

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

FOLIA SCIENTIARUM
UNIVERSITATIS TECHNICAЕ RESOVIENSIS

NR 279
(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik
zeszyt **83** (nr 4/2011)



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ

Redaktor serii
Jarosław SĘP

Redaktor kwartalnika
Feliks STACHOWICZ

Redaktor naukowy
Feliks STACHOWICZ

Komitet Redakcyjny
Władysław FILAR
Roman PETRUS
Grzegorz PROKOPSKI
Jarosław SĘP
Jan STANKIEWICZ
Zbigniew ŚWIDER

Recenzenci artykułów
Henryk KOPECKI
Jerzy ŁUNARSKI
Feliks STACHOWICZ

Redaktor
Barbara MAZEWSKA

Przygotowanie matryc
Mariusz TENDERA

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

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

Nakład 200 egz. Ark. wyd. 5,41. Ark. druk. 5,25. Papier offset. kl. III 70g B1.
Oddano do druku w listopadzie 2011 r. Wydrukowano w listopadzie 2011 r.
Drukarnia Oficyny Wydawniczej, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów
Zam. nr 109/11

SPIS TREŚCI

Barbara CIECIŃSKA: Ocena skuteczności czyszczenia wiązką lasera powierzchni przed klejeniem	5
Wiesław FRĄCZ: Optymalizacja skurczu wyprasek z wykorzystaniem wyników symulacji 3D	11
V.Ф. ГРОМОВ, А.Ф. МАКАРОВ, Д.А. ОБСЯННИКОВ: Напряжённно-деформированное состояние при нагружении шарнирного узла с запрессованной тонкостенной втулкой	23
Jacek MUCHA, Waldemar WITKOWSKI: Nośność wybranych rozwiązań połączeń nitowych podczas próby ścinania i rozciągania	33
Irena NOWOTYŃSKA, Stanisław KUT: The application of automated strain analysis method to determine the strain distribution during extrusion	43
Feliks STACHOWICZ: Plastic flow parameters of brass sheets under uniaxial and biaxial tensile testing	53
Tomasz TRZEPIECIŃSKI: Genetic algorithms as an optimization tool of neural networks modelling friction phenomenon	63
С.Л. ВАСИЛЬЕВ, В.Ф. ГРОМОВ, А.Ф. МАКАРОВ: Сборка конструкций клепкой стыковых швов с неотвержденным внутришовным герметиком	73

Barbara CIECIŃSKA
Politechnika Rzeszowska

OCENA SKUTECZNOŚCI CZYSZCZENIA WIĄZKĄ LASERA POWIERZCHNI PRZED KLEJENIEM

W procesach technologicznych wytwarzania różnych elementów często wymagana jest duża czystość warstwy wierzchniej ze względu na lepszą przyczepność adhezyjną. Często stosowane są w tym celu: trawienie, obróbka ścierno-erozyjna, metody ultradźwiękowe i inne. Skutkiem ubocznym tych operacji jest jednak narażenie środowiska na oddziaływanie szkodliwych substancji lub zapylenie mikrocząstkami. W opracowaniu przedstawiono wyniki wstępnych badań nad zastosowaniem innej metody przygotowania powierzchni w operacjach klejenia, jaką może być obróbka wiązką lasera. Uzyskane wyniki wskazują, że czyszczenie laserowe jest efektywne i może być uznane za rozwiązanie alternatywne. Wymaga ono jednak dokładnych analiz samego procesu, jak i wpływu czyszczenia na parametry eksploatacyjne połączeń w odniesieniu do konkretnych materiałów i zastosowanych klejów.

Wprowadzenie

Klejenie jest przykładem operacji technologicznej, na której jakość decydujący wpływ ma obróbka poprzedzająca. Podstawowym wymaganiem przed naniesieniem warstwy kleju jest odpowiednie przygotowanie powierzchni, tak aby zapewnić właściwe warunki do zaistnienia zjawiska adhezji. Aby siły wiązań atomów kleju z atomami podłoża były maksymalne, należy usunąć wszelkie zanieczyszczenia – drobiny metalu, pyły, warstwy korozji oraz tłuste warstwy, jak smary, silikony i inne. Oczyszczona powierzchnia może być następnie poddana dodatkowej obróbce w celu jej rozwinięcia i tym samym zwiększenia powierzchni oddziaływania kleju. Stosowane jest wówczas chropowacenie ręczne (np. papierem ściernym) albo mechaniczne (szlifowanie czy piaskowanie). W przypadku stopów metali częstym zabiegiem jest trawienie chemiczne, dzięki któremu można usunąć warstwy tlenków luźno związanych z podłożem, jednak naraża się zarówno pracowników, jak i środowisko naturalne na negatywny wpływ kąpieli trawiących. Pojawia się też problem postępowania z pozostałymi po obróbce zanieczyszczonymi roztworami.

Z uwagi na uciążliwość chemiczną, a także możliwe znaczne zapylenie lub pracochłonność wielu obróbek przygotowawczych poszukuje się innych rozwiązań technologicznych, pozwalających równie efektywnie przygotować powierzchnie elementów konstrukcji przed klejeniem.

Czyszczenie powierzchni wiązką lasera

Do usuwania zbędnych zanieczyszczeń z powierzchni różnych materiałów można zastosować wiązkę lasera impulsowego.

Prace autorów [1] i [2] pokazują, że można efektywnie usuwać wieloletnie zanieczyszczenia z elewacji budynków, rzeźb, malowideł w sposób kontrolowany. Metoda jest skuteczna w odniesieniu do powłok malarskich, różnych nawarstwień wynikających z zanieczyszczonego środowiska, korozji, poprawiając ich wygląd i estetykę. Dodatkowym atutem jest możliwość odkrycia ewentualnych pęknięć, rys lub rozwarstwień czy ubytków. Ze względu na to, że promień lasera wnika na niewielką głębokość ciała stałego, powoduje jego nagrzewanie się i prowadzi do desorpcji par, gazów lub zanieczyszczeń z jego powierzchni, czyszczenie laserowe powierzchni w ostatnich latach znalazło szerokie zastosowanie w pracach konserwatorskich dzieł sztuki [3].

Promieniem lasera czyszczono też powierzchniowe warstwy żeliwa szarego z korozji, zatłuszczeń i pyłów, z dobrym skutkiem. Przyszłościowe wydaje się laserowe oczyszczanie aluminium i jego stopów, co może zastąpić dotychczas powszechne piaskowanie lub trawienie [1, 2].

Proces czyszczenia laserowego jest powtarzalny i możliwy do kontroli, natomiast wymaga prac badawczych nad doбором parametrów technologicznych, dających pożądane efekty w odniesieniu do konkretnych materiałów i technologii.

Eksperymentalna ocena jakości czyszczenia powierzchni

Czyszczenie laserowe połączone z rozwinięciem powierzchni pozwala uzyskać warstwę powierzchniową o dużej przyczepności o charakterze adhezyjnym, co ma kluczowe znaczenie w klejeniu [4].

W badaniach eksperymentalnych sprawdzono zatem efekty czyszczenia powierzchni stali X6Cr17 przed klejeniem wiązką lasera impulsowego Nd:YAG o długości fali $\lambda = 1,07 \mu\text{m}$ i gęstości energii $Q = 7 \div 33 \text{ J/cm}^2$.

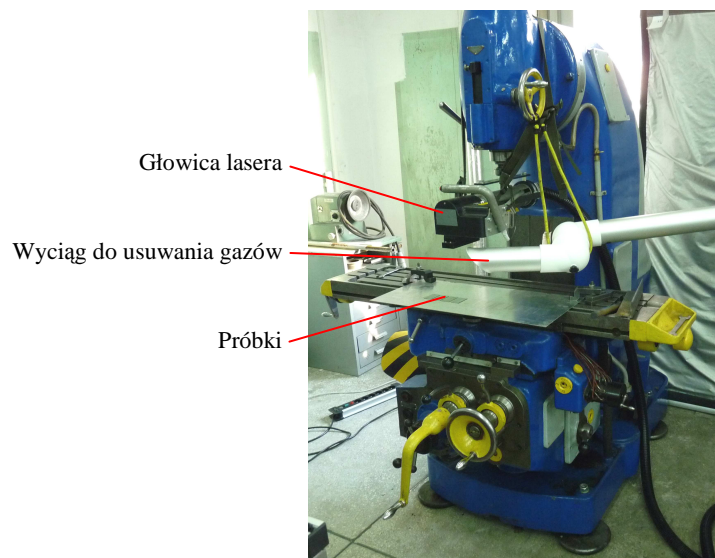
W eksperymencie wykorzystano mobilną głowicę laserową o mocy 500 W zamocowaną w uchwycie specjalnym wrzeczona frezarki pionowej (rys. 1.), co pozwoliło sterować nie tylko parametrami samego lasera, ale również prędkością przesuwu stołu obrabiarki (z ułożonymi na nim próbkami), a zatem i wiązki lasera względem czyszczonej powierzchni.

Do przeprowadzenia eksperymentu przygotowano próbki o wymiarach $25 \pm 0,5 \times 100 \text{ mm}$ z blachy o grubości 1 mm, z których wykonano połączenia klejowe z pojedynczą zakładką klejem epoksydowym Araldit 2014-1. W celach porównawczych wykonano połączenia z powierzchnią przed klejeniem:

- a) umytą z zanieczyszczeń i odtłuszczoną acetonem w myjce ultradźwiękowej (wariant A),

- b) schropowaoną ręcznie papierem ściernym P80 i umytą z zanieczyszczeń acetonem w myjce ultradźwiękowej (wariant P),
- c) schropowaoną mechanicznie elektrokorundem 95A i umytą z zanieczyszczeń acetonem w myjce ultradźwiękowej (wariant E),
- d) oczyszczoną z zabrudzeń i zatłuszczeń wiązką lasera (z 50% wykorzystaniem mocy, impulsem o częstotliwości 2 kHz, z szybkością skanowania 2000 mm/sek.) w trzech wariantach prędkości przesuwu wiązki względem powierzchni
 - 35 mm/min (wariant L1),
 - 115 mm/min (wariant L2),
 - 170 mm/min (wariant L3).

We wszystkich wariantach próbki po myciu suszono ok. 10 min w powietrzu, w temperaturze otoczenia ok. 22°C. Próbki klejono bezpośrednio po wysuszeniu, przy wilgotności ok. 40%, ze stałym dociskiem.



Rys. 1. Fotografia frezarki pionowej z zamocowaną głowicą laserową

Fig. 1. The photograph of vertical milling machine with a fixed laser head

W eksperymencie jako miarę efektywności czyszczenia powierzchni wiązką lasera przyjęto wartość swobodnej energii powierzchniowej (SEP).

Jej wartość wyznaczono metodą Owensa-Wendta opartą na pomiarze kąta zwilżania θ wykonanym przy użyciu cieczy o znanej energii swobodnej [5]. W metodzie tej przyjmuje się, że swobodna energia powierzchniowa badanego materiału ma dwie składowe – polarną i dyspersyjną:

$$\gamma_s = \gamma_s^p + \gamma_s^d \quad (1)$$

gdzie: γ_s – swobodna energia powierzchniowa materiału,
 γ_s^p – składowa polarna SEP materiału,
 γ_s^d – składowa dyspersyjna SEP materiału.

Swobodna energia cieczy γ_L , podobnie jak γ_s , złożona jest z dwóch składowych, polarnej i dyspersyjnej (γ_L^p i γ_L^d). Wyraża się wzorem uwzględniającym składowe energii materiału γ_s^p i γ_s^d :

$$\gamma_L(1 + \cos\theta/2) = (\gamma_s^p \gamma_L^p)^{0,5} + (\gamma_s^d \gamma_L^d)^{0,5} \quad (2)$$

gdzie: θ – kąt zwilżania powierzchni wybraną cieczą.

Wówczas, stosując dwie ciecze pomiarowe o znanych wartościach energii powierzchniowej oraz rozwiązując układ równań:

$$(\gamma_L^d)^{0,5} + 1,53 (\gamma_s^p)^{0,5} = 7,8 (1 + \cos \theta_1) \quad (3)$$

$$(\gamma_L^d)^{0,5} + 0,22 (\gamma_s^p)^{0,5} = 3,65 (1 + \cos \theta_2) \quad (4)$$

można wyznaczyć poszukiwaną γ_s materiału [5].

Aby wyznaczyć γ_s badanej stali po obróbce laserowej, dokonano pomiarów kąta zwilżania θ_1 – używając wody ($\gamma_L = 72,8 \text{ mJ/m}^2$, $\gamma_L^p = 51 \text{ mJ/m}^2$, $\gamma_L^d = 21,8 \text{ mJ/m}^2$), i θ_2 – używając diiodometanu ($\gamma_L = 50,8 \text{ mJ/m}^2$, $\gamma_L^p = 2,3 \text{ mJ/m}^2$, $\gamma_L^d = 48,5 \text{ mJ/m}^2$). Wykorzystano w tym celu goniometr PG-3 z oprogramowaniem pozwalającym wyznaczyć wartość SEP.

W tabeli 1. podano wartości swobodnej energii powierzchniowej po obróbce powierzchni wykonanej według podanych wcześniej wariantów.

Tabela 1. Wartości swobodnej energii powierzchniowej (SEP)

Table 1. The values of surface free energy (SFE)

Wariant obróbki	A	P	E	L1	L2	L3
Wartość SEP, mJ/m^2	58,8	54,8	60,1	65,9	76,8	76,9

W celu uzupełnienia eksperymentu oprócz pomiarów kąta zwilżania wykonano próby wytrzymałości statycznej połączeń na ścinanie. Pomiar siły niszczącej wykonano na maszynie wytrzymałościowej INSTRON 3382. Wyniki obliczonej wytrzymałości statycznej podano w tab. 2.

Tabela 2. Wartości wytrzymałości statycznej na ścinanie

Table 2. The values of static shear strength

Wariant obróbki	A	P	E	L1	L2	L3
Wytrzymałość statyczna na ścinanie R_t , MPa	12,47	<u>19,13</u>	22,62	<u>19,94</u>	<u>19,92</u>	21,80
Długość zakładki $d = 12,5$ mm, liczba powtórzeń $n = 5$, $R_t = P_{t-sr}/A_0$, MPa, gdzie pole powierzchni zakładki $A_0 = 312,5$ mm ² , P_{t-sr} – średnia wartość siły niszczącej, N						

Podsumowanie i wnioski

Oczyszczone różnymi metodami powierzchnie charakteryzują się odmienną energią powierzchniową, która jest miernikiem możliwości klejenia takich powierzchni. Uzyskane w eksperymencie wyniki wskazują na to, że czyszczenie wiązką lasera może wyraźnie podwyższyć SEP – z $54,8 \div 60,1$ mJ/m² nawet do $76,9$ mJ/m².

Ze wzrostem wartości SEP nie obserwowano natomiast tak wyraźnego wzrostu wytrzymałości statycznej połączeń na ścinanie. Jednak wartości R_t po obróbce laserowej porównywalne (wariant P z wariantami L1 i L2) bądź zbliżone (wariant E i wariant L3) do wartości uzyskanych po obróbce ścierną pozwalają twierdzić, że ten rodzaj przygotowania powierzchni przed klejeniem jest skuteczny dla wybranego materiału i kleju.

Zasadne jest zatem kontynuowanie badań eksperymentalnych nad zastosowaniem technologii laserowej w klejeniu, w szczególności ustalenie optymalnych parametrów pracy lasera oraz zależności pomiędzy właściwościami modyfikowanej w ten sposób powierzchni a wynikową wytrzymałością sklejonnych połączeń w odniesieniu do różnych gatunków materiałów oraz klejów o odmiennych właściwościach.

Ze względu na to, że obróbka laserowa wykazuje szczególne cechy w porównaniu z innymi rodzajami obróbek, staje się alternatywą do tradycyjnych sposobów przygotowania powierzchni: wiązka laserowa nie podlega zużyciu jako narzędzie, może być koncentrowana za pomocą optyki obróbkowej na powierzchni obrabianego przedmiotu w celu osiągnięcia wymaganej gęstości mocy do wywołania określonego oddziaływania. Ponadto, czyszczenie laserowe pozwala uniknąć kontaktu z chemikaliami i zmniejszyć emisję pyłów. Podczas pracy z laserem należy jednak zwracać szczególną uwagę na zasady bhp (stosować okulary ochronne i przemysłowe filtry gazów odlotowych).

Dodatkową zaletą wykorzystania mobilnej głowicy laserowej jest łatwość jej montażu – w eksperymencie wykorzystano typową obrabiarkę, sama obróbka zaś przebiegała w powietrzu bez atmosfery ochronnej. Problemem pozostaje jednak wysoka cena tych urządzeń i związana z tym ich mała dostępność.

Bibliografia

1. Burakowski T., Marczak J., Napadłek W., Istota ablacyjnego czyszczenia laserowego materiałów, Prace Instytutu Elektrotechniki WAT, z. 228, s. 125-135, Warszawa 2006.
2. Burakowski T., Kubicki J., Marczak J., Napadłek W., Technologiczne możliwości zastosowania ablacyjnego oczyszczania laserowego materiałów, Prace Instytutu Elektrotechniki WAT, z. 228, s. 137-146, Warszawa 2006.
3. Marczak J., Analiza i usuwanie nawarstwień obcych z różnych materiałów metodą ablacji laserowej, WAT, Warszawa 2004.
4. Wiącek Z., Badania wpływu stanu powierzchni metali lekkich na jakość połączeń adhezyjnych, Prace Naukowe Politechniki Lubelskiej, 168, Mechanika 40, s. 51-57, Lublin 1987.
5. Żenkiewicz M., Adhezja i modyfikowanie warstwy wierzchniej tworzyw wielkocząsteczkowych, WNT, Warszawa 2000.

THE ASSESSMENT OF EFFECTIVENESS OF LASER BEAM SURFACE CLEANING BEFORE ADHESIVE BONDING

Summary

The manufacturing processes of different elements often requires a large clean surface layer due to the better grip adhesion. Are often used for this purpose: etching, abrasive-erosion machining, ultrasonic and other methods. A side effect of these operations is, however, the impact of environmental exposure to harmful substances or dust microparticles.

The paper presents the results of preliminary studies using a different method of surface preparation for bonding operations, which may be a laser beam machining. The results show that laser cleaning is effective and may be considered as an alternative. However, it requires careful analysis of the process itself and the impact of cleaning on the performance calls for specific materials and adhesives used.

Podziękowanie

Autorka składa podziękowanie pracownikom Ośrodka Naukowo-Konserwatorskiego – Pracowni Konserwacji Zabytków Sp. z o.o. w Poznaniu za umożliwienie wykonania badań eksperymentalnych z wykorzystaniem mobilnej głowicy laserowej.

Badania realizowane w ramach Projektu "Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

Wiesław FRĄCZ

Politechnika Rzeszowska

OPTYMALIZACJA SKURCZU WYPRASEK Z WYKORZYSTANIEM WYNIKÓW SYMULACJI 3D

Zasadniczym celem przeprowadzonych badań i analiz było określenie optymalnych parametrów wtryskiwania i wielkości geometrycznych układu wlewowego formy wtryskowej, dla których uzyskuje się minimalną wartość skurczu wypraski. Optymalizację przeprowadzono za pomocą metody Taguchi. Geometrię układu wlewowego ustalono jako jeden ze zmiennych czynników, tak by zminimalizować jego wymiary. W celu wykonania optymalizacji należało przede wszystkim wykonać serie prób technologicznych procesu wtryskiwania przy różnych parametrach, według określonego planu technologicznego. Zamiast kosztownego eksperymentu dane do optymalizacji pozyskano za pomocą programu Moldflow Autodesk Insight, który umożliwia wykonanie symulacji wtryskiwania tworzywa do formy. Obliczenia wykonano, stosując trójwymiarowy model obliczeń (3D) w teorii elementów skończonych.

Wstęp

Proces formowania wtryskowego jest procesem dobrze opanowanym pod względem technologicznym, jednakże zdarzają się wciąż przypadki występowania trudności technologicznych. Szczególnie dotyczy to tzw. wyprasek trudnych, do których należą wypraski grubościenne oraz o wąskich zakresach tolerancji wymiarów. Koła zębate, należące często do obu tych grup, mimo ich wytwarzania od wielu lat i posiadania dużej wiedzy w zakresie technologii wytwarzania, wciąż sprawiają kłopoty technologiczne. Ze względu na znaczne grubości ścian i często ich zróżnicowanie trudno jest uzyskać należytą dokładność wymiarową. Głównym czynnikiem decydującym o uzyskaniu właściwego wymiaru jest skurcz technologiczny. Utrzymanie jego wartości w wymaganym zakresie zależy od wielu parametrów, zarówno technologicznych procesu, jak i konstrukcyjnych formy wtryskowej. Do najważniejszych należą: prędkość wtrysku, temperatura stopu, temperatura formy wtryskowej, ciśnienie i czas docisku oraz geometria układu wlewowego i układu chłodzenia formy. Zmiana każdego z tych parametrów skutkuje zmianą skurczu technologicznego, a tym samym zmianą wymiarów geometrycznych wypraski.

Aby ustalić żądane parametry procesu wtryskiwania, należy wykonać wiele prób eksperymentalnych [1-3]. Stosując, na przykład w analizie, tylko 7 param-

trów, dla których ustalono trzy poziomy ich zmienności, należy wykonać aż $3^7 = 2187$ eksperymentów. Od lat znane są plany doświadczalne, które pozwalają zminimalizować liczbę eksperymentów.

W prezentowanej w niniejszej pracy metodyce wykorzystano, zamiast kosztownego eksperymentu, wyniki symulacji komputerowych wykonanych w komercyjnym oprogramowaniu Autodesk Moldflow Plastic Insight. Symulacje komputerowe procesu wykonano w oparciu o model 3D. W symulacji 3D przepływu tworzywa, prowadzonej w oparciu o teorię Naviera-Stokesa, uwzględniono zjawiska bezwładności, grawitacji oraz rozbicia strugi tworzywa w gnieździe, a także wymianę ciepła we wszystkich kierunkach. Stworzyło to możliwość uzyskania wyników na wysokim poziomie dokładności, lecz skutkowało długim czasem obliczeń.

Na poziomie projektowania formy wtryskowej konstruktor mierzy się z poprawnym określeniem wartości skurczu liniowego dla przetwarzanego tworzywa. Poprawna jego wartość pozwala uzyskać właściwe wymiary wypraski. Otrzymanie takich wymiarów wymaga zastosowania odpowiednich parametrów wtryskiwania, a także odpowiedniej geometrii układu wlewowego. Obydwie składowe wzięto pod uwagę, optymalizując proces formowania przedstawionej wypraski pod kątem wartości skurczu tworzywa. Zasadniczym celem przeprowadzonej optymalizacji było uzyskanie minimalnej wartości skurczu przy jednoczesnym zastosowaniu jak najmniejszych wymiarów układu wlewowego.

W celu optymalizacji skurczu wypraski zastosowano metodę Taguchi (odporną). Wartości danych wejściowych określano metodą planowania czynnikowego, zwykle stosowaną w planowaniu eksperymentów. Dobór niektórych czynników sterujących oraz liczby symulacji MES ustalono, korzystając m.in. z prac Fidana, Ozcelika, Kamaruddina i in. [4-7], gdzie stosowano od 3 do 6 niezależnych zmiennych, z których każda zmieniała się na trzech poziomach. W przedstawionej pracy do badań wykorzystano 7 czynników sterujących, zarówno geometrycznych, jak i technologicznych, z których każdy podlegał zmianom na 3 poziomach. Dzięki zastosowaniu planów ortogonalnych Taguchi, szeroko stosowanych w optymalizacji procesów technologicznych [8-9], zmniejszono wymaganą liczbę symulacji.

