metod określających właściwości mechaniczne materiałów należy próba rozciągania. Badania takie mają na celu określenie właściwości wytrzymałościowych. Do najważniejszych można zaliczyć: wytrzymałość na rozciąganie/ściskanie/ścinanie, naprężenie przy danym wydłużeniu (dla modułu M, np. M100, M300), wydłużenie przy danej wartości naprężenia, wartości wydłużeń przy zerwaniu (maksymalnych), pomiar naprężeń i odkształceń przy odkształceniu trwałym (plastycznym). W zależności od kierunku działającego obciążenia badania na rozciąganie klasyfikuje się na jedno- i wieloosiowe. Wybór metody badania powinien odzwierciedlać najbardziej zbliżone warunki dzia-

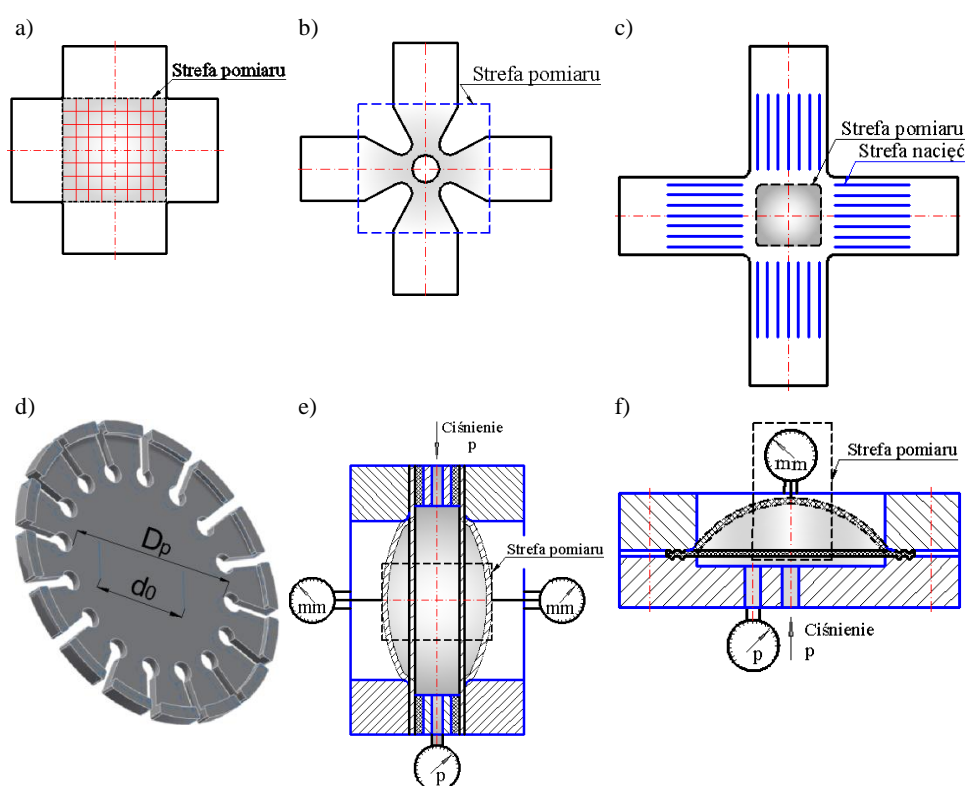
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Jan Ziobro, Państwowa Wyższa Szkoła Zawodowa w Sanoku, ul. Mickiewicza 21, 38-500 Sanok, tel.: +48 134655981, e-mail: jziobro@pwsz-sanok.edu.pl

łania w stosunku do rzeczywistego stanu obciążenia. Jeżeli na element konstrukcji działają tylko siły rozciągające lub ściskające, wówczas wystarczy przeprowadzić badanie dla jednoosiowego stanu obciążenia. Przykładami takiego stanu mogą być: elementy kratownic, pręty, belki itp. Badanie to jest stosunkowo proste, szybkie, a zastosowana aparatura jest znacznie tańsza i mniej skomplikowana niż w innym przypadku. Dlatego badanie jednoosiowego stanu obciążenia w porównaniu z innymi metodami jest najczęściej stosowane [1].

