

SPIS TREŚCI

Dariusz FILIPEK

Zastosowanie komputerowego środowiska na potrzeby tworzenia materiałów szkoleniowych z zakresu bezpieczeństwa pracy wybranych maszyn stacjonarnych 5

Wiesław FRĄCZ

Wpływ wielokrotnego przetworstwa polimerów na parametry stanu tworzywa w formie wtryskowej 15

Ľuboš KAŠČÁK, Emil SPIŠÁK

Clinching as a non-standard method for joining materials of dissimilar properties 31

Ľuboš KAŠČÁK, Ján VIŇÁŠ, Emil SPIŠÁK

DeltaSpot as an innovative method of resistance spot welding 43

Ján SLOTA, Miroslav JURČIŠIN

Experimental and numerical prediction of springback in V-bending of anisotropic sheet metals for automotive industry 55

Tomasz TRZEPIECIŃSKI

Numerical modeling of the drawbead simulator test 69

Dariusz FILIPEK

Centralny Instytut Ochrony Pracy - Państwowy Instytut Badawczy

ZASTOSOWANIE KOMPUTEROWEGO ŚRODOWISKA NA POTRZEBY TWORZENIA MATERIAŁÓW SZKOLENIOWYCH Z ZAKRESU BEZPIECZEŃSTWA PRACY WYBRANYCH MASZYN STACJONARNYCH

W artykule przedstawiono opracowaną w CIOP-PIB metodę wykorzystania najnowszych technik modelowania i wizualizacji na potrzeby tworzenia materiałów szkoleniowych w przemyśle metalowym i drzewnym. Metoda ta oparta jest na wykonanych wizualizacjach obrazujących zagrożenia mechaniczne powstałe podczas użytkowania maszyn do obróbki skrawaniem metalu oraz drewna. Z punktu widzenia psychologii jest wiadome, że obrazy zapamiętuje się lepiej niż słowa, dlatego też opracowane wizualizacje są doskonałym uzupełnieniem szkoleń z zakresu BHP. Treści prezentowane w wizualizacjach odnoszą się zarówno do prawidłowego, jak i nieprawidłowego przebiegu czynności roboczych związanych z użytkowaniem maszyn. Każda wizualizacja składa się z dwóch części. W pierwszej części przedstawiono nieprawidłowe czynności prowadzące do zaistnienia zdarzenia wypadkowego wraz z niezbędnym komentarzem, w drugiej zaś prawidłowe działania (czynności) ograniczające lub eliminujące ryzyko zaistnienia zdarzenia.

Słowa kluczowe: ryzyko wypadkowe, bezpieczeństwo, techniki wizualizacji

1. Wprowadzenie

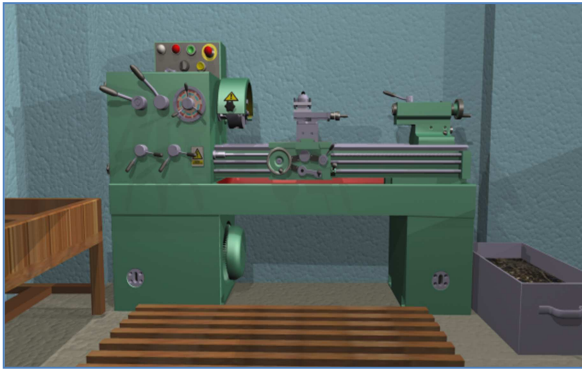
Ponad 80% wypadków w przemyśle metalowym lub drzewnym jest związanych z obsługą maszyn. Ze względu na charakter pracy podczas obsługi maszyn do obróbki skrawaniem (możliwość kontaktu operatora z ostrymi i ruchomymi elementami), jak i charakter samych wypadków (często są to wypadki ciężkie), zastosowanie wirtualnego środowiska jest często jedyną dostępną metodą zobrazowania przyczyn i przebiegu wypadków mogących występować podczas użytkowania tych maszyn. Jako materiał w wizualizacjach wykorzystano sześć reprezentatywnych maszyn: tokarkę uniwersalną (rys. 1.), wiertarkę kolumnową, szlifierkę stołową, prasę mechaniczną mimośrodową, pilarkę tarczową i pilarkę taśmową. Wybór tych maszyn był podyktowany ich różnorodnym zastosowaniem i użytkowaniem oraz tym, że są to obrabiarki konwencjo-

nalne, obsługiwane ręcznie, tj. operator ręcznie za pomocą elementów sterowniczych inicjuje lub zatrzymuje ruch roboczy narzędzia obrabiającego, ręcznie ustawia przedmioty itp. [1]. Z tego względu maszyny te są źródłem wielu zagrożeń mechanicznych, takich jak pochwycenia, wciągnięcia, skaleczenia, przebięcia, zmiżdżenia, obcięcia itp.

a)



b)



Rys. 1. Tokarka TUM 25 na stanowisku pracy: a) obiekt rzeczywisty, b) model komputerowy

Fig. 1. Lathe TUM25 at a workstation: a) real object, b) computer model

Przed przystąpieniem do wykonania komputerowego środowiska, a w rezultacie do wizualizacji należało dokładnie zapoznać się ze środowiskiem pracy warsztatu mechanicznego (rys. 2.) i stolarni, a także z zagrożeniami związanymi z użytkowaniem wspomnianych maszyn. W tym celu zebrano niezbędną dokumentację obejmującą:

- analizę wypadków powstałych podczas użytkowania wymienionych maszyn, dostępnych w bazie danych OSHA (Safety and Health Administra-

tion, U.S. Department of Labour), Państwowej Inspekcji Pracy oraz GUS-u,

- dokumentacje technologiczne, DTR oraz instrukcje BHP,
- dokumentację szkicową, pomiarową i fotograficzną odwzorowywanych pomieszczeń pracy wraz z wyposażeniem,
- sekwencje filmowe i dźwiękowe środowiska pracy oraz czynności wykonywanych przez pracowników stolarni i warsztatu mechanicznego.

a)



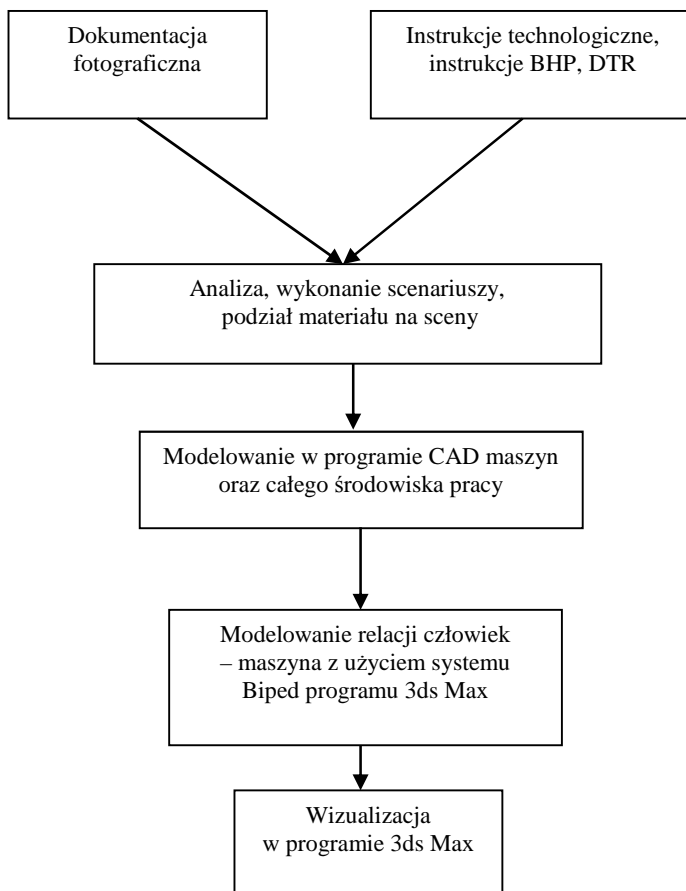
b)



Rys. 2. Pomieszczenie warsztatu mechanicznego: a) widok rzeczywisty, b) środowisko komputerowe wykonane na potrzeby wizualizacji

Fig. 2. Machine workshop: a) real view, b) computer generated environment for the visualization purposes

Na podstawie tak zebranej dokumentacji sporządzono schemat postępowania podczas tworzenia wizualizacji zagrożeń mechanicznych (rys. 3.), który pozwolił na opracowanie wizualizacji na potrzeby wzbogacenia materiałów szkoleniowych.



Rys. 3. Schemat przebiegu procesu tworzenia wizualizacji
Fig. 3. Scheme presenting the process of creating the visualization

2. Wizualizacje zagrożeń mechanicznych

Zebrany materiał posłużył do napisania scenariuszy, na podstawie których powstało dziesięć wizualizacji o następujących tytułach:

1. Skaleczenie na skutek kontaktu z ruchomą piłą taśmową.
2. Uderzenie na skutek odrzutu ciętej deski na pilarcze tarczowej.
3. Pochwycenie ręki pracownika przez obracający się uchwyt tokarski.
4. Pochwycenie części ciała pracownika przez obracający się uchwyt tokarski.
5. Wyrzut noża tokarskiego z imaka.
6. Zmiażdżenie ręki pracownika podczas obsługi prasy mechanicznej.
7. Zmiażdżenie palców dłoni w wyniku upadku obrabianego przedmiotu.

8. Uraz dłoni pracownika wskutek kontaktu ze ściernicą.
9. Uraz części ciała pracownika związany z rozwiercaniem otworów w przedmiocie trzymanym oburącz.
10. Uraz ręki wskutek sięgania przez strefę roboczą wiertarki po obrabiany przedmiot.

Każdy ze scenariuszy, a co za tym idzie każda wizualizacja składa się z dwóch części ukazujących najpierw nieprawidłowe działanie pracownika prowadzące do wypadku, a następnie prawidłowy sposób wykonywania przez niego pracy. Ponadto poszczególne części scenariuszy zostały podzielone na sceny, których liczba zależy od rodzaju oraz złożoności prezentowanego zdarzenia wypadkowego. W początkowych scenach każdej wizualizacji jest ukazywane pomieszczenie oraz uraz, jakiego doznał pracownik w tym pomieszczeniu na skutek zaistniałego wypadku. Dopiero potem zaczynają się właściwe sekwencje filmowe ukazujące czynności wykonywane przez pracowników oraz urazy powstające wskutek zaistnienia zagrożeń mechanicznych (rys. 4.). W sekwencjach tych znajdują się również plansze z informacjami odnośnie rodzaju zagrożenia mechanicznego, na jakie jest narażony pracownik. Natomiast w sekwencjach składających się na drugą część filmu, poza wcześniej wspomnianymi sytuacjami przedstawiającymi sposoby prawidłowo wykonywanych czynności, znajdują się również ekrany informacyjne wyświetlające rodzaje zastosowanych środków ochronnych mających na celu zmniejszenie lub wyeliminowanie ryzyka zaistnienia tych zdarzeń.



Rys. 4. Fragment przykładowej sceny przedstawiającej uraz pracownika na skutek zgniecenia przez poruszający się stempel prasy mechanicznej

Fig 4. Fragment of a scene illustrating an injury suffered by an employee as a result of crush by mechanical press stamp

Aby lepiej uzmysłowić oglądającym niebezpieczeństwo związane z obsługą maszyn stacjonarnych od obróbki skrawaniem, a szczególnie zagrożenie wyni-

kające z kontaktu z będącymi w ruchu elementami maszyn, przedmiotów, narzędzi itp., wizualizacje zostały uzupełnione o animowane (pojawiające się na tle obrazu) wektory ruchu elementów (rys. 5.) mogących stanowić zagrożenie dla operatora maszyny lub osoby znajdującej się w pobliżu. Ponadto do wektorów tych dodane są również wartości, np. prędkości obrotowej wrzeciona. Wartości te lepiej obrazują prędkości, z jakimi mają do czynienia operatorzy maszyn skrawających podczas pracy. W wielu przypadkach prędkości te nie są widoczne, gdyż niejednokrotnie pojawia się złudzenie, że przedmiot stoi w miejscu, gdy tak naprawdę obraca się ze znaczną szybkością. Często na potrzeby generowania obrazu (renderu) prędkość ta była celowo zmniejszana, aby można było zaobserwować ruch danego obiektu. Dotyczy to również ruchów wzdłużnych, nawet gdy bez pojawiających się napisów nie można by było ocenić, z jaką prędkością przedmiot się przemieszcza lub zostaje wyrzucony.



Rys. 5. Wektor ruchu obrotowego wrzeciona tokarki wraz z podaną wartością prędkości obrotowej podczas toczenia metalowej części

Fig. 5. Rotation vector of lathe spindle together with a value of rotation speed during rolling of a metal element

Ważnym elementem tworzenia wizualizacji było modelowanie obiektów [2-4], w tym maszyn biorących udział w wizualizacjach oraz ich części. Do tego celu została wykorzystana głównie dokumentacja szkicowa pomiarowa i fotograficzna środowiska pracy, ale również instrukcje użytkowania maszyn DTR itp. Modelowanie odbywało się za pomocą programów 3ds Max oraz CATIA, z tym że w tym drugim przypadku konieczne było zaimportowanie obiektów do programu 3ds Max. Zwrócono szczególną uwagę na wierne odwzorowanie maszyn biorących udział w zdarzeniach wypadkowych z uwzględnieniem parame-

trów geometrycznych, materiałów oraz tekstur nadających kształty i wygląd. Natomiast modele drugiego planu zostały wykonane z pewnym odstępstwem od rzeczywistych wzorców, ale z zachowaniem odpowiedniej dbałości o szczegóły.

Modelowanie postaci ludzkich oraz odwzorowanie ruchów części ciała [5] były najważniejszymi i najtrudniejszymi elementami procesu wizualizacji. Do tego celu wykorzystano znajdujący się w programie 3ds Max system kości Biped (rys. 7.), który umożliwiał wstawienie tzw. „skóry” i połączenie z nią za pomocą modyfikatora Physique poszczególnych fragmentów modelu człowieka. Użycie tego systemu znacznie ułatwiło animacje postaci, gdyż Biped, jako gotowy szkielet przeznaczony do animacji istot dwunożnych, posiada odpowiednio zhierarchizowane kości i nadane ograniczenia na stawy umożliwiające poruszanie fragmentów modelu w sposób zgodny z anatomicznymi ograniczeniami człowieka.

Ponieważ podczas prac nad wizualizacjami zagrożeń mechanicznych często zachodziła konieczność wykonywania przez postać pracownika ruchów związanych z czynnościami obsługi maszyn, a więc chwytania różnego rodzaju przedmiotów (np. narzędzi, dźwigni, uchwytów), sztandarowy system kości Biped należało uzupełnić o dodatkowe kości palców rąk. Następnie za pomocą tzw. krzywych deformacji modyfikatora Physique trzeba było określić zakres oddziaływania elementów kości na odpowiadające im fragmenty „skóry” (rys. 7c). Proces ten dotyczył całego modelu postaci, szczególnie takich części, jak palce, ale ze względu na niewielkie odległości pomiędzy poszczególnymi kośćmi był trudny do przeprowadzenia. Każde nieodpowiednie ustawienie zakresu oddziaływania krzywych deformacji wiązało się z występowaniem niepożądanego efektu tzw. ciągnących się wierzchołków „skóry” (rys. 6.).