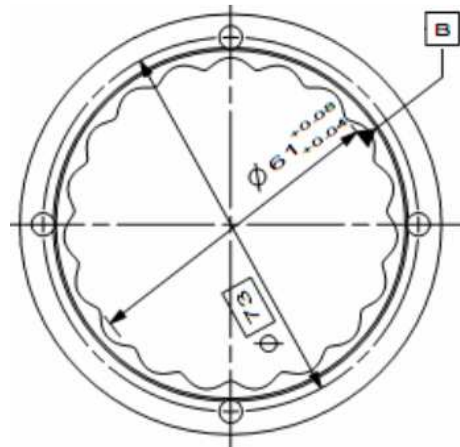
Cel i przedmiot badań

Do analizy wykorzystano model komputerowy koła zębatego o uzębieniu wewnętrznym (rys. 1.). Wypraska należy do wyprasek grubościennych, dlatego też wykonano pełną analizę 3D MES. Model geometryczny wypraski zdykretyzowano za pomocą ponad 160 000 elementów skończonych typu czworokątnego (ang. tetra). Modelowi wypraski przypisano właściwości tworzywa Delrin 500.

Podstawowe dane modelu wypraski są następujące:

- objętość – $30,3 \text{ cm}^3$,

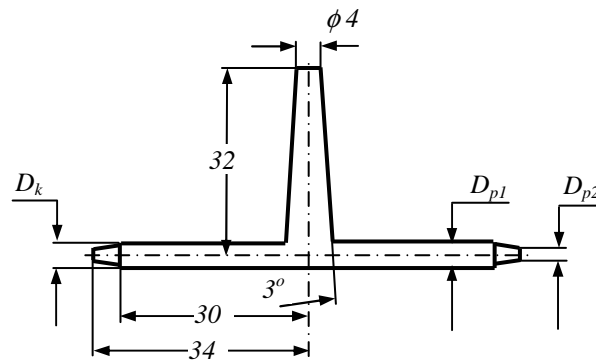
- powierzchnia rzutu wypraski na płaszczyznę podziałową formy – 28,9 cm²,
- masa wypraski – 31,8 g.



Rys. 1. Model geometryczny wypraski

Fig. 1. The moulded piece geometry

W celu wykonania symulacji zaprojektowano układ wlewowy (rys. 2.) oraz układ chłodzenia (rys. 3.). Optymalizacji poddano wymiary układu wlewowego dotyczące przekrojów, decydujące o kosztach materiałowych. Dla przyjętych przekrojów kołowych kanałów zmianom podlegały tylko średnice kanałów doprowadzających D_k oraz wymiary przewężek: D_{p1} – większa średnica przewężki, D_{p2} – mniejsza średnica przewężki (rys. 2.). Wymiary wlewu głównego pozostały niezmiennie dla wszystkich trzech analizowanych wariantów parametrów wejściowych. Przyjęto dwa punkty wtrysku, rozmieszczone co 180° na wewnętrznej średnicy koła, 1 mm powyżej wieńca zębatego. Założono niezmienną długość przewężki. Analizowane wartości zmiennych wielkości geometrycznych układu wlewowego oraz ich zakresy przedstawia tab. 1.

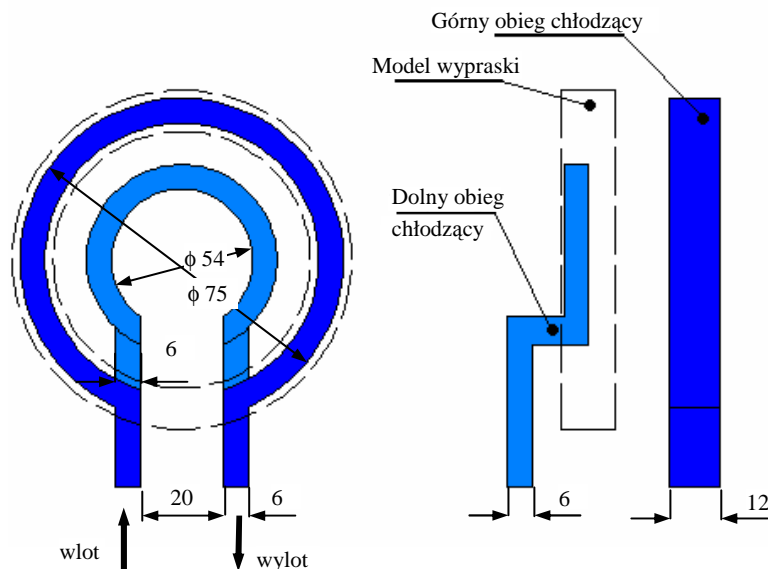


Rys. 2. Geometria układu wlewowego formy

Fig. 2. The runner system geometry

Kształt i niektóre wymiary układu chłodzenia zamieszczono na rys. 3. Dla obiegów chłodzących założono:

- temperaturę czynnika chłodzącego 323 K,
- natężenie przepływu czynnika w układzie: 1,55 litr/min.



Rys. 3. Geometria układu chłodzenia: górny obieg chłodzący – kanał o przekroju prostokątnym, dolny obieg chłodzący – kanał o przekroju kwadratowym

Fig. 3. The cooling system geometry: upper cooling circuit – rectangular section of cooling line, lower cooling circuit – square section

Model korpusu formy uwzględniał właściwości stali P20. W trakcie symulacji wtryskiwania wykonano sekwencje analiz „Cool-Fill-Pack-Warp”. W wyniku symulacji otrzymano rozkład skurczu objętościowego. Średnią wartość skurczu przyjęto jako wartość wynikową.

Określenie i dobór wartości parametrów wejściowych

Do przeprowadzenia optymalizacji procesu wtryskiwania wybrano 7 czynników sterujących, których wartości ulegały zmianie na trzech poziomach. Czynnikiem tym przypisano w oznaczeniach kolejno litery: A – czas wtrysku, B – średnica kanału doprowadzającego, C – wymiary przewężki (średnica większa, średnica mniejsza), D – ciśnienie docisku, E – czas docisku, F – temperatura formy, G – temperatura tworzywa (tab. 1.).

Podczas doboru zakresu dla czynników sterujących przyjęto wstępnie, iż dla wszystkich spośród przyjętych poziomów zmienności musi być możliwe

wykonanie prawidłowej wypraski, czyli takiej, której skurcz liniowy nie przekracza określonej dla danego tworzywa wartości. W przypadku tworzywa Delrin 500 wartość skurczu liniowego nie powinna przekraczać 2%. Wyższe wartości świadczą, że przyjęte warunki procesu technologicznego nie są właściwe. Poziomy zmienności czynników sterujących podano w tab. 1

Tab.1. Poziomy zmienności czynników sterujących

Table 1. Variable factor levels

Czynnik sterujący	Poziom 1	Poziom 2	Poziom 3
A. Czas wtrysku, s	3	2,5	2
B. Średnica kanału doprowadzającego, mm	4	5	5,5
C. Wymiary przewężki (średnica większa D_{p1} , średnica mniejsza D_{p2}), mm	3; 2	3,5; 2,5	4; 3
D. Ciśnienie docisku, MPa	80	85	90
E. Czas docisku, s	75	80	85
F. Temperatura formy, °C	50	52	54
G. Temperatura tworzywa, °C	180	182	184

Ustalenie planu badań

W badaniach wykorzystano plan typu L27. Dla potrzeb metody Taguchi zbudowano tablicę ortogonalną (tab. 3.). W celu określenia jej wymiaru wyznaczono całkowitą liczbę stopni swobody. Oprócz założonych trzech poziomów zmienności dla każdego z czynników wejściowych, założono pomiędzy czynnikami A, C, E, G interakcje: AxC, AxG, CxE. Estymację liczby stopni swobody przedstawiono w tab. 2.

Tabela 2. Określenie całkowitej liczby stopni swobody

Table 2. Determination of total DOF

Parametry	Stopnie swobody
Wartość ogólna	1
Parametry zmienne A, B, C, D, E, F, G	$7 \times (3 - 1) = 14$
Interakcje parametrów AxC, AxG, CxE	$3 \times (3 - 1)(3 - 1) = 12$
Całkowita liczba stopni swobody	$1 + 14 + 12 = 27$

Tablica ortogonalna sporządzona na podstawie tab. 2. zawiera 27 kombinacji parametrów podlegających optymalizacji oraz kolumny zawierające wyniki analizy skurczu.

Za pomocą symulacji przeprowadzonych w programie Moldflow Insight 2010, dla trzech poziomów czynników sterujących obliczono wartość skurczu

objętościowego, który, przy założonym skurczu izotropowym, jest powiązany ze skurczem liniowym zależnością:

$$S = 1 - \sqrt[3]{1 - S_v} \quad (1)$$

Przy takim założeniu ustalono przybliżoną wartość skurczu liniowego, którego wartości powszechnie są przedstawiane w literaturze technicznej.

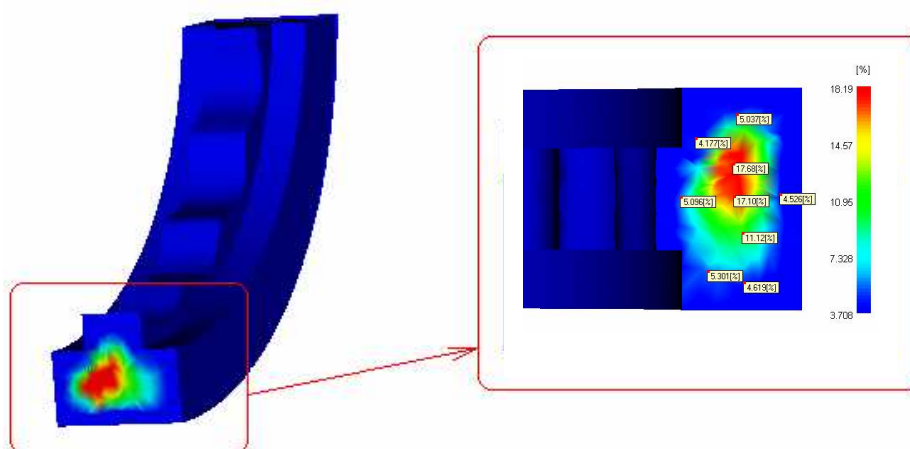
Tabela 3. Tablica ortogonalna L_{27} – wartości skurczu uzyskane w wyniku symulacji dla różnych konfiguracji czynników sterujących

Table 3. Shrinkage values as simulation results for different configurations of control factors in L_{27} orthogonal array

Lp.	A	B	C	D	E	F	G	Skurcz objętościowy, %	Skurcz liniowy, %
1	3	4	3; 2	80	75	50	180	6,027	2,009
2	3	4	3,5; 2,5	85	80	52	182	6,525	2,175
3	3	4	4; 3	90	85	54	184	6,342	2,114
4	3	5	3; 2	85	80	54	184	6,120	2,040
5	3	5	3,5; 2,5	90	85	50	180	5,904	1,968
6	3	5	4; 3	80	75	52	182	6,837	2,279
7	3	5,5	3; 2	90	85	52	182	6,129	2,043
8	3	5,5	3,5; 2,5	80	75	54	184	6,939	2,313
9	3	5,5	4; 3	85	80	50	180	6,474	2,158
10	2,5	4	3; 2	85	85	50	184	6,048	2,016
11	2,5	4	3,5; 2,5	90	75	52	180	6,219	2,073
12	2,5	4	4; 3	80	80	54	182	6,420	2,140
13	2,5	5	3; 2	90	75	54	182	6,414	2,138
14	2,5	5	3,5; 2,5	80	80	50	184	6,465	2,155
15	2,5	5	4; 3	85	85	52	180	6,705	2,235
16	2,5	5,5	3; 2	80	80	52	180	6,075	2,025
17	2,5	5,5	3,5; 2,5	85	85	54	182	6,612	2,204
18	2,5	5,5	4; 3	90	80	50	184	7,077	2,359
19	2	4	3; 2	90	75	50	182	6,648	2,216
20	2	4	3,5; 2,5	80	85	52	184	6,582	2,194
21	2	4	4; 3	85	75	54	180	6,270	2,090
22	2	5	3; 2	80	80	54	180	6,234	2,078
23	2	5	3,5; 2,5	85	75	50	182	6,375	2,125
24	2	5	4; 3	90	80	52	184	6,741	2,247
25	2	5,5	3; 2	85	75	52	184	6,540	2,180
26	2	5,5	3,5; 2,5	90	80	54	180	6,147	2,049
27	2	5,5	4; 3	80	85	50	182	6,852	2,284

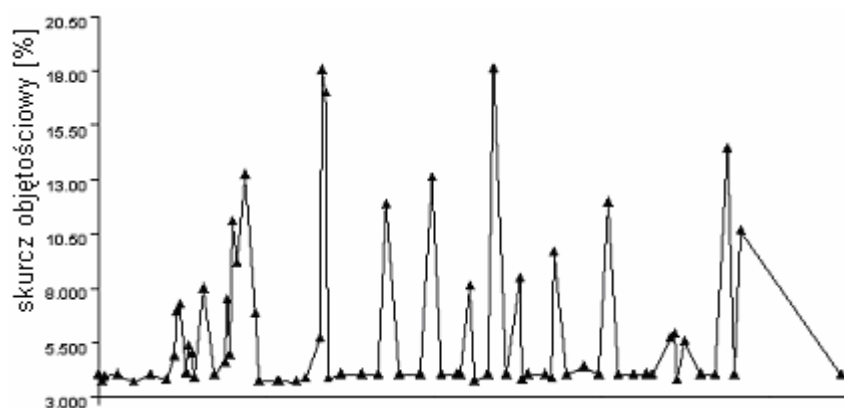
Ze względu na osiowo-symetryczny kształt wypraski wartości skurczu objętościowego ustalono, analizując jego rozkład w wybranym, reprezentatywnym przekroju (rys. 4.). Wartość skurczu objętościowego, obliczoną dla każdego z kilkunastu węzłów tego przekroju, uśredniano dla każdej spośród dwudziestu

siedmiu kombinacji czynników w symulacji, przyjmując średnią ważoną dla obszaru występowania danej jego wartości. Przykładowy rozkład wartości skurczu dla analizowanych węzłów w wybranym przekroju przedstawia rys. 5.



Rys. 4. Rozkład skurczu objętościowego w analizowanym przekroju poprzecznym wypraski

Fig. 4. The volumetric shrinkage distribution in analyzed cross section of moulded piece



Rys. 5. Przykładowe wartości skurczu objętościowego w węzłach leżących w przekroju – wg przypadkowej kolejności wskazywanych węzłów.

Fig. 5. Exemplary values of volumetric shrinkage in nodes being in section in random order of indicated nodes

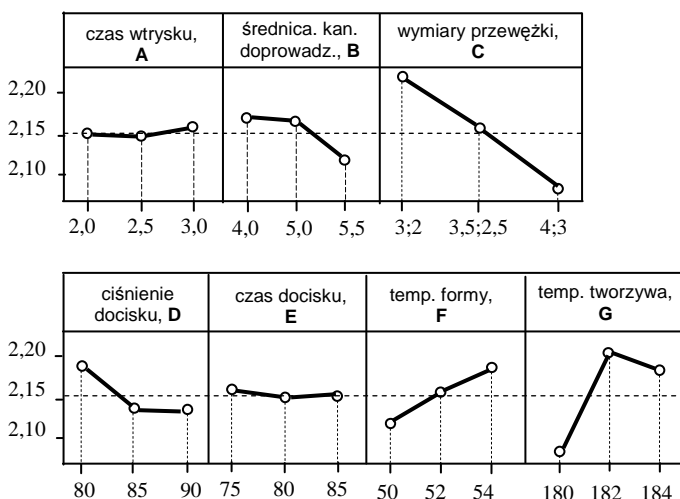
Określenie optymalnych parametrów procesu

Po wskazaniu czynników wejściowych i obliczeniu wielkości wyjściowych wybrano kryterium opisujące rodzaj analizowanego problemu. Metoda Taguchi używa w tym celu tzw. wskaźnika S/N (ang. signal-to-noise ratio). Bierze on pod uwagę zarówno wartość średnią sygnału mierzonego, jak i jego odchylenie standardowe. Sposób obliczenia S/N zależy od badanego kryterium jakości. W analizowanym przypadku skurcz objętościowy powinien być jak najmniejszy, więc wybrano kryterium: „im mniejszy, tym lepszy”. Charakterystykę jakości oraz stosunek wartości sygnału do wartości szumu (S/N) obliczano z równania:

$$S/N = -10 \cdot \log\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2\right) \quad (2)$$

gdzie: y_i – średnia wartość skurczu w analizowanym przekroju.

Do wykonania analizy Taguchi wykorzystano program Minitab 14. W wyniku przeprowadzonej optymalizacji uzyskano wykresy głównych czynników wpływających na wartość skurczu. Na ich podstawie można ustalić optymalną konfigurację czynników sterujących. Jest nią kombinacja czynników A2, B3, C3, D3, E2, F1, G1.



Rys. 6. Wykres głównych czynników wpływu na wartość skurczu wypraski koła zębatego

Fig. 6. Graph of influence of the main factors on the shrinkage value of gear moulded piece

Z powodu braku optymalnej kombinacji czynników sterujących w tablicy ortogonalnej przeprowadzono, w celu weryfikacji wyników obliczeń, dodatkową

symulację procesu dla optymalnych parametrów. Po wykonaniu obliczeń uzyskano wartość skurczu objętościowego równą 5,89, co stanowi najmniejszą jego wartość. Wynik potwierdza poprawność przeprowadzonych obliczeń.

Analiza wyników

Z wykresów (rys. 6.) można odczytać, że największy wpływ na wartość skurczu mają wymiary geometryczne układu doprowadzającego, ciśnienie docisku oraz temperatura, zarówno tworzywa, jak i formy. Wraz ze zwiększaniem wymiarów układu doprowadzającego wartość skurczu maleje. Aby uzyskać najmniejszy skurcz, powinno się więc przyjąć największe wartości wymiarów układu doprowadzającego. Z drugiej jednak strony należy dążyć do oszczędności materiału, a co się z tym wiąże, wymiary te powinny być jak najmniejsze. Można również zauważyć, że w większym stopniu na wartość skurczu wpływają wymiary przewężki niż wymiary kanału doprowadzającego. Przewężka o maksymalnych z zakresu zmienności wymiarach posiada o wiele mniejszą objętość od kanału doprowadzającego o wymiarach nawet najmniejszych, zatem ilość zestalonego tworzywa w przewężce o maksymalnych wymiarach będzie o wiele mniejsza aniżeli w kanale doprowadzającym o minimalnej średnicy (4 mm). Dlatego też przy ustalaniu optymalnych parametrów, w celu oszczędności materiału, przy jednoczesnym uniknięciu znaczącego pogorszenia jakości wyrobu należy skupić się na wymiarach kanału doprowadzającego. Obserwując wpływ zmiany średnicy kanału doprowadzającego na wartość skurczu, można zauważyć, że istotny wpływ na ten parametr wyjściowy ma jedynie zmiana średnicy z 5,5 na 5 mm, natomiast dla średnicy 4 mm wartość skurczu jest niemalże taka sama jak dla średnicy 5 mm. Zatem na tej podstawie można wnioskować, że zastosowanie najmniejszej średnicy kanału doprowadzającego, przy jednoczesnym zastosowaniu największych wymiarów przewężki pozwoli uzyskać wypraskę o zadowalających właściwościach, przy jednoczesnej oszczędności materiału. Przy ostatecznym doborze wymiarów układu wlewowego należy wziąć pod uwagę, że z technologicznego punktu widzenia zaleca się, aby stosunek średnicy końcowej kanału doprowadzającego do średnicy początkowej przewężki był w przybliżeniu równy 0,75. Z tego względu wymiary przewężki przyjęto ze środka zakresu.

W celu optymalizacji pozostałe czynniki sterujące procesu wtryskiwania należy ustalić zgodnie z rys. 6., a więc przyjmować te wartości parametrów, dla których wartość skurczu liniowego jest najmniejsza.

Dla optymalnej kombinacji czynników sterujących (tab. 4.) przeprowadzono ponownie, jak poprzednio, symulację komputerową wtryskiwania. W jej wyniku otrzymano porównawczy rozkład skurczu objętościowego w analizowanym przekroju (rys. 7b).

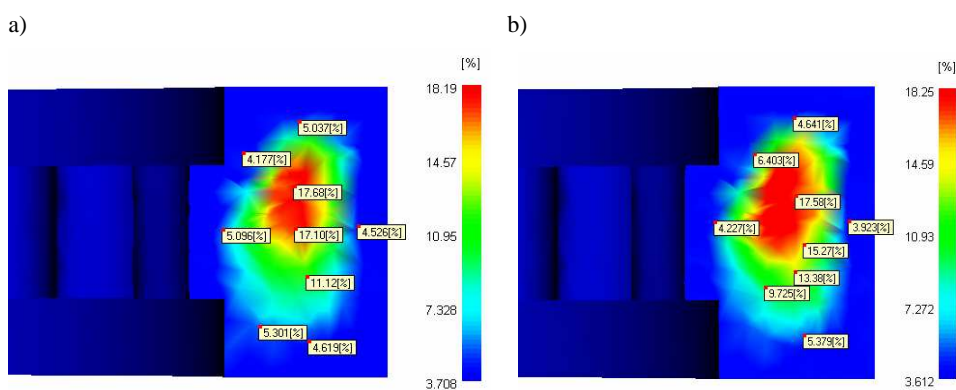
Średnia wartość skurczu objętościowego w przekroju poprzecznym wypraski przy zastosowaniu maksymalnych wymiarów układu wlewowego wynosi

6,057%, a więc niewiele mniej niż dla parametrów przyjętych po optymalizacji. Na rysunkach można dostrzec, że wartość maksymalnego skurczu, który oznaczono na rys. 7. kolorem czerwonym i który wynosi blisko 18%, jest mniejsza przy zadaniu większych wymiarów układu wlewowego. Wypraska wykonana przy założeniu parametrów zoptymalizowanych nie ustępuje wiele pod względem jakości, natomiast pod względem oszczędności materiału może konkurować z wypraską wykonaną przy użyciu układu wlewowego o większych wymiarach geometrycznych.

Tabela 4. Zestawienie optymalnych parametrów dla procesu wtryskiwania

Table 4. List of optimum parameters for injection moulding process

Czynnik sterujący	Wartość
Ciśnienie docisku, MPa	90
Czas wtrysku, s	2,5
Czas docisku, s	80
Temperatura formy, °C	50
Średnica kanału doprowadzającego, mm	4
Wymiary przewężki (średnica większa, średnica mniejsza), mm	3,5; 2,5
Temperatura tworzywa, °C	180
Skurcz objętościowy, %	6,219



Rys. 7. Rozkład skurczu objętościowego na przekroju wypraski dla kombinacji parametrów przed optymalizacją (a) oraz przy użyciu maksymalnych z zakresu wymiarów układu wlewowego i po optymalizacji (b)

Fig. 7. Volumetric shrinkage distribution on cross section of moulded piece for combination of parameters before (a) and after (b) optimization by using maximum dimensions of the runner system geometry

Wnioski

Przeprowadzone symulacje znacznie zmniejszają koszt i czas optymalizacji procesu wtryskiwania. Dzięki optymalizacji uzyskano konfiguracje czynników sterujących, których wartości dobierano, kładąc nacisk na oszczędność materiału, przy jednoczesnym zachowaniu wartości skurczu liniowego na odpowiednim poziomie, pozwalającym uzyskać prawidłową wypraskę. Optymalne wartości czynników sterujących według ich oznaczeń, a także oznaczeń poszczególnych wariantów eksperymentów to: A2, B3, C3, D3, E2, F1, G1.