W przypadku materiałów, które w warunkach rzeczywistych pracują w wieloosiowych stanach naprężenia (np. folie, tkaniny, wyroby wykonane z gumy, tworzyw sztucznych i metali), najlepiej jest przeprowadzić badania, gdzie obciążenia (rozciągające, ściskające, skręcające) działają w przynajmniej dwóch osiach. Taka próba jest bardziej miarodajna i lepiej odzwierciedla możliwe zachowanie danego materiału w warunkach rzeczywistych [2-4]. Istnieje wiele metod i odmian związanych z charakteryzowaniem wieloosiowego stanu obciążenia i odkształcenia materiałów. Ta różnorodność metod jest wynikiem braku odpowiedniej normy precyzującej szczegółowe warunki przeprowadzania takich badań. Jednym z nich jest dwuosiowa próba rozciągania. Kształt próbek przeznaczonych do tych badań przedstawiono na rys. 1. W badaniach materiałów, takich jak: tkaniny i materiały skóropodobne, tworzywa polimerowe, niektóre metale, zaleca się stosować model próbki przedstawiony na rys. 1a [5]. Model próbki przedstawiony na rys. 1b [6] bywa stosowany do badania elastomerów od małej do średniej odkształcalności. Na rysunku 1c przedstawiono model krzyżowy z odpowiednimi wycięciami [7, 8]. Może on być stosowany w badaniu materiałów gumowych do dużych odkształceń. Zachowanie materiałów elastycznych i hiperelastycznych, takich jak elastomery (guma), najlepiej jest opisać z zastosowaniem modelu przedstawionego na rys. 1d [9]. Charakterystykę wieloosiowego stanu naprężenie-odkształcenie panujące w takich wyrobach, jak: membrany, rury, tuleje, węże itp., zaleca się opisywać, stosując modele przedstawione na rys. 1a-f [10-15]. Czynnikiem powodującym odkształcenie badanej próbki jest podawane kontrolowane ciśnienie.

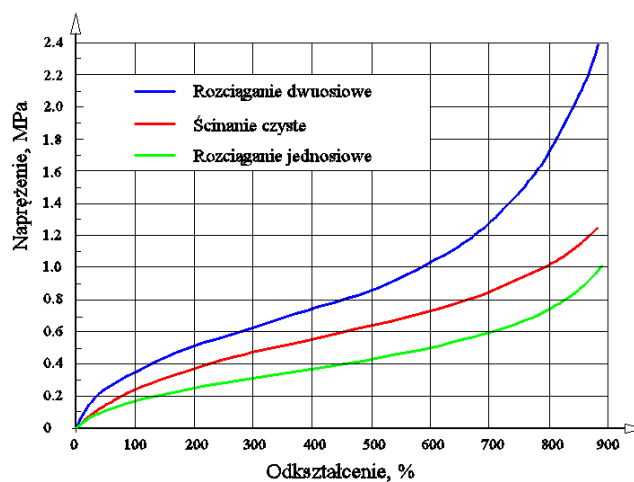
Analiza literatury nie dostarcza jednoznacznej odpowiedzi na temat warunków oraz właściwych i uniwersalnych metod przeprowadzania wieloosiowego rozciągania materiałów. Charakter różnic związanych ze stosowaniem typów badań i stanów obciążeń najlepiej oddają wykresy przedstawione na rys. 2. [9]. Przyjęcie ostatecznego przebiegu wykresu do opisu stałych materiałowych zaleca się dokonać po 7-10 cyklach obciążania i odciążania. Ta liczba cykli jest wymagana ze względu na występujące zjawisko Mullinsa [16]. Efektem tego jest występowanie trwałego wydłużenia gumy pod stałymi wartościami obciążeń (rys. 3.). W związku z tym po wykonaniu tych wymaganych serii obciążenie-odciążenie następuje stabilizacja trwałego wydłużenia. Na rysunku 3. przedstawiono charakterystykę przemieszczeń dla jednego (początkowego) cyklu w próbie dwuosiowego rozciągania dla gumy na bazie kauczuku naturalnego NR o twardości 55 ShA. Pole zawarte pomiędzy krzywymi nazywa się pętlą histere-

zy (rys. 3.), która określa miarę energii mechanicznej zamienianej na energię cieplną. Małym polem pętli histerezy odpowiada mniejsze nagrzewanie się wyrobu podczas jego pracy. Właściwość tę stosuje się w materiałach przeznaczonych na opony pojazdów samochodowych, pierścienie uszczelniające (O-ringi, simmeringi) itp. Zaletą stosowania materiałów o dużej histerezie jest kumulacja lub łagodzenie: drgań, wstrząsów i uderzeń, hałasu. Mają one zastosowanie w takich wyrobach, jak: amortyzatory, tłumiki drgań, warstwy antywibracyjne i wyciszające itp. Na podstawie wielkości histerezy można również prognozować ilość lub rodzaj zastosowanego napełniacza.



