

*pod redakcją
Grzegorza Samołyka*

PRO-TECH-MA 2010

PROGRESYWNE TECHNOLOGIE I MATERIAŁY



**Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
Lublin 2010**

ISBN 978-83-7497-094-5

PRO-TECH-MA 2010

**PROGRESYWNE TECHNOLOGIE
I MATERIAŁY**

pod redakcją
Grzegorza Samołyka

PRO-TECH-MA 2010

Progresywne Technologie i Materiały

MONOGRAFIA 2010

Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
Lublin 2010

Zespół Naukowy:

Prof. dr hab. inż. Stanisław ADAMCZAK, Politechnika Świętokrzyska, Kielce (PL)
Dr.h.c. prof. Ing. Miroslav BADIDA, PhD., Technická univerzita v Košicach (SK)
Doc. Ing. Jozef BILLY, CSc., U. S. Steel Košice, s.r.o (SK)
Prof. Ing. Milan FOREJT, CSc., Vysoké učení technické v Brně (CZ)
Dr hab. inż. Andrzej GONTARZ, prof. PL, Politechnika Lubelska (PL)
Dr hab. inż. Eugeniusz HADASIK, prof. PS, Politechnika Śląska (PL)
Doc. Ing. Viliam HRNČIAR, CSc., Slovenská technická univerzita v Bratislave (SK)
Prof. dr hab. inż. Henryk KOPECKI, Politechnika Rzeszowska (PL)
Dr hab. inż. Krzysztof ŁUKASIK, Politechnika Lubelska (PL)
Prof. dr hab. inż. Jerzy ŁUNARSKI, Politechnika Rzeszowska (PL)
Prof. dr hab. inż. Tadeusz MARKOWSKI, Politechnika Rzeszowska (PL)
Prof. Ing. Jozef NOVAK-MARCINČIN, PhD., Fakulta výrobných technológií TU v Košiciach so sídlom v Prešove (SK)
Prof. dr hab. inż. Zbigniew PATER, Politechnika Lubelska (PL)
Prof. Dr Ing. Jozef PETERKA, Materiálovo technologická fakulta STU so sídlom v Trnave (SK)
Dr Miroslav PLANČAK, Fakultet Tehničkih Nauka, Univerzitet u Novom Sadu (RS)
Dr.h.c mult. prof. Ing. Juraj SINAY, DrSc., Technická univerzita v Košicach (YU)
Dr hab. inż. Janusz SIKORA, prof. PL, Politechnika Lubelska (PL)
Prof. Ing. Emil SPIŠAK, CSc., Technická univerzita v Košicach (SK)
Prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ, Politechnika Rzeszowska (PL)
Prof. dr Miklós TISZA, Miskolci Egyetem (H)
Prof. Ing. Milan TURŇA, CSc., Materiálovo technologická fakulta STU so sídlom v Trnave (SK)
Prof. dr hab. inż. Wiesław S. WEROŃSKI, Politechnika Lubelska (PL)

Wydano za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

**© Copyright by Politechnika Lubelska
Lublin 2010**

Zabrania się reprodukowania w każdej formie i za pomocą jakichkolwiek środków technicznych oraz rozpowszechniania całości lub fragmentów niniejszego opracowania bez zgody posiadacza praw autorskich

ISBN 978-83-7497-094-5

Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
20-950 Lublin, ul. Bernardyńska 13
e-mail: wydawnictwo@pollub.pl

wydanie elektroniczne (nośnik CD-ROM)
format ISO B5
nakład: 65 egz.

Spis treści

Słowo wstępne	7
1. Określanie rentowności produkcji jednostkowej i małoseryjnej mieszanej	9
J. Brzęczek	
2. Symulacje procesów formowania wtryskowego w komercyjnych programach CAE	16
W. Frącz	
3. Prognozowanie deformacji powtryskowych wyprasek za pomocą sztucznych sieci neuronowych	26
W. Frącz, T. Trzepieciński	
4. Formy pre výrobu výliskov z expandovaného polystyrénu	36
I. Gajdoš, E. Spišák	
5. Aplikácia neželezných materiálov pri výrobe tvárniacich nástrojov	42
F. Greškovič, E. Spišák, L. Dulebová	
6. Analiza numeryczna procesu nitowania nitom zrywalnym	50
P. Jakubczak, P. Kijańczuk, J. Bartnicki	
7. Evaluation Coefficient of Friction Tribological Pair of Plastic-Composite Coating	60
D. Jankura, P. Papcun, D. Draganovská	
8. Numeryczno-eksperymentalna analiza rozkładu naprężeń w zamkach łopatek maszyn wirnikowych	65
H. Kopecki, J. Zacharzewski	
9. Badanie wytrzymałości połączenia płyty z żebrami radiatora wykonanego metodą zaprasowania	70
M. Kowalik, P. Kapusta	
10. Analiza drgań swobodnych prostej próbki rurkowej	75
A. Pawłowicz, F. Stachowicz	
11. Optimization of helicopter one way clutch	84
M. Rejman, E. Rejman	

12. Oprządkowanie do kształtowania zwoju ślimaka narzędziem trzpieniowym	88
L. Skoczylas	
13. Zastosowanie modelu materiału Bodnera-Partoma w analizie problemów niesprężystych	93
A. Skrzat	
14. Evolution of Progressive Technologies in Joining Processes of Non ferrous Materials	98
L. Sobotová, E. Spišák	
15. Drawability Evaluation of AHSS Steels Used in Automotive Industry	109
E. Spišák, E. Evin, J. Slota, J. Hudák, L. Kaščák, M. Tomáš, J. Majerníková	
16. The Influence of Thickness and Production Process on Properties of Tinned Sheets	115
E. Spišák, J. Majerníková	
17. C-SiC Composite Materials Prepared by Reaction Infiltration	120
P. Švec	
18. Analiza procesu kucia piasty na młocie	126
A. Tofil	
19. Weld Joint Movement by Deep Drawing of Tailored Blank from High Strength Steel	134
P. Žitňanský, A. Schrek, P. Kostka	

Słowo wstępne

Pro-Tech-Ma (skrót od wyrażenia „Progresywne Technologie i Materiały”, z ang. „*Progressive Technologies and Materials*”) jest nazwą cyklicznej międzynarodowej konferencji naukowej, na której spotykają się od 15 lat pracownicy nauki z Polski południowo-wschodniej oraz Słowacji. Pierwsze takie spotkanie odbyło się w Herlnach koło Koszyc, natomiast ostatnie (ubiegłoroczne) miało miejsce w Bezmiechowej koło Leska. W bieżącym roku po raz pierwszy konferencja Pro-Tech-Ma zorganizowana została przez Politechnikę Lubelską, w malowniczej miejscowości Kazimierz Dolny nad Wisłą.

Celem konferencji niezmiennie jest prezentacja dorobku współpracujących ośrodków akademickich oraz wymiana informacji o aktualnie prowadzonych pracach naukowych, zarówno w zakresie opracowań teoretycznych, w tym symulacji numerycznej przy wykorzystaniu komercyjnych oraz własnych programów komputerowych, jak i realizowanych badaniach eksperymentalnych. Wymiana doświadczeń naukowych obejmuje zagadnienia poświęcone przede wszystkim najnowszym rozwiązaniom konstrukcyjnym i technologicznym z zakresu zarówno przeróbki plastycznej materiałów oraz zagadnieniom związanym z inżynierią materiałową.

Niniejsza monografia zawiera wybrane artykuły pozytywnie zrecenzowane, których tematyka dotyczy w szerokim rozumieniu:

- mechaniki procesów plastycznego kształtowania metali i tworzyw sztucznych;
- sposobów oceny właściwości mechanicznych materiałów oraz kryteriów ich doboru do wytwarzania narzędzi i części maszyn;
- nowoczesnych metod projektowania, badań eksperymentalnych i symulacji numerycznej procesów technologicznych;
- oraz problematyki ekonomii, ekologii oraz recyklingu.

W tym miejscu, chciałbym serdecznie podziękować (w imieniu organizatorów konferencji oraz własnym) wszystkim autorom artykułów, bez których niniejsza monografia by nie powstała, oraz komitetowi naukowemu, którego recenzje i uwagi przyczyniły się do powstania monografii w obecnej formie. Szczególne podziękowania kierowane są do prof. Emila Spiśaka – prorektora Politechniki w Koszycach, prof. Feliksa Stachowicza – prorektora Politechniki Rzeszowskiej oraz prof. Zbigniewa Patera – prorektora Politechniki Lubelskiej. Ich zandarzowanie w propagowanie konferencji Pro-Tech-Ma sprawił, że z roku na rok zwiększa ona swoje znaczenie w naszym środowisku naukowym.

Dr inż. Grzegorz Samołyk
Redaktor

Określanie rentowności produkcji jednostkowej i małoseryjnej mieszanej

Podstawowym problemem przedsiębiorstwa produkcji jednostkowej i małoseryjnej jest cykliczne przygotowywanie handlowych i operatywnych programów produkcyjnych i określanie ich rentowności oraz rentowności poszczególnych zleceń. Artykuł przedstawia i analizuje metody określania rentowności dla małych i średnich przedsiębiorstw produkcji metalowej realizujących produkcję jednostkową i małoseryjną. Autor prezentuje założenia wykorzystywanych metod określania rentowności spełniających jednocześnie przyjęte techniczne i ekonomiczne rozwiązania również wykorzystywanych również z zakresu rachunkowości.

Słowa kluczowe: określanie rentowności, jednostkowa i małoseryjna produkcja mieszana.

Wstęp

Czynnikiem decydującym o istnieniu przedsiębiorstwa i jego rozwoju jest pozyskiwanie i realizacja odpowiedniej ilości zamówień przy odpowiednio wysokiej rentowności. Zagrożeniami mogą być sezonowość realizowanej produkcji, konkurencja i ograniczona elastyczności wynikające z uwarunkowań technologicznych, organizacyjnych i finansowych. Aby zmniejszyć ryzyko ze strony wahań rynkowych programy produkcji małych i średnich przedsiębiorstw są zwykle wieloasortymentowe, dla różnych branżowo odbiorców, ale powiązane technologicznie. Takie rozwiązania, jakkolwiek dające większe bezpieczeństwo, niosą określone problemy związane z przygotowaniem i organizacją produkcji, logistyki, egzekwowaniem wymagań jakościowych itp. [5] Produkcja wieloasortymentowa jest również specyficzna z uwagi na określanie rentowności, w tym ocenę rentowności programów produkcyjnych i rentowności poszczególnych wyrobów. Złożoność przedstawionych zagadnień jest w pewnej części ceną za zwiększone bezpieczeństwo ekonomiczne i większą odporność przedsiębiorstwa na zaburzenia rynkowe.

Rachunek Progów Rentowności

Rachunek progów rentowności oprócz analizy zmian kosztów względem rozmiarów produkcji jest również narzędziem do zarządzania w kryzysowych warunkach funkcjonowania przedsiębiorstwa [2, 3]. Próg rentowności, punkt krytyczny (sprzedaży, produkcji) zostaje osiągnięty przy zrównaniu kosztu całkowitego funkcjonowania przedsiębiorstwa K_c z przychodami ze sprzedaży P .

¹ e-mail: jbrzeczek@gmail.com

Przy pewnych upraszczających założeniach i produkcji jednoasortymentowej punkt krytyczny w ujęciu wartościowym określają wzory (1) i (2):

$$P = Kc \quad (1)$$

lub

$$n \cdot c = Ks + Kz. \quad (2)$$

Ilościowy próg rentowności określany w jednostkach naturalnych lub umownych można wyznaczyć ze wzoru (3):

$$n = \frac{Ks}{c - kzj}, \quad (3)$$

gdzie: n – ilość sprzedanych wyrobów; c – cena wyrobu (cena jednostkowa); Ks – całkowite koszty stałe w rozpatrywanym okresie rozliczeniowym; $Kz = n \cdot kzj$ – koszty zmienne całkowite; kzj – jednostkowy koszt zmienny.

Progi rentowności w produkcji wieloasortymentowej (mieszanej)

Produkcja wieloasortymentowa charakteryzuje się zróżnicowaniem wszystkich elementów techniczno-ekonomicznych: kosztów, parametrów technologicznych i handlowych, wymagań jakościowych itp. poszczególnych wyrobów lub usług [3]. Zwykle w analizach rentowności przyjmuje się, że poszczególne zależności mają charakter liniowy, chociaż w praktyce, szczególnie dla rozważanego rodzaju produkcji mogą tu występować silne nieliniowości. Rozgraniczeniem przestrzeni strat od przestrzeni produkcji rentownej będzie powierzchnia, ściślej zbiór punktów odpowiadających określonej konfiguracji produkcji zleceń w programie operatywnym. Analizy rentowności, czy optymalizacja programów operatywnych może być określana tylko przy znanych ograniczeniach lub przyjętych założeniach. Cykliczne przygotowywanie programów operatywnych, ich rozliczanie niesie określone koszty zarówno natury technicznej i organizacyjnej. Wzór (4) przedstawia rentowność produkcji dla programu wieloasortymentowego (mieszanego):

$$P_{rw} = Ks \cdot \left(1 - \frac{\sum_{i=1}^n n_i kzj_i}{\sum_{i=1}^n n_i c_i} \right)^{-1}, \quad (4)$$

gdzie: $\sum_{i=1}^n n_i c_i$ – wartość sprzedaży okresu rozliczeniowego; $\sum_{i=1}^n n_i kzj_i$ – suma kosztów zmiennych jednostkowych w okresie rozliczeniowym; Ks – koszty stałe w okresie.

Metody określania rentowności produkcji wieloasortymentowej w praktyce

Prowadzenie analiz kosztów i określanie progów rentowności przy produkcji wieloasortymentowej może być realizowane wieloma metodami [4]. Zagadnieniem związanym jest definiowanie i przypisywanie kosztów związanych z produkcją niezakończoną w rozpatrywanych okresach rozliczeniowych. Można przyjąć, że im bardziej szczegółowy jest rozdział i identyfikacja ponoszonych kosztów tym otrzymane wyniki będą wiarygodniejsze. Uszczegółowienie jednak rozliczania kosztów powoduje wzrost nakładów na przygotowanie i rozliczania produkcji.

Metoda podziału kosztów za pomocą przyjętego klucza. W tej metodzie koszty stałe w całości są rozliczane na poszczególne asortymenty produktów za pomocą przyjętego klucza przydziału kosztów stałych. Parametrem jest współczynnik narzutu kosztów stałych – $WNKS$ (5). Przy określaniu progu rentowności tą metodą muszą być znane: jednostkowe koszty zmienne, ceny, marże brutto poszczególnych wyrobów lub usług (6) oraz wielkość kosztów stałych w okresie rozliczeniowym:

$$WNKS = K_s \cdot M^{-1}, \quad (5)$$

$$M = \sum_{i=1}^n M_i \quad (6)$$

gdzie poszczególne wielkości w powyższych zależnościach oznaczają: $WNKS$ - współczynnik narzutu kosztów stałych; K_s – koszty stałe rozliczane na asortyment produkcji; M – globalna wielkość marży na pokrycie; M_i – marża pokrycia zrealizowana na i -tym asortymencie; i – ilość różnych wyrobów (zleceń produkcyjnych).

Koszty stałe przypadające na i -ty wyrób – K_{s_i} – wynoszą odpowiednio:

$$K_{s_i} = WNKS \cdot M_i. \quad (7)$$

Podjęcie to jest poprawne i daje rzeczywisty obraz rentowności przy produkcji wyrobów wykazujących zbliżone cechy techniczne, ekonomiczne i handlowe np. typoszereg pralek, lodówek, ciągników itp. Pewną odmianą przedstawionej metody jest odnoszenie i pokrywaniu w całości kosztów stałych do przepracowanych roboczogodzin bezpośrednioprodukcyjnych. W takim przypadku koszt całkowity koszt wyrobu lub usługi w wartości roboczogodzin określony jest wzorem (8):

$$n \cdot c_{rbg} = K_s + K_z, \quad (8)$$

$$c_{rbg} = \frac{K_s}{n_r} + k_{z_j}, \quad (9)$$

gdzie: n_r – ilość poniesionych *rbg* (roboczogodzin) na określone zlecenie lub wyrób; c_{rbg} – wartość roboczogodziny. To rozwiązanie daje możliwość oceny przeciętnego kosztu roboczogodziny c_{rbg} i jest wygodne przy prowadzeniu negocjacji i ofertowaniu.

Metoda marży przeciętnych i jednostek umownych. Metoda pozwala na określanie wartościowego progu rentowności programu operatywnego(10). Ilościowy próg rentowności można określić w odniesieniu do tzw. jednostek umownych produkcji (11):

$$P_i = K_s \cdot \left(\frac{M}{S} \right)^{-1} = K_s \cdot \left(\frac{\sum_{i=1}^n m_i}{\sum_{i=1}^n s_i} \right)^{-1}, \quad (10)$$

gdzie: P_i – globalny wartościowy próg rentowności; K_s – całkowite koszty stałe jednostki gospodarczej; M – globalna marża pokrycia dla całej produkcji; S – całkowity przychód ze sprzedaży; m_i – jednostkowa marża pokrycia i -tego asortymentu; s_i – jednostkowy przychód ze sprzedaży i -tego asortymentu.

Ilościowy próg rentowności w jednostkach umownych określa wzór (11):

$$n_i = \frac{K_s}{m_s}, \quad (11)$$

gdzie : n_i – ilościowy próg rentowności w jednostkach umownych; m_s – przeciętna (dla jednostki umownej) jednostkowa marża pokrycia.

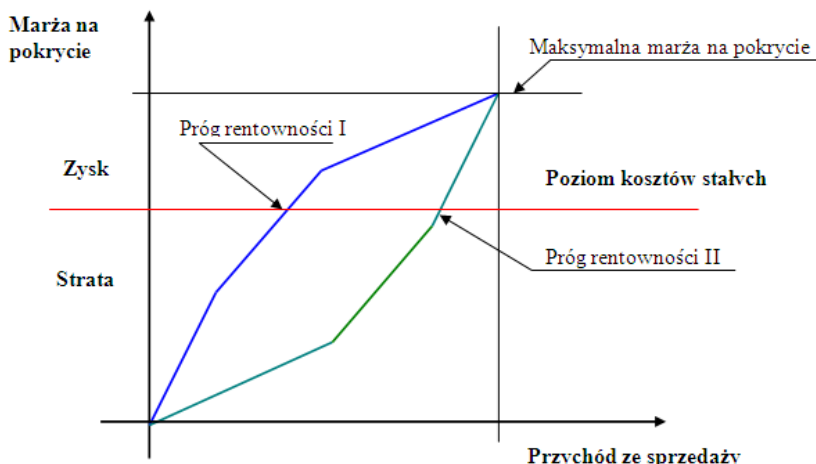
Metoda segmentowa. Jest rozwiązaniem pośrednim pomiędzy koncepcją jednostek umownych i marż przeciętnych a koncepcją narzutu kosztów stałych [3]. Koszty stałe związane z każdym z asortymentu programu produkcyjnego dzielą się na tak zwany „własny koszt stały” – K_{sw} i „przypisany koszt stały” – K_{sprzyp} , (12) pochodzący z podziału kosztu stałego całej jednostki gospodarczej.

$$K_{sprzyp} = \frac{m_{pi}}{\sum_{i=1}^n m_{pi}} K_s, \quad (12)$$

gdzie: K_{sprzyp} – oznacza koszty stałe przypisane dla asortymentu i -tego; m_{pi} – marża na pokrycie i -tego asortymentu; K_s – koszty stałe.

Ilościowy (w jednostkach umownych) próg rentowności produkcji określa wzór (13):

$$n = \frac{K_{sprzyp} + K_{sw}}{m_{pi}} = \frac{K_{si}}{c_i - k_{zji}}, \quad (13)$$



Rys. 1. Graficzna metoda określenia rentowności

gdzie: K_{sw} – koszt stały własny; K_{si} – koszt stały związany z i -tym asortymentem produkcji; c_i – cena i -tego asortymentu produkcji; k_{zji} – koszty zmienne jednostkowe i -tego elementu produkcji.

Metoda graficzna. W metodzie graficznej zwykle przyjmuje się określenie sprzedaży progowej wg kolejności wyrobów o malejącej wielkości marż na pokrycie, poczynając od zleceń o największej marży [3]. Przyjmowane uszeregowanie umożliwia najszybsze osiągnięcie progu rentowności co można potraktować jako priorytety poszczególnych zleceń. Określenie rentowności sprowadza się do graficznego wyznaczenia wartości produkcji, która przetnie linie kosztów stałych – rys 1.

Metoda skumulowanej marży na pokrycie. Podobnie jak w innych metodach muszą być znane koszty stałe i jednostkowe koszty zmienne dla poszczególnych asortymentów produkcji ni, a marżę na pokrycie kosztów stałych i wymaganego zysku traktuje się jako sumę marż z poszczególnych asortymentów [3]. Skumulowana marża na pokrycie M_{sp} wyraża się wzorem (14):

$$M_{sp} = \sum_{i=1}^n m_{pi} n_i, \quad (14)$$

gdzie marża na pokrycie i -tego asortymentu określa wzór (15):

$$m_{pi} = (c_i - k_{zji}). \quad (15)$$

Rentowność programu produkcyjnego zostanie osiągnięta przy zrównaniu skumulowanej marży na pokrycie z kosztami stałymi K_s zgodnie ze wzorem (16):

$$K_s = \sum_{i=1}^n (c_i - k_{zji}) n_i. \quad (16)$$

Skumulowana wartość przychodu ze sprzedaży w punkcie krytycznym S_{RSK} wynosi zgodnie ze wzorem (17):

$$S_{RSK} = K_s \cdot \left(\frac{\sum_{i=1}^n m_{pi} n_i}{\sum_{i=1}^n c_i n_i} \right)^{-1} = K_s \cdot \left(\frac{M_{PR} + M_B}{S_R + S_B} \right)^{-1}, \quad (17)$$

gdzie poszczególne wielkości oznaczają: M_{PR} – marża dla osiągnięcia progu rentowności, M_B – marża generująca zysk, S_R – przychód wymagany do osiągnięcia rentowności, S_B – przychód wymagany do osiągnięcia określonego zysku.

Rachunek Kosztów Działań. W odróżnieniu do zaprezentowanych wcześniej metod w metodzie ABC (Activity Based Costing), dąży się do rozliczenia kosztów w sposób bezpośredni [1]. Takie podejście pozwala na głębsze i dokładniejsze określenie faktycznego kosztu wyrobu lub usługi. Każde działanie (operacja technologiczna) realizowanego zlecenia wymaga poniesienia określonych kosztów zarówno z zakresu kosztów zmiennych jak i stałych, zgodnie z rzeczywistością realizowanymi działaniami bezpośrednimi i pośrednimi. Odpowiednio do przyjętej dokładności prowadzonych analiz tworzone są szczegółowe bazy danych kosztowych. Koszty działań określane są na podstawie zużycia zasobów ponoszonych na realizację poszczególnych działań (pracochłonność, powierzchnia produkcyjna, energia, materiały pomocnicze, ochrona itp.). Metoda jest dokładna i atrakcyjna w rozumieniu uzyskiwanych informacji kosztowych, może jednak okazać się nieoptymalna i nieracjonalna ze względu na zaangażowanie sił i środków niezbędnych do śledzenia i gromadzenia oraz aktualizację baz danych.

Uwagi i wskazówki praktyczne

Przedstawione metody mają charakter „statyczny”, a uzyskiwane wyniki są obciążone błędami które są konsekwencją przyjętych założeń i uproszczeń [4]. Dokładność i wiarygodność uzyskiwanych wyników zależy głównie od dokładności wyznaczenia parametrów produkcyjnych zarówno w rozumieniu jednostkowym jak i rozmiarów realizowanej produkcji. W praktyce rozliczane okresy nie pokrywają się z terminami zakończenia poszczególnych zleceń, co wymaga uwzględniania produkcji niezakończonej. Istotnym (nie tylko dla rozważanego rodzaju produkcji) jest poprawne zaprojektowanie procesów technologicznych poszczególnych wyrobów lub usług z racjonalnie dokładnym rozbiciem na operacje technologiczne i przypisaniem niezbędnych zasobów.

Dla przygotowania i rozliczenia produkcji (w tym przyjęcie metodyki określania rentowności) podstawowym problemem i dylematem zarządzających jest określenie zasad wyznaczania zużycia zasobów w tym szczegółowości i dokładności. Z tego względu zastosowanie metody określania rentowności powinna podlegać krytycznej ocenie. Dla wszystkich przedstawionych metod określania rentowności i prognozowania, istotnym jest gromadzenie danych o zmianie parametrów kosztowych.

Literatura

- [1] Nowak E.: Zaawansowana rachunkowość zarządcza PWE Warszawa 2003
- [2] Micherda B.: Rachunek kosztów i wyników jednostek gospodarczych w świetle znowelizowanego prawa o rachunkowości Wydawnictwo Akademii Ekonomicznej w Krakowie 2003
- [3] Jarugowa A. i inni.: Rachunek kosztów i rachunkowość zarządcza SKWP- Warszawa 1998
- [4] Brzęczek J.: Rachunek progów rentowności w racjonalizacji zarządzania Akademia Ekonomiczna w Krakowie, 2004. Praca dyplomowa napisana pod kierunkiem prof. dr hab. B. Micherdy (niepublikowana)
- [5] Pacana A., Zaborowski M.: Organizacja produkcji z wykorzystaniem metody SMED w przedsiębiorstwie farmaceutycznym. Zarządzanie przedsiębiorstwem Nr 1/2009, Opole 2009

Profitability calculation of small and medium plants with single and low-volume mixed production

The basic organizational problem of production companies with single and low-volume mixed production is cyclic preparation of commercial and operative production programs, ranking of individual tasks profitability and production program as well. This paper present and analyzed utilized method of profitability calculation for small and medium metal production plants with their single and low-volume mixed production. Author presents the assumptions for systems of profitability calculation meet technical and economical requirements of used engineering and book-keeping system of small and medium production plants.

Keywords: profitability calculation, single and low-volume mixed production.

Symulacje procesów formowania wtryskowego w komercyjnych programach CAE

W pracy podjęto próbę porównania dwóch komercyjnych programów przeznaczonych do symulacji procesu formowania wtryskowego (Moldflow MPI oraz Moldex 3D) pod kątem m.in. prędkości przygotowania modelu do analizy, szybkości obliczeń oraz dokładności wybranych wyników symulacji (deformacji końcowych wyprasek). Porównanie wykonano dla wyprasek formowanych w standardowej technologii wtryskiwania. Wykorzystano moduły do analizy powierzchniowej 2,5D (Dual Domain-Moldflow i Shell-Moldex3D). Dla porównania wykonano w obu programach symulacje dla kilku zróżnicowanych technologicznie i gabarytowo wyprasek. Dla zapewnienia kompleksowości analiz zaprojektowano w obu systemach układy chłodzenia, zasilania gniazda formy oraz korpusy formy wtryskowej. W celu weryfikacji dokładności obliczeń wyniki dotyczące deformacji, porównano z rzeczywistymi wymiarami wyprasek, zmierzonymi na modelach produkcyjnych.

Słowa kluczowe: symulacje procesu wtryskiwania, programy CAE, Moldflow MPI, Moldex 3D

Wstęp

Jedną z prężnie rozwijających się gałęzi przemysłu jest przetwórstwo tworzyw sztucznych. Liczba wytwarzanych wyrobów z polimerów wciąż wzrasta ze względu na relatywnie niskie koszty produkcji, a i w niektórych przypadkach lepsze właściwości użytkowe. Stosuje się je w niemal każdej branży, od medycyny do przemysłu lotniczego. Tak dynamiczny wzrost zastosowań wytworów z tworzyw wymusza na producentach stosowanie coraz lepszych narzędzi. Niewątpliwie należą do nich programy CAE do symulacji procesu formowania wtryskowego.

Dzięki systemom CAE uzyskuje się znaczne skrócenie czasu od zlecenia do wykonania rzeczywistego wyrobu przy jednoczesnym zminimalizowaniu kosztów wykonania. W znacznym stopniu zmniejszona zostaje ilość prób i wykonywanych prototypów. W fazie projektu można dokonać oceny wykonalności, określić problemy, które mogą się pojawić i związane z tym koszty, co daje możliwości wykonania zmian konstrukcyjnych i wstępnego przeanalizowania opłacalności produkcji. W sytuacji gdy nie ma z góry narzuconego tworzywa na wypraskę, zwiększa się szansę na dobór odpowiedniego materiału, lub możliwe staje się wykonanie analizy dla materiałów o podobnych właściwościach do zadanego i sprawdzenia czy i jakie korzyści przyniesie użycie podobnego tworzywa [1,

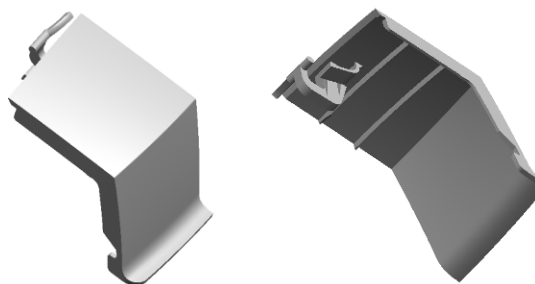
¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Przeróbki Plastycznej

2, 3]. Komercyjnych programów CAE do symulacji wtryskiwania jest kilka. Ich wybór zależy od wielu czynników. Najważniejszym z nich powinna być jego przydatność do konkretnego profilu działalności oraz oczywiście odpowiednia dokładność obliczeń. W pracy dokonano wstępnego porównania dwóch zaawansowanych programów komercyjnych, odpowiednio, w wersjach Moldflow MPI 6.2 oraz Moldex 3D R9.1 m.in. pod kątem prędkości przygotowania modelu do analizy, szybkości obliczeń oraz dokładności wybranych wyników (deformacji końcowych modeli) w odniesieniu do wartości rzeczywistych.

Przygotowanie modeli do symulacji

W celach porównawczych wykonano analizy dla kilku modeli komputerowych wyprasek, o zróżnicowanych cechach geometrycznych. Tab. 1 przedstawia zestawienie modeli wyprasek. W przedstawionym opracowaniu i zaprezentowanych wynikach skoncentrowano się głównie na dwóch modelach geometrycznych oznaczonych jako pokrywa (lp. 1) i uchwyt (lp. 2).

Przed przystąpieniem do analizy modele geometryczne zostały odpowiednio przygotowane tzn. uproszczone przez usunięcie z powierzchni nie istotnych, z punktu widzenia analizy, szczegółów geometrycznych. Usunięto drobne promienie, napisy oraz różnego rodzaju symbole a także, w przypadku występowania symetrii modeli, wykorzystywano do przygotowania modelu numerycznego jedynie jego część, zamiast całego modelu. Daje to możliwość lepszej dyskretyzacji za pomocą elementów skończonych (ES). Przykład takiego modelu przedstawiono na rys 1. Oceniając dla obu programów etap przygotowania modeli do symulacji stwierdzono, że metodyka przygotowania modeli komputerowych w obu przypadkach jest zbliżona. W obu programach występuje wiele podobnych narzędzi do tworzenia oraz edycji siatki. Program Moldex3D posiada ok. 50 narzędzi do naprawy siatki ES, z czego wiele z nich przeznaczonych jest wyłącznie do edycji modeli przestrzennych ES. Z kolei Moldflow posiada ich ok. 20, ale znacząca większość dotyczy wyłącznie edycji powierzchniowej siatki ES. W programie Moldex3D większą uwagę zwrócono na przestrzenną metodę dyskretyzacji. Narzędzia w Moldex3D to w większości kreatory. Niestety zastosowanie ich nie zawsze przynosi pożądany efekt.



Rys. 1. Uproszczony model pokrywy (1/2 całkowitego modelu)

Tab. 1.

Wybrane właściwości wyprasek, dla których wykonano równoległe symulacje w programach Moldflow i Moldex3D

Lp.	Nazwa wypraski	Wykresy gabarytowe [mm]	Grubości ścian [mm]	Waga [g]	Szkic wypraski
1	pokrywa	134x108x69,5	0,37-5	45	
2	uchwyt	180x35,8x52,7	1-2,4	20,5	
3	osłona	164x155x33	1-2	65	

Jakość powierzchniowych modeli ES w obu technologiach, która decyduje o dokładności obliczeń, oceniana jest odpowiednimi wskaźnikami. W technologii Dual Domain (Moldflow) określa się m.in. współczynnik kształtu (*ang. Aspect Ratio*) o wartości - max. 6:1 oraz stopień pokrycia i całkowitego nakładania się przeciwległych elementów siatki ES, reprezentowany przez *Match percentage* (min. 85%) i *Reciprocal percentage* (min. 85%). Problem pojawia się gdy przygotowujemy model ES nie spełnia tych kryteriów jakościowych. Naprawa takiej siatki ES staje się wtedy czasochłonna – i pracochłonna [4, 5, 6].

W technologii Shell (Moldex) istnieją cztery kryteria oceny jakości powierzchniowych elementów siatki. Są to *Aspect Ratio* (0,3 – 1), *Skewness* (0,4 – 1), *Orthogonality* (0 – 60) i *Smoothness* (0,08 – 1). W nawiasach podano wartości zalecane [7, 8]. Zapewnienie poprawności czterech wskaźników wymaga teoretycznie większych nakładów pracy, jednak większa różnorodność typów elementów oraz zaawansowane algorytmy miejscowego zwiększenia stopnia dyskretyzacji zapewniły dla analizowanych modeli wyprasek siatkę bez konieczności jej poprawy.

W przypadku elementów liniowych występuje w obu programach tylko jeden wskaźnik jakości elementu, jest to *Aspect Ratio*. Między dyskretyzacją modeli geometrycznych metodami *Shell* (Moldex3D) i *Dual Domain* (MoldFlow) występuje wiele różnic. Technologia Shell jest pracochłonna, ze względu na

trudność z odwzorowaniem bardziej skomplikowanych geometrii. Niewątpliwą jej zaletą jest jednak łatwość zmiany grubości ścianek w przypadku pojawiających się zmian konstrukcyjnych wyprasek.

Z punktu widzenia przygotowania modeli bardzo ważnym czynnikiem jest przejrzystość oraz intuicyjność interfejsu graficznego stosowanego programu. Wydaje się, że Moldex3D posiada bardziej intuicyjny interfejs – niestety momentami preprocesor Moldex3D-Mesh jest mniej stabilny od Synergy w (Moldflow). Kilka razy program „zawiesił się” podczas używania podstawowych narzędzi.

Materiały, parametry procesu i dyskretyzacji modeli

W symulacjach procesu wtryskiwania wykorzystano tworzywa sztuczne znajdujące się równolegle w bazach danych obydwu programów. Dyskretyzację modeli geometrycznych wykonano przy podobnych parametrach, starając się uzyskać zbliżone wskaźniki siatek ES. Niestety stosowanie do dyskretyzacji kreatorów uniemożliwia uzyskanie takich samych modeli ES. Poniżej przedstawiono parametry techniczne dla wybranych, analizowanych modeli ES.

Dla modelu pokrywy, dla której analizy przeprowadzono metodami powierzchniowymi Dual Domain i Shell założono maksymalną wielkość elementu skończonego - 2,5 mm. Model wykonany w programie Moldflow zawierał 23102 elementów skończonych, natomiast w programie Moldex3D - 11345 ES. Stosowane parametry procesu wtryskiwania dla tego przypadku pokazano w tab.2. W symulacjach wykorzystano właściwości tworzywa Borealis HF700SA. Wymiary oraz położenie układu doprowadzającego tworzywo, obiegu chłodzącego formy (korpusu) pokrywają się z wykonanymi w praktyce.

Dla modelu uchwytu wykonano analizę za pomocą metod Dual Domain i Shell. Maksymalna wielkość elementów skończonych wynosiła 1,5 mm. Ilość ES w programie Moldflow wynosiła 20354, natomiast w programie Moldex3D - 9854 elementy. Użyto tutaj również tworzywo Borealis HF700SA. Rozmieszczenie i kształt kanałów chłodzących oraz układu doprowadzającego pokrywało się z użytymi w rzeczywistości. Obydwa użyte w symulacjach tworzywa sztuczne należą do rodziny polipropylenów, które znajdują, ze względu na zwoje właściwości, szerokie zastosowanie w przetwórstwie różnymi technikami formowania wtryskowego [9].

Stosowane zarówno w warunkach produkcyjnych jak i w symulacjach parametry procesu wtryskiwania, oraz charakterystyka układu chłodzenia i zasilania gniazda. zostały przedstawione w tabeli 3.

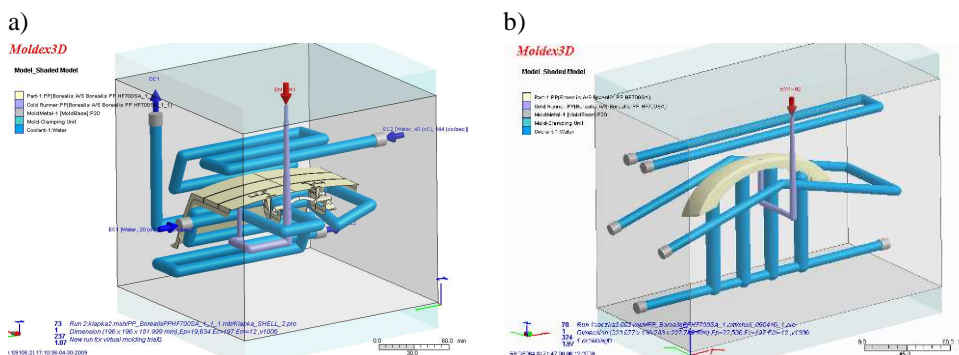
Tab. 2.*Zastosowane tworzywa sztuczne oraz parametry procesu wtryskiwania*

Wypraska Właściwości	pokrywa	uchwyt	ośtona
Tworzywo sztuczne	Borealis HF700SA	Borealis HF700SA	Basell Moplen EP548P
Temperatura tworzywa [°C]	235	235	240
Temperatura formy [°C]	50	50	30
Typ ukl. doprowadzającego	zimno-kanal.	zimno-kanal.	zimno-kanal.
Średnica przewężki [mm]	2	1,7	2
Liczba obiegów chłodzących	2	3	3
Średnice kanałów chłodzących [mm]	10, 10	10, 10, 10	8, 10, 10
Temp. cieczy chłodzącej [°C]	20, 40	28, 28, 28	25, 25, 25
Ciecz chłodząca	woda	woda	woda
Ustalony czas wtrysku [s]	1,85	1,7	1,6
Czas docisku [s]	10	10	10
Ciśnienie docisku [%]	80	80	80
Czas chłodzenia [s]	20	20	20
Czas cyklu [s]	30	30	30

Do zamodelowania korpusu formy wybrano z bazy materiałowej stal narzędziową o symbolu P-20: Modele geometryczne form dla wyprasek: pokrywa (a) i uchwyt (b), przedstawiono na rys. 2. Zostały one zbudowane na podstawie fizycznych modeli form z uwzględnieniem wiedzy inżynierskiej [10].

Dyskusja wyników

W pracy wykonano analizy pod kątem rozptyłu tworzywa w gnieździe, których wyniki dla dwóch modeli przedstawia tab. 3. Do analizy porównawczej wykorzystano, w szczególności, dwa modele wyprasek, dla których wykonano pomiary geometrii na fizycznie wykonanych wypraskach, po uformowaniu



Rys. 2. Modele geometryczne układów funkcjonalnych form dla wyprasek: pokrywa (a) i uchwyt (b) wykonane w programie Moldex3D na podstawie istniejących form wtryskowych

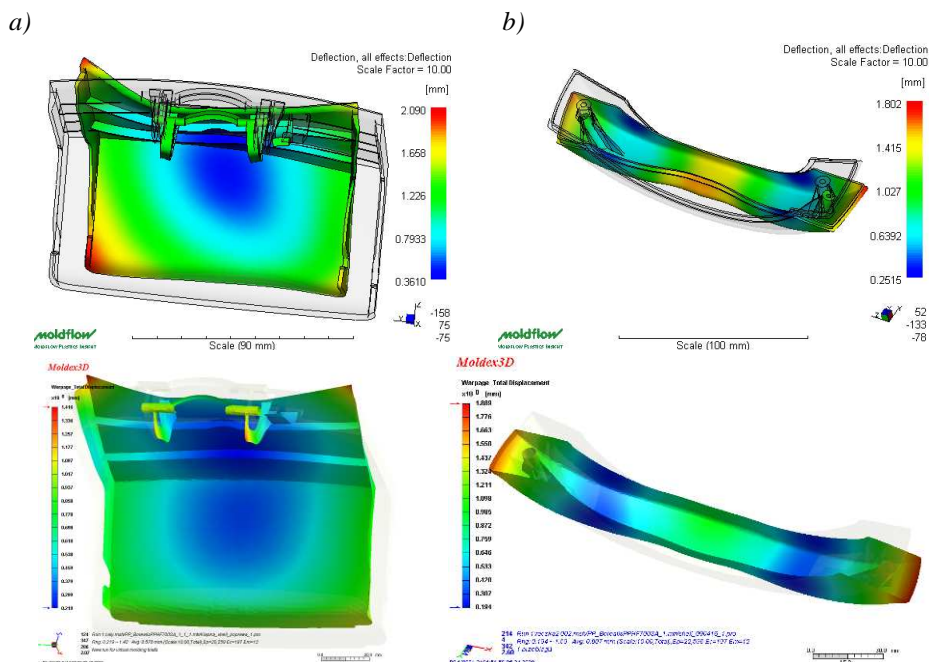
w produkcyjnej formie wtryskowej. Pozwoliło to na bezpośrednie (bardzo cenne) porównanie wyników deformacji uzyskanych z symulacji z rzeczywistymi odkształceniami wyprasek. Umożliwiło to także ocenę dokładności obliczeń w obu programach. Przeprowadzone dla dwóch modeli wyprasek, w obydwu programach, analizy wykazują różnice w obliczanych wartościach wyników. W niektórych przypadkach różnice są znaczne, co dowodzi oczywistych różnic w procedurach obliczeń, przyjętych w programach założeń upraszczających i sposobu definiowania warunków brzegowych.

Szczególne znaczenie dla wykonywanych analiz miały jednak analizy deformacji powtryskowych. Przykładowe tendencje i wartości obliczone przez oba programy przedstawia rys. 3. Przedstawiono na nim końcowe wartości i tendencje deformacji przy uwzględnieniu wszystkich efektów występujących po usunięciu wypraski z formy i ochłodzeniu do temperatury pokojowej. W całkowitej deformacji widać wyraźne różnice w jej wartościach. Moldex3D wskazuje o ok. 0,5 mm (33%) mniejsze deformacje niż Moldflow. Wartość skurczu objętościowego wskazywana przez Moldflow jest o 5% większa niż w przypadku Moldex3D.

Tab. 3.