Literatura

1. Taguchi G., A primer on the Taguchi method, Van Nostrand Reinhold, New York 1990.
2. Kukielka L., Podstawy badań inżynierskich, PWN, Warszawa 2002.
3. Korzyński M., Metodyka eksperymentu, planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych, WNT, Warszawa 2006.
4. Ozcelik B., Sonat I., Warpage and structural analysis of thin shell plastic in the plastic injection moulding, *Materials and Design*, 30 (2009), 367-375.
5. Ozcelik B., Erzurumlu T., Comparison of the warpage optimization in the plastic injection moulding using ANOVA, Neural network model and genetic algorithm, *J. Mat. Proc. Technol.*, 171 (2006), 437-445.
6. Fidan I., Kraft R.P., Ruff L.E., Derby S.J., Designed experiments to investigate the solder joint quality output of a prototype automated surface mount replacement system, *Comp. Pack. Manufact. Technol. Part C: Manufacturing*, IEEE Transactions 21(3) (1998), 172-181.
7. Kamaruddin S., Khan Z.A., Wan K.S., The use of the Taguchi method in determining the optimum plastic injection moulding parameters for the production of a consumer product, *Journal Mechanical* December, 18 (2004), 98-110.
8. Wang W.H., Tarng Y.S., Design Optimization of cutting parameters for turning operations based on the Taguchi method, *J. Mat. Proc. Technol.*, 84 (1998), 122-129.
9. Syrcos G.P., Die casting process Optimization using Taguchi methods, *J. Mat. Proc. Technol.*, 135 (2003), 68-74.

INJECTION MOULDED PIECE SHRINKAGE OPTIMIZATION BY MEANS 3D SIMULATION RESULTS

Abstract

Determining optimum injection moulding process and geometrical parameters of runner system influencing on shrinkage value of plastics was the main aim of the present research work. Optimizing procedure was carried out with the use of Taguchi method. The runner geometry was set as one of the variable factors in order to minimize its size. To optimize manufacturing process

the series of technological tests of injection process with different parameters were done, according to the definite technological plan. Instead of time-consuming and expensive experiments, the Autodesk Moldflow Insight 10.0 computer code was used to simulate injection moulding process. The calculations were done by implementing 3D model in the theory of finite element method.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

В.Ф. Громов

Московский авиационный институт

А.Ф. Макаров

Университет природы, общества и человека

Д.А. Овсянников

Московский авиационный институт

НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРИ НАГРУЖЕНИИ ШАРНИРНОГО УЗЛА С ЗАПРЕССОВАННОЙ ТОНКОСТЕННОЙ ВТУЛКОЙ

Статья посвящена анализу напряженно-деформированного состояния под нагрузкой элементов шарнирного узла с запрессованной высокопрочной втулкой в сравнении с втулкой, установленной по скользящей посадке.

В изделиях машиностроения широко используются шарнирные узлы, работающие под воздействием циклических нагрузок высокого уровня в условиях присущей им концентрации напряжений. Усталостные разрушения элементов шарнирного узла, как показано на рис. 1 приводят к значительным экономическим потерям из-за простоя дорогостоящего оборудования и техники. Как при производстве отдельных деталей шарнирного узла, так и при ремонте детали после разрушения имеются достаточно эффективные технологические методы увеличения их выносливости. Одним из направлений в этом плане является использование напряженных посадок цилиндрических деталей вал-втулка.

В строительных и подъёмных машинах распространены подвижные шарнирные узлы. Для увеличения износостойкости в таких узлах применяют втулки из материала с более высокой твёрдостью. Втулка может быть установлена с радиальным натягом. Поэтому было исследовано влияние радиального натяга посадки втулки в отверстие на концентрацию напряжений в пластине.

Отверстие находится вблизи края пластины, что значительно изменяет напряженное состояние в пластине как при посадке с натягом, так и при нагружении соединения. Напряженно-деформированное состояние, создаваемое посадкой с натягом, в этом случае является несимметричным. Контактные радиальные напряжения натяга будут переменными по окружности отверстия, а напряжения в перемычке до края пластины

значительно больше, чем при посадке в отверстие, в бесконечной пластине. Особый интерес представляет решение задачи для посадки тонкостенной втулки, стенка которой является гибкой и мало препятствует неосесимметричной деформации отверстия. В этом случае произойдет искажение сечения втулки, в том числе внутреннего диаметра, то есть появится овальность. Расчёт напряжённого состояния, возникающего при нагружении узла силой, осложняется, кроме влияния края пластины, необходимостью решать контактную задачу для трёх тел: пластины, втулки и оси. При посадке втулки с натягом необходимо совместно решать задачу о напряженной посадке и контактную задачу для трёх тел.



Рис. 1. Характерное разрушение детали шарнирного узла

Rys. 1. Charakterystyczne uszkodzenie części zespołu przegubu kulistego

Решение задачи о напряженной посадке в деталь произвольной формы, в частности, в проушину или отверстие у края пластины, а также задачи о нагружении отверстия силой классическими методами теории упругости является громоздким и возможно только числовыми методами с использованием ЭВМ. Современные методы конечного элемента, реализованные, в частности в программах COSMOS или ANSYS, позволяют значительно упростить решение подобных задач. Применение односторонних контактных элементов между осью, втулкой и пластиной позволяют учитывать силы трения в контакте, взаимное проскальзывание деталей и возникновение зазоров на части окружности отверстия, что исключено при применении аналитических методов расчета.

Напряженно-деформированное состояние, создаваемое посадкой с натягом втулки в детали некруглой формы исследовано методом конечного элемента (МКЭ) с использованием программы COSMOS. В качестве объекта исследования была выбрана пластина с эксцентрично расположенным отверстием.

Расчётная схема приведена на рис. 2. Размеры пластины 100x100 мм. Диаметр отверстия $D = 20$ мм. Диаметр отверстия во втулке $d = 0.84$, $D = 16.8$ мм. Ось установлена во втулку без натяга, величина зазора притята равной нулю. Нагрузка равномерно распределена по сечению оси.

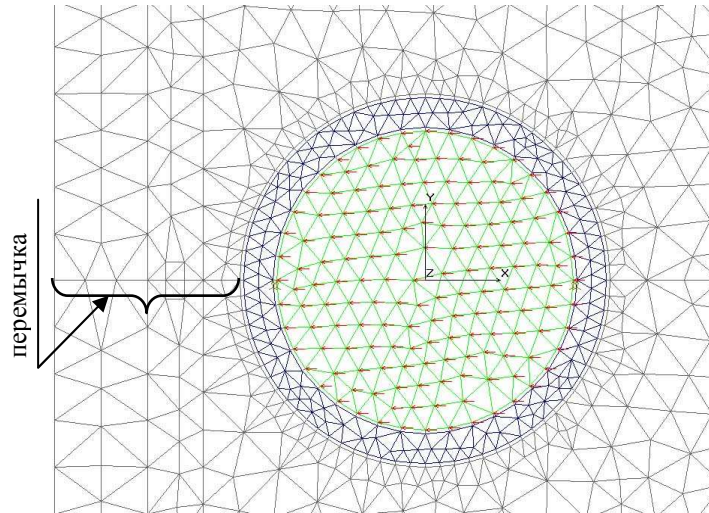


Рис. 2. Расчетная схема шарнирного узла

Rys. 2. Schemat obliczeniowy zespołu przegubu kulistego

Расстояние (перемычка) от центра отверстия до края пластины 20 мм, то есть перемычка от края отверстия до края пластины равна 10 мм, что достаточно для обеспечения прочности перемычки на разрыв.

Конечные элементы – плоские двумерные TRIANG. Для контакта использованы односторонние контактные GAP-элементы, коэффициент трения принят равным $f = 0$. Задача решалась в нелинейной постановке.

Материалы пластины – чугун с механическими свойствами: модуль упругости $E = 1,2 \cdot 10^{11}$ МПа (12000 кгс/мм^2), коэффициент Пуассона $\mu = 0,25$. Материал втулки – сталь с механическими свойствами: $E = 2 \cdot 10^{11}$ МПа (20000 кгс/мм^2), $\mu = 0,3$. Материалы принят упругими во всем диапазоне напряжений. Для удобства перехода к другим величинам натяга в числовых расчетах принята величина натяга, равная 1%. Абсолютная величина натяга посадки втулки в пластину равна 0,20 мм (1%) или 0,1 мм на радиус. Также выполнен расчёт для посадки втулки в отверстие пластины с нулевым натягом.

Напряжения смятия между втулкой и пластиной приняты равными $\sigma_s = 24.5$ МПа (2.5 кг/мм^2). Соответственно, между осью и втулкой напряжения смятия равны 29 МПа (3 кг/мм^2).

На рис. 3 и 4 приведены результаты расчёта для случая посадки втулки в пластину без натяга. Напряжения в этом случае создаются только приложенной нагрузкой. При переменной внешней нагрузке они будут переменными напряжениями. Напряжений от напряжённой посадки нет. Угол контакта между втулкой и отверстием равен $\approx 40^\circ$ от оси симметрии узла. Закон распределения окружных напряжений по сечению перемычки (рис. 3а) показывает явно выраженный «рамный эффект» и принципиально отличается от случая пластины бесконечных размеров, то есть, при

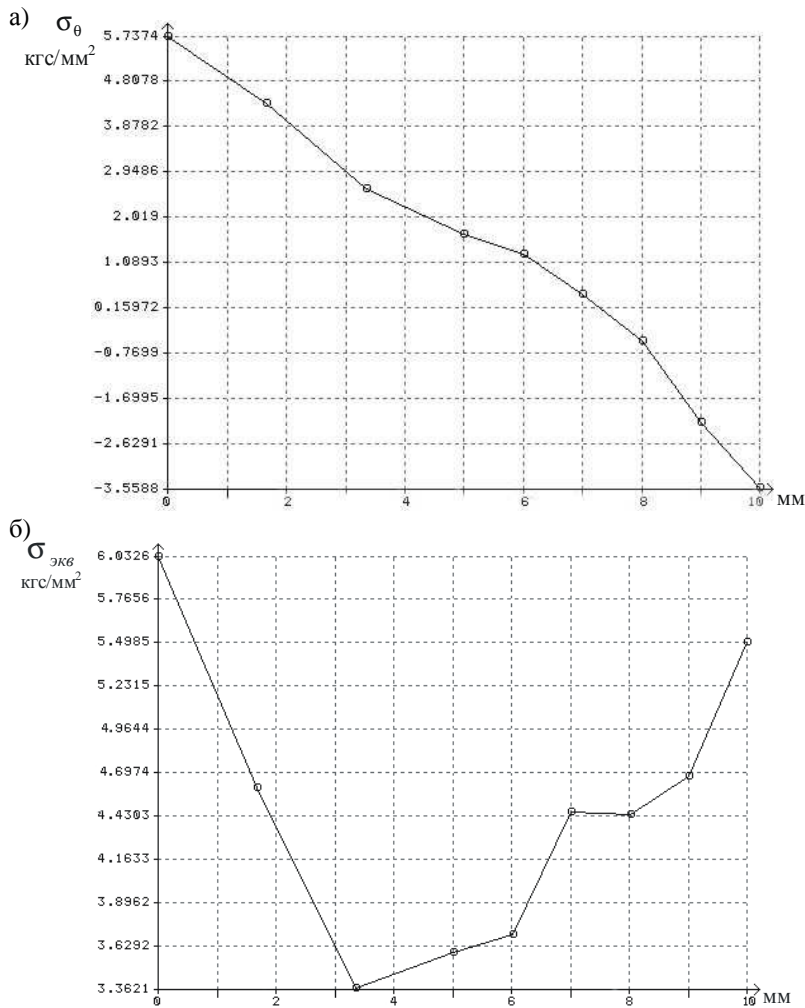


Рис. 3. Окружные (а) и эквивалентные (б) напряжения в перемычке при посадке втулки без натяга

Rys. 3. Obwodowe (a) i ekwiwalentne (b) naprężenia w łączniku przy wstawianiu tulejki bez wciskania

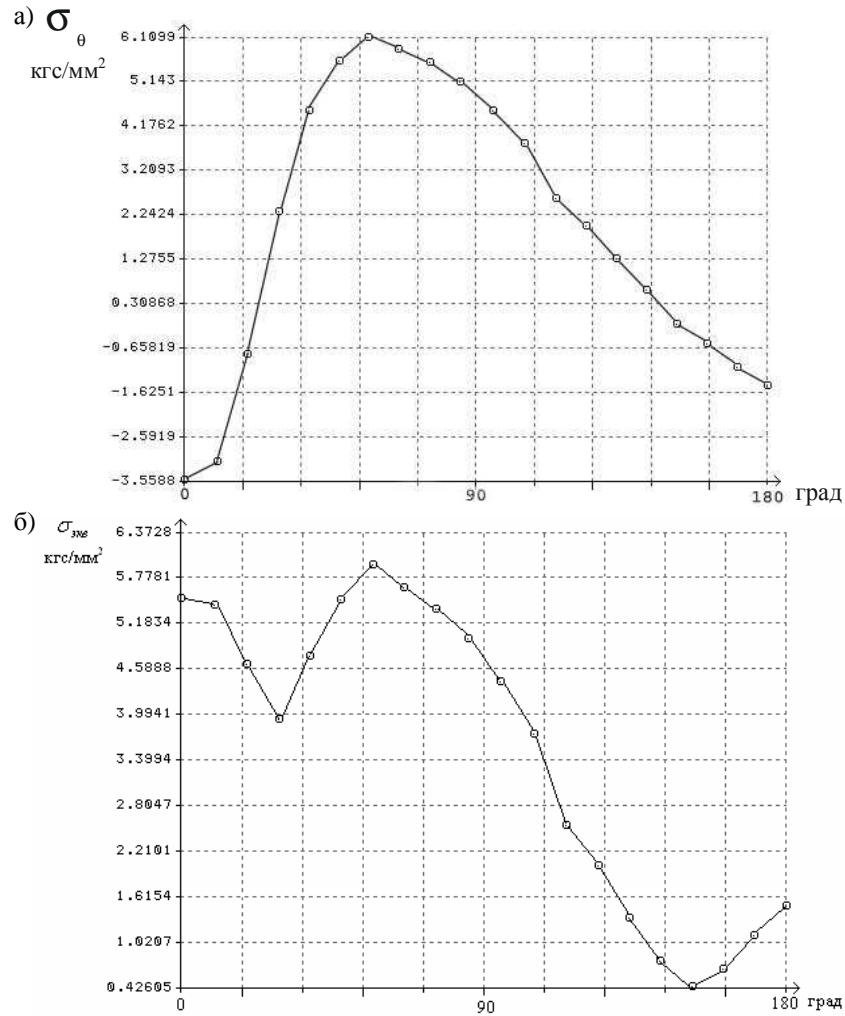


Рис. 4. Окружные (а) и эквивалентные (б) напряжения по окружности отверстия в пластине на дуге 180° при посадке втулки без натяга

Rys. 4. Obwodowe (a) i ekwiwalentne (b) naprężenia na obwodzie otworu w płycie na cięciwie 180° przy wstawianiu tulejki bez wcisku

значительной величине перемычки. В бесконечной пластине окружные напряжения убывают при удалении от отверстия. В настоящем случае распределение напряжений соответствует изгибу перемычки, как стержня рамы, нагруженного в середине поперечной силой. Максимальные напряжения имеют место на наружном крае пластины. Эквивалентные напряжения по Мизесу (рис. 3б) также отражают «рамный эффект». Распределение окружных и эквивалентных напряжений по окружности отверстия в пластине показано на рис. 4а и б. Максимум напряжений

находится на угле $50-60^\circ$, где обычно начинается усталостное разрушение (см. рис. 1). Коэффициент концентрации напряжений по отношению к величине напряжений смятия между втулкой и пластиной равен $K = 2.4$ для окружных и эквивалентных напряжений.

При посадке втулки с радиальным натягом, равным 1%, как показал расчёт, форма отверстия искажается вследствие влияния края пластины. По оси симметрии диаметр отверстия в пластине увеличился на 0.38%, в поперечном направлении на 0.28%. Напряжения при нагружении узла с втулкой, установленной с радиальным натягом, приведены на рис. 5 и 6. На них приведены суммарные напряжения, вызванные внешней нагрузкой и посадкой с радиальным натягом. Как следует из предыдущих результатов, напряжения натяга значительно больше, чем вызванные нагрузкой. Но напряжения натяга постоянные, поэтому слабо влияющие на усталостное разрушение. Напряжения от нагрузки переменные и являются определяющими при усталостном разрушении.

Суммарные напряжения в перемычке (рис. 5а и б) показывают «рамный эффект» и для напряжений натяга. По окружности отверстия максимум окружных и эквивалентных напряжений находится также на угле $50-60^\circ$, рис. 6а и б.

Из суммарных напряжений были выделены напряжения, создаваемые нагрузкой. Путём сравнения с напряжениями от нагрузки при посадке без натяга получено следующее. Окружные и эквивалентные напряжения в перемычке уменьшились в 1.16-1.19 раза. На окружности отверстия в районе угла $50-60^\circ$ окружные напряжения уменьшились в 1.13 раза, а эквивалентные в 1.32 раза. То есть, коэффициенты концентрации напряжений уменьшились в такое же число раз при переходе к посадке втулки с радиальным натягом.

При посадке втулки без натяга вся нагрузка с оси передаётся на перемычку, а затем проходит через пластину, создавая концентрацию напряжений. При посадке с натягом втулка начинает участвовать в передаче нагрузки, разгружая перемычку.

При посадке без натяга средние окружные напряжения во втулке при угле 90° равны нулю. При посадке с натягом при приложении нагрузки в том же сечении втулки создаются растягивающие напряжения (дополнительные к сжимающим напряжениям натяга). То есть, во втулке создаётся усилие, передаваемое на обратную сторону отверстия (угол более 90°), которое разгружает перемычку. В данном случае доля разгрузки составляет 18%, а напряжения натяга на обратной стороне отверстия уменьшаются на 6 МПа (0.6 кгс/мм^2). Отсюда можно определить требуемую величину натяга, необходимую для его сохранения по всей окружности отверстия при действии нагрузки.

Данные расчёты выполнены для случая, когда коэффициент трения между втулкой и пластиной в отверстии равен нулю. Если коэффициент

трения больше нуля, эффект снижения концентрации напряжений будет выше.

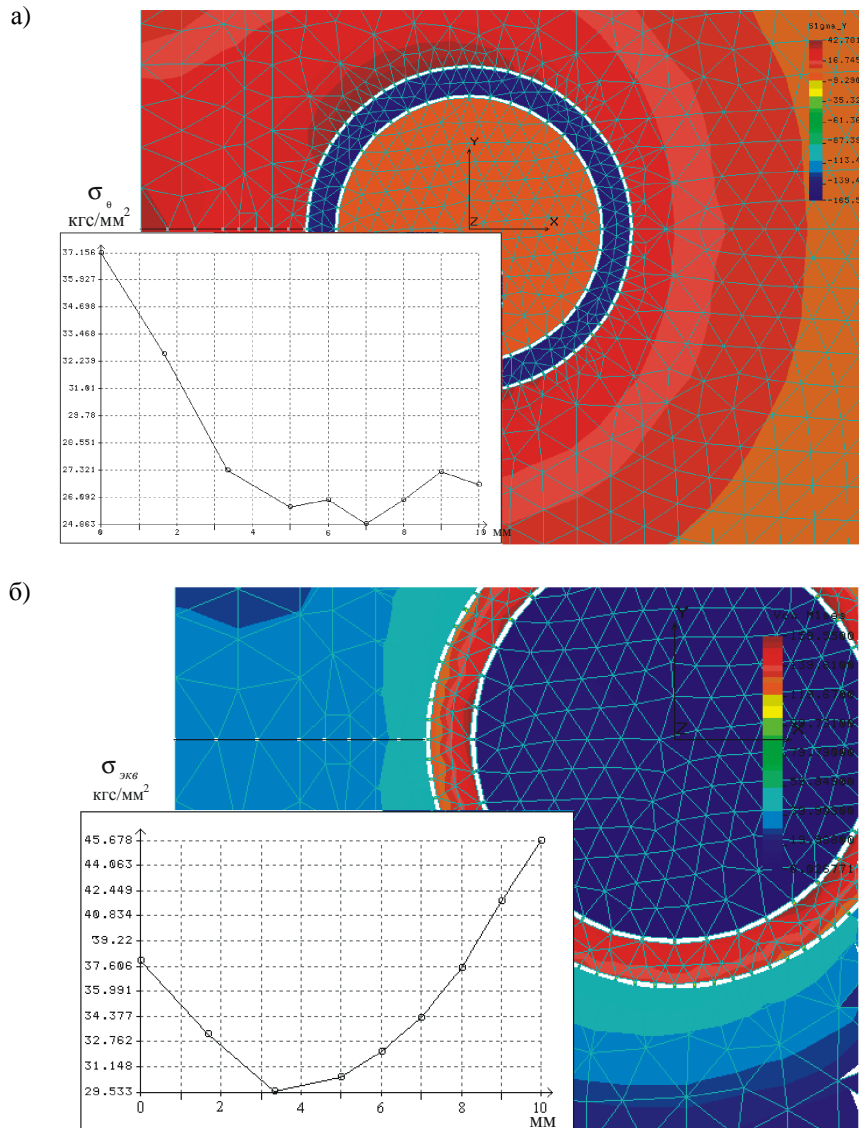


Рис. 5. Окружные (а) и эквивалентные (б) напряжения в перемычке при посадке втулки с натягом

Rys. 5. Obwodowe (a) i ekwiwalentne (b) naprężenia w łączniku przy wstawianiu tulejki z wciskiem

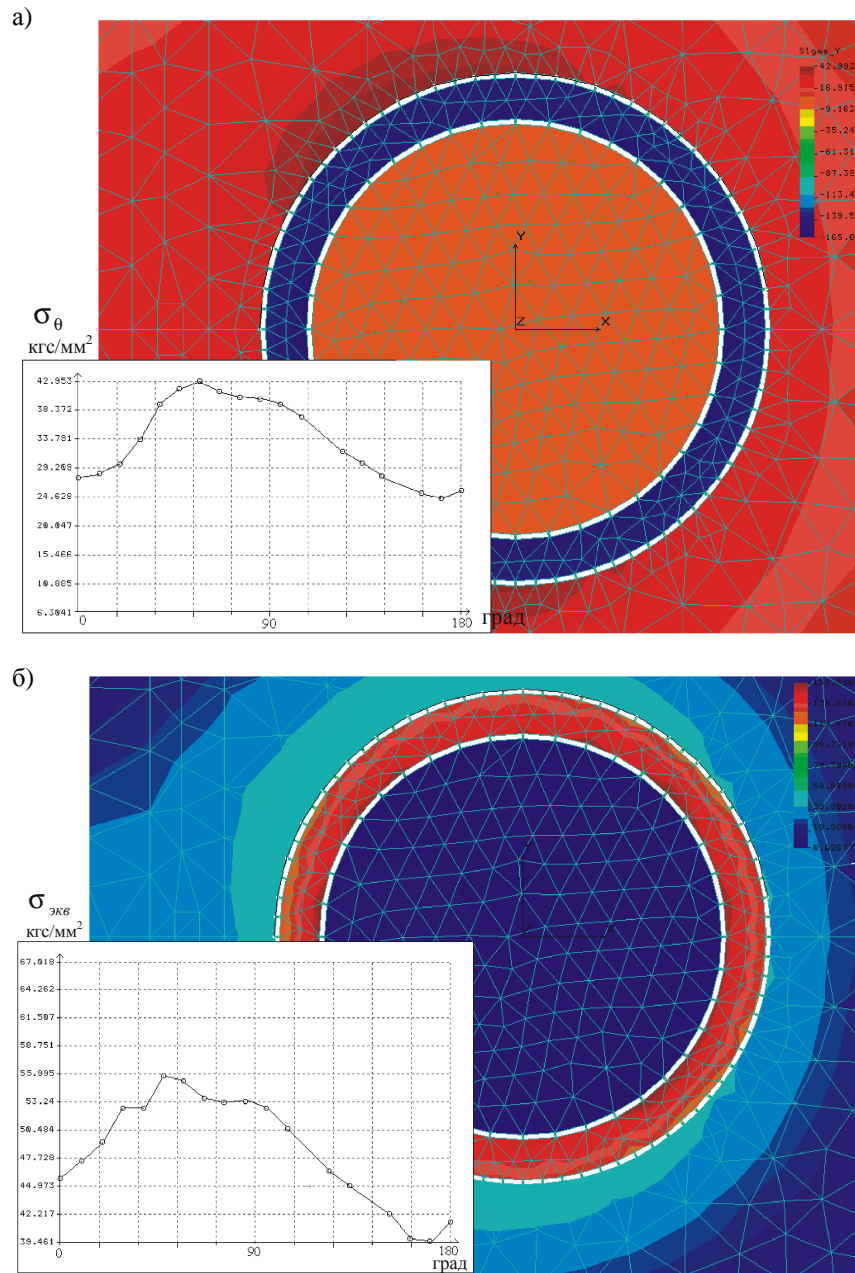


Рис. 6. Окружные (а) и эквивалентные (б) напряжения по окружности отверстия в пластине на дуге 180° при посадке втулки с натягом

Rys. 6. Obwodowe (a) i ekwiwalentne (b) naprężenia na obwodzie otworu w płycie na cięciwie 180° przy wstawianiu tulejki z wciskiem

Выводы

1. Посадка втулки с радиальным натягом приводит к уменьшению концентрации переменных напряжений при нагружении шарнирного узла. Часть нагрузки при этом передаётся через втулку, приводя к разгрузке перемычки до края пластины. Напряжения натяга на обратной стороне отверстия уменьшаются.