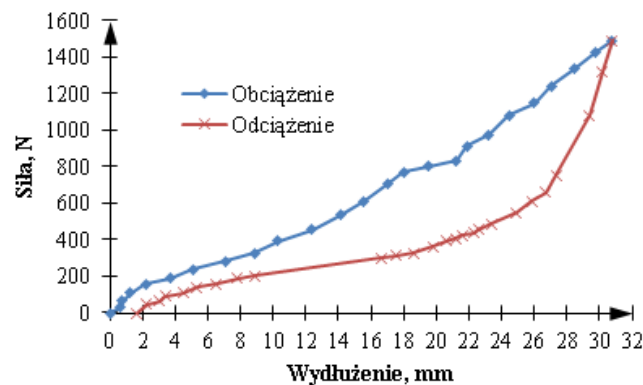
Rys. 1. Przykłady próbek stosowanych w badaniu wieloosiowego rozciągania materiałów elastycznych: a) krzyżowa krótka (tkaninowych i skóropodobnych), b) krzyżowa z wycięciami i otworem (polimerów TPE, elastomerów), c) krzyżowa z nacięciami (elastomerów, gumy), d) krążkowa z otworami i wycięciami, e) rurowa (elastomerów rurowych, gumy), f) membranowa (elastomery krążkowe, guma), na podstawie [5-15]

Fig. 1. Examples of samples used in the testing of multi-axial stretching elastic materials: a) cross-short (fabric and leather-like), b) cross-shaped cutouts and the hole (TPE polymers, elastomers), c) cross-shaped slits (elastomer rubber), d) disc with holes and cutouts, e) tubular (pipe elastomers, rubber), f) membrane (disc elastomers, rubber), on the base [5-15]



Rys. 2. Porównanie przebiegu krzywych w próbie rozciągania i ścinania, na podstawie [6]

Fig. 2. Comparison of the curves in the tensile test and shear, on the base [6]



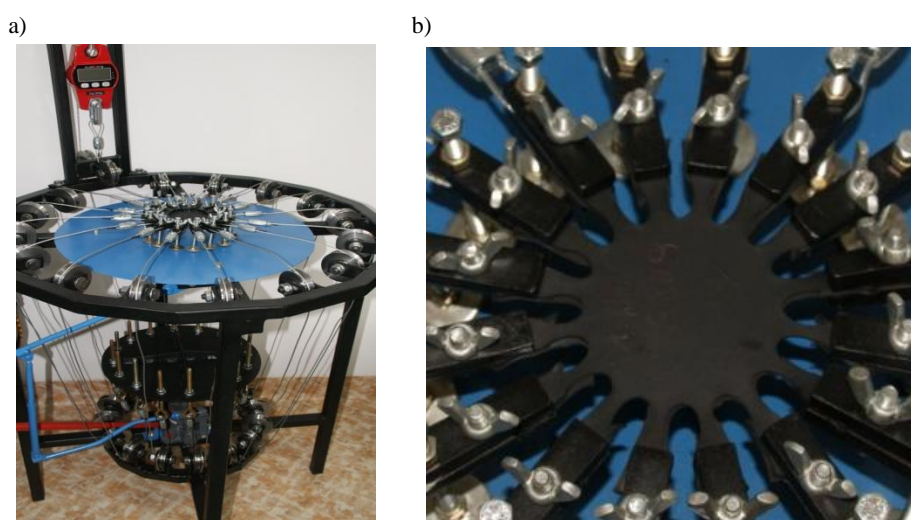
Rys. 3. Przykład pętli histerezy i zjawiska Mullinsa dla gumy NR 55

Fig. 3. An example of the hysteresis loop and the Mullins phenomenon for rubber NR 55