Wybrane wyniki analiz płynięcia, chłodzenia oraz deformacji dla wyprasek: „uchwyt” oraz „pokrywa”

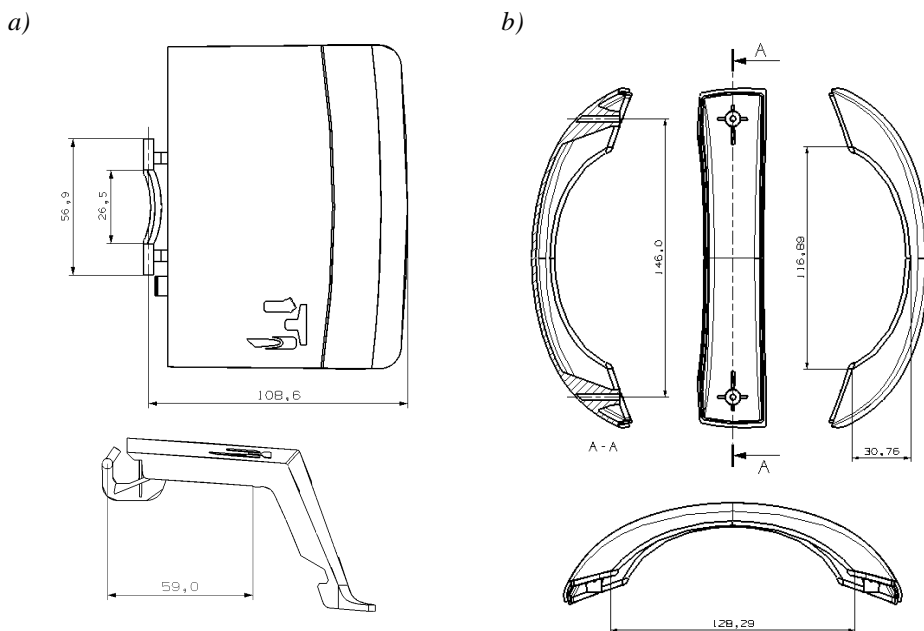
Wybrane wyniki	Analiza - uchwyt				Analiza - pokrywa			
	wg Moldflow		wg Moldex3D		wg Moldflow		wg Moldex3D	
	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.
Czas wypełniania formy [s]	0	1,906	0	1,72	0	1,846	0	2,015
Temp. frontu tworzywa [°C]	233	235,7	235	235,59	231,1	235,8	218	235,9
Rozkład ciśnienia [MPa]	0	15,88	0	24,24	0	6,159	0	12,076
Średnia prędkość płynięcia [cm/s]	0	365	0	378,558	0	824	0	849,3
Czas chłodzenia [s]	0	30	0	31	0	35,91	0	31
Średnia temp. przedmiotu [°C]	31,03	138,7	37,757	83,619	32,4	125,3	34,7	115
Strumień ciepła [MPI:W/m ² , M3D: J/(sec*cm ²)]	0,0177	17165	0,429	1,162	1,765	19501	0,34	2,058
Skład. deformacji (X) [mm]	-1,769	1,509	-0,7787	0,804	-1,42	1,203	-0,38	1,269
Skład. deformacji (Y) [mm]	-0,4287	0,8429	-0,3058	-0,2666	-1,578	1,407	-7,628	8,153
Skład. deformacji (Z) [mm]	-0,8135	0,8001	-1,004	1,709	-0,85	1,4	-0,8	1,231
Deformacje spowodowane nierównomiernym chłodzeniem [mm]	0,002	0,2694	0,0015	0,1503	0,018	0,568	0,889	9,977
Skurcz objętościowy [%]	0,8149	20,04	0,23	11,653	0,9	2,023	0,085	14,193
Deformacje spowodowane zróżnicowanym skurczem [mm]	0,3277	1,759	0	0,1593	0,37	2,023	0,219	1,399



Rys. 3. Porównanie tendencji i wartości deformacji całkowitej, uwzględniającej wszystkie efekty zjawisk dla wyprasek pokrywa (a) i uchwyt (b)

Porównanie deformacji

Po wykonaniu kompleksowych symulacji wyniki uzyskanych w obu programach deformacji modeli wyprasek porównano z deformacjami rzeczywistymi zmierzonymi na modelach produkcyjnych. Do pomiaru wykorzystano maszynę pomiarową trójkoordynatową ZEISS UMM 850. Pomiaru dokonano dla kilku charakterystycznych, istotnych dla montażu, wymiarów, które przedstawiono na rys. 4. W tabeli 4 i 5 przedstawiono zestawienie danych z pomiarów, symulacji, oraz wartości konstrukcyjnych - na podstawie dokumentacji technicznej. Pomiaru geometrii rzeczywistych wyprasek dokonano po upływie 48 godz. od uformowania wyprasek. „Wymiar zmierzony” to wymiar uzyskany poprzez pomiar na maszynie współrzędnościowej. Natomiast wymiar „konstrukcyjny” to wymiar nominalny, określony na podstawie dokumentacji konstrukcyjnej. Wymiar „po symulacji” uzyskano z pomiaru odkształconego modelu numerycznego za pomocą narzędzi służących do pomiaru odległości pomiędzy poszczególnymi węzłami siatki ES. Pomiar został dokonany po symulacjach deformacji (ang. warpage) w sekwencji analiz Cool, Fill, Pack, Warpage. Wybrane węzły odpowiadały punktom zaczeplenia założonych wymiarów konstrukcyjnych.



Rys. 4. Wymiary konstrukcyjne wyprasek: pokrywa (a) i uchwyt (b)

Z porównania wynika, że wymiary uzyskane poprzez symulacje całkowitej deformacji w programie Moldex3D są bliższe wynikom rzeczywistym w przypadku wypraski pokrywa. Natomiast, z tabeli 5 wynika, że wartości deformacji zmierzone w programie Moldex3D są bardziej zbliżone do wymiarów uzyskanych na fizycznym modelu.

Pracochłonność przygotowania analiz – czas symulacji

Na rys. 5. i w tab. 6 przedstawiono porównanie szybkości generowania siatki ES, wykonania analizy płynięcia, docisku, chłodzenia oraz deformacji, na przykładzie jednego z analizowanych modeli numerycznych wyprasek (tj. ostony). W analizie tej wykorzystano materiał Basell Moplen EP548P. Czasy obliczeń oraz przygotowania modelu ES zostały określone na PC o następującej konfiguracji sprzętowej:

- procesor: Intel Core 2 Duo T7500 2,2 GHz;
- pamięć RAM: Kingstone 2GB DDR2 667 MHz;
- karta graficzna: nVidia GeForce 8600 GT 512MB GDDR2;
- dysk twardy: Samsung HM160HI.

W celach porównawczych, w modelach ES dla obu programów założono maksymalną długość krawędzi elementu jako 4 mm. Dla potrzeb analizy płynięcia

Tab. 4.

Porównanie wartości wybranych wymiarów wypraski: pokrywa, ze zmierzonymi po symulacji deformacjami w obu programach

Program	Wymiar [mm]		
	konstrukcyjny	rzeczywisty	wg symulacji
MoldFlow	26,5	25,9	25,92
Moldex3D			26,2
MoldFlow	56,9	56,6	55,83
Moldex3D			56,41
Moldflow	108,6	108,3	106,9
Moldex3D			108,8
MoldFlow	59,2	58,5	57,63
Moldex3D			58,94

Tab. 5.

Porównanie wartości wybranych wymiarów dla wypraski: uchwyt, ze zmierzonymi po symulacji deformacjami w obu programach

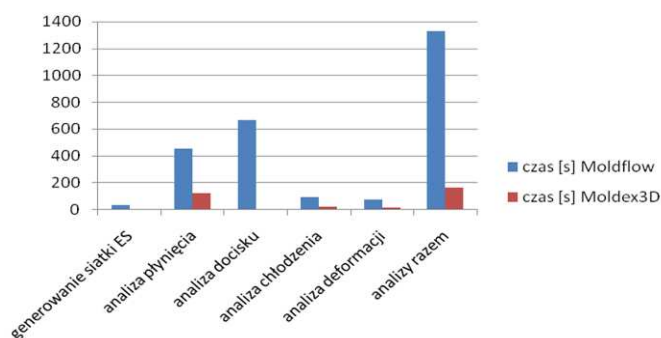
Program	Wymiar [mm]		
	konstrukcyjny	rzeczywisty	wg symulacji
MoldFlow	146	148,16	146,51
Moldex3D			147,33
MoldFlow	116,89	118,65	117,3
Moldex3D			117,22
Moldflow	30,76	29,8	28,97
Moldex3D			29,4
MoldFlow	128,29	129,7	128,09
Moldex3D			129,41

W celach porównawczych, w modelach ES dla obu programów założono maksymalną długość krawędzi elementu jako 4 mm. Dla potrzeb analizy płynięcia założono również jednakową liczbę warstw generowanych przez programy (równą 12). Wyników tych nie należy jednak traktować jako reprezentatywne. Dla wyprasek o innej geometrii proporcje te mogą się znacząco różnić.

Wyniki wskazują, iż program Moldex3D posiada bardziej zoptymalizowane algorytmy obliczeniowe. Niewątpliwie jest to bardzo duża zaleta, która pozwala na zaoszczędzenie sporej ilości czasu i przeprowadzenie większej ilości analiz, szczególnie w przypadku stosowania analiz optymalizacyjnych.

Wnioski

Przeprowadzone symulacje pozwalają stwierdzić, że program Moldex3D w wersji R9.1 charakteryzuje się pewną niestabilnością działania. Wina może znajdować się po stronie platformy sprzętowej, niemniej jednak konfiguracja używanego do obliczeń PC spełniała wszystkie wymagania sprzętowe znajdujące się w specyfikacji programu. Wydaje się, że program Moldflow



Rys. 5. Porównanie czasów dla poszczególnych etapów analiz w programie Moldflow i Moldex3D

Tab. 6.

Porównanie czasów poszczególnych etapów analizy w programie Moldflow i Moldex3D

Program	Czas [s]	
	Moldflow	Moldex3D
generowanie siatki ES	36,92	5,4
analiza płynięcia	457,69	123
analiza docisku	668,17	
analiza chłodzenia	91,84	25
analiza deformacji	76,34	19
analizy razem	1330,96	167

jest pod tym względem systemem stabilniejszym. Porównując w obu programach powierzchniowe metody analiz (2,5D) stwierdzono, że w module Dual Domain (Moldflow) nie występują trudności z budową modelu ES. Problemy takie występowały natomiast w module Shell (Moldex3D) i znacznie wydłużały czas przygotowania geometrii modelu, co było pewnym niedociągnięciem programu. Porównując wyniki przeprowadzonych symulacji – uzyskano zbliżone wyniki deformacji wyprasek. Oba programy pozwalają na uzyskanie zbliżonych wyników deformacji wyprasek. Weryfikacja z modelami fizycznymi (na podstawie przeprowadzonych symulacji) potwierdza ich dokładność. W czasie kryzysu finansowego bardziej konkurencyjnym programem jest Moldex3D. Z przeprowadzonych porównań wynika, że nie ustępuje on programowi Moldflow w dokładności oraz, że zastosowane w nim algorytmy obliczeniowe są efektywniejsze

Literatura

- [1] S. Zięba, K.J. Wilczyński: Podstawy techniki symulacji przepływu tworzywa w formach wtryskowych, MECHANIK NR 4/2008
- [2] K. Wilczyński: Komputerowe modelowanie procesów przetwórstwa tworzyw sztucznych, MECHANIK NR 4/2007
- [3] J. Dziewulski, Wykorzystanie programów symulacyjnych do analizy niesprawności form wtryskowych – przykłady z praktyki, cz1, 2, TS RAPORT zima 2006, wiosna 07
- [4] J. Shoemaker, Mold Flow Design Guide, Carl Hanser Verlag 2006
- [5] Simulation Fundamentals Training Practice: March 2006 Moldflow Corporation
- [6] Moldflow Plastic Insight 6.1 - help systemowy
- [7] Moldex3D R9.1 - help systemowy
- [8] Moldex3D – nowy produkt do symulacji wtrysku tworzyw sztucznych (GM System), MECHANIK NR 4/2006
- [9] L. Běhálek, J. Bobek, L. Sobotová, Morphology and properties of polypropylene injection parts by application of copper alloy and heat-pipe for tempering of injection moulds, Acta Mechanica Slovaca, 12 (2008) 45-50
- [10] H. Zawistowski „Konstrukcja form wtryskowych do tworzyw termoplastycznych”, ODK SIMP: Warszawa 2003

Prognozowanie deformacji powtryskowych wyprasek za pomocą sztucznych sieci neuronowych

W pracy przedstawiono sposób wykorzystania sztucznych sieci neuronowych (SSN) do prognozowania deformacji powtryskowych wyprasek formowanych w technologii wtryskiwania ze spienianiem mikrokomórkowym. Dane uczące dla zastosowanego modelu sieci neuronowej uzyskano z symulacji w/w procesu technologicznego w komercyjnym programie Autodesk Moldflow Insight 2010. Wykonano w praktyce 27 symulacji komputerowych procesu przy różnych konfiguracjach parametrów technologicznych. Wyboru tych 27 konfiguracji dokonano za pomocą metod planowania czynnikowego z wykorzystaniem planu ortogonalnego, typu L27 opracowanego przez G. Taguchi, w którym jednocześnie ulegało zmianie 7 czynników sterujących. Każdy z czynników podlegał zmianom na 3 poziomach. Jako parametry uczące sieci zastosowano: temperaturę formy, temperaturę wtrysku, czas wtrysku, czas docisku, ciśnienie docisku, objętość wtrysniętego polimeru oraz koncentrację gazu.

Słowa kluczowe: spienianie mikrokomórkowe, sztuczne sieci neuronowe, planowanie eksperymentu, plany ortogonalne, Moldflow MPI, formowanie wtryskowe

Wstęp

Formowanie wtryskowe umożliwia produkcję wyrobów o coraz to bardziej złożonych kształtach geometrycznych. Niestety coraz bardziej złożone projekty powodują coraz więcej trudności na etapie nie tylko opracowania koncepcji i wykonania form wtryskowych ale również na etapie ustalania parametrów technologicznych produkcji. Duża ich liczba powoduje problemy z uwzględnieniem związków między ich zmianami a jakością formowanych wyprasek.

W kształtowaniu właściwości wyprasek biorą udział dwie grupy czynników. Pierwszą grupę stanowią bezpośrednio parametry wtryskiwania: czas wtrysku (prędkość wtrysku), czas docisku, ciśnienie docisku, czas chłodzenia, geometria układu zasilania i chłodzenia, temperatura stopu, temperatura gniazda formy itd. Drugą grupę stanowią parametry stanu tworzywa w gnieździe: temperatura płynącego czoła, naprężenia ścinające, prędkość ścinania, stan naprężeń szczątkowych oraz dokładność kształtowo-wymiarowa wypraski: deformacja wypadkowa wypraski oraz skurcz objętościowy, które kształtowane są w całym procesie przetwórstwa.

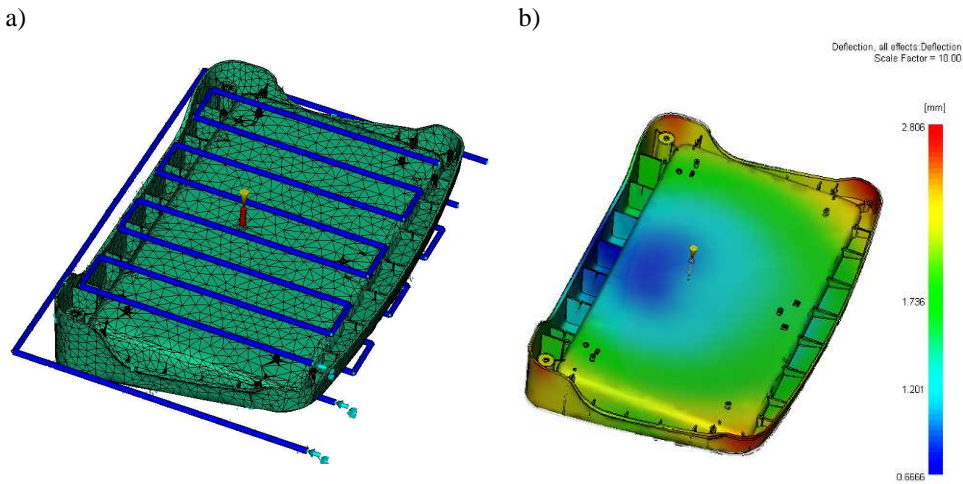
W celu uzyskania informacji o wielkościach wyjściowych analizowanego procesu technologicznego, przy żądanej konfiguracji wejściowych parametrów

¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Przeróbki Plastycznej

technologicznych, należy wykonać eksperymenty. W pracy zamiast kosztownego eksperymentu wykorzystano symulacje numeryczne. Im większa liczba przeprowadzonych symulacji tym lepsza znajomość wpływu zmiennych na wynik procesu. W praktyce jednak wykonywanie dużej liczby symulacji, szczególnie dla złożonego modelu elementów skończonych (ES) wymaga sporo czasu. Mniej pracochłonne, do prognozowania wartości wynikowych procesu przy zmieniających się parametrach wejściowych, może być wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych (SSN). Niemniej aby wykorzystać sieć neuronową należy przygotować zestaw Reprezentatywnych danych uczących. Wydaje się, iż zastosowanie danych uczących, wyselekcjonowanych za pomocą odpowiednich planów doświadczalnych, spełni kryterium reprezentatywności tych danych. Pośród planów takich badań [1] są plany ortogonalne określenia funkcji strat jakości np.: „im mniej, tym lepiej” zaproponowane przez G. Taguchi [2]. Celem tych planów jest minimalizowanie zmian wartości wyjściowej (badanej) jako odpowiedź na działanie czynników wpływających na przebieg procesu. W przypadku analizowanym procesem jest formowanie wtryskowe ze spienieniem mikrokomórkowym. W technologii tej gaz, w stanie nadkrytycznym, miesza się w układzie plastyfikującym wtryskarki, po czym mieszanina ta wtryskiwana jest do gniazda formy. Gaz powoduje zmniejszenie lepkości tworzywa a tym samym lepsze właściwości reologiczne stopu i m.in. mniejsze wymagania w stosunku do wykorzystywanej maszyny (mniejsze ciśnienie, mniejsza siła zamykania itp.).

Selekcja danych uczących - przebieg badań

Opracowanie doświadczalne tego rodzaju procesu technologicznego wiąże się z wysokimi kosztami (materiał + wysokie koszty eksploatacji skomplikowanego urządzenia itp.). W pracy wykorzystano więc wyniki symulacji komputerowych wykonanych za pomocą komercyjnego oprogramowania Autodesk Moldflow MPI 2010. Zastosowany w tym pakiecie model matematyczny formowania wtryskowego ze spienieniem mikrokomórkowym jest bardzo wrażliwy na niewielkie nawet zmiany parametrów technologicznych. W praktyce trudno, bez bardzo dużej liczby analiz, oszacować jaki jest ich wpływ na możliwość wypełnienia gniazda i uzyskania jednorodności struktury wypraski (jednolita wielkość mikrokomórki w całej wyprasce = jednakowa gęstość pozorna). Kształt analizowanej wypraski przemysłowej przedstawiono na rys. 1. Jej wymiary gabarytowe to (630 x 430 x 100) mm a objętość - 2202 cm³. Wykonanie takiej wypraski tradycyjną techniką wymaga zastosowania dużych ciśnień wtryskiwania a co za tym idzie dużych sił zwarcia formy. Model geometryczny wypraski został zdyskretyzowany za pomocą 40 674 elementów trójkątnych typu cienka powłoka.



Rys. 1. Model wypraski zdyskretyzowany w Autodesk Moldflow MPI 2010 – (a), przykładowe wyniki analizy deformacji wypadkowej

Obliczono optymalną lokalizację punktu wtrysku. Układ chłodzenia wypraski tworzy 8 kanałów o średnicy 10 mm, odległościach odpowiednio: od powierzchni gniazda 25 mm i między sąsiednimi kanałami – 50 mm (rys. 1a). W symulacjach założono formowanie wypraski z polipropylenu. Do analizy przyjęto tworzywo Moplen EP 548 P. Polipropylen należy do najczęściej przetwarzanych, w zróżnicowanych warunkach, tworzyw sztucznych [3].

W modelu numerycznym spienienia wykorzystano właściwości azotu, jako gazu spieniającego. Na model korpusu formy wykorzystano stal P20. Wykonano sekwencje analiz „Cool - Flow - Warp”. W wyniku symulacji otrzymano m.in.: wartości: deformacji wzdłuż osi X, deformacji względem osi Y, deformacji względem osi Z, wypadkowej deformacji całkowitej (*ang. total warpage*). Wartości deformacji wypadkowej potraktowano jako wskaźnik odkształcenia wyprasek, wykorzystany w dalszej części pracy podczas procesu uczenia sieci neuronowych.

Wartości danych wejściowych określano metodą planowania czynnikowego, zwykle stosowaną w planowaniu eksperymentów. Planowanie czynnikowe polega na podziale zakresu wartości stosowanych zmiennych na określoną liczbę poziomów. W trójpoziomowym planowaniu czynnikowym użytym w badaniach poziom dolny (-1), środkowy (0) oraz górny (+1) odpowiada wartości najmniejszej, średniej oraz najwyższej poszczególnych zmiennych. Dobór niektórych czynników sterujących oraz liczby symulacji MES ustalono korzystając m.in. z prac Fidan’a i Ozcelik’a [4-6], gdzie stosowano od 3 ÷ 6 niezależnych

zmiennych, z których każda zmieniała się na trzech poziomach. Pozwoliło to np., w pracy [6], uzyskać całkowitą liczbę eksperymentów $3^3=27$.

W przedstawionej pracy do badań wykorzystano 7 czynników sterujących, z których każdy podlegał zmianom na 3 poziomach. Aby przeanalizować możliwe konfiguracje niezależnych zmiennych wymaga się przeprowadzenia $3^7=2187$ symulacji. Na podstawie planów ortogonalnych Taguchi'ego, szeroko stosowanych w optymalizacji m.in. procesów technologicznych [7-9], zmniejszono wymaganą liczbę symulacji. W tym celu wykorzystano plan typu L27 (tab. 1 i tab. 2). Poziomy zmienności parametrów wejściowych sieci podano w tabeli 1. Zakresy czynników sterujących ustalono po wstępnych symulacjach, dla parametrów umożliwiających wypełnienie gniazda formy.

Wykorzystanie planów Taguchi pozwala określić charakter i intensywność wpływu dużej liczby czynników, tak ilościowych, jak i jakościowych, na wybrane wskaźniki procesu (tutaj procesu wtryskiwania mikrokomórkowego) oraz na skuteczny dobór optymalnych warunków przetwórstwa, pozwalających na osiągnięcie minimalnych wartości badanego wskaźnika jakości wyprasek. Za wskaźnik wybrano wielkość wypadkowej, maksymalnej deformacji wypraski, określoną w symulacji. W tab. 2 przedstawiono symbolikę oznaczeń możliwych konfiguracji parametrów technologicznych uwzględnianych w poszczególnych przypadkach symulacji.

Wykorzystanie planów Taguchi pozwala określić charakter i intensywność wpływu dużej liczby czynników, tak ilościowych, jak i jakościowych, na wybrane wskaźniki procesu (tutaj procesu wtryskiwania mikrokomórkowego) oraz na skuteczny dobór optymalnych warunków przetwórstwa, pozwalających na osiągnięcie minimalnych wartości badanego wskaźnika jakości wyprasek. Za wskaźnik wybrano wielkość wypadkowej, maksymalnej deformacji wypraski, określoną w symulacji. W tab. 2 przedstawiono symbolikę oznaczeń możliwych konfiguracji parametrów technologicznych uwzględnianych w poszczególnych przypadkach symulacji.

Tab. 1.

Poziomy zmienności czynników sterujących - parametrów procesu wtryskiwania

Czynniki sterujące	poziom 1	poziom 2	poziom 3
A: czas wtrysku [sec]	3.0	4.5	6
B: temperatura formy [°C]	20	40	60
C: temperatura stopu [°C]	230	245	260
D: ciśnienie docisku (% ciśnienia wtrysku) [MPa]	70	80	90
E: czas docisku [sec]	4	7	10
F: objętość wtrysniętego polimeru [%]	93	95	97
G: koncentracja gazu [%]	0.4	0.6	0.8

Tab. 2.

Macierz planu ortogonalnego
L27

Nr analizy	A	B	C	D	E	F	G
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1	2
3	1	1	1	1	1	2	1
4	1	1	1	2	1	1	1
5	1	1	2	1	1	1	1
6	1	2	1	1	1	1	1
7	2	1	1	1	1	1	1
8	2	1	1	1	1	2	2
9	2	1	1	1	2	2	2
10	2	1	1	1	2	2	1
11	2	1	1	2	2	2	1
12	2	1	2	2	2	2	1
13	2	2	2	2	2	2	1
14	2	2	2	2	2	1	1
15	2	2	2	2	1	1	1
16	2	2	2	2	2	2	2
17	3	2	2	2	2	2	2
18	3	2	2	2	2	2	1
19	3	2	2	2	2	2	3
20	3	2	2	2	2	1	1
21	3	2	2	2	1	1	1
22	3	2	2	1	1	1	1
23	3	2	1	1	1	1	1
24	3	1	1	1	1	1	1
25	3	2	3	2	3	2	3
26	3	3	2	2	3	3	2
27	3	3	3	3	3	3	3

Tab. 3.

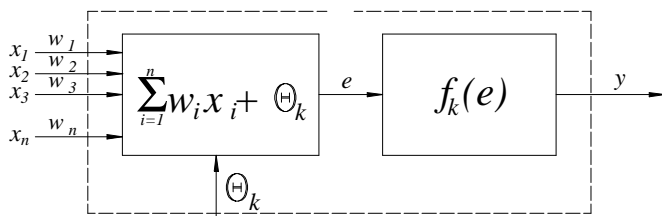
Wyniki symulacji deformacji wypraski dla różnych
konfiguracji parametrów technologicznych

Nr symulacji	czas wtrysku [sec]	temp. formy [°C]	temp. stopu [°C]	ciśnienie docisku [% p_{max}]	czas docisku [sec]	objętość wtryskiw. polimeru [%]	koncent. gazu [%]	deformacja wypadkowa [mm]
1	3,0	20	230	70	4	93	0,4	2,883
2	3,0	20	230	70	8	95	0,6	2,686
3	3,0	20	230	70	12	97	0,8	2,683
4	3,0	40	245	80	4	93	0,4	2,999
5	3,0	40	245	80	8	95	0,6	2,943
6	3,0	40	245	80	12	97	0,8	2,954
7	3,0	60	260	90	4	93	0,4	4,146
8	3,0	60	260	90	8	95	0,6	3,520
9	3,0	60	260	90	12	97	0,8	3,139
10	4,5	20	245	90	4	95	0,8	2,637
11	4,5	20	245	90	8	97	0,4	2,681
12	4,5	20	245	90	12	93	0,6	2,603
13	4,5	40	260	70	4	95	0,8	2,980
14	4,5	40	260	70	8	97	0,4	2,806
15	4,5	40	260	70	12	93	0,6	3,002
16	4,5	60	230	80	4	95	0,8	3,441
17	4,5	60	230	80	8	97	0,4	3,454
18	4,5	60	230	80	12	93	0,6	3,357
19	6,0	20	260	80	4	97	0,6	2,497
20	6,0	20	260	80	8	93	0,8	2,441
21	6,0	20	260	80	12	95	0,4	2,438
22	6,0	40	230	90	4	97	0,6	2,944
23	6,0	40	230	90	8	93	0,8	3,011
24	6,0	40	230	90	12	95	0,4	3,066
25	6,0	60	245	70	4	97	0,6	3,281
26	6,0	60	245	70	8	93	0,8	3,091
27	6,0	60	245	70	12	95	0,4	3,109

Budowa modelu neuronowego

Nowoczesnym narzędziem umożliwiającym budowę i analizę modeli liniowych oraz nieliniowych rozwiązujących złożone zadania klasyfikacyjne i regresyjne są sztuczne sieci neuronowe (SSN). Stanowią one zespół połączonych ze sobą elementów zwanych neuronami, które przetwarzają dostarczane na wejście sieci informacje. W ogólności sieć neuronowa oparta jest na idei przetwarzania

równoległego. Każdy sygnał wprowadzony jest do neuronu przez połączenie o określonej wadze (rys. 2). Ponadto każdy neuron posiada wartość progową, określającą poziom jego pobudzenia.



Rys. 2. Struktura neuronu nieliniowego k

W k -tym neuronie obliczana jest suma wartości sygnałów wejściowych x_n przemnożonych przez współczynniki wagowe w_n , która następnie jest powiększana o wielkość sygnału zewnętrznego (tzw. *biasu*) Θ_k . Obliczona w ten sposób wartość e stanowiąca pobudzenie neuronu przekształcana jest przez ustaloną funkcję aktywacji $f_k(e)$ k -tego neuronu, określającą nieliniowy związek pomiędzy wypadkowym sygnałem wejściowym a sygnałem wyjściowym y neuronu. Dopiero wartość wyznaczona przez funkcję aktywacji jest wartością wyjściową neuronu. Do najczęściej stosowanych funkcji aktywacji należy funkcja progowa oraz jej modyfikacje (signum, funkcja skoku jednostkowego) a także funkcje nieliniowe (funkcja logistyczna, tangens hiperboliczny).

Model neuronowy dla oceny deformacji powtryskowych

Jednym z najważniejszych zadań koniecznych do zbudowania optymalnego modelu sieci neuronowej jest odpowiedni dobór zmiennych wejściowych na wartość zmiennych wyjściowych. Dodanie na wejście kolejnego neuronu powoduje nadmierny rozrost jej struktury, a także stwarza większe wymagania odnośnie liczności zbioru uczącego. Z kolei nieuwzględnienie na wejściu sieci istotnych parametrów z punktu widzenia korelacji ze zmiennymi wyjściowymi, może doprowadzić do obniżenia dokładności odpowiedzi sieci neuronowej. Brak jest uniwersalnych kryteriów doboru struktury SSN. O ile liczba neuronów wejściowych i wyjściowych jest zdeterminowana liczbą zmiennych wprowadzanych na wejście i odbieranych z sieci, o tyle dobór liczby warstw ukrytych i ilości neuronów w tych warstwach jest zadaniem niezwykle skomplikowanym [10]. W dużej mierze dobór struktury sieci zależy od doświadczenia badacza. Architektura sieci neuronowej oprócz warstwy wejściowej oraz wyjściowej zawiera jedną lub większą liczbę warstw ukrytych.

Typując czynniki wpływające na wartość deformacji należy uwzględnić parametry istotnie wpływające na jej wartość, a jednocześnie niezależne wzglę-

dem siebie [11]. Wybór zmiennych wpływających na wartość deformacji wypadkowych sprawia trudność ze względu na złożone interakcje wielu parametrów często ze sobą skorelowanych. Formułę opisującą działanie neuronu można wyrazić następująco:

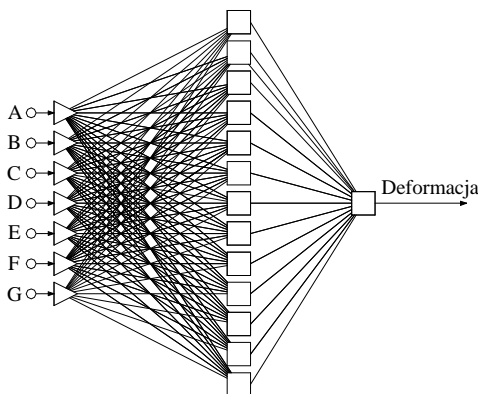
$$y = f\left(\sum_{i=1}^n w_i u_i\right), \quad (1)$$

gdzie: $f(x) = 1$ gdy $x \geq 0$, $f(x)=0$ gdy $x < 0$, $w_0=v$, $u_0=-1$; y – sygnał wyjściowy neuronu; w_i – waga synaptyczna i -tego neuronu; u_i – sygnał wejściowy i -tego neuronu; v – wartość progowa.

Aby wyznaczyć wartości wagowe oraz wartości progowe poszczególnych neuronów sieci konieczne jest przygotowane zbioru danych uczących składającego się z zestawu wartości sygnałów wejściowych oraz odpowiadającej im wartości sygnału wyjściowego. Przy takim podejściu zbiór uczący będący kombinacją wartości wszystkich zmiennych wejściowych powinien zawierać 3^7 zestawów trenujących. Z uwagi na unitarność planu Taguchi'ego typu L27 w badaniach wykorzystano zbiór danych zawierający 27 zestawów uczących, otrzymanych na podstawie symulacji MES.

Jako sygnały wejściowe do sieci wytypowano następujący zestaw zmiennych: czas wtrysku (A), temperatura formy (B), temperatura stopu (C), ciśnienie docisku (D), czas doci-sku (E), objętość wtrysniętego polimeru (F), koncentracja gazu (G). Sygnałem oczekiwanym na wyjściu jest wartość odkształcenia. Do obliczenia wartości wyjściowej neuronów zastosowano funkcję tangens hiperboliczny:

$$f(x) = \tanh\left(\frac{\alpha x}{2}\right) = \frac{1 - e^{-\alpha x}}{1 + e^{-\alpha x}}, \quad \alpha > 0. \quad (2)$$



Rys. 3. Architektura sieci neuronowej

Dobór sieci neuronowej o optymalnej liczbie warstw i neuronów w poszczególnych warstwach zrealizowano za pomocą automatycznego projektanta sieci – modułu wbudowanego w *Statistica Neural Networks*. Jako model predykcji wykorzystano sieć o siedmiu neuronach w warstwie wejściowej oraz jednym neuronie w warstwie wyjściowej. Warstwa ukryta sieci neuronowej zawierała 13 neuronów (rys. 3). Do przeprowadzenia niezależnej kontroli postę-

pów algorytmu uczenia ze zbioru uczącego wydzielono losowo 10% przypadków trenujących tworząc w ten sposób podzbiór walidacyjny, nie biorący udziału w procesie uczenia. Zgodność wartości na wyjściu sieci testowano na podstawie zestawu parametrów wejściowych użytych w symulacji MES, które były nieobecne w zbiorze trenującym.

Uczenie sztucznej sieci neuronowej

Po określeniu liczby warstw oraz liczby neuronów w każdej warstwie dobrano wartości wag oraz wartości progowe wszystkich neuronów. Zadanie to realizowano przez algorytm uczenia, w sposób zapewniający minimalizację błędu działania sieci [12]. Uczenie sieci prze-prowadzono za pomocą algorytmu wstecznej propagacji błędu [13], który z uwagi na wiele zalet jest najchętniej stosowanym algorytmem uczenia sieci. Zadaniem algorytmu uczenia jest taki dobór wartości wag oraz wartości progowych wszystkich neuronów, aby zapewnić minimalizację błędu działania sieci. Powierzchnia błędu dla sieci neuronowej realizującej zadanie nieliniowe ma kształt hiperpowierzchni o złożonym kształcie. Algorytm uczenia począwszy od początkowego losowego układu wag i wartości progowych modyfikuje te wartości w sposób zmierzający do osiągnięcia minimum globalnego.

Jako kryterium jakości sieci przyjęto wartość błędu średniokwadratowego RMS wyznaczanego oddzielnie dla poszczególnych podzbiorów danych:

$$RMS = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (z_i - y_i)^2}{N}}, \quad (3)$$

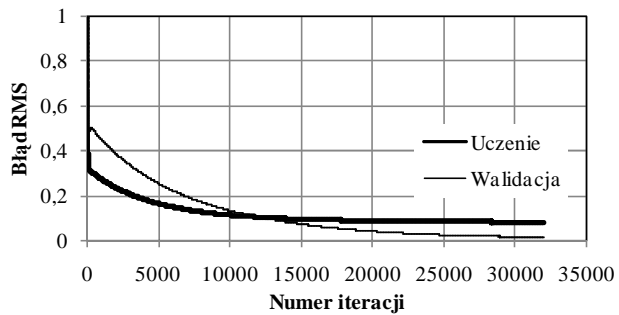
gdzie: N – liczba wektorów zbioru uczącego, y_i – sygnał neuronu wyjściowego dla i - tego wzorca, z_i – oczekiwany sygnał neuronu wyjściowego dla i - tego wzorca.

Aby zapobiec procesowi przeuczenia SSN jako kryterium zakończenia procesu uczenia sieci przyjęto moment, gdy nie następuje już dalsze zmniejszanie się wartości błędu RMS zbioru walidacyjnego (rys. 4). Dalsze kontynuowanie nawet przy ciągłym spadku błędu uczenia prowadzi do zbytniego dopasowania odpowiedzi sieci do wzorców uczących oraz utraty zdolności do generalizacji wyników uczenia. Wartość współczynnika uczenia η , który jest parametrem odpowiadającym za stabilność oraz szybkość zbieżności algorytmu uczenia przyjęto równą 0,0001 [5].

Oceniając model regresyjny należy zwrócić szczególną uwagę na iloraz odchyłeń standardowych *S. D. ratio* (SDR) oraz współczynnik korelacji *R* Pearsona. Dla bardzo dobrego modelu wartość ilorazu odchyłeń standardowych wynosi

poniżej 0,1. Wysoka wartość miernika korelacji R Pearsona przy niskiej wartości ilorazu odchyleń standardowych SDR dla zbioru walidacyjnego świadczy o bardzo dobrej jakości sieci. Dla zbioru uczącego wartość $R = 0,938$ oraz $SDR = 0,352$. Z kolei dla

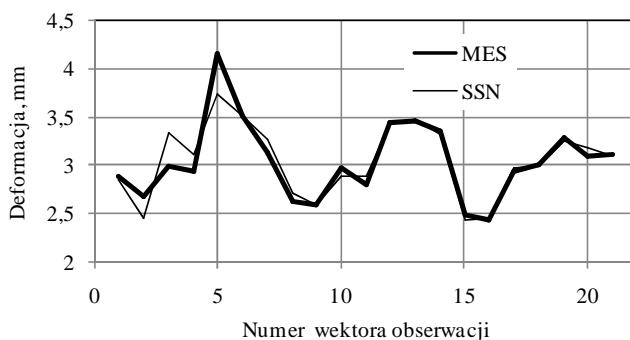
zbioru walidacyjnego wartości R oraz RMS wyniosły odpowiednio 0,994 oraz 0,098.



Rys. 4. Wartość błędów RMS w trakcie uczenia SSN

Dyskusja wyników testowania sieci neuronowej

Testowanie prognozowania nauczonej sieci neuronowej przeprowadzono na podstawie trzech zestawów danych wejściowych, dla których wyznaczono w programie Autodesk MoldFlow MPI 2010 symulowaną wartość odkształcenia. Porównanie wyników sieci neuronowej oraz wyników symulacji MES przedstawiono w tabeli 4. Największy błąd prognozowania sieci neuronowej wynosi 7,01 %. Wyniki przeprowadzonych eksperymentów neuronowych charakteryzują się wysoką zgodnością z wartością odkształceń wyznaczoną za pomocą MES (rys. 5). Daje to optymistyczne przesłanki stosowania SSN do wyznaczania wartości odkształceń minimalizując a nawet eliminując konieczność



Rys. 5. Porównanie wartości deformacji otrzymanej za pomocą MES oraz SSN

czasochłonnejszych symulacji MES. Dość tylko zaznaczyć, że czas wykonania jednej, pełnej symulacji to kilka godzin. Zbliżoną wartość deformacji, stosując do obliczeń SSN, otrzymamy w kilka minut.

Tab. 4.

Porównanie przewidywania wartości odkształcenia przez SSN z wynikami MES

Numer wektora obserwacji	Parametry procesu							Deformacja (mm)		
	A	B	C	D	E	F	G	MES	SSN	Błąd (%)
6	3	40	245	80	12	97	0,8	2,954	2,901	1,79
17	4,5	40	260	70	12	93	0,6	3,002	2,794	6,92
25	6	60	245	70	4	97	0,6	3,281	3,077	7,01

Wnioski

Wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych, jako metody wspomagającej MES, szczególnie przy zadaniach optymalizacyjnych, wymagających przeprowadzenia dużej ilości symulacji, znacznie redukuje czas do uzyskania wyników. Podstawą porównywalności wyników jest przede wszystkim wybór odpowiedniego typu sieci.

Literatura

- [1] L. Kukiela: Podstawy badań inżynierskich, PWN, Warszawa 2002
- [2] M. Korzyński: Metodyka eksperymentu, planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych, WNT, W-wa 2006
- [3] L. Běhálek, J. Bobek, L. Sobotová: Morphology and properties of polypropylene injection parts by application of copper alloy and heat-pipe for tempering of injection moulds, Acta Mechanica Slovaca, 12 (2008) 45-50
- [4] B. Ozcelik, I. Sonat: Warpage and structural analysis of thin shell plastic in the plastic injection molding, Materials and Design, 30 (2009), p. 367-375
- [5] B. Ozcelik, T. Erzurumlu: Caomparison of the warpage optimisation in the plastic injection molding using ANOVA, neural network model and genetic algorithm, J. of Materials Processing Technology 171 (2006), p. 437-445
- [6] I. Fidan, R.P. Kraft, L.E. Ruff, S.J. Derby: Designed experiments to investigate the solder joint quality output of a prototype utomated surface mount replacement system. Comp. Pack. Manufact. Technol. Part C: Manufacturing, IEEE Transactions 21(3) (1998) p. 172–181
- [7] W.H. Wang, Y.S. Tarng: Design Optimization of cutting parameters for turning operations based on the Taguchi method. Journal of Materials Processing Technology, 84 (1998), p. 122-129
- [8] G.P. Syrcos: Die casting process Optimization using Taguchi methods. Journal of Materials Processing Technology, 135 (2003), p. 68-74
- [9] J.A. Ghani, I.A. Choudhury, H.H. Hassan: Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters. Journal of Materials Processing Technology, 145 (2004), p. 84-92
- [10] S. Ossowski: Sieci neuronowe w ujęciu algorytmicznym, WNT, Warszawa 1996
- [11] R.H. Myers, D.C. Montgomery: Response surface methodology process and product optimization using designed experiments, John Wiley and Sons Inc., New York, USA, 1995
- [12] Manual of STATISTICA Neural Networks Software. Tulsa, StatSoft, Inc; 1998
- [13] D.W. Patterson: Artificial Neural Networks—Theory and Applications. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, USA, 1996

Formy pre výrobu výliskov z expandovaného polystyrénu

Výroba výliskov z expandovaného polystyrénu (penového polystyrénu) sa dostáva čoraz viac do popredia. Polystyrénové produkty sú dôležitými prvkami ako v priemyselnom odvetví, tak aj v domácnostiach, veľkú časť tvoria polystyrénové obaly v technike a prvky zlepšujúce trvanlivosť a kvalitu výrobkov iných produktov. Aj napriek značnému rozšíreniu výrobkov z expandovaného polystyrénu (EPS) je množstvo dostupných zdrojov zaoberajúcich sa problematikou konštrukcie foriem pre lisovanie výliskov z EPS minimálne. Tento príspevok prezentuje návrh a konštrukciu formy pre polystyrénové výlisky s detailným popisom jednotlivých jej častí.

Kľúčové slová: EPS, forma, CAD.

Úvod

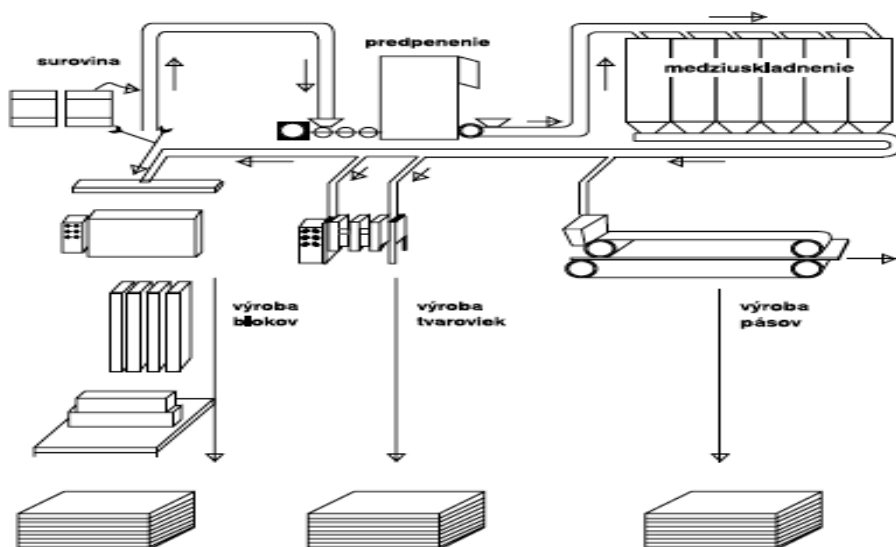
Výroba výliskov z expandovaného polystyrénu (penového polystyrénu) sa dostáva čoraz viac do popredia. Polystyrénové produkty sú dôležitými prvkami ako v priemyselnom odvetví, tak aj v domácnostiach. Aby tieto výlisky z polystyrénu mali výbornú kvalitu je veľmi dôležité navrhnuť a skonštruovať kvalitnú a bezchybnú formu.