2. Форма отверстия при посадке с натягом искажается вследствие влияния края пластины.

3. Метод конечных элементов позволяет рассчитать напряжения в шарнирном узле и оценить требуемую величину натяга для обеспечения его сохранения по всей окружности отверстия при нагружении.

NAPRĘŻENIOWO-DEFORMACYJNY STAN PRZY OBCIĄŻANIU KULISTEGO PRZEGUBU Z WCIŚNIĘTĄ CIENKOŚCIENNĄ TULEJKĄ

Streszczenie

W artykule przedstawiono analizę stanu naprężeniowo-deformacyjnego w warunkach obciążenia elementów zespołu kulistego przegubu z wciśniętą tulejką o wysokiej wytrzymałości w porównaniu z analogiczną tulejką wstawioną z pasowaniem suwliwym.

STRESSED-DEFORMED STATE WHILE HINGE JOINT WITH EMBEDDED THIN-WALL PLUG IS LOADED

Summary

Article covers stress-deformed analysis under load of hinge joint elements with embedded high-strength plug in comparison with slide fitted plug.

Złożono w redakcji w lipcu 2011 r.

Громов Виктор Федорович – Московский Авиационный институт (государственный технический университет), доцент, к.т.н.
Россия, 125284, г.Москва, 1-ый Боткинский проезд, д.6, кв.67
Тел. +7 (495) 045-78-32
e-mail vikirin@mail.ru
паспорт № 631852661, до 21.04.2012г.

Gromov Victor F. – Moscow Aviation Institute (State Technical University), Professor, Doctor of Science
App.67, 6, 1st Botkinskiy lane, Moscow, 125284, Russia
Tel. +7 (495) 045-78-32
e-mail vikirin@mail.ru
passport № 63 1852661, expired 21.04.2012г.

Макаров Александр Федотович – Университет природы, общества и человека, г.Дубна, доцент, к.т.н.
Makarov Aleksandr F. – University of Nature, Society and Human, Dubna, Professor, Doctor of Science
Tel. +7 (916) 063-89-94
e-mail afmakarov1@yandex.ru

Овсянников Дмитрий Александрович - Московский Авиационный институт (государственный технический университет), аспирант
Россия, 125993, г.Москва, А-80, ГСП-3, Волоколамское ш., д.4, каф.104
Тел. +7 (925) 509-44-17
e-mail ovdi1@rambler.ru
паспорт № 06 3349430 до 16.02.2021

Ovsyannikov Dmitriy A. - Moscow Aviation Institute (State Technical University), Ph.D. student

104 Dept., 4, Volokolamskoye roadway, A-80, GSP-3, Moscow, 125993, Russia
Tel. +7 (925) 509-44-17
e-mail ovdi1@rambler.ru
passport № 06 3349430, expired 16.02.2021

Jacek MUCHA
Waldemar WITKOWSKI
Politechnika Rzeszowska

NOŚNOŚĆ WYBRANYCH ROZWIĄZAŃ POŁĄCZEŃ NITOWYCH PODCZAS PRÓBY ŚCINANIA I ROZCIĄGANIA

W pracy zawarto wyniki badań nad możliwością zastąpienia tradycyjnych połączeń nitowych z nitem zakuwanym i zrywalnym nowymi połączeniami z użyciem nitu samowykrawającego. Dla czterech różnych systemów scalania wykonano połączenia z blach stalowych DC01 oraz stopu aluminium AW-5754 o grubości 2 mm. Przeanalizowano zachowanie się owych połączeń podczas przenoszenia obciążenia stycznego oraz normalnego. Eksperymentalnie zbadano wpływ układu materiału połączonych warstw na przebieg krzywej ścinania dla różnych systemów nitowania.

1. Wprowadzenie

Zastosowanie odpowiedniego rozwiązania do scalenia części, a często nowego, może przyczynić się do zwiększenia konkurencyjności danego wyrobu. Opracowane nowe rozwiązania mają służyć często do uproszczenia i skrócenia procesu montażu. W zasadzie w większości przypadków powstanie określonej funkcjonalnej struktury o pożądanych cechach, bez zastosowania różnych systemów łączenia byłoby niemożliwe [1]. Mimo że nitowanie jest bardzo starym sposobem łączenia, jest nadal popularne ze względu na mało skomplikowany przebieg jego wytwarzania. Klasycznym rozwiązaniem jest łączenie przez zakuwanie nitu, umożliwiające połączenie dwóch i więcej warstw materiału. Wymagany jest jednak dwustronny dostęp podczas formowania. Wady tej już nie wykazują wszelkiego rodzaju nity zrywalne. W każdym z tych rozwiązań wymagany jest wcześniej wykonany otwór, dzięki czemu w mniejszym lub większym stopniu pozostaje łeb lub odpowiednio ukształtowana wypływka materiału. Wad tych nie ma połączenie wykonane za pomocą nitu samowykrawającego [2]. Specjalnym, pełnym nitem można z powodzeniem łączyć materiały zarówno twarde, jak i miękkie oraz różnego rodzaju materiały z łączonymi warstwami [3].

Zasadniczym celem przedstawionych badań była analiza możliwości zastąpienia czasochłonnych sposobów montażu, dotychczas stosowanych do łączenia elementów szaf teleinformatycznych, nowym, z użyciem nitu samowykrawają-

cego. Wykorzystanie tego systemu łączenia umożliwia w łatwy sposób uzyskanie płaskiej powierzchni od strony wtlaczania łącznika, co ma wpływ na estetykę i bezpieczeństwo szafy (ukrycie z zewnątrz miejsc scalenia). Zastosowanie elementu wtlaczanego w postaci nitu samowykrawającego skutkuje oszczędnością czasu montażu w postaci skrócenia, a wręcz wyeliminowania dodatkowych zabiegów związanych z przygotowaniem powierzchni gotowego wyrobu do malowania. Umożliwia w bardzo krótkim czasie uzyskanie połączenia dwóch, trzech warstw materiału [4, 5]. Pozwala skutecznie łączyć materiały o zdecydowanie zróżnicowanych właściwościach mechanicznych, np. materiały miękkie z twardymi [6]. W pracy zawarto część obszernych badań nad łączeniem elementów z blach stalowych DC01 i ze stopu aluminium EN AW-5754. Przedstawiono wyniki prób ścinania oraz rozciągania L-kształtnych próbek złączy, wytworzonych czterema różnymi systemami łączenia, w tym za pomocą nitu samowykrawającego.

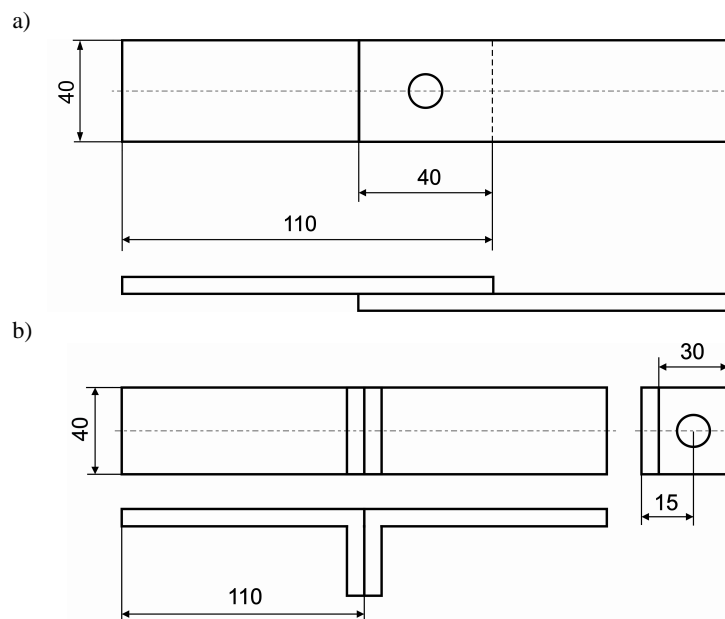
2. Materiały oraz metodyka badań

Do badań wykorzystano blachy o grubości 2 mm ze stali DC01 (numer 1.0330 wg PN-EN 10130:2009) oraz ze stopu aluminium AW-5754 w stanie O/H111 (PA11 wg PN EN 573-3). Podstawowe właściwości mechaniczne blach zawarto w tab. 1. Przygotowane pasma blach o wymiarach jak na rys. 1. zostały połączone czterema różnymi nitami. Określone kombinacje materiału scalanych warstw oraz nitów przedstawiono w tab. 2. Wszystkie połączenia wykonywano z zachowaniem staranności oraz jednakowych warunków ich formowania. Systemem łączenia, w którym może wystąpić trudność w zachowaniu parametrów jakościowych, jest łączenie nitem zakuwany, a człowiek ma tu największy wpływ na przebieg jego uformowania. Dla tak wytworzonych połączeń wykonano testy statycznego ścinania oraz rozrywania z rejestracją przebiegu siły na maszynie wytrzymałościowej Instron 3382. Prędkość przemieszczenia (trawersy maszyny) wymuszającego odkształcanie złączy wynosiła 10 mm/min.

Tabela 1. Właściwości mechaniczne blach

Table 1. Mechanical properties of the sheet metal

Materiał i oznaczenie	Parametry		
	E GPa	R_{p0.2} MPa	R_m MPa
Stal DC01	207	160	290
Stop aluminium PA11	70.5	85	220



Rys. 1. Geometria próbek do testów: a) ścinania, b) rozrywania połączenia
 Fig. 1. Geometry of test samples: a) shearing, b) failure of joint

Tabela 2. Kombinacje łączników oraz materiału blach dla połączeń nitowych

Table 2. Combinations of fasteners and sheet metal for riveted joints

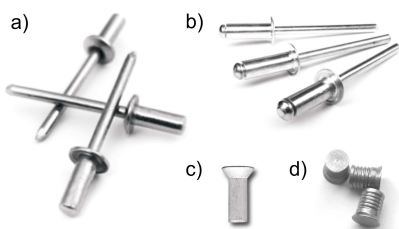
Kombinacja materiału blach	Rodzaj łącznika			
	nit zrywalny szczelny ¹	nit zrywalny zwykły ²	nit zakuwany ³	nit samowyrwający ⁴
Blachy stalowe DC01/DC01	I-1	I-2	I-3	I-4
Blachy stalowe i aluminiowe DC01/PA11	II-1	II-2	II-3	II-4
Blachy aluminiowe PA11/PA11	III-1	III-2	III-3	III-4

¹ PN-EN ISO 15974:2003, ² PN-EN ISO 15978:2003, ³ PN-88/M-82954,
⁴ nr kat. 492 000 007.900 [7]

Eksperymentalnie zbadano wpływ układu materiału połączonych warstw na przebieg krzywej ścinania oraz rozciągania dla różnych systemów nitowania. Do

wspomnianej analizie wybrano cztery systemy nitowania, w których łącznik stanowił:

- rurkowy nit zrywalny do połączeń szczelnych (rys. 2a),
- rurkowy nit zrywalny (rys. 2b),
- pełny nit do zakuwania (rys. 2c),
- samowykrawający nit (rys. 2d).



2. Wykorzystane łączniki w połączeniach nitowych: a) aluminiowo-stalowy rurkowy nit zrywalny, b) aluminiowo-stalowy rurkowy szczelny nit zrywalny, c) nit ze stopu aluminium do zakuwania, d) samowykrawający stalowy nit

Fig. 2. Fasteners used in rivet joints: a) the aluminum-steel blind rivet, b) aluminum-steel blind hermetic rivet, c) aluminum alloy rivet for closing up, d) solid self piercing steel rivet

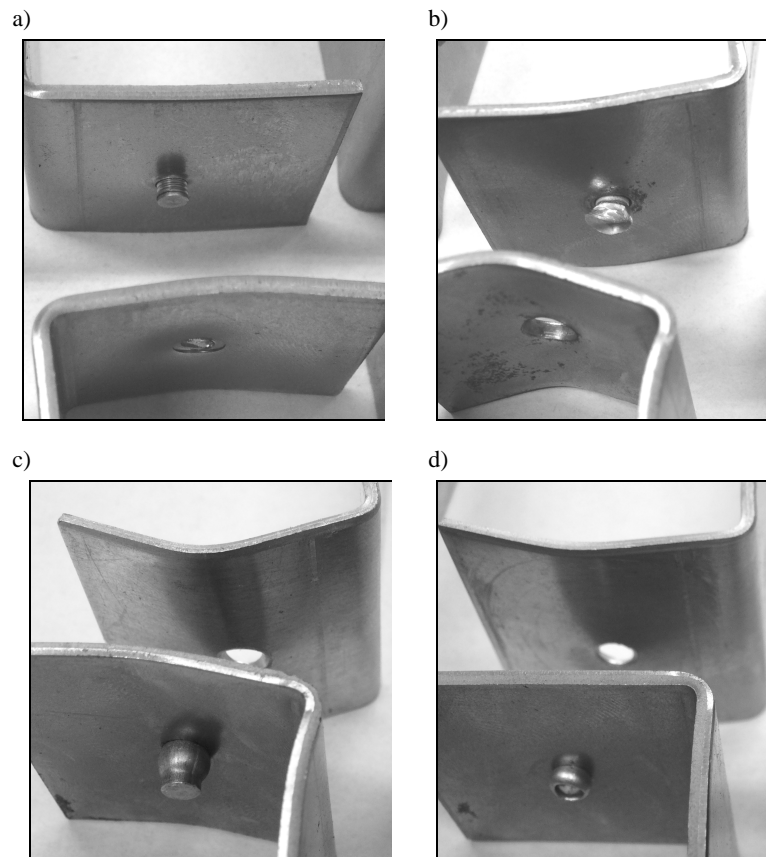
Wszystkie nity miały jednakową średnicę części walcowej $d = 4$ mm, pozostała zaś geometria została dobrana dla łącznej grubości scalanych warstw $t_c = 4$ mm. Dla zachowania z jednej strony płaskiej powierzchni blachy w procesie montażu, otwory są odpowiednio fazowane, tak by możliwe było maksymalne zmniejszenie wystawania łba nitu nad powierzchnię blachy. Próbki połączeń zostały przygotowane zgodnie z tym, jak przebiega przygotowanie w warunkach przemysłowego montażu.

3. Wyniki oraz ich analiza

Deformacje łączników oraz przebiegi wartości sił niszczących złącza pozwoliły na analizę możliwości przenoszenia obciążeń wybranych rozwiązań połączeń. Uzyskane dane z eksperymentu ścinania i rozrywania na maszynie wytrzymałościowej w postaci odpowiedzi siłowej na przemieszczenie wymuszające odkształcenie elementów złączy zawarto w postaci krzywych ścinania i rozciągania. W trzech przypadkach rozdzielenie złączy poddanych rozciąganiu skutkowało zniszczeniem nitu od strony stożkowego łba (rys. 3b, c, d). W jednym tylko typie połączenia, tj. z nitem samowykrawającym, łącznik pozostał niezniszczony (rys. 3a). W związku z tym, że podczas jego formowania musi on wykroić otwór, a następnie być w nim zablokowany, charakteryzuje się dużą twardością.

W obrębie jednego systemu łączenia dla różnych trzech kombinacji materiału łączonych blach uzyskano podobne wartości maksymalnej siły niszczącej (rys. 4a, b), a odmienne przebiegi krzywej odpowiedzi siłowej (rys. 4a, b, d). Dla złączy z nitem zakuwanym uzyskano bardzo podobne przebiegi krzywych ścinania (rys. 4c). Łącznik miał na tyle małą wytrzymałość w porównaniu z materiałem łączonych warstw, że podczas ścinania umocniony materiał decydował

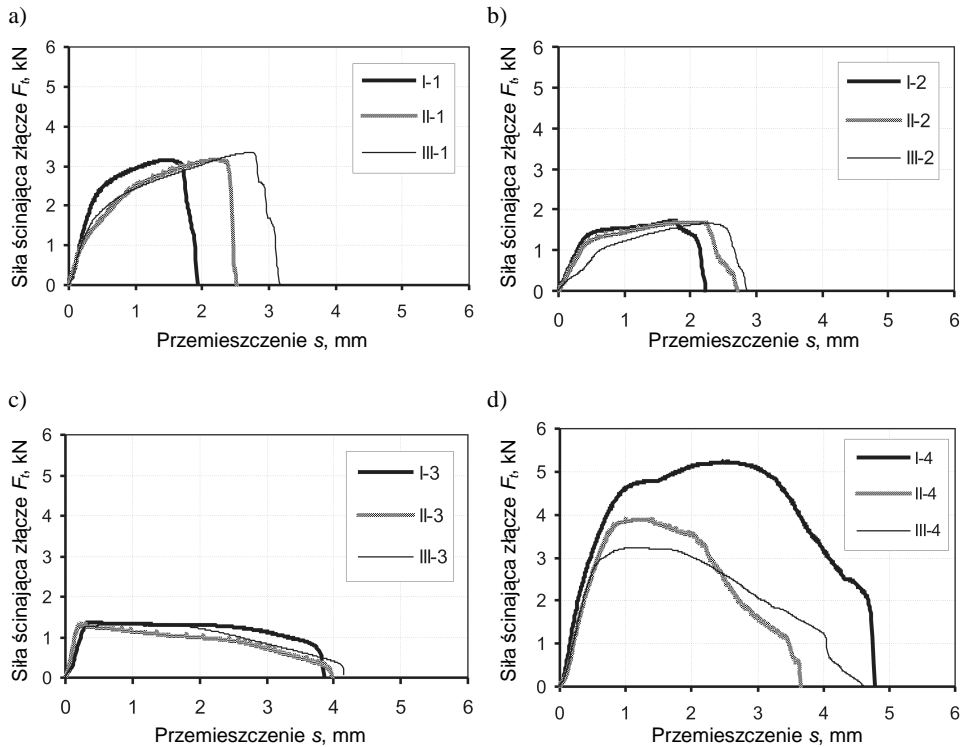
w jednakowej mierze o zniszczeniu i deformacji elementów złącza. Największą energię całkowitego zniszczenia połączenia uzyskano dla próbek z blach ze stopu EN AW-5754, najmniejszą zaś dla próbek stalowych DC01. Te ostatnie spośród wszystkich kombinacji miały najwyższe wartości podstawowych właściwości mechanicznych. Duża sztywność oraz twardość spowodowały, że przy najmniejszym przemieszczeniu wymuszającym odkształcenie uzyskano całkowitą separację elementów złącza. W przypadku warstw ze stopu EN AW-5754 w trakcie płynięcia materiału łącznika podczas jego ścinania powierzchnia walcowego otworu blach ulegała deformacji. Działo się tak aż do momentu osiągnięcia granicznej nośności przez nit w jego przekroju poprzecznym. Wówczas



Rys. 3. Elementy złączy po rozciągnięciu (rozerwaniu) połączenia: a) z nitem samowykrawającym, b) z pełnym nitem zakuwanym, c) z rurkowym zrywalnym nitem szczelnym, d) z rurkowym zrywalnym nitem

Fig. 3. Elements after tensing of joint: a) solid self-piercing rivet, b) close up a rivet, c) blind hermetic rivet, d) blind rivet

dochodziło do jego rozdzielenia. Dla tego rodzaju warstw zaobserwowano największe zniekształcenie otworu. Opisana prawidłowość nie obejmuje jednak czwartego systemu, jaki został poddany analizie, tj. z nitem samowykrawającym. W tym przypadku dla blach aluminiowych uzyskano najniższe wartości maksymalnej siły ścinającej oraz energii całkowitego zniszczenia (rys. 4d). Na przykładzie próbek stalowych postanowiono zobrazować możliwości w przenoszeniu obciążenia ścinającego dla czterech wybranych systemów łączenia, co można odczytać z rys. 5.