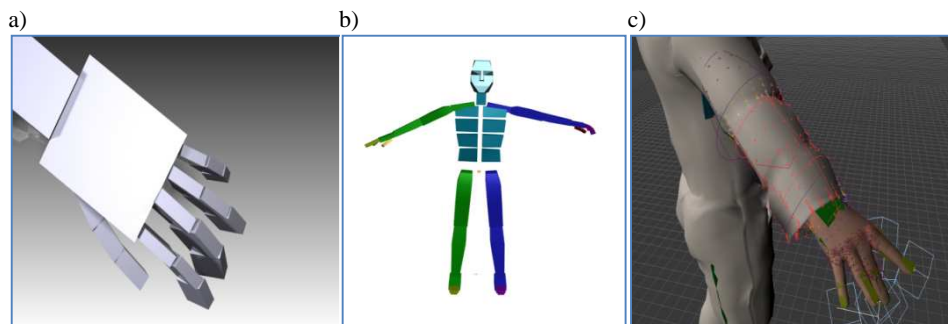


Rys. 6. Przykładowy efekt ciągnących się wierzchołków „skóry”

Fig. 6. The example of effect of pulling of „skin” vertexes

Podczas animowania tego typu chwytania przedmiotów pomocne było również użycie tzw. kinematyki odwrotnej [3, 6, 7], a szczególnie takich narzędzi, jak choćby znajdujące się w 3ds Max narzędzie IK Ben. Za jego pomocą

przedmioty można przykleić do różnych wybranych części ciała animowanej postaci, i w ten sposób, animując ruch (np. dźwigni wiertarki), poruszać ręką, a nie odwrotnie, tak jak się to dzieje w rzeczywistości. Z punktu oglądającego efekt animacji nie ma to jednak znaczenia.



Rys. 7. Model postaci człowieka z wykorzystaniem systemu Biped: a) kości dłoni, b) szkielet całej postaci, c) zakres oddziaływania krzywych deformacji

Fig. 7. Model of a human body with the use of the Biped system: a) bones of the hand, b) skeleton of the whole body, c) scope of the influence of deformation curves

Aby podnieść realizm przedstawionych scen, a tym samym zwiększyć oddziaływanie na potencjalnych odbiorców, do wizualizacji należałoby dodać ścieżkę dźwiękową. W ramach realizacji zadania w środowiskach pracy hali przemysłowej i stolarni zostały zarejestrowane zarówno filmy ukazujące czynności wykonywane przez pracowników obsługujących maszyny prezentowane w wizualizacjach, jak i same sekwencje dźwiękowe związane z tymi czynnościami, np. dźwięki przełączania elementów sterowniczych, uruchamiania i zatrzymywania maszyn, odkładania i pobierania przedmiotów i narzędzi, mocowania przedmiotów od obróbki, dźwięki pracy maszyn, odgłosy podczas skrawania obrabianych przedmiotów. Zarejestrowane zostały również dźwięki, których źródłem byli ludzie, np. kroki przechodzących pracowników czy też okrzyki bólu po zaistniałym zdarzeniu wypadkowym. Tak uzyskany materiał dźwiękowy został następnie obrobiony do właściwego formatu i dopasowany z użyciem odpowiedniego oprogramowania (np. Pinnacle Studio) do długości poszczególnych sekwencji wizualizacji w trakcie montażu wizualizacji.

3. Podsumowanie

Wizualizacje zagrożeń mechanicznych mogą być bardzo ważnym uzupełnieniem szkoleń z zakresu bezpieczeństwa użytkowania maszyn stacjonarnych. Mogą w sposób dodatni wpłynąć na poszerzenie wiedzy na temat przyczyn

i okoliczności zaistnienia wypadków, będących wynikiem konkretnego zagrożenia mechanicznego występującego podczas pracy. Prawidłowo wykonaną wizualizację powinno cechować jak najwierniejsze oddanie środowiska pracy oraz jak najbardziej precyzyjne pokazanie ruchów czynności wykonywanych przez pracowników podczas obsługi maszyn, a także momentu samego zdarzenia i związanych z nim konsekwencji, czyli urazów operatora na skutek zagrożeń mechanicznych, np. pochwycenia, wciągnięcia, uderzenia, zgniecenia, zmiążdżenia, przebiccia, odcięcia. Szczegółowe wykonanie środowiska wymaga często długotrwałego modelowania, co znacznie wydłuża proces wykonania całej wizualizacji i jest jednocześnie większym obciążeniem dla systemu, powodując nawet w skrajnych przypadkach jego zawieszanie się. W tej kwestii należy zawsze starać się uzyskać kompromis, gdyż zbyt duże uproszczenia znacznie obniżają wiarygodność wizualizacji i w ujemny sposób wpływają na przyswajanie przekazywanej treści.

Aby materiały szkoleniowe przyniosły jak największe korzyści, równie ważnym zagadnieniem (oprócz ich jakości) jest sposób ich rozpowszechniania, umożliwiający dotarcie do jak największej liczby odbiorców. Wizualizacje zagrożeń mechanicznych dzięki infrastrukturze informatycznej CIOP-PIB są dostępne od stycznia 2012 r. na stronie internetowej www.ciop.pl i mogą być prezentowane z wykorzystaniem dowolnego sprzętu komputerowego. Jednak na oglądających większe wrażenie robi ich prezentacja na dużym ekranie, zwłaszcza z użyciem odpowiedniego sprzętu w wersji stereo. Więcej na temat powstałych wizualizacji zagrożeń mechanicznych powstających podczas użytkowania maszyn do obróbki skrawaniem metalu oraz drewna można dowiedzieć się z publikacji [2, 8].

Literatura

- [1] Poradnik warsztatowca mechanika, WNT, Warszawa 1981.
- [2] Kalwasiński D., Filipek D.: Opracowanie wizualizacji zdarzeń wypadkowych występujących podczas użytkowania maszyn stacjonarnych, *Mechanik*, 7/2012, 598/325-332.
- [3] Pasek J.: Modelowanie i animacja w 3ds Max, HELION, Gliwice 2007.
- [4] Kelly L.: Murdock 3ds Max 2009 – Biblia, HELION, Gliwice 2009.
- [5] Atlas miar człowieka. Dane do projektowania i oceny ergonomicznej, CIOP, Warszawa 2001.
- [6] Pasek J.: 3ds Max. Animacja od podstaw – Profesjonalne przygotowanie do tworzenia grafiki i animacji, HELION, Gliwice 2007.
- [7] Kennedy S., Maestri G., Frantz R.: 3D Studio Max – Czarna księga animatora, HELION, Gliwice 1998.
- [8] Kalwasiński D., Filipek D.: Multimedialne wizualizacje zagrożeń mechanicznych związanych z użytkowaniem maszyn w przemyśle metalowym, *Bezpieczeństwo Pracy*, 11/2011, 14-17.

**APPLICATION OF COMPUTING ENVIRONMENT FOR DEVELOPING
INSTRUCTIONAL MATERIALS IN THE FIELD OF WORKING SAFETY
OF STATIONARY MACHINES****Abstract**

The paper presents the method of using the latest modeling and visualization techniques for the purposes of developing instructional materials in the metal and woodworking industry. The method was elaborated in CIOP-PIB. It is based on visualizations illustrating mechanical hazards which arise when using metal and wood processing machinery. From the psychological point of view, it is commonly known that pictures are remembered better than words. Therefore, the visualizations are a perfect supplement for trainings in the area of occupational safety and health. Information presented with the aid of visualizations pertain to both proper and improper process of work activities connected with the use of machines. Each visualization consists of two parts. The first part presents incorrect actions leading to an accident and is accompanied by the necessary comment. The second part presents correct actions which reduce or eliminate risk of an accident.

Keywords: risk of an accident, safety, visualization techniques

DOI: 10.7862/rm.2012.1

Wiesław FRĄCZ

Politechnika Rzeszowska

WPŁYW WIELOKROTNEGO PRZETWÓRSTWA POLIMERÓW NA PARAMETRY STANU TWORZYWA W FORMIE WTRYSKOWEJ

Celem pracy było określenie zmian właściwości przetwórczych tworzywa polimerowego wynikających z jego wielokrotnego przetwórstwa. W badaniach wykorzystano polipropylen o nazwie handlowej Moplen HP500N. Na podstawie symulacji numerycznych procesu wtryskiwania wykonanych w systemie Autodesk Moldflow Insight 2013 dokonano analizy wpływu zmian właściwości przetwórczych tegoż tworzywa, lecz o różnej krotności przetwórstwa, na parametry jego stanu w gnieździe formy wtryskowej, w tym na: ciśnienie p , temperaturę tworzywa w gnieździe T , prędkość ścinania $\dot{\gamma}$ naprężenia ścinające τ . Uzyskane wyniki potwierdzają słuszność założenia, że ustawiane parametry technologiczne procesu przetwórstwa tworzyw polimerowych powinny uwzględniać zmianę ich właściwości przetwórczych związanych z ich wielokrotnym przetwórstwem. Istotnym parametrem jest wartość siły zwarcia formy.

Słowa kluczowe: wtryskiwanie, symulacje numeryczne, recykling tworzyw sztucznych

1. Wprowadzenie

Obecnie zagadnienie wielokrotnego przetwórstwa tworzyw sztucznych staje się niezwykle istotne, ponieważ coraz większą uwagę przywiązuje się do produkcji wyrobów przyjaznych środowisku. W produkcji różnego rodzaju wyrobów wykorzystuje się nie tylko granulaty pierwotny, ale również materiał pochodzący z recyklingu. Recykling stanowi jedną z podstawowych metod ograniczania szkodliwego wpływu polimerów na środowisko naturalne. Istotą jego jest działanie zmierzające do minimalizowania ilości odpadów, z równoczesnym ograniczeniem popytu na surowce i energię, poprzez włączenie do powtórnego obiegu odzyskanych surowców bądź materiałów [1]. Dla wielu rodzajów tworzyw sztucznych korzystnym dla środowiska i ekonomicznie użyteczniejszym rodzajem utylizacji odpadów jest ich recykling materiałowy, którego produkty (tzw. recyklaty, reglanulaty) mogą stanowić z jednej strony surowce samodzielne (do wytwarzania nowych wyrobów), z drugiej zaś surowce uzupełniające do tworzywa wyjściowego. Należy pamiętać, że o jakości wyrobów decyduje ja-

kość recyklatu użytego do ich wytwarzania [2]. Istotnym zagadnieniem z punktu widzenia możliwości wielokrotnego wykorzystania tworzyw sztucznych jest więc wpływ przetwórstwa na ich właściwości.

Podczas procesów granulowania, aglomerowania czy rozdrabniania, a także przetwórstwa w stanie plastyczno-płynnym polimery są poddawane obciążeniom mechanicznym oraz termicznym. Prowadzi to do procesów utleniania i degradacji, które to są przyczyną zmniejszania ciężaru cząsteczkowego i pogarszania właściwości nie tylko fizykomechanicznych, ale również przetwórczych. Należy dodać, że recykling materiałowy jest ekonomicznie opłacalny tylko w przypadku, gdy właściwie przygotowany recyklat jest tworzywem konstrukcyjnym przeznaczonym do rozwiązań typu *high-tech*, co stanowi jego poważne ograniczenie [3].

W celu zapewnienia produkcji wysokiej jakości wyrobów z wykorzystaniem odpadów produkcyjnych niezbędne staje się prowadzenie badań umożliwiających sprawdzenie zarówno wpływu wielokrotnego przetwórstwa polimerów na właściwości przetwórcze tworzyw, jak i skutków tych zmian na parametry stanu tworzywa w gnieździe formy wtryskowej, a więc również na parametry technologiczne. Znajomość tych właściwości pozwala precyzyjnie przeprowadzać symulacje numeryczne procesów technologicznych wykorzystujących recyklat materiałowy, uwzględniając rzeczywiste właściwości przetwarzanych tworzyw polimerowych.

Badania wpływu krotności przetwórstwa na właściwości polimerów były podejmowane wielokrotnie, m.in. w pracy [4]. Uzyskane wyniki pokazują, że wraz z krotnością przetwórstwa zmieniają się właściwości mechaniczne tworzyw polimerowych. Wielokrotne badania, również właściwości przetwórczych [5, 6], uwzględniające podstawowe wskaźniki przetwórcze (jak np. MFR) potwierdzają zmiany we właściwościach przetwórczych polimerów. Badania takie to głównie badania jakościowe. Uzyskane wyniki nie pozwalają więc wykonać szczegółowych analiz przebiegu procesu przetwórstwa.

Podjęcie w niniejszej pracy takiej tematyki uzasadnia konieczność poznania kompleksowych właściwości przetwórczych wielokrotnie przetwarzanych tworzyw. Zmiana charakterystyki płynięcia uplastycznionego tworzywa w formie skutkuje zmianą parametrów stanu tworzywa w gnieździe formującym. Może to wpłynąć np. na dobór maszyn lub urządzeń do przetwórstwa oraz korektę nastaw parametrów technologicznych.

2. Cel, zakres oraz metodyka badań

Celem przeprowadzonych badań było zbadanie zmian właściwości tworzywa wraz z krotnością przetwórstwa oraz określenie, z wykorzystaniem symulacji numerycznych procesu wtryskiwania, ich skutków na wybrane parametry stanu tworzywa w formie podczas kolejnych krotności przetwórstwa. W badaniach

wykorzystano polipropylen o nazwie handlowej Moplen HP500N. Granulat pierwotny poddano wielokrotnemu przetwarzaniu. Po każdym cyklu przetwórstwa wyroby rozdrabniano, a z przemiału wytwarzano kolejne. Przemiał badano pod kątem właściwości reologicznych za pomocą plastometru, a następnie reometru kapilarnego. Otrzymane wyniki badań aproksymowano za pomocą znanych modeli reologicznych, które następnie zastosowano w symulacjach numerycznych procesu wtryskiwania przyjętego modelu wypraski. Kształt oraz wymiary gabarytowe modelu wypraski wykorzystywanego w symulacjach numerycznych zapewnił możliwość obserwacji zmian, nawet tych niewielkich, parametrów stanu tworzywa w formie wtryskowej.

Z granulatu pierwotnego wytwarzano próbki w kształcie wiosełek. Tworzywo było wtryskiwane z użyciem formy dwugniazdowej. Recyklat do badań uzyskiwano z zastosowaniem stałego schematu czynności. Próbki z każdej serii rozdrabniano za pomocą młynka do tworzyw polimerowych. Część przemiału poddawano analizie właściwości reologicznych, a pozostały przemiał w danym cyklu ponownie poddawano przetwórstwu na wtryskarce. Cykl ten powtarzano do momentu uzyskania przemiału o pięciokrotnym stopniu przetwórstwa (tab. 1.).

Po każdym stopniu przetwórstwa granulaty pierwotny oraz przemiał poddano badaniom właściwości przetwórczych na plastometrze Ceast Melt Flow oraz reometrze kapilarnym Ceast SmartRHEO 2000. Za pomocą plastometru wyznaczono zgodnie z danymi [7] wartości masowego wskaźnika szybkości płynięcia (MFR). Warunki, w jakich zostały przeprowadzone badania MFR przedstawia tab. 2. Analiza wyników wartości wskaźnika MFR wyznaczonego po kolejnych cyklach przetwórstwa (tab. 3.) pozwala zaobserwować jego zmianę, co uzasadniało przeprowadzenie dodatkowych badań reologicznych za pomocą reometru. Posługiwanie się tylko wartością wskaźnika MFR ma charakter jedynie pogładowy. Aby dokładnie ocenić zmianę lepkości polimeru, należy sporządzić charakterystykę reologiczną. Reometr kapilarny wykorzystano w celu wyznaczenia eksperymentalnej krzywej lepkości w szerokim zakresie szybkości ścinania.