Polystyrén patrí už viac ako 60 rokov medzi najbežnejšie používané termoplasty. Spolu s PE, PP a PVC tvorí skupinu veľkotonážnych komoditných plastov. Štandardný polystyrén alebo polystyrén pre všeobecné použitie (GPPS). EPS je anglická skratka pre penový polystyrén. Je to komplikovaný názov pre ohromne užitočný materiál. Na začiatku je treba povedať, že EPS je plastový materiál. Jeho definícia podľa chemického slovníka: „*Tuhý a bunkový plastový materiál, získavaný formovaním pre-dpenených perlí spe-neného polystyrénu alebo jedného z jeho kopolymérov, ktorý má bunkovú štruktúru plnú vzduchu.*“



Obr. 1. Expandovaný (penový) polystyrén (EPS)

¹ Technická univerzita v Košiciach, Katedra technológií a materiálov
e-mail: ivan.gajdos@tuke.sk



Obr. 2. Technológia výroby produktov z expandovaného (penového) polystyrénu

Výroba produktov z EPS

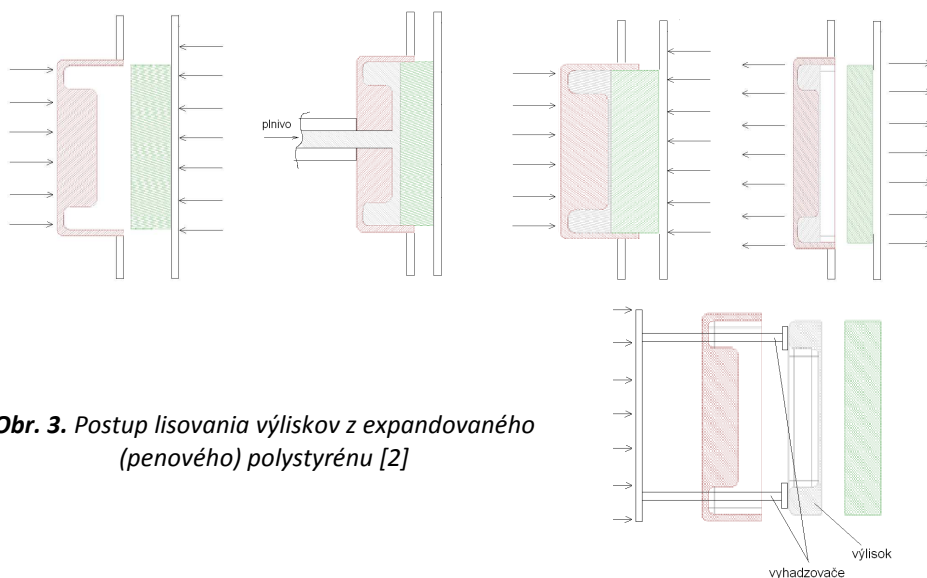
Technologický proces výroby polystyrénových produktov (obr. 2) je proces, kedy sa zo vstupného materiálu – malých perál stáva hotový produkt využiteľný v oblastiach všeobecného spotrebného priemyslu, ako ochrana iných produktov, zatepľovacie systémy, dekoračné predmety a iné predmety podľa požiadaviek zákazníka. Tento proces je delený na 6 stupňov. Stupne technologického procesu výroby polystyrénových produktov:

- prvý stupeň: Predpeňovanie vstupného základného materiálu;
- druhý stupeň: Zrenie a stabilizácia predpenených perál;
- tretí stupeň: Vypeňovanie – Lisovanie;
- štvrtý stupeň: Tvárnenie, rezanie;
- piaty stupeň: Povýrobné spracovanie – Balenie;
- šiesty stupeň: Expedícia.

Lisovanie výrobkov z EPS

Proces lisovania polystyrénu, sa vykonáva lismi, pričom samotný proces lisovania sa delí do 7 fáz (obr. 3):

- zatvorenie formy,
- plnenie formy polystyrénom,
- dovretie formy,



Obr. 3. Postup lisovania výliskov z expandovaného (penového) polystyrénu [2]

- vypeňovanie polystyrénu vo forme pomocou pary,
- chladenie vypeneného polystyrénu,
- otvorenie formy a vyhadzovanie.

Formy pre lisovanie výrobkov z EPS

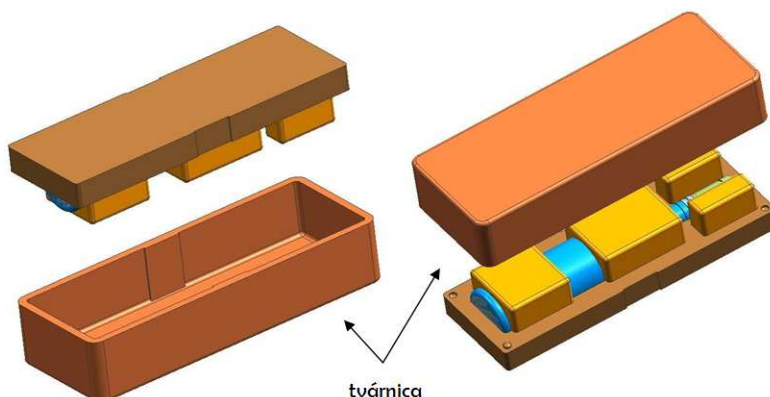
Forma je základom celého procesu lisovania polystyrénových produktov, vyrábajú sa rôzne druhy formy, ktoré majú svoje technologické parametre:

- hrúbka materiálu formy;
- spôsob predýzovania formy;
- rozloženie dýz vo forme v určitých vzdialenostiach od seba;
- drsnosť obrobeného povrchu dielcov vo forme, čím je nižšia, tým kvalitnejší výsledný produkt.

Návrh formy. Pri návrhu formy pre danú problematiku firmy v rámci ochranných balení vínových fliaš, bolo najdôležitejšie vypracovať takú konštrukciu



Obr. 4. Formy na lisovanie polystyrénových produktov [2]



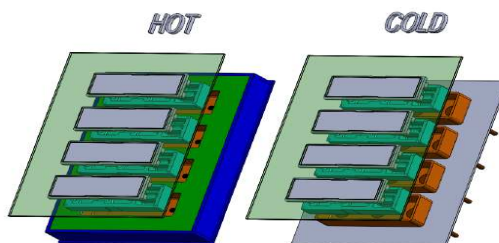
Obr. 5. Hniezdo - tvarová časť formy s tvárnicom a tvárnikom

formy kde pri zmene typu fliaš by sa nemusela forma celá vymieňať, ale stačilo by vymeniť len niektoré jej časti. Forma je prispôbena pre lis VACUTRANS® HE 800, a to tak aby boli naplno využité jeho parametre. Tvarová časť formy pre lisovanie výliskov z EPS sa nazýva hniezdo (obr. 5), ktoré sa skladá z dvoch častí, tvárnica a tvárnice. Tvárnica je súčasťou nepohyblivej strany formy cez ktorú je materiál EPS tlakom vzduchu vháňaný plničmi do formy. Tvárnik je uchytený na pohyblivej časti formy, ktorý sa dotláča do tvárnice [1].

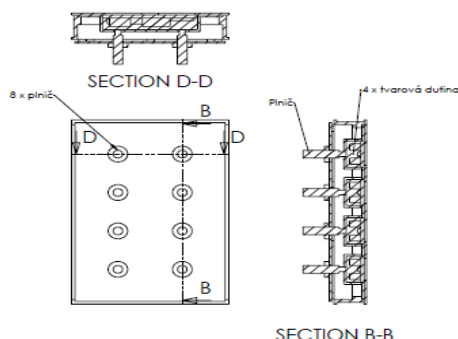
Pri voľbe násobnosti formy je najdôležitejšie splniť maximálne rozmerové rozmedzie formy a využiť formu na čo najväčší počet výliskov. V tomto návrhu formy pre polystyrénové produkty bola navrhnutá štvornásobná forma, z ktorej je možné vyrobiť až štyri kusy výliskov z návrhu balenia 1, 2 a 3.

Plniaci systém formy. Pri lisovaní výliskov z EPS sa plniaci systém skladá z plničov, ktoré do pootvorenej formy tlakom vzduchu vháňajú polystyrén. Keď je už dostatok plniva vo forme, plniče prestanú vháňať materiál a nasledujú ďalšie technologické procesy. Pri riešení tohto návrhu boli ku každej tvarovej dutine teplej strany formy navrhnuté dva plniče.

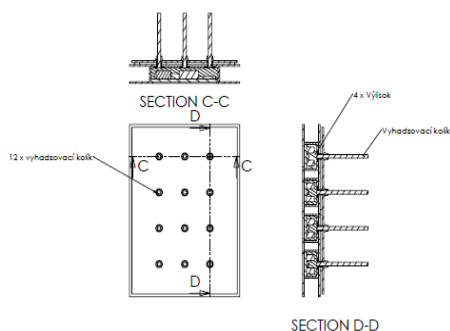
Vyhadzovací systém formy. Vyhodenie výlisku z formy je posledným procesom, ktorý sa deje po úplnom vychladení polystyrénových produktov pomocou H_2O ,



Obr. 6. Ukážka násobnosti teplej a studenej strany formy



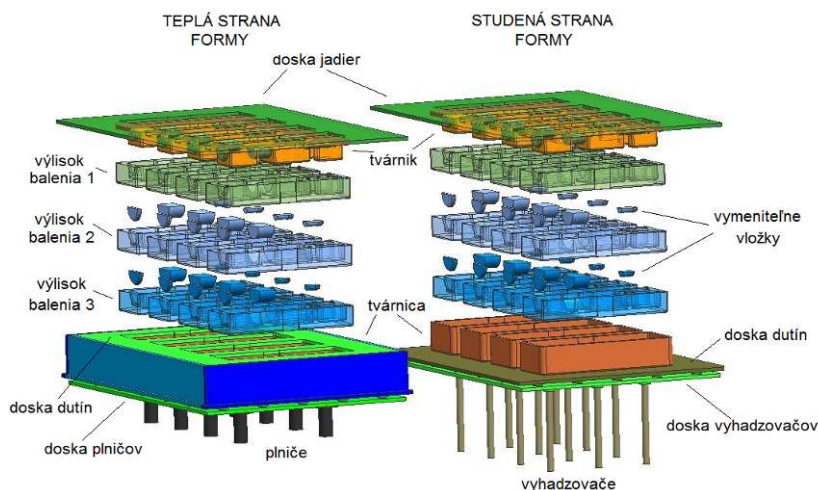
Obr. 7. Plniaci systém formy



Obr. 8. Rozmiestnenie vyhadzovacích kolíkov

vzduchu a vákua. Vyhodenie je zabezpečené pomocou valcových vyhadzovačov. Tie sú uložené v zadnej doske studenej formy (obr. 8). Po ukončení procesu chladenia sa táto časť formy začne otvárať spolu s vyhadzovačmi a tie sa postupne začnú opierať o zadnú dosku lisu kedy nastáva celkové vyhodenie polystyrénových výlisok. Keďže výlisok z EPS sú mäkké vyhadzovacie kolíky sú riešené tak, že koniec kolíka, ktorý vytláča výlisok je oveľa väčšieho priemeru ako on sám. Pre každý riešený výlisok sú zvolené tri vyhadzovacie kolíky [1].

Výsledná konštrukcia formy. Po ukončení navrhnutí jednotlivých konštrukčných častí formy JE vytvorená forma pre zadaný polystyrénový výlisok. Forma je štvornásobná a skladá sa z teplej a studenej časti. Tvarové dutiny teplej časti sú plnené ôsmymi plničkami. Po vylisovaní a následnom chladení v studenej



Obr. 9. Konečná zostava formy pre lisovanie výlisok z EPS

časti formy sú hotové výlisky vyhadzované dvanástimi vyhadzovačmi valcového tvaru.

ZÁVER

Aj napriek značnému rozšíreniu výrobkov z expandovaného polystyrénu (EPS) je množstvo dostupných zdrojov zaoberajúcich sa problematikou konštrukcie foriem pre lisovanie výliskov z EPS minimálne. Tento príspevok približuje problematiku návrhu a konštrukcie formy pre polystyrénové výlisky. Zadaním bol návrh formy na polystyrénové obaly vínových fliaš, kde pri zmene typu fliaš by sa nemusela meniť celá tvarová dutina, iba niektoré jej časti.

Voľbou tohto lisovacieho stroja a jeho maximálnymi rozmermi tvarovej dutiny bola navrhnutá štvornásobná forma a definované umiestnenie výliskov vo forme. Následne boli navrhnuté vymeniteľné diely tvarovej dutiny, ktoré sú najvhodnejšie pre rýchlu zmenu výsledného typu výlisku, čiže obalu pre vybrané tri typy vínových fliaš. Výsledkom návrhu je univerzálna forma s vymeniteľnými časťami tvarovej dutiny, ktorá je finančne a časovo omnoho menej náročná ako výroba novej kompletnej formy.

Príspevok bol spracovaný v rámci riešenia grantového projektu KEGA č. 263-049TUKE-4/2010

Literatúra

- [1] Maturkanič I.: Návrh a konštrukcia prototypovej formy pre výlisky z EPS, diplomová práca, Technická univerzita v Košiciach, KTAM – SP-7/2009
- [2] Novotná A.: Modelovanie a simulácia vplyvu technologických parametrov na parametre kvality technológie lisovania plastov (minimová práca)

Designing of Moulds for Parts Production From Expanded Polystyrene

Production of moldings from expanded polystyrene (foam polystyrene) is becoming very important. Products from expanded polystyrene are very important for industry and also for households. Big parts of products made from EPS are used in packaging industry. Despite of intensive producing of EPS product are the sources describing mould construction very limited. This paper present an approach to design and construction of mould for producing of EPS moldings. The mould is in detail described.

Keywords: EPS, mould, CAD.

Aplikácia neželezných materiálov pri výrobe tvárniacich nástrojov

Príspevok pojednáva o praktickom overení výberu najvhodnejšieho neželezného materiálu na výrobu tvarových častí foriem. Na experimenty boli použité štyri druhy Al zliatin a skúšky boli vykonané na vzorkách pre stanovenie adhezívneho opotrebenia. Intenzita opotrebenia bola hodnotená stanovením koeficientu trenia.

Kľúčové slová: tvárniaci nástroj, hliníkové zliatiny, adhezívne opotrebenie, koeficient trenia.

Úvod

Intenzívny vývoj nových typov plastov, rýchly rozvoj ich priemyselnej výroby v poslednom období a predovšetkým ich aplikácia v najrôznejších odvetviach priemyselnej činnosti, mali za následok prudko stúpajúci dopyt po nástrojoch na ich spracovanie. Konštrukcia nástrojov pre tvárnenie kovov a plastov je jednou z najnáročnejších oblastí v strojárstve. Vstrekovacie formy sú často komplikované technické zariadenia, ktoré musia odolávať vysokým tlakom, musia poskytovať výlisky s presnými rozmermi, umožniť ich ľahko vybrať a pri tom vo väčšine prípadov pracovať automaticky.

Vstrekovacia forma je nástroj, ktorý je v priebehu vstrekovania naplňovaný roztaveným plastom. Forma je nástroj, ktorý dáva výrobku požadovaný tvar a rozmery. Upína sa na vstrekovací lis, ktorý dopraví taveninu do jeho dutiny. Po ochladení je zhotovený výlisok s požadovaným tvarom, rozmermi a funkčnými vlastnosťami.

Materiály používané na výrobu vstrekovacích foriem

Vstrekovacie formy pozostávajú z funkčných a pomocných dielcov, ktoré sú vyrábané s vysokou presnosťou, čo sa odráža na ich obstarávacej cene. Materiály formy musia spĺňať požadované prevádzkové podmienky, teplotu, tlak a oteruvzdornosť. Teplota pri vstrekovaní termoplastov sa pohybuje v závislosti na druhu materiálu 120 až 300 °C. Dôraz na materiál formy je kladený aj na odolnosť jej funkčných častí voči oteru, obzvlášť pri spracovávaní plastov s abrazívnymi plnivami. Požadované vlastnosti materiálov na vstrekovacie formy sú [5]:

- dostatočná pevnosť v ťahu a v tlaku;
- zvýšená odolnosť voči oteru;

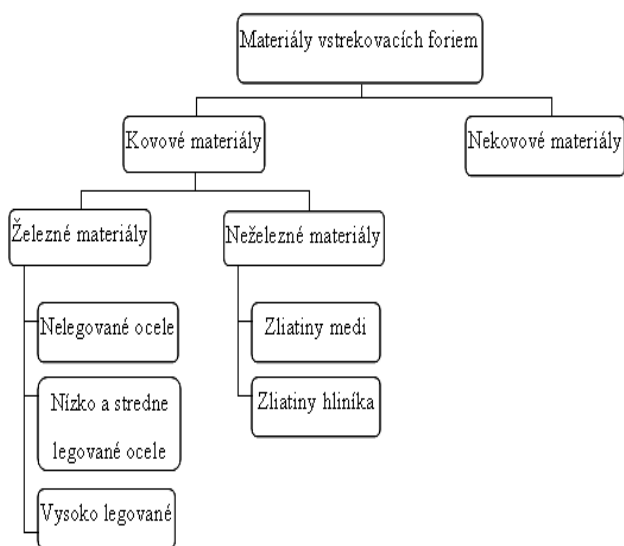
¹ Technická univerzita v Košiciach, Katedra technológií a materiálov
e-mail: frantisek.greskovic@tuke.sk

- vyhovujúca kaliteľnosť a prekaliteľnosť;
- malé rozmerové a tvarové deformácie pri kalení;
- čo najlepšia koróziivzdornosť;
- dobrá obrobitelnosť, poprípade tvárniteľnosť za studena;
- dobrá brúsiteľnosť a leštiteľnosť v zušľachtenom stave.

Je samozrejmosťou, že nie je možné dosiahnuť všetky vyššie uvedené vlastnosti jediným materiálom pre výrobu formy. Preto sa vyberajú prioritné vlastnosti, ktoré sú pre nás z hľadiska tvaru, presnosti a veľkosti budúceho výstrelu, spôsobu jeho výroby, ako aj sériovosti výroby najdôležitejšie.

Na výrobu foriem a ich dielov sa najčastejšie používajú nástrojové, konštrukčné uhlíkové a legované ocele. Nástrojové ocele sa najčastejšie používajú pre výrobu funkčných častí formy, ako sú tvárnik a tvárnica. Nástrojová oceľ sa môže používať aj na pomocné dielce, kde je jej použitie nutné a odôvodnené. Väčšie využívanie konštrukčnej ocele je často zvýhodňované jej nižšou cenou, alebo väčšou dostupnosťou či väčším výberom sortimentu polotovarov. Rozdelenie materiálov používaných pri výrobe vstrekovacích foriem je na obr. 1.

Neželezné materiály. V súčasnej dobe sa čoraz viac využívajú pri výrobe vstrekovacích foriem neželezné materiály. Hlavný dôvodom, prečo stúpa záujem o využívanie týchto materiálov v tejto oblasti je tlak zo strany trhu na zvyšovanie



Obr. 1. Rozdelenie materiálov používaných pri výrobe vstrekovacích foriem [2]

kvality výrobkov a skracovanie časov výroby.

Neželezné materiály, ktoré sú schopné svojou vysokou vodivosťou tieto požiadavky na výrobu foriem splniť patria do skupín zliatin medi a zliatin hliníka. Neželezné materiály tiež našli svoje uplatnenie v predvýrobných etapách prípravy výroby ako materiály pre formy na malosériovú výrobu. Takéto formy sa stávajú predmetom skúšok, ktoré poskytnú potreb-

né informácie o plánovanej výrobe. Na tieto účely sa využívajú prevažne nekovové materiály, ako sú epoxidové živice, silikón, umelé dreva a pod [4].

Zliatiny medi a hliníka. Zliatiny medi a hliníka majú dobrú tepelnú vodivosť, oproti oceliam na výrobu vstrekovacích foriem štyri až pätnásťnásobne vyššiu. K prednostiam zliatin medi patrí tiež nízky koeficient trenia, ktorý je výhodný zvlášť pre pohyblivé časti formy. Formy zo zliatin hliníka majú svoje špeciálne určenie v technológii vstrekovania plastov. Nevynikajú svojou tvrdosťou ani pevnosťou, ale majú iné dobré vlastnosti. Najlepšie uplatnenie našli ako materiál pre formy na štruktúrované peny, kde je požadovaný intenzívny chladiaci účinok a dobrá chemická odolnosť voči korózii. Keďže vstrekovací tlak pri výrobe štruktúrovanej peny je 10 krát menší ako pri vstrekovaní termoplastov, nie sú kladené vysoké nároky na pevnosť formy. Z normalizovaných materiálov sa pre tento účel najviac osvedčil Superdural STN 42 4203.6 (AlCuMg), u ktorého sa dosahujú vysoké pevnosti vytvrdením [1], [3].

Cieľ experimentov

Cieľom experimentov bolo vytypovať a otestovať vhodnosť vybraných hliníkových zliatin na výrobu tvarových častí vstrekovacích foriem pre plasty. Na základe experimentu analyzovať proces adhezívneho opotrebenia častí formy, ktoré sa svojou podstatou a účinkom najviac približujú opotrebeniu v daných zariadeniach a pri prevádzkových podmienkach.

Keďže materiály ako Superdural, Ampco a Alumec sú dostatočne známe a ich aplikácia je overená, požiadavkou z praxe bolo overiť možnosť použitia iných menej známych a nie veľmi používaných materiálov. Pre experimenty boli použité štyri druhy hliníkových zliatin s označením:

- Vzorka č.1 – zliatina $\text{AlZn}_{15}\text{Si}_8\text{Mg}$;
- Vzorka č.2 – zliatina $\text{AlZn}_{15}\text{Si}_8\text{Mg}$. Zložením je podobná vzorke č.1. Odlišuje sa množstvom legúr (Mn), ktoré boli redukované vyhorením pri procese liatia až na hodnotu 0,4 % a zvýšeným obsahom Zn až na 12 %;
- Vzorka č.3 – zliatina $\text{AlSi}_{10}\text{MgMn}$. Je to zliatina s dobrou zvariteľnosťou;
- Vzorka č.4 – zliatina DEZOXID.

Chemické zloženie materiálov je uvedené v tab.1. V rámci experimentu boli navrhnuté a uskutočnené tieto postupy:

- meranie drsnosti,
- meranie tvrdosti,
- skúška adhezívneho opotrebenia bez použitia mazania,
- skúška adhezívneho opotrebenia s použitím mazania.

Tab. 1.

Chemické zloženie materiálov

vzorka \ obsah[%]	Al ₂	Cu ₁	Cu ₂	Mg	Mg ₁	Si ₂	Fe ₃	Mn ₁	Ni ₃	Zn	Pb ₁	Sn ₁	Ti ₁	Cr ₄
AlZn ₁₅ Si ₈ Mg	89,2	0,074			0,295	7,76	0,444	0,668	0,01	1,26	0,038	0,011	0,018	0,01
AlZn ₁₅ Si ₈ Mg	77		0,466		0,449	8,27	0,415	0,42	0,015	12,73	0,023	0,01	0,019	0,007
AlSi ₁₀ MgMn	88,6		0,029		0,442	10,32	0,287	0,138	0,01	0,065	0,012	0,007	0,004	0,007
DEZOXID	98,5		0,121	0,034		0,88	0,219	0,008	0,01	0,172	0,029	0,009	0,006	0,008

Experimenty boli vykonané na vzorkách pre stanovenie adhezívneho opotrebenia t.j. trecích dvojiciach, ktoré tvorili: trecí kotúčik (kalená oceľ STN 12 060) a protikus– skúmané Al zliatiny.

Diskusia nameraných výsledkov

Hodnotenie drsnosti. Meranie drsnosti bolo urobené len na trecom kotúčiku vzhľadom na povahu hliníkových zliatin. Drsnosť povrchu bola stanovená na meracom zariadení – dotykovom profilometri – typu SurfTest SJ firmy MITUTOYO, Japonsko. Mikrogeometria povrchov trecích dvojíc bola hodnotená podľa normy STN EN ISO 4287 profilovou metódou [6]. Namerané hodnoty drsnosti sú uvedené v tab.2.

Hodnotenie tvrdosti. Hodnoty tvrdosti vzoriek boli merané metódou podľa Vickersa HV 10 a výsledky meraní sú uvedené v tab. 3.

Hodnotenie adhezívneho opotrebenia trecej dvojice kalená oceľ – Al zliatina. Na skúšku adhezívneho opotrebenia bolo použité zariadenie AMSLER s plošným dotyk, ktorý dovoľuje skúšanie klzných dvojíc. Skúšobné vzorky mali tvar plochej príložky s rozmermi 20x15x9 mm a štandardného kotúčika priemeru

Tab. 2.

Namerané hodnoty drsnosti

Drsnosť / meranie	1	2	3	4	5	Σ / 5
Ra [μm]	0,85	0,89	0,71	0,79	0,83	0,814
Rz [μm]	6,43	6,85	6,2	6,36	6,38	6,444

Tab. 3.*Namerané hodnoty tvrdosti*

vzorka/meranie	1	2	3	4	5	6	$\Sigma / 6$
AlZn ₁₅ Si ₈ Mg	442	434	441	442	425	425	434,8
AlZn ₁₅ Si ₈ Mg	572	572	543	568	568	580	567,2
AlSi ₁₀ MgMn	459	417	425	450	442	421	435,7
DEZOXID	170	169	166	188	170	192	175,8

tvár plochej príločky s rozmermi 20x15x9 mm a štandardného kotúčika priemeru Ø36 mm a hrúbky 10 mm. Príločky (protikusy) boli vyrobené zo skúšaného materiálu. Uloženie kotúčika a protikusu bolo regulované na tlak v dotykovej ploche stlačením pružiny silou 50 kN. Oceľový kotúčik sa otáčal rýchlosťou 200 min⁻¹. Skúšky boli robené bez maziva a s mazivom - motorový olej Madit M2T a merania boli realizované bez časového obmedzenia. Časový interval odpočtu trecieho momentu bol volený v závislosti od celkovej doby zadretia jednotlivých vzoriek.

Trecia dvojica kov (12 060) – AlZn15Si8Mg (vzorka č.1). Pri skúške adhezívneho opotrebenia bez použitia mazania došlo k tlačeniu materiálu – plastickému vytesňovaniu v smere pohybu trecieho kotúčika. Vzorka č.1 sa na sucho zadrela za 17 sekúnd. Po zadretí nastalo preklížnutie vzorky aj s prípravkom.

Pri skúške adhezívneho opotrebenia s použitím maziva sa doba záderu niekoľkonásobne predĺžila. Výsledné hodnoty trecieho momentu, súčiniteľa trenia ako aj časové intervaly odpočtu hodnôt sú uvedené v tab.4 .

Trecia dvojica kov (12 060) - AlZn15Si8Mg (vzorka č.2). Pri meraní trecieho momentu bez použitia mazania na vzorke boli pozorované stopy po abrazívnom opotrebení vzniknuté v dôsledku materiálu vytrhnutého zo vzorky a nalepeného na kotúčik. Z hľadiska tribológie môžeme povedať, že sa jedná o mechanizmus vytrhávania. Doba záderu bola 83 sekúnd. Po zadretí nastalo preklížnutie vzorky aj s upínacím prípravkom.

Meraním trecieho momentu s použitím mazania sa doba záderu niekoľkonásobne predĺžila. Výsledné hodnoty trecieho momentu, súčiniteľa trenia ako aj časové intervaly odpočtu hodnôt sú uvedené v tab. 5.

Tab. 4.*Namerané hodnoty dvojice oceľ – vzorka č.1 pri použití maziva*

Vzorka č.	Hodnoty trecieho momentu M [kg.m] a súčiniteľa trenia μ na čase [s]									
	100 [s]		4000 [s]		4650 [s]		4750 [s]		5130 [s]	
	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ
1.1	0,12	0,13	0,23	0,25	0,33	0,37	0,53	0,59	0,73	0,81
1.2	0,15	0,17	0,20	0,22	0,40	0,44	0,61	0,68	0,79	0,89
1.3	0,11	0,12	0,18	0,20	0,18	0,20	0,50	0,56	0,70	0,78

Tab. 5.

Namerané hodnoty dvojice ocel' – vzorka č.2 pri použití maziva

Vzorka č.	Hodnoty trecieho momentu M [kg.m] a súčiniteľa trenia μ na čase [s]									
	5 [s]		100 [s]		250 [s]		350 [s]		446 [s]	
	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ
2.1	0,25	0,28	0,30	0,33	0,43	0,48	0,47	0,52	0,69	0,76
2.2	0,20	0,22	0,32	0,35	0,39	0,43	0,50	0,56	0,67	0,74
2.3	0,27	0,30	0,29	0,32	0,34	0,38	0,52	0,58	0,63	0,70

Trecia dvojica kov (12 060) – AlSi10MgMn (vzorka č.3). Doba záderu pri meraní trecieho momentu bez použitia mazania bola 20 sekúnd. Po zádere došlo k adhezívnemu opotrebeniu a následnej delaminácii povrchu vzorky. Na trecom kotúčiku sa po skúške nachádzali čiastočky preneseného materiálu zo vzorky. Pri skúške adhezívneho opotrebenia s použitím maziva sa doba záderu niekoľkonásobne predĺžila. Výsledné hodnoty trecieho momentu, súčiniteľa trenia ako aj časové intervaly odpočtu hodnôt sú uvedené v tab. 6.

Trecia dvojica kov (12 060) – DEZOXID (vzorka č.4). Doba záderu pri meraní trecieho momentu bez použitia mazania bola 6 sekúnd. Vzhľadom na nízku tvrdosť materiálu došlo skoro okamžite po spustení zariadenia k plastickému vytesňovaniu a k zadretiu materiálu prostredníctvom silných Van der Waalových síl. Výsledné hodnoty trecieho momentu, súčiniteľa trenia ako aj časové intervaly odpočtu hodnôt pri skúške s mazivom sú uvedené v tab. 7. Vzájomné pomery súčiniteľa trenia skúšaných vzoriek a dĺžky skúšky sú znázornené v grafe na obr. 2.

Tab. 6.

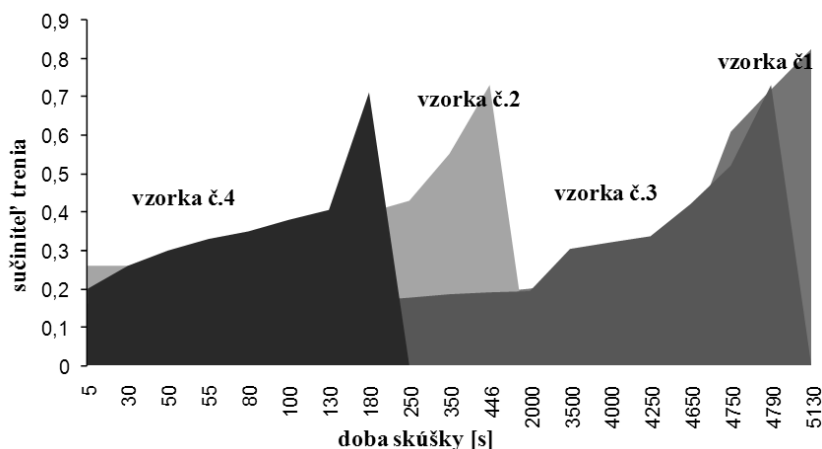
Namerané hodnoty dvojice ocel' – vzorka č.3 pri použití maziva

Vzorka č.	Hodnoty trecieho momentu M [kg.m] a súčiniteľa trenia μ na čase [s]									
	50 [s]		2000 [s]		3500 [s]		4250 [s]		4790 [s]	
	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ
3.1	0,18	0,20	0,17	0,19	0,23	0,26	0,28	0,31	0,72	0,80
3.2	0,15	0,17	0,20	0,22	0,32	0,36	0,38	0,42	0,65	0,72
3.3	0,12	0,13	0,15	0,17	0,26	0,29	0,25	0,28	0,60	0,67

Tab. 7.

Namerané hodnoty dvojice ocel' – vzorka č.4 pri použití maziva

Vzorka č.	Hodnoty trecieho momentu M [kg.m] a súčiniteľa trenia μ na čase [s]									
	30 [s]		55 [s]		80 [s]		130 [s]		180 [s]	
	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ	M	μ
4.1	0,27	0,30	0,30	0,33	0,32	0,35	0,35	0,39	0,64	0,71
4.2	0,25	0,28	0,32	0,35	0,35	0,39	0,38	0,42	0,67	0,74
4.3	0,20	0,22	0,29	0,32	0,29	0,32	0,37	0,41	0,62	0,69



Obr. 2. Priebeh koeficientu trenia zliatin v závislosti na čase

Záver

Z experimentov vyplynulo, že pri navrhovaní neželezného materiálu (hliníka) na výrobu tvarových častí foriem je potrebné zohľadniť vlastnosti danej zliatiny. Na základe vykonaných skúšok sme dospeli k týmto záverom:

- Čistý hliník nemá dostatočne vhodné vlastnosti pre dané použitie, čo potvrdili skúšky na materiáli DEZOXID (vzorka č.4), ktorý obsahoval až 98 % hliníka. Čas, za ktorý sa vzorka zadrela a typ opotrebenia, aké nastalo počas skúšky, svedčia o tom, že veľmi čisté zliatiny nie sú vhodné pre výrobu tvarových častí foriem.
- Zliatina $\text{AlZn}_{15}\text{Si}_8\text{Mg}$ (vzorka č.2) sa pri simulácii prevádzkového zaťaženia chovala lepšie ako materiál DEZOXID, no dosahované časy záderu a hodnoty súčiniteľa trenia ukazujú, že ani táto zliatina nie je vhodná na použitie pre výrobu foriem. Obsahovala totiž veľké množstvo zinku, čo spôsobilo veľkú tvrdosť zliatiny v porovnaní s ostatnými skúmanými zliatinami - až 572 HV.
- Zliatiny $\text{AlZn}_{15}\text{Si}_8\text{Mg}$ a $\text{AlSi}_{10}\text{MgMn}$ (vzorky č.1 a č.3) sa po skúškach javili ako najvýhodnejšie na výrobu tvarových častí formy. Optimálne zloženie zliatiny zaručovalo dostatočne dlhý čas prevádzky.
- Z výsledku modelovej skúšky vyplýva, že na výrobu tvarových častí foriem je zo skúšaných materiálov najvhodnejšia zliatina $\text{AlZn}_{15}\text{Si}_8\text{Mg}$. Na konci skúšky dosahovala najvyšší súčiniteľ trenia, k záderu materiálu došlo po najdlhšom čase. V praxi sa tvarové časti foriem nenamáhajú až takým extrémnym spôsobom ako vzorky pri modelovej skúške. Mazanie býva zabezpečené nepretržite.

Cieľom experimentu bolo praktické overenie a potvrdenie výberu najvhodnejšieho neželezného materiálu, z dodaného sortimentu materiálov, na výrobu tvarových častí nástrojov. Tieto materiály môžu byť použité pri výrobe tvarových častí vstrekovacích foriem na plasty a budú zabezpečovať čo najbezporuchovejšiu prevádzku v malosériovej výrobe. Firma ich aplikuje aj pri výrobe tvarových častí nástrojov pri overovacích sériách svojich výrobkov z tenkých plechov.

Príspevok bol spracovaný v rámci riešenia grantového projektu VEGA č. 1/0725/08.

Literatúra

- [1] Micheľ J.: Náuka o materiáli. Bratislava, 1997
- [2] Morávek O., Baborovský V.: Nástrojové materiály a tepelné zpracování nástrojů, STNL, Praha, 2002
- [3] Štofko M., Štofková M.: Neželezné kovy. Emilie, Košice, 2005
- [4] Hidvéghy J., Dusza J.: Nekomové konštrukčné materiály. Košice: Technická univerzita Košice, 1998, 77s. ISBN 80-7099-363-4
- [5] Greškovič F., Spišák E.: Materiály foriem na spracovanie plastov: Acta Metallurgica Slovaca. roč. 9, (2003), s. 41-48. ISSN-1335-1532
- [6] STN EN ISO 4287: 1999. Geometrické špecifikácie výrobkov
- [7] STN 42 0374:1978. Skúška tvrdosti podľa Vickersa

Application of non-ferrous materials in the production of forming tools

The contribution deals with the practical verification of the most applicable non-ferrous material for the production of shaped parts form. Four types of Al alloys were used on the experiments, and tests were performed on samples for the determination of adhesive wear. Wear intensity was evaluated by determination of friction coefficient.

Keywords: forming tool, aluminum alloy, adhesive wear, friction coefficient.

Analiza numeryczna procesu nitowania nitem zrywalnym

W pracy przedstawiono analizę numeryczną procesu nitowania za pomocą powszechnie stosowanych nitów zrywalnych typu Al-stal. Wymiary i średnice dobrano według rzeczywistych nitów dostępnych powszechnie w sprzedaży w Polsce na podstawie katalogów producentów. W obliczeniach numerycznych, prowadzonych za pomocą metody elementów skończonych (MES), wykorzystywano komercyjny pakiet oprogramowania DEFORM 3D. Wyniki uzyskanych obliczeń pozwoliły na prześledzenie mechanizmów płynięcia metalu w przedstawionym procesie łączenia elementów.

Słowa kluczowe: nitowanie, nit zrywalny, MES.

Wstęp

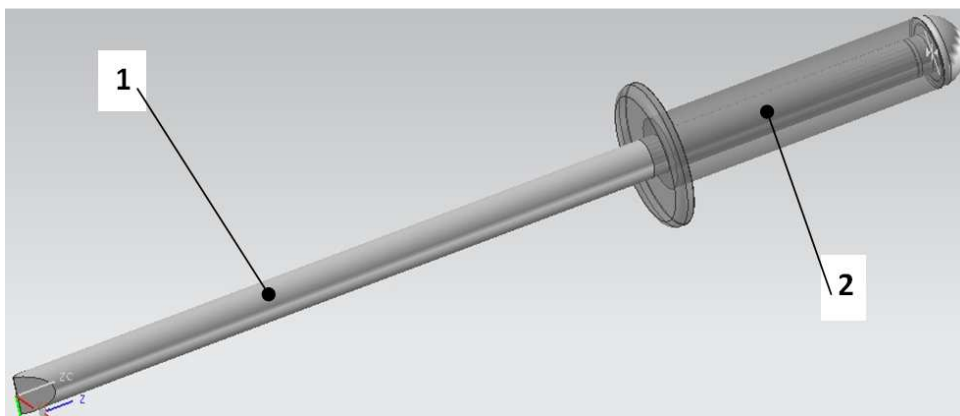
Proces nitowania polega na wykonywaniu nierozłącznych połączeń dwóch lub więcej części przedmiotów za pomocą nitów. Nitowanie ma na celu wykonanie trwałego, mocnego oraz często szczelnego połączenia elementów nawet przy jednostronnym dostępie. Mechanizm przedstawionej operacji nitowania polega na spęczaniu tulei zwanej kołnierzem nita. Matrycą w procesie jest w tym przypadku gwóźdź nita przewleczony osiowo przez kołnierz. Proces ten może być realizowany na zimno lub gorąco. W bieżącej analizie skupiono się na procesie realizowanym w warunkach na zimno.

Przyjęty, w założeniach wstępnych, jednostronny dostęp do łączonych elementów kierunkuje na wybór nitów zrywalnych. Do analizy wybrano najpowszechniej stosowane nity zrywalne typu Al – stal. Ich wymiary i średnice dobrano według rzeczywistych nitów dostępnych powszechnie w sprzedaży w Polsce na podstawie katalogów producentów.

Na rys. 1 przedstawiono złożony nit zrywalny. Składa się z wymienionego wcześniej gwoźdźnia (1) wykonanego ze stopu aluminium oraz kołnierza stalowego (2). Podstawowym pierwiastkiem stopowym kołnierza jest magnez w zawartości około 4% oraz mangan do 1%. Dopuszczalne zanieczyszczenia wynoszą do 0,15% co nie wpływa na jakość spęczania. Stalowy gwóźdź zawiera po około 1% krzemu i niklu, 0,5% manganu oraz 0,2% węgla. Jest to stal konstrukcyjna stopowa określonego przeznaczenia – na walcówki do ciągnięcia, na drut. W związku z tym

¹ Politechnika Lubelska, Koło Naukowe „Komplast”

² Politechnika Lubelska, Katedra Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej
e-mail: j.bartnicki@pollub.pl



Rys. 1. Model CAD nitu zrywalnego Al – stal, gdzie 1 – gwóźdź wykonany ze stopu aluminium, 2 – kołnierz stalowy (szczegółowy opis w tekście)

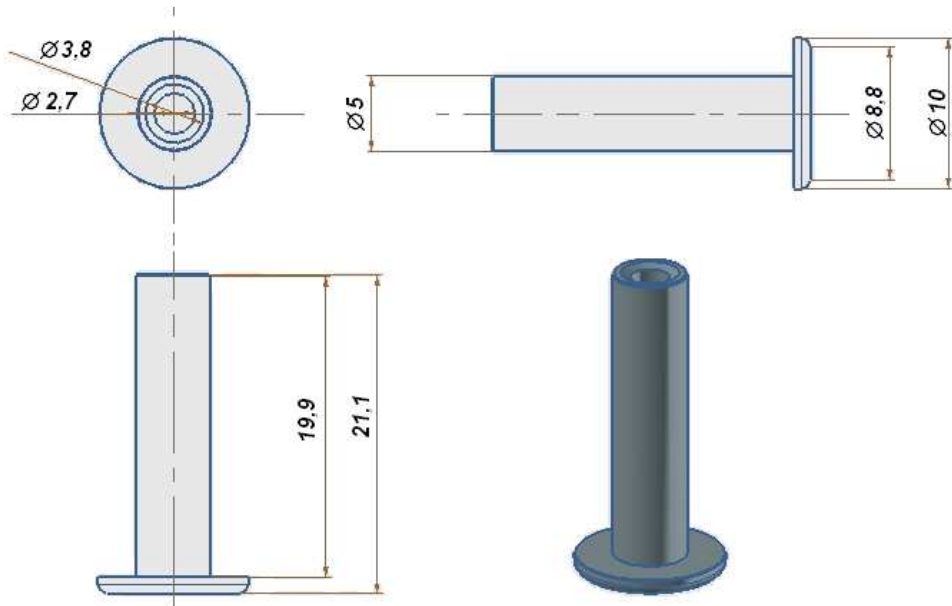
jednym z jego głównych przeznaczeń są nity. Dane uzyskano na podstawie leksykonu materiałoznawstwa.