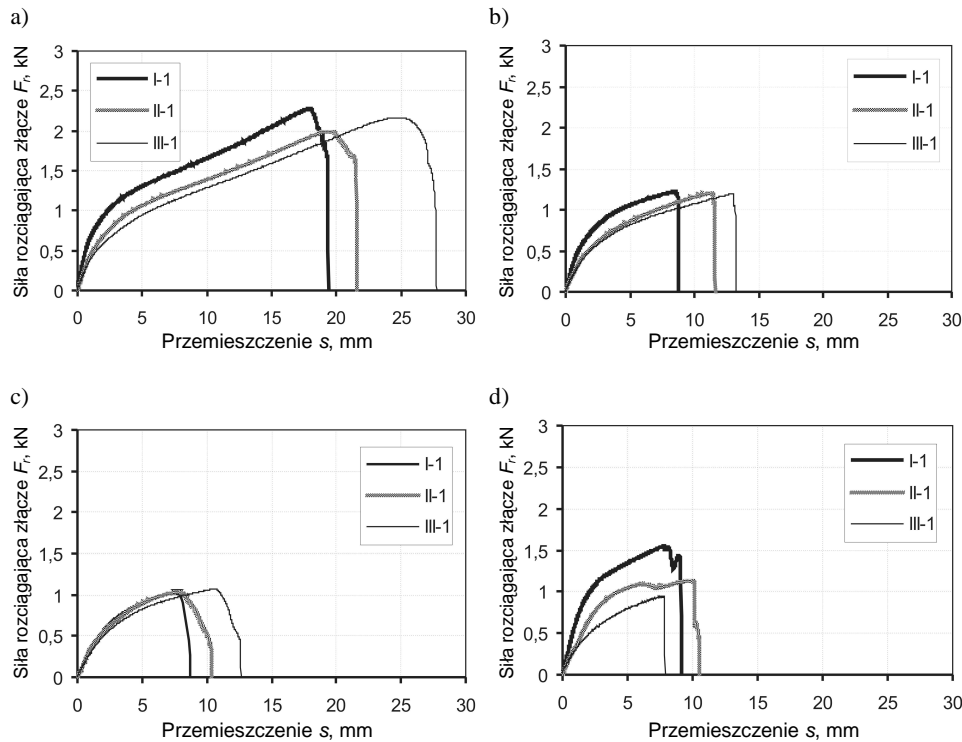
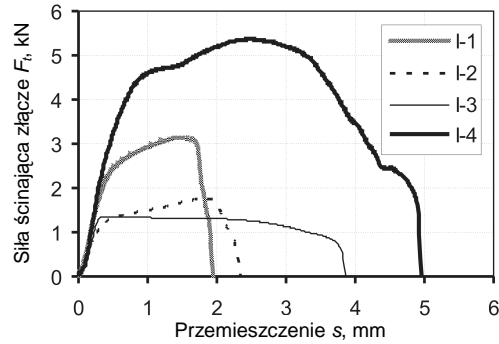
Rys. 4. Krzywe ścinania połączeń dla różnych układów materiału blach i systemów łączenia (I-stal/stal, II-aluminium/stal, III-aluminium/aluminium): a) rurkowy zrywalny nit szczelny, b) rurkowy zrywalny nit, c) pełny nit zakuwany, d) nit samowykrawający

Fig. 4. Connections shearing curves for different material systems and sheet materials joining systems (I-steel/steel, II-aluminium/steel, III-aluminium/aluminium): a) blind hermetic rivet, b) blind rivet, c) close up a rivet, d) solid self-piercing rivet

Wszystkie trzy typy złączy (z nitem zrywalnym zwykłym i szczelnym oraz zakuwanym) w testach rozrywania dla różnych aranżacji warstw materiału dały podobne przebiegi krzywych rozciągania (rys. 6a, b, c). Dla każdego z nich zanotowano maksymalną siłę rozdzielania na podobnym poziomie. W przypadku zaś zastosowania nitu samowykrawającego do połączenia blach stalowych, alu-

Rys. 5. Przebiegi krzywych ścinania złączy blach stalowych dla różnych połączeń nitowych: 1 – nit zrywalny szczelny, 2 – rurkowy zrywalny zwykły nit, 3 – pełny nit zakuwany, 4 – pełny nit samowykrawający

Fig. 5. Connections shearing curves of the steel sheets for the various riveted joints: 1 – blind hermetic rivet, 2 – blind rivet, 3 – close up a rivet, 4 – solid self-piercing rivet



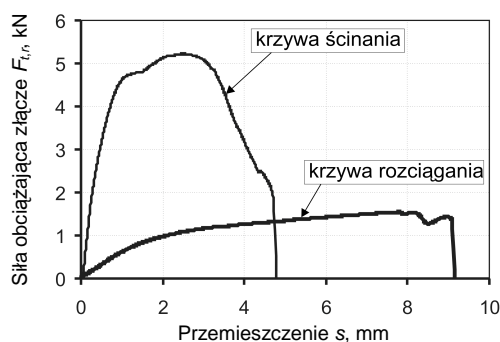
Rys. 6. Krzywe rozciągania połączeń dla różnych układów materiału blach i systemów łączenia (I-stal/stal, II-aluminium/stal, III-aluminium/aluminium): a) rurkowy zrywalny nit szczelny, b) rurkowy zrywalny nit, c) pełny nit zakuwany, d) nit samowykrawający

Fig. 6. Connections shearing curves for different material systems and sheet materials joining systems (I-steel/steel, II-aluminium/steel, III-aluminium/aluminium): a) blind hermetic rivet, b) blind rivet, c) close up a rivet, d) solid self-piercing rivet

miniowych i ich kombinacji uzyskano różnice zarówno w wartości maksymalnej siły niszczącej, jak też energii całkowitego rozdzielania (rys. 6d). Spowodowane jest to tym, że wypełniający rowki na obwodzie materiał blach przy różnym

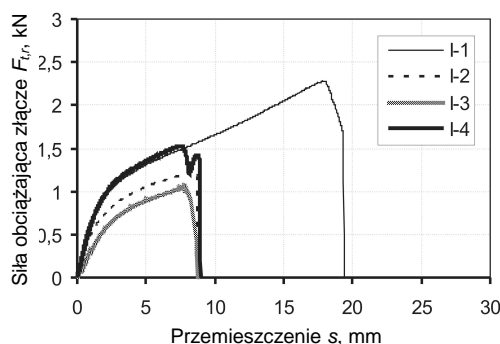
obciążeniu ulega ścięciu. Na nicie widoczne są pozostałości ściętego materiału blachy, z której został on wyrwany.

Możliwości przenoszenia obciążenia rozciągającego są mniejsze niż ścinającego (rys. 4. i 6.). W każdym typie połączeń zaobserwowano dość duże różnice w energii zniszczenia podczas ścinania i rozciągania. Największe zaś wystąpiły z nitem samowykrawającym, stąd też postanowiono je przedstawić na wspólnym wykresie (rys. 7.). Spośród czterech analizowanych systemów łączenia blach, np. stalowych, najwyższą wartość siły niszczącej połączenia podczas rozciągania zanotowano dla próbki z nitem zrywalnym szczelnym (rys. 8.). Dla tego typu złącza wymagana jest największa energia do całkowitego jego zniszczenia. Jednakże wytworzenie tego typu scalenia powoduje wystawianie części nitu z obu stron stosu blach. Zniszczenie nitu występowało w części rurkowej, tuż przy jego głowie. Natomiast złącze z nitem samowykrawającym wykazało większą odporność podczas testu niszczącego w porównaniu ze złączami wytworzonymi z nitem zrywalnym zwykłym i zakuwanym, dało również możliwość uzyskania od jednej strony równej i dość gładkiej powierzchni.



Rys. 7. Krzywe odpowiedzi siłowej złącza z nitem samowykrawającym dla blach stalowych

Fig. 7. Forceful response curves of a solid self-piercing rivet joint for steel sheet metal



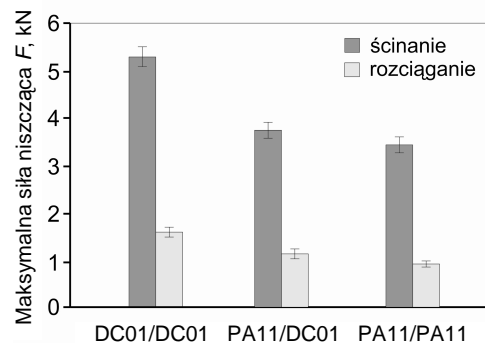
Rys. 8. Przebiegi krzywych rozciągania złączy blach stalowych dla różnych połączeń nitowych: 1 – nit zrywalny szczelny, 2 – rurkowy zrywalny zwykły nit, 3 – pełny nit zakuwany, 4 – pełny nit samowykrawający

Fig. 8. Connections shearing curves of steel sheets for the various riveted joints: 1 – blind hermetic rivet, 2 – blind rivet, 3 – close up a rivet, 4 – solid self-piercing rivet

W przypadku połączeń z nitem samowykrawającym przy zmianie rodzaju łączonego materiału blach uzyskano różnice w sile ścinania oraz rozrywania (rys. 9.). Średnia wartość siły ścinającej dla blach z DC01 osiągnęła wartość

Rys. 9. Średnie arytmetyczne wartości maksymalnej siły niszczącej złącze z nitem samowykrawającym

Fig. 9. Medium arithmetic values of the maximum destruction force of a solid self-piercing rivet



5.26 kN, przy zmianie zaś materiału na stop EN AW-5754 – 3.42 kN. Zmiana w tym przypadku wyniosła 35%. Przy układzie dwóch warstw o grubości 2 mm i jednakowej całkowitej sile łączenia na poziomie 30 kN największą różnicę między siłą ścinającą a rozrywającą złącze odnotowano dla stali DC01 (3.73 kN). Mniejszą różnicę otrzymano dla złączy blach z materiału EN AW-5754 i DC01, bo 2.64 kN, dla stopu EN AW-5754 zaś najmniejszą, bo 2.52 kN. Dla połączeń wykonanych pozostałymi systemami z nitem zrywalnym zwykłym oraz zakuwanym większych różnic nie zaobserwowano.

4. Wnioski

Na podstawie otrzymanych wyników w postaci krzywych ścinania i rozciągania złączy można stwierdzić, że:

- dla trzech systemów połączeń, tj. z rurkowym nitem zrywającym zwykłym i szczelnym oraz zakuwanym, występuje pewna przewidywalna zależność w postaci zbliżonej wytrzymałości, lecz różnej energii zniszczenia,
- w przypadku połączeń konwencjonalnych w decydującym stopniu za ich zdolność do przenoszenia obciążeń odpowiada wytrzymałość łącznika,
- wytrzymałość połączeń z nitem samowykrawającym jest uzależniona od właściwości mechanicznych scalanych warstw, i jest najwyższa w tym przypadku dla blach z materiału DC01, a najniższa dla stopu EN AW-5754.

Montaż elementów szaf teleinformatycznych z blach z materiału DC01 oraz AW-5754 za pomocą nowego sposobu łączenia jest w praktyce możliwy. Zastosowanie tej nowej technologii pozwala uniknąć dodatkowych operacji przygotowujących i wykończeniowych, tak jak to ma miejsce dotychczas.

Praca powstała dzięki współpracy pracowników Katedry Konstrukcji Maszyn Politechniki Rzeszowskiej z pracownikami firmy AGMAR S.A z siedzibą w Mielcu. Autorzy składają podziękowania firmie AGMAR za udział w finansowaniu badań.

Literatura

1. Mucha J., O znaczeniu połączeń konstrukcyjnych słów kilka, *Stal Metale & Nowe Technologie*, 9-10 (2011), 100-101.
2. Mucha J., Klasyfikacja oraz charakterystyka połączeń nitowanych bezotworowo, *Technologia i Automatyzacja Montażu*, 58/4 (2007), 7-10.
3. Mucha J., Spišák E., Kaščák L., Niekonwencjonalna technologia łączenia elementów karoserii samochodów – łączenie nitami samowykrawającym, *The Archives of Automotive Engineering*, 3 (2011), w druku.
4. Mucha J., Łączenie przetłoczeniowe nitami samowykrawającym. Technologia połączeń nitowanych bezotworowo, *Stal Metale & Nowe Technologie*, 5-6 (2011), 104-107.
5. Neugebauer R., Todtermuschke M., Mauermann R., Riedel F., Overview on the state of development and the application potential of dieless mechanical joining processes, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 8 (2008), 51-60.
6. Neugebauer R., Jesche F., Israel M., Enlargement of the application range of solid punch riveting by two-piece dies, *International Journal of Material Forming*, Suppl 1, 3, (2010), 999-1002.
7. Katalog firmy Kerb-Konus-Vertriebs-GmbH, Amberg, Germany 2011.

LOAD OF THE SELECTED SOLUTIONS OF RIVETED JOINTS IN SHEAR AND TENSION TESTS

Summary

In this paper investigation results of the possibility to replace traditional riveted joints with a blind rivet and blind hermetic rivet with the new solution of using solid self-piercing rivet is presented. The connection for the four different joining systems was made from DC01 sheet steel and AW-5754 aluminum alloy sheet 2 mm thick. The behavior of these connections when moving the tangential and normal loads was analyzed. The effect of layers of connected material on the shear curve for different systems riveting was experimentally investigated.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

Irena NOWOTYŃSKA
Stanisław KUT
Rzeszow University of Technology

THE APPLICATION OF AUTOMATED STRAIN ANALYSIS METHOD TO DETERMINE THE STRAIN DISTRIBUTION DURING EXTRUSION

The application of numerical image analysis for determining strain distribution in layered composites in the extrusion process was presented. Commercially available an ASAME (Automated Strain Analysis and Measurement Environment) computer code was used. Based on experimental study of layered composite extruded through different dies and use of the grid distortion method, strain distribution using ASAME code was presented.

Introduction

One of the important advantages of extrusion process is that the final shape of the product can be obtained in a single operation with large change of shape and there is possibility of changing the deformation zone by changing the shape of the die. Improvement in the production of metallic composites by extrusion depends on suitable designing of such types of material and its plastic deformation. Various approximate experimental and theoretical methods are used to estimate distribution of strain and stress in plastic deformation zone. Methods based on surface formulas, deserve special attention among many experimental methods. These methods consists of formulas plotted at the surface of analyzed component. These formulas in the form of lines, circles, lines, etc. inform the movements of individual points of the sample surface allowing the analysis of deformations. Depending on the nature of the research can be divided into imaging technique using optical circuits or digital circuits. Digital image processing involves the presentation of the selected image in the form of two-dimensional matrix of numbers, represented by the specified number of bytes. The resulting image is the result of the actual process of digitizing the image. Of the optoelectronic image sensors have gained a dominant role monolithic integrated CCD (Charge Coupled Device) [1]. In terms of forming techniques using digital image processing involves the use of image analysis. This method enables digital image recording the deformed surface of

the sample during or after the process [2-5]. Among many experimental methods using image analysis during strain defining process, the most common method is grid analysis method and image analysis method using Fourier transformation. Grid method consists of two stages: first consists of defined grid nodes, second consists of calculations based on obtained measurement data. Using CCD cameras and scanners it is possible to record image during or after the test. Modeling processes of plastic processing, including extrusion process using incremental method of grid analysis permanently plotted at the surface of deformed material is based on theoretical analysis of experimental tests results and definition of kinematics and static at the plasticization area in select process stage. Research consists of measurement of deformed mesh in order to determine node displacement quantity. Coordinates measured for each strain stage enables defining components of displacement increment gradient for each node.

The paper presents the possibility of using numerical image analysis to determine the distribution of strain in layered composites extrusion process using the commercial program.

Experimental procedure

To determine mechanical behaviour of different metals under their simultaneous plastic deformation, the extrusion process with use of different types of the dies has been carried out. The experimental part of the study was carried out on a specially equipment, which allowed to apply direct extrusion process. A set of flat die and convex die (Fig. 1) leading to the extrusion ratio $\lambda = 3$ were used in forward extrusion without lubrication. The composite billets consisting of the following model materials: hard lead (PbSb3) – as a core and soft lead (99.98% Pb) – as a sleeve have been used for testing. The composite billets have been prepared in concentric layout: core with circular section – sleeve in hard core-soft sleeve with volume ratio of the core $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.31$, $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.08$. Basic parameters of performed extrusion tests are presented in Table 1.

Determination of strain distribution in layered composites during extrusion based on the grid deformation method (Fig. 2). Before extrusion each layer of the composite rods was firstly, split into two equal halves and square grids of 1.5x1.5 mm were inscribed onto the longitudinal symmetrical plane of the split half. Then two halves were fitted together and put into the container to implement the experiments of the extrusion of composite rods. In all cases, the process was stopped after 50% of the initial billet length was extruded.

In the second part of the study commercially available an ASAME (Automated Strain Analysis and Measurement Environment) program with automated measuring position equipment with CCD camera to determine strain

distribution during composite sample extrusion process has been used. Design of such device with marked shift directions of particular elements is presented in Figure 3.

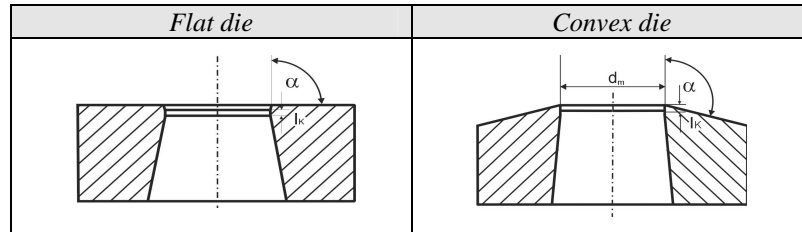


Fig. 1. The dies used in the extrusion process – the scheme of longitudinal section of the die: l_k – bearing length, α – die angle, d_m – die orifice diameter

Rys. 1. Matryce zastosowane w procesie wyciskania – przekrój wzdłużny matrycy: l_k – pasek kalibrujący, α – kąt stożka matrycy, d_m – średnica otworu matrycy

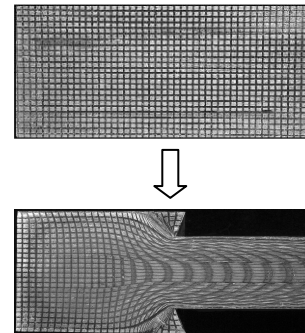
Table 1. Process parameters used in experimental work

Tabela 1. Parametry procesu zastosowane w badaniach

Parameter	Unit	Value
Temperature of extrusion	K	293
Die angle α	degree	90; 100
Billet diameter	mm	36
Billet height	mm	72
Extrusion ratio λ	-	3
Extrusion speed (ram speed)	mm/s	1

Fig. 2. Samples for experimental extrusion with use of the grid distortion method

Rys. 2. Próbkę do badań eksperymentalnych z użyciem zdeformowanej siatki



Results and discussion

Grid distortion in the cross-section of the billet during extrusion of composite material has been presented in Figure 3.

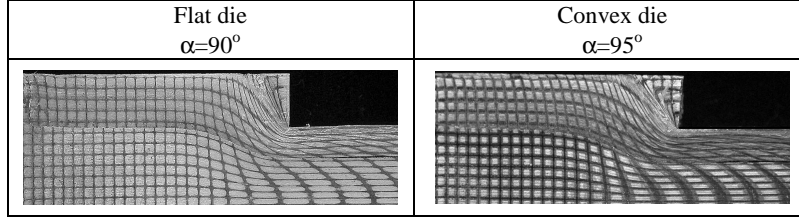


Fig. 3. Grid distortion on the longitudinal section of the billet during extrusion through flat and convex dies

Rys. 3. Deformacja siatki na przekroju wzdłużnym próbki podczas wyciskania przez matrycę płaską i wypukłą

Basing on the grid deformation, program has been used in order to determine strain distribution during composite sample extrusion process. To calculate the true thickness strain and true effective strains from the true major and true minor strains (Fig. 4), the following equations are used:

$$\varepsilon_{thickness} = -\varepsilon_{major} - \varepsilon_{min\ or} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{effective} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\varepsilon_{major}^2 + \varepsilon_{min\ or}^2 + \varepsilon_{major} \varepsilon_{min\ or}} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{min\ or} = \ln \sqrt{1 + 2E_{min}} = \frac{1}{2} \ln(1 + 2E_{min}) \quad (3)$$

$$\varepsilon_{major} = \ln \sqrt{1 + 2E_{max}} = \frac{1}{2} \ln(1 + 2E_{max}) \quad (4)$$

where: $E_{min} = E_{average} - r$,

$$E_{max} = E_{average} + r,$$

$$E_{average} = \frac{E_{11} + E_{22}}{2},$$

$$r = \frac{1}{2} \sqrt{(E_{11} - E_{22})^2 + (2E_{12})^2}.$$

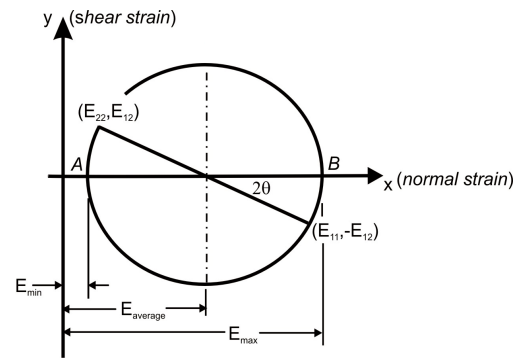
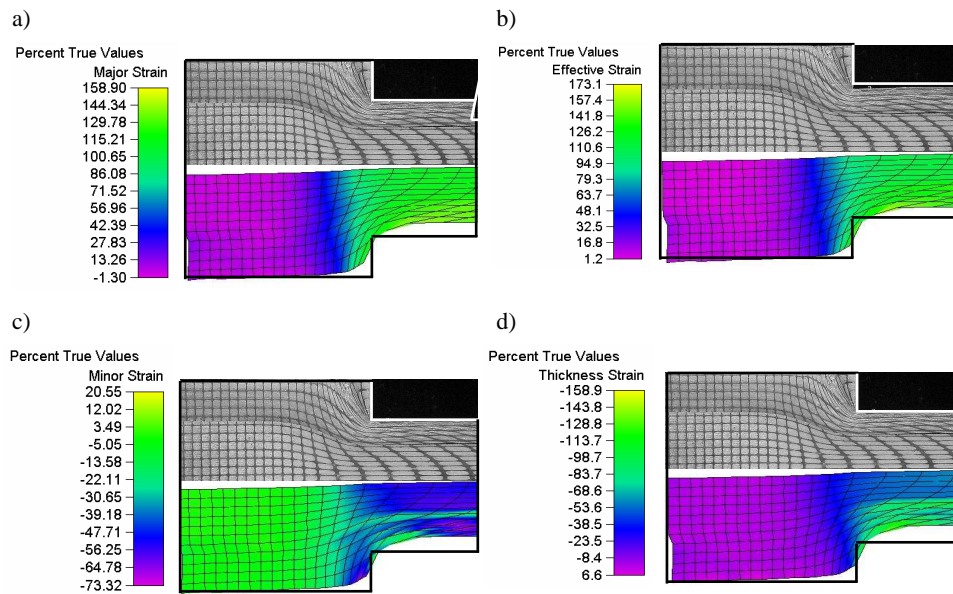


Fig. 4. Mohr's Circle

Rys. 4. Koło Mohra

FLAT DIE

Fig. 5. Strain distribution in composite sample extruded through flat die ($\alpha = 90^\circ$), $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.31$: a) major strain, b) effective strain c) minor strain, d) thickness strain

Rys. 5. Rozkład odkształceń w próbce kompozytowej wyciskanej przez matrycę płaską ($\alpha = 90^\circ$), $V_{\text{rdz.}}/V_{\text{komp.}} = 0.31$: a) największe odkształcenie główne, b) odkształcenie zastępcze, c) najmniejsze odkształcenia główne, d) odkształcenie obwodowe

Strain distribution in composite sample extruded through different dies received with using ASAME program is presented in Figures 5 and 6.