Tabela 1. Wykaz oznaczeń recyklatu stosowanych podczas badań
Table 1. List of designations used in the tests

Rodzaj recyklatu	Oznaczenie
Granulat pierwotny Moplen HP500N	R0
Granulat przetworzony jednokrotnie	R1
Granulat przetworzony dwukrotnie	R2
Granulat przetworzony trzykrotnie	R3
Granulat przetworzony czterokrotnie	R4
Granulat przetworzony pięciokrotnie	R5

Tabela 2. Warunki badań prowadzonych z użyciem plastometru Ceast Melt Flow

Table 2. Terms of studies carried out with Ceast Melt Flow plastometer

Temperatura [°C]	200
Nagrzewanie bez obciążenia [s]	300
Obciążenie [N]	21,6
Długość pomiarowa [mm]	30
Odstęp czasu odcinania [s]	10

Tabela 3. Wartości MFR (200°C; 21,6 N) dla tworzywa pierwotnego (R0) oraz serii R1-R5

Table 3. MFR (200°C; 2,16 N) values for the virgin Moplen HP500N (R0) and for a series of R1-R5 reprocessed polymer

Stopień przetwórstwa	R0	R1	R2	R3	R4	R5
MFR [g/10 min]	5,748	8,705	9,760	9,516	9,992	10,755

Wartość lepkości tworzywa obliczano z prawa Newtona:

$$\eta = \frac{\tau}{\gamma} \quad (1)$$

Właściwości reologiczne granulatu pierwotnego badano, wykorzystując dwie dysze pomiarowe o $L/D = 10:1$ oraz $L/D = 20:1$, w temperaturze 220°C i 230°C. Wyznaczono wartość poprawki Bagleya. Poprawka ta koryguje wzrost ciśnienia tworzywa przepływającego przez kapilarę, wynikający ze wzrostu długości kapilary. Są to tzw. straty wlotowe. Pominięcie strat wlotowych powoduje zawyżenie doświadczalnie wyznaczonego naprężenia ścinającego w stosunku do jego wartości rzeczywistej [8]. Uwzględniając tę poprawkę, wartości rzeczywiste naprężenia ścinającego τ oblicza się z zależności:

$$\tau = \frac{p}{4 \left[\left(\frac{L}{D} \right) + \left(\frac{L}{D} \right)_c \right]} \quad (2)$$

gdzie: p – ciśnienie,

$(L/D)_c$ – stosunek wymiarów dyszy, przy którym $p = 0$.

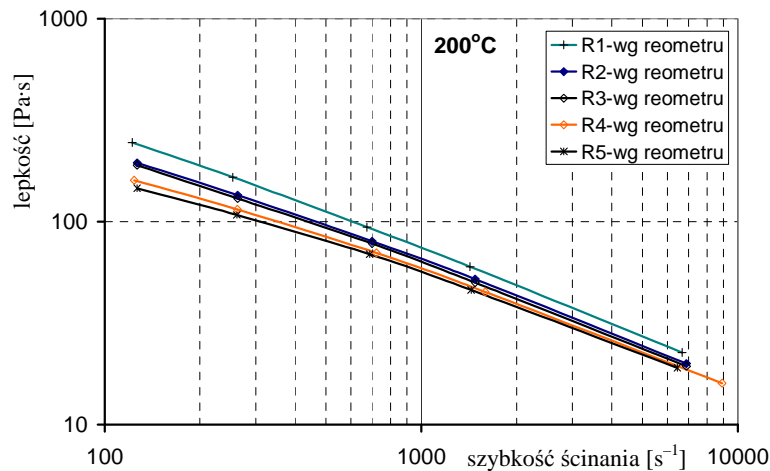
Stwierdzono, że wpływ poprawki Bagleya jest nieistotny, w związku z czym kolejne recyklaty badano w temperaturze 200°C, wykorzystując dyszę o $L/D = 20:1$. W obliczeniach uwzględniono również poprawkę Rabinowitscha

korygującą szybkość ścinania. Wartość rzeczywistej szybkości ścinania wyznaczono dla $L/D = 20:1$ oraz $L/D = 10:1$ z zależności:

$$\gamma = \frac{\gamma_p}{4} \cdot \left(3 + \frac{d \log \gamma_p}{d \log \tau} \right) \quad (3)$$

gdzie: γ_p – pozorna szybkość ścinania,
 τ – naprężenia ścinające.

Charakterystyki reologiczne otrzymane eksperymentalnie dla badanego tworzywa, uzyskane w temperaturze 200°C , w zależności od krotności przetwórstwa przedstawiono na rys. 1. Ogólnie wiadomo, że szybkość ścinania w przypadku pomiarów prowadzonych w rzeczywistych warunkach wtryskiwania mieści się w zakresie 10^4 - 10^6 s^{-1} [9]. Wykonane za pomocą reometru pomiary dostarczają informacji na temat zachowania się polimeru tylko w zakresie szybkości ścinania 10^2 - 10^4 s^{-1} (rys. 1.). Aby uzyskać dane w szerszym zakresie, otrzymane doświadczalnie wyniki aproksymuje się za pomocą znanych modeli teoretycznych. W dalszej części pracy do aproksymacji zastosowano 7-parametrowy model Crossa-WLF. Na podstawie danych eksperymentalnych wyznaczono współczynniki dla równania charakteryzującego ten model matematyczny.



Rys. 1. Zależność lepkości od prędkości ścinania w temperaturze 200°C dla tworzywa Moplen HP500N o różnej krotności przetwórstwa wyznaczona eksperymentalnie

Fig. 1. The experimentally predicted viscosity-shear rate curves at 200°C for Moplen HP500N polymer at different reprocessing phases

3. Wyznaczenie parametrów modelu reologicznego Crossa-WLF

Model reologiczny Crossa-WLF jest uznawany za model zapewniający wysoką dokładność aproksymacji danych eksperymentalnych. W komercyjnym pakiecie oprogramowania Autodesk Moldflow Insight 7-parametrowy model od lat jest podstawowym modelem matematycznym opisującym właściwości reologiczne polimerów. Pozwala on obliczać wartości lepkości w dowolnej temperaturze. W modelu tym lepkość jest funkcją temperatury, ciśnienia i szybkości ścinania. Niestety podstawowym problemem jego wykorzystania jest trudność związana z określeniem wartości parametrów zależnych. W modelu tym lepkość polimeru opisuje równanie Crossa:

$$\eta(\gamma, T, p) = \frac{\eta_0(T, p)}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \gamma}{\tau^*} \right)^{1-n}} \quad (4)$$

Lepkość zerowa η_0 jest obliczana z równań Williama-Landela-Ferry'ego (WLF):

$$\eta_0(T, p) = D_1 \cdot \exp \left[- \frac{A_1 \cdot (T - T_g)}{A_2 + (T - T_g)} \right] \quad (5)$$

$$T^* = D_2 + D_3 \cdot p \quad (6)$$

$$A_2 = \tilde{A}_2 + D_3 \cdot p \quad (7)$$

$$D_2 = T_g \quad (8)$$

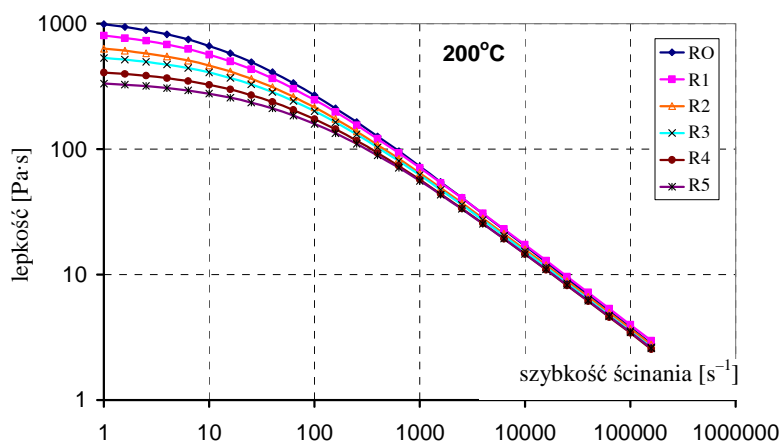
$$D_3 = \frac{\partial T_g}{\partial p} \quad (9)$$

gdzie: p – ciśnienie,

n, τ^* – parametry zależne modelu (τ^* – naprężenie styczne, przy którym plastyczno-płynne tworzywo zaczyna wykazywać właściwości płynu rozrzedzonego ścinaniem, n – wykładnik płynięcia),

T – temperatura,

T^* – temperatura zeszklenia polimeru,



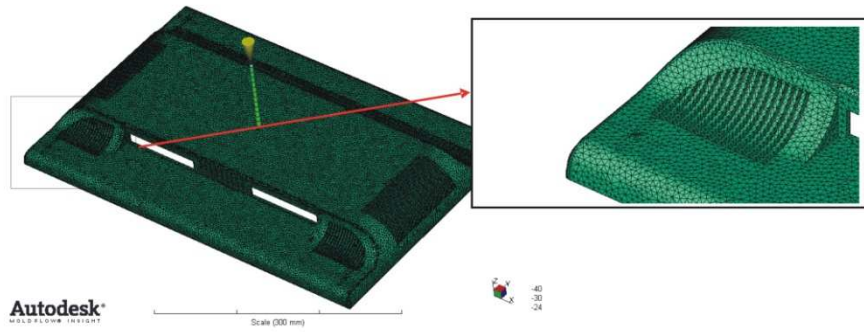
Rys. 2. Zależność lepkości od prędkości ścinania w temperaturze 200°C dla tworzywa Moplen HP500N o różnej krotności przetwórstwa wg 7-parametrowego modelu Crossa-WLF

Fig. 2. The viscosity – shear rate curves at 200°C for Moplen HP500N polymer at different reprocessing phases acc. to 7-parameters Cross-WLF model

4. Symulacje numeryczne

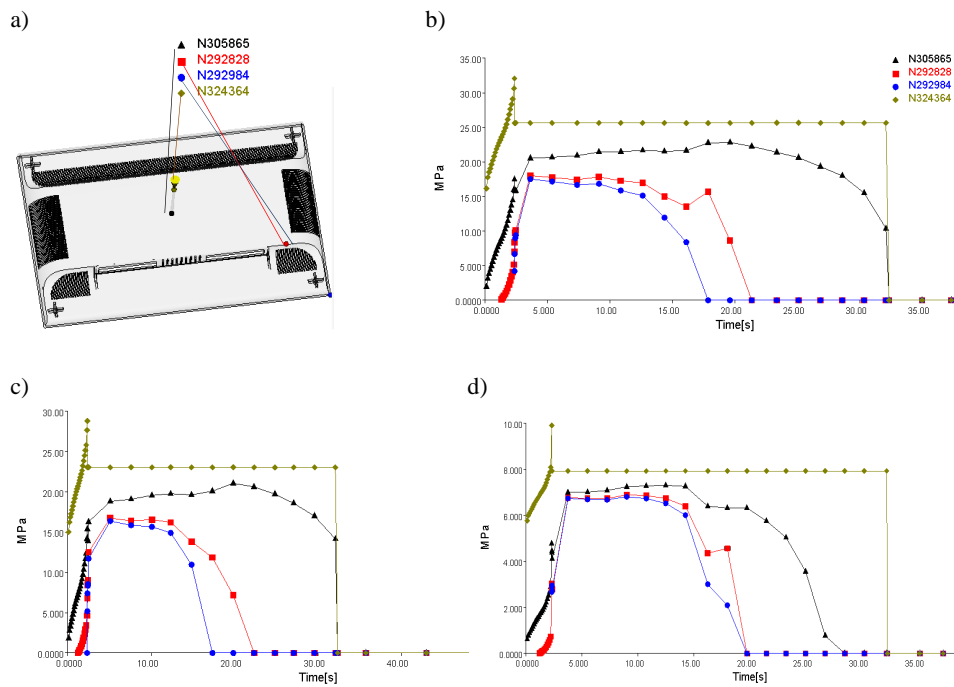
Symulacje numeryczne procesu wtryskiwania wykonano w systemie Autodesk Moldflow Insight 2013. Analizowany model wypraski to tylna pokrywa monitora komputerowego LCD 21". Wymiary gabarytowe wypraski to: 496 x 326 x 50 mm, przy maksymalnej grubości ściany równej 3 mm. Model dyskretyzowano w technologii Dual Domain za pomocą 122326 elementów skończonych (ES) typu trójkątnego (rys. 3.). Dla każdej krotności przetwórstwa zostały przeprowadzone symulacje z zachowaniem jednakowych parametrów przetwórczych. Założono temperaturę formy 35°C, temperaturę uplastycznionego tworzywa 235°C. Wypełnienie gniazda formy ustalono w czasie równym 2 s, fazę docisku na poziomie 80% ciśnienia wtrysku i w czasie 30 s, a czas chłodzenia zadano na 20 s.

Podczas analizy wyników uzyskanych z symulacji numerycznych najczęściej uwagi zwrócono na takie reprezentatywne parametry, jak: ciśnienie panujące w gnieździe formy wtryskowej, średnia ważona temperatura na przekroju wypraski, prędkość ścinania, naprężenia ścinające. Przebieg zmian ciśnienia w gnieździe formującym dla wybranych, charakterystycznych węzłów siatki elementów skończonych (np. N305865 – początek tulei wtryskowej, N292984



Rys. 3. Model badanej wypraski z wygenerowaną siatką elementów skończonych i układem wlewowym

Fig. 3. Moulded piece finite elements (FE) model with runner system geometry

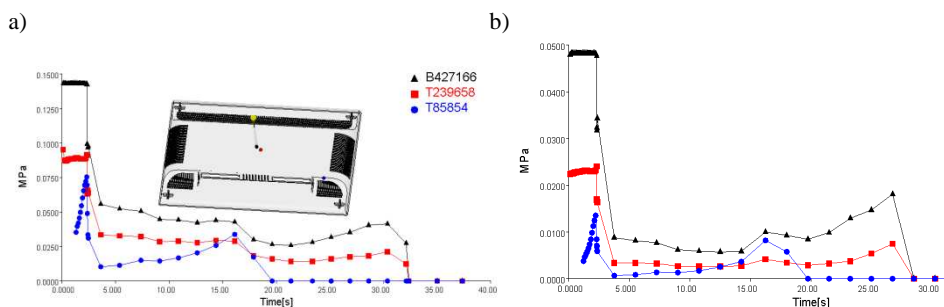


Rys. 4. Zależność zmian ciśnienia w gnieździe formy dla symulacji fazy wypełnienia gniazda: a) lokalizacja wybranych węzłów siatki ES, b) dla granulatu pierwotnego (R0), c) dla recyklatu (R3) przetworzonego trzykrotnie, d) dla recyklatu (R5) przetworzonego pięciokrotnie

Fig. 4. The pressure dependence in the mold cavity during filling phase for chosen FE nodes (a): b) for virgin polymer (R0), c) for reprocessed (R3) three times polymer, d) for reprocessed (R5) five times polymer

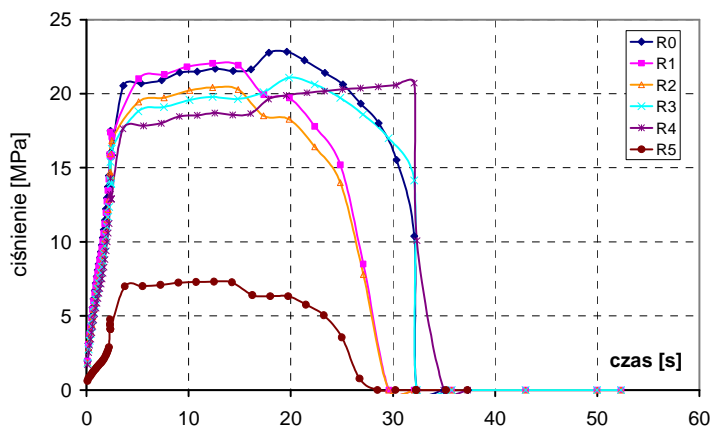
– koniec przekątnej pokrywy odpowiadający maksymalnej drodze płynięcia tworzywa) przedstawiono dla kolejnych krotności przetwórstwa (rys. 4.). Analiza tych wyników potwierdza zmianę profilu i wartości ciśnienia w gnieździe formy wraz z krotnością przetwórstwa tworzywa.