2. Opis eksperymentu

Materiałem badań jest próbka w kształcie krążka z 16 otworami i charakterystycznymi wycięciami o średnicy zewnętrznej $d = 75$ mm i grubości $g = 2$ mm (rys. 1d). Próbkę wykonano z gumy na bazie kauczuku naturalnego NR o twardości 55 ShA. Ma ona dwa specjalne liniowe znaczniki pomiarowe. Pomiędzy

nimi wykonuje się pomiar odległości d_0 podczas przebiegu próby rozciągania. Jednocześnie dokonuje się pomiaru wartości średnicy pomiędzy otworami D_p . W celu łatwego określenia wymaganych współczynników materiałowych w modelach hiperelastyczności zaprojektowano i wykonano maszynę wytrzymałościową do badania dwuosowego stanu rozciągania materiałów elastycznych. Ogólny jej widok przedstawiono na rys. 4a. Próbkę z wycięciami, przedstawioną na rys. 1d, mocuje się w 16 uchwytach maszyny (rys. 4b). Podczas obciążania wartość siły odczytuje się z dynamometru. Widok zamocowanej próbki i poddanej rozciąganiu zaprezentowano na rys. 4b.



Rys. 4. Widok: a) urządzenia, b) obciążonej próbki

Fig. 4. View: a) the device, b) the loaded sample

Model geometryczny krążka 3D utworzono w programie Autodesk Inventor i wyeksportowano do programu MSC.Patran, stosując format wymiany danych Parasolid *.x_t. W systemie MSC.Patran dokonano dyskretyzacji oraz optymalizacji utworzonej struktury węzłów i elementów [17]. Tak przygotowany model wyeksportowano do programu MSC.Marc, w którym wykonano obliczenia metodą MES. Metodykę przygotowania modelu dyskretnego do obliczeń numerycznych przedstawiono w [1]. W arkuszu kalkulacyjnym Excel dokonywano niezbędnych obliczeń na podstawie doświadczalnej publikacji formuły [9]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i &= \frac{16F_i}{\pi D_p t} \\ \varepsilon_i &= \frac{D_i - d_0}{d_0} \end{aligned} \right\}$$

gdzie: i – numer punktu pomiarowego,

F_i – siła w jednej linie,

d_0 – odległość początkowa pomiędzy znacznikami,

t – grubość próbki,

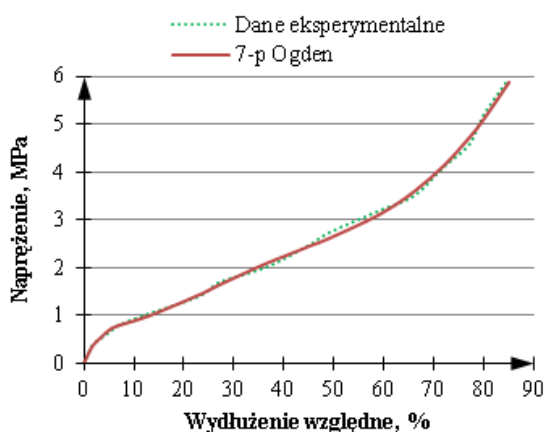
ε_i – odkształcenie (wydłużenie) względne,

D_i – odległość pomiędzy znacznikami odkształconej próbki,

D_p – średnica początkowa pomiędzy dwoma otworami.

3. Wyniki badań i dyskusja

Korzystając z uzyskanych wyników badań eksperymentalnych, wykonano wykresy przemieszczeń (rys. 3. i 5.) oraz przygotowano odpowiednie dane eksperymentalne do programu MSC.MARC. W środowisku MSC.Marc dokonywano dopasowywania danych eksperymentalnych do obliczeniowych matematycznych modeli materiałowych. Najlepsze dopasowanie krzywej do danych eksperymentalnych osiągnięto dzięki siedmioparametrowej postaci modelu Ogdena. Postać graficzną tego działania przedstawiono na rys. 5. W tabeli 1. podano postać analityczną oraz współczynniki materiałowe modelu Ogdena [18, 19].