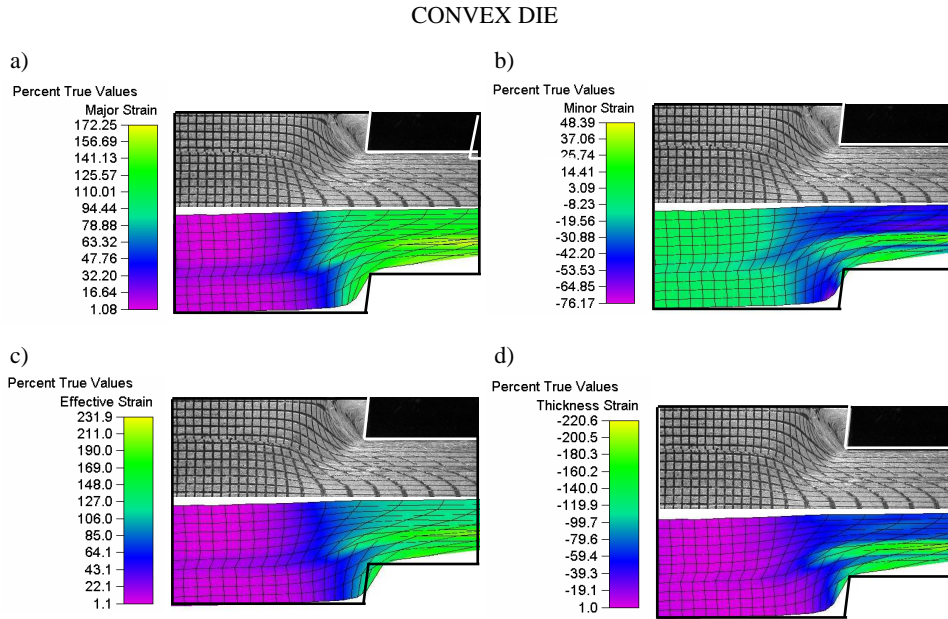


Fig. 6. Strain distribution in composite sample extruded through convex die ($\alpha = 95^\circ$), $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.31$: a) major strain, b) minor strain c) effective strain, d) thickness strain

Rys. 6. Rozkład odkształceń w próbce kompozytowej wyciskanej przez matrycę wypukłą ($\alpha = 95^\circ$), $V_{\text{rdz.}}/V_{\text{komp.}} = 0.31$: a) największe odkształcenie główne, b) odkształcenie zastępcze, c) najmniejsze odkształcenia główne, d) odkształcenie obwodowe

The results obtained show differences between the strain distribution for the composite layer in case of use of both types of matrices (Figures 5 and 6). The resulting distributions of the intensity of deformation obtained from the use of numerical image analysis, determine the degree of nonuniformity in the cross section deformation of the sample. In the case of layered composites by extrusion dies convex regions can be identified from short-changing the intensity of deformation by a certain minimum until it reaches again higher values along the radius of the billet. In the case of a flat die deformation intensity values are greater than for die convex. A limitation is the accuracy of the method of grids, which largely depends on the number of points taken in the analysis of movements.

Distributions of strain in the sample composite extruded through a flat and convex dies in the form of isolines shown in Figure 7.

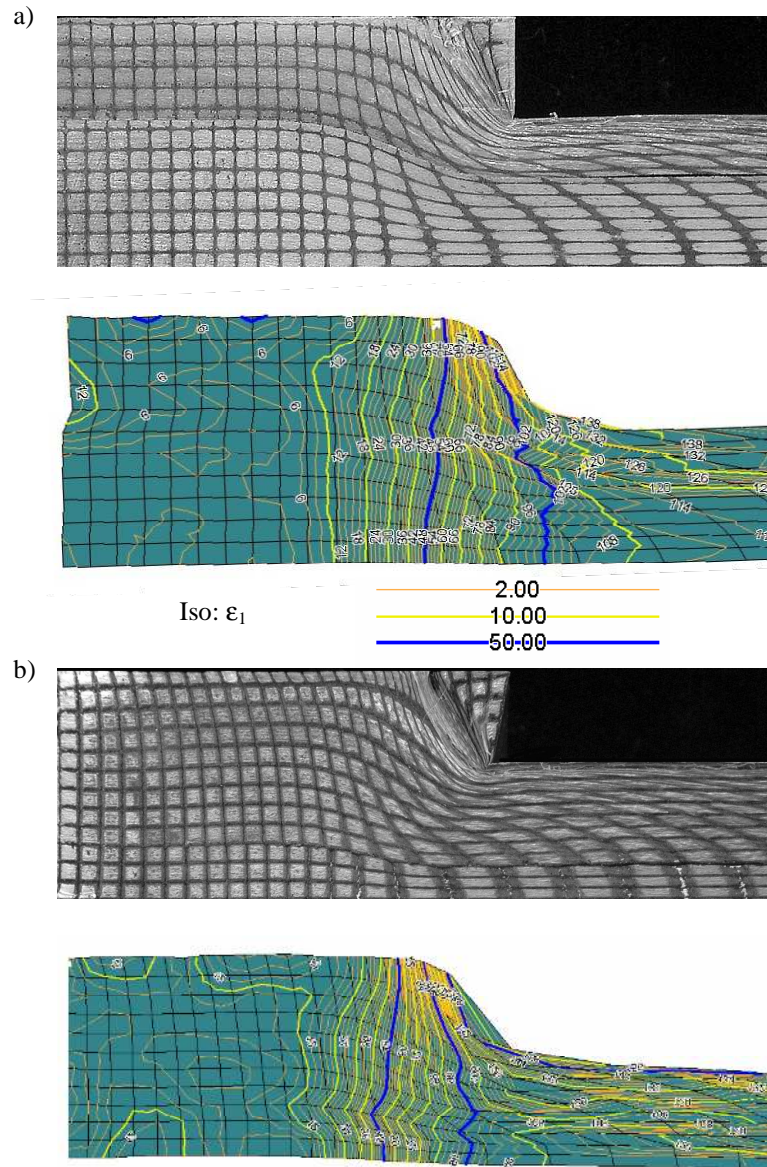


Fig. 7. Strain distribution in composite sample extruded through: a) flat die ($\alpha = 90^\circ$), $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.31$, major strain (isolines), b) convex die ($\alpha = 100^\circ$), $V_{\text{core}}/V_{\text{composite}} = 0.08$, major strain (isolines); values are given in %

Rys. 7. Rozkład odkształceń w próbce kompozytowej wyciskanej przez: a) matrycę płaską ($\alpha = 90^\circ$), $V_{\text{rdz.}}/V_{\text{komp.}} = 0,31$, na kierunku osiowym (izolinie), b) matrycę wypukłą ($\alpha = 100^\circ$), $V_{\text{rdz.}}/V_{\text{komp.}} = 0,08$ na kierunku osiowym ϵ_1 (izolinie); wartości podano w %

The observation of images obtained shows that the results obtained in certain areas are not precise. This is especially visible in the area of contact with the sample die. The program recognized the error grid, neglecting a significant part of the details. The calculations based on the displacement field may be subject to errors. ASAME code converts the movement as a homogeneous whole, without differentiation on the material properties, causing the results become less certain. In addition, the grid requires retouching to remove errors that may interfere with correct results in the numerical analysis.

Conclusions

The program used in the research enables to determine the distribution of deformation in layered composites during extrusion. Strain distributions determined during a numerical image analysis showed their differentiation depending on the die chosen. Nevertheless, the results indicate some limitations in the use of this program. In the case of a distorted grid in the area of the opening die interference it is impossible to improve the course of numerical analysis.

References

- [1] Barbe D.F. (ed.), Charge coupled devices, Topics in Applied Physics, Springer-Verlag, Berlin 1980.
- [2] Kocańda A., Świłło S., Modelowanie fizyczne z zastosowaniem numerycznej obróbki obrazu, *Przegląd Mechaniczny*, 57/23-24 (1998), 9-14.
- [3] Orłóś Z. (red.), Doświadczalna analiza odkształceń i naprężeń, PWN, Warszawa 1972.
- [4] Świłło S., Automatyzacja pomiarów odkształceń plastycznych z zastosowaniem numerycznej analizy obrazu, praca doktorska, Politechnika Warszawska, Warszawa 1999.
- [5] Świłło S., Kocańda A., Techniki numerycznej analizy obrazu w metodach doświadczalnych pomiaru odkształceń i badaniu kształtu, *Przegląd Mechaniczny*, 59/3 (2000), 19-25.

ZASTOSOWANIE AUTOMATYCZNEJ ANALIZY OBRAZU DO OKREŚLENIA ROZKŁADU ODKSZTAŁCENIA PODCZAS WYCISKANIA

Streszczenie

W artykule zaprezentowano możliwość zastosowania numerycznej analizy obrazu do określenia rozkładu odkształcenia w kompozytach warstwowych w procesie wyciskania. Zastosowano komercyjny program ASAME (Automated Strain Analysis and Measurement Environment).

Opierając się na wynikach badań eksperymentalnych z procesu wyciskania kompozytów warstwowych z wykorzystaniem różnych matryc oraz z metody zniekształconej siatki, przedstawiono rozkład odkształcenia z użyciem programu ASAME.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

Feliks STACHOWICZ

Rzeszow University of Technology

PLASTIC FLOW PARAMETERS OF BRASS SHEETS UNDER UNIAXIAL AND BIAXIAL TENSILE TESTING

The value of the strain hardening exponent (n) and plastic anisotropy ratio (r) of two kinds of brass sheets were determined in uniaxial tensile and equibiaxial stretching tests. It was established that especially the value of n -parameter of brass sheets strongly depends on the specimen deformation and stress/strain state. The effect of instantaneous (differential) n_t -value and r_t -value on the forming limit curve was obtained.

Introduction

Formability of sheet metal is dependent on the mechanical properties of the metal. Some materials form better than others. Moreover, a material that has the best formability for one stamping may behave very poorly in a stamping of another configuration. For these reasons, extensive test programs are often carried out in an attempt to correlate material formability with value of some mechanical properties. The formability of sheet metal has frequently been expressed by the value of:

- strain hardening exponent n ,
- and plastic anisotropy ratio r .

The stress-strain and hardening behaviour of a material is very important in determining its resistance to plastic instability. In sheet forming operation biaxial as well as uniaxial stress state exist. Thus, one must know and understand material hardening behaviour as a function of stress state [1÷4]. Additionally the value of the n and r parameters depend on the grain size of the material [5] and changes as plastic deformation accumulates.

Since experimental determination of the forming limit diagram of a sheet metal is very time- and material-consuming, the knowledge of the above mentioned relations could be very useful in the theoretical calculations of the limit strains of a sheet under different strain state. We might to expect that calculations of the forming limit diagram using instantaneous (elongation dependent, differential) value of the normal anisotropy ratio r_t and strain hardening exponent n_t enable to achieve better correlation between calculated and experimental results.

Experimental studies of formability of various materials have, however, revealed basic differences in behavior, such as the “brass-type” and the “steel-type” [6], exhibiting respectively, zero and positive dependencies on forming limit upon the strain ratio. Such results cannot be reconciled without proper attention to the details of strain hardening behaviors of these materials, particularly as functions of strain and strain ratio.

Modern universal testing machines with appropriate measuring systems for length-width variations allow the usual characteristic values to be ascertained together with r and n values, both rationally and with a high accuracy.

Material and mechanical testing

The tests were carried out on the 1.0 mm thick 80-20 and 0.5 mm thick 63-37 brass sheets in annealed state. The tensile specimens of 50 mm gauge length and 12.5 mm width, were prepared from strips cut at 0, 45 and 90° according to the rolling direction of the sheet. The experiments were carried out using a special device which recorded simultaneously the tensile load, the current length and width of specimen, using a microcomputer.

In order to determine the flow properties of a material in biaxial stretching, the bulge test was carried out, using hydraulic bulge apparatus with a circular die aperture of 100 mm diameter. The bulging pressure and the curvature of the pole were measured and recorded continuously up to specimen failure.

Plastic anisotropy ratio

Normal anisotropy value represents the ratio of the natural width deformation in relation to the thickness deformation of a strip specimen elongated by uniaxial tensile stress:

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (1)$$

The r -value at a given elongation, usually 15 pct (effective strain $\varepsilon = 0.14$) has been used for many years as a quality control indicator of drawability. More recently, there has been interest in the effect of strain on the plastic ratio, while acknowledging that the changes in the crystallographic texture occurred with increasing strain. For plasticity studies, the basic definition of r -value has been replaced with the instantaneous r_t -value, which is defined as:

$$r_t = \frac{d\varepsilon_w}{d\varepsilon_t} \quad (2)$$

According to some experimental results [1, 5] no systematic increase or decrease of r_t -value with strain was observed, in contrast to previous reports in

the literature. The test results for different materials and for different specimen orientation (Fig. 1) have shown that in the case of the 80-20 and 63-37 brass sheets no clear correlation between plastic anisotropy ratio and specimen elongation exists. And because of that the r-value of brass sheet was determined using [7] method (Fig. 2), and it could be treated as a reasonable representation of anisotropic behaviour over a wide range of elongation.

Strain hardening exponent

For many years strain hardening laws such as those from Ludwig, Hollomon, Voce, Swift and Krupkowski has been used to describe the plastic behaviour of polycrystalline metals and alloys. The Hollomon law in the form of:

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (3)$$

has been used most frequently. The parameters involved in this laws, particularly n-value has been, and continue to be, correlated to changes in the microstructure of a material and in some way represents processes which occur during deformation. They have also been used extensively to characterize the formability of sheet material.

The value of strain hardening exponent n is usually determined from the double logarithmic plot of the true stress and true strain by linear regression. When copper and brass sheets are concerned the logarithmic strain-stress relation is not a straight line – and that was observed in the case of 80-20 brass sheet under both the uniaxial (Fig. 3) and biaxial straining. The n-value is strain dependent what resulted from the changes in the crystallographic texture [7-9]. Because of this the mean n-value (which describe the strain hardening of the whole strain range) and differential n_t -value were determined on the base of results of uniaxial and biaxial testing.

Equation (3) assumes constant n-value and the average n-value is measured at a given strain range or can be determine for the whole range of straining from double logarithmic stress-strain data by a least squares approach. To examine the true strain hardening behaviors the instantaneous n_t -value should be determined. Taking the derivative from equation (3) yields:

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = Kn\varepsilon^{n-1} = \frac{\sigma}{\varepsilon} n \quad (4)$$

which results in

$$n_t = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \frac{\varepsilon}{\sigma} \quad (5)$$

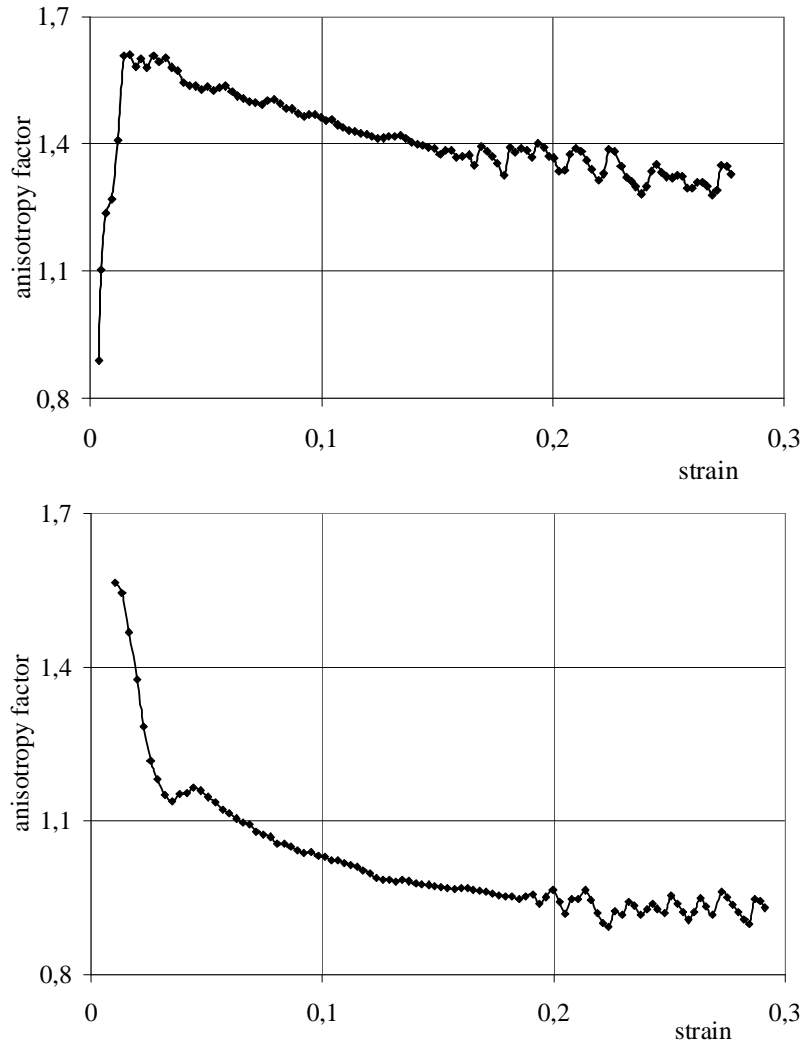


Fig. 1. Variation of r_t -value with strain for the 63-37 brass sheet specimens cut at 0° (upper) and 45° (lower) according to rolling direction

Rys. 1. Zmiany wartości wskaźnika r_t ze wzrostem odkształcenia blach ze stopu M63 dla próbek wyciętych pod kątem 0° (górny) oraz 45° (dolny) do kierunku walcowania

Variation of the n_t -value is strain and strain state dependent (Fig. 3). In the case of uniaxial testing of the 80-20 brass sheet the n_t -value reaches its maximum at $\varepsilon = 0.15$, while in the case of biaxial stretching at $\varepsilon = 0.10$. These points could be treated as the beginning of quasistatistical range of deformation process. The strain value of $\varepsilon = 0.36$ and $\varepsilon = 0.26$, for uniaxial and biaxial testing respectively, are the limit strains.

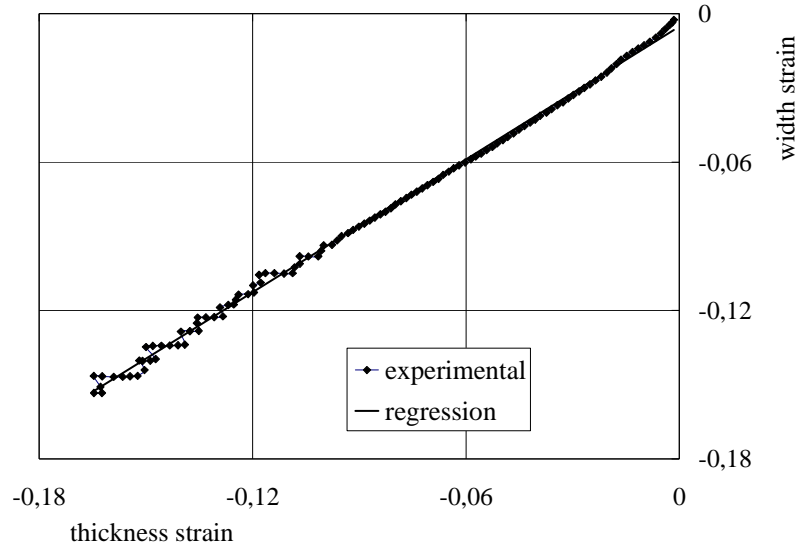


Fig. 2. Plastic anisotropy ratio of the 63-37 brass sheets determined by Welch et al. method

Rys. 2. Wartość współczynnika anizotropii blachy z mosiądzu M63 wyznaczona sposobem Welcha i in.

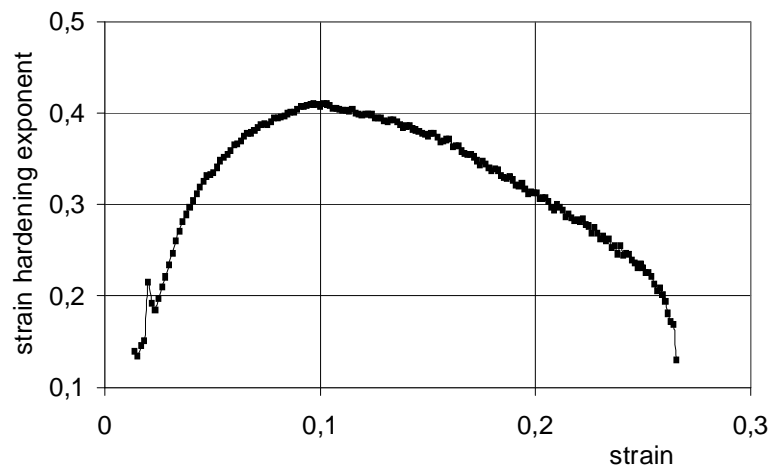


Fig. 3. Variation of n_t -value with strain for the 80-20 brass sheet, under uniaxial testing (cont. on p. 58)

Rys. 3. Zmiany wartości wskaźnika n_t wraz ze wzrostem odkształcenia blach z mosiądzu M80 w próbie jednoosiowego rozciągania (cd. na str. 58)

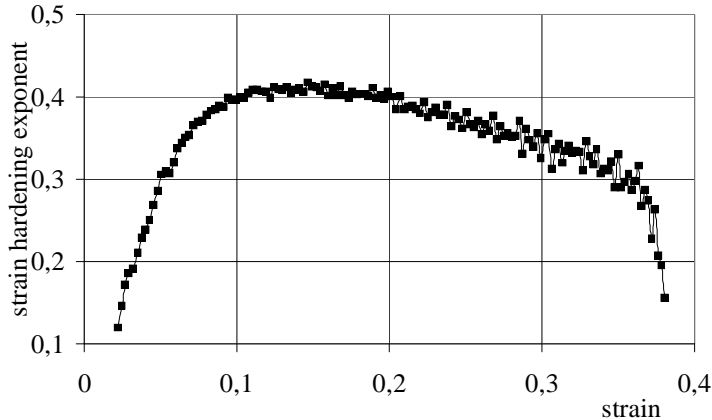


Fig. 3 (cont.). Variation of n_t -value with strain for the 80-20 brass sheet, under equibiaxial testing

Rys. 3 (cd.). Zmiany wartości wskaźnika n_t wraz ze wzrostem odkształcenia blach z mosiądzu M80 w próbie dwuosiowego równomiernego rozciągania

Forming limit diagram calculation

The forming limit diagram (FLD) is today a generally accepted measure of sheet metal formability. It is extensively used in both scientific research and industrial practice. The FLD defines the extent to which a sheet can be strained before a sharp neck and final failure occur. The diagram presents the forming limit for a range of deformation modes ranging from deep drawing (negative minor strains, uniaxial tension) to stretch forming (positive minor strains, biaxial tension). The FLDs of the brass sheets were calculated basing on the M-K theory [10] – a sheet element was divided into two parts, region A with no material defects and region B, softened due to a presence of surface dimples and internal defects. The solution to the M-K problem was achieved in straight-forward incremental numerical procedure of calculations. In our calculations of the FLD we have used no fitting parameters to describe the inhomogeneity of a material, but we have based on experimentally obtained relations [11] which describe the material softening and strain localization processes.

When the influence of plastic anisotropy ratio on the FLD brass sheets is concerned, the following calculations were performed:

- calculations of the FLD using the value of mean normal anisotropy ratio r ,
- calculations of the FLD using two different type of differential r_t -value and elongation relation – the increasing and decreasing function.

The FLD calculations using differential r_t -value as a two types of function of elongation (Fig. 4) has shown that in the $\epsilon_2 > 0$ region increasing function of r_t -value resulted in decreasing of limit strains while when using the decreasing

function the limit strains increase. This effect was the most visible for the equibiaxial stretching.