Zaobserwowano również pewne zmiany wartości naprężeń ścinających. Wartość tych naprężeń zmniejszyła się dla pięciokrotnie przetwarzanego tworzywa niemal o 100% (rys. 5.). Potwierdza to znaczny wpływ krotności przetwórstwa na zmianę parametrów stanu tworzywa w formie. Rysunki 6-9. zawierają zestawienie wyników symulacji komputerowych dotyczących stanu two-



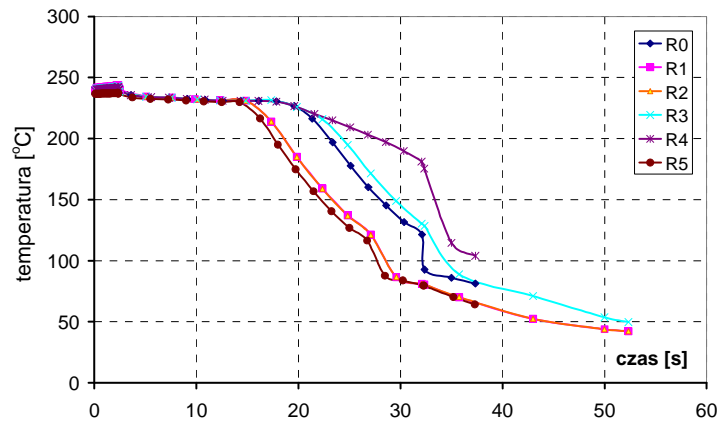
Rys. 5. Naprężenia ścinające dla charakterystycznych obszarów gniazda podczas fazy wypełniania: a) dla granulatu pierwotnego (R0), b) dla recyklatu (R5) przetworzonego pięciokrotnie

Fig. 5. Shear stress versus time for chosen areas of the moulded piece during filling phase for: a) virgin polymer (R0), b) reprocessed (R5) five times polymer



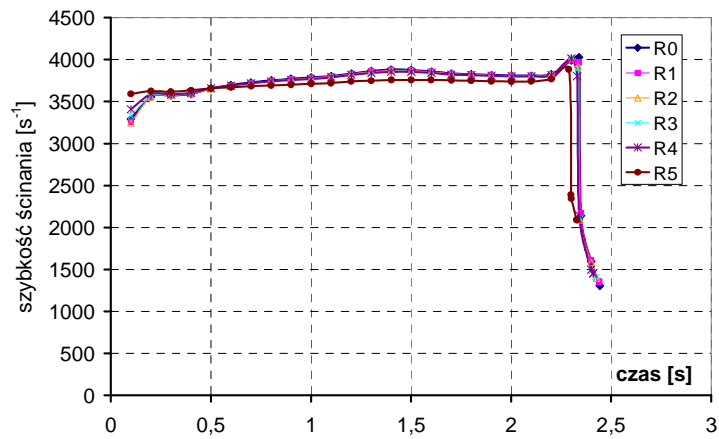
Rys. 6. Zależność zmian ciśnienia od czasu obliczonych na końcu układu wlewowego dla granulatu pierwotnego i recyklatów o różnym stopniu przetwórstwa

Fig. 6. Pressure versus time calculated at the end of the runner system for the virgin and reprocessed polymer



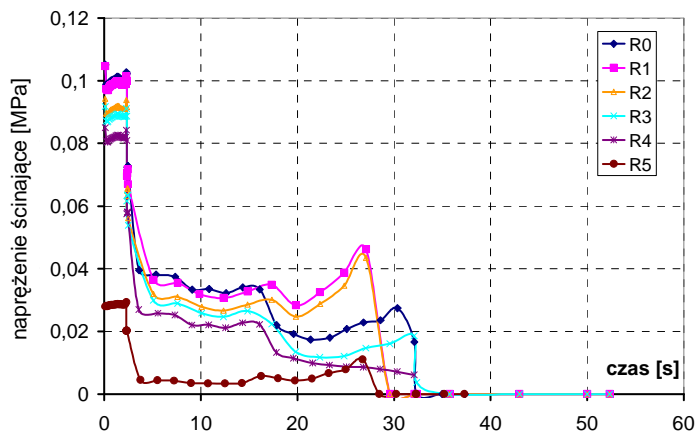
Rys. 7. Zależność zmian średniej ważonej temperatury wypraski od czasu dla granulatu pierwotnego i recyklatów o różnym stopniu przetwórstwa

Fig. 7. Bulk temperature calculated for the virgin and reprocessed polymer



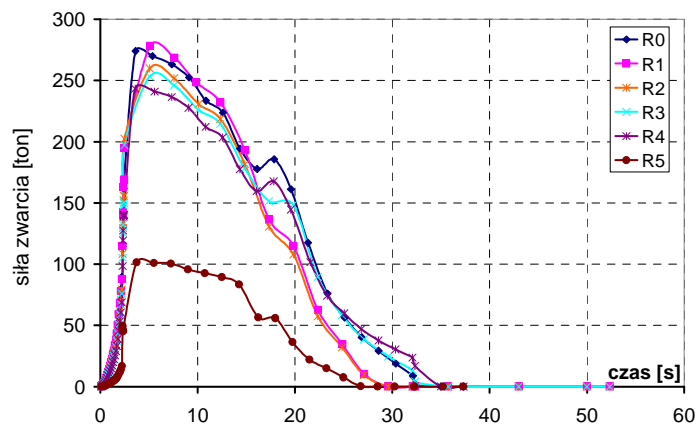
Rys. 8. Zależność zmian szybkości ścinania od czasu obliczonych na końcu układu wlewowego dla granulatu pierwotnego i recyklatów o różnym stopniu przetwórstwa

Fig. 8. Shear rate versus time calculated at the end of the runner system for the virgin and reprocessed polymer



Rys. 9. Zależność zmian naprężeń ścinających od czasu obliczonych na końcu układu wlewowego dla granulatu pierwotnego i recyklatów o różnym stopniu przetwórstwa

Fig. 9. Shear stress versus time calculated at the end of the runner system for the virgin and reprocessed polymer



Rys. 10. Zmiany siły zwarcia formy w czasie dla różnych krotności przetwórstwa tworzywa

Fig. 10. Clamping force for virgin and reprocessed polymer

rzywa w gnieździe formy wtryskowej dla charakterystycznego węzła N309391 (węzeł końcowy układu wlewowego) i elementu T383712, odpowiadającemu temu obszarowi w odniesieniu do wszystkich analizowanych krotności przetwórstwa tworzywa. Zmiana parametrów tworzywa w gnieździe formy skutkuje przede wszystkim zmianą wartości siły zwarcia formy. Jej wartość ulega znacznym zmianom (do 100%, rys. 10.). W niektórych procesach technologicznych tak duża różnica w wartości siły maksymalnej prowadzi do zmiany maszyny do przetwórstwa, umożliwiając pożądaną redukcję kosztów produkcji.

5. Wnioski

Na podstawie analizy wyników badań stwierdzono, że wraz z krotnością przetwórstwa zmniejsza się lepkość, co ma związek z degradacją mechaniczną i termiczną łańcuchów polimerowych podczas procesu przetwórstwa. Potwierdzają to przeprowadzone badania reometryczne, wykazujące zmianę charakterystyki przetwórczej badanego polimeru. Na podstawie wykonanych symulacji numerycznych stwierdzono:

- symulacje numeryczne pokazują spadek ciśnienia w gnieździe formy; w skrajnym przypadku wartość ciśnienia uległa zmniejszeniu o ponad 100% (seria R5) w porównaniu z wartością ciśnienia obliczoną dla granulatu pierwotnego,
- rozkład temperatury na przekroju wypraski dla wszystkich krotności przetwórstwa jest zbliżony przez pierwsze 15 s; po tym czasie pojawiają się jednak znaczne odchylenia od profilu uzyskanego dla granulatu pierwotnego,
- prędkość ścinania w analizowanych przypadkach niemal się nie zmienia,
- w niemalże wszystkich przypadkach symulacji wartości naprężeń ścinających są do siebie zbliżone, a różnica wyników oscyluje w granicach wynoszących ok. 20%; znacznie większą rozbieżność stwierdzono dla recyklatu R5.

Reasumując, należy stwierdzić, że wyniki uzyskane z badań oraz symulacji są zbieżne ze spodziewanymi trendami, na które wskazywały zmiany wskaźnika szybkości płynięcia MFR. Wśród analizowanych czynników w znaczący sposób zmianie ulega ciśnienie w gnieździe formy i naprężenie ścinające. Krotność przetwórstwa wpływa więc na właściwości reologiczne tworzywa (różnice w przebiegu krzywych lepkości). W przypadku wykonywania dokładnych obliczeń należy więc (o ile jest to możliwe) wykonywać badania reometryczne recyklatu celem ustalenia jego rzeczywistej charakterystyki reologicznej. Posługiwanie się charakterystykami przetwórczymi wyznaczonymi dla granulatu pierwotnego podczas przetwarzania recyklatu może spowodować, w zależności od krotności przetwórstwa tworzywa, istotne błędy obliczeniowe.

Oprócz charakterystyki reologicznej tworzywa polimerowego zmianom niewątpliwie może ulegać również charakterystyka termodynamiczna typu: ciśnienie – objętość właściwa – temperatura ($p-v-T$). Zakres przedstawionej pracy nie obejmuje analizy zmian objętości właściwej tworzywa polimerowego, która w istotny sposób może wpływać na przebieg fazy docisku w procesie wtryskiwania.

Literatura

- [1] Merkisz-Guranowska A.: Aspekty rozwoju recyklingu w Polsce, Instytut Technologii Eksploatacji w Radomiu – Państwowy Instytut Badawczy, Poznań-Radom 2005.
- [2] Błędzki A. (red.): Recykling materiałów polimerowych, WNT, Warszawa 1997.
- [3] Kijęński J., Błędzki A., Jeziórska R.: Odzysk i recykling materiałów polimerowych, PWN, Warszawa 2011.
- [4] Samujło B., Kowalska B., Rudawska A.: Wybrane właściwości mechaniczne poli-propyleny wielokrotnie przetwarzanego, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Chemia, 20, Rzeszów 2009, 127-130.
- [5] Malinowski R., Szach A.: Wielokrotne przetwarzanie biodegradowalnych tworzyw polimerowych, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Chemia, 20, Rzeszów 2009, 91-94.
- [6] Pielichowski J., Prociak A., Michałowski S., Bogdał D.: Możliwości wykorzystania odpadów wybranych polimerów w produkcji spienionych tworzyw poliuretanowych, Polimery, 55 (2010) 10, 757-763.
- [7] PN-EN ISO 1133: Oznaczanie masowego wskaźnika szybkości płynięcia (MFR) i objętościowego wskaźnika szybkości płynięcia (MVR) tworzyw termoplastycznych.
- [8] Sikora R.: Podstawy przetwórstwa tworzyw polimerowych, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Lubelskiej, Lublin 1992.
- [9] Kłodziński A., Sterzyński T.: Ocena poprawek w pomiarach reometrycznych polietylenu, Polimery, 52 (2007), 583-590.
- [10] Peydro M.A., Juarez D., Crespo J.E., Parres F.: Study of rheological behavior of reprocessing polyamide 6, Annals of the Oradea University, 10 (20) (2011), 4.109-4.116.
- [11] Frącz W.: Przetwórstwo tworzyw polimerowych. Laboratorium, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2011.

Badania eksperymentalne zostały zrealizowane z wykorzystaniem aparatury zakupionej w ramach projektów UDA-RPPK.01.03.00-18-003/10 oraz POPW 01.03.00-18-012/09-00 współfinansowanych ze środków UE the European Union from the European Regional Development Fund within Regional Operational Programme for the Podkarpackie Region for the years 2007-2013.

THE INFLUENCE OF POLYMERS MULTIPLE PROCESSING ON PLASTIC PARAMETERS IN THE INJECTION MOULD

Abstract

The aim of this study was to determine the changes in the rheological properties of the polymers resulting from their multiple re-processing. In the study the polypropylene with trade name: Moplen HP500N, was used. Based on numerical simulation of the injection molding process, made by means commercial code Autodesk Moldflow Insight 2013, there were performed analysis of the influence of the polymer processing properties with different re-processing times on the parameters of plastics in the mould, including: pressure p , the bulk temperature T , shear rate $\dot{\gamma}$ and shear stress τ . Numerical simulation results confirm the validity of the assumption that the technological parameters of the polymer processing should consider changing rheological properties of plastic, related to their multiple reprocessing. An important parameter is the value of the mould clamping force.

Keywords: injection moulding, numerical simulations, recycling of plastics

DOI: 10.7862/rm.2012.2

Luboš KAŠČÁK, Emil SPIŠÁK
Technical University of Košice, Slovakia

CLINCHING AS A NON-STANDARD METHOD FOR JOINING MATERIALS OF DISSIMILAR PROPERTIES

The automotive industry is currently working to accommodate the conflicting requirements of both environmental legislation and customer demands for greater performance and more luxury and safety features, by developing a light-weight and therefore essentially, energy-efficient vehicle. To satisfy these demands, various materials are used in car body production. But it is not always possible to join these materials by common joining method such as resistance spot welding; therefore clinching seems to be possible alternative. The paper dealt with the evaluation of properties of joints made by clinching. The sheets made of the high-strength low-alloy steel H220PD ($a_0 = 0.8$ mm), advanced high strength steel RA-K 40/70+Z100MBO ($a_0 = 0.77$ mm) and the drawing grade steel DX51D+Z ($a_0 = 0.9$ mm) were used for the experiments. The following tests were performed to evaluate the properties of the clinched joints: tensile test and a metallographical analysis.

Keywords: clinching, resistance spot welding, metallographic analysis, automotive industry

1. Introduction

One of the possibilities of decreasing the car weight and consequently lowering the fuel consumption is using various combinations of materials, such as combination of conventional deep-drawn steel sheet and high-strength steel sheet. In the areas, where high passive safety is needed, high-strength steels such as TRIP can be used (Fig. 1). The usage of such steels can significantly reduce the car weight [1].

The increasing use of coated, lightweight and high-strength materials has led the automotive industry to re-examine traditional methods of component assembly [2]. For example, direct welding of dissimilar sheet metals has proven to be difficult or impossible; thus, alternative joining techniques, such as mechanical fastening systems, have attracted increasing interest and applications in recent years. Mechanical fastening encompasses a broad range of methods, from

threaded fasteners to different forms of rivets and mechanical interlocking methods [3].