Rys. 5. Porównanie danych eksperymentalnych z obliczeniowymi dla gumy NR55

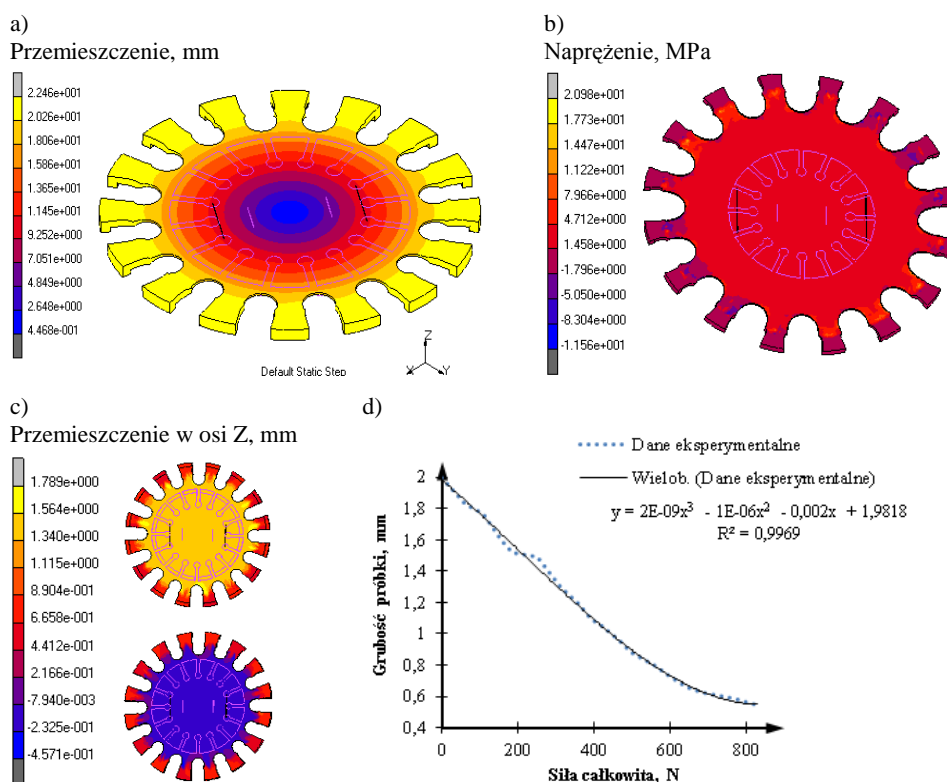
Fig. 5. Comparison of the experimental data with the calculation for the rubber NR 55

Zespół danych materiałowych w modelach hiperelastycznych stanowi kluczowe znaczenie w prowadzeniu symulacji numerycznych metodą MES. Mając ustalony model matematyczny wraz z jego wymaganymi współczynnikami, wykonano analizę porównawczą MES w aplikacji MSC.Marc. W analizie zastosowano metodę obliczeń nieliniowych oraz procedurę dużych przemieszczeń. Przyjęto warunki brzegowe identyczne z tymi zastosowanymi we wcześniejszym eksperymencie. Na rysunku 6a przedstawiono próbkę nieodkształconą oraz obraz przemieszczeń całkowitych próbki odkształconej. W środkowej części są widoczne liniowe znaczniki pomiarowe. Stan naprężeń rozciągających odzwierciedlono na rys. 6b. Ze względu na wieloprofilowy kształt modelu stan obciążeń

Tabela 1. Model Ogdena i jego współczynniki

Table 1. Ogden model and his coefficients

Współczynniki modelu			Model analityczny Ogdena
n	α_n	μ_n [MPa]	$W = \sum_{i=1}^N \frac{\mu_n}{\alpha_n} \left[J^{\frac{-\alpha_n}{3}} \left(\lambda_1^{\alpha_n} + \lambda_2^{\alpha_n} + \lambda_3^{\alpha_n} \right) - 3 \right] + 4,5K \left(J^{\frac{1}{3}} - 1 \right)^2$ $J = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3$ <p>gdzie: α_n, μ_n – stałe materiałowe, W – energia odkształcenia, λ – stopień wydłużenia, J – współczynnik objętościowy, K – moduł ściśliwości (w tym przypadku $K = 882$ GPa)</p>
1	0.162	14.445	
2	3.820	-35.154	
3	-2.239	-11.685	
4	0.945	51.145	
5	6.170	16.321	
6	-3.218	11.737	
7	-0.279	-11.336	