Pre - processor

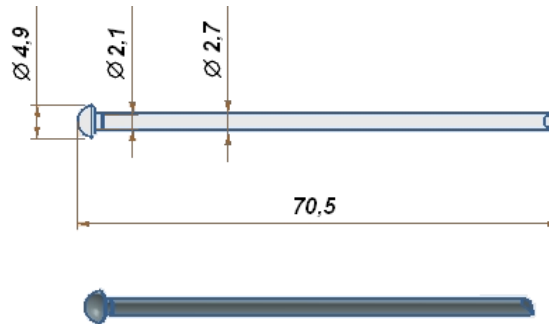
Zestawienie poszczególnych elementów niezbędnych do przeprowadzenia analizy przedstawiają kolejne rysunki. Podstawowym elementem nita, podlegającym spęczaniu, jest kołnierz (rys. 2). Stempel, realizujący odkształcenie, przybiera zaś postać gwoźdź (rys. 3). Jego kształt jest wiernym odwzorowaniem wyrobów rzeczywistych, widoczny rowek znajdujący się w bliskiej odległości od łba stanowi karbem, zapewniającym zerwanie nita dokładnie w tym miejscu, co właściwie umożliwia nitowanie zrywalne i zapewnia brak uszkodzeń pozostałych partii wyrobu. Dwa płaskowniki (rys. 4) spełniają funkcję łączonych elementów jednocześnie stawiając opór dla gwoźdźa w końcowym etapie nitowania. Element z rys. 5 to już część nitownicy - jej końcówka. Zapewnia ona sztywność kołnierza od strony nitownicy. Każdy z kształtów z rys. 2 dodatkowo z rzutowano i zwymiarowano.

Całkowite złożenie opisanych elementów wykonano w programie DEFORM 3D w module pre - processor. Rys. 6 przedstawia ten etap przygotowania modelu numerycznego do analizy MES. Kolejnym etapem było dobranie parametrów procesu. W zakresie tym ustalono m.in. podział wyrobu na elementy. Dla dokładności wykonania analizy zastosowano podział na 50 tys. elementów w siatce dla części spęczanej – kołnierza.

Proces nitowania różni się znacząco np. od klasycznego zginania. Tu odkształcenie odbywa się za sprawą złożonego stanu naprężeń – początkowo

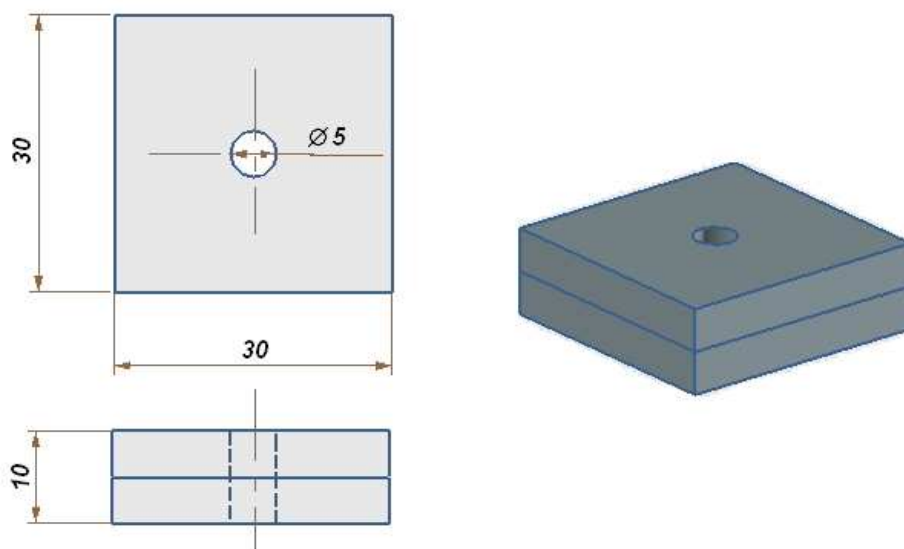


Rys. 2. Kołnierz nita

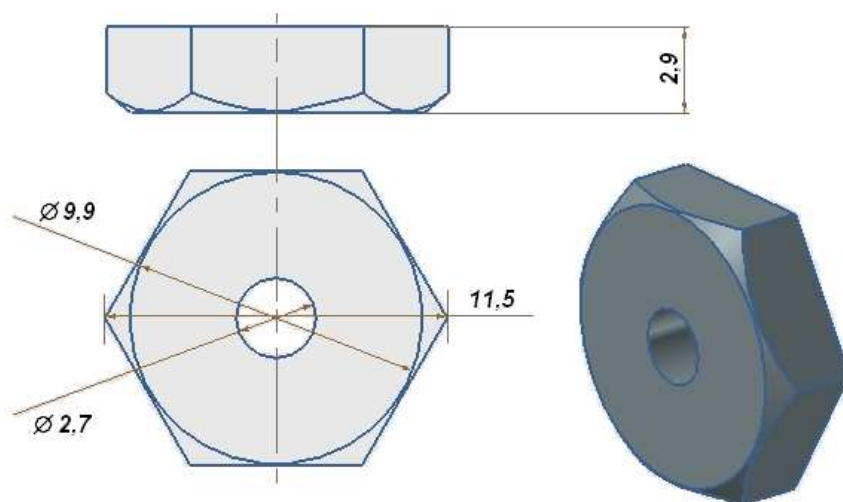


Rys. 3. Gwóźdź nita

ściskania, następnie ściskania i rozciągania. Kierunki obu tych naprężeń są prostopadłe do siebie. Wzajemne oddziaływanie dwóch materiałów realizuje matryca z przemieszczeniem osiowym wzdłuż elementów. Siatka „mesh” dla narzędzia i określenie jego materiału pozwoliło na dodatkową analizę temperaturową kołnierza i gwóźdźa co ma silny związek z prędkością odkształcania oraz zadeklarowanymi czynnikami tarcia dla pary trącej.



Rys. 4. Model łączonych płaskowników zastosowany w analizie MES



Rys. 5. Końcówka nitownicy, która została uwzględniona w modelu numerycznym

ściskania, następnie ściskania i rozciągania. Kierunki obu tych naprężeń są prostopadłe do siebie. Wzajemne oddziaływanie dwóch materiałów realizuje matryca z przemieszczeniem osiowym wzdłuż elementów. Siatka „mesh” dla narzędzia i określenie jego materiału pozwoliło na dodatkową analizę

temperaturą kołnierza i gwoźdza co ma silny związek z prędkością odkształcania oraz zadeklarowanymi czynnikami tarcia dla pary trącej.

Ponadto, wśród zadanych parametrów i ustawień w pre - procesorze wymienić można relacje pomiędzy poszczególnymi elementami – określone automatycznie przez program (rys. 7), czynnik tarcia dobrany dla aluminium ($m = 0,4$), tolerancje, temperaturę, drogę ruchu, prędkość, ilość kroków itp. W prowadzonej analizie dobrano 750 kroków na ograniczonej płaskownikami drodze, co zapewniło odpowiednią dokładność analizy.

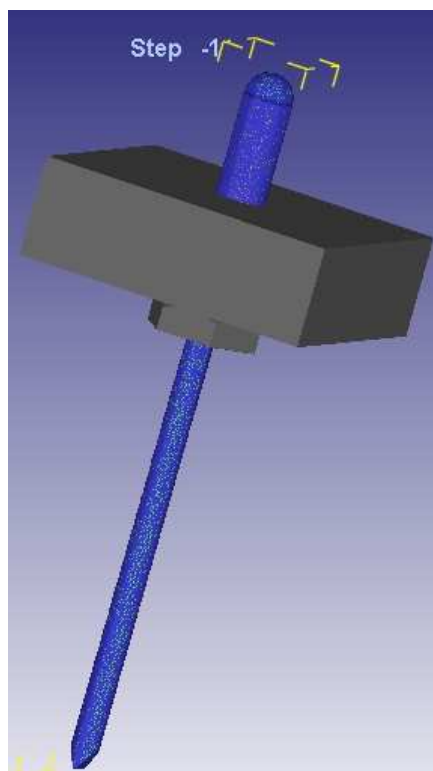
Po zakończeniu przygotowań sprawdzono i wygenerowano bazę danych wykorzystywaną przez program bezpośrednio do prowadzenia analizy. Brak błędów i ostrzeżeń świadczył o właściwym przygotowaniu procesu.

Wyniki analizy

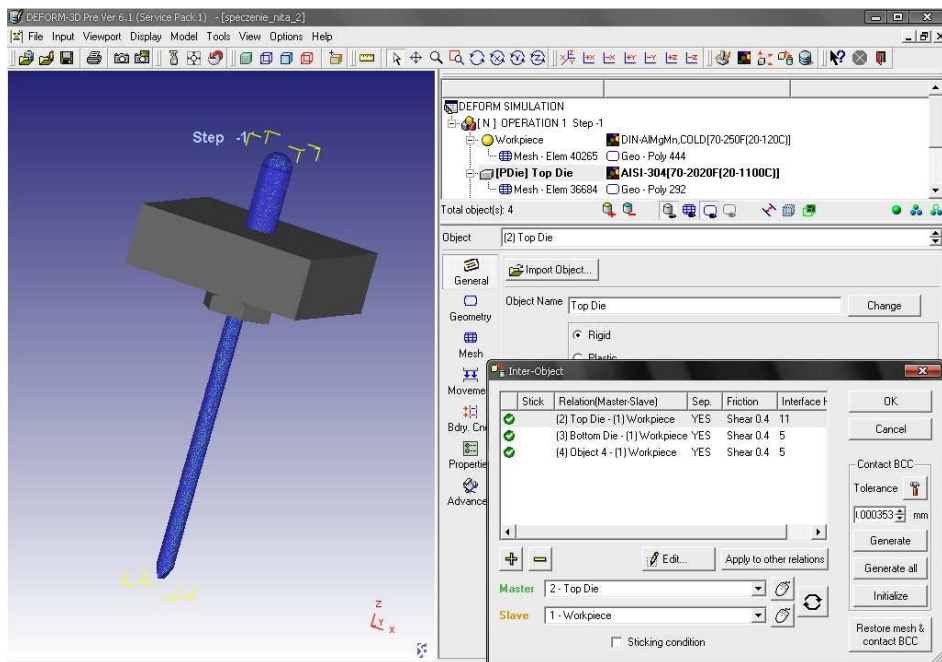
Przeprowadzono trzy warianty obliczeń z różnymi ustawieniami programu dla tych samych warunków spęczania:

- analiza spęczania z prędkością normalną nitowaniu ($v = 0,01 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) z zadeklarowanymi materiałami dla kołnierza i gwoźdza;
- analiza spęczania z prędkością normalną nitowaniu ($v = 0,01 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) z zadeklarowanym materiałem wyłącznie dla kołnierza;
- analiza spęczania z dużą prędkością nitowania ($v = 25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) z zadeklarowanymi materiałami dla kołnierza i gwoźdza.

Analiza pierwsza i druga charakteryzowały się identycznymi warunkami wprowadzonymi do programu. Obie wykonano w celu konfrontacji poziomu



Rys. 6. Model MES przedstawiający złożenie elementów nita (obiekty odkształcalne) oraz łączonych płaskowników i końcówki nitownicy (obiekty sztywne)

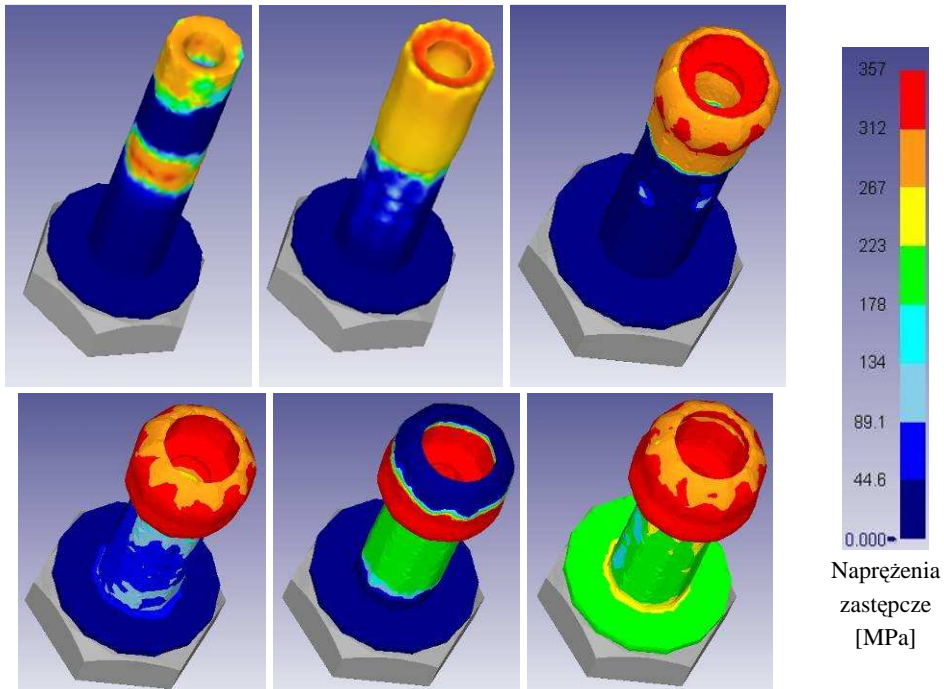


Rys. 7. Zrzut ekranu programu DEFORM-3D – definicja warunków brzegowych analizy

naprężeń oraz ich rozkładu. Po analizie stwierdzono że wartości te są bardzo zbliżone do siebie, w związku z czym, jako reprezentatywną do dalszych rozważań wybrano analizę pierwszą, która dostarczyła pełnej informacji o naprężeniach i związanych z nimi parametrami (np. kryterium zniszczenia) wzbogaconymi o temperatury.

Analizę trzecią wykonano w celu sprawdzenia czy poziom naprężeń jest powtarzalny niezależnie od prędkości. W obliczeniach tych wykonano 150 kroków, ze względu na znacznie większą prędkość przy tej samej drodze matrycy. Okazało się, że rozkłady naprężeń pozostają zbliżone do siebie. Rozkłady temperatury wynikające z tarcia i prędkości przemieszczania się elementów względem siebie różnią się jednak między analizowanymi przypadkami dość istotnie. Rysunek 8 przedstawia porównanie rozkładów temperatury pod koniec procesu realizowanego z prędkością v wynoszącą $0,01 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (rys. 5a) oraz $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (rys. 5b).

Przedstawione na rys. 9 rozkłady naprężeń podczas spęczania nita zrywalnego Al – stal wskazują na postępowy charakter wzrostu naprężenia. Widać jednak, że zaraz na początku w pierwszym stadium kontaktu matrycy z przedmiotem pojawiają się naprężenia wartości przekraczającej 200 MPa . Ich rozkład uzasadnia spadek wartości naprężenia od miejsca przyłożenia w kierunku

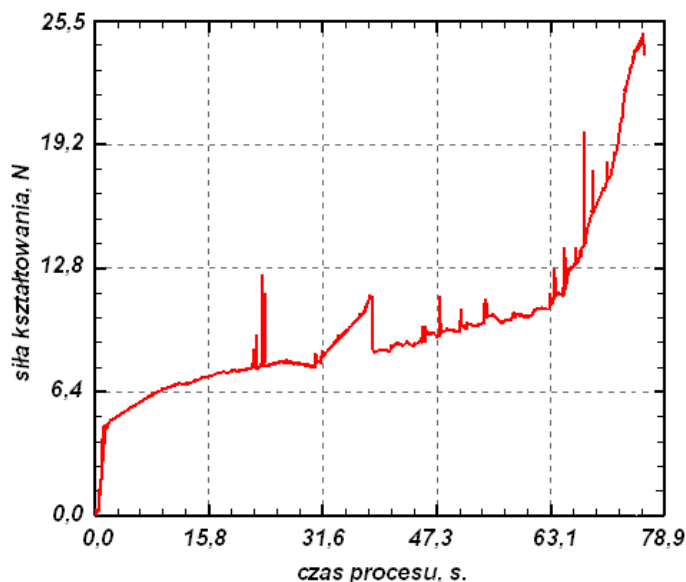


Rys. 9. Rozkłady naprężeń podczas kolejnych etapów spęczania nita zrywalnego Al – stal

kołnierza, w którym nie ma jeszcze naprężeń. Kolejne kroki obrazują równomierne rozmieszczenie naprężenia w całej objętości kołnierza w otworze i wzrost naprężenia postępującego od czoła przedmiotu. Od momentu gdy nit przybiera już kształt kulisty naprężenia stabilizują się na poziomie około 350 MPa co odpowiada wartościom rzeczywistym dla tych nitów (osiągają one podczas procesu nitowania poziom 400MPa). Krok przedostatni przynosi przełom w rozkładzie naprężeń. W warstwach w których nie ma już bliskiej odległości od gwoźdźa następuje relaksacja naprężeń. Nastąpiło trwałe odkształcenie plastyczne. Widać ponad to w jaki sposób układa się korona kołnierza. Na skutek oddziaływania gwoźdźa w niższych partiach kołnierza zamyka się korona tworząc barierę dla główki gwoźdźa po jego zerwaniu. Umożliwia to praktyczne wykorzystanie nitowania. Gdy proces nitowania dobiega końca, naprężenia rozchodzą się na cały trzpień kołnierza, następuje jego rozciąganie na skutek zablokowania się poszerzonej części kołnierza o płyty nitowane i jednocześnie dalsze przemieszczenie gwoźdźa, które wywołuje coraz większe naprężenia w kołnierzu. Na tym etapie ich wartość ustala się na poziomie 200 MPa. Krok 750

jako ostatni w procesie świadczy już o jego ewidentnym końcu. Cały kołnierz (wraz z jego poszerzoną częścią) podlega już dużym naprężeniom. Podobnie korona. Jest to spowodowane obustronnym oddziaływaniem płyt nitowanych na nit – od strony poszerzonej części kołnierza oraz od strony korony kołnierza. Istotne jest, że naprężenie w krytycznych miejscach nie zwiększa swojej wartości i pozostaje na poziomie 350 MPa.

Na rys. 10 przedstawiono zależność przyrostu siły w narzędziu w czasie trwania procesu. Pierwszą informacją jaką dostarcza wykres jest opis osi poziomej. Informuje nas o tym, że proces przy ruchu jednostajnym, z założoną prędkością na drodze trwałby około 78 sekund. Nie odpowiada do warunkom rzeczywistym, gdyż prowadzenie procesu nitowania nitów zrywalnych z wykorzystaniem klasycznej nitownicy nie odbywa się ruchem jednostajnym a skokowym z przerwami potrzebnymi na powrót i ponowne uchwycenie gwoźdź przez kleszcze nitownicy. Na podstawie wykresu (rys. 10) można wyróżnić zasadniczo 3 etapy. Początkowy z silnym wzrostem i jednoczesnym spowalnianiem przyrostu siły jest etapem zagłębiania się narzędzia w kołnierz. Następny etap jest z założenia prostoliniowym, który charakteryzuje właściwe spęczanie materiału. Trzeci etap silnego wzrostu siły na skutek dużego zbliżenia się narzędzia do matrycy drugiej (łączonych blach) i następne ściskanie materiału.



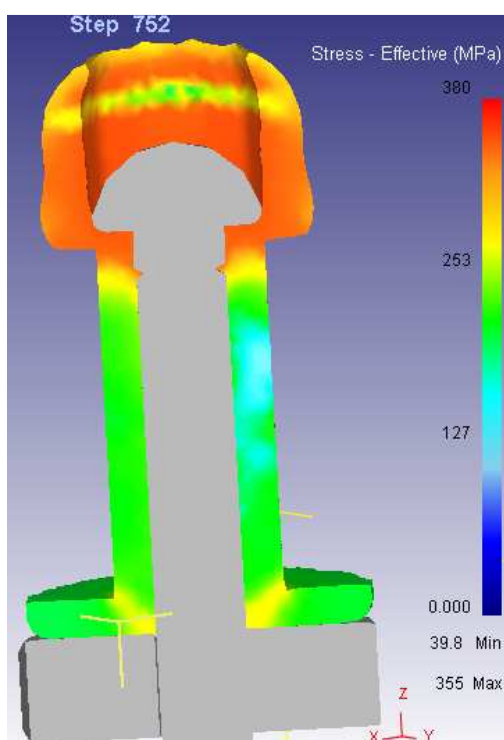
Rys. 10. Wykres zależności siły wywieranej przez narzędzie w czasie trwania procesu

Charakterystyczny pik na wykresie występujący w okolicy 68 sekundy jest momentem, w którym nastąpiło prawidłowe zanitowanie, tzn. obustronnie nit przyległ do łączonych blach – bez zapoczątkowania jeszcze ściskania materiału między łączonymi blachami a główką gwoźdźcia. Nastąpił wtedy „remeshing”, co przyczyniło się do wyróżnienia tego kroku.

Całościowy obraz procesu nitowania najlepiej będzie widoczny w przekroju wzdłużnym, który przedstawiony jest na rys. 11. Widoczny jest na nim wyraźnie mechanizm, który wykorzystuje się proces nitowania, sposób spęczania oraz ułożenie narzędzia w spęczanym materiale

Wnioski

Na podstawie przeprowadzonej analizy procesu nitowania blach za pomocą nitów zrywalnych stwierdzono możliwość wykorzystania w tego typu obliczeniach oprogramowania DEFORM 3D. Możliwość prześledzenia rozkładów wybranych parametrów procesu pozwala na dokładne zapoznanie się z kinematyką płynięcia metalu w tym procesie. Uzyskane wyniki numeryczne zostaną wykorzystane do zestawienia z rezultatami badań doświadczalnych, jakie planuje się w tym zakresie wykonać.



Rys. 11. Kształt przekroju poprzecznego spęczonego nita zrywalnego wraz z rozkładem naprężeń zastępczych

Literatura

- [1] Podręcznik użytkownika programu DEFORM 3D
- [2] Samołyk G., Bartnicki J.: Metoda elementów skończonych. Rozwiązanie typu explicite, Aspekty teoretyczne i badawcze prac zrealizowanych w KKMITOP w 2008 r, monografia pod red. Gontarz A. Wyd. PL, Lublin 2009

Numerical analysis of riveting process with blind rivet

Numerical analysis of riveting process by means of widely applied blind rivets is presented in this work. Dimensions of blind rivets (Al-steel type) which were taken into consideration were chosen from manufacturer offers. In numerical calculations commercial software DEFORM 3D, basing on finite element method (FEM) was applied. Obtained results showed material flow mechanism during riveting process.

Keywords: riveting, blind rivet, FEM.

Evaluation Coefficient of Friction Tribological Pair of Plastic-Composite Coating

The article deals with the resistance of ceramic (Al_2O_3) and composite coatings ($Al_2O_3 + Ni$) against adhesive wear in the interaction with a plastic counterpart. Given the widespread use of plastics as a tribological material, ceramic and composite coatings identified above and selected plastic material, the properties of the predetermine their use in tribological applications requiring a dry friction. Used plastic material was polyamide PA 6G. Tribological properties of friction pairs tested were evaluated by measuring the shear friction coefficient, which is calculated from the friction torque.

Keywords: ceramic coating, composite coating, friction factor, plasma spraying.

Introduction

Specific physical and chemical properties of ceramic materials predetermine them for application under extreme loading conditions. Ceramic materials show, in comparison with classical engineering materials, better properties mainly under thermal loading conditions, as well as better corrosion resistance, wear resistance, etc. One of possible technical applications of ceramic materials is the formation of ceramic coatings on metal structural (engineering) parts. Plasma spraying of powder ceramic materials is the basic production technology of such layers. Considering the heat capacity and the temperature, plasma spraying is a very suitable technology.

Major advantages of the plasma spraying process, enabling its relatively wide use, include:

- a wide range of sprayed materials, from metals with a high melting point, oxides and alloy combinations to plastics;
- negligible thermal influencing of the base material (up to 250 °C), which guarantees the dimensional and structural stability of the substrate and makes it possible to use quite different materials, such as metals and their alloys, ceramics, concrete, wood, graphite, etc.;
- the possibility to form coatings whose thickness ranges from micrometers to millimeters, on both small and large surfaces;
- a high spraying output, especially for water-stabilized plasma spray units [1].

¹ Technical University in Košice, Department of technology and materials
e-mail: daniel.jankura@tuke.sk

Plasma sprayed ceramic and composite coatings based ceramics are widely applied in industrial applications, leading to savings in material. Important in this context that the tribological properties of these coatings. To measure the tribological properties of the relative movement of the two materials forming the friction pair has developed various methods and devices.

Of the various methods of spraying coatings is very effective technology of thermal spraying with a water plasma arc stabilization. Plasma arc with the stabilization of water vapor over the plasma has several advantages, such as higher temperature plasma, high spraying output. It is particularly suitable for spraying ceramic and composite coatings [2].

Experimental procedure

Tribological properties of friction pairs tested were evaluated by measuring the shear friction coefficient, which is calculated from the friction torque. The values of friction torque device is recorded on the registration paper, attached to the machine frame, the selected load and set size friction test samples. Slip friction was evaluated according to time. The principle of the test is given to fig. 1.

Based on the graphical representation of the friction torque generated in the sample and the contact force and the disk radius was evaluated by shear coefficient of friction at the base of the relationship:

$$\begin{aligned} M_T &= r \cdot F_T, \\ \mu &= F_T / F_N, \end{aligned} \quad (1)$$

where: M_T - friction torque [N·m], r - radius of the disk [m], F_T - friction force [N], F_N - contact force [N], μ - coefficient of friction shear. The value of contact force F_N was 500 N for each tribological pair. Time trials was fixed for 60 min. For each film is studied using two samples. The shape of the plastic samples fig. 2, was elected with respect to the possibility of clamping samples to test equipment AMSLER.

Ceramic and composite coatings were prepared using a plasma torch of the AC – 160 type with water stabilization of plasma and with the electric input of 160 kVA. As added material, non-sieved Al_2O_3 powder with the particle size of 40÷100 μm was used. Ceramics coating Al_2O_3 was

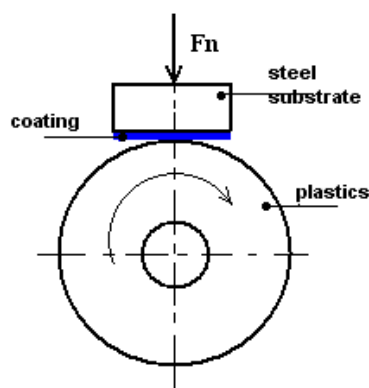


Fig. 1. Test principle adhesive wear coatings



Fig. 2. Shape plastic counterpart

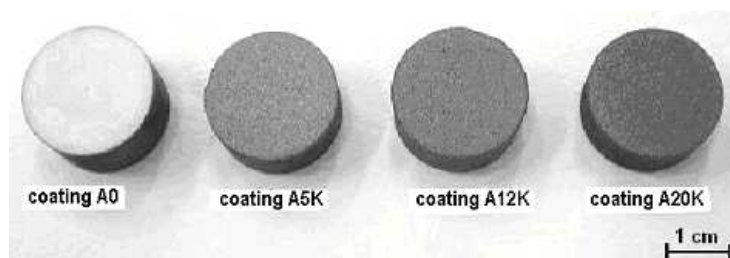


Fig. 3. Shape specimens with coatings sprayed

marked A0. Composite powders were prepared with following volume percentage: Al_2O_3 + 5% K 30 (A5K), Al_2O_3 + 12 % K30(A12K) and Al_2O_3 + 20 % K30(A20K). K 30 contains: Ni – min. 90 %, Cr – max. 2.5 %, Si – max. 3.5 %, Cu – max. 0.3%, Fe – max. 0.3%. Particle size of $45\div 90\ \mu\text{m}$ was used. For research, powders were sprayed on front surface of steel samples with diameter 25 mm, fig. 3 [3]. The spraying distance was 300 mm. The thickness of sprayed coatings ranged from 150 to 200 μm . Prior to spraying, the surface of samples was pre-treated by blasting with corundum grains with the grain size $d_{zk} = 0.9\ \text{mm}$.

In order to achieve a balanced and level playing surface roughness, were sprayed ceramic and composite coatings for SiC abrasive cut rolls. Surface finish was grinding samples for diamond disc.

Results and discussion

The tribological pairs coating - plastic (PA6G), in those circumstances there is no damage tribological pairs or one hour duration of the experiment. The surfaces of ceramic and composite coatings also remain intact. On the surface of the samples was observed in a thin coating layer. Its chemical spectral analysis performed by electron microscopy confirmed the presence of plastic film transfer. Since the area spectrum 1, fig. 4, contains a large amount of carbon, as is more likely to be one of the plastic material. This layer appears to be in the process of wear to be very beneficial, reducing the coefficient of friction and prevents contact with the mating surface of the plastic covering the adhesive load.

In Fig. 5 are given the curve of friction coefficient on the time for the tribological pair of plastic PA 6G - coatings A0, A5K, A12K, A20K. The graphic is visible depending on the initial increase in friction coefficient, which corresponds to the first phase of the running during wear. This stage is the steepest in the A0 layer (Al_2O_3) and after stabilization in the tribological pair PA 6G - A0 largest shear coefficient of friction.

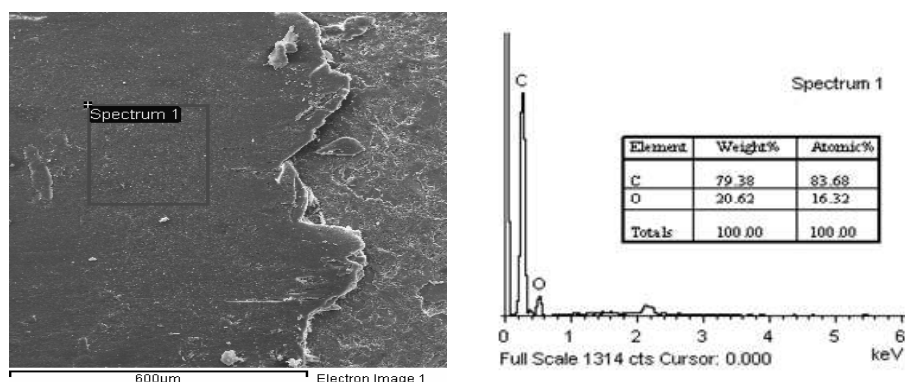


Fig. 4. Spectral analyze of plastic film on coating surface A0

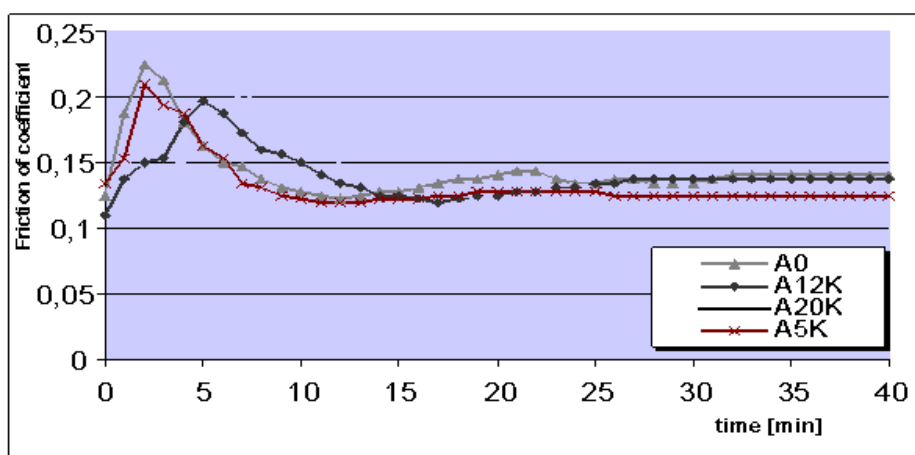


Fig. 5. Course of the friction coefficient for pairs: ceramic coating – plastic (PA 6G)

Composite coatings showed a less aggressive increase in the shear friction coefficient at the first stage of the running. When it comes steady operation in which the values of friction coefficients of individual couples range from 0.1 to 0.14. For these couples there even after an hour of the experiment no significant changes in the friction coefficient or degradation of plastic counterpart [4, 5, 6].

Conclusions

The evaluation of adhesion properties of ceramic composites and coatings in interactions with plastic counterpart, achieved similar sliding properties. Composite Coatings in interactions with plastic counterpart PA 6G,

showed less aggressive increase in the shear coefficient of friction over A0 Ceramic coating in the first called running-in phase. When it comes steady operation in which the values of friction coefficients of individual couples range from 0.1 to 0.14.

The results of work [7, 8] shows that the composite coatings studied on the basis of Al_2O_3 - Ni, show excellent properties in terms of adhesion and resistance to heat burden. The results obtained show that the friction properties of these coatings are maintained against the ceramic coated Al_2O_3 .

The contribution has been processed in the framework of grant project VEGA no. 1/0144/08.

References

- [1] Chráška P., Dubský P., Kolman B., Ilavský J., Forman J.: Journal of Thermal Spray Technology, 4 (1992), p. 3016
- [2] Sololenko O. P.: Thermal plasma torches and technologies. Cambridge international science publishing, Cambridge, 2000
- [3] Matejka D., Benko B.: Plazmové striekanie kovových a keramických práškov. Alfa, Bratislava, 1988
- [4] Papcun P.: Výskum tvorby a vybraných vlastností keramických plazmovo striekaných povlakov. Dizertačná práca, TU SJF, Košice, 2009
- [5] Jankura D.: Abrázívne vlastnosti keramických povlakov na báze Al_2O_3 . In.: Acta Mechanica Slovaca, 10 (2006), s. 10
- [6] Jankura D.: Study of the structure of ceramic coatings on Al_2O_3 basis prepared by plasma spraying. In.: I. Národná konferencia o plazmových a žárových nástřích, Brno, 1994, s. 159
- [7] Papcun P., Jankura D.: Přířnavost kompozitních povlakov v podmienkach tepelného zaťažovania. Acta Mechanica Slovaca, 12 (2008), s. 355-360
- [8] Papcun P., Jankura D.: Structure and adhesive properties of ceramic and composite coatings on Al_2O_3 base. Mechanics, 73 (2008), p. 217-220

Hodnotenie súčiniteľa trenia tribologickej dvojice kompozitný povlak –plast

Príspevok sa zaoberá hodnotením odolnosti keramických (Al_2O_3) a kompozitných povlakov (Al_2O_3 + Ni) proti adhezívnemu opotrebeniu v interakcii s plastovým protikusom. Vzhľadom k rozsiahlemu použitiu plastov ako tribologického materiálu bol ku keramickému a kompozitnému povlakom vytipovaný plastový materiál, s vlastnosťami, ktoré ho predurčujú k využívaniu v tribologických aplikáciách vyžadujúcich suché trenie. Ide o plastový materiál polyamid PA 6G. Trecie vlastnosti skúmaných tribologických dvojíc boli vyhodnocované na základe merania súčiniteľa šmykového trenia, ktorý sa vypočítal z trecieho momentu.

Klíčové slová: keramický povlak, kompozitný povlak, súčiniteľ trenia, plazmové striekanie.

Numeryczno-eksperymentalna analiza rozkładu naprężeń w zamkach łopatek maszyn wirnikowych

W pracy przedstawiono wyniki numeryczno-eksperymentalnej analizy stanu naprężenia w łopacie i zamku łopatki turbiny silnika odrzutowego. Obliczenia numeryczne wykonano metodą elementów skończonych posługując się programem MSC Patran oraz solverem MSC Marc. Eksperymentalne badania stanowiły badania modelowe oparte na metodzie polaryzacyjno-optycznej zamrażania naprężeń. Otrzymane rezultaty pozwoliły na sformułowanie szeregu wniosków o znaczeniu poznawczym, jak i użytkowym.

Słowa kluczowe: MES, polaryzacyjno-optyczna metoda zamrażania naprężeń.

Wprowadzenie

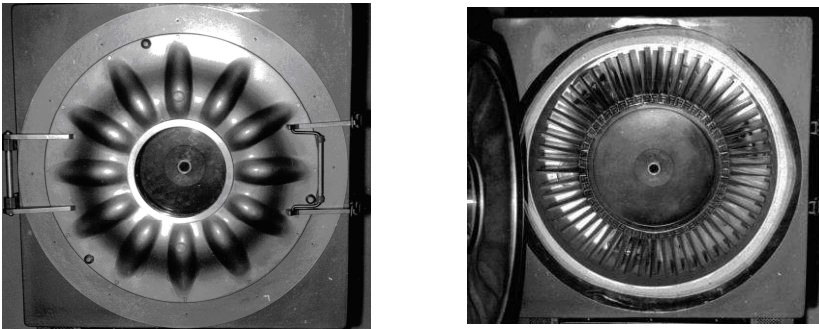
Podstawową jednostką napędową współczesnych samolotów są silniki turbinowo – odrzutowe, w których główny podzespół stanowi układ: turbina – sprężarka, zaś podstawowym elementem turbiny jest łopatka. Łopatki turbin pracują w wyjątkowo trudnych warunkach, bowiem oprócz obciążenia od przepływającego czynnika oraz siły odśrodkowej obciążone są cieplne, gdyż czynnik przepływający przez międzyłopatkowe kanały zachowuje wysoką temperaturę. W łopacie wyróżnić można dwie podstawowe części tj. części roboczą, (profil) oraz zamek. W aktualnie konstruowanych turbinach, niemal wyłącznie stosuje się tzw. zamki jodełkowe.

Rozkład naprężeń w zamku typu jodełkowego

Przedmiot rozważań stanowi strefa połączenie łopatki z dyskiem turbiny. Rozważany jest zamek typu jodełkowego. Nie popełniając znaczącego błędu można zaniedbać wpływ momentów gnących i skręcających, uwzględniając w pierwszej kolejności siły odśrodkowe jako obciążenie wymiarujące geometrię zamka, wpływające na rozkład naprężeń w strefie między zębami jodełki.

Badania eksperymentalne. Jednym z często stosowanych sposobów analizy rozkładu wyężenia w trójwymiarowych obiektach poddawanych złożonemu obciążeniu są badania modelowe, oparte na metodzie polaryzacyjno-optycznej zamrażania naprężeń. W metodzie tej wykorzystuje się właściwość materiałów modelowych optycznie czynnych polegającą na przechodzeniu w stan

¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Samolotów i Silników Lotniczych
e-mail: hkopecki@prz.edu.pl



Rys. 1. Przygotowany do badań model turbiny zamocowany na stanowisku

wysokiej elastyczności po osiągnięciu odpowiedniej temperatury (temperatura mięknienia). Obciążanie konstrukcji w tych warunkach wywołuje deformację, która po obniżeniu temperatury do temperatury pokojowej zostaje zatrzymana (zamrożona).

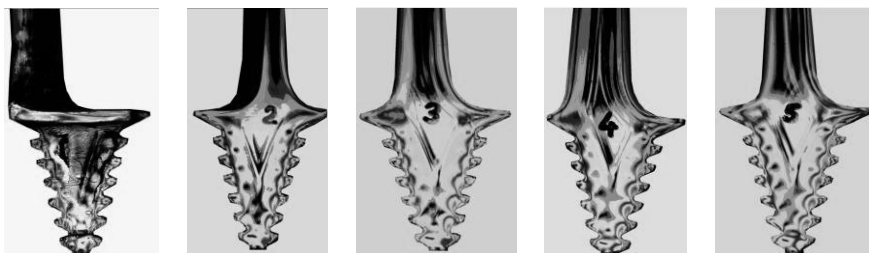
Odciążanie badanego obiektu następuje po całkowitym, bardzo powolnym schłodzeniu do temperatury pokojowej. W celu zaobserwowania efektów optycznych w zamrożonym modelu konstrukcji poddany jest on cięciu na płytki umożliwiające analizę w poszczególnych strefach. W rozważanym zagadnieniu, przedmiot badań stanowi kompletna turbina lotniczego silnika, złożona z dysku oraz 54 łopatek (rys. 1). Modele łopatek oraz dysku wykonano z żywicy epoksydowej metodą odlewania w formach z kauczuku silikonowego, które odwzorowano na podstawie rzeczywistej konstrukcji.

Po zamrożeniu model poddawano szczegółowej analizie jakościowej. W tym celu losowo wybraną łopatkę podzielono na płytki (rys. 2) Strefą newralgiczną okazało się miejsce połączenia łopatki z tarczą (zamek). Na rys. 3 przedstawiono fotografie rozkładu izochrom po zamrożeniu w przekrojach.



Rys. 2. Podział łopatki na płytki

Analiza numeryczna. Analizę numeryczną przeprowadzono metodą elementów skończonych. Geometrię łopatki odtworzono wykorzystując pomiarową maszynę współrzędnościową (rys. 4 oraz rys. 5). Jako pre- i post-procesor wykorzystano program MSC.Patran oraz, jako solver, program MSC.Marc. Na rys.6 przedstawiono model łopatki z nałożoną siatką elementów tetraedrycznych oraz



Rys. 3. Rozkład izochrom w przekrojach nr 1, 2, 3, 4, 5 łopatki

model wycinka tarczy turbiny z siatką elementów tetraedrycznych modelujących otwór pod zamek łopatki.

Do obliczeń przyjęto materiał o następujących właściwościach: moduł Younga $E = 210 \text{ GPa}$, współczynnik Poissona $\nu = 0.3$, ciężar właściwy materiału $\gamma = 7.649 \times 10^{-5} \text{ N/mm}^3$. Jako obciążenie działające na łopatkę przyjęto wyłącznie obciążenie pochodzące od obrotów. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z eksperymentem w poszczególnych przekrojach przedstawiono na rys. 7.

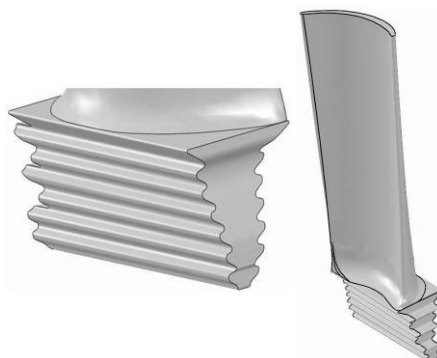
Podsumowanie

W pracy przedstawiono wyniki modelowych badań eksperymentalnych oraz obliczeń numerycznych dotyczących zagadnień wytrzymałości newralgicznego węzła maszyny wirnikowej, jaki stanowi połączenie łopatek z dyskiem turbiny. Przedwczesne zniszczenie konstrukcji: łopátka – zamek, może doprowadzić do uszkodzenia nie tylko zespołu napędowego, ale również uszkodzenia innych części statku powietrznego, uniemożliwiając bezpieczny lot.