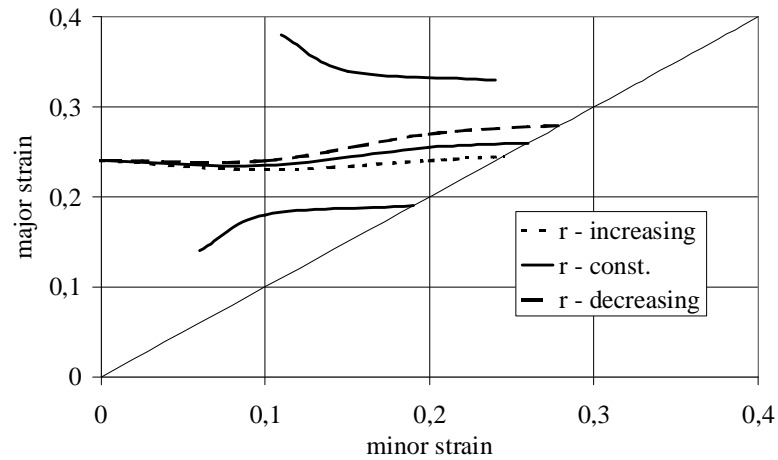


Fig. 4. Effect of differential anisotropy ratio changes (increasing and decreasing function of elongation) on the forming limit curve position

Rys. 4. Wpływ zmian chwilowych wartości współczynnika anizotropii (rosnąca oraz malejąca zależność od odkształcenia) na przebieg krzywych odkształcalności granicznej

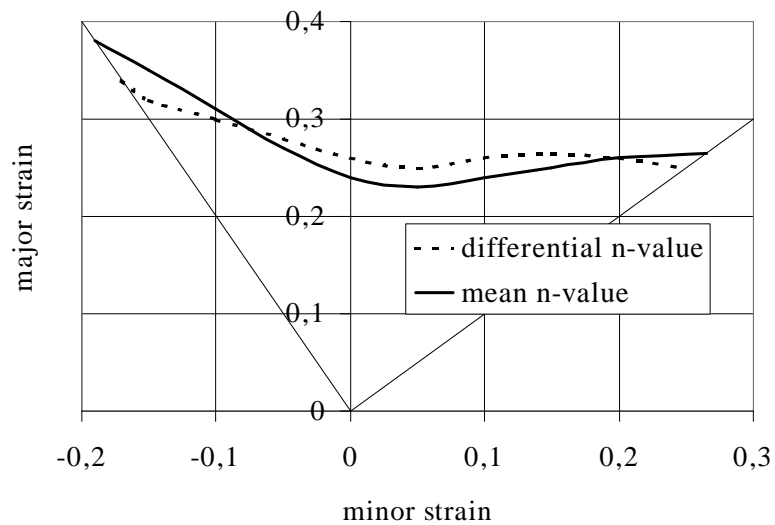


Fig. 5. FLCs calculated using mean n and differential n_t value of strain hardening exponent

Rys. 5. Krzywe odkształcalności granicznej obliczone przy założeniu średniej oraz chwilowych wartości wykładnika krzywej umocnienia odkształceniowego

As it was mentioned above the second important parameter affected the FLD is the strain hardening exponent. The knowledge of the differences in the hardening process during deformation seemed to be very useful in FLD calculations. Theoretically determined FLD presented in Fig. 5 demonstrate that forming limit curves calculated using both mean n -value and differential n_t -value are different in the shape. The FLC calculated using differential strain hardening exponent as a function of effective strain (Fig. 3) is more flat than that of the FLC calculated using mean n -value – however the position of these two FLC is very close.

Conclusion

The two most important material parameters – plastic anisotropy ratio (r) and especially strain hardening exponent (n) of brass sheets strongly depend on the strain state. Both the n and r parameters are strain dependent, so in some cases differential n_t and r_t value more precisely represent a material properties. These remarks should be taken into account in predicting sheet metal formability (forming limit diagram).

References

- [1] Doucet A.B., Wagoner R.H., Transient tensile behavior of Interstitial-Free steel and 70/30 brass following plane-strain deformation, *Metall. Trans.*, 20A (1989), 1483-1493.
- [2] Mahmudi R., Stress-state dependence of work-hardening behavior in aluminium alloy sheet, *J. Mat. Proc. Technol.*, 72 (1997), 302-307.
- [3] Vial C., 1988 Yield locus of 70-30 brass sheets, *Int. J. Mech. Sci.*, 30 (1997), 137-145.
- [4] Shi M.F., Strain hardening and forming limits of automotive steels, *SAE Trans.*, 104 (1995), 571-577.
- [5] Stachowicz F., On the mechanical and geometric inhomogeneity and formability of aluminium and aluminium alloy sheets, *Arch. Metall.*, 41 (1996), 61-75.
- [6] Ghosh A.K., Plastic flow properties in relation to localized necking in sheets, [In:] D.P. Koistinen, N-M. Wang (ed.), *Mechanics of sheet metal forming*, Plenum Press, New York 1978, pp. 287-312.
- [7] Welch P.I., Ratke L., Bunge H-J., Consideration of anisotropy parameters in polycrystalline metals, *Z. Metallkunde*, 74 (1983), 233-237.
- [8] Hill R., Hutchinson J.W., Differential hardening in sheet metal under biaxial loading: A theoretical framework, *J. Appl. Mech.*, 59 (1992), S1-S9.
- [9] Gracio J.J., Fernandez J.V., Schmitt J.H., Effect of grain size on substructural evolution and plastic behavior of copper, *Mat. Sci. Eng.*, A118 (1989), 97-105.
- [10] Marciniak Z., Kuczyński K., Limit strain in the process of stretch forming of sheet metals, *Int. J. Mech. Sci.*, 9 (1967), 609-624.
- [11] Stachowicz F., Effect of material inhomogeneity on forming limits of 85-15 brass sheets, *Arch. Metall.*, 36 (1991), 223-242.

WŁAŚCIWOŚCI PLASTYCZNE BLACH MOSIĘŻNYCH W PRÓBIE JEDNO- ORAZ DWUOSIOWEGO ROZCIĄGANIA

Streszczenie

Wartości wykładnika krzywej umocnienia odkształceniowego (n) oraz współczynnika anizotropii plastycznej (r) dwóch rodzajów blach mosiężnych zostały wyznaczone w próbach jedno- oraz dwuosiowego równomiernego rozciągania. Stwierdzono, że szczególnie wartość parametru n silnie zależy od wydłużenia próbki oraz od realizowanego stanu naprężenia/odkształcenia. Określono wpływ chwilowych (zależnych od stopnia odkształcenia) wartości wskaźników n_t oraz r_t na przebieg krzywych odkształcalności granicznej.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

Tomasz TRZEPIECIŃSKI
Rzeszow University of Technology

GENETIC ALGORITHMS AS AN OPTIMIZATION TOOL OF NEURAL NETWORKS MODELLING FRICTION PHENOMENON

This paper deals with the method of determination of the friction coefficient value by using multilayer artificial neural networks on the basis of experimental data obtained from the strip drawing test. Using genetic algorithm the optimization of number of input variables of artificial neural networks has been done. As an input parameters for training artificial neural networks following parameters has been used: surface parameters of the sheet and working rolls, mechanical parameters of the sheets and clamping force of rolls. The influence of unit penalty value of genetic algorithm on prognosis quality of neural networks has been presented.

Introduction

One of the main factors influencing on frictional resistance is surface topography of deformed sheet. Friction between the sheet and tools is one of the important factors affecting the quality of drawpiece, so that the clarification of the friction is essential for modeling and analysis of sheet metal forming processes. The workpiece surface topography and asperity contact is an important factor controlling the mechanisms of lubrication in metal forming process. Measuring the frictional properties of a material always requires replicating the conditions under which the friction occurs, including the material sliding against test material, the geometry of contact, the conditions of the surfaces, and the speed of relative motion of the sliding bodies. In the deep drawing process a few regions exist, i.e. the wall, bottom and flange of the cup, with different stress state, strain state, sliding speed and friction conditions. In this regard a series of tribological tests modeled friction conditions in different parts of drawpiece were elaborated. In strip drawing test [1] coefficient of friction is determined based on measurement of other factors e.g. friction force and normal force.

The friction tests were carried out for wide range of contact pressures between sheet-tool interface. Considering significant amount of factors influencing frictional resistance during sheet metal forming analytical determination of relationships utilized for calculation of friction coefficient is practically

impossible. For that purpose a multilayer artificial neural networks (ANN) were utilized. An important factor of correct operations of ANN is suitable selection of input variables, often is used methods of experiment optimization in order to reduce number of experiments [2]. The optimization of experimental data set used in researches for ANN training was carried out by using genetic algorithm. The utilization of the ANN enables the behaviour of complicated system to be modeled and predicted based on known experimental data. The ANN can solve complex nonlinear problems, with the ability of using current and historical data [3]. The purpose of the present study is to examine further ability of neural networks to predict accurately the friction coefficient value.

Experimental procedure

Friction tests were carried by strip drawing method placed between two fixed cylindrical rolls with equal radii (Fig. 1). The test was carried out in such a way that a strip of the sheet was clamped with specified force between two cylindrical rolls of equal radii 20 mm. The both clamping F_c and pulling F_p force values were constantly recorded using electric resistance strain gauge technique, 8-channel universal amplifier of HBM's QuantumX data acquisition system and computer PC. The specimens for the friction tests were made of two brass sheet metal M63 with hardening state of r, z4 and z6 as well as M90 with hardening state of z4. Samples were prepared as a strip of 20 mm width and about 200 mm length, cut along transverse directions of the sheet. The rolls were made of cold working tool steel hardened to 58 HRC. The tests were performed under the following conditions: Ra parameter of surface roughness of rolls: 0.32; 0.63; 1.25 and 2.5 μm measured along generating line of rolls, clamping force: 0.4; 0.8; 1.2; 1.6 as well as 2 kN. The sliding velocity was 0.002 m/s, which is relatively high compared with the industrial values.

During the recording of the pulling and clamping forces the sheet was drawn for a distance of about 10 mm. Next the clamping force value was increased simultaneously during tests. To realize dry conditions both rolls and sheet specimens were degreased using acetone. The mean value of the friction coefficient is determined according to (1) for the stabilized range of values of F_p and F_c .

$$\mu = \frac{F_p}{2 \cdot F_c} \quad (1)$$

where: F_p – pulling force,
 F_c – clamping force.

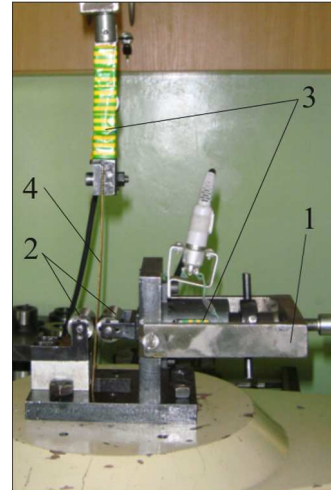


Fig. 1. View of measuring position: 1 – frame, 2 – working rolls, 3 – extensometers, 4 – specimen

Rys. 1. Widok stanowiska pomiarowego: 1 – korpus, 2 – rolki robocze, 3 – tensometry, 4 – próbka

To determine the mechanical properties tensile test in universal testing machine was carried out. Surface roughness 3D parameters were measured by using Taylor Hobson Subtronic 3+ instrument. Table 1 presents the mechanical properties and selected spatial roughness parameters of the sheets. Friction tests were realized for all combinations of grade of brass, roughness of rolls and clamping forces. In this way eighty different data set for training of ANN were obtained.

Table 1. Selected mechanical properties and surface roughness parameters of the sheets

Tabela 1. Wybrane właściwości mechaniczne oraz parametry chropowatości blach

Parameter	Material			
	M63 r	M63 z4	M63 z6	M90 z4
C, MPa	581	570.3	615	400
n	0.365	0.143	0.043	0.040
Sa, μm	0.162	0.151	0.108	0.33
Sq, μm	0.205	0.196	0.137	0.279
Ssk	0.262	0.0371	0.191	0.202
Sz, μm	1.78	2.24	1.34	2.14
Str, mm	0.287	0.153	0.109	0.175
SHTp, μm	0.337	0.309	0.223	0.31
Smmr, mm^3/mm^2	0.00105	0.00103	0.000623	0.000988
Sdq, $\mu\text{m}/\mu\text{m}$	0.0201	0.0183	0.0136	0.0184
Sbi	0.316	0.107	0.172	0.147
Sal, mm	0.074	0.149	0.088	0.123

Artificial neural networks

Neural networks are used particularly to answer the purpose when dependence between inputs and outputs is very complicated. ANN consist of connected together elements named neurons which processing supplied in input information data. In general working of neural networks base on parallel processing idea. Each input signal x_i , where $i = 1, \dots, n$ is loading to neuron by weighted connections w_i . Every neuron has a threshold value specified its activation level. In k th neuron sum of input signal values x_n multiplication by weight factors is calculated. Next this value is increased by external signal value which is refered as a bias term Θ_k . Calculated in this way e value is neuron activation value which is converted by established activation function $f_k(e)$ of k th neuron. Value determined by activation function is output neuron value and specify nonlinear relationship between resultant input signal and output signal y neuron.

A single layer neural networks are characterized by the most simple structure however most often are utilized multilayer networks named multilayer perceptrons. A multilayer perceptron with a suitable number of hidden layers and neurons is theoretically sufficient to approximate any nonlinear function [4].

To determine weighted sum and threshold activation value of separated neurons necessary is preparation training data set consist of input signal values and corresponded values of output signals. As input signals the following input variables set was assigned:

- strength coefficient C [MPa] and strain hardening index n ,
- roughness average parameter R_a of rolls surface [μm],
- surface roughness 3D parameters of the sheets, amplitude: S_a [μm], S_q [μm], S_p [μm], S_v [μm], S_t [μm], S_{sk} , S_{ku} , S_z [μm], superficial and volumetric: S_{HTp} [μm], S_{mmr} [mm^3/mm^2], S_{mvr} [mm^3/mm^2], spatial: S_{ds} [number of vertex/ mm^2], S_{tr} , S_{al} [mm], S_{td} [$^\circ$], S_{fd} , hybrid: S_{dq} [$\mu\text{m}/\mu\text{m}$], S_{sc} [$1/\mu\text{m}$], S_{dr} [%], and functional: S_{bi} , S_{ci} , S_{vi} ,
- clamping force of rolls F_C .

One of the main task necessary to build optimal model of neural network is sufficient selection of input variables which essentially influenced on the output variable value. Too large number of variables may cause information noise whereas do not taking into account even though one variable which essentially influencing output variable may lead to get wrong results. Adding in the input network the next neuron causes excessive expansion of its architecture. Simultaneously, the value of training data is increased. In turn, omission of essential variables in input can cause decreasing quality of the network. There are not universal criteria for selecting an architecture of ANN [5]. Selection of variables essentially influencing the friction coefficient value is difficult because of complex interactions of many factors particularly surface parameters which are additionally correlated each other. Application of genetic algorithms allows

to select input variables without necessity to have knowledge about physical interdependences between individual input variables and output variable.

Genetic algorithms

Genetics algorithm (GA) are based on natural selection mechanisms as well as heredity and operated on population of individuals which are potential solution of the problem. Analogous to natural conditions individuals are subjected to reproduction. Mechanisms of natural selection depend on survive of individuals the most adapted in specified environment. The genetic encoding of a real or artificial organism is contained within their chromosomes. Each chromosome consists of a large number of genes, each uniquely located on the chromosome. Each gene in turn is composed of several alleles. The GA encoded alleles as either zero or one, represented by a single computer bit. A suitable representation of potential results should be resistant to applied genetic operators in order to after evolution can be decoded in order to find solution for input data structure. Set of many chromosomes is called population which is subjected to undergo continuous changes and depends on moment t :

$$P(t) = \{v_1(t), v_2(t), \dots, v_n(t)\} \quad (2)$$

where: n – number of chromosomes,
 v – single chromosome.

Chromosomes consist of genes deciding on hereditary one or more features. Evolution of chromosome population run by reproduction which is composed of crossover, mutation and inversion. Mechanisms of crossover and mutation of genetic information from parents lead to situation in which next generations are average better adapted to environment conditions [6]. In the crossover process genes of chromosomes of parents are joined in one or a few offspring chromosomes. Mutation lead to modification of chain by change one gene or its sequence whereas inversion reverse fragment of chromosome. The task of reproduction is to ensure of output of optimization procedure from local maxima of fitting function by variability of chromosomes. The objective of the GA is finding such solution for which the value of fitting function reaches maximum.

Algorithm worked on the initial population which equals 200 individuals with crossover coefficient $p_k = 0.5$, mutation coefficient $p_m = 0.1$ and with different values of coefficient of unit penalty (Table 2). The unit penalty coefficient is multiplied by a number of chosen in each mask of input variables, and next is added to the value of validation error. For optimization of number of input variables classical Holland's genetic algorithm was used. The evaluation of the population was carried out with the help of mechanism which for each solution sets in order the selection probability to new population with help of roulette selection and to new population is also loaded the best individual so far

found. The task of genetic algorithm was to check the quality of network that realize the generalized regression for given set of input variables resulting from reproduction mechanism of initial population. The collection of the best sets of input data is the result of genetic algorithm rules (Table 2). Results of these analyses were compared with results of network model based on input variables determined by Intelligent Problem Solver (IPS) built-in Statistica Neural Networks.

Increasing value of unit penalty causes the reduction of number of input variables (Fig. 2). With a large number of input variables determined by a small value of unit penalty appears a high value of a genetic algorithm error, which next starts to decrease reaching local minimum for unit penalty value equals 0.001. Further increasing of a unit penalty value causes the increase of an error value. The high error value with a great number of variables can be explained by noise of variables which can be in certain range of value correlated with each other. Then a high value of unit penalty causes that from the quality of algorithm more important occurs the variables numbers [7]. Local increase of the error value corresponding with the value of unit penalty equals 0.0005 can be explained by the fact of appearing a variable that after removing of two variables becomes dominating correlated with other variables. For further analysis the set of 12 input variables characterized by the smallest error value was chosen.

The process of the construction of network on the base of information contained in a chromosome and following it learning of a received model must be done each time by determining of chromosome quality.

Table 2. Influence of unit penalty value on the choice of input variables by genetic algorithm

Tabela 2. Wpływ wartości kary jednostkowej na wybór zmiennych wejściowych przez algorytm genetyczny

	Variable																						Error							
	Unit penalty		C	n	Ra	Sa	Sq	Sp	Sv	St	Ssk	Sku	Sz	SHTp	Smvr	Sds	Str	Sal	Std	Sfd	Sdq	Ssc		Sdr	Sbi	Sci	Svi	Fc		
Genetic algorithm	0.0001		+	+	+	+		+	+	+	+		+	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0.01343
	0.0002		+	+	+	+		+	+	+	+		+	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0.01244
	0.0005		+	+	+	+		+	+	+	+		+	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0.01287
	0.001		+	+	+	+		+	+	+	+		+	+	+	+	+		+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0.01232
	0.002		+		+	+		+								+				+			+	+					+	0.01326
	0.004				+	+														+									+	0.01398
IPS			+	+	+	+		+		+	+		+		+				+	+	+	+	+					+	0.01355	

While the operation of the algorithm of genetic optimization the number of evaluated neuron networks is the multiplication of chromosome numbers in the population and number of considered generation.

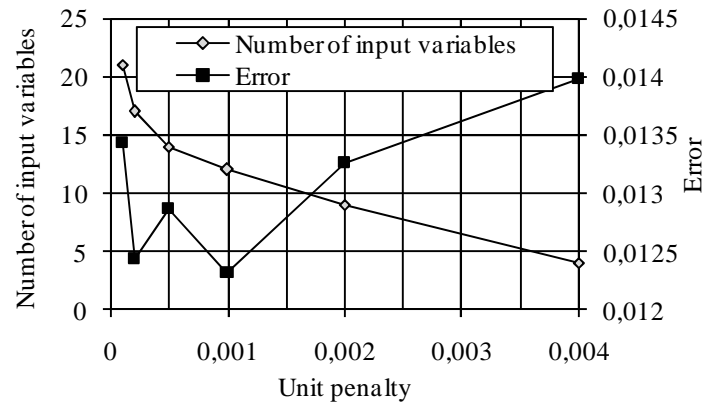


Fig. 2. Influence of unit penalty value on quality of genetic algorithm

Rys. 2. Wpływ wartości kary jednostkowej na jakość algorytmu genetycznego

For early determined by the genetic algorithm set of input variables a series of analyses of different ANN architecture in *Statistica Neural Networks* were investigated. An objective of analysis was to find the network architecture ensured the smallest value of standard deviation ratio in connection with high value of Pearson's correlation coefficient R [8]. On the basis of loading data *Intelligent Problem Solver* determines set of "the best" neural network architecture. In *Statistica* there is not particular information about mathematical nature of input variable selection by using IPS.

Among all experimental set consisted of input data and corresponded with output signal were separated 20% of data which were assigned to testing set (Ts). Data vectors from a testing set did not participate in training process and served to ANN prognostic evaluation purpose. From the remaining set of experimental data belonging to training set (Tr) was separated 10% of data which were assigned to validation set (V). Data from this group were used for independent check of back propagation (BP) training algorithm. The learning rate was equal to 0.1 [9]. To overlearning prevent the learning process braked off when value of verification round mean square error for validation set was stopped dropping [7].

Table 3 shows the regression statistics of „the best” neural networks for input variables determined by genetic algorithm (MLP 12:12-12-1:1, MLP 12:12-14-1:1), Intelligent Problem Solver (MLP 15:15-10-1:1) and using entire variable set do not put to preprocessing process (MLP 25:25-12-1:1). The model with the lowest values of standard deviation ratio in connection with highest value of Pearson-R correlation is network MLP 12:12-14-1:1 which regression statistics are slight better in comparison with network MLP 12:12-12-1:1 and considerably better from MLP 15:15-10-1:1 taking into account all analysed input variables.

Table 3. Regression statistics of MLP neural networks

Tabela 3. Statystyki regresyjne wielowarstwowych sieci neuronowych

Set	MLP 12:12-12-1:1			MLP 12:12-14-1:1			MLP 15:15-10-1:1			MLP 25:25-12-1:1		
	Tr	V	Ts	Tr	V	Ts	Tr	V	Ts	Tr	V	Ts
Error S. D.	0.005	0.005	0.008	0.006	0.007	0.011	0.005	0.010	0.009	0.008	0.900	0.013
Abs error mean	0.0009	0.002	0.0001	0.001	0.008	0.0009	0.003	0.004	0.002	0.009	0.012	0.005
RMS error	0.005	0.006	0.009	0.004	0.005	0.010	0.007	0.009	0.012	0.008	0.013	0.011
S. D. ratio	0.149	0.253	0.250	0.153	0.248	0.170	0.196	0.298	0.171	0.275	0.351	0.285
Correlation R	0.989	0.968	0.973	0.997	0.976	0.996	0.980	0.992	0.993	0.923	0.918	0.937

One of the methods to determine the importance of influence of particular input variables on the value of explained variable is sensitivity analysis (Table 4) which also can be used for choosing input variables. The criterion of sensitivity is the value of the network error after removing this variable. Bigger importance of the variable determines bigger value of the network error. Taking into account the training set clamping force F_C , roughness average parameter R_a of rolls surface and maximum peak height S_p have the biggest influence on the coefficient of friction value.

Table 4. Sensitivity analysis for MLP 12:12-14-1:1

Tabela 4. Analiza wrażliwości sieci MLP 12:12-14-1:1

Variable	Training set		Validation set	
	error	ratio	error	ratio
C	0.0161	1.720	0.0156	1.940
n	0.0184	1.996	0.0180	2.243
R_a	0.0275	2.911	0.0234	2.910
S_a	0.0116	1.227	0.0149	1.851
S_p	0.0252	2.710	0.0305	3.793
St	0.0168	1.784	0.0129	1.612
S _{mv}	0.0152	1.665	0.0124	1.545
Std	0.0241	2.585	0.0201	2.498
S _{fd}	0.0114	1.225	0.0159	1.986
S _{sc}	0.0172	1.880	0.0176	2.197
S _{dr}	0.0151	1.724	0.0120	1.498
F_C	0.0340	3.616	0.0360	4.477

Analyzing the networks with genetic selection of input variables it can be noticed that increase of neurons number in the hidden layer causes the increase of error value on the output of network for each data set.

Less number of neurons in the hidden layer should influence of larger network ability to eliminate the noises coming from input data greater ability of

generalization. Ability of generalization is the quality of generalization of acquired knowledge in the learning process to cases from behind the learning set.

Results of this research shows excellent agreement between experimental data and outcomes of neuron models for all range of input variable used for the training. (Fig. 3). This will allow to reduce or eliminate expensive and time-consuming carrying out of experimental tests in order to determine friction coefficient value. The application of the ANN also allows to eliminate search of complicated dependence between parameters influencing on the friction and the friction coefficient value.