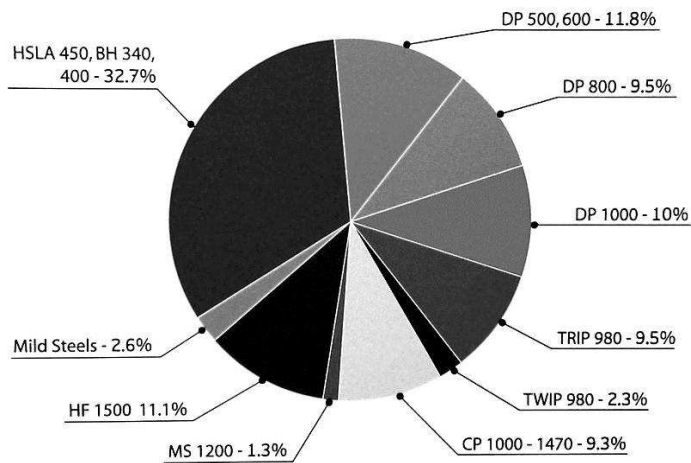


Fig. 1. Various materials used in production of car body (Fiat)

Clinching technology is one of the mechanical fastening methods. Although clinching has been known for many years, only in recent years increased industrial interest in clinching is noticed since the technique was successfully applied to complement or even replace other joining techniques such as, for example, spot welding [4-6]. Clinching does not use any kind of appending joining components. Only a die and a punch are used to press the sheet components to finish the whole joining process. The clinching process is a combination of drawing and forming that locks together sheets metal layers. The blanks are plastically deformed and the shape of the tools remains theoretically unchanged during the clinching processes [7]. The punch is movable, whereas the fixture and the die are fixed during the process (Fig. 2) [8]. The punch force needed for the joining process depends on the thickness and the strength of the materials to be joined, the size of the tools and friction coefficient [6]. The clinching technique has become popular alternative to conventional resistance spot welding due to the growing use of alternative materials, which are difficult or impossible to weld, for example in automotive industry [1]. This technique can be utilized when joining galvanized, painted or organically plated materials; therefore it is successfully used in car-body production (Fig. 3).

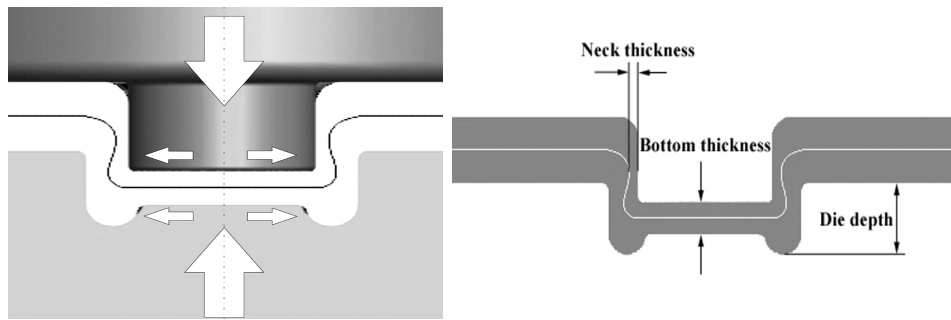


Fig. 2. Process of clinching

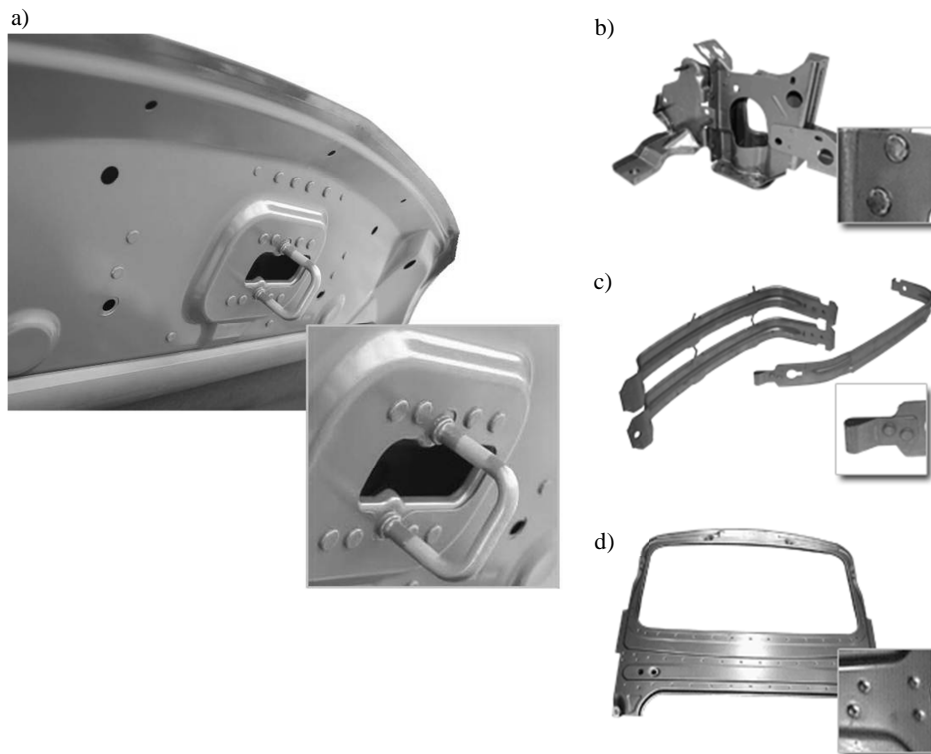


Fig. 3. The examples of using the clinching method: a) car hood, b) brake pedal bracket, c) gas tank straps, d) roof bow

2. Material and experiment

The following steel sheets were used for the experiments: high-strength low-alloy steel H220PD with the thickness of 0.8 mm, advanced high strength

steel RA-K 40/70 with the thickness of 0.77 mm and drawing grade steel DX51D+Z with the thickness of 0.9 mm. Their basic mechanical properties and chemical composition are shown in Table 1 and 2. Mechanical properties of DX51D+Z steel were specified by a producer. The surfaces of all sheets are uniform and their uniformity features good protection capabilities. Moreover, the galvanized coating is lead-free, providing with good anti-corrosion features and preventing galvanic layer fracturing when straining [9].

Table 1. Basic mechanical properties of used steels

Material	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	n
H220PD	238	382	36	0.228
RA-K40/70	450	766	26	0.278
DX51D+Z	180	335	25	0.190

Table 2. Chemical composition [wt %] of used steel sheets

Material	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Ni	Cr
H220PD	0.06	0.7	0.5	0.080	0.025	0.020	0.011	0.017	0.310
RA-K40/70	0.204	1.683	0.198	0.018	0.003	1.731	0.028	0.018	0.055
DX51D	0.064	0.178	0.007	0.016	0.002	0.120	0.041	0.02	0.023
Material	Ti	V	Nb	Mo	Zr				
H220PD	0.037	0.002	0.026	0.005	0.001				
RA-K40/70	0.009	0.004	0.004	0.008	0.007				

According to the orientation of punch and die to the position of upper and lower joined material, following combinations of steel sheets for press joining were used:

- H220PD ($a_0 = 0.80$ mm) and RA-K ($a_0 = 0.77$ mm)*, marked as **samples A**,
- RA-K ($a_0 = 0.77$ mm) and H220PD ($a_0 = 0.80$ mm)*, marked as **samples B**,
- H220PD ($a_0 = 0.80$ mm) and H220PD ($a_0 = 0.80$ mm), marked as **samples C**,
- RA-K ($a_0 = 0.77$ mm) and DX51D ($a_0 = 0.90$ mm)*, marked as **samples D**,
- DX51D ($a_0 = 0.90$ mm) and RA-K ($a_0 = 0.77$ mm)*, marked as **samples E**.

* sheet on the die side of press joining tool

Clinching was performed on the tension machine ZD 40 made by Werkstoffprüfmaschinen Leipzig Company with the loading range of 40 kN. The force needed for joining was 30 kN. The real strength of the joints can only be defined by the use of destructive testing. The tension test according to STN 05 1122 standard (tension test of spot welded joints) is the most popular test for evaluation of carrying capacities of the spot welded joints. Thus, maximum cutting force was determined as a priority strength index. The samples with dimensions of 40 x 90 mm and 30 mm lapping according to STN 05 1122 standard were used for the experiments (Fig. 4). Six samples were prepared for every combination of sheets. The surfaces joined materials have not been cleaned before clinching. The tensile test was carried out on the metal strength testing machine TIRAtest 2300 produced by VEB TIW Rauenstein, with the loading speed of 8 mm/min. The joining process was conducted in the laboratory using own tool. The tools (Fig. 5) used in experimental analysis of clinched joints (punch and die with specified impression) were constant.

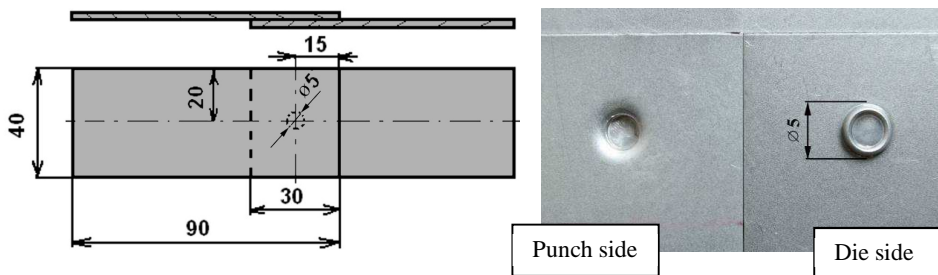


Fig. 4. Dimensions of samples for the tensile test

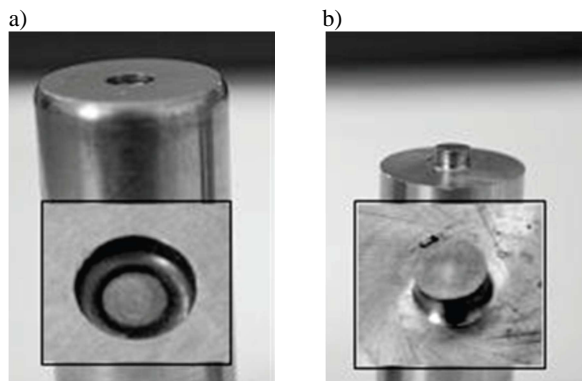


Fig. 5. Clinching tools: a) die, b) punch

Further tests for quality evaluation of clinched joints included the metallographic analysis. The results of carrying capacities of clinched joints were compared with the carrying capacities of resistance spot welded joints.

3. Results

The measured values of carrying capacities of clinched joints after tensile test in comparison with the measured values of carrying capacities of resistance spot welded joints are shown in Table 3. The resistance spot welded joints were made with the optimized values of welding parameters [1, 10]. The resistance spot welds of all observed samples reached higher values of carrying capacities in comparison with clinched joints. On average, the clinched joints reached about 13% (samples A), 18% (samples C) and 21% (samples E) of carrying capacities of resistance spot welds.

Table 3. Measured values of carrying capacities F_{\max}

Sample no	Carrying capacity F_{\max} [N]					
	samples A		samples C		samples E	
	CJ	RSW	CJ	RSW	CJ	RSW
1	939	7310	980	5305	1087	7420
2	985	7641	1008	5290	1584	7644
3	1016	7680	956	5072	1334	7710
4	1080	7172	924	5260	1834	7417
5	1093	7417	973	5238	1973	7565
6	937	7581	978	5177	1658	7513

CJ – clinched joints, RSW – resistance spot welded joints

The carrying capacities of samples B and samples D were not measured, because the clinched joints were not successfully created. Joining failed during clinching process. The upper sheets of both samples RA-K 40/70 steel were cut off in the place of the joint and then pressed to the lower sheet (Fig. 6a).

Successfully created clinched joints failed during tensile test at the neck of the joint as shown in Fig. 6b. There is insufficient material in the neck of the joint, and loading will result in failure in the neck. Excessive elongation in that region of the joint neck causes crack formation. The failures occurred in the critical area of clinched joints. The critical area is the place of the most significant thinning of the joined materials. The average value of carrying capacities of samples A was 1008 N. The cracks in the RA-K steel were observed on the die side (Fig. 7), which could possibly have a negative effect – on dynamic load or corrosion resistance. The values of carrying capacity of samples A are similar to

the values measured in clinched joints of the common drawing grade steel sheets, as was published in [7].

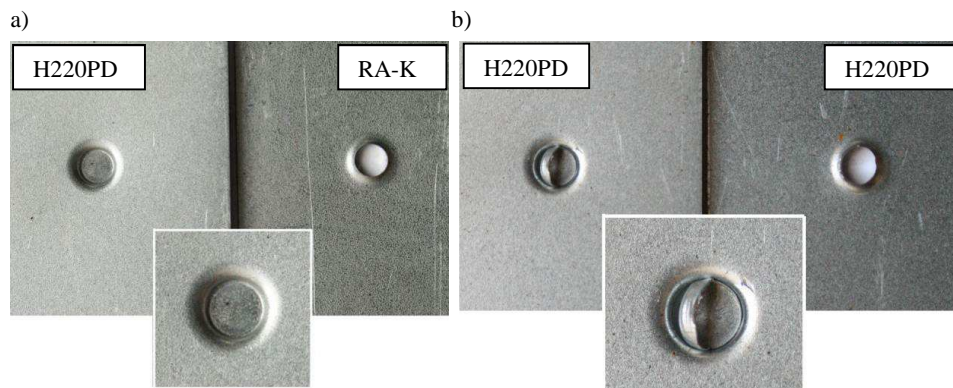


Fig. 6. Failures of clinched joints: a) sample D, b) sample C

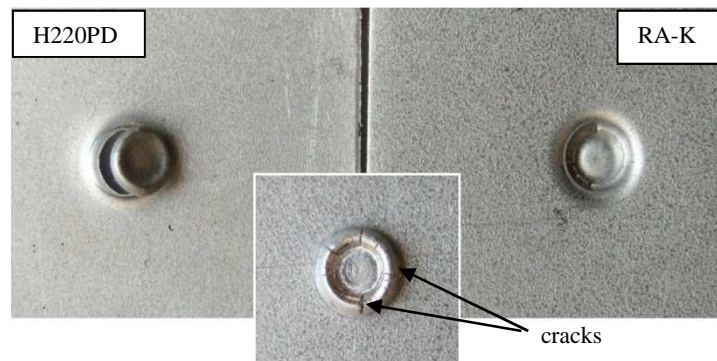


Fig. 7. Failures of clinched joint of sample A

The average value of carrying capacity of samples C was 970 N. No cracks occurred in the place of the joint from the side of the die. The carrying capacity values of samples C are similar to the values measured in clinched joints of common drawing grade steel sheets. The average value of carrying capacity of samples E was 1578 N. Cracks in the RA-K steel on the die side were observed, similar to those in sample A. The measured values of carrying capacity of samples E are higher than those of samples A and C, which is probably caused by the thicker material of the upper sheet in the joint – 0.9 mm. Figure 8 shows the obtained load-displacement curves of clinched joints of all successfully made samples – A, C, and E. The curve shapes of samples A and C are very similar as

well as the values of their carrying capacities. The metallographic analysis confirmed that the area with the most significant thinning in the joint is its critical area (Fig. 9). Failures occurred in such areas during tensile tests of samples A, C and E, and during the clinching process in samples B and D. The metallographic analysis confirmed the occurrence of cracks in the RA-K steel on the die side of the joints in the round part (Fig. 10).