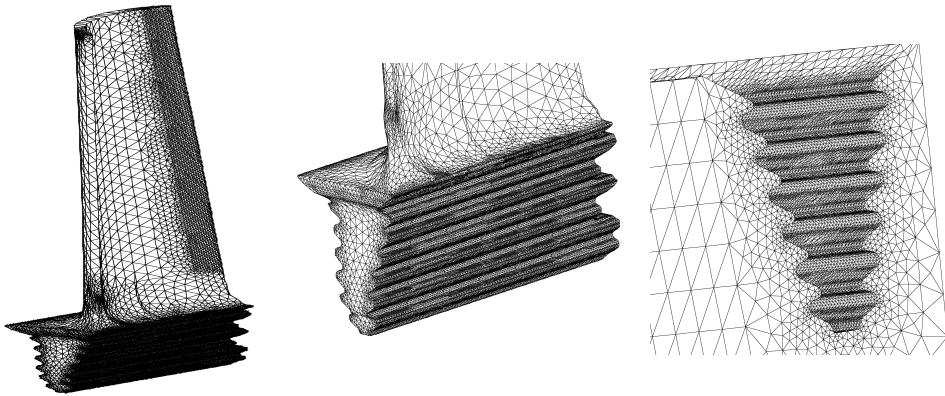
Zasadniczym celem pracy było zaprezentowanie dwóch podstawowych ujęć badań prowadzących do określania stanu naprężenia w newralgicznym obszarze silnika turbinowego, jaki stanowi analizowany węzeł. Wskazano na rolę



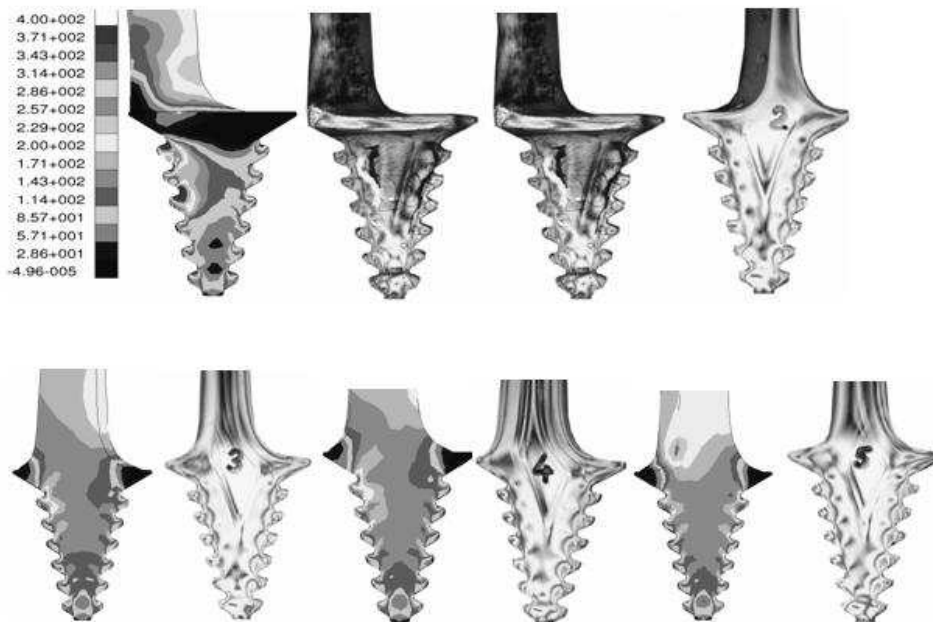
Rys. 4. Łopátka rzeczywista



Rys. 5. Geometria modelu łopatki



Rys. 6. Model łopatki z siatką elementów tetraedrycznych oraz model wycinka tarczy turbiny



Rys. 7. Stan wyężenia wg. hipotezy τ_{max} w zamku łopatki [MPa]. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z rozkładem izochrom w identycznych przekrojach

i możliwości weryfikacji obliczeń numerycznych w ujęciu nieliniowym, za pomocą badań modelowych opartych na polaryzacyjno-optycznej metodzie zamrażania naprężeń, dokonując zamrażania deformacji w trakcie wirowania modelu.

Stwierdzono, iż zastosowana nieliniowa analiza kontaktu (wykonana w programie MSC Marc) prowadziła do zadowalających wyników, zgodnych z rezultatami badań modelowych. W zakończeniu należy wspomnieć, iż dokonanie

analizy numerycznej w ujęciu MES wymagało opracowania modelu 3D badanej łopatki. Ze względu na brak dokumentacji technicznej łopatki rzeczywistej, zaistniała potrzeba odtworzenia jej geometrii. Wykorzystano w tym celu współrzędnościową maszynę pomiarową. Pomiar przeprowadzony został w WSK „PZL – Rzeszów” S.A.

Literatura

- [1] Kopecki H.: Problemy analizy stanów naprężenia ustrojów nośnych w świetle badań eksperymentalnych metodami mechaniki modelowej. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej Nr. 78 Rzeszów 1991
- [2] Orłowski Z.: Doświadczalna analiza odkształceń i naprężeń. PWN 1977
- [3] Zienkiewicz O. C.: Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics. Elsevier Butterworth Heinemann 2005
- [4] Rakowski G., Kacprzyk Z.: Metoda Elementów Skończonych w mechanice konstrukcji. Oficyna Wydaw. P. W. Warszawa 2005
- [5] MSC.Patran Documentation Library 2005

Numerical – experimental analysis of stress distribution of the blade locking pieces

The paper was to perform stress distribution analysis in turbine blade and blade locking piece. Basing on numerical computation stress distribution was created. The experimental research was based on photo-elastic frozen method. Numerical analysis was executed basing on Finite Elements Method by MSC. Patran - Marc. The paper concludes with a range of results regarding the research performed. It presents comparison of experimental research and numerical analysis.

Keywords: FEM, photo-stress frozen method.

Badanie wytrzymałości połączenia płyty z żebrą radiatora wykonanego metodą zaprasowania

W artykule przedstawiono wyniki badań wytrzymałości na rozciąganie siłą osiową połączenia aluminiowej płyty z cienką blachą. Połączenie wykonano technologią zaprasowania na zimno blachy w kanale płyty za pomocą dwóch symetrycznie położonych stempli. Przeprowadzono próby rozciągania połączenia wykonanego z różnymi wartościami zagłębień stempli. W wyniku badań stwierdzono, że siła niszcząca połączenie zwiększa się ze wzrostem zagłębienia stempli zastosowanego podczas osadzania żebra w płycie.

Słowa kluczowe: radiator przemysłowy, zaprasowywanie, wytrzymałość połączenia.

Wprowadzenie

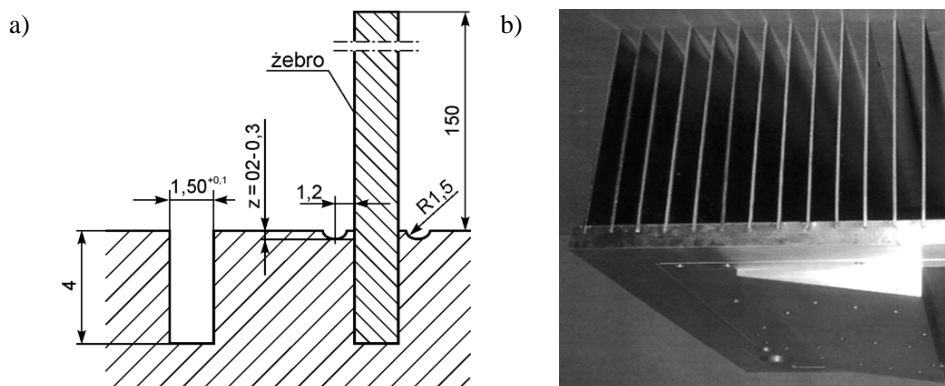
W budowie maszyn spotykamy się z łączeniem części z których jedna ma dużą grubość, a druga jest w postaci cienkiej blachy. Połączenie takie nie stanowi większego problemu w przypadku połączeń rozłącznych nie wymagających szczelności i zwykle jest wykonywane za pomocą śrub. Trudność sprawiają połączenia wymagające szczelności, wysokiej przewodności cieplnej i elektrycznej. Jedną z metod otrzymywania takiego połączenia jest zaprasowanie plastyczne na zimno części cieńszej (blachy) kanale wykonanym w części o większej grubości (płycie). Połączenie tak wykonane charakteryzuje się wysoką przewodnością cieplną i elektryczną oraz szczelnością. Na rysunku 1 przedstawiono przekrój połączenia i fragment radiatora przemysłowego wykonanego tą metodą.

Głównymi parametrami użytkowymi połączenia przedstawionego na (rys. 1) jest przewodność cieplna i siła z jaką jest osadzone żebro w płycie. W pracy zajęto się zbadaniem wytrzymałości połączenia na działanie siły rozciągającej złącze.

Badania wytrzymałości połączenia płyta – żebro na działanie siły rozciągającej

Badanie wytrzymałości połączenia przeprowadzono na złączu, którego wymiary charakterystyczne przedstawiono na rysunkach 1 i 2. Zastosowano wartości zagłębień stempli $z = 0,1 \div 0,3$ mm, odległość czoła żebra od osi stempla zaciskającego była stała i wynosiła $l = 1,2$ mm, promień zaokrąglenia stempla wynosił $R = 1,5$ mm. Połączenie płyty żebrą wykonano z płyty o grubości 15 mm frezując kanałki o szerokości $1,5^{+0,05}$ mm na głębokość $4^{+0,1}$ mm. W kanałkach

¹ Politechnika Radomska, Instytut Budowy Maszyn
e-mail: mrkowalik@epf.pl

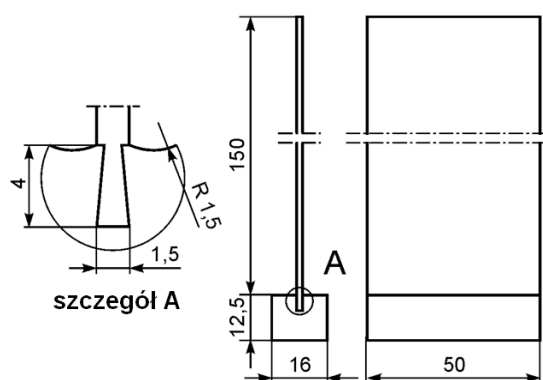


Rys. 1. Przekrój połączenia płyta-żebro w aluminiowym radiatorze przemysłowym: (a) charakterystyczne wymiary połączenia, (b) fragment radiatora przemysłowego wykonanego metodą zaprasowywania

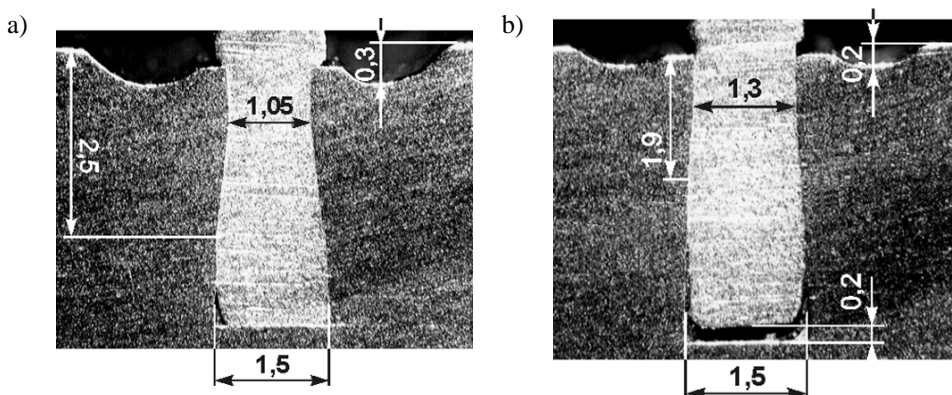
osadzono żebra wykonane z blachy aluminiowej o grubości 1,50 mm i wymiarach 150×300 mm. Następnie wykonano połączenie poprzez zaprasowanie na prasie dwoma stemplami o jednakowej geometrii jednocześnie po obu stronach żebra. Uzyskano połączenie płyty z żebrą o długości 300 mm, z którego wycięto próbki do badań wytrzymałościowych i metalograficznych (rys. 3). Płyta wykonana była ze stopu aluminium AA2219T851, którego umowna granica plastyczności $R_{0,2} = 168$ MPa. Żebro wykonano ze stopu aluminium gat. AA5251, której umowna granica plastyczności wynosiła $R_{0,2} = 112$ MPa.

Badania wytrzymałości połączenia polegające na rozciąganiu połączenia siłą osiową przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej firmy Walter+Bai FS-LFM100 (rys. 4). Maszynę wyposażono uchwyt specjalny do mocowania wycinka płyty radiatora natomiast żebro mocowano bezpośrednio w szczęcie.

Na rysunku 5 przedstawiono wykresy osiowego rozciągania połączenia płyta – żebro o długości 50 mm, dla próbek zaprasowanych z wgłębieniem stempla $z = 0,2$ mm (krzywe oznaczone przez „a”) i $z = 0,3$ mm (krzywe oznaczone przez „b”). Siła osiowa przenoszona przez złącze wzrasta wraz ze stopniem zagłębienia stempla podczas osadzania żebra. Siła niszcząca



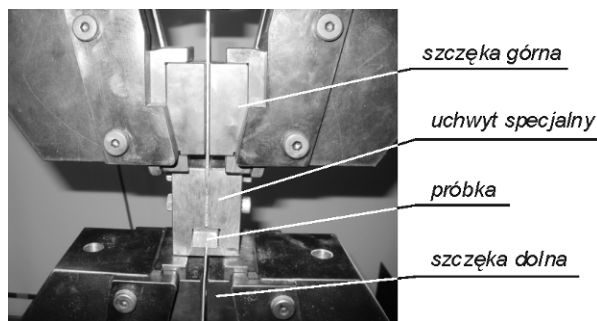
Rys. 2. Próbką do badań wytrzymałościowych



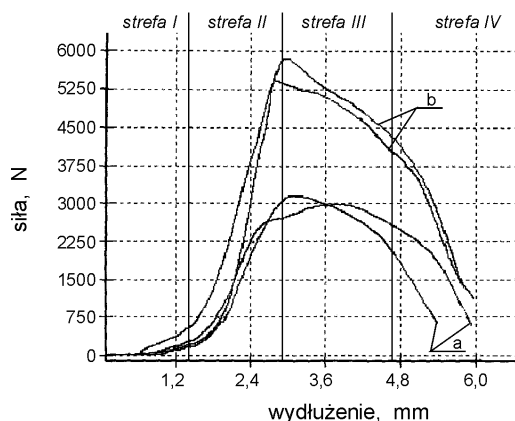
Rys. 3. Przekrój połączenia płyta-żebro w aluminiowym radiatorze przemysłowym: (a) charakterystyczne wymiary połączenia, (b) fragment radiatora przemysłowego wykonanego metodą zaprasowywania

złącze zaprasowane z zagłębieniem stempla $z = 0,2$ mm wynosi w przybliżeniu 3 kN. Połączenie wykonane z zagłębieniem $z = 0,3$ mm przenosi siłę osiową około 5,5 kN. Przebieg siły rozciągania można podzielić na cztery charakterystyczne fazy. Pierwszą fazę dopasowywania się elementów charakteryzuje powolny wzrost siły rozciągania w zakresie wydłużenia 0-1,4 mm. W drugiej fazie następuje gwałtowny wzrost siły do chwili osiągnięcia wartości maksymalnej przenoszanej przez złącze. Trzecia faza to plastyczne płynięcie materiału żebra w której obserwuje się powolny spadek siły na względnie długim w stosunku do głębokości osadzenia żebra odcinku wydłużania się wynoszącym około 2 mm. Czwartej fazie rozciągania następuje gwałtowny spadek siły i rozdzielanie połączenia w zakresie wydłużenia 4,7-5,7 mm. Proces zniszczenia połączenia polega wyciągnięciu z odkształconego na tzw. jaskółczy ogon kanału płyty. Pod działaniem siły rozciągającej materiał żebra zostaje przeciągany przez szczelinę zaprasowanego kanału ze zmniejszeniem grubości.

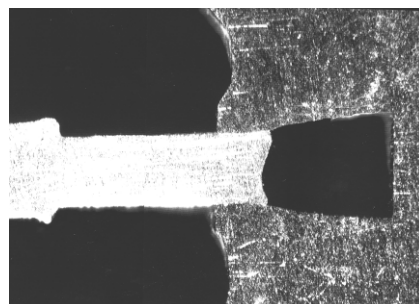
Na rys. 6 przedstawiono w powiększeniu 10× zgląd przekroju poprzecznego zniszczonego w próbie osiowego rozciągania połączenia płyta – żebro. Odkształcenie złącza polegało na



Rys. 4. Próbką w specjalnych szczękach maszyny wytrzymałościowej LFM100



Rys. 5. Wykres rozciągania połączenia płyta-żebro dla próbek wykonanych z różnym zagłębieniem stempla : (a) zagłębienie $z=0,2\text{mm}$, (b) zagłębienie $z=0,2\text{mm}$



Rys. 6. Przekrój zniszczonego połączenia; pow. 10×

przeciągnięciu żebra pomiędzy krawędziami zaprasowanego kanału płyty. Przeciąganie związane było z charakterystycznym dla tego procesu zmniejszeniem grubości żebra oraz widocznym na zglądzie odkształceniem powierzchni końcowej. Na wykresie rozciągania proces ten odpowiada trzeciej fazie charakteryzującej się powolnym zmniejszaniem siły przenoszonej przez połączenie.

Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań wykazano, że siła przenoszona przez połączenie wzrasta wraz ze stopniem zagłębienia stempli podczas osadzania żebra w płycie. Proces zniszczenia połączenia w osiowej próbie rozciągania polega na wyciągnięciu żebra z zaprasowanego kanału płyty. Obserwuje się w tym etapie charakterystyczne dla procesu przeciągania zmniejszenie grubości żebra. Mimo podobnej wartości umownej granicy plastyczności $R_{0,2}$ dla materiału płyty i żebra krawędzie zaprasowanego kanału ulegają minimalnym odkształceniom. Nasuwa się oczywisty wniosek, aby zwiększyć siłę przenoszoną przez połączenie należy zastosować na żebro materiał o wyższej granicy plastyczności. Zastosowanie zagłębienia stempla $z = 0,3\text{ mm}$ daje połączenie na poziomie wytrzymałości $0,65 R_{0,2}$ materiału żebra.

Literatura

- [1] Jezierski J., Kowalik M., Trzepieciński T.: Określanie głębokości osadzania żeber radiatora za pomocą symulacji numerycznej, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej – Mechanika z. 77 (2009) s. 19 ÷ 25

The Study of Endurance of Connection Plate of Heat Sink with Ribs by Pressing Made

In this paper the results of experimental researches of the heat sink rib joint were presented. The aim of the experimental researches was to determine the influence of technological parameters of plastic pressing of the rib on quality of adherent jointed elements. Influence of punch penetration on joint quality were analyzed. The quality of joint was determined by measuring of force in the bursting test. It was affirmed in the result of investigations that strength destructive the connection increased with the growth of the penetration of punch applied while settling the rib in the plate.

Keywords: industrial heat sink, plastic pressing, endurance of connection.

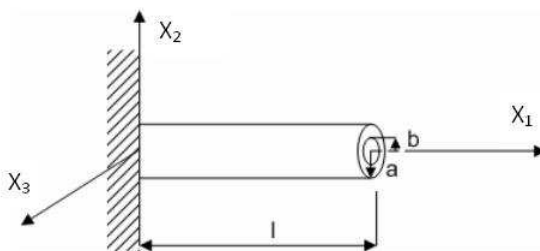
Analiza drgań swobodnych prostej próbki rurkowej

W opracowaniu zostało przeprowadzone oszacowanie postaci i częstości drgań własnych na przykładzie prostej próbki rurkowej o końcach odpowiednio utwierdzonym i swobodnym. Porównano metodę analityczną, z metodą elementów skończonych (MES) z wykorzystaniem komercyjnego programu ANSYS. W pracy pokazano metodologię obliczeń stosowaną przez program ANSYS. Celem pracy było opracowanie metody która w krótkim czasie pozwoli osiągnąć dobre wyniki. Porównując metodę analityczną z MES otrzymujemy wyniki porównywalne. Wynik otrzymany z MES zależy od liczby elementów zastosowanych do zamodelowania próbki rurkowej. Sprawdzono, jaką optymalną liczbą elementów należy użyć, aby otrzymać satysfakcjonujące wyniki.

Słowa kluczowe: rurka, drgania swobodne, częstość, MES, ANSYS.

Wprowadzenie

W konstrukcjach lotniczych element rurowe są sprawdzane pod względem dynamicznym. Jedną z takich analiz dotyczy wyznaczenia częstotliwości i postaci drgań własnych, która jest wyznaczana, aby sprawdzić czy dana częstotliwość drgań nie znajduje się w zakresie pracy silnika. Celem artykułu jest dokonanie porównania metod obliczeniowych służących do oszacowania postaci i częstości drgań własnych. Przeprowadzono obliczenia przy pomocy metody analitycznej, macierzowej oraz metody elementów skończonych na przykładzie rurki prostej (rys. 1) o długości $l = 100$ mm, średnicy zewnętrznej $a = 20$ mm oraz średnicy wewnętrznej $b = 15$ mm. Dane określające własności fizyczne materiału, z którego jest wykonana rurka to: moduł Younga $E = 210$ GPa; współczynnik Poissona $\nu = 0,3$; gęstość materiału $\rho = 8,3$ g·cm⁻³. Obliczone momenty bezwładności pierścienia są oznaczone odpowiednio przez $J_1 = J_2 = J_3 = J$, a pole powierzchni oznaczono przez A .



Rys. 1. Model geometryczny rozważanej rurki

¹ WSK „PZL Rzeszów” S.A.

e-mail: anna.m.pawlowicz@wp.pl

² Politechnika Rzeszowska, Katedra Przeróbki Plastycznej

Metoda analityczna

Równanie charakterystyczne dla belki z jednej strony zamocowanej na sztywno z drugiej swobodnej przyjmuje postać [1, 2]:

$$\cosh \lambda_n \cos \lambda_n + 1 = 0. \quad (1)$$

Kolejne pierwiastki równania charakterystycznego są równe: $\lambda_1 = 1,875$, $\lambda_2 = 4,694$, $\lambda_3 = 7,855$, $\lambda_{01} = 1,571$, $\lambda_{02} = 4,712$, $\lambda_{03} = 7,854$, $\lambda_{001} = 1,571$, $\lambda_{002} = 4,712$, $\lambda_{003} = 7,854$. Wyznaczamy trzy kolejne częstotliwość drgań poprzecznych z zależności:

$$f_n = \left[\frac{\lambda_n^2}{2\pi l^2} \cdot \left(\frac{E \cdot J}{m} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (2)$$

i otrzymujemy: $f_1 = 110,2$ Hz; $f_2 = 690,5$ Hz; $f_3 = 1933,5$ Hz. W celu wyznaczenia postaci drgań poprzecznych korzystamy ze wzoru [3]:

$$p_d_poprzecz = \cosh \frac{\lambda_n X_1}{l} - \cos \frac{\lambda_n X_1}{l} - \sigma_n \left(\sinh \frac{\lambda_n X_1}{l} - \sin \frac{\lambda_n X_1}{l} \right), \quad (3)$$

$$\text{gdzie: } \sigma_n = \frac{\sinh \lambda_n - \sin \lambda_n}{\cosh \lambda_n + \cos \lambda_n}.$$

Wyznaczamy trzy kolejne częstotliwość drgań podłużnych wynoszą odpowiednio:

$$f_{0n} = \left[\frac{\lambda_{0n}}{2\pi l} \cdot \left(\frac{E}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \right], \quad (4)$$

i otrzymujemy: $f_{01} = 3938$ Hz; $f_{02} = 11814$ Hz; $f_{03} = 19690$ Hz. W celu wyznaczenia postaci drgań podłużnych korzystamy ze wzoru [3]:

$$p_d_podluznych = \sin \left[\frac{\pi \cdot (2 \cdot n - 1) \cdot X_1}{2 \cdot l} \right]. \quad (5)$$

Wyznaczamy trzy kolejne częstotliwość drgań skrętnych [1, 2] wynoszą odpowiednio:

$$f_{00n} = \left[\frac{\lambda_{00n}}{2\pi l} \cdot \left(\frac{J_1 \cdot G}{\rho \cdot Z} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (6)$$

i otrzymujemy: $f_{001} = 2442$ Hz; $f_{002} = 7327$ Hz; $f_{003} = 12211$ Hz. W celu wyznaczenia postaci drgań skrętnych korzystamy ze wzoru [3]:

$$p_d_skretnych = \sin \left[\frac{\pi \cdot (2 \cdot n - 1) \cdot X_1}{2 \cdot l} \right]. \quad (7)$$

Metoda macierzowa

Poniżej zamieszczony przykład jest analizowany metodą macierzową zastosowaną w MES. Rozważano przykład pokazany na rysunku 2. Zastosowano na długości rurki 10 elementów skończonych typu BEAM, mających przekrój rurki. Równanie drgań belki można zapisać w postaci:

$$M\ddot{u} + Ku = 0, \quad (8)$$

gdzie: \mathbf{M} i \mathbf{K} to odpowiednio globalna macierz bezwładności i sztywności, u i \ddot{u} są to odpowiednio wektory przemieszczenia i przyspieszenia węzłów.

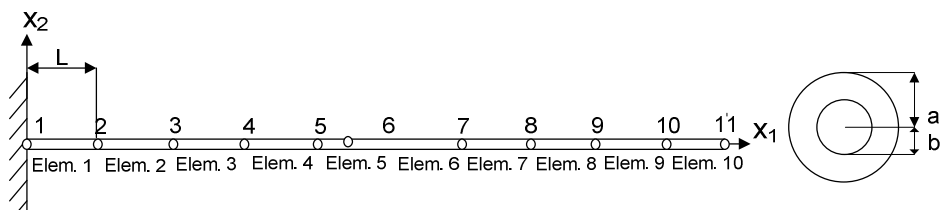
Postacie drgań własnych (rys. 3 – rys. 5) mogą być rozwiązywane za pomocą równania:

$$(\mathbf{K} - f^2 \mathbf{M}) \cdot \mathbf{P} = 0, \quad (9)$$

gdzie: \mathbf{P} to macierz z wektorami własnymi. Macierz sztywności \mathbf{K} elementy typu BEAM użytego do zamodelowania rozważanej rurki ma postać:

$$K = \frac{E}{L} \cdot \begin{bmatrix} A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 12 \cdot \frac{J_3}{L^2} & 0 & 0 & 0 & 6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & -12 \cdot \frac{J_3}{L^2} & 0 & 0 & 0 & 6 \cdot \frac{J_3}{L} \\ 0 & 0 & 12 \cdot \frac{J_2}{L^2} & 0 & -6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 0 & 0 & -12 \cdot \frac{J_2}{L^2} & 0 & -6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{J_1}{2 \cdot (1+\nu)} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-J_1}{2 \cdot (1+\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 4 \cdot J_2 & 0 & 0 & 0 & 6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 2 \cdot J_2 & 0 \\ 0 & 6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & 0 & 0 & 4 \cdot J_3 & 0 & -6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & 0 & 0 & 2 \cdot J_3 \\ -A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -12 \cdot \frac{J_3}{L^2} & 0 & 0 & 0 & -6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & 12 \cdot \frac{J_3}{L^2} & 0 & 0 & 0 & -6 \cdot \frac{J_3}{L} \\ 0 & 0 & -12 \cdot \frac{J_2}{L^2} & 0 & 6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 0 & 0 & 12 \cdot \frac{J_2}{L^2} & 0 & 6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-J_1}{2 \cdot (1+\nu)} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{J_1}{2 \cdot (1+\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 2 \cdot J_2 & 0 & 0 & 0 & 6 \cdot \frac{J_2}{L} & 0 & 4 \cdot J_2 & 0 \\ 0 & 6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & 0 & 0 & 2 \cdot J_3 & 0 & -6 \cdot \frac{J_3}{L} & 0 & 0 & 0 & 4 \cdot J_3 \end{bmatrix} \quad (10)$$

z kolei macierz bezwładności \mathbf{M} elementu typu BEAM jest następująca:



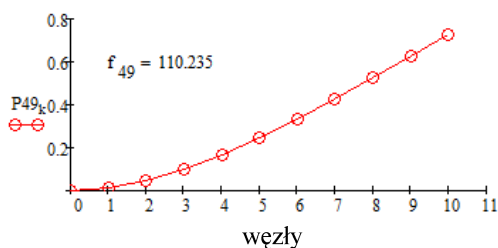
Rys. 2. Model rurki do wyznaczenia drgań swobodnych metodą macierzową

$$M = p \cdot L = \begin{bmatrix} \frac{A}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{A}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 13 \cdot \frac{A}{35} + 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 9 \cdot \frac{A}{70} - 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{13 \cdot A \cdot L}{420} + \frac{J_1}{10 \cdot L} \\ 0 & 0 & 13 \cdot \frac{A}{35} + 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & -\frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & 9 \cdot \frac{A}{70} - 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & \frac{13 \cdot A \cdot L}{420} - \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{J_1}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{J_1}{6} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & \frac{A \cdot L^2}{105} + \frac{2 \cdot J_1}{15} & 0 & 0 & 0 & -\frac{13 \cdot A \cdot L}{420} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & -\frac{A \cdot L^2}{140} - \frac{J_1}{30} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & \frac{A \cdot L^2}{105} + \frac{2 \cdot J_1}{15} & 0 & \frac{13 \cdot A \cdot L}{420} - \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & -\frac{A \cdot L^2}{140} - \frac{J_1}{30} & 0 \\ \frac{A}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{A}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 9 \cdot \frac{A}{70} - 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{13 \cdot A \cdot L}{420} - \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 13 \cdot \frac{A}{35} + 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 \\ 0 & 0 & 9 \cdot \frac{A}{70} - 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & -\frac{13 \cdot A \cdot L}{420} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & 13 \cdot \frac{A}{35} + 6 \cdot \frac{J_1}{5 \cdot L^2} & 0 & \frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{J_1}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{13 \cdot A \cdot L}{420} - \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & -\frac{A \cdot L^2}{140} - \frac{J_1}{30} & 0 & 0 & 0 & \frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & \frac{A \cdot L^2}{105} + \frac{2 \cdot J_1}{15} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{13 \cdot A \cdot L}{420} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & -\frac{A \cdot L^2}{140} - \frac{J_1}{30} & 0 & -\frac{11 \cdot A \cdot L}{210} + \frac{J_1}{10 \cdot L} & 0 & 0 & 0 & \frac{A \cdot L^2}{105} + \frac{2 \cdot J_1}{15} & 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

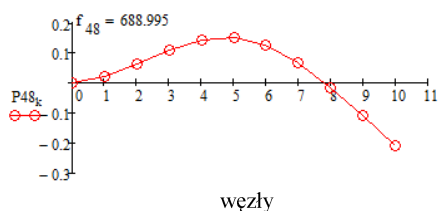
Następnie zostały wyznaczone globalne macierze: masowa **M**, sztywności **K** dla modelu rurki przedstawionej na rysunku 2. Macierze globalne mają wymiary 60 x 60. Analizowana rurka może wykonywać drgania skrętne, poprzeczne w dwóch kierunkach i drgania podłużne. Ważnym zadaniem analizy jest zidentyfikowanie, które z obliczonych częstości dotyczą wymienionych drgań. Można to określić na podstawie wektorów własnych, które służą do wykreślenia postaci drgań własnych. Otrzymano macierz z wektorami własnymi **P** o wymiarach 60 na 60:

		1	...	10	11	...	30	31	...	50	51	...	60
węzeł 1	X1	-0,156434		0,4539905	0		0	0		0	0		0
	X2	0		0	9,044E-05		-0,012182	0		0	0		0
	X3	0		0	0		0	-6,39E-05		0,0121862	0		0
	Q1	0		0	0		0	0		0	0,1564345		-0,45399
	Q2	0		0	0		0	0,0064558		-0,237866	0		0
	Q3	0		0	0,0100168		-0,237788	0		0	0		0
...													
	X1	1		-1	0		0	0		0	0		0
	X2	0		0	0,0082609		-0,726407	0		0	0		0
	X3	0		0	0		0	-0,00825		0,726504	0		0
	Q1	0		0	0		0	0		0	-1		1
	Q2	0		0	0		0	1		-1	0		0
węzeł 11	Q3	0		0	1		-1	0		0	0		0

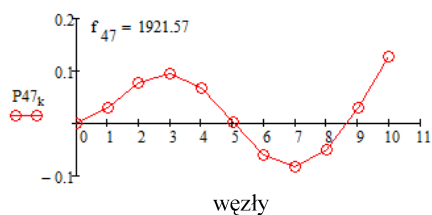
Obliczoną powyższą macierz wektorów własnych rozumiemy w sposób następujący: wektory od 1 do 10 mają przemieszczenia tylko na kierunku X1. Są to przemieszczenia podłużne, z tego względu pierwsze dziesięć częstości są częstościami drgań podłużnych. Wektory od 11 do 30 określają ugięcie X2 wzdłuż osi i kąt obrotu Q3 przekroju poprzecznego wokół osi X3. Z tego względu częstości od 11 do 30 są



Rys. 3. Pierwsza postać drgań poprzecznych wyznaczona metodą macierzową



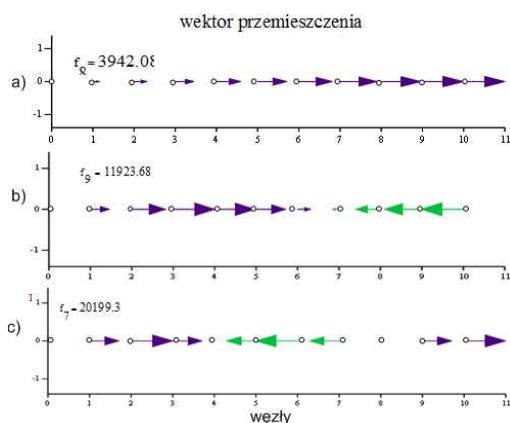
Rys. 4. Druga postać drgań poprzecznych wyznaczona metodą macierzową



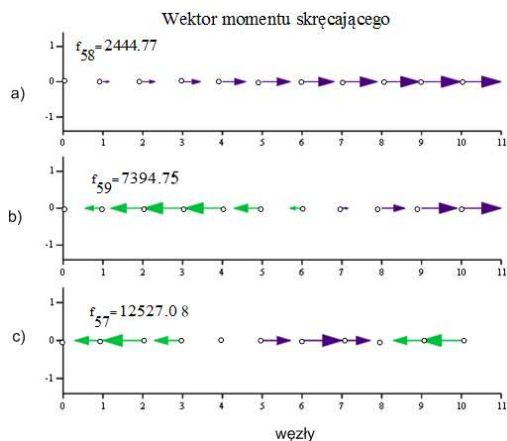
Rys. 5. Trzecia postać drgań poprzecznych wyznaczona metodą macierzową

częstościami drgań poprzecznych w płaszczyźnie X1X2. Wektory od 31 do 50 określają ugięcie X3 wzdłuż osi i kąt obrotu Q2 przekroju poprzecznego wokół osi X2. Z tego względu częstości od 31 do 50 są częstościami drgań poprzecznych w płaszczyźnie X1X3. Wektory od 51 do 60 określają przemieszczenia skrętne Q1 wokół osi X1. Z tego względu częstości od 51 do 60 są częstościami drgań skrętnych.

Aby ułatwić zrozumienie postaci drgań własnych i odpowiadające im częstości można posłużyć się wykresami (rys. 3 – rys. 7). W celu narysowania postaci drgań poprzecznych należy przetworzyć dane z macierzy P . W wierszach są odpowiednio przemieszczenia X1, X2, X3 oraz obroty Q1, Q2, Q3. Kolumny odpowiadają wyliczonym wcześniej częstością drgań swobodnych. Na podstawie warunków brzegowych pierwszą wartość do wykresu przyjmuje się równą zeru, a pozostałe są wyznaczone z macierzy modalnej P . Na wykresie automatycznie jest wprowadzona interpolacja liniowa między punktami wyznaczonymi dla węzłów.



Rys. 6. Postacie drgań podłużnych wyznaczona metodą macierzową: a – pierwsza, b – druga, c- trzecia



Rys. 7. Postacie drgań skrętnych wyznaczona metodą macierzową: a - pierwsza, b - druga, c - trzecia

Jeżeli chce się uzyskać również dokładne przemieszczenia między węzłami, to do interpolacji wykresu należałoby wykorzystać kwadratową funkcję kształtu elementu belkowego [4].

Metoda elementów skończonych

Analizowany przykład został obliczony z wykorzystaniem komercyjnego programu ANSYS [5÷8]. W języku APDL zostało napisane makro do analizy drgań własnych. Kroki postępowania zostały przedstawione na rysunku 8. W pierwszym kroku tworzony jest model układu. Następnie zadaje się dane materiałowe i ustala warunki brzegowe i siatkę MES. W kolejnym kroku uruchamia się obliczenia numeryczne (program umożliwia określenie liczby, częstości lub zakresu częstości). Następnie po wykonaniu obliczeń następuje wizualizacja otrzymanych wyników. Wyniki wygenerowane przez program ANSYS są przedstawione w postaci rysunków przedstawiające częstości i postacie drgań własnych (rys. 9 do 11). Zestawienie wyników drgań własnych przedstawiono w tablicy 1. Różnice wyników, w porównaniu do poprzednich metod, są niewielkie (tab. 2). Największa różnica jest dla trzeciej postaci drgań podłużnych i trzeciej postaci drgań

Tab. 1.

Częstotliwość drgań swobodnych (I – pierwszych, II – drugich, III – trzecich)

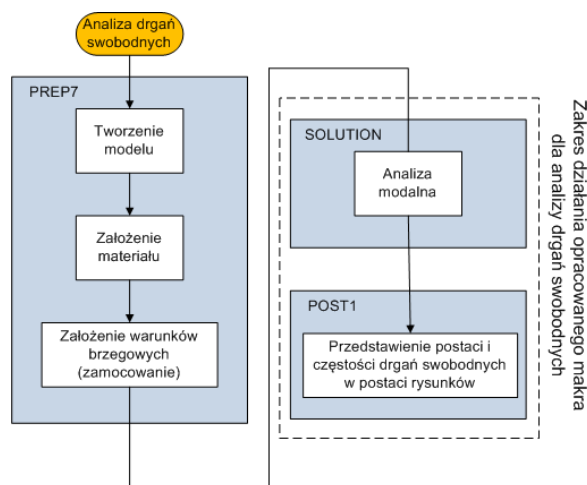
	giętych [Hz]			wzdłużnych [Hz]			skrętnych [Hz]		
	I	II	III	I	II	III	I	II	III
Metoda analityczna, $f(\text{analityczna})$	110	691	1933	3938	11814	19690	2442	7327	12211
Wynik z programu ANSYS dla modelu o 5 elementach, $f(\text{ANSYS_5elem})$	110	689	1929	3954	12255	21711	2452	7600	13465
Wynik z programu ANSYS dla modelu o 10 elementach $f(\text{ANSYS_10elem})$	110	689	1922	3942	11924	20199	2445	7395	12527
Wyniki z przedstawionej metody macierzowej									
Wynik z programu ANSYS dla modelu o 20 elementach, $f(\text{ANSYS_20elem})$	110	689	1922	3939	11841	19817	2443	7344	12290
Wynik z programu ANSYS dla modelu o 30 elementach, $f(\text{ANSYS_30elem})$	110	689	1922	3938	11826	19746	2443	7334	12246
Wynik z programu ANSYS dla modelu o 40 elementach, $f(\text{ANSYS_40elem})$	110	689	1922	3938	11821	19722	2442	7331	12231

Tab. 2.

Odchylenia obliczonych wartości częstotliwości drgań swobodnych (I – pierwszych, II – drugich, III – trzecich)

Wyszczególnienie	giętych [%]			wzdłużnych [%]			skrętnych [%]		
	I	II	III	I	II	III	I	II	III
$(f(\text{analityczna}) * f(\text{ANSYS_5elem})) / f(\text{ANSYS_5elem}) * 100\%$	0,00	0,29	0,21	-0,40	-3,60	-9,31	-0,41	-3,59	-9,31
$(f(\text{analityczna}) * f(\text{ANSYS_10elem})) / f(\text{ANSYS_10elem}) * 100\%$	0,00	0,29	0,57	-0,10	-0,92	-2,52	-0,12	-0,92	-2,52
$(f(\text{analityczna}) * f(\text{ANSYS_20elem})) / f(\text{ANSYS_20elem}) * 100\%$	0,00	0,29	0,57	-0,03	-0,23	-0,64	-0,04	-0,23	-0,64
$(f(\text{analityczna}) * f(\text{ANSYS_30elem})) / f(\text{ANSYS_30elem}) * 100\%$	0,00	0,29	0,57	0,00	-0,10	-0,28	-0,04	-0,10	-0,29
$(f(\text{analityczna}) * f(\text{ANSYS_40elem})) / f(\text{ANSYS_40elem}) * 100\%$	0,00	0,29	0,57	0,00	-0,06	-0,16	0,00	-0,05	-0,16

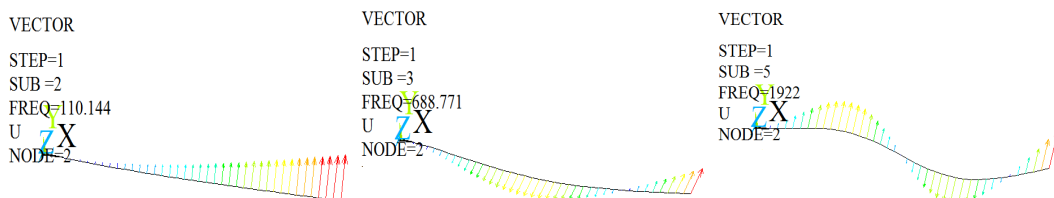
skrętnych. Błąd względny procentowy wynosi pomiędzy metodą analityczną a metodą macierzową około 2,6 %. Zwiększając jednak ilość elementów skończonych otrzymamy znacznie lepsze rezultaty. I tak tworząc model rurki mającej na długości 20 elementów, odchylenie dla wszystkich 9 rozważanych postaci wynosi poniżej 1,0 %.



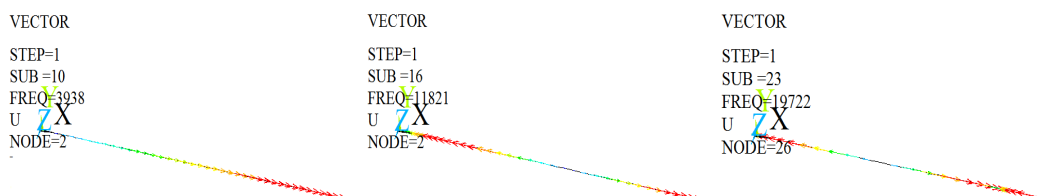
Rys. 8. Metodologia przeprowadzania analizy drgań swobodnych za pomocą programu ANSYS

Zakończenie

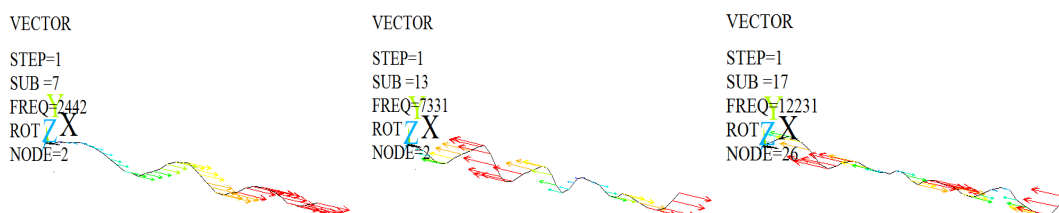
W niniejszej pracy przedstawiono różne podejścia do analizy drgań własnych na przykładzie rurki z jednej strony zamocowanej na sztywno a z drugiej swobodnej. Analiza została przeprowadzona metodą analityczną tj poprzez obliczenie równania charakterystycznego, jego pierwiastków oraz częstotliwości drgań swobodnych. Następnie zastosowano metodę macierzową tj. określono globalną macierz sztywności i globalną macierz bezwładności układu, na których



Rys. 9. Postacie drgań poprzecznych obliczona za pomocą programu ANSYS



Rys. 10. Postacie drgań podłużnych obliczona za pomocą programu ANSYS



Rys. 11. Postacie drgań skrętnych obliczona za pomocą programu ANSYS

podstawie obliczone zostały wartości własne i odpowiadające im postacie drgań własnych. Na zakończenie przykład przeanalizowano za pomocą programu ANSYS, w którym napisano makro pozwalające przeanalizować każdą rurkę niezależnie od jej kształtu i materiału. Uzyskane wyniki są satysfakcjonujące gdyż przy odpowiednio zwiększonej ilości elementów skończonych odchylenia analizy drgań nie przekraczają 1%. Na podstawie przeprowadzonych symulacji da się zauważyć, iż zwiększenie ilości elementów na długości znacznie polepsza wyniki częstotliwości drgań wzdłużnych i skrętnych. Stosując element typu BEAM należy zwrócić uwagę, aby długość elementu była, co najwyżej dwa i pół razy większa od przekroju w rozważanym przypadku od średnicy zewnętrznej rurki.