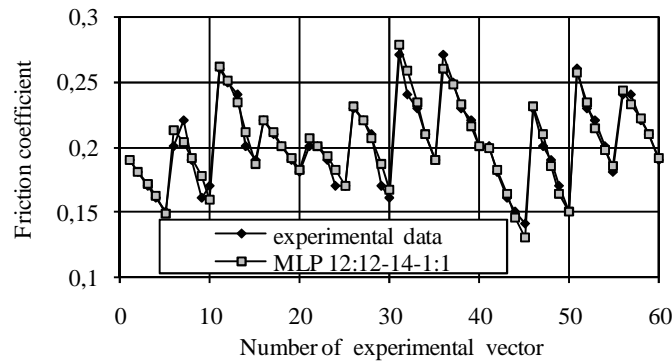


Fig. 3. Comparison of friction coefficient value determined experimentally and using MLP 12:12-14-1:1

Rys. 3. Porównanie wartości współczynnika tarcia otrzymanego eksperymentalnie oraz za pomocą sieci wielowarstwowej o strukturze 12:12-14-1:1

Conclusion

Using of optimization methods of input variables numbers allows to avoid the time-consuming testing of neuron models with different architecture in order to find the optimum network for specific task. Regression statistics of neuron model based on the genetic selection of input variables and using Intelligent Problem Solver are considerably better than models without preprocessing of input data. The most effective in working are neural networks with not extended structure. Proper selection of input variables consisting in rejection of variables which are correlated with each other, influencing in small degree on the explained variable or even rejection of variables that have important information influence on the reduction of network structure. Analyzed network models characterized by unexpectedly good results taking into account that number of input signals and responding to them output signal were limited to eighty.

References

- [1] Guo B., Gong F., Wang C., Shan D., Size effect on friction in scaled down strip drawing, *J. Mater. Sci.*, vol. 45, no. 15, 2010, pp. 4067-4072.
- [2] Pacana A., Korzyński M.: Roller burnishing parameters analyse with Taguchi method, *Międzynarodowa Konferencja Naukowa MECHANIKA 2002*, Rzeszów, July 2002, s. 273-279.
- [3] Pacana A., Noga S., Application neural networks to find the relation between the roller burnishing parameters and the surface roughness, *Computer science for design and technology 2000 (Конгресса; Конструкторско-технологическая информатика 2000)*, Moscow, СТАНКИИ, 3-6.10.2000 s. 292-294.
- [4] Hertz J., Krogh A., Palmer R.G., *Wstęp do teorii obliczeń neuronowych*, WNT, Warszawa 1993.
- [5] Tadeusiewicz R., *Sieci neuronowe*, WNT, Warszawa 1998.
- [6] Michalewicz Z., *Algorytmy genetyczne + struktury danych = programy ewolucyjne*, WNT, Warszawa 1999.
- [7] Lula P., Tadeusiewicz R., *STATISTICA Neural Networks PL*, Przewodnik problemowy, Statsoft, Kraków 2001.
- [8] StatSoft, Inc. *Manual of STATISTICA Neural Networks Software*. StatSoft Inc., Tulsa, 1998.
- [9] Stachowicz F., Trzepieciński T., ANN application for determination of frictional characteristics of brass sheet metal, *J. Artif. Intell.*, vol. 1, no. 2, 2004, pp. 81-90.

ALGORYTMY GENETYCZNE JAKO NARZĘDZIA OPTIMALIZACYJNE SIECI NEURONOWYCH MODELUJĄCYCH ZJAWISKO TARCIA

Streszczenie

Opracowanie dotyczy metody wyznaczania wartości współczynnika tarcia za pomocą wielowarstwowych sieci neuronowych na podstawie danych eksperymentalnych otrzymanych w próbie przeciągania paska blachy. Do optymalizacji liczby zmiennych wejściowych do sieci neuronowych wykorzystano algorytm genetyczny. Jako dane wejściowe do uczenia sieci neuronowych zostały wykorzystane następujące parametry: chropowatości blachy oraz rolek roboczych i mechaniczne blachy oraz siły docisku rolek. Przedstawiono wpływ wartości kary jednostkowej algorytmu genetycznego na jakość prognozowania sieci neuronowej.

Złożono w redakcji w październiku 2011 r.

С.Л. Васильев

В.Ф. Громов

Московский авиационный институт

А.Ф. Макаров

Университет природы, общества и человека

СБОРКА КОНСТРУКЦИЙ КЛЕПКОЙ СТЫКОВЫХ ШВОВ С НЕОТВЕРЖДЕННЫМ ВНУТРИШОВНЫМ ГЕРМЕТИКОМ

Статья посвящена технологии сборки швов авиационных конструкций с внутришовным герметиком, клепку которых целесообразно выполнять в период жизнеспособности герметизирующего материала.

В процессе клепки длинномерных швов с внутришовным герметиком на автоматическом оборудовании целесообразно все соединения выполнять в предварительно собранной конструкции за период жизнеспособности герметика. При сверлении отверстий под крепеж на клепальном автомате толщина слоя герметика не должна превышать 0,1 мм для исключения попадания стружки между деталями пакета, налипания герметика на режущий инструмент и обеспечения максимальной усталостной долговечности конструкции в зоне клепаного шва.

Герметичные стыковые швы (ГСШ) как правило бывают многорядными. Трудоемкость предварительной сборки конструкции и последовательная клепка соединений практически всегда превышает период жизнеспособности герметика. Целесообразно первоначально выполнять клепку шва с увеличенным шагом, превышающим шаг заклепок в шве, а затем проклепывать промежутки между ними.

Важным фактором при клепке является вытеснение внутришовного герметика от усилия сжатия пакета прижимными втулками автомата в зоне выполняемого соединения. Вытеснение герметика можно разбить на два этапа:

- первый – от воздействия усилия сжатия пакета прижимными втулками,
- второй – после постановки заклепки – от упругой деформации обшивки.

Необходимо определить общее время T вытеснения герметика из шва от начальной толщины слоя герметика S_0 до его конечной величины $S_K \leq 0,1$ мм.

Принимаем на этапе один время вытеснения герметика из пакета T_1 равным интервалу времени от момента приложения усилия прижимными втулками P до момента касания сверлом слоя герметика между деталями. Время для вытеснения герметика до толщины S_k , определим из расчетной схемы на рис. 1, учитывающей следующие параметры:

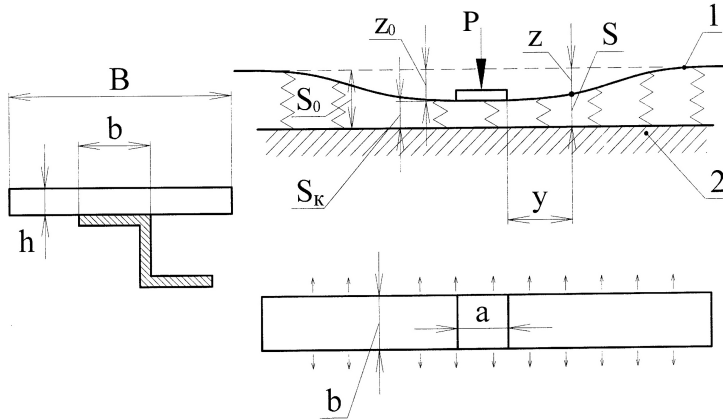


Рис. 1. Расчетная схема этапа 1: P – сила сжатия пакета, h , S_0 – начальная толщина слоя герметика, м, S_k – конечная толщина слоя герметика под прижимом, м, b – ширина полосы герметика в шве, м, a – размер принимаемой равным диаметру прижимной втулки со стороны обшивки, м, B – ширина обшивки, участвующая в изгибе, м, h – толщина обшивки, м, $z = z(y)$ – прогиб обшивки, м, z_0 – прогиб обшивки под прижимом, м

Rys. 1. Schemat obliczeniowy etapu 1.

Модель учитывает вытеснение герметика из шва только в поперечном направлении. Осреднённое удельное давление p , и скорость сближения поверхностей v связаны зависимостью:

$$p = \frac{\mu \cdot b^2 \cdot v}{S^3} \quad (1)$$

где: μ – вязкость герметика.

При $p = \text{const}$ для жестких поверхностей время вытеснения герметика определяется:

$$T_1 = \frac{\mu \cdot b^2}{2 \cdot p} \cdot \left(\frac{1}{S_k^2} - \frac{1}{S_0^2} \right) \quad (2)$$

где: $p = \frac{P}{F}$,

F – площадь сжатия.

Принимаем стрингер как абсолютно жёсткий элемент конструкции по сравнению с обшивкой. Вследствие изгиба обшивки величина $S = S(y)$ вдоль шва будет переменной. Усилие прижима расходуется на вытеснение герметика под прижимом и под прилегающими участками обшивки с обеих сторон прижима.

Приняв полосу обшивки как балку, а герметик, как упругое основание, упругая линия прогиба обшивки определяется в виде:

$$z(y) = z_0 \cdot e^{-\beta y} \cdot (\cos(\beta y) + \sin(\beta y)) \quad (3)$$

где:

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k}{4 \cdot E \cdot I}}, 1/\text{м} \quad (4)$$

$E = 7 \cdot 10^4$ МПа – модуль упругости материала обшивки из алюминиевого сплава,

$I = \frac{B \cdot h^3}{12}$, м^4 – момент инерции участка обшивки,

$$k = \frac{p \cdot b}{z} = \frac{\mu \cdot b^3 \cdot v}{S^3 \cdot z} \quad (5)$$

Коэффициент жесткости слоя герметика k переменный вдоль шва и зависит от времени. Формулу (3) можно представить в виде:

$$z(y) = z_0 \cdot e^{-\frac{y}{L}} \cdot \left(\cos\left(\frac{y}{L}\right) + \sin\left(\frac{y}{L}\right) \right) \quad (6)$$

где: $L = \frac{1}{\beta}$ м.

В этом случае, давление под прижимом можно определить как:

$$p = \frac{P}{(a + 2 \cdot L) \cdot b} \quad (7)$$

То есть, к жёсткому прижиму присоединяются с обеих сторон участки обшивки длиной L и таким образом учитывается жёсткость обшивки.

Для использования аналитической зависимости из теории изгиба балки на упругом основании, примем коэффициент жёсткости постоянным вдоль шва, и соответствующим средней толщине слоя герметика $S_{cp} = 0,5 \cdot (S_0 + S_k)$, тогда формула (5) примет вид:

$$k = \frac{\mu \cdot b^3 \cdot v}{S_{cp}^3 \cdot z} \quad (8)$$

а $z = S_0 - S_{cp}$. Так как средняя скорость сближения обшивки и стрингера $v_{cp} = \frac{z}{T_1}$, то получаем коэффициент жесткости слоя герметика:

$$k = \frac{\mu b^3}{S_{cp}^3 T_1} \quad (9)$$

$$T_1 = \frac{\mu \cdot b^2}{2 \cdot P} \cdot \left(\frac{1}{S_k^2} - \frac{1}{S_0^2} \right) = \frac{\mu \cdot b^3 \cdot (a + 2 \cdot L)}{2 \cdot P} \cdot \left(\frac{1}{S_k^2} - \frac{1}{S_0^2} \right).$$

С учетом (9)

$$k = \frac{\mu \cdot b^3}{S_{cp}^3 \cdot T} = \frac{2 \cdot P}{S_{cp}^3 \cdot (a + 2 \cdot L)} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{S_k^2} - \frac{1}{S_0^2} \right)}, \text{ а } L = \sqrt[4]{\frac{4 \cdot E \cdot I}{k}} \quad (10)$$

Расчёт выполняется последовательным приближением до получения стабильного значения L .

На втором этапе прогиб обшивки после клепки заклепки и снятия усилия сжатия пакета определяется расчетной схемой, рис. 2.

Определим время вытекания герметика T_2 , необходимое для уменьшения зазора S до величины S_1 на расстоянии $y = 1$ от края прижима. В первом приближении шаг технологических точек равен $t_1 = a + 1$.

Для решения поставленной задачи также воспользуемся теорией стержней на упругом основании. Коэффициент жёсткости слоя герметика с течением времени уменьшается, а зона сжатия расширяется. Учитывая, что $S_{cp} = 0,5 \cdot (S_0 + S_k)$, а $z_{cp} = 0,5(S_0 - S_k)$:

$$k = \frac{8 \cdot \mu \cdot b^3 \cdot v_{cp}}{(S_0 + S_k)^3 \cdot z_{cp}} = \frac{8 \cdot \mu \cdot b^3}{(S_0 + S_k)^3 \cdot T} \quad (11)$$

Поскольку время связано с жёсткостью слоя герметика, то с учетом зависимости (4) получаем расчетную формулу для T_2 :

$$T_2 = \frac{2 \cdot \mu \cdot b^3 \cdot L^4}{(S_0 + S_k)^3 \cdot E \cdot I} \quad (12)$$

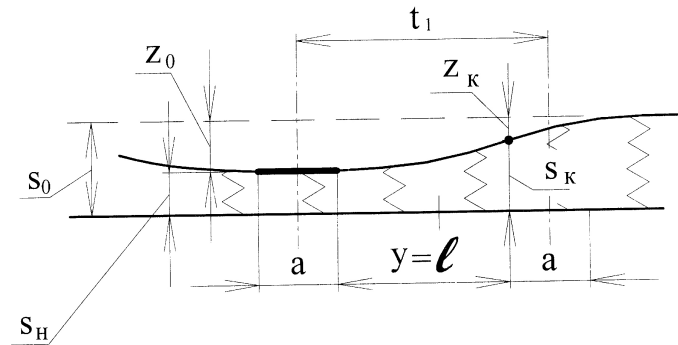


Рис. 2 Расчетная схема этапа 2

Rys. 2. Schemat obliczeniowy etapu 2.

Значения функции прогиба $z(y)$ приведены в таблице 1.

Таблица 1. Значения функции прогиба

Tabela 1. Wartości funkcji ugięcia

$\frac{y}{L}$	$e^{-\frac{y}{L}} \cdot \left(\cos\left(\frac{y}{L}\right) + \sin\left(\frac{y}{L}\right) \right)$	$\frac{y}{L}$	$e^{-\frac{y}{L}} \cdot \left(\cos\left(\frac{y}{L}\right) + \sin\left(\frac{y}{L}\right) \right)$
0,0	1,0000	1,1	1,0000
0,1	0,9907	1,2	0,8100
0,2	0,9651	1,3	0,6398
0,3	0,9267	1,4	0,4888
0,4	0,8784	1,5	0,3564
0,5	0,8231	1,6	0,2415
0,6	0,7628	1,7	0,1431
0,7	0,6997	1,8	0,0599
0,8	0,6354	1,9	-0,0093
0,9	0,5712	2,0	-0,0657
1,0	0,5083	-	-

Последовательность расчёта шага заклепок в технологическом шве в зависимости от требуемого времени T_2 следующая:

1. По требуемой величине слоя герметика S_K находим Z_K как $Z_K = S_0 - S_K$ (в первом приближении $L = 0,05$ м).

2. Относительный прогиб обшивки $\bar{z} = \frac{Z_K}{z_0} = \frac{Z_K}{S_0 - S_K}$, где $Z_0 = S_0 - S_K$

есть прогиб в районе установленной заклепки.

3. По величине \bar{z}_K и функции прогиба находим из таблицы 1 относительную длину $\bar{l} = \frac{1}{L}$, $l = t_1 - a$. Отсюда требуемая величина L :

$$L = \frac{1}{\bar{l}} = \frac{t_1 - a}{\bar{l}}.$$

4. Подставляем в формулу (12) время T_2 , необходимое для вытекания герметика до величины S_T и находим время T :

$$T = \frac{2 \cdot \mu \cdot b^3 \cdot \left(\frac{t_1 - a}{\bar{l}}\right)^4}{(S_0 + S_K)^3 \cdot E \cdot I} = 2 \cdot \mu \cdot \left(\frac{b}{S_0 + S_K}\right)^3 \cdot \frac{\left(\frac{t_1 - a}{\bar{l}}\right)^4}{E \cdot I} \quad (13)$$

5. Если задано время T , то требуемый шаг силовых точек в шве определяется из п. 4 как:

$$t_1 = \sqrt[4]{\frac{E \cdot I}{2 \cdot \mu} \cdot \left(\frac{S_0 + S_K}{b}\right)^3} \cdot \sqrt[4]{T} + a \quad (14)$$

На рис. 3-5 представлены графики, построенные на основании полученных зависимостей (13) и (14).

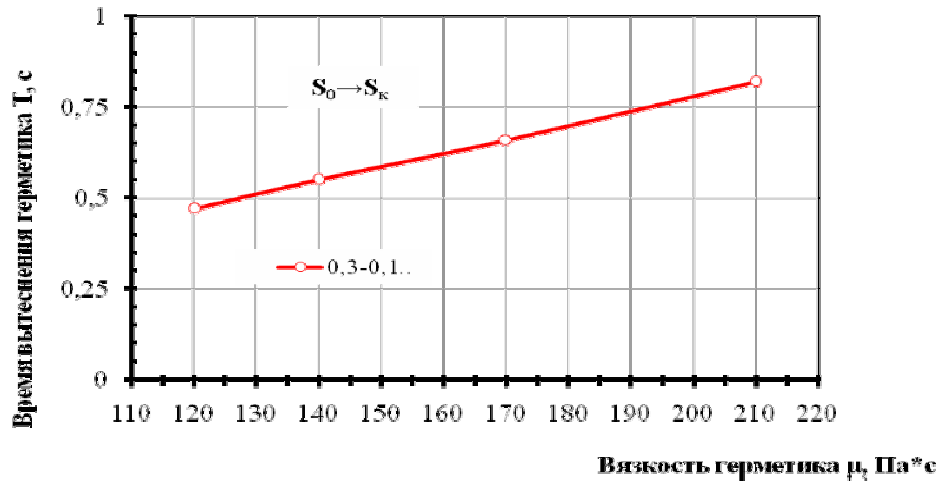


Рис. 3. Зависимость времени вытеснения герметика от величины вязкости герметика

Rys. 3. Zależność czasu wyciskania hermetyku od wartości jego lepkości

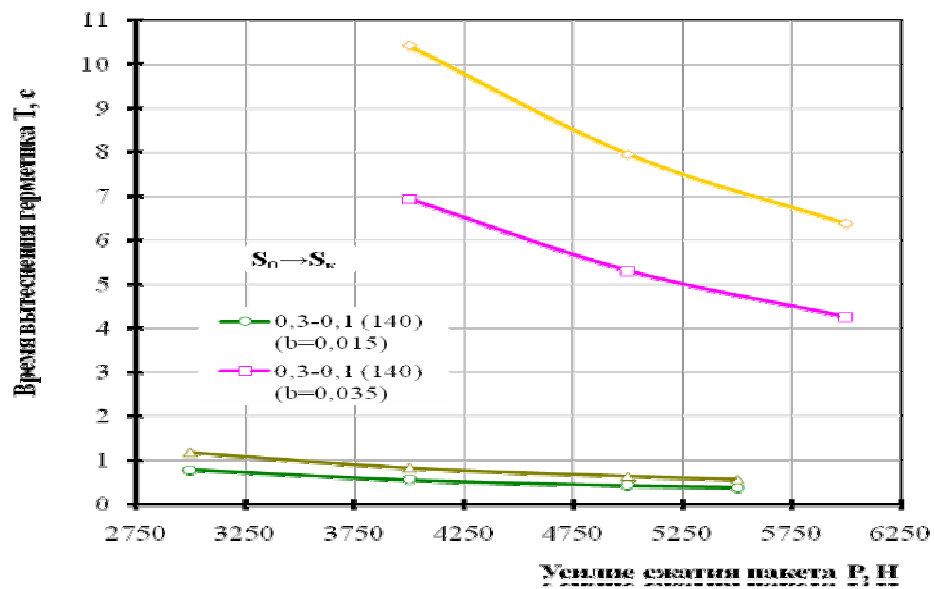


Рис. 4. Зависимость времени вытеснения герметика от усилия сжатия пакета

Rys. 4. Zależność czasu wyciskania hermetyku od siły ściskania pakietu

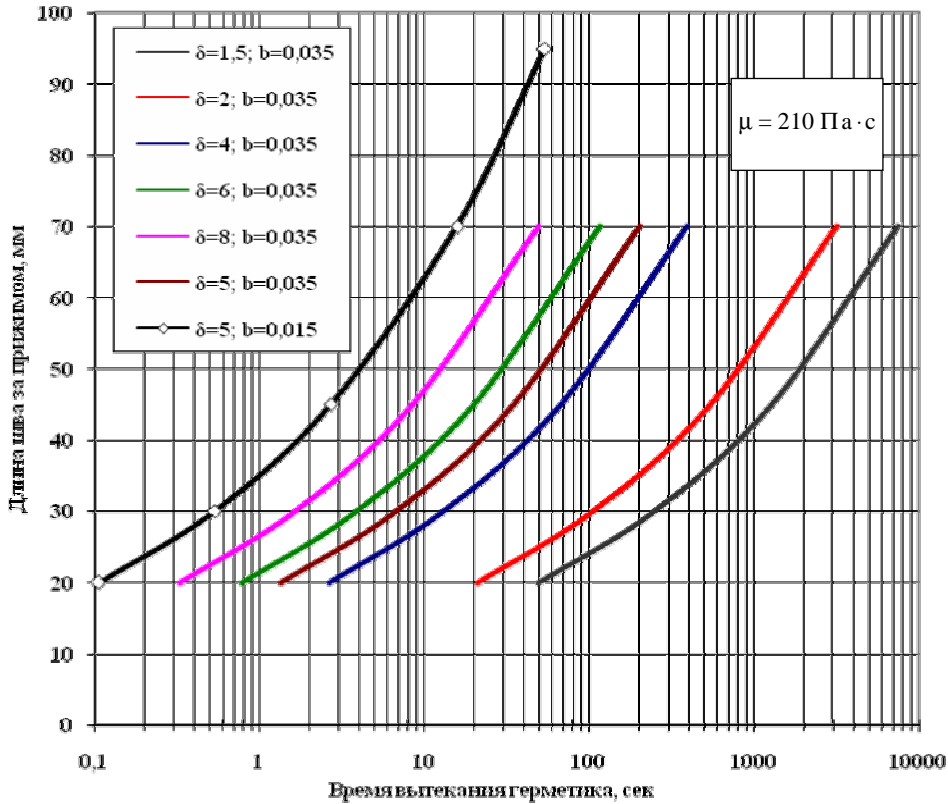


Рис. 5. Зависимость длины участка шва с вытесненным герметиком (меньше 0,2 мм) от времени выдержки для различной толщины обшивки

Rys. 5. Zależność długości odcinka szwu z wyciśniętym hermetykiem (mniejsza 0,2 mm) od czasu wytrzymania przy różnej grubości poszycia

Из графиков видно, что определяющее влияние на время вытеснения неотвешенного герметика из зоны шва оказывает параметр b – ширина полосы герметика в шве.

NITOWANIE KONSTRUKCJI ZE SZWAMI STYKOWYMI I NIEUTWARDZONYM HERMETYKIEM WEWNĄTRZ SZWU

Streszczenie

W artykule przedstawiono technologię montażu szwów w konstrukcjach lotniczych z wewnętrznym hermetykiem, których nitowanie celowo wykonuje się w okresie przed utwardzeniem hermetyku (w czasie jego żywotności).

**STRUCTURAL ASSEMBLY BY RIVETING OF BUTT JOINTS
WITH UNCURED SEAM SEALANT**

S u m m a r y

Article covers joint assembly process for aviation structures with seam sealant, riveting of which is reasonable to fulfill while sealant is spreadable.

Złożono w redakcji w lipcu 2011 r.