Rys. 6. Obraz: a) przemieszczeń całkowitych, b) naprężeń, c) przemieszczeń w osi Z (dolna i górna strona), d) zmian krzywej grubości

Fig. 6. Image: a) total displacement, b) stress, c) displacement in the Z-axis (lower and upper side), d) changes in the thickness of the curve

w tych profilach nie ma istotnego znaczenia. Rozpatrywana i ważna strefa oraz stan naprężeń znajdują się w środkowej części krążka. W wyniku rozciągania model znacznie zmniejszył swoją grubość kosztem odpowiedniego wydłużenia. Na rysunku 6c przedstawiono charakter zmian grubości próbki. Jej wartości można określić na podstawie map przemieszczeń warstw zewnętrznych (górných i dolnych) w osi Z. Krzywą zmian grubości krążka poddanego obciążeniu układem sił odzwierciedlono na rys. 6d. Dopasowano również krzywą do danych eksperymentalnych oraz podano równanie regresji i wartość współczynnika korelacji.

Na podstawie analizy rys. 6c i d można stwierdzić, że w warstwach środkowych nie zachodzą nagłe zmiany wymiaru grubości badanego krążka. Zmiana jej wymiarów ma zatem charakter izotropowy. Jest ona uzależniona od rodzaju materiału i układu obciążającego.

4. Podsumowanie

Spośród przedstawionych metod służących do oceny dwuosowego stanu odkształceń wybrano model krążkowy z wycięciami. Kierowano się przede wszystkim prostą formą określania wartości siły obciążającej i charakterystycznych odległości. Istotnym kryterium była dostępność próbek do badań. Ważne jest, aby krążki do tych badań nie zawierały żadnych widocznych wad powierzchniowych. Należy sprawdzić poprawność zamocowania oraz napięcia w linkach. Zaleca się wykonywać punkty pomiarowe w jednakowych przedziałach czasowych, co pozwoli zminimalizować błędy wskazań. W celu ograniczenia wpływu efektu Mullinsa należy wykonać 7÷10 próbnych odkształceń, stopniowo zwiększając wartość siły obciążającej. Przed każdym cyklem odciążania należy zastosować chwilowy przestój. W fazie dopasowania danych eksperymentalnych do numerycznego modelu obliczeniowego metodą MES należy dążyć do uzyskania możliwie najmniejszego błędu tego działania. Na podstawie analizy numerycznej można stwierdzić, że pomiar grubości próbki nie jest konieczny w cyklu badawczym dla każdego punktu pomiarowego. Wystarczające jest podanie wartości grubości początkowej.

Istotnym utrudnieniem w wykonywaniu prób rozciągania przy obciążeniu wieloosiowym jest brak właściwych uregulowań prawnych. Wydaje się jednak, że techniczne znaczenie przeprowadzania takich badań jest o wiele ważniejsze. Daje ono bardziej miarodajne wyniki niż rozpowszechniona próba jednoosiowego rozciągania. Przeszkodą w korzystaniu z tej metody badań w skali przemysłowej może być większy stopień skomplikowania metody i zastosowania odpowiedniej aparatury badawczej.