Literatura

- [1] Lipka J.: Wytrzymałość maszyn wirnikowych. WNT, Warszawa 1967
- [2] Blevins R.D.: Formulas for Natural Frequency and Mode Shape. Krieger Publishing Company, Malabar, Florida 1995
- [3] Felgar R.P.: Formulas for Integrals Containing Characteristic Functions of a Vibrating Beam. Uni-versity of Texas, Circular No. 14, Austin, Texas 1950

- [4] Kucharski T.: Drgania mechaniczne. Rozwiązywanie zagadnień z Mathcad-em. WNT, Warszawa 2004
- [5] Wu J.-J.: Finite Element Modelling and Experimental Modal Testing of a Three-Dimensional Framework. Elsevier, Amsterdam 2004
- [6] Arndt M., Machado R.D., Hecke M.B.: The Composite Element Method Applied to Free Vibration Analysis of Trusses and Beams. Elsevier, Amsterdam 2003
- [7] Moaveni S.: Finite Element Analysis. Theory and Application with ANSYS. Pearson International Edition, 2nd Edition, Prentice Hall 2008
- [8] Zagrajek T., Krzesiński G., Marek P.: Metoda elementów skończonych w mechanice konstrukcji. OW Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2005

Analysis of natural frequencies and mode of a straight tube

The purpose of this article is to analyze free vibrations of the straight tube with clamped-free boundary condition. The problem was solved in two ways: analytically and by employing the dynamic FEA (Finite Element Analysis) in ANSYS. The article shows the way of conducting calculations in ANSYS. The purpose of this study was to establish a method that would minimize the total time to conduct the analysis while maintaining the good level of accuracy. It was found that the calculated results are comparable. The optimal number of elements need to conduct of analysis was found.

Keywords: tube, vibration, frequency, FEM, ANSYS.

Optimization of helicopter one way clutch

The article defines optimization methodology of one way clutch and design factors which have an impact on optimization results. Results of the optimization are maximum torque which clutch can transmit and minimum hoop stresses on rollers.

Keywords: clutch, optimization.

Introduction

One way roller clutch is very often used to transmit torque from the helicopter engine to the main rotor. The clutch prevents the main rotor from damage caused by extremely high load from the engine. Figure 1a shows the cross section of the clutch. The clutch is built from the inner race, rollers, cage and outer race. The inner race is a part of the shaft which is connected to the engine output shaft. The outer race is a part of the shaft which is connected to the main rotor shaft. Thus, power is transmitted from engine output shaft through the clutch to the main rotor shaft. Figure 1b shows top view on the clutch assembly. To show the spring connecting outer race with inner race, outer race has been made transparent. The spring ensures that the clutch transmits the torque only in one direction. The major failure mode of the clutch is drive slippage. Insufficient torque capacity results in the drive slippage while excessive high hoop stress on the clutch outer race causes race crack. To eliminate drive slippage failure, the

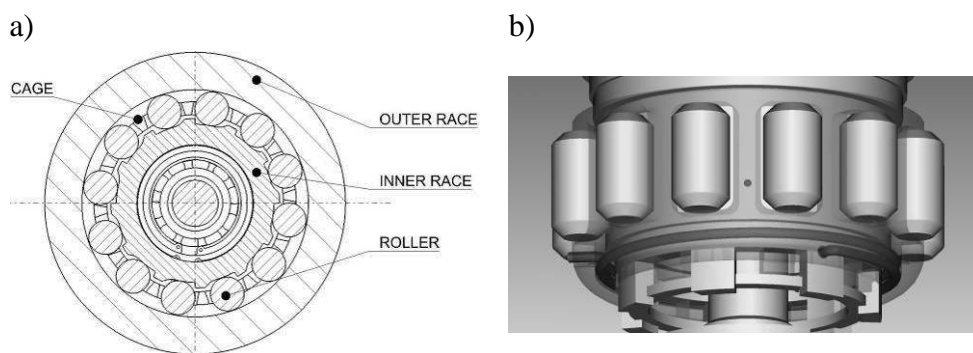


Fig. 1. Cross section of roller clutch (a), spring connecting outer race with inner race (b)

¹ Wytwórnia Sprzętu Komunikacyjnego „WSK PZL-Rzeszów” S.A
e-mail: marcin.rejman@wskrz.com

² Politechnika Rzeszowska, Katedra Konstrukcji Maszyn
e-mail: erejman@prz.edu.pl

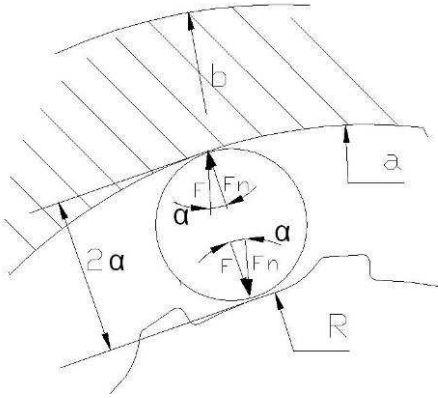


Fig. 2. Free diagram of clutch

clutch should be designed with high torque capacity. High torque capacity creates high hoop stresses on the race. Optimal clutch design should consider high torque capacity and hoop stress level.

Verification

Figure 2 shows the free diagram of the clutch. The torque capacity of the clutch and the stresses on the races can be obtained from Figure 2. The torque

capacity (T) of the clutch and the hoop stress (σ_h) on the race are two design objectives and can be expressed as [1, 2]:

$$T = 0,3665nl\left(\frac{rR^2}{r+R}\right)\sin\alpha, [\text{Nm}], \quad (1)$$

$$\sigma_h = \frac{6T}{\pi alR}\left(\frac{b^2+a^2}{b^2-a^2}\right)\text{ctg}\alpha, [\text{Nm}]. \quad (2)$$

If torque value T from equation (1) is placed to the hoop stress equation σ_h (2), then the hoop stress will be expressed as:

$$\sigma_h = 384,96\left[\frac{rnR}{\pi(r+R)a}\right]\left(\frac{b^2+a^2}{b^2-a^2}\right)\cos\alpha, [\text{MPa}] \quad (3)$$

where: R – radius of the race; a – inside radius; b – outside radius of the race; r – radius of the roller; α – strut angle; l – length of the roller; n – number of the rollers in a clutch.

Optimal design of the clutch is to achieve a maximum torque and minimum hoop stress. Some design values are constrained by material and design constraints. The optimization model can be represented as:

- maximize equation (1);
- minimize equation (2);
- constraints:

$$a = R + 2r, \quad 0.67b \leq a < b. \quad (4)$$

To design parameters which have an influence on maximum torque value and minimum hoop stress are: r , R , a , b , l , n , α . In one way clutch it is recommended that strut angle is $0 \leq \alpha \leq 4^\circ$

Each low and high design values define the boundaries for two objective functions. If the maximum and minimum values can be found for torque and hoop stress in the areas bounded by these boundaries, the values to form the maximum and minimum of the functions are the optimal design values for the clutch. To verify the optimality of the objective functions, the following necessary conditions should be satisfied:

$$\nabla T(r, l, \alpha, R) = 0 \quad \text{and} \quad \nabla \sigma_h(r, \alpha, b, a, R) = 0. \quad (5)$$

Optimal analysis indicates no optima can be found for two objective functions. The maximum or minimum value can still be found on the boundaries. Maximum torque and minimum hoop stress can be found at the boundaries of the low or high design values:

$$T_{\max} = 0,3665nl_H \left(\frac{r_H R_H^2}{r_H + R_H} \right) \sin \alpha_H, \text{ [Nm]}, \quad (6)$$

$$\sigma_{h\min} = 384,96 \left[\frac{r_L n_L R_L}{\pi(r_L + R_L)a_L} \right] \left(\frac{b_H^2 + a_L^2}{b_H^2 - a_L^2} \right) \cos \alpha_H, \text{ [Nm]}. \quad (7)$$

where: $l_H, r_H, R_H, b_H, \alpha_H$ - high design value for parameter; a_L – low design value for parameter.

To find the appropriate design values for other four parameters, a series of repetitive computations of torque and stress are conducted. The torque and stress are evaluated by adjusting the design values and are compared to each other. The computing iteration is going on until a combination of a satisfied higher torque and lower stress are found. During the iteration, the outside radius of race R , and the inside radius of the outer race a , are the key data since R is very sensitive to the torque and is very sensitive to the stress.

The strut angle α is very sensitive to torque. Any change of this angle will affect the clutch torque capacity. The percentage change of strut angle value will directly reflect on the percentage of change of the torque. It means that if the strut angle reduces 10 percent the torque will reduce 10 percent accordingly. In a conventional design, when the roller moves from its initial position to its working position, the strut angle usually reduces by 20 percent. That reduction of the strut angle results in the reduction of the torque while the drive is required to transmit a full torque. To compensate for this torque reduction, more interference between inner race/roller/outer race is necessary. With more interference, the stresses on the barrel and race increase and that causes the earlier clutch failure [3].

For the proposed methodology of one way clutch optimization, design optimization was performed.

Table 1.

Original Design Values for a one way clutch

	r (mm)	l (mm)	α (deg)*	R (mm)	b (mm)	a (mm)
Original design value	6.18	12.8	2.7/2.5	16.05	28.53	22.39
Optimized design value	7.5	15.7	2.52	13.69	28.54	20.8
*Variable strut angle: 2.7 (deg) at roller`s initial position and 2.5 (deg) at roller`s working position						

Table 2.

Optimized Design Values for a one way clutch

Design Objective	Original Design	Optimal Design	Improvement
Calculated Torque (Nm)	79.04	95.4	20.7%
Hoop Stress (MPa)	629.97	465.9	26.0%

Figure 3 shows one way clutch with triangular cross section rollers [2]. The clutch is designed to transmit high torque values, having smaller envelope dimensions compared to classic one way clutch design.

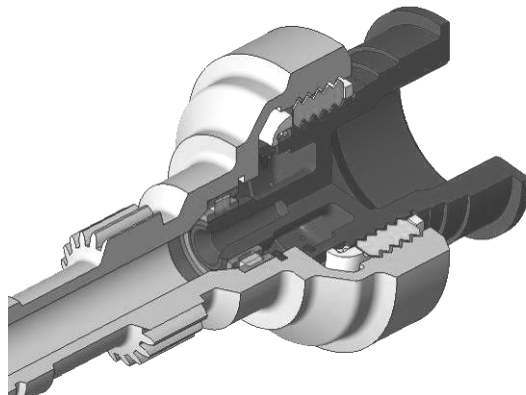


Fig. 3. One way clutch with triangular cross section rollers

References

- [1] Chesney D., Kremer J.: Generalized Equations for Roller One-Way Clutch Analysis and Design, SAE, 1997
- [2] Rejman E., Rejman M.: Rolkowe sprzęgło jednokierunkowe., Zgłoszenie patentowe nr P-385567, 2008
- [3] Xue W.: Analysis of Mechanism of Starter Drive Slippage, Internal Technical Report, Visteon Corporation, 1998

Oprzrządowanie do kształtowania zwoju ślimaka narzędziem trzpieniowym

W artykule przedstawiono możliwości sterowania zarysem ślimaka wynikające z ustawienia narzędzia trzpieniowego. Zaprezentowano nowe rozwiązanie przyrządu do kształtowania powierzchni ślimaka na tokarce uniwersalnej. Konstrukcja przyrządu pozwala na dowolne ustawienie narzędzia trzpieniowego w stosunku do osi ślimaka.

Słowa kluczowe: ślimak, oprzrządowanie.

Wprowadzenie

Sposoby kształtowania ślimaków różnymi typami narzędzi obrotowych jak krążkowe, trzpieniowe, garnkowe, pierścieniowe są określone przez normę [4]. W zależności od typu ślimaka obróbka może być prowadzona na obrabiarkach uniwersalnych lub specjalnych [1, 2]. Przypadek kształtowania narzędziem trzpieniowym, zgodnie z PN, zakłada prostopadłe ustawienie osi narzędzia względem osi ślimaka i może być przeprowadzony na frezarce uniwersalnej. Wprowadzając wchrowate ustawienie osi, można uzyskać dodatkowe możliwości w zakresie sterowania kształtem zarysu ślimaka. Powstaje jednakże wymóg wykorzystania odpowiedniej obrabiarki pozwalającej na realizację takich ustawień. Proces obróbki może być również przeprowadzony na uniwersalnej tokarce przy wykorzystaniu specjalnego oprzrządowania.

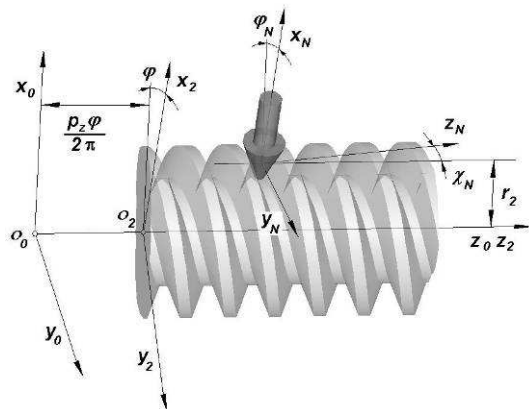
Ustawienie narzędzia w procesie kształtowania powierzchni śrubowej

Kinematykę kształtowania powierzchni śrubowej ślimaka narzędziem trzpieniowym przedstawiono na rysunku 1. Narzędzie trzpieniowe odsunięte jest od osi ślimaka o wartość r_2 odpowiadającą promieniowi podziałowemu ślimaka. Narzędzie ma możliwość wychylenia wokół osi z_N układu narzędzia ($x_N y_N z_N$) o kąt φ_N . Ponadto przy wychyleniu narzędzia, możliwe jest dodatkowe jego skręcenie o kąt χ_N względem osi równoległej do osi x_0 układu stałego ($x_0 y_0 z_0$) i przechodzącej przez początek układu współrzędnych narzędzia ($x_N y_N z_N$).

Ukształtowanie zwoju ślimaka następuje wskutek względnego ruchu obrotowego i posuwowego ślimaka i narzędzia. Posuw określony jest skokiem linii śrubowej ślimaka p_z . Na promieniu r_2 ślimaka (rys. 1) określone są parametry opisujące geometrię narzędzia. Parametrami tymi są średnica znamionowa d_N oraz znamionowy kąt zarysu narzędzia α_N . Wymienione możliwości ustawienia

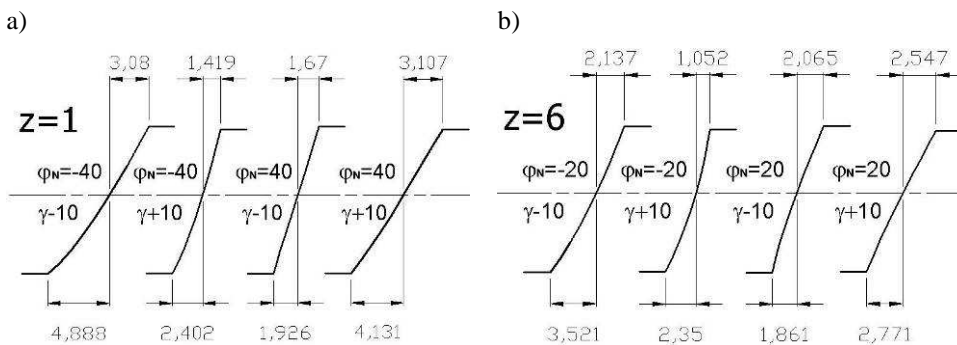
¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technologii Maszyn i Organizacji Produkcji
e-mail: lsktmiop@prz.edu.pl

narzędzia pozwalają na jego dowolne wchrowate usytuowanie względem osi ślimaka a przez to na sterowanie kształtem zarysu zwoju. Matematyczny opis powierzchni śrubowej pozwalający na obliczenie zarysu ślimaka dla omawianego przypadku kształtowania przedstawiono w pozycji [3]. Przykładowe kształty zarysu dla jedno i sześci-zwojnego ślimaka o module osiowym równym 5mm i wskaźniku średnicowym 10 przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 1. Układ kinematyczny kształtowania ślimaka narzędziem trzpieniowym

Znamionowy kąt zarysu narzędzia wynosi 20° . Średnica znamionowa narzędzia odpowiada połowie podziałki ślimaka dla przekroju normalnego. Przyjęty obrót narzędzia φ_N wokół osi z_N układu narzędzia wynosi dla ślimaka jednozwojnego -40° oraz -20° dla sześci-zwojnego. Wartości kąta χ_N odpowiadają kątowi wzniosu linii śrubowej ślimaka γ dla środkowych zarysów. Dla zarysów skrajnych kąt χ_N różni się od kąta wzniosu linii śrubowej ślimaka o $\pm 10^\circ$. Praktyczna realizacja procesu obróbki wymaga ustawień narzędzie w dwu osiach oraz położenia początku układu współrzędnych narzędzia na średnicy podziałowej ślimaka. Spełnienie powyższych wymagań sprawia, że obróbkę można przeprowadzić na frezarce uniwersalnej z użyciem uniwersalnej podzielnicy sprzężonej ze śrubą pociągową napędu stołu oraz dodatkowym skręceniem osi wrzeciona.



Rys. 2. Zarys zwoju ślimaka

Można również wykonać na pięcioosiowej tokarce (z napędzanymi narzędziami) lub pięcioosiowej frezarce NC. Obróbka wykończeniowa zwoju wymaga jednakże wysokiej prędkości obrotowej narzędzia, co nie zawsze jest dostępne na wymienionych obrabiarkach. W związku z powyższym do realizacji omawianego procesu obróbki opracowano i wykonano specjalny przyrząd. Umożliwia on przeprowadzenie obróbki wykończeniowej uzwojenia na uniwersalnej, konwencjonalnej tokarce

Budowa przyrządu

Schemat budowy opracowanego przyrządu tokarskiego do mocowania, napędu i odpowiedniego ustawienia narzędzia przedstawiono na rysunku 3. Przyrząd pozwala na ustawienie narzędzia względem ślimaka zgodnie z rysunkiem 1. W konstrukcji przyrządu założono, że wychylenie narzędzia wokół osi z_N układu narzędzia ($x_N y_N z_N$) o kąt φ_N (rys. 1) zrealizowane będzie poprzez jego sprowadzenie do pozycji pionowej w wyniku czego narzędzie odsunięte zostanie od osi ślimaka o wartość x w pionie oraz wartość y w poziomie (rys. 3). Pozostaje więc tylko wychylenie o kąt χ_N , które realizowane jest poprzez pochylenie wrzeciona z narzędziem o kąt δ (rys. 3). Wartości x , y oraz δ odnoszą się do punktu A (rys. 3) leżącego na przecięciu osi narzędzia (14) oraz osi tulei (13). Punkt A odpowiada początkowi układu współrzędnych narzędzia ($x_N y_N z_N$) według rysunku 1. Wartość odsunięcia pionowego od osi ślimaka opisuje zależność:

$$x = r_2 \cos(\varphi_N). \quad (1)$$

Wartość odsunięcia poziomego od osi ślimaka opisuje zależność:

$$y = r_2 \sin(\varphi_N). \quad (2)$$

Wartość kąta pochylenia płyty obrotowej od kierunku pionowego opisuje zależność:

$$\delta = \arcsin(\sin(\varphi_N) \sin(\chi_N)). \quad (3)$$

Przyrząd mocowany jest w imaku narzędziowym tokarki za pośrednictwem łap mocujących (5) poprzez pionowe prowadnice nie uwidocznione na rysunku 3. Do łap przytwierdzona jest suwliwie płyta główna przyrządu (2). Suwliwe mocowanie pozwala na pionowe przemieszczanie przyrządu a przez to odpowiednie ustawienie odległości x . Odległość y ustawiana jest przez przesunięcie suportu narzędziowego tokarki. W płycie głównej (2) znajduje się tuleja (13) na której znajduje się płyta obrotowa (1) oraz płyta ustawiająca narzędzi (7). Na płycie obrotowej (1) znajdują się prowadnice (8) do przesuwu obejm (12) w której zamocowane jest wymienne wrzeciono (11). Przesuw obejm wzdłuż płyty obrotowej a tym samym wzdłuż osi narzędzia

Podsumowanie

Przedstawiony przyrząd może być zaadoptowany do dowolnej tokarki uniwersalnej. Zastosowanie w przyrządzie wysokoobrotowego wrzeciona do napędu narzędzia pozwala ponadto na przeprowadzenie obróbki wykończeniowej zwoju. Przebieg procesu wymaga tylko odpowiednio małej prędkości obrotowej wrzeciona tokarki. Można ją uzyskać po zastosowaniu falownika. Przedstawiona konstrukcja pozwala na wykonanie ślimaków o różnych zarysach w każdym zakładzie dysponującym uniwersalnym parkiem maszynowym, przy niewielkim nakładzie kosztów początkowych

Literatura

- [1] Kornberger Z.: Przekładnie ślimakowe. WNT Warszawa 1973
- [2] Paderewski K.: Obrabiarki do uzębień kół walcowych. WNT Warszawa 1991
- [3] Skoczylas L.: Kształtowanie wklęsłych zarysów ślimaka stożkowym narzędziem trzpieniowym. Przegląd Mechaniczny nr 3 (2010)
- [4] PN-90/M-88509/03, Przekładnie ślimakowe, Terminologia i oznaczenia

The machine tooling to generating of worm thread by shank tool

The paper presents the possibilities of steering of worm profile consequential from shank tool setting. The new solution of production jig to generating on lathe the worm surface was presented. The construction of production jig make possible arbitrary setting of shank tool in relation to worm axis.

Keywords: worm, tooling.

Zastosowanie modelu materiału Bodnera-Partoma w analizie problemów niesprężystych

W pracy przedstawiono sformułowanie, implementację numeryczną oraz przykłady zastosowań modelu materiału Bodnera-Partoma (BP). Materiał BP pozwala na uwzględnienie w szerokim zakresie prędkości odkształceń i temperatur efektów plastycznych, lepkoplastycznych, umocnienia izotropowego i kinematycznego, relaksacji oraz pełzania. Właściwości modelu materiału Bodnera-Partoma są zdefiniowane poprzez 14 stałych materiałowych. Odpowiedni dobór tych stałych pozwala na uzyskanie właściwej odpowiedzi modelu na działanie obciążeń zewnętrznych.

Słowa kluczowe: materiał Bodnera-Partoma, plastyczność, MES.

Model materiału Bodnera-Partoma

Zunifikowane teorie plastyczności opisujące sprężysto-lepkoplastyczne właściwości materiału pozwalają na określenie nieliniowej odpowiedzi materiału na obciążenia zewnętrzne z uwzględnieniem efektów plastycznych, lepkoplastycznych, umocnienia, pełzania czy relaksacji. Przykładem materiału z zakresu uogólnionej teorii plastyczności jest model materiału Bodnera-Partoma. Zależność naprężenie-odkształcenie dla stałej prędkości odkształceń, pełzanie przy stałym naprężeniu, czy relaksacja naprężeń przy stałym odkształceniu są szczególnymi przypadkami zastosowania modelu materiału B-P. W modelu tym zakłada się, że deformacjom sprężystym zawsze towarzyszą deformacje niesprężyste [2]. W modelu B-P nie bierze się pod uwagę warunku plastyczności – przy odpowiednim poziomie obciążenia deformacje niesprężyste dominują nad deformacjami sprężystymi. Prędkość odkształceń niesprężystych $\dot{\epsilon}_{ij}^{(ie)}$ zgodnie z prawem Prandtla-Reussa jest proporcjonalna do dewiatora naprężeń σ_{ij}' i wyraża się wzorem:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{(ie)} = \frac{\sqrt{3}D_0}{\sigma_e} \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{Z}{\sigma_e} \right)^{2n} \right] \sigma_{ij}', \quad (1)$$

gdzie: D_0 to stała materiałowa (graniczna prędkość odkształceń ścinających),

¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Przeróbki Plastycznej
e-mail: askrat@prz.edu.pl

$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij}}$ to intensywność naprężeń, n to stała materiałowa określająca „odporność” materiału na powstawanie deformacji niesprężystych. Zmienna stanu $Z = Z^I + Z^D$ związana jest z parametrami umocnienia izotropowego Z^I i kierunkowego Z^D . Ewolucja parametru Z^I opisana jest równaniem:

$$\dot{Z}^I = m_1 (Z_1 - Z^I) \dot{W}_p - A_1 Z_1 \left(\frac{Z^I - Z_2}{Z_1} \right)^{r_1}. \quad (2)$$

Parametr Z^D jest związany z wielkością tensorową β_{ij} , której ewolucja ma formę podobną do opisu (2):

$$\dot{\beta}_{ij} = m_2 \left(Z_3 \frac{\sigma_{ij}}{\|\sigma_{ij}\|} - \beta_{ij} \right) \dot{W}_p - A_2 Z_1 \left(\frac{\|\beta_{ij}\|}{Z_1} \right)^{r_2} \frac{\beta_{ij}}{\|\beta_{ij}\|}, \quad (3)$$

$$Z^D = \beta_{ij} \frac{\sigma_{ij}}{\|\beta_{ij}\|}. \quad (4)$$

W równaniach (2) i (3) $m_1, m_2, Z_1, Z_2, Z_3, r_1, r_2$ są stałymi materiałowymi [2], moc plastyczna jest zdefiniowana jako: $\dot{W}_p = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^{(ie)}$, zaś normy tensora naprężeń σ_{ij} i tensora β_{ij} są odpowiednio równe: $\|\sigma_{ij}\| = \sqrt{\sigma_{ij} \sigma_{ij}}$, $\|\beta_{ij}\| = \sqrt{\beta_{ij} \beta_{ij}}$. Dla prędkości odkształceń niesprężystych $\dot{\epsilon}_{ij}^{(ie)}$ wyznaczonej z równania (1) prędkość naprężeń sprężystych $\dot{\sigma}_{ij}^{(e)}$ jest obliczana z uogólnionego prawa Hooke’a:

$$\dot{\sigma}_{ij}^{(e)} = D_{ijkl} (\dot{\epsilon}_{kl} - \dot{\epsilon}_{kl}^{(ie)}). \quad (5)$$

Równania (1-5) stanowią sformułowanie modelu materiału Bodnera-Partoma. Na początku procesu obliczeń dla czasu $t = 0$ przyjmuje się $Z^I(0) = Z_0$ (Z_0 - kolejna stała materiałowa modelu B-P).

Implementacja numeryczna modelu materiału Bodnera-Partoma

Na podstawie równań (1-5) napisano odpowiednią procedurę numeryczną w języku Fortran, która po skompilowaniu została dołączona do programu ABAQUS wykonującego obliczenia w metodzie elementów skończonych. Choć napisanie, uruchomienie i przetestowanie procedury współpracującej z komercyjnym oprogramowaniem związane było z wieloma trudnościami wynikającymi np. z braku możliwości stosowania debuggera

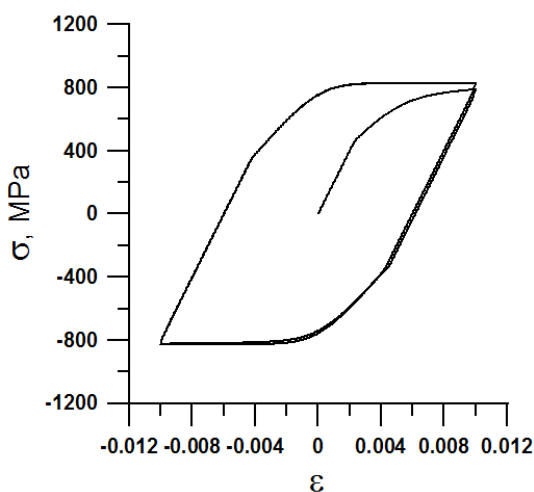
(procedura materiału B-P jest wywoływana przez program ABAQUS), gotowa procedura działająca w środowisku programu ABAQUS pozwala na wykorzystanie jego modułów: preprocesora, solvera i postprocesora. Programista może więc skupić swoją uwagę na napisaniu procedury użytkownika bez konieczności zajmowania się szczegółami implementacji MES. W procedurze zastosowano całkowanie typu *explicit* [1], które jest warunkowo zbieżne i wymaga stosowania dużej liczby kroków czasowych. W procedurze dla zadanego przyrostu przemieszczeń wynikającego z przyrostu obciążeń w metodzie Newtona-Raphsona należy określić:

- przyrosty odkształceń niesprężystych,
- przyrosty naprężeń,
- Jacobian materiału wiążący ze sobą przyrosty naprężeń i odkształceń niezbędny do określenia warunku zakończenia iteracji Newtona-Raphsona.

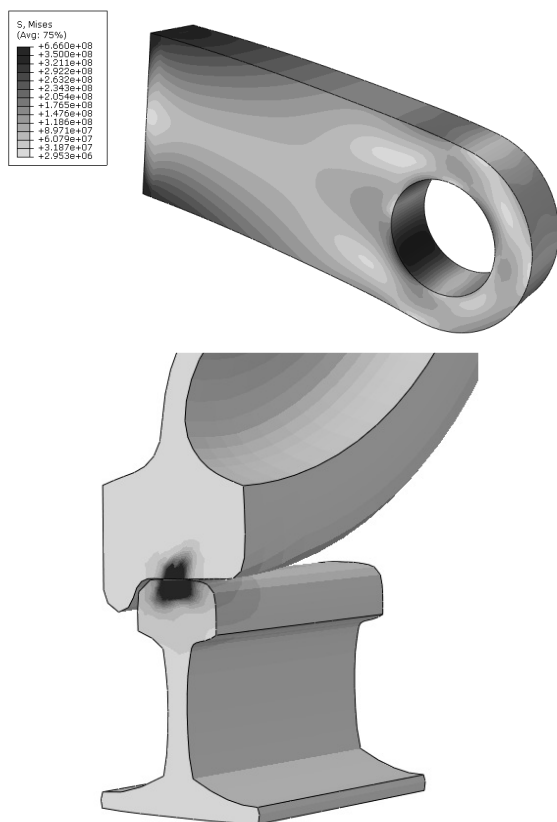
Uruchomienie procedury wiązało się z przeprowadzeniem szeregu testów numerycznych poczynawszy od zamodelowania zagadnienia jednoosiowego rozciągania rozwiązywanego dla pojedynczego elementu skończonego oraz dla siatek elementów, a skończywszy na rozwiązywaniu złożonych trójwymiarowych problemów. Ze względu na ograniczoną objętość niniejszego opracowania, poniżej przedstawiono jedynie wyniki testu cyklicznego rozciągania i ściskania pręta. Krzywa histerezy pokazana na rys. 1 stabilizuje się po drugim cyklu obciążenia.

Przykłady zastosowań oraz wnioski

Prawidłowo zaimplementowana procedura użytkownika dla modelu materiału Bodnera-Partoma pozwala na jego zastosowanie w rozwiązywaniu złożonych nieliniowych problemów mechaniki ciała stałego. Model B-P jest szczególnie przydatny przy rozpatrywaniu zjawisk zachodzących w ciałach sprężysto-plastycznych poddanych działaniu obciążeń cyklicznych w różnych zakresach temperatur, dla różnych prędkości odkształceń [3]. Na rys. 2.



Rys. 1. Krzywa histerezy dla próby cyklicznego rozciągania i ściskania



Rys. 2. Zastosowanie modelu materiału Bodnera-Partoma w rozwiązywaniu problemów inżynierskich

tości tych stałych z zastosowaniem teorii zbiorów rozmytych będzie tematem dalszych prac badawczych. Wskazane jest również zaimplementowanie procedury całkowania typu *implicit*, która pozwala na stosowanie znacznie większych kroków czasowych bez utraty zbieżności rozwiązania.

Literatura

- [1] Arya V.K.: Efficient and accurate explicit integration algorithms with application to viscoplastic models, Int. Journal for Numerical Methods in Engineering t. 39 (1996), s. 261-279
- [2] Bodner S.R.: Unified plasticity for engineering applications, New York, Kluwer Academic/Plenum Publishers (2002)
- [3] Cecot J.: Adaptive FEM analysis of selected elastic-visco-plastic problems, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., t. 196 (2007), s. 3859-3870

Application of Bodner-Partom material model in the analysis of inelastic problems

Formulation, numerical implementation, and applications of Bodner-Partom material model (B-P) are presented in this paper. B-P material takes into consideration for various strain rates and temperatures plastic and viscoplastic effects, isotropic and kinematic hardening, as well as the relaxation and creep. Material properties are determined by 14 material constants. Appropriate selection of these constants allows for correct model response subjected to the external loading.

Keywords: Bodner-Partom material, plasticity, FEM.

Evolution of Progressive Technologies in Joining Processes of Non-ferrous Materials

The contribution deals with showing of possibilities of development of progressive technologies on joining processes of materials. By using of new friction joining technologies we can shortage the production time, provide automation in operations, increase the quality of joining, spare of economical expenses and also we can protect the environment. The product increasing of automobile industry, pipe industry, development of mechanical products, materials, design of joining in civil engineering force the producers to accelerate the production and to utilize new technologies. The thermal friction method is using in joining of materials such as sheets, pipes, hollow profiles. We can compare this technology with production of smooth cylindrical and conical bushings and compare the production of threads in thin materials with classical technologies. This contribution was made with cooperation with production firm Commerc Service, s.r.o. in Prešov.

Keywords: Flowdrill method, thermal drilling, material, threads, bushings.

Introduction

The development of products in automobile industry, expansion of pipe industry, design of new machine products, utilisation of new materials, also the joint design in civil engineering, competition business in the world market force the producers to increase the production and to utilize new technologies. There is occurring the requirement for joining of material of various dimensions, widths and quality in last years. During the production of auto-body panels in automobile industry there are often joining metal- coated and non-metal coated sheets. The requirements rise on the joining of ferrous and non-ferrous metals as also the necessity of change of some parts.

The strong pressure from the side of automobile producers appeals and motives the tool producers respectively automobile part producers to find new possibilities in joining of automobile parts by using of new types of tools. The pressure of automobile producers is the biggest at the side of economy and quality. The automobile producers try to simplify the production and to use new progressive technologies of joining of automobile components.

The contribution deals with the problem of material joining by thermal drilling by Flowdrill method. The experimental results presented in this contribution are created also by cooperation with firm Commerc Service, s.r.o. Prešov.

¹ Technical University of Košice, Department of Technology and Materials
e-mail: lydia.sobotova@tuke.sk

Progressive methods of material joining

With classical joining methods of materials are not always possible to provide for required functions and quality of joints. Therefore it is necessary to investigate the alternative joining methods of materials. Based on experiments and experiences we can divide from the technological view and according to mode of joining on:

- non-permanent joints – mechanical joints;
- permanent joints – welding joints, adhesive joints.

Joining Methods in Automobile Industry

The most often material joining technologies in automobile industry are laser welding, resistance spot welding, soldering, adhesive joining, clinching or combination of each technologies and mechanical joining. In the practice there is often occurred the requirement to use also non-permanent joints. Various alternatives of joint production exist for the production of these joints with help of threads and screws:

- cutting of threads directly into material,
- drawing - extension of holes and following forming of threads,
- drawing - extension of holes and following cutting of threads,
- welding of nuts on material surface,
- using of riveting nuts into material.

The joining, where are using friction and temperature, belongs to progressive technologies of joining. These technologies we can divide from various point of view:

- according to thickness of processed material:
 - thermal drilling into thin sheets to widths 2 mm – by screws FDS®, direct assembly without pre-hole. Fig. 1 shows the method of screw drilling. In Fig. 2 we can see selfdrill screw and result – creating of bushing and threads. The examples of material using for FDS screws are: i) steel sheet to



Fig. 1. The example of creation of thread joint by EJOT FDS® screws [6]

width of material 0.3mm ÷ 1.2 mm, ii) sheet from noble steel 0.3 mm ÷ 0.8 mm, iii) aluminum sheet 0.3 mm ÷ 1.8 mm;

- thermal drilling to thin sheets with width above 2 mm, Fig. 3. The technology of thermal drilling Flowdrill is utilized in automobile industry for material joining by threads, for joining in pipe systems, but also for bedding of gears and shaft and in supporting parts of auto-body panels, so in profiled steel constructions;
- according to joining place:
 - thermal drilling in one point with creating of partial non-permanent joint, it means by help of bushing with threads and screw- Flowdrill method (Fig. 4. and Fig. 5);
 - thermal drilling / welding in one point with creating of permanent joint - spot friction welding;
 - thermal drilling joined with welding and following creating of permanent joint in defined longitude – friction stir welding.



Fig. 2. Joint example [3]

However, there is occurred great scale of joining methods, we will interested in only with thermal drilling by Flowdrill method. Thermal drilling by Flowdrill method consists of possibility of production of smooth cylindrical respectively conical bushings and threads in thin-walled materials as sheets, concave profiles and pipes. The method of thermal drilling Flowdrill allows creating non-permanent joints:

- joint with bushing and without thread, cylindrical or conical bushings;
- joint with bushing and with thread.

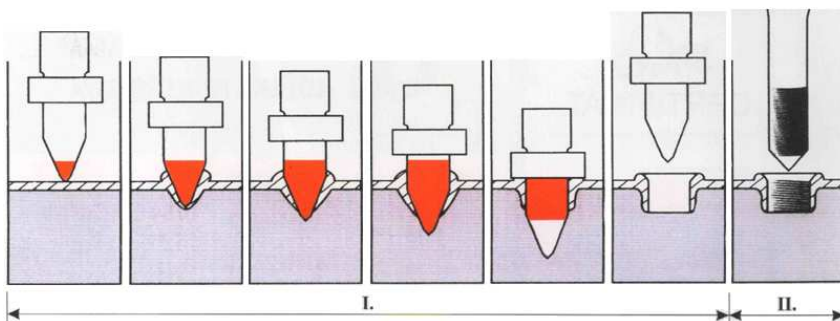


Fig. 3. The method of thermal drilling by Flowdrill method [5]

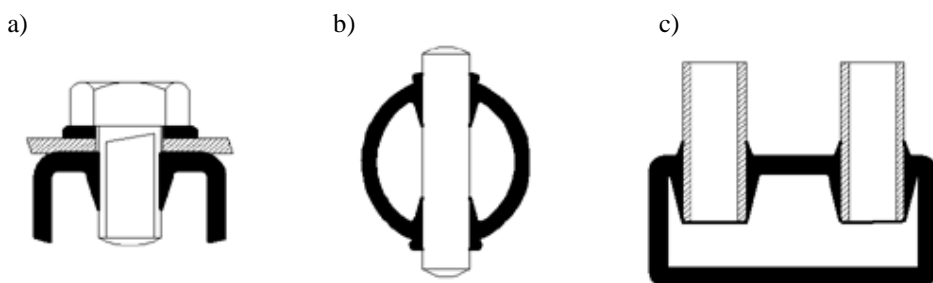


Fig. 4. The examples of material joining by Flowdrill method: a) threaded connection, b) by bearing support, c) by brazed connection [5]



Fig. 5. The examples of using of bushings and threads in automobile and pipe industry [4]

In Fig. 3 is shown the production method of creating of bushing with threads in material. We can utilize also the collar, which is created during the drilling and creating of bushing. In the case of barrier of collar at non-permanent joint, it is possible to cut it easily with milling part of Flowdrill tool. It is the way, how we can increase the variability of this joint.

Verifying of thread production by Flowdrill method

In the frame of experiments in the Department of Technology and Materials, Faculty of Mechanical Engineering, TU in Košice , there were verified the suitability of thermal drilling technology, it means Flowdrill method for chosen materials for evaluation of quality of produced bushings, holes, threads at various conditions and for investigation of macro and micro structures of mentioned materials. For experimental purposes there were proposed three types of materials:

- sample 1 – aluminum alloy AlMgSi, Slovak standard STN 42 4401, dimension 30 x 30 x 2 mm;
- sample 2 – copper, STN 42 3001, U profile with thickness of material 2 mm;
- sample 3 – steel, S2356JR, STN 11 373, dimension of material 30 x 30 x 2 mm.



Fig. 6. Flowdrill tool parts[7]: A – special toolholder, B – collet, C – Flowdrill



Fig. 7. The detail of tool without cutter[8]



Fig. 8. Testing workplace

The experiments were made on box-column drilling machine of type Flott P 23, with hand operating. The one part of experiments was made in firm Commerc Service, s.r.o. Prešov, Fig. 6, Fig. 7 and Fig. 8.

There were used the conical drill of type Flowdrill Short with diameter $\varnothing 7.9$ mm and drill Flowdrill Short Flat with diameter $\varnothing 7.9$ mm with cutter and tapping tool. At the same time there were compared the behavior of materials according to three spindle speeds: 1470 rpm, 2 490 rpm and 3 420 rpm. Also we used the special lubrication, recommended by producer, to lower the friction. In experiments were visually evaluated the shapes and quality of collars and bushings from each material at defined technological conditions. The created joints were evaluated also by metallographic methods and samples. The chemical composition of materials is shown in Tab. 1, Tab. 2 and Tab. 3.

Table 1.

Chemical compounds of material- sample 1 – aluminum alloy AlMgSi, STN 42 4401

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	other
0.58 ÷ 0.63 %	0.18 ÷ 0.22 %	0.10 ÷ 0.20 %	0.12 ÷ 0.20 %	0.53 ÷ 0.58 %	max ÷ 0.02 %	max 0.02 %	max 0.08 %	max 0.1 %

Table 2.

Copper, 99,9 E Cu, STN 42 3001

Cu	Si	others
99.85 %	0,1 %	0,05 %

Table 3.

Steel, STN 41 1373

Fe	C	P	Si	others
98.2 %	0.22 %	0.05 %	0.2 %	1.03 %

In the Fig. 9 is shown the cross section of bushing without collar from material cooper at operating speed 2490 rpm. The similar is the Fig. 10 with cross section of bushing, but with collar, from the same material at operating speed 2490 rpm. In the Fig. 11 is shown the bushing from bottom side. Its high is 7.2 mm at operating speed 2490 rpm.

In the Fig. 12 is shown the bushing without a collar and with threads, which were made by forming operation. The Fig. 13 shows created threads in bushing with collar. As we can see from figures the threads are in good quality. The bottom margin is not finished in the plain, it is wrapped, but that fact is not changing the quality function of joint with screw. It can be grind in one plane.

From all samples there were prepared the metallographic samples. The details of tested samples are shown in Fig. 14, Fig. 15 and Fig. 16. The worst quality had the bushings from aluminum. In the Fig. 14 is shown the detail of metallographic sample from aluminum, where we can see the deformation of material, the curvature of collar. The aluminum material is characterized with high thermal conductivity. The heat, which arises during the friction, is very quickly transferred into material of sample and that is fact that the final



Fig. 9. Bushing without collar



Fig. 10. Bushing with collar



Fig. 11. Cu bushing



Fig. 12. The forming threads in bushing



Fig. 13. The forming threads in bushing with collar

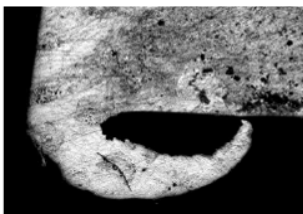


Fig. 14. Detail of Al collar[1]



Fig. 15. Detail of Cu collar[1]

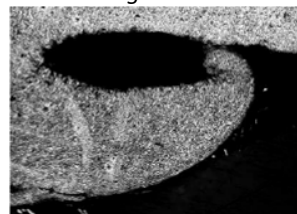


Fig. 16. Detail from steel collar[1]

friction is relatively low. The reason of this fact is relatively low working temperature, which causes the deficiency of material ductility and the bushing is starting to form very irregularly. This effect can be influenced by right setting of spindle speed. In the Fig. 17 is shown the collar from cooper and in the Fig. 18 is the detail of steel collar.