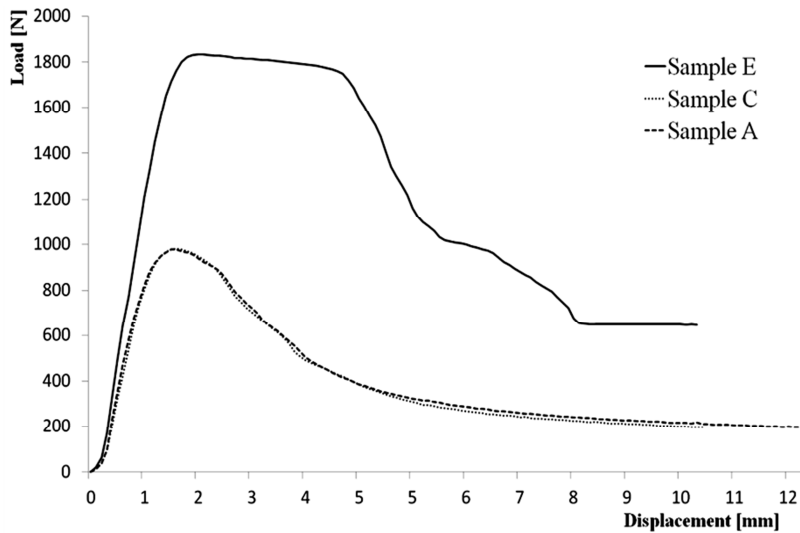


Fig. 8. Load-displacement curves of clinched joints

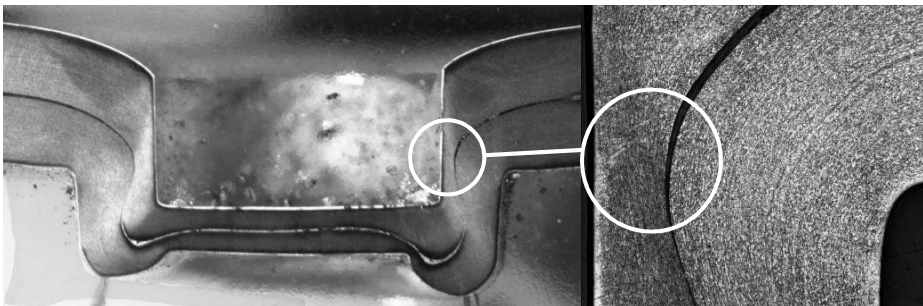


Fig. 9. The critical area of clinched joint

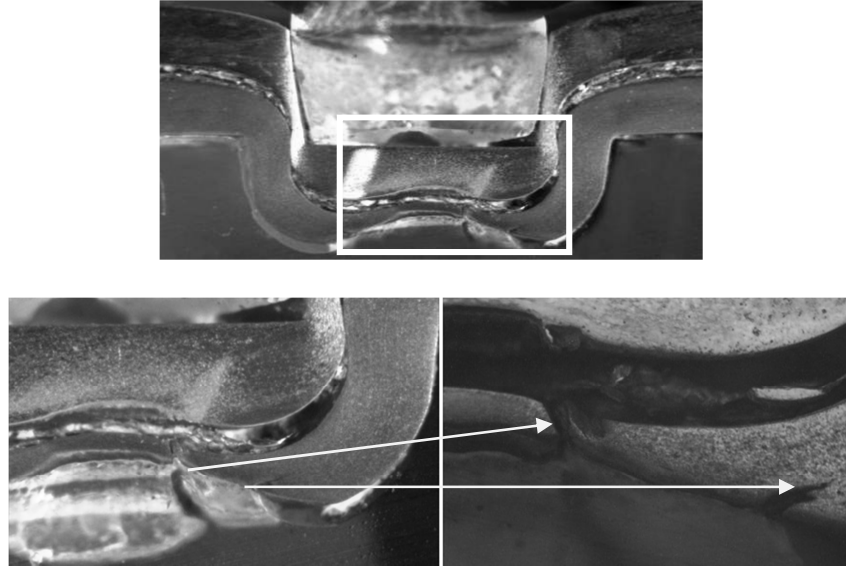


Fig. 10. The cracks in RA-K steel on the side of die – sample A

4. Conclusions

Various materials are used in car body production. Numerous issues arise not only in their formation but also in joining. It is not always possible to use conventional joining methods such as resistance spot welding; therefore clinching method seems to be possible alternative. The paper evaluated the properties of joints made by clinching method focusing on the high-strength low-alloy steel H220PD, advanced high strength steel RA-K 40/70+Z100MBO and the drawing grade steel DX51D+Z ($a_0 = 0.9$ mm).

Orientation of joined materials regarding the position of the punch and die has a significant effect on the carrying capacities of the joints. The material combinations of RA-K 40/70 with H220PD as well as RA-K 40/70 with DX51D, where RA-K steel is situated towards the punch, are not suitable for clinching with observed geometry of tools (with specified punch and die), because the joints were not created. The failures already occur during the clinching process in the critical areas of joints. The same material combinations where RA-K steel is oriented towards the die proved to be unsuitable for joining by clinching, even though joints were created, because occurring of cracks in RA-K steel. The cracks could negatively affect the joints (especially during dynamic load) even decrease the corrosion resistance of the joints.

Combination of H220PD materials was the only combination that proved to be suitable for joining with the tools of observed geometry. The carrying capaci-

ties of these samples were sufficient and the metallographical analysis confirmed no occurrence of cracks or failures in the area of clinched joints.

Next study should be focused on the possibility to make successful clinched joints of material combination of RA-K with H220PD and RA-K with DX51D with the optimized tool geometry for every material combination or focused on the clinching when joined materials are heated before clinching process.

References

- [1] Spišák E., Kaščák L., Viňáš J.: Research into properties of joints of combined materials made by resistance spot welding, *Chemické Listy*, 105 (2011), 488-490.
- [2] Kaščák L., Spišák E., Mucha J.: Joining of steel sheets for automotive industry using press joining method, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, 273, *Mechanika*, 80 (2010), 121-126.
- [3] Abe Y., Kato T., Mori K.: Joinability of aluminium alloy and mild steel sheets by self-piercing rivet, *J. Mat. Proc. Technol.*, 177 (2006), 417-421.
- [4] Nong N. et.al.: Feipeg: Research on press joining technology for automotive metallic sheets, *J. Mat. Proc. Technol.*, 137 (2003), 159-163.
- [5] Atzeni E., Ippolito R., Settineri L.: Experimental and numerical appraisal of self-piercing riveting, *CIRP Annals*, 582 (2009), 17-20.
- [6] Spišák E., Kaščák L.: Joining car body steel sheets using the clinching method, *Acta Mech. Slovaca*, 15 (2011), 28-34.
- [7] Varis J.P.: The suitability of clinching as a joining method for high-strength structural steel, *J. Mat. Proc. Technol.*, 132 (2003), 242-249.
- [8] Paula de A.A. et.al.: Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets, *J. Mat. Proc. Technol.*, 182 (2007), 352-357.
- [9] Vaško A., Belan J.: Applications of methods of quantitative metallography in materials engineering, *Int. J. Applied Mech. Engn.*, 15 (2010), 405-410.
- [10] Kaščák L., Viňáš J.: Influence of welding parameters of resistance spot welding on the quality of welded joints, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, 273, *Mechanika*, 80 (2010), 127-134.

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No APVV-0682-11.

KLINCZOWANIE JAKO NIESTANDARDOWA METODA ŁĄCZENIA MATERIAŁÓW O ODMIENNYCH WŁAŚCIWOŚCIACH

Streszczenie

Przemysł samochodowy jest obecnie skupiony na spełnianiu sprzecznych wymagań przepisów ochrony środowiska oraz potrzeb klientów w zakresie poprawy komfortu i cech bezpieczeństwa przez rozwijanie produkcji samochodów o lekkiej konstrukcji, a zatem energooszczędnych.

Spełnienie tych wymagań jest możliwe przez wprowadzenie różnych materiałów do produkcji karoserii samochodowych. Łączenie tych materiałów za pomocą powszechnie stosowanej metody zgrzewania oporowego nie jest zawsze możliwe, dlatego klinczowanie wydaje się być metodą alternatywną. Artykuł przedstawia ocenę właściwości połączeń wykonanych metodą klinczowania. W badaniach eksperymentalnych wykorzystano blachy ze stali wysokowytrzymałej niskowęglowej H220PD ($a_0 = 0,8$ mm), wielofazową stal wysokowytrzymałą RA-K 40/70+Z100MBO ($a_0 = 0,77$ mm) i stal przeznaczoną do tłoczenia DX51D+Z ($a_0 = 0,9$ mm). Właściwości połączeń klinczowych oceniano podczas próby rozciągania i analizy metalograficznej.

Słowa kluczowe: przemysł samochodowy, klinczowanie, zgrzewanie oporowe, badania metalograficzne

DOI: 10.7862/rm.2012.3

Luboš KAŠČÁK, Ján VIŇÁŠ, Emil SPIŠÁK
Technical University of Košice, Slovakia

DELTASPOT AS AN INNOVATIVE METHOD OF RESISTANCE SPOT WELDING

Resistance spot welding has established itself across a wide range of industries as a cost-effective method for joining steel sheets. In modern vehicle manufacturing in particular, steel sheets of varying strengths, quality and surface treatment need to be joined. One of the problems of resistance spot welding in the automotive industry is the lifetime of welding electrode tips. The new innovative method of resistance spot welding DeltaSpot should solve this problem by using the special process tape between welding electrodes and joining materials. The paper describes the principle of DeltaSpot welding method and evaluates the properties of DeltaSpot joints made by combination of galvanized steel sheets DX51D+Z ($a_0 = 0.9$ mm) and RA-K 40/70+Z100MBO ($a_0 = 0.77$ mm). The basic mechanical properties of welded joints were evaluated. Some samples were prepared for metallographic analysis where the influence of the welding parameters on the structure of welded joint was observed. The properties of DeltaSpot joint were compared to the properties of standard resistance spot joints.

Keywords: galvanized steel sheets, resistance spot welding, Delta Spot welding, metallographic analysis

1. Introduction

Resistance spot welding is a joining process for thin metal sheets during which, in contrast to other welding processes, no filler metals or fluxes are used [1]. Instead, pressure exerted by electrodes joins the contacting metal surfaces via heat obtained from resistance to the electrical current flow. Resistance spot welding provides accelerated speed and adaptability for automation in high-volume and high-rate production; however, the technique suffers from inconsistent quality between welds due to the complexity of the process itself and many variables involved in the joining process [2]. Further implementation and improvement of existing process, including weld quality and time improvement, electrode life extension, maintenance cost reduction and development of new techniques for resistance spot welding, will greatly impact on the above noted industries due to the large numbers of spot welds they perform in their manufacturing processes [3, 4].

2. Principle of deltaspot welding

Schematic of standard resistance spot welding method is shown in Fig. 1. When the metal sheets are brought into contact due to the pressure applied by both electrodes, the AC current flows through the sheets with the presence of electrical resistance between the sheets. The electrical energy is converted into heat mainly at the faying surface between the sheets being welded. Due to the large and fast increasing rate of welding current used in the process, the temperature increases rapidly and causes the metal sheets to melt at the faying surface. A weld nugget is formed after the solidification of fusion zone and hence two sheets are joined together. Normally, the electrodes are water-cooled to prevent the electrodes from sticking onto the sheet surface [1, 5].

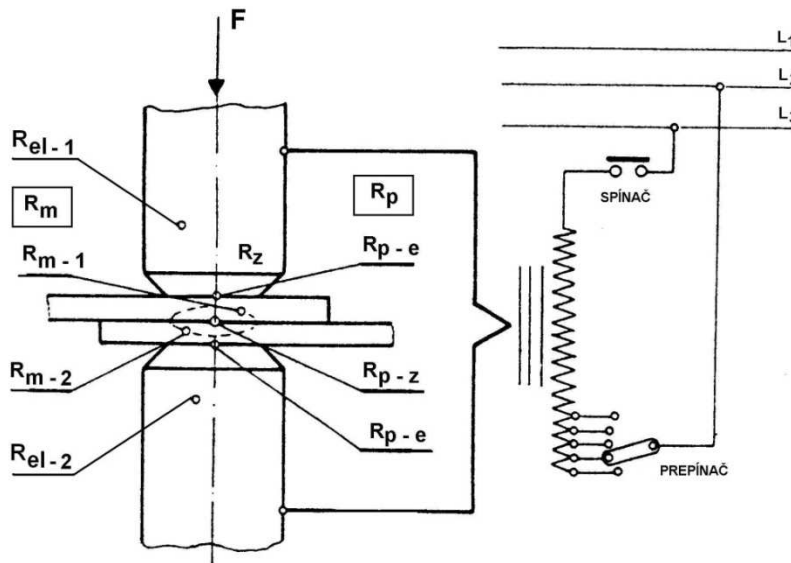


Fig. 1. Scheme of standard resistance spot welding

Figure 1 shows that between two electrodes, a series of electrical resistance exists. The total resistance consists of two parts: the bulk resistance including R_{el-1} and R_{el-2} of the electrodes and R_{m-1} and R_{m-2} of the material and the contact resistance values R_{p-e} and R_{p-z} represent the contact area at electrode to sheet and sheet to sheet interfaces. Bulk resistance is a function of temperature. All metals exhibit a positive temperature coefficient, which means that their bulk resistance increases with temperature. Bulk resistance becomes a factor in longer welds. Contact resistance is a function of the extent to which two surfaces mate intimately or come in contact. Contact resistance is an important factor in the first few milliseconds of a weld [6, 7].

These resistances change during welding. The electrical resistance of metals increases with increasing temperature. This increase in resistance boosts the generation of heat, causing even more temperature increase. The change in electrical resistance is most dramatic at the contact interface between the work piece parts where the weld nugget is formed. Due to joule heating the temperature at the interface rises until the material melts and the interface breaks down [8].

The defining feature of DeltaSpot is the robot welding gun with running process tape that runs between the electrodes and the sheets being joined. The continuous forwards movement of the process tape results in an uninterrupted process producing constant quality over a number of shifts (Fig. 2). This results in precision in the welding process and high electrode service life. Regular cap cutting of electrodes is no longer necessary. The process tape means that electrodes are effectively protected against wear and deposits from sheet coatings. This means that constant quality and reproducible welding points are assured over multiple production shifts.

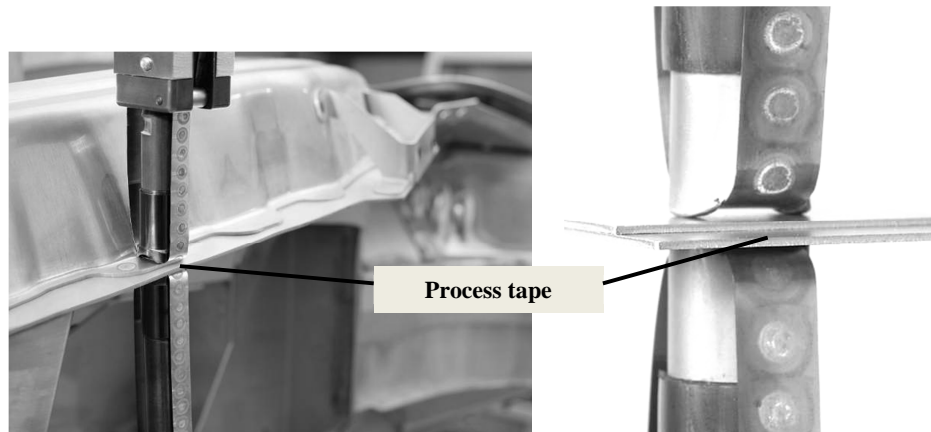


Fig. 2. Process tape of DeltaSpot welding, elaborated based on [9]

The process tape transfers the welding current and, at the same time, protects the contact surfaces of the electrodes from contamination by zinc, aluminium or organic residues. This protection results in a significantly increased service life for electrodes. The process tape provides indirect sheet contact producing a largely spatter-free welding result. It eliminates the otherwise unavoidable rework necessary to meet new quality standards. The process tape needs to be replaced infrequently and this takes little time and effort. In normal use, the process tape produces 7 000 welding points. If every segment of the welding tape is used two or three times, the service life can be extended accordingly [9].