Literatura

- [1] Ziobro J., Marciniec A.: Projektowanie form wtryskowych do elastomerów, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2012.
- [2] Krywult B., Frącz W.: Programy CAE (Computer Aided Engineering) – moduły wspomagające obliczenia konstrukcyjne wyrobów, *Plastics Rev.*, 36 (2004), 56-59.
- [3] Frącz W., Trzepieciński T.: Optymalizacja i prognozowanie deformacji wyrobów wtryskowych, *Przetwórstwo Tworzyw*, 16 (2010), 292-301.
- [4] Frącz W.: The warpage optimization of the micro cellular injection molded part by the Taguchi method, *Progressive Technologies and Materials*, t. 3A, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2009, 5-17.
- [5] Deju Zhua et al.: Mechanical behaviors of Kevlar 49 fabric subjected to uniaxial, biaxial tension and in-plane large shear deformation, *Composites Sci. Technol.*, 74 (2013), 121-130.
- [6] Ognedal A.S. et al.: Experimental and numerical study on the behaviour of PVC and HDPE in biaxial tension, *Mech. Materials*, 54 (2012), 18-31.
- [7] Hanabusaa Y. et al.: Numerical verification of a biaxial tensile test method using a cruciform specimen, *J. Mat. Proc. Technol.*, 213 (2013), 961-970.
- [8] Galliot C., Luchsinger R.H.: Uniaxial and biaxial mechanical properties of ETFE foils, *Polymer Testing*, 30 (2011), 356-365.
- [9] MSC.Software Corporation. Nonlinear finite element analysis of elastomers. Technical Paper. Help, 103_elast_paper.pdf.
- [10] Feifei Zhang et al.: Overview on constitutive modeling for hydroforming with the existence of through-thickness normal stress, *J. Mat. Proc. Technol.*, 212 (2012), 2228-2237.
- [11] Kuwabara T., Sugawarab F.: Multiaxial tube expansion test method for measurement of sheet metal deformation behavior under biaxial tension for a large strain range, *Int. J. Plasticity*, 45 (2013), 103-118.
- [12] Schmidta A. et al.: Multiaxial deformation and failure of acrylic elastomer membranes, *Sensors and Actuators A: Physical*, 174 (2012), 133-138.
- [13] Sasso M. et al.: Characterization of hyperelastic rubber-like materials by biaxial and uniaxial stretching tests based on optical methods, *Polymer Testing*, 27 (2008), 995-1004.
- [14] Muammer Koç. et al.: An experimental study on the comparative assessment of hydraulic bulge test analysis methods, *Materials & Design*, 32 (2011), 272-281.
- [15] Yanfen Zhoua et al.: Multi-axial fatigue in magnetorheological elastomers using bubble inflation, *Materials & Design*, 50 (2013), 68-71.
- [16] Chagnona G. et al.: Development of new constitutive equations for the Mullins effect in rubber using the network alteration theory, *Int. J. Solids Structures*, 43 (2006), 6817-6831.
- [17] Ziobro J., Marciniec A.: Zastosowanie narzędzi CAx w projektowaniu form wtryskowych, *Polimery*, 55 (2010), 877-882.
- [18] MSC.Software Corp. Introduction to MSC.Marc and Mentat. MAR101 Course Notes. Help, mar101.pdf.

- [19] Ziobro J.: Analysis of the V-ribbed belt, Int. Sci. Conf. PRO-TECH-MA, Herłany 2012, 464-471.

MULTIAXIAL STRESS AND STRAIN ANALYSIS OF THE RUBBER BASED ON THE NATURAL RUBBER NR

Abstract

This paper presents the importance of performing multiaxial stress and strain state analysis. Method and presented models for the analysis of multiaxial tensile elastic materials were characterized. The variety of methods and models is the result of the lack of appropriate legislation. From the presented methods for the assessment of loads and strains the disk model with cut-outs has been used. The material of the study was the sample of rubber based on natural rubber with a hardness of 55ShA in the shape of the disc with 16 holes. In environment of the Autodesk Inventor, the geometric model has been created. Next, discretization of this model in the MSC.Patran software has been made. The comparative analysis of the FEM in the MSC.Marc application also has been done. On the basis of the numerical analysis it can be concluded that the measurement of the thickness of the sample is not necessary in the test cycle for each data point. A set of conclusions of utilitarian character has been formulated on the basis of the conducted analysis. Technical importance of carrying out such researches is much more significant. It gives more reliable results than popular uniaxial tensile test. The obstacle in applying these test methods on industrial scale can be a greater degree of complexity of the method and necessity of application of appropriate research equipment.

Key words: FME, rubber, material model, tension test

DOI:10.7862/rm.2013.19

Otrzymano/received: 10.05.2013

Zaakceptowano/accepted: 25.07.2013

Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących będzie opublikowana w czwartym numerze Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika 85(4/13) oraz na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
5. Instrukcja dla autorów omawiająca szczegółowo strukturę artykułu, jego układ, sposób przygotowywania materiału ilustracyjnego i piśmiennictwa jest zamieszczona na stronach internetowych:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>
oraz
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
w zakładce „Instrukcja dla autorów”.
6. Dane kontaktowe do redakcji czasopisma, adresy pocztowe i e-mail do przesłania artykułów oraz dane kontaktowe do wydawcy są podane na stronie internetowej (Komitet Redakcyjny):
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>