The cooper is the most soften material from mentioned ones, the collar is more deformed or curved and turned. As we can see from the figures, all material can be used for operations of thermal drilling. After dividing of bushings by cutting operations, we visually evaluated the quality of each holes and bushings. In the Fig. 17 to Fig. 25 are shown the cuttings of each bushings without and with formed threads.



Fig. 17. Al bushing without collar



Fig. 18. Low spindle speed, dandruffs

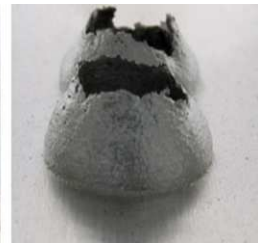


Fig. 19. Al bushings

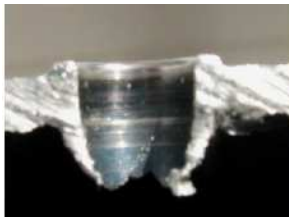


Fig. 20. Al bushing with collar



Fig. 21. Al threads in bushing, 2490rpm



Fig. 22. Al threads, 3420rpm

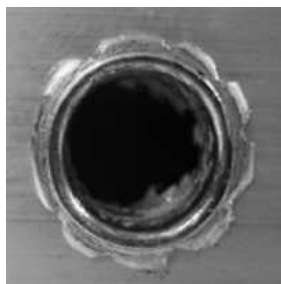


Fig. 23. Detail of Al collar[1]



Fig. 24. Detail of Al collar[1]



Fig. 25. Detail of Al collar[1]

The quality of Al bushing is changing in dependence of spindle speed. The dandruffs were occurred in low spindle speed. 1470 rpm, Fig. 17 and Fig. 18. In the Fig. 19 is shown the Al bushings from the bottom side at speed 2490 rpm. The created bushings and threads in aluminum bushings were worse quality. Fig. 20, the bottom was wrapped. The longitude of bushing with threads was 7.6 mm. The longitude of bushing with threads was 7.3 mm.

Also the quality of collars is influenced by changing of spindle speed. In the Fig. 23 is shown the Al collar created at 1470 rpm. It is uniformly wrapped. In the Fig. 24 was higher spindle speed, 3420 rpm. The Al collar and bushing are good quality. In the Fig. 25 is shown formed threads into Al bushing.

The best quality of bushings, collars and threads in bushings were created at steel samples, In the Fig. 26 is shown cut collar. In the Fig. 27 is shown steel collar at spindle speed 3420 rpm. The longitude of bushing was 7.2 mm, Fig. 28, where were created the greater contact area for non-permanent joint. The original thickness of steel material was 2 mm. At operating speed 3420 rpm was heat affected zone around the surrounding of collar approximately 5 mm. The longitude of bushing without created threads was 7.6 mm.

Conclusion

By development of new technologies we can use other properties of progressive technologies as temperature, friction and also new materials. From the reached results we can make the conclusion that the most important parameter for thermal drilling by Flowdrill method are:

- material of bushing and collar;
- material of drilling tool, resistant against the wear and temperature;
- technological parameters: spindle speed, friction, operating time;
- automation of operations, if it is made by hand or on automated drill.

The best quality of bushing and collar was created from material steel,



Fig. 26. The cut collar, steel [2]

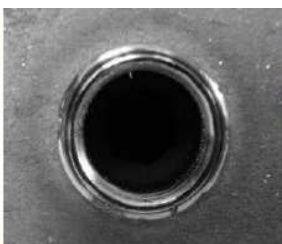


Fig. 27. The steel collar [2]

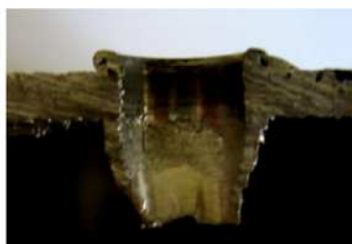


Fig. 28. Steel collar and bushing

also the strength properties was the best from this material. From copper and brass sheets, the bushings and collars were not so smooth, the bottoms were wrapped with comparison of steel ones, but are satisfied for mechanical screw non-permanent joints. The worst material was aluminum from used materials, where the following creating of threads shows the most deviation from defined shape and there were occurred more fractures on the bottom border of bushing.

This work was supported by the Ministry of Education of the Slovak Republic under grant VEGA No.1/0725/08 - Výskum podmienok ovplyvňujúcich medzné deformácie tenkých, povrchovo upravených oceľových plechov.

References

- [1] Sobotová L.: Hodnotenie puzdier vytvorených metódou Flowdrill. In: Transfer inovácií. č.10 (2007), p.144-148. Internet:www.tuke.sk/sjf-icav/stranky/transfer/10, 2007, ISBN 978-80-8073-832-7
- [2] Sobotová L., Spišák E.: Spájanie materiálov progresívnymi technológiami. In: Ai Magazine: automotive industry magazine, ISSN 1337-7612, Roč. 2, č. 2 (2009), p. 62-64
- [3] Katalógová literatúra firmy EJOT: samozávrtné skrutky EJOT FDSâ, 2008
- [4] <http://www.flowdrill.nl>, 26.11.2008
- [5] <http://www.centardrill.com>, 26.11.2008
- [6] EJOT application poster „Fastening systems roofing & cladding, date: 20.03.2010: http://www.ejot.com/ejot.de/Verbindungstechnik--195,websiteLang__en.htm
- [7] <http://www.wagnercompanies.com/Flowdrill.aspx>, date: 20.03.2010
- [8] <http://www.ornl.gov/~webworks/cppr/y2001/pres/122418.pdf>

Emil Spišák, Emil Evin, Ján Slotá, Juraj Hudák, L'uboš Kaščák,
Miroslav Tomáš, Jana Majerníková¹

Drawability Evaluation of AHSS Steels Used in Automotive Industry

The contribution deals with the drawability evaluation of AHSS steels used in automotive industry, and simulation of deep drawing of five-pointed deep drawn part. The first part describes the basic parameters of evaluated steel sheets – microalloyed steel H220PD and TRIP steel RAK 40/70. The tensile test results are compared with the results of biaxial tensile test – bulge test. The obtained parameters of a material model were used in simulation of the deep drawing process of five-pointed deep drawn part, which represents a complex shape of an asymmetric part.

Keywords: advanced high-strength steels, drawability, simulation.

Introduction

Present research focuses especially on advanced high strength steels (AHSS) and ultra high strength steels (UHSS). Dual-phase (DP), complex phase (CP) and steels with transformation-induced plasticity (TRIP) containing residual austenite (RA) are some of the grades collectively referred to as AHSS. These groups of steels are of good formability, excellent combination of strength, lifetime, absorption of strain speed and strain hardening [1].

TRIP effect steels are mainly three-phase steels with two major phases: ferrite + bainite and a minor phase – residual austenite. In deformations up to 7 %, TRIP steels have an exponent of strain hardening n similar to HSS. However, in deformations exceeding 7 %, the unique microstructure allows local stability of plastic deformation and increase in the strength of steels. The principle of the processes that are involved in hardening TRIP steels is martensitic deformation induced by strain or deformation. During deformation the austenite areas absorb load and transform into martensite, which is further transformed [2,3].

The paper deals with evaluation of mechanical and plastic properties of steel sheets with higher strength properties – microalloyed steel and steel with TRIP effect. The results of the tests were used as the input data for simulation of deep drawing of drawn part with specified shape and dimensions. Simulation of five-pointed deep drawn part by two softwares – Dynaform and PamStamp was realized. The results of simulation were verified by actual experiments. Tool design and forming process conditions were also verified by means of simulation with the aim of achieving the required quality.

¹ Technical University of Košice, Department of Technology and Materials
e-mail: emil.spisak@tuke.sk

Methods of experimental work

Experimental materials. Steel sheets of new conceptions used in automotive industry were evaluated during experimental works:

- A – microalloyed steel H220PD, $a_0 = 0.80$ mm;
- B – TRIP steel referred to as RAK40/70, $a_0 = 0.75$ mm.

Both evaluated steel sheets were fully hot-dip galvanized, with amount of zinc of 100 g/cm^2 . Evaluation of material drawability of experimental materials was realized by tensile test (STN EN 10002-1), test of planar anisotropy (STN 42 0437), test of normal anisotropy ratio (STN 42 0435) and test of strain hardening exponent (STN 42 0436). Significant directions of 0° , 45° and 90° against direction of rolling were tested during testing of drawability parameters. Tensile specimen according to STN EN 10002-1, $L_0 = 80$ mm was used for all mentioned tests. The tests were realized on the tensile machine TiraTEST 2300 with recording of the process. Interval of strain hardening exponent evaluation was within the range of uniform deformation of 5 – 20% for both tested sheets. Chemical composition of experimental materials is shown in Tab. 1 [4]. Values of mechanical properties, degree of their planar anisotropy, coefficient of normal anisotropy and strain hardening exponent are shown in Tab. 2 (H220PD) and Tab. 3 (RAK40/70). Bulge test was realized for the purpose of comparing the curves of strain hardening from uniaxial tensile test and biaxial tensile test.

Process formability testing – cup test. Cup test was realized in order to estimate the limiting drawing ratio of tested materials. During the test, cylindrical drawn parts with flat bottom (Fig. 1) were drawn from circular blanks of 119, 123,

Table 1.

Chemical composition of evaluated steels [%]

	C	Mn	P	S	Ti	Si	Al	Cr	Cu	Nb	Mo
A	0.004	0.415	0.042	0.004	0.037	0.1	0.035	0.031	0.011	0.026	0.005
B	0.204	1.683	0.018	0.003	0.009	0.2	1.73	0.055	0.028	0.004	0.008

Table 2.

Parameters of material drawability of microalloyed steel H220PD

	Direction	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$PR_{p0.2}$ [%]	PR_m [%]	PA_{80} [%]	r	r_m	Δr	n	n_m	Δn
A - H220PD	0°	219	385	34.5				1.172	1.640	0.285	0.235	0.231	0.001
	45°	225	368	37.4	2.76	-4.29	8.24	1.782			0.231		
	90°	238	382	35.8	8.38	-0.69	3.67	1.823			0.229		

Table 3.

Parameters of material drawability of TRIP steel RAK40/70

	Direction	R _{p0.2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₈₀ [%]	PR _{p0.2} [%]	PR _m [%]	PA ₈₀ [%]	r	r _m	Δr	n	n _m	Δn
B - RAK40/70	0°	442	771	27.7				0.686	0.816	0.108	0.295	0.290	0.008
	45°	441	762	25.4	-0.24	-1.27	-8.54	0.870			0.294		
	90°	450	766	25.9	1.80	-0.72	-6.64	0.838			0.278		

128, 133, 138 and 144 mm diameters in experimental forming tool with following parameters: diameter of die $D_{te} = 71.25$ mm, diameter of punch $d_{tk} = 69.15$ mm, die clearance $t_m = 1.05$ mm, punch nose radius $r_{tk} = 6$ mm, die radius $r_{te} = 6$ mm. Limiting drawing ratio was estimated mathematically. Variation of the forces and intensity of the drawing forces were measured during deep drawing.

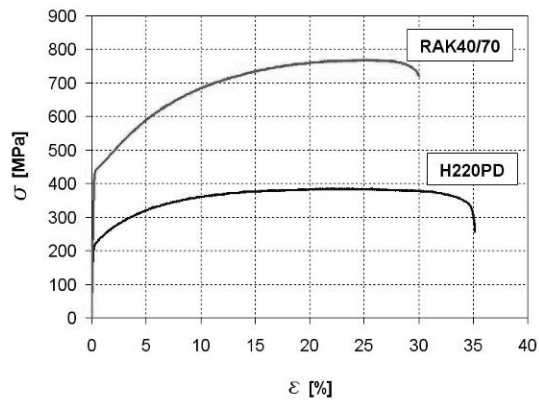


Fig. 1. Tensile graph of evaluated steel sheets

Simulation of deep drawing. Hardening curve was estimated on the base of tensile test results. Simulation software PamStamp2G was used where specification of hardening curve according to Krupkovsky was chosen:

$$\sigma = K (\epsilon_0 + \epsilon_p)^n. \quad (1)$$

Isotropy model of strain hardening (the center of plasticity plane is constant and it is changing the size) was chosen for the calculation. The model is describing the change of plasticity plane (curve) in dependence on change of plastic deformation (or deformation rate). Model Orthotropic Hill 90 was used for condition of plasticity, which determines curve form of plasticity in the main stresses area:

$$\begin{aligned} f(\sigma) &= |\sigma_x + \sigma_y|^m + \alpha^m [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \cdot \sigma_{xy}^2] + \\ &+ [\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + 2 \cdot \sigma_{xy}^2]^{\frac{m}{2}-1} \{ \beta \cdot (\sigma_x^2 - \sigma_y^2) + \gamma \cdot (\sigma_x - \sigma_y)^2 \} = , \quad (2) \\ &= (1 + \alpha^m + \beta + \gamma) \cdot (\sigma_y)^m = (2 \cdot \sigma_y^b)^m \end{aligned}$$

where: m – coefficient determined by the degree of anisotropy of the material and must be greater than 1 to ensure convexity of the yield surface.

Verification of simulation by actual experiment. The results from simulation were compared with the results from deep drawing of five-pointed deep drawn part. Estimation of accordance of simulation results, mainly assessment of wrinkle formation tendencies in various places of drawn part and local thinning of material was realized. Circular blank of $\varnothing 215$ mm diameter was used as a semiproduct. Experiments were realized for B – TRIP RAK40/70 material. Intensity of blank holder force was set up to 170 kN. Experiments were realized on hydraulic stamping machine Fritz Müller BZE 100.

Reached results and disscusion

TRIP steel RAK40/70 has almost double higher strength in comparison with microalloyed steel H220PD, whereas the parameters of planar anisotropy are higher in microalloyed steel H220PD. Microalloyed steel H220PD has higher elongation than TRIP steel RAK40/70 (Fig. 1). Higher value of coefficient of normal anisotropy “ r ” was observed in microalloyed steel H220PD as well as higher degree of planar anisotropy. Higher value of strain hardening exponent was observed in TRIP steel RAK40/70, whereby degree of planar anisotropy of strain hardening exponent is minimal in both evaluated sheets. The least favourable values of mechanical properties, normal anisotropy ratio and strain hardening exponent for particular sheets were defined in the following directions:

	$R_{p0.2}$	A_{80}	r	n
• H220PD	90°	0°	0°	90°
• RAK40/70	90°	45°	0°	90°

On the base of values of mechanical properties and criteria of „ r ” and „ n ”, observed steels can be classified by degree:

	H220PD	RAK40/70
• yield strength	DDQ	DQ
• extension	DQ	DQ
• r	DQ	DQ
• n	EDDQ	EDDQ - S
• complex evaluation according to r_m a n_m (Fig. 2)	EDDQ	DDQ-St

Figure 3 shows comparison of uniaxial test and bulge test of TRIP steel. Limiting diameter of the blank for microalloyed steel H220PD defined mathematically was $D_{0max} = 146.16$ mm. Limiting drawing ration in the first draw

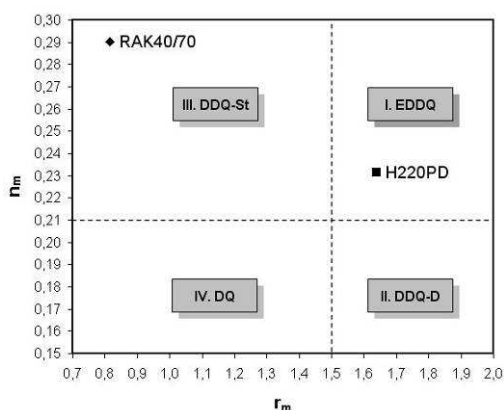


Fig. 2. Evaluation of deep drawability by combination of values r_m and n_m

drawn part during deep drawing. Problems in corners of the drawn part led to considerable material wrinkling. Distortions in the vertical walls were observed due to high value of $R_{p0.2}$ or high value of energy of elastic deformation W_{el} . The results of simulation were confirmed by deep drawing in real tool with the same material (Fig. 9, Fig. 11).

Developments of thickness changing of the drawn part wall (Fig. 6), deformation in forming limit diagram with the tendency of drawn part to stability loss (wrinkling) were obtained by using the post-processor (Fig. 7, Fig. 8). The wrinkling

of material was observed in the area of particular points as the result of secondary loss of stability of deep drawing process. Results of actual experiment confirms results of simulation. Predicted secondary loss of stability of material in the area of points as well as deformation of vertical wall of drawn part was observed. Comparison of simulation results of forming material into the die (the high of drawn part is 17 mm) with the real drawn part is shown in Fig. 10 and 11.

of observed sheet was $m = 0.472$ (Fig. 4). Limiting diameter of the blank for TRIP steel RAK40/70 defined mathematically was $D_{0max} = 143.94$ mm. Limiting drawing ration in the first draw of observed sheet was $m = 0.479$ (Fig. 5).

According to results of limiting drawing ratio, evaluated steels can be classified into EDDQ. The results of simulation, which are shown in Fig. 6 and 7, show problems in corners of the drawn part as well as in the walls of

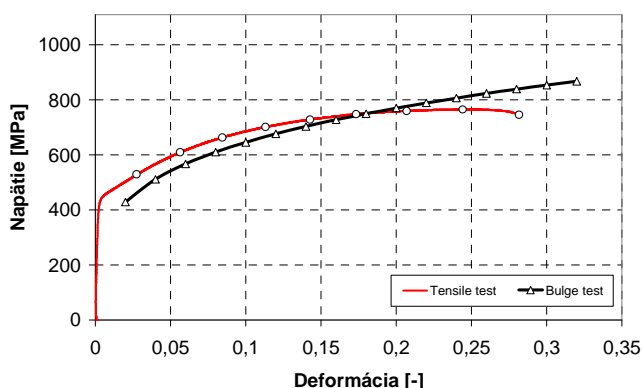


Fig. 3. Comparison of uniaxial tensile test curve and bulge test curve – TRIP steel

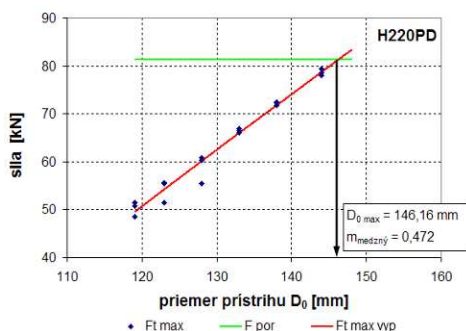


Fig. 4. Determination of blank limit diameter for steel H220PD

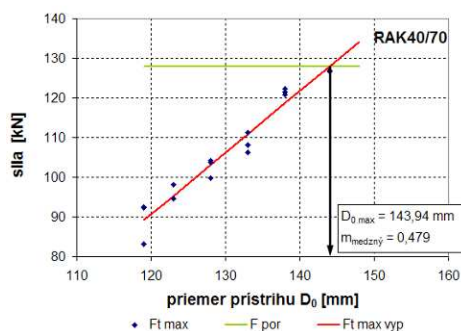


Fig. 5. Determination of blank limit diameter for steel RAK40/70

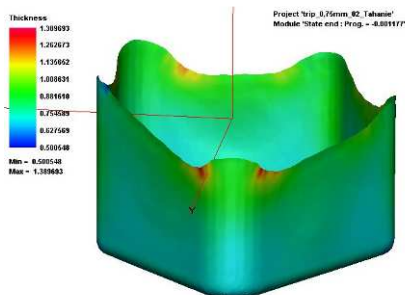


Fig. 6. Thickness changes of drawn part-TRIP material

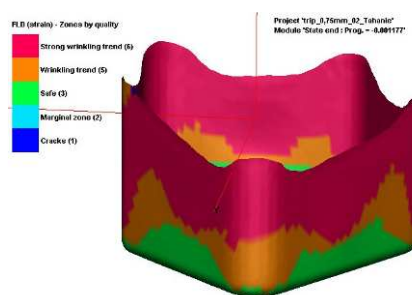


Fig. 7. Wrinkling tendency of drawn part

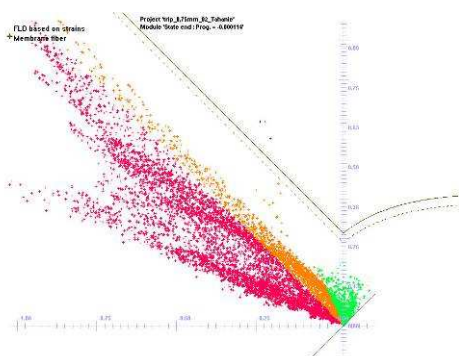


Fig. 8. Deformation in forming limit diagram



Fig. 9. Stability loss of square drawn part of TRIP steel (wrinkling in the area of earing, distorted wall of drawn part)

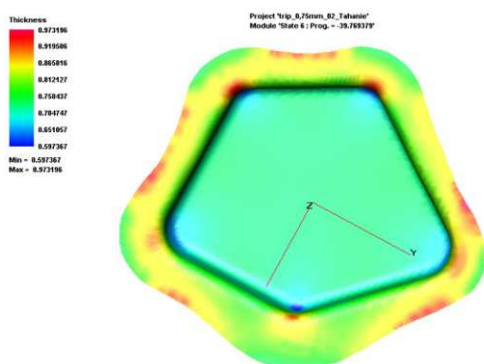


Fig. 10. Shape of flange from simulation of deep drawing with the actual high of 17 mm, PamStamp2G



Fig. 11. Shape of flange of real drawn part with the high of 17 mm

Conclusion

On the base of realised experimental works, simulation and actual experiment, following conclusions can be formed:

- Material formability evaluation of advanced steel sheets – micro-alloyed steel H220PD an TRIP steel RAK40/70 using criteria based on tensile test results (yield strength, ultimate strength and extension), normal anisotropy ratio and strain-hardening exponent and their combination is not explicit. There were find out different qualification degrees from the best one (EDDQ) to the lowest (DQ) for both of evaluated steel sheets.
- Process formability evaluation appears to be more suitable criteria for deep-drawability classification of advanced steel sheets. Classification based on limit drawing ratio corresponds to quality degree according to strain-hardening exponent and combination $r \times n$.
- Evaluation based on combination of material formability criteria and process formability criteria classify evaluated steel sheets by EDDQ degree for micro-alloyed steel sheet and DDQ/EDDQ degree for TRIP steel RAK40/70.
- Verification of simulation of deep-drawing process of five-pointed deep drawn part by experiment is possibly to state, that prediction of deep-drawing process by numerical simulation quite accurately showed possible issues at production. There was find out that in simulation using TRIP material parameters is higher plastic deformation intensity accompanied by secondary loss of stability. That was shown by warping and waving of material near to ears and by deformation of flat walls of drawn parts (Fig.9). Also there was

find out quite higher springback of drawn part, what correspond to mechanical properties of TRIP steel reached by tensile test.

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No. APVV-0629-06.

References

- [1] Kvačkaj T.: Výskum progresívnej ocele nielen pre automobilový priemysel. Strojárstvo č 5,6 (2006) p. 12-13
- [2] Hrivňák A., Evin E.: Lisovateľnosť plechov. Košice Elfa 2004
- [3] Spišák E., Slota J., Majerníková J.: Analýza začiatku plastickej deformácie DR obalových plechov. Acta Mechanica Slovaca PRO-TECH-MA 2006
- [4] Spišák E. at al: Dizajn moderne koncipovaných ocelí na základe charakteristík lisovateľnosti. APVV-0629-06

The Influence of Thickness and Production Process on Properties of Tinned Sheets

In the contribution single and double reduced packaging sheets of different thicknesses will be compared. Material properties will be determined by uniaxial tensile test and biaxial test, results of which will be analyzed and mutually compared.

Keywords: uniaxial tensile test, biaxial test, tinned sheets.

Introduction

Packaging sheets used nowadays are produced considering adequate thickness by single reduction (thicknesses 0.18 – 0.35 mm) and so called double reduction (0.13 – 0.18 mm). During the production of double reduced sheets (DR) finishing rolling is replaced by cold rolling at intervals 10 – 36 %. This rolling is called double reduction. The sheets after this rolling are characterized by higher hardness, higher strength and lower elongation. The result is a considerable reduction of packaging sheet weight and thus of packaging weight itself (up to 40 %) [1-3].

Evaluated materials

For the needs of this publication 4 types of sheets produced in the same way of annealing (continual annealing – CA) with different strength properties and different thickness have been chosen from extensive experimental research. The goal of this contribution is to compare properties of chosen sheets by various stress – strain states (by uniaxial tensile test and by biaxial test). The results of these tests will be analyzed and compared.

Evaluation of tinplate properties by uniaxial tensile test

The goal of this test, which has its conditions and test sample shape indicated in the specifications STN EN 10002-1+AC1 and STN 42 0321, is to obtain the values of yield point, ultimate tensile strength and elongation. In order to determine the anisotropy material properties samples both in rolling direction and perpendicular in respect of rolling direction have been prepared. Measured values of tested materials from uniaxial tensile test are shown in Tab. 1.

¹ Technical University of Košice, Department of Technology and Materials
e-mail: emil.spisak@tuke.sk

Table 1.

Measured and calculated values of yield point, ultimate tensile strength and elongation in rolling direction and perpendicular in respect of rolling direction obtained by tensile test

Material	Sample number	Thickness of material [mm]	R_e-0° [MPa]	R_e-90° [Mpa]	R_m-0° [Mpa]	R_m-90° [Mpa]	$A_{50}-0^\circ$ [%]	$A_{50}-90^\circ$ [%]
TH 415 CA	54	0.18	488	449	444	490	23.34	4.47
	41	0.27	446	459	451	449	27.19	5.95
TH 435 CA	19	0.18	468	452	451	444	19.2	19.7
	33	0.28	417	425	402	410	28.1	26.9
TH 550 CA	83	0.18	577	587	576	607	6.48	5.49
	58	0.27	562	550	562	576	2.27	7.71
TH 620 CA	69	0.18	599	620	605	639	1.71	4.87
	3	0.19	574	580	582	601	2.81	5.86

In figure 1 the localization of strains in one place, or in several places, is shown. It is apparent from the aforementioned figure that sample deformation was not equal on all of the measured sections. This phenomenon has been shown more significantly on sheets TH 550 CA a TH 620 CA (see sample No. 69). Considering materials of type TH 415 CA, considerable differences of elongations can be noticed from samples which have been taken away from rolling direction and from perpendicular ones in respect of rolling direction. Various ways of sample deformations have been noticed with these samples (see sample No. 41). The samples taken away from rolling direction have been deformed equally in the



Fig. 1. The breaking of samples after uniaxial tensile test

whole waist of tested bar, whereas the samples taken away from perpendicular direction in respect of rolling direction showed localization of strains in some places without another deformation of the whole waist of tested sample.

Different mechanism of breaking of samples taken away from rolling direction and samples taken away from perpendicular direction in respect of rolling direction was noticed also with materials of types TH 550 CA a TH 620 CA. The difference was that the measured values of elongation A50 were considerably lower in rolling direction than in perpendicular direction in respect of rolling direction. This fact is the result of unequal material deformation of samples taken away from rolling direction.

Biaxial tensile test

Biaxial tensile force belongs to the most unfavorable schema of stress present during plastic material deformation. During biaxial tensile test the same materials have been used as during uniaxial tensile test. From the test the following can be evaluated: yield point, stress on ultimate tensile strength (at breaking of sample), height of bulge and total deformation at breaking of sample. Plastic properties of the tested sheet have been expressed by so called “Elongation” by biaxial tensile force. The graphic dependency “stress – strain” during biaxial tensile test is shown in Fig. 2. The measured values of properties of tested materials are shown in Tab. 2.

Measured values of elongation are significantly higher for the sheets of higher strengths (TH 550 CA and TH 620 CA) than in uniaxial tensile test. For

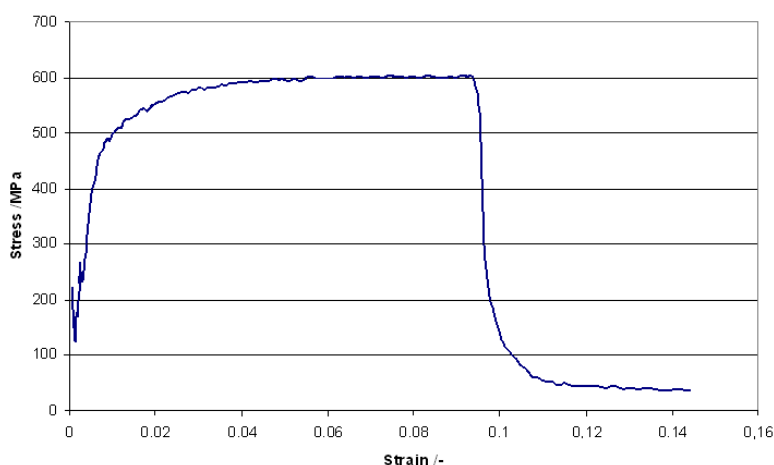


Fig. 2. The dependency stress – strain by biaxial tensile test

Table 2.

Measured and calculated values of yield point, ultimate tensile strength and „elongation“ obtained by biaxial test

Material	Sample number	Thickness of material [mm]	R_e [MPa]	R_m [MPa]	„Elongation“ [%]
TH 415,CA	54	0.18	352	498	17.4
	41	0.27	330	515	16.02
TH 435,CA	19	0.18	375	521	12.4
	33	0.28	316	516	17.5
TH 550,CA	83	0.18	522	611	14.28
	58	0.27	465	573	17.2
TH 620,CA	69	0.18	549	603	9.32
	3	0.19	535	583	10.32

materials TH 415 CA and TH 435 CA the measured values of elongation are lower than in uniaxial tensile test in rolling direction, but are considerably higher than in perpendicular direction in respect of rolling direction. On the samples after biaxial tensile test marked slip straps can be observed (Fig. 3b).

For the samples from materials TH 550 CA and TH 620 CA no significant marked slip straps in biaxial tensile test can be observed, see Fig. 3a. Plastic deformation has been divided equally in all parts of the tested capacity and no localization of deformations in one specific place, as it was in uniaxial tensile test, was observed.

Conclusions

In the contribution tin steel sheets produced by different ways of rolling (single and double rolling) and the same way of annealing (CA) have been compared. Sheets of different thickness have been chosen for the comparison. During tensile test a large diffusion mainly of plastic properties characterized by

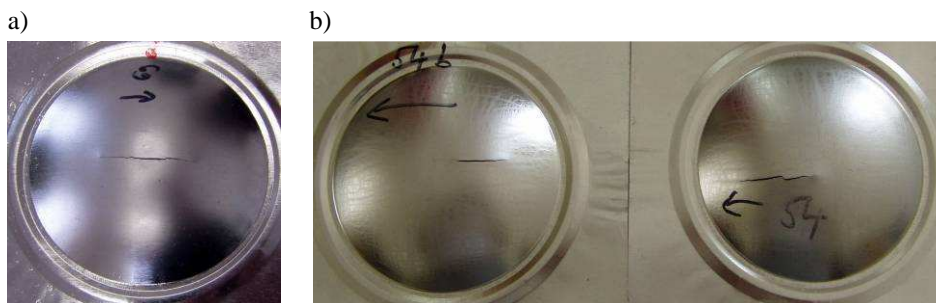


Fig. 3. The samples after biaxial tensile test, a) sample No. 69, b) sample No. 54

elongation A50 can be achieved. During biaxial tensile test the change of plastic deformation characterized by elongation as well as measured values of yield point were considerably more influenced by the thickness of tested material. For materials of higher thickness, lower values of yield point for all material types and all tested samples have been obtained. The change of material thickness was not expressly shown in the change of ultimate tensile strength. Plastic properties characterized by so called "elongation" by biaxial tensile force corresponded with material thickness. At higher thicknesses, higher elongation than at lower thicknesses has been measured. In our opinion, the results obtained in this test reflect the actual properties of tinplates in a more realistic manner.

References

- [1] Spišák E., Majerníková J.: Plastic deformation of tin coated steel sheet under different stress-strain states. In: Progressive technologies and materials. 3-B : Materials. Rzeszów : Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2009, pp. 25-35
- [2] Słota J., Spišák, E.: Determination of flow stress by the hydraulic bulge test. In: Metalurgija. Vol. 47, no. 1 (2008), pp. 13-17
- [3] Spišák E., Majerníková J.: Properties evaluation of progressive wrapping materials. In: Mechanical Engineering SI 2008 : 12th International Conference : proceedings of papers. Bratislava STU, 2008, pp. 1-8

C-SiC Composite Materials Prepared by Reaction Infiltration

Reaction bonded silicon carbide coating on porous graphite materials was prepared by melt infiltration of silicon into a porous graphite perform. The effect of the graphite materials and the infiltration process on the properties of reaction formed C-SiC composites was studied. The microstructure of the composites after the infiltration was investigated.

Keywords: C-SiC Composite, Infiltration, Graphite, Silicon carbide.

Introduction

Silicon carbide has long been considered as advanced ceramics for demanding applications. This advance engineering material has a high potential because of its mechanical and thermal properties, and wear and corrosion resistance at an elevated temperature. However, the sintering of SiC powders for bulk fabrication of high density ceramics is very difficult. Pressureless solid state sintering requires high temperatures in reducing atmospheres. Silicon carbide based ceramics of near theoretical densities can be produced by hot pressing. Hot pressing technology requires temperatures approaching 2000 °C, and pressures at about 30 MPa, and the use of small concentration of additives. Pressureless sintered and hot pressed parts frequently require further machining, typically using diamond tooling. Thus the processing of structural silicon carbide is complex, costly and the dimensions and shapes of the final product are limited [1-4].

An alternative SiC bulk processing technique is reaction sintering. This technology allows us to produce also a reaction bonded silicon carbide coating on porous graphite materials, which have advantages of combining thermal shock resistance, strength and fracture toughness of graphite, with low abrasive and oxidative wear of silicon carbide, with simple and short production routes. Reaction bonded silicon carbide coating on graphite materials can be obtained by melt infiltration of silicon into porous graphite perform, which is a lower temperature route because of the melting point of silicon [5-8].

The basic properties of particular materials and thermodynamic conditions at relevant temperatures are important for preparation the composite materials with reaction bonded silicon carbide coating on porous graphite materials. Basic dates can be find from the equilibrium binary diagram of silicon

¹ Slovak University of Technology in Bratislava, Institute of Technologies and Materials
e-mail: pavol.svec@stuba.sk

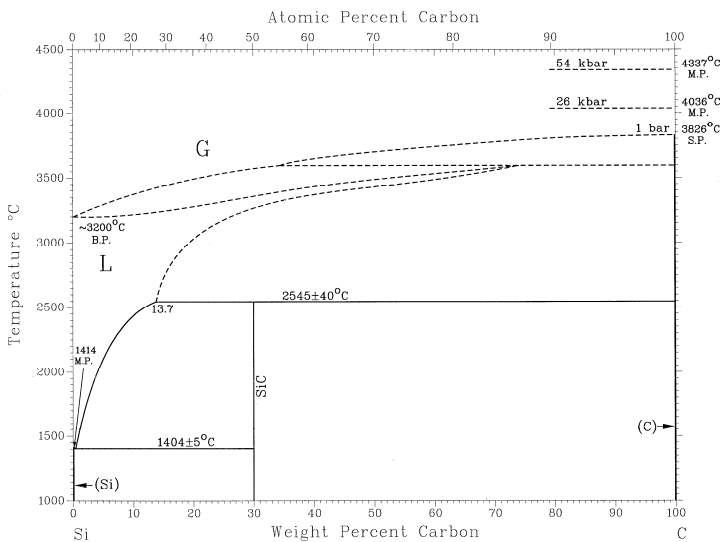


Fig. 1. *Equilibrium binary diagram Si - C*

of silicon carbide, which can be seen on the equilibrium binary diagram of silicon and carbon in figure 1.

The diagram is quite complicated with a eutectic and a peritectic reaction. The eutectic reaction occurs at the concentration interval from 0.05 to 30 wt. % of carbon and at the temperature of 1404 °C. The concentration of the eutectic mixture is 0.5 wt. % of carbon. The solubility of carbon in silicon is small about 0.05 wt. %. The SiC is created at the stoichiometric composition 50 at. % of carbon and 50 at. % of silicon, which represent 30 wt. % of carbon and 70 wt. % of silicon. The peritectic reaction occurs at concentration interval from 13.7 to 100 wt. % carbon and at the temperature of 2545 °C. This temperature is not typically reached during the preparation of C-SiC composite by infiltration method.

The free enthalpy change during the formation of silicon carbide is crucial for reaction infiltration of carbon by silicon. The effect of temperature on Gibbs energy change of SiC is in Fig. 2. The effect of temperature on enthalpy change of SiC is also in this figure [10].

The SiC-formation in the temperature range from 1400 to 1600 °C is thermodynamically probable. The formation of SiC-phase is joined with the negative change of free enthalpy during the exothermic reaction, which causes a temperature rising during the formation of silicon carbide. The exothermic reaction has to be considered by controlling of temperature during the infiltration, mainly at larger specimens.

and carbon, thermodynamic dates and thermal expansion of used materials in the infiltration process temperature interval [7-9]. For the infiltration process the presence of a chemical reaction between carbon and infiltrated silicon is important. This reaction results in the formation

One of the most serious problems of composite materials is caused by different thermal expansion of its components. These different thermal expansions create thermal stresses in composite materials. The value of the thermal stresses is proportional to the difference in thermal expansion

and infiltration temperature [6-8]. The effect of the temperature on the change of thermal expansion coefficient of silicon carbide, silicon and graphite is given in figure 3.

From this figure it is clear that all three materials have similar values of coefficient of thermal expansion in temperature interval (100 ÷ 1600) °C. In the case of graphite is to distinguish the coefficient of thermal expansion in two directions: across grain and with grain. The effect of the temperature on the

elongation of used materials is in Fig. 4. The differences among individual materials are about 0.1 % at the temperature of 1600 °C, what is a positive value for production of samples by reaction infiltration. At a high changes of dimensions the thermal stresses can be created, which can

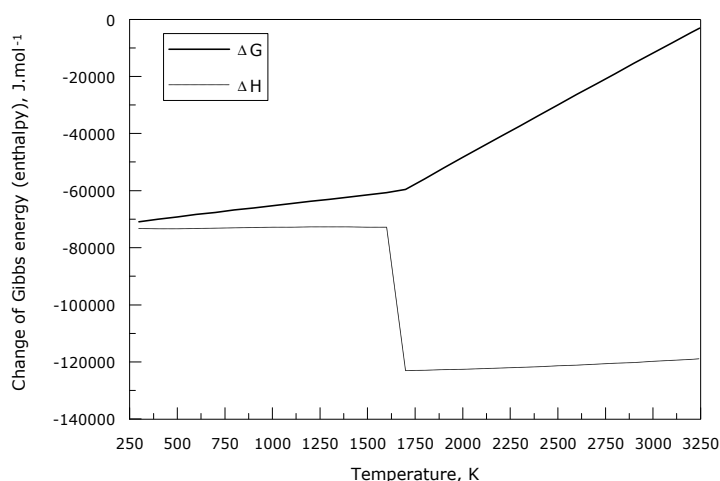


Fig. 2. The effect of temperature on Gibbs energy and enthalpy change of SiC

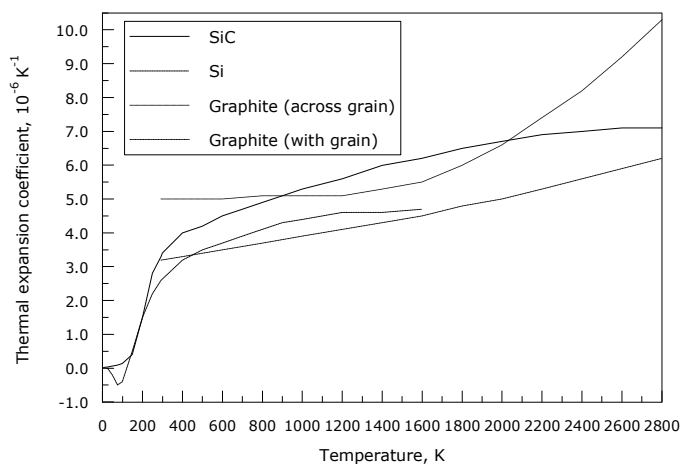


Fig. 3. The effect of the temperature on the coefficient of thermal expansion change of used materials

cause cracks in consequence of small fracture toughness of graphite and silicon carbide ceramics.

Experimental

The purpose of the current work was to determine the effect of graphite materials and the infiltration process on the properties of reaction-formed C-SiC composites. Four various graphite materials with different porosity were used in this study. The microstructure of one graphite sample before the infiltration is documented in Fig. 5.

The microstructure of graphite is characterized by homogeneous distribution of porosity. The pore size is from 20 to 50 μm . This microstructure is suitable for infiltration process. The properties of the graphite perform are critical for the infiltration process. The graphite must incorporate sufficient porosity to accommodate the formation of new SiC on infiltration. If the perform has small initial pore size, the silicon infiltration stops prematurely, resulting in incomplete infiltration. This phenomenon is called choking-off of infiltration. If the performs have large pore size and higher porosity, the graphite perform can be fully infiltrated, but residual unconverted silicon can remain in the component.

All graphite performs were reaction infiltrated with pure silicon and various amounts of silicon were added to investigate the infiltration process. Infiltration was done in a vacuum furnace at the temperature of 1600 $^{\circ}\text{C}$ for 15 min in vacuum of 10 Pa. After infiltration, the composites were sectioned and polished in order to observe the microstructure of the interface, which was analyzed with an optical microscopy.

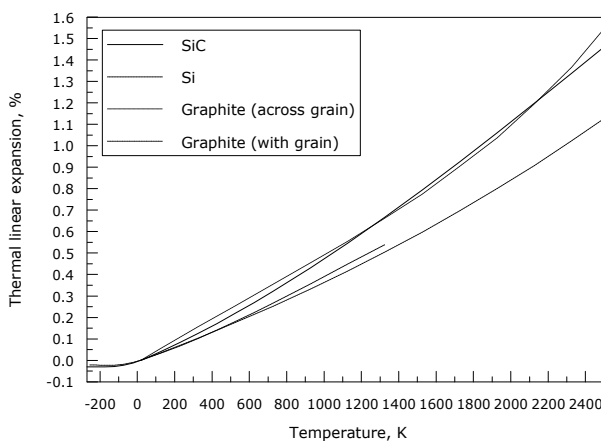


Fig. 4. The effect of the temperature on the elongation of used materials

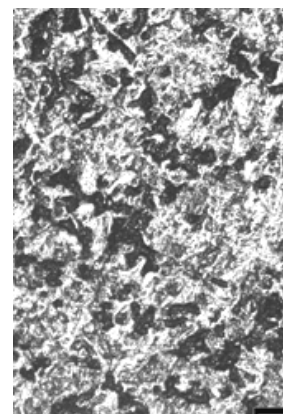


Fig. 5. Microstructure of graphite

Results and discussion

Reaction infiltration of molten silicon into porous graphite perform is relatively fast process, which consists of several stages. In the initial stage after reaching the melting point of silicon it comes to wetting of graphite by molten silicon. Then follow the infiltration Si into graphite pores and at the end the reaction between carbon and silicon. The creation of SiC is quite complicated. After reaching of melting point of silicon α -SiC phase is created in result of heterogeneous reaction carbon with silicon and followed crystallization. This primary phase is subsequently dissolved in molten silicon and secondary β -SiC phase precipitates. The macrostructure of C-SiC composite with an optimal thickness of surface C-SiC layer is shown in figure 6.