Figure 3 shows DeltaSpot welding and influence of using the process tape on the total resistance. In the comparison with standard resistance spot welding,

the bulk resistance R_{p-1} and R_{p-2} of the process tape as well as the contact resistance R_{p-p} between process tape and electrode are taken into the account.

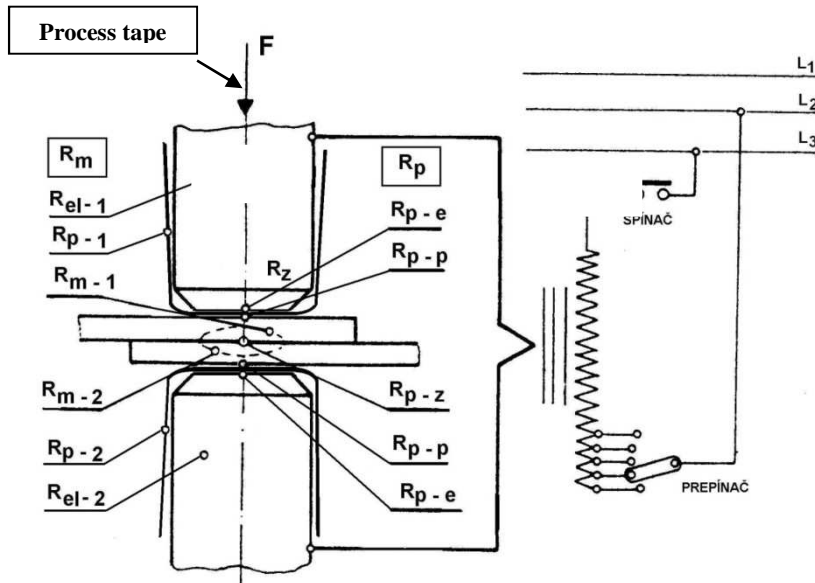


Fig. 3. Scheme of DeltaSpot welding using process tape

The process tape transfers the welding current and, at the same time, protects the contact surfaces of the electrodes from contamination by zinc, aluminium or organic residues. This protection results in a significantly increased service life for electrodes. The process tape provides indirect sheet contact producing a largely spatter-free welding result. It eliminates the otherwise unavoidable rework necessary to meet new quality standards. The process tape needs to be replaced infrequently and this takes little time and effort. In normal use, the process tape produces 7 000 welding points. If every segment of the welding tape is used two or three times, the service life can be extended accordingly.

3. Material and experiment

Double-sided hot-dip galvanized steel sheets RA-K 40/70+Z100MBO of 0.77 mm thickness made by Voestalpine Austria, and DX51D + Z (EN 10142/2000) of 0.9 mm thickness made by U.S.Steel Košice were used for the experiments. Average thicknesses of zinc coatings measured by contact thickness gauge Quanix were as follows:

- RA-K 40/70+Z100MBO – 18.2 μm ,
- DX51D + Z (EN 10142/2000) – 16.8 μm .

The basic mechanical properties of the observed materials declared by the producers and their chemical compositions are shown in Table 1 and 2.

The samples with dimensions of 40 x 92 mm and 32 mm lapping according to DIN 50 124 standard were used for the experiments (Fig. 4). Six samples were prepared for every combination of sheets.

Table 1. Basic mechanical properties of used steels

Material	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	n_{90}
RA-K40/70	450	766	26	0.278
DX51D+Z	≥ 140	270-500	≥ 22	*

* – not specified by producer

Table 2. Chemical composition [wt %] of used steel sheets

Material	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Ni	Cr
RA-K40/70	0.204	1.683	0.198	0.018	0.003	1.731	0.028	0.018	0.055
DX51D	0.64	0.178	0.007	0.016	0.002	0.120	0.041	0.02	0.023
	Ti	V	Nb	Mo	Zr				
RA-K40/70	0.009	0.004	0.004	0.008	0.007				
DX51D	0.002	-	-	-	-				

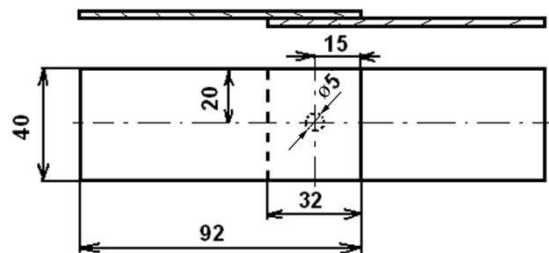


Fig. 4. Dimensions of samples for the tensile test and principle of clinching

The samples with the DeltaSpot welds were made in the affiliated company of Fronius in Austria. Standard resistance spot welding was carried out with the pneumatic spot welding-machine BPK 20 of VTS ELEKTRO Bratislava producer. CuCr welding electrodes were used for welding, according to ON 42 3039.71 standard. The diameter of working area of the electrodes was 5 mm.

The parameters of both methods of resistance spot welding (Table 3) were determined according to the recommended welding parameters by IIW – International Institute of Welding, adapted to welding machines, technology of DeltaSpot – process tape occurrence and its possibilities. The welding parameters for standard resistance spot welding were optimized and published in [10, 11].

Table 3. Spot welding parameters of both welding methods

Parameters Methods	F_z [kN]	I [kA]	t [periods]
Standard RSW	4	6	12
DeltaSpot RSW	3	11	20

F_z – welding pressing force, I – welding current, t – welding time (RSW – resistance spot welding)

The peak load and the failure energy were extracted from the load displacement curve. Failure mode was determined from the failed samples. Samples for metallographic examination were prepared using standard metallography procedure with metallographical scratch patterns prepared according to ISO 6507-1 and ISO 6507-2 standards on Olympus TH 4-200 microscope. The samples were etched in 3% solution of HNO₃ [12]. Optical microscopy was used to examine the sample microstructures.

4. Results

The measured values of carrying capacities F_{\max} of resistance spot welded joints of both methods are shown in Table 4. Tensile tests were executed under displacement control conditions on the specimen configurations in order to characterise the static behaviour of the joints and to estimate the ultimate tensile strength. The maximum shearing load was the most significant value obtained from the „load-displacement” curves (Fig. 5). The form of the curves indicates the behaviour of the joints under loading, especially capacity for deformation.

The carrying capacities of DeltaSpot welds and standard spot welds are almost of the same values. Differences between methods were observed in the marks of welding tips (Fig. 6). The obvious marks of welding tips with the typical layer of brass were observed on the surfaces of samples made by standard spot welding in comparison to DeltaSpot welded samples. The standard brass layer was created by diffusion process of Cu in electrodes and Zn in surface coatings of joined steels and has significant effect on the lifetime of welding tips [13].

Table 4. Measured values of carrying capacities F_{\max} of resistance spot welded joints

Sample no	F_{\max} [N] of Standard RSW	F_{\max} [N] of DeltaSpot RSW
1	7310	7420
2	7402	7635
3	7513	7610
4	6974	7419
5	7074	7590

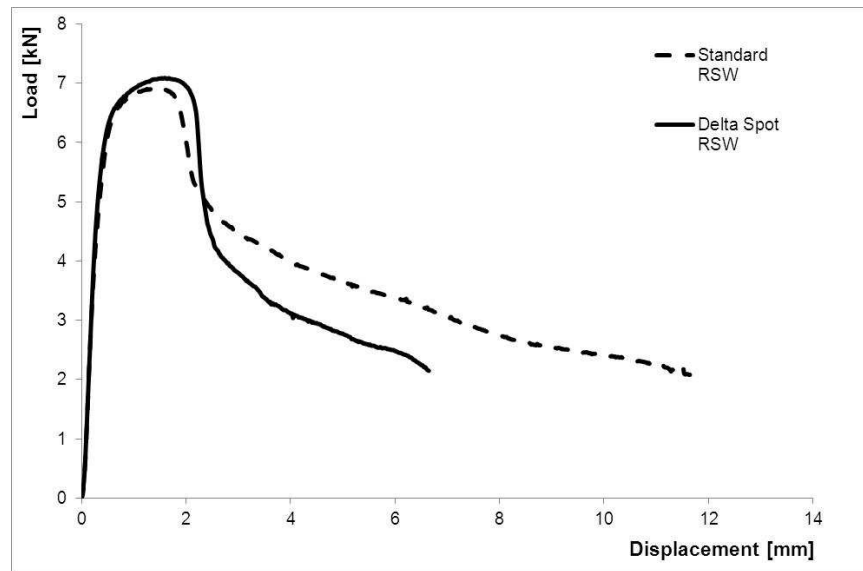


Fig. 5. Load-displacement curves of spot welded joints after tensile test

Only one type of the joint occurs in both methods of resistance spot welding – fusion welded joint, where the weld nugget was pull-out from RA-K steel sheet (Fig. 7). The macrostructures of welded joints of both methods are shown in Fig. 8. There are no significant differences between the samples; typical shape of spot welds was observed. The metallographic analysis confirmed formation of fusion welded joints with characteristic areas of weld metal, heat affected zone and base material (Fig. 9a). The base material of DX51D consists of a fine-grained ferrite-perlite structure. The microstructure of the RA-K steel base material consists of a fine-grained multi-phase structure with dominant ferrite component, bainite and retained austenite segregated on boundaries of ferrite grains. The macrostructures of a weld joint show a characteristic dendrite structure typical for resistance spot welds. The microscopic observation of macrostructures of the welds shows no pores and cavities occurring in the weld metal. Figure 9b

shows microstructure of DeltaSpot sample in the middle of weld nugget. The microstructure of weld metal consists of mostly fine-grained martensite arranged in typical lamellar formations. Such lamellar formations prevent the austenite from transformation; therefore the retained austenite occurs in the microstructure. Besides martensite, also ferrite and both forms of bainite occur in the microstructure of weld metal.

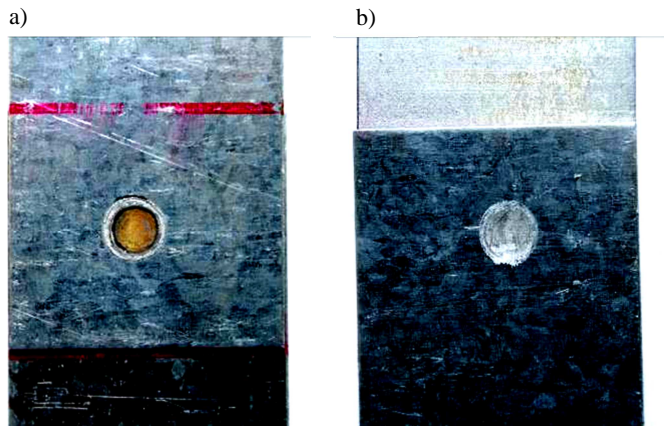


Fig. 6. Marks of welding tips: a) standard RSW, b) DeltaSpot RSW

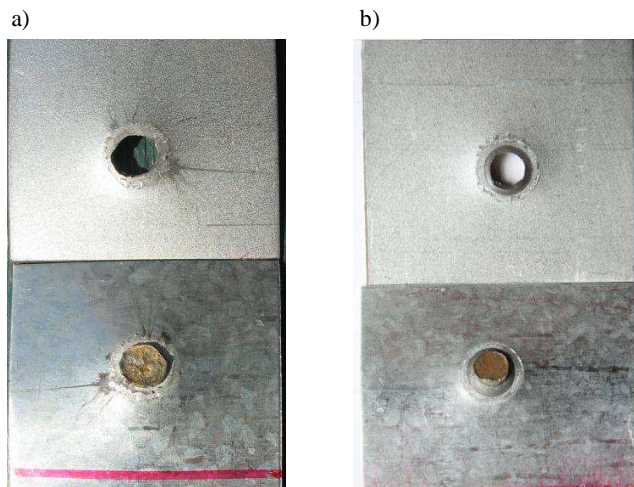


Fig. 7. Welded samples after tensile test: a) standard RSW, b) DeltaSpot RSW

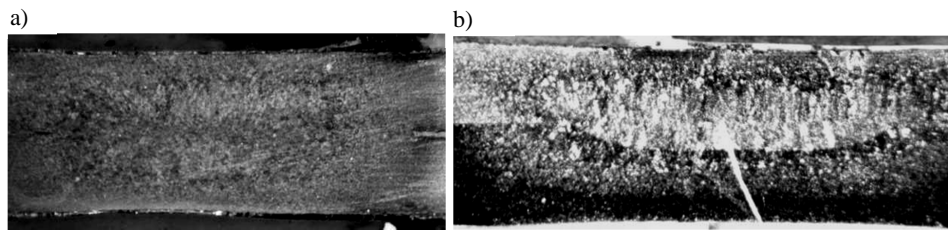


Fig. 8. Macrostructure of welded joints: a) standard RSW, b) DeltaSpot RSW

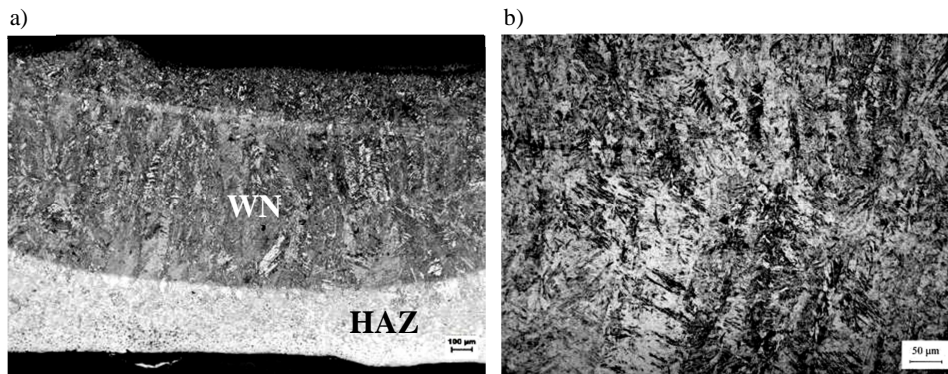


Fig. 9. Microstructure of DeltaSpot weld: a) weld nugget (WN) and heat affected zone (HAZ), b) weld nugget

5. Conclusions

Nowadays, the requirement for automobile weight reduction has brought many new types of advanced high-strength steels (AHSS) to automobile industry. A recent research in Europe showed that the use of AHSS could significantly reduce the weight of automobile (about 25%). Resistance spot welding has great importance to automobile industry for it accomplishes about 90% of car body assembly. The paper evaluated the properties of joints made by new innovative method of resistance spot welding known as DeltaSpot. The advanced high strength steel RA-K 40/70+Z100MBO ($a_0 = 0.77$ mm) and the drawing grade steel DX51D+Z ($a_0 = 0.9$ mm) were used for experiments. On the basis of the conducted experiment, the following conclusions can be formed:

1. Only fusion welded joints occur in the samples made by DeltaSpot welding with characteristic areas of weld metal, heat affected zone and base material.
2. No crack or failures were observed in the microstructures of welded joints.
3. The using of the process tape causes that electrodes are effectively protected against wear and deposits from the sheet coatings.

4. The carrying capacities of DeltaSpot welds were on the same values as the carrying capacities of standard resistance spot welding.