The thickness of infiltrated layer in this figure was 0.2 mm. The maximum thickness of surface layers with silicon carbide in this study could reach from 1.0 to 1.1 mm. After exceeding of this thickness the cracks were created. These were oriented perpendicular to the interface of infiltrated layer – graphite perform.

The microstructure of infiltrated sample is documented in Fig. 7. Three different phases are visible in this figure. The brighter phase is silicon carbide, the darker phase is the residual carbon, and the black areas are pores. The SiC content in the composites varied with the

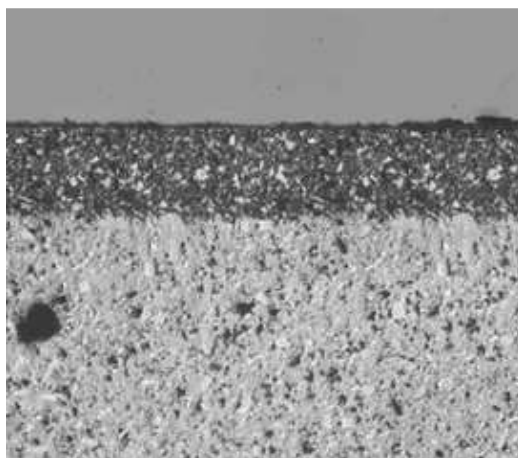


Fig. 6. Macrostructure of sample with an optimal thickness of C-SiC layer

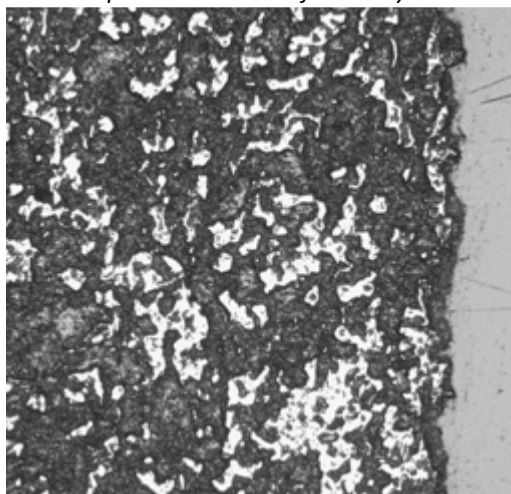


Fig. 7. Macrostructure of sample with an optimal thickness of C-SiC layer

density of the graphite perform. The identification of particular phases was verified by measurement of the microhardness. HV = 3530 was measured in the case of SiC phase and HV = 1430 for Si. These values corresponded with literature dates.

Conclusions

The effect of infiltration parameters on the microstructure of graphite samples was evaluated during the study of infiltration process of molten silicon into graphite components. The samples with suitable properties were prepared at the infiltration temperature of 1600 °C for 15 min in vacuum of 10 Pa. Optimal thickness of infiltrated layer was influenced by graphite compacts properties, mainly their porosity. The maximal thickness of layer was from 1000 to 1100 µm. This thickness of layer could be controlled by amount of silicon, which was added for reactions with graphite perform. After exceeding of these values the cracks were created in graphite samples.

The author is grateful to the Ministry of Education of Slovak Republic for the financial support of this work under Grant VEGA 1/0066/08.

References

- [1] She J.H., Ueno K.: Effect of additive content on liquid-phase sintering on silicon carbide ceramics. *Material Research Bulletin* 43 (1999) pp. 1629-1636
- [2] Fernández M.J., Munoz A., Lopez A.R., Feria V.M, Rodrigex A.D., Singh M.: Microstructure-mechanical properties correlation in siliconized silicon carbide ceramics. *Acta Materialia* 51 (2003) pp. 3259-3275
- [3] Singh M., Leonardth A.: Microstructural Characterization of Reaction-Formed Silicon Carbide Ceramics, *Material Characterization*, 35 (1995) pp. 221-228,
- [4] Huang Z.H., Jia D.C., Zhou Y., Liu Y.G.: A new sintering for silicon carbide ceramic. *Ceramics International* 29 (2003) pp. 13-17
- [5] Margiotta J.C., Zhang D, Nagle D.C.: Microstructural evolution during silicon carbide formation by liquid silicon infiltration using optical microscopy. *Internal Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 28 (2010) pp. 191-197
- [6] Favre A., Fuzellier H., Suptil J.: An original way to investigate the siliconizing of carbon materials. *Ceramics International* 29 (2003) pp. 235-243
- [7] Greil P.: Near net shape manufacturing of ceramics. *Materials Chemistry and Physics* 61 (1999) pp. 64-68
- [8] Li J.G., Hausner H.: Wetting and Infiltration of Graphite by Molten Silicon. *Scripta Metallurgica et Materialia* 32 (1995) pp. 377-382
- [9] Hozer L., Lee J.R., Chiang Y.M.: Reaction infiltrated, net shape SiC composites, *Materials Science and Engineering*, A195 (1995) pp. 131-143
- [10] Barin I.: *Thermochemical Data of Pure Substances*, Part II La-Zr. Verlag Chemie Weiheim 1993

Analiza procesu kucia piasty na młocie

Artykuł przedstawia analizę procesu kucia piasty na młocie. W pracy przedstawiono wyniki symulacji numerycznych MES procesów kucia piasty, w której zmieniano położenie denka. Porównano procesy kucia pod względem między innymi: sił w procesie kucia, kinematyki płynięcia, odkształceń oraz temperatury.

Słowa kluczowe: kucie matrycowe, odkuwka piasty, analiza MES.

Wstęp

Jednym z elementów konstrukcyjnych znajdujących szerokie zastosowanie w budowie maszyn jest piasta (rys. 1). Może stanowić część koła napędowego lub innego elementu montowanego na wale lub osi. W gniazdach piast umiejscawia się łożyska (dla połączeń ruchowych) lub stanowią część połączenia klinowego, wielowpustowego lub wciskowego. Piasty wykonuje się z wykorzystaniem obróbki skrawaniem oraz technologii obróbki plastycznej. Dzięki kształtowaniu plastycznemu uzyskuje się najlepsze własności wytrzymałościowe wyrobów gotowych oraz małe zużycie materiału.

Odkuwki typowych piast należą do II grupy odkuwek matrycowych kutych na młotach. Dobierając materiał wyjściowy dla procesu kucia tej grupy odkuwek stosuje się zasadę doboru najmniejszych średnic materiału spełniających warunek $L_w/D_w = 2,8$ [2]. Stosowanie powyższej zasady znacząco poprawia warunki w zakresie jakości oczyszczania materiału ze zgorzeliny, skracania czasu



Rys. 1. Przykłady piast stosowanych w budowie pojazdów marki Fiat i Audi [1]

¹ Politechnika Lubelska, Katedra Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej
e-mail: atofil@pwsz.chelm.pl

nagrzewania materiału oraz strat wynikających z operacji cięcia materiału wstępnego.

W niniejszym artykule przedstawiono analizę teoretyczną procesu kucia piasty ze stali C45 metodą kucia na młocie. Celem pracy jest analiza porównawcza procesu kucia odkuwki z denkiem zaprojektowanym w płaszczyźnie podziału oraz denkiem przesuniętym względem tej płaszczyzny.

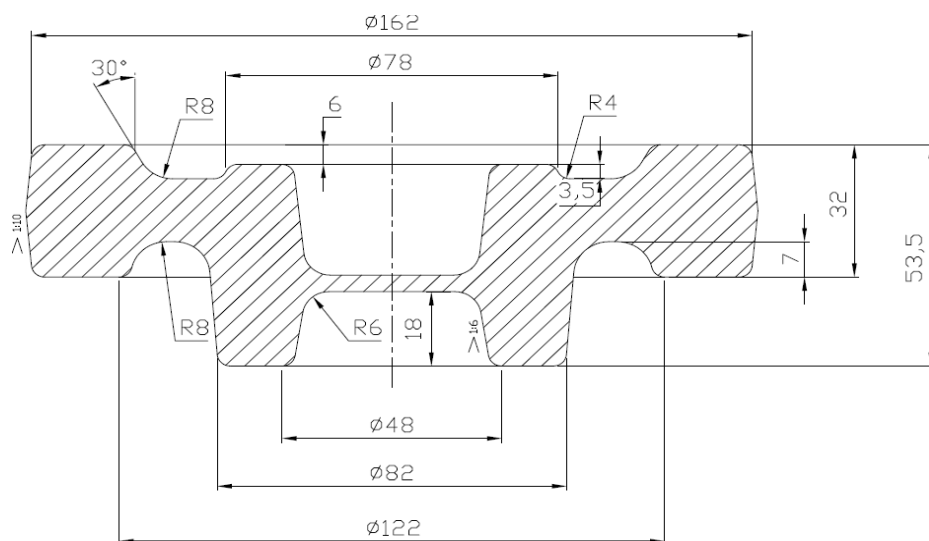
Opis przedmiotu badań i procesu kucia

Analizie poddano odkuwkę piasty wykonaną ze stali C45, będącą półfabrykatem do wykonania koła zębatego. Kształt oraz główne wymiary zaprojektowanej odkuwki z denkiem położonym poniżej płaszczyzny podziału przedstawiono na rys. 2., zaś widok przekroju odkuwki z denkiem leżącym w płaszczyźnie podziału na rys. 3.

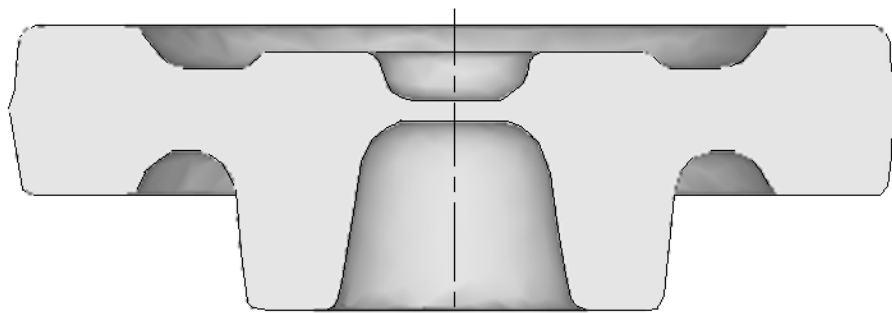
Do analizy przyjęto następujące parametry procesu kucia:

- wymiary wsadu $\varnothing 70 \times 190$ mm,
- temperatura wsadu 1100°C ,
- kucie w wykroju matrycującym 4 uderzeniami.

W oparciu o przyjęte założenia opracowano modele numeryczne i wykonano symulacje z wykorzystaniem aplikacji Deform-3D, która umożliwia wykonanie obliczeń metodą elementów skończonych (MES). Dane materiałowe dla odkuwki (przyjmując model termo-plastyczny) pobrano z bazy danych progra-



Rys. 2. Odkuwka piasty do kucia na młocie



Rys. 3. Widok przekroju bazowej odkuwki piasty (model numeryczny uzyskany w programie Deform-3D) z denkiem położonym w płaszczyźnie podziału

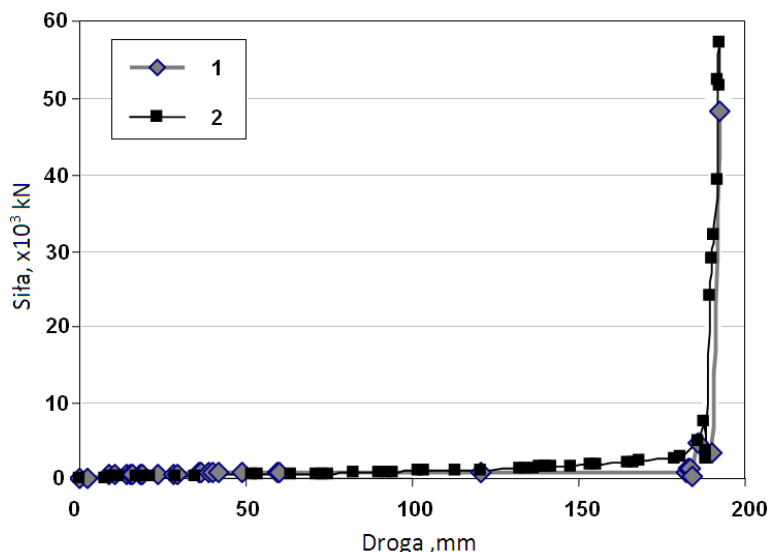
mu, a wsad podzielono na 30 tys. tetragonalnych elementów bryłowych. Przyjęto, że narzędzia są obiektami sztywnymi (temperaturę matryc ustalono na 150°C), z możliwością przejmowania ciepła od odkuwki. Wartość współczynnika wymiany ciepła ustalono na podstawie zaleceń aplikacji Deform-3D, i wynosił $5 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ (parametry środowiska: temperatura powietrza wynosi 20°C , a współczynnik wymiany ciepła pomiędzy odkuwką a powietrzem – $0,02 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$). Ponadto założono, że warunki kontaktowe pomiędzy matrycami a wsadem opisuje model tarcia stałego [3], dla którego współczynnik szorstkości wynosi $m = 0,4$ (kucie ze smarowaniem na młocie matrycowym).

Analiza wyników

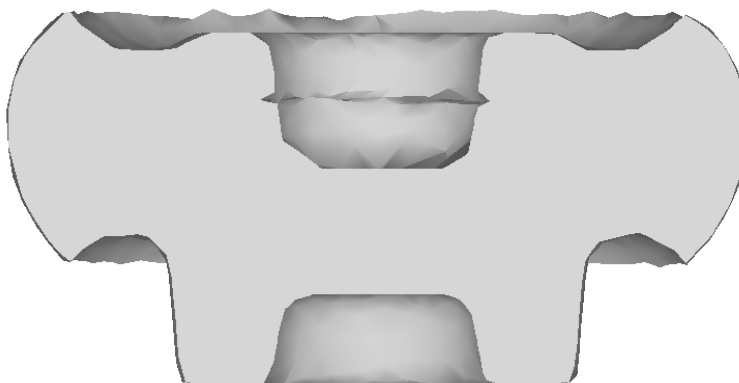
W obydwu przypadkach położenia denka odkuwki, siły osiągają porównywalną wartość rys. 4. Można zaobserwujemy charakterystyczny dla kucia wzrost wartości siły w momencie wypełnienie pierścienia zewnętrznego i wyciskania materiału przez mostek rowka na wypływkę.

Analizując symulację procesu kucia odkuwki nr 1 (denko poniżej płaszczyzny podziału) widoczne są zakucia powstałe wskutek płynięcia promieniowego materiału w kierunku rowka na wypływkę (rys. 5). Materiał w czasie kucia wciągany jest z obszaru wgłębienia a powstałe w ten sposób zakucie dyskwalifikuje analizowany proces technologiczny.

Dla odkuwki nr 2 (denko w osi podziału) nie stwierdzono występowania zakuć. Analiza symulacji wskazuje możliwość prowadzenia procesu zapewniającego wypełnienie wykroju oraz odkuwki wolnej od zakuć (rys. 6). W praktyce przemysłowej unika się projektowania denka odkuwki w płaszczyźnie podziału z uwagi na niebezpieczeństwo niewypełnienia wykroju, jednak w badanym przy-



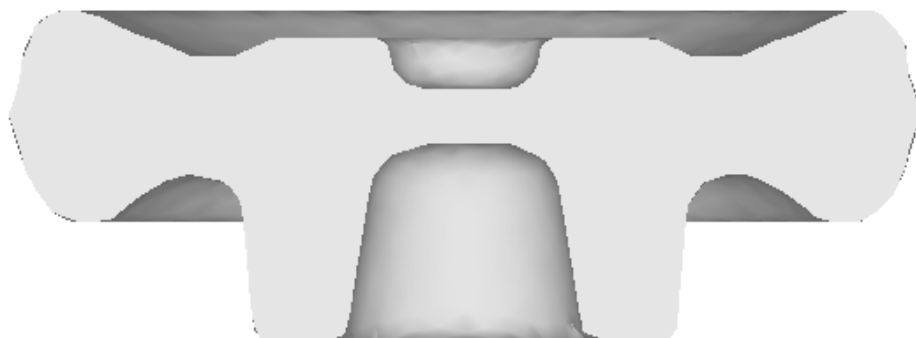
Rys. 4. Siły w procesie kucia: 1- odkuwka z denkiem położonym poniżej płaszczyzny podziału, 2 – odkuwka z denkiem położonym w płaszczyźnie podziału



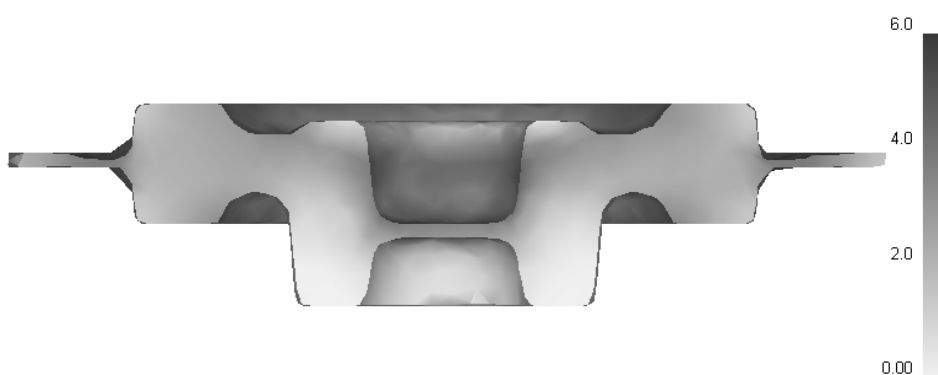
Rys. 5. Odkuwka z widocznym powstawaniem zakucia (odkuwka nr 1)

padku kucia na młocie siły bezwładności „pomagają” wypełnić małe promienie zaokrągleń i zagłębienia wykroju – szczególnie w matrycy górnej.

W obu analizowanych przypadkach największe odkształcenia metalu występują w denkach oraz w wypływkach co przedstawiono na rys. 7 i 8. Jest to typowe zjawisko ponieważ w tych dwóch obszarach odkuwki ulegają największej redukcji wysokości i posiadają najmniejsze wymiary pionowe.



Rys. 6. Odkuwka denko w osi (odkuwka nr 2)



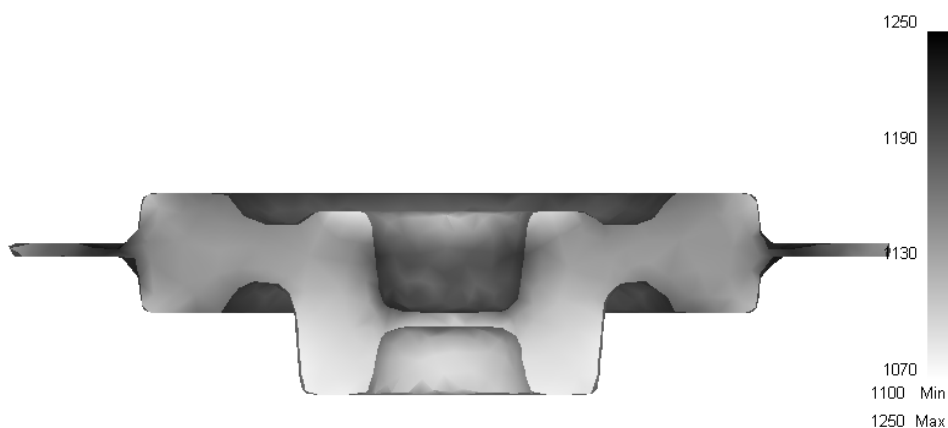
Rys. 7. Rozkład intensywności odkształcenia dla odkuwki nr 1



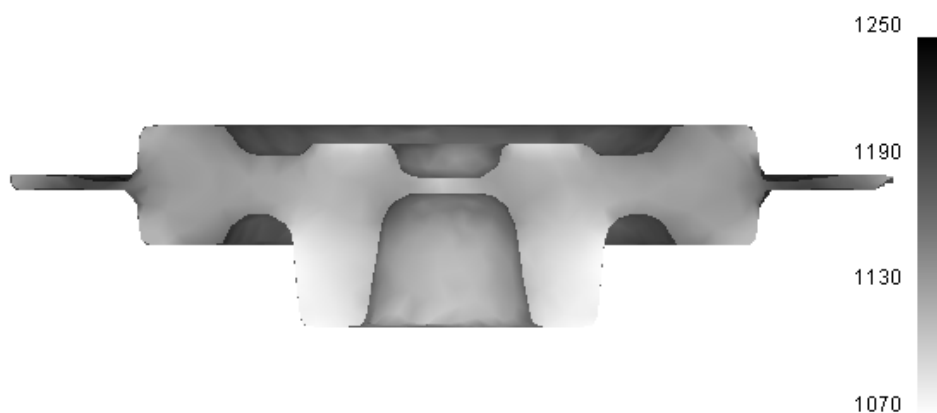
Rys. 8. Rozkład intensywności odkształcenia dla odkuwki nr 2

Analiza rozkładu temperatur wykazała, że w odkuwkach występują obszary, w których temperatura wzrosła w czasie procesu kucia (rys. 9 i 10). Wzrost ten jest największy w miejscach, w których materiał doznaje największych odkształceń. Spowodowany jest zamianą pracy odkształcenia na energię ciepłą. Należy jednak zaznaczyć, że pomimo, iż w denkach odkształcenia osiągają duże wartości to wzrost temperatury nie jest największy. Materiał w tym obszarze ulega szybkiemu chłodzeniu od zimniejszych narzędzi.

Analizy procesu pękania dokonano w oparciu o kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama [3, 4]. W obu badanych przypadkach przy takich samych poziomach siły rozkłady kryterium zniszczenia są podobne. Największe wartości występują na obwodzie wypływkii (rys. 11 oraz rys. 12), tam też może



Rys. 9. Rozkład temperatury w °C - odkuwka nr1



Rys. 10. Rozkład temperatury w °C - odkuwka nr 2



Rys. 11. Rozkład całki Cockrofta Lathama - odkuwka nr 1



Rys. 12. Rozkład całki Cockrofta Lathama - odkuwka nr 2

pojawić się utrata spójności materiału. Jest to zgodne z praktyką przemysłową, gdzie w wyplýwce występują promieniowe pęknięcia. Należy jednak zauważyć, że wyplýwka jest obcinana i nie ma to wpływu na jakość wyrobu.

W objętości odkuwki największe wartości osiągane są w zewnętrznym pierścieniu i nie przekraczają one 0,4. Jest to wartość dosyć mała dla zakresu temperatur kucia, a więc pęknięcia w obszarze odkuwki nie powinny wystąpić.

Podsumowanie

W opracowaniu przedstawiono wyniki analizy teoretycznej procesu kucia na młocie odkuwki piasty wykonanej ze stali C45. W pracy rozpatrzono dwa

warianty położenia denka: w płaszczyźnie podziału i poniżej tej płaszczyzny. Stwierdzono, że obniżenie denka, mimo zaleceń literatury specjalistycznej dotyczącej projektowania odkuwek, stwarza warunki, w których mogą powstawać zakucia na ścianie osiowego wgłębienia odkuwki. Tego typu wada występująca w procesie kucia piasty na młocie dyskwalifikuje wyrób. Analiza pozostałych parametrów procesu wykazała podobieństwa dla obu badanych przypadków w zakresie: rozkładu odkształceń, temperatur, sił kształtowania i niebezpieczeństwa wystąpienia pęknięć

Literatura

- [1] <http://www.twenga.pl>, luty 2010
- [2] Wasiunyk P. Kucie matrycowe. WNT, Warszawa 1975
- [3] Pater Z., Samołyk G. Podstawy teoretyczne obróbki plastycznej metali. Wyd. PWSZ w Chełmie, Chełm 2007
- [4] Cockroft M.G., Latham D.J.: Ductility and the workability of metals. Journal of the Institute of Metals, 96 (1968), p. 33-39

The analysis of the hammer forging process of hub

The paper presents the analysis of the hammer forging process of hub. This work presents the result of the forging numerical simulation (by FEM) of hub with modification of web position. Strain of forging, flow kinematics, deformations and temperature in the analysis process are compares.

Keywords: closed-die forging, forging of hub, FEM analysis.

Weld Joint Movement by Deep Drawing of Tailored Blank from High Strength Steel

Comparison study to evaluate the deep drawing of a rectangular box from welded tailored blank, composed of two parts of different thickness. The blank material is high strength steel with transformation induced plasticity, and the blank weld line is positioned in three different ways. The focus is stressed to the weld line motion by quasi uniform distribution of the blankholder pressure and controlled non-uniform distribution of the blankholder pressure applied on the flange of the blank. The non-uniformity of the contact pressure was attained in the experimental tool with quasi elastic blankholder binder. The goal is to minimize the weld line movement and to improve formability of the tailored blank.

Keywords: deep drawing, tailored blank, simulation.

Introduction

Tailored blanks, usually composed of welded parts of the same steel grade and different sheet thickness, are nowadays widely used in automotive industries as well as for forming of number of structural components. The benefits of processing of such workpieces are reduction in stamping die and assemble work, reduced design and development time, lower manufacturing costs, less material input, better utilisation of steel, product weight reduction, improvement of dimensional accuracy, improved structural integrity and safety of the parts and increased of all utilisation and reduced scrap [1].

By the application of the tailored blanks for deep drawing and other sheet metal forming processes appear also disadvantages. The welding of the tailored blank parts is an extra step in the production process and the formability of the blank can be reduced. There are also serious process difficulties in non-uniform flow of the sectional tailored blank and its weld line motion during the forming process [2].

Different approaches has been published, experimentally developed and industrially applied, to positively influence the plastic flow of tailored blanks and to avoid defects and failures by deep drawing, stretching and bending processes. A stepped rigid blankholder or stepped punch might be a solution to adapt the different thickness of the blank [2]. Segmented blankholder [3], allows individual force control per segment. The loading of the blank holder by means of a number

¹ Slovak University of Technology in Bratislava, Institute of Technologies and Materials
e-mail: peter.kostka@stuba.sk

of discrete correctly positioned cushion rods controlled by individual hydraulic cylinders is next of possible system of imposing non-uniform blank holder pressure on the flange [4]. Another developed solution is the pliable blank holder, i.e. the deformable blankholder with non-uniform stiffness [5]. The local clamps affected by hydraulic cylinders, incorporated into the punch and the die, respectively and located along the weld line, may also stop its movement or to allow limited strain, acceptable for part integrity [6]. Also the traditional installation of proper designed drawbeads may lead to positive influence of the tailored blank shaping, particularly the control of weld line movement [7, 8].

In this paper, a comparison study was conducted to evaluate the forming of a rectangular box from tailored blank, composed of welded parts of different thickness. The blank material is high strength steel with transformation induced plasticity, and the blank weld line is placed in its centre at the beginning of the deep drawing. The focus is stressed to the weld line motion by quasi uniform distribution of the blankholder pressure and controlled non-uniform distribution of the blankholder pressure applied on the flange of the blank [9]. The goal is to minimize the weld line movement and improve formability of the tailored blank.

Experimental tool

The deep drawing tooling (Fig. 1) was developed at the Institute of Technologies and Materials of the Faculty of Mechanical Engineering, STU in Bratislava [10]. The tool is intended for use in a single action press with a draw cushion. For this reason the blank holder force is applied using transfer blankholder rods approximately equally spaced around the die opening. Each rod is height adjustable and equipped with a load cell that transmits the force acting on each rod. The rods are connected to the blank holder via threaded connectors with sensors. The blankholder binder is flat and quasi elastic, so that small differences in the rod height enable to adjust the non-uniform blankholder pressure distribution in favour of more uniform flow of the tailored blank with reduced formability.

The punch, die and the blankholder of the tool is possible to exchange, so that the different shapes and dimensions of the parts may be experimented. The set of gauges make possible to measure the total deep drawing force, the total blankholder force and local forces applied on the blankholder binder by transfer rods. Next to capability to measure the forces, the tool is also designed to measure the punch travel.

Physical experiments

The deep drawing of rectangular box was selected for presented study as a frequent shape of singular hollowed sheet parts or as a component of complex shaped parts. The nominal box lateral length is 120 mm, lateral width 80 mm, and corner radius of 10 mm. The radii of punch and die are both 8 mm. The deep drawing depth was selected to 40 mm. The blank dimension and shape was designed for net shape production of the box by means of Dynaform software. The near oval shape of the blanks had the axis lengths 183 mm by 150 mm. Our experience

has shown that the Dynaform tool for blank determination is reliable for design of that of uniform thickness and particular anisotropy to produce the box nearly without necessary trimming after the deep drawing process.

The tailored blanks were welded of high strength steel TRIP 780 grade with part thicknesses of 1.2 mm and 1 mm respectively. Three types of initial weld line were selected with the placements in the centre of the blank along its length, or along its width, or in transversal direction. The strategy of quasi elastic blankholder binder and non-uniform distribution of the pressure by transferring the force into the blankholder area by adjustable pins were adopted with varied pressure conditions but uniform total blankholder force [11].

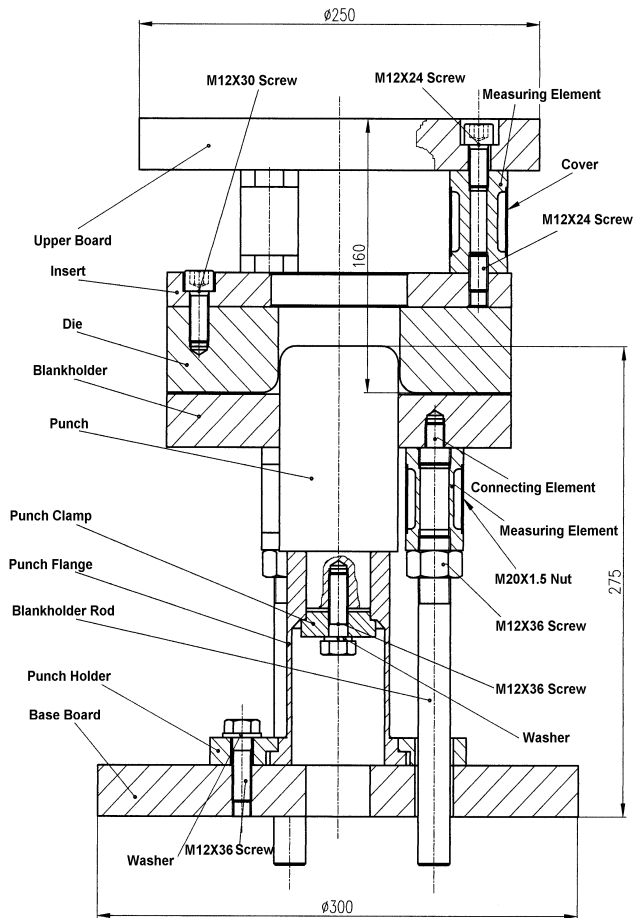


Fig. 1. Experimental tool for deep drawing with quasi-elastic blankholder binder

Simulation set-up

To simulate the weld movement of tailored blank, the finite element code Dynaform was used. Explicit numerical approach was selected due to high compactibility with non-linear deformation by contact problems. Fig. 2 shows the model of functional tool surfaces designed in CATIA V5. The result of the computer simulation depends more on the differential strength or thickness, and little on the weld, so that the weld itself was not modelled in the simulation. The input data for simulation, i.e. yield and ultimate strength of TRIP 780 steel, flow curve, FLD and anisotropy coefficient were determined experimentally [9, 12].

By physical experiments the deformation net of circular patterns was applied on the surface of the blanks to analyse the strain distribution after drawing. The same grid was used also by computer simulation to be able directly compare the experimental and computed results. Moreover the same method was used for measurement of the strained circles.

Experimental results and computer simulation

The box drawing experiments were conducted for number of selected process conditions. The constant parameters were the blank material, dimensions and shape of the blank, total blankholder force applied, dimensions and geometry of the tool as well as the clearance between the punch and die. For comparison the experiments were made on uniform thickness blanks and tailored blanks. The tailored blanks differed in the position of the weld line. To verify the positive influence of the application of non-uniform blankholder pressure on the material flow, all blanks were drawn both in quasi uniform and varied non-uniform pressure condition.

When the blank with welded part of different thickness is plastically strained and quasi uniform blankholder pressure is applied, the metal flows are different that of the sheet metal of the same thickness. Generally the line in the bottom of a product moves toward the thicker base material, resulting in a higher material flow out of the

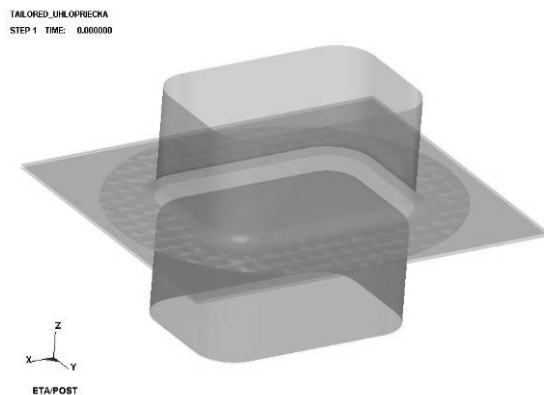


Fig. 2. The computer model by CATIA for Dynaform deep drawing analysis

flange into the cavity for the thinner material [12]. The originally straight weld line of the blank will curve. Intensity of the movement depends on the thickness difference, and one supposes that the movement increases with higher thickness difference. Appropriate distribution of the blankholder pressure leads to higher uniformity of local strain values and minimizing of the weld line displacement. The finding of the optimal blankholder condition claim for a number of experiments or the aid of computer simulation. For deep drawing of rectangular box the orientation of the weld line plays an important role with regard to its stability.

The values of the movement of the weld line increase with its length. The longest lines have the blanks with the welds along the lateral box length, and consequently these lines exhibit the greatest nominal displacements. The shortest movements have generally the blanks with transversal weld lines. The movement of those lines is hindered through “anchoring” at the box corners, i.e. at the places of blank sheet thickening by deep drawing.

The weld line movement is significantly influenced by proper non-uniform distribution of the blankholder pressure. The greater pressure in the region of thinner part of the tailored blank provided by adjustment of the transfer pin lengths secures modification of the weld line movement and greater symmetry of the box like product in the same time. The Dynaform package makes able not only to predict the values of translation movement of the weld line in an acceptable way. The reliable computation of its rotation was also experimentally verified. The examples of the position of weld lines after deep drawing and computed placements of the lines are shown in Fig. 3, Fig. 4 and Fig. 5.

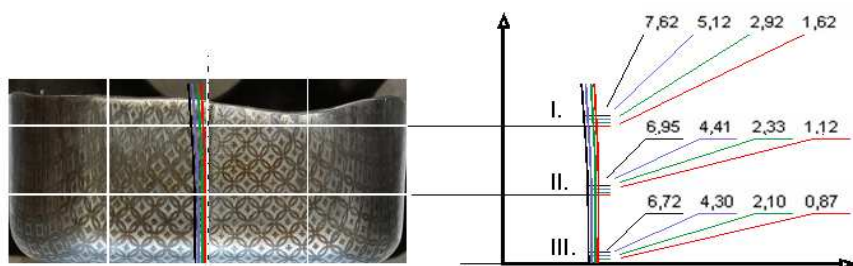


Fig. 3. Weld movement in the box with the line along longer side in the box wall; the lines from the left to the right: uniform distribution of the blankholder pressure - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 10% - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - simulation; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - experiment

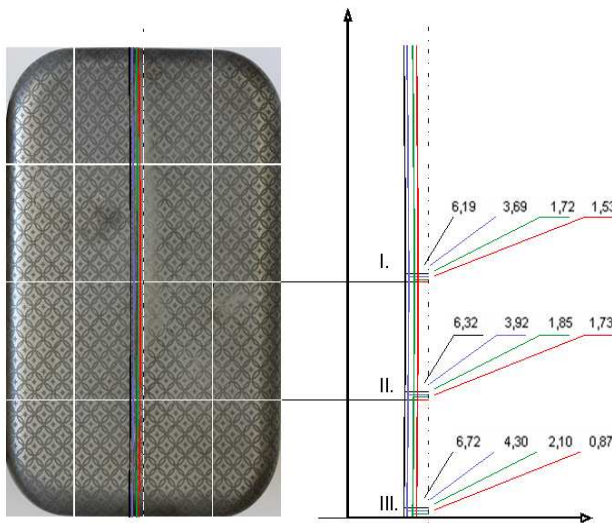


Fig. 4. Weld movement in the box with the line along longer side in the box bottom; the lines from the left to the right: uniform distribution of the blankholder pressure - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 10% - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - simulation; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - experiment

Because of the part symmetry, the values of the weld line movement were measured and computed in three spots I., II. and III. along the central axis of the bottom (Fig. 4). The most intensive weld line movement towards thicker sheet part has been evaluated for the condition of uniform blankholder pressure with the value of 6.72 mm at the periphery of the box. The increase in blankholder pressure difference

were in prospect of restriction of the movement with the minimum value of movement 1.62 for 20% difference in pressure distribution. The weld line in the case of uniform pressure is expressively curved, while rather straight for higher difference in local blankholder pressure values. The simulated weld line position and shape is in good compliance with the real one. The similar results has been evaluated and computed also at the places of the part side wall (Fig. 3).

The shapes and displacements of the weld lines in the deep drawn box are significantly different for transversal orientation of the weld line in blank (Fig. 5). The lines in the bottom remain straight and the differences in movements are approximately half of the values for blank with longitudinal weld line. The movement of these lines is hindered through “anchoring” in the box corners, i.e. at the places of blank sheet thickening by deep drawing. The non-uniform distribution in blankholder pressure contributes again to stability of the tailored blank bound and to greater linearity of strain paths.

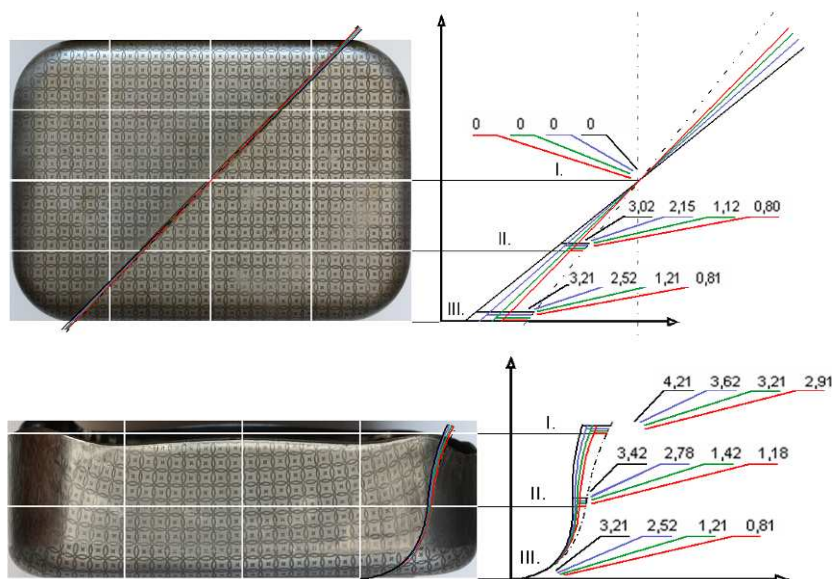


Fig. 5. Weld movement in the box with the transversal weld line in blank; the lines from the left to the right: uniform distribution of the blankholder pressure - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 10% - experiment; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - simulation; non-uniform distribution of the blankholder pressure with the maximum pressure difference of 20% - experiment

Conclusions

The flow of the blank and the displacement of its welded line can be effectively controlled by a design of the deep drawing tool with quasi rigid die and the binder with limited elastic behaviour along with non-uniform distribution of the blankholder pressure achieved by application of the blankholder force through transferring rods with adjustable lengths.

Proper non-uniform distribution of the contact pressure applied on the blank flange by binder leads to little values of the weld line motion, more uniform material flow and better dimensional accuracy of the product. The initial position of the weld line in the blank also plays significant role regarding its movement in the course of deep drawing.

The finite element method computer simulation is an acceptable tool for deep drawing simulation of tailored blanks. The Dynaform package makes able not only to predict the values of translation movement of the weld line in an

acceptable way. The reliable computation of rotation of the line is also possible and had been experimentally verified.

References

- [1] Al Wrigley "Tailored blanks come on strong". Automotive Manufacturing & Production. http://findarticles.com/p/articles/mi_m0FWH/is_n5_v109/ai_19600711/
- [2] T. Mainders, A. van den Berg, J. Huétink, Deep drawing simulation of tailored blanks and experimental verification. *J. Mater. Process. Technol.* 103 (2000), 65-73
- [3] T. Yagami, K. Manabe, M. Yang, H. Koyama: Intelligent sheet stamping process using segment blankholders modules. *J. Mater. Process. Technol.* 155-156 (2004), 2099-2105
- [4] L. B. Shulkin, R. A. Postraro, M. A. Ahmetoglu, G. L. Kinzel, T. Altan: Blank holder force (BHF) control in viscous pressure forming (VPF) of sheet metal, *J. Mater. Process. Technol.* 98 (2000), 7-16
- [5] E. Doege, L. E. Elend, Design and application of pliable blankholder systems for the optimization of process conditions in sheet metal forming, *J. Mater. Process. Technol.* 111 (2001), 182-187
- [6] B. Kinsey, Z. Liu, J. Cao, A novel forming technology for tailor-welded blanks, *J. Mater. Process. Technol.* 99 (2000), 145-153
- [7] Y. M. Heo, S. H. Wang, H. Y. Kim, D. G. Seo: The effect of the drawbead dimensions on the weld line movements in the deep drawing of tailor-welded blanks. *J. Mater. Process. Technol.* 113 (2001), 686-691
- [8] R. Čada, B. Frodlová: Influence of draw bead upon simulation results of drawing process of unsymmetric shape stamping in the Dynaform 5.2 software. In *Proceedings: Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské – Technické univerzity Ostrava: řada strojní. Ostrava : VŠB - TU Ostrava, (2009) 55, No. 3, 15-24. ISSN 1210-0471 (Print), ISSN 1804-0993 (Online), ISSN-L 1210-0471, ISBN 978-80-248-2131-3*
- [9] P. Žitňanský: Simulácia tvárnenia súčiastok z plošných polotovarov novej generácie, (Sheet metal forming simulation of progressive blanks from high strength steel) Dissertation thesis, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Mechanical Engineering (2009)
- [10] P. Žitňanský, A. Schrek, P. Kostka: Determination of functional features of a model for deep drawing of stampings from high strength steels. *Mechanical Engineering, Conference Proceedings, CD Rom. Slovak University of Technology in Bratislava, Slovakia (2008)*
- [11] P. Kostka, P. Žitňanský, P. Čekan, A. Schrek. Numerical simulation of deep drawing of dual-phase steel. In: *Forming the Future Innovations in Sheet Metal Forming. IDDRG 2007 Conference Proceedings. Győr (Hungary), May 21-23, 2007. The University of Miskolc (2007), 55-58*
- [12] Y. Choi a. all.: Investigation of weld line movements for the deep drawing process of tailored welded blanks, *J. Mater. Process. Technol.* 108 (2000), 1-7

ISBN 978-83-7497-094-5