References

- [1] Zhang H., Senkara J.: Resistance welding: Fundamentals and applications, Taylor & Francis Group, New York 2006.
- [2] Florea R.S. et.al.: Resistance spot welding of 6061-T6 aluminum: Failures loads and deformation, Mater. Design, 34 (2012), 624-630.
- [3] Williams N.T., Parker J.D.: Review of resistance spot welding of steels sheets. Part. 1: Factors influencing electrode life, Int. Materials Reviews, 49 (2004), 45-75.
- [4] Williams N.T., Parker J.D.: Review of resistance spot welding of steels sheets. Part. 2: Modelling and control of weld nugget formation, Int. Materials Reviews, 49 (2004), 77-108.
- [5] Ling S-F., Wan L-X., Wongn Y-R., Li D-N.: Input electrical impedance as quality monitoring signature for characterizing resistance spot welding, NDT&E International, 43 (2010), 200-205.
- [6] Viňáš J., Kaščák L., Ábel M.: Influence of welding parameters on the quality of spot welds of high-strength steels, Int. Conf. Innovative Technologies, Prague 2010, 405-408.
- [7] Kaščák L., Viňáš J.: Influence of welding parameters of resistance spot welding on the quality of welded joints, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, 273, Mechanika, 80(2010), 127-134.
- [8] Kaščák L., Brezinová J., Halama M., Viňáš J.: Quality evaluation of resistance spot welds of hot-dip galvanized sheets in corrosive environment, Chemické Listy, 105 (2011), 709-712.
- [9] DeltaSpot – A new spot welding process for the automotive industry, Fronius Company.
- [10] Vaško A., Belan J.: Applications of methods of quantitative metallography in materials engineering, Int. J. Appl. Mech. Engn., 15 (2010), 405-410.
- [11] Spišák E., Kaščák L., Viňáš J.: Research into properties of joints of combined materials made by resistance spot welding, Chemické Listy, 105 (2011), 488-490.
- [12] Kaščák L., Viňáš J.: Evaluation of properties of spot welds made by combination of high-strength and deep-drawing steels, Acta Mechanica Slovaca, 12 (2008), 187-192.
- [13] Viňáš J., Ábel, M., Kaščák L.: Deformation influence on a lifetime of welding electrode tips, Mater. Engn., 16 (2009), 19-23.

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No APVV-0682-11.

DELTA SPOT JAKO INNOWACYJNA METODA PUNKTOWEGO ZGRZEWANIA OPOROWEGO

Streszczenie

Zgrzewanie oporowe punktowe znalazło różnorodne zastosowanie w wielu obszarach przemysłu jako ekonomicznie efektywna metoda łączenia blach. Potrzeba łączenia blach stalowych o różnej wytrzymałości, jakości i obróbce powierzchni występuje we współczesnym przemyśle samochodowym. Jednym z problemów punktowego zgrzewania oporowego w przemyśle samochodowym jest żywotność końcówek elektrod zgrzewających. Innowacyjna metoda punktowego zgrzewania oporowego DeltaSpot rozwiązuje ten problem przez zastosowanie specjalnej taśmy pomiędzy elektrodami zgrzewającymi a łączonymi materiałami. Artykuł zawiera opis zasady zgrzewania DeltaSpot oraz ocenę właściwości połączeń zgrzewanych metodą DeltaSpot złożonych z blach stalowych ocynkowanych DX51D+Z ($a_0 = 0,9$ mm) i RA-K 40/70+Z100MBO ($a_0 = 0,77$ mm). Określono podstawowe właściwości mechaniczne połączeń zgrzewanych. Część próbek była poddana analizie metalograficznej w celu określenia wpływu parametrów zgrzewania na strukturę połączenia zgrzewanego. Właściwości połączeń DeltaSpot zostały porównane z właściwościami połączeń wykonanych tradycyjną metodą punktowego zgrzewania oporowego.

Słowa kluczowe: blachy stalowa z powłoką galwaniczną, zgrzewanie oporowe, zgrzewanie DeltaSpot, badania metalograficzne

DOI: 10.7862/rm.2012.4

Ján SLOTA
Miroslav JURČIŠIN
Technical University of Košice, Slovakia

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL PREDICTION OF SPRINGBACK IN V-BENDING OF ANISOTROPIC SHEET METALS FOR AUTOMOTIVE INDUSTRY

Springback is a common phenomenon in sheet metal forming, caused by the elastic redistribution of stresses during unloading. It has been recognized that springback is essential for the design of tools used in sheet metal forming operations. A finite element method (FEM) code has been used to analyze the sheet metals V-bending process. In the work, three types of steels TRIP, AHSS and mild steel were used. Normal anisotropic material behavior has been considered. A contact algorithm for arbitrarily shaped rigid tools has been realized by means of accurate approach. This paper describes a robust method of predicting springback under bending and unbending of sheets. Constitutive models, aimed at predicting the final shape of the sheet after the springback by varying the setting of the operational parameters of the forming process, were discussed. The accuracy of the model was verified by comparison with results of PAM-STAMP 2G package and experimental results.

Keywords: air bending, springback, plastic anisotropy, numerical modelling

1. Introduction

In the bending technology it is difficult to achieve accurate and repeatable angle of a bend. This problem is caused by elastic springback, which is considerable in processes of sheet metal forming [1-4]. Springback in processes of sheet metal forming causes troubles in assembling processes, because springback entails anomaly of required shape of the part. Economical aspect of problems associated with springback is in the USA solely in the sphere of automotive industry estimated on the 50 million dollar per year [5]. Springback is defined as a dimensional change of a shape after releasing a tool due to elastic effects [6]. In the past, handy tables [7, 8] or graphs [9] were the traditional ways used for prediction of springback. For this purpose, today are frequently used FE codes, which provide numerical simulations of sheet metal forming processes. PAM-STAMP 2G, Autoform, DYNAFORM and more codes belong to the group of software which are used for numerical simulations of sheet metal forming processes. Several parameters influence on the amount of springback.

Several studies have shown, that the amount of springback is influenced by factors such as dimension of the blank, thickness of the blank, the tool shape, the tool radius and more [10, 11]. Except these technological variables, material properties as for example yield stress, the Young's modulus, the Bauschinger effect, constitutive behavior in plastic field also influence on the amount of springback [12-14]. Additional studies confirmed that a normal anisotropy of the material has also influence on the springback amount [15]. Accuracy of the numerical simulation is associated with the defining of input data, especially with the definition of yield function and hardening curve. Early developed material models as Tresca or von Mises were developed according to parameters obtained from the simple tensile test. These material models were soon insufficient to obtain accurate results of numerical simulation, because they did not describe several parameters of material behavior. They did not describe anisotropy of materials, kinematic hardening etc. [16, 17]. In experimental part of this work, Hollomon hardening curve was used. The Hollomon hardening law is defined as follows [18]:

$$\sigma_p = C \varepsilon^n \quad (1)$$

where: C – material constant,
 n – index of deformation hardening,
 ε – total strain.

Another curve of hardening which was used is hardening curve defined by Krupkowsky [19]:

$$\sigma_p = C(\varepsilon_p + \varepsilon_0)^n \quad (2)$$

where: ε_p – plastic strain,
 ε_0 – offset strain.

The last used hardening curve was defined by Bergström-van Liempt [20]:

$$\sigma_y(\bar{\varepsilon}) = \sigma_0 + \Delta\sigma_m \cdot \left[\beta \cdot (\bar{\varepsilon} + \varepsilon_0) - e^{-\Omega \cdot (\bar{\varepsilon} + \varepsilon_0)} \right]^{n'} + \sigma_0^* \cdot \left[1 + \frac{kT}{\Delta G_0} \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]^m \quad (3)$$

where notation can be find in the relevant literature [20].

In this work, the definition of Bergström-van Liempt hardening curve was set by TataSteel Europe company, due to fact that the material model was acquired from the mentioned company. Graphical illustration of used hardening curves is shown in the Fig. 1a. Hill 48, Hill 90, Vegter and Barlat yield functions in numerical simulation of springback were used. Description of Vegter material model is very difficult, because it is necessary to perform mechanical tests for

four different strain modes, and use Bezier interpolation [20-23]. Comparisons of yield functions are shown in Fig. 1b. Stress-strain diagram of used steels illustrates Fig. 2.

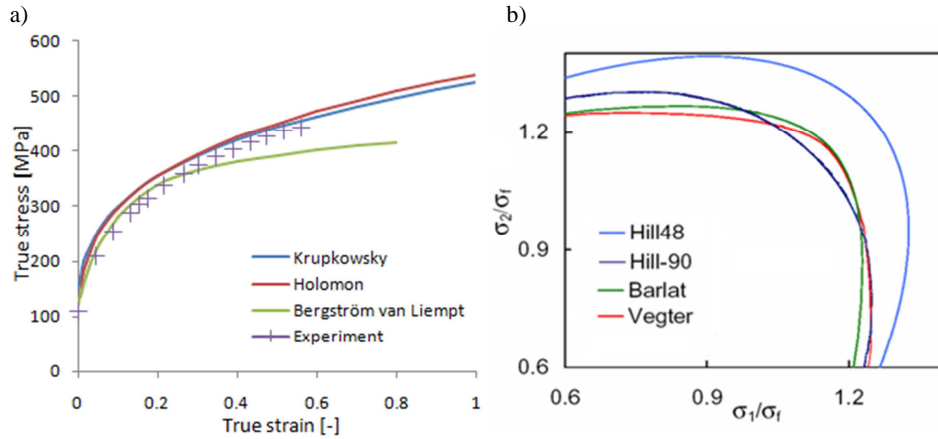


Fig.1. Comparison of used hardening curves (a) and different yield functions (b) for mild steel

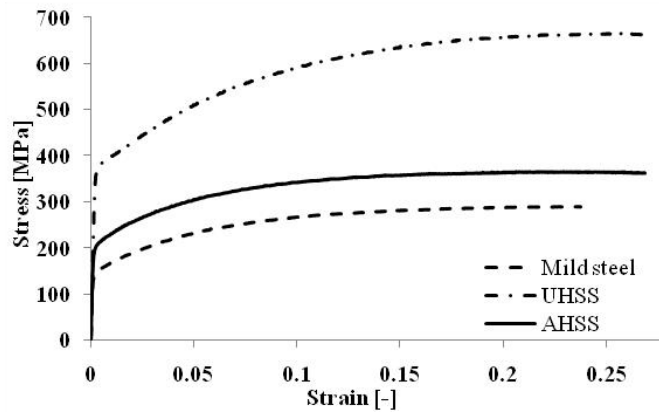


Fig. 2. Stress-strain diagram of used steels

Three different categories of steel were used in experimental part of this work. One of these is a TRIP steel, which has significantly greater springback. It is caused by high work hardening of this material. Therefore, there may be problem in the production line, or in an accurate results of FEM in case of springback prediction. In different studies [24, 25] authors highlighted the importance of work hardening and its influence on the springback amount and

discuss about more accurate material description, for example mixed work hardening [24]. Considering this, several hardening curves and yield functions were used in this paper.

2. Objectives and approach

Experiment of bending sheet metal strips focused on the measuring of the springback amount was performed. This process was subsequently simulated in PAM-STAMP 2G software. Before description of particular parts of experiment it is necessary to define properties of used steels, final shape, tool geometry, parameters of used machine and the conditions of the process. As was mentioned, in experimental part of this work three different categories of steel were used: AHSS – H220PD, UHSS – TRIP RAK 40/70 and mild steel – DC06 (Table 1). Five sheet metal strips from each type of steel were cut.

Table 1. Thicknesses of used materials

Category	Type	Thickness [mm]
AHSS	H220PD	0.8
UHSS	TRIP RAK 40/70	0.75
Mild Steel	DC06	0.85

Measuring of mechanical properties of materials was carried out using samples which were cut in directions 0° , 45° and 90° to the rolling direction. The test rod of the length 80 mm according to the ISO 6892-1: 2009 was used. Tests were performed on the machine Tiratest 2300. Tables 2-5 show data necessary to define Hill 48 and Hill 90 material models. Vegter material model for mild steel and AHSS was set by the TataSteel Europe Company. In the case of defining Barlat material model it is necessary to define yield stress and Lankford coefficient of normal anisotropy r . These values are shown in Table 3. During defining Barlat material model, weight of each Lankford coefficient of anisotropy in three directions to the rolling directions are necessary to define. This parameter for each coefficient was set to 1, because the weights of measurement in these directions had the same relevance.

Table 2. Mechanical properties of AHSS – H220PD

Specimen orientation	$R_{p0.2}$ (Re) [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	n	C [MPa]	r
0°	219	385	34.5	0.231	648.6	1.172
45°	225	368	37.4			1.782
90°	238	383	35.8			1.823

Table 3. Mechanical properties of UHSS –TRIP RAK 40/70

Specimen orientation	$R_{p0.2} (Re)$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	n	C [MPa]	r
0°	442	771	27.7	0.224	1330.2	0.686
45°	441	762	25.4			0.87
90°	450	766	25.9			0.838

Table 4. Mechanical properties of mild steel DC06

Specimen orientation	$R_{p0.2} (Re)$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} %	n	C [MPa]	r
0°	145	292	50.8	0.254	538.54	1.888
45°	151	298	47.9			1.464
90°	149	290	48.0			2.193

Table 5. Output data of the yield stress from a biaxial test (hydraulic bulge), Young’s modulus, density and Poisson’s ratio

Steel	σ_y [MPa]	E [GPa]	ρ [kg·mm ⁻³]	ν
AHSS	290	210	$7.8 \cdot 10^{-6}$	0.3
UHSS	540	210	$7.8 \cdot 10^{-6}$	0.3
DC06	250	210	$7.8 \cdot 10^{-6}$	0.3

3. Real experiment of v-bending and measuring angle of springback

Specimens were cut and subsequently bent with the hydraulic press ZD40. In order to achieve online transfer of information about measured force between the punch and the die, a force sensor has been located on the machine. The scale was located on the front side of the die, because each measurement was performed graphically.

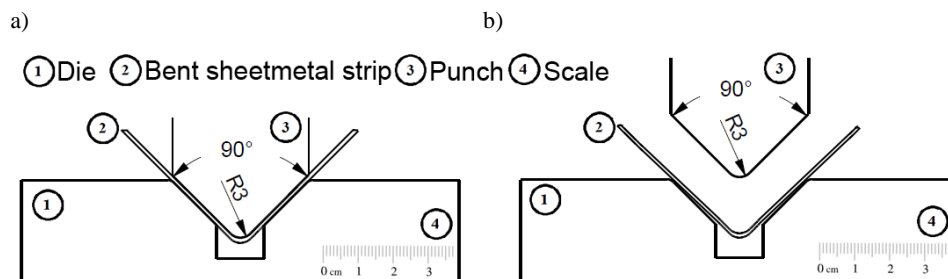


Fig. 3. The Assembly of the die and the punch under the load (a) and after released load (b)

Principle of measurement is illustrated in Fig. 3. The specimen was located on the die and gradually bent until the closing force of 4 kN was reached. Then, the picture was taken when the tool was released. This kind of graphical measuring method was used due to difficulty of conventional measuring method. It could be assessed that by using graphical method, the springback angle can be calculated and evaluated accurately enough [26].

The graphic software was used for measuring angle changes of specimen arms. Angles were measured only in the unloaded state, because it is apparently that the arms of specimen in loaded state form an angle 90° . This manner of measuring was applied on each specimen. Several angles of the bent specimen were measured using an analog protractor in order to determine uncertainty of the graphical measurement. The maximum measurement uncertainty was up to 1%.

4. Simulation of the process

The process of parameters definition is possible to divide into two large parts. Firstly, the bending process was defined and after that the springback parameters were defined. In this stage it is necessary to take a note that in the bending process the setting „pinch test” was used. It means that the tool in final stage of loading will not go over the contact force which can cause a dint in the material. By setting up of springback stage it is necessary to note that explicit calculating type was used. Square elements, with a size of 8.3 mm were used and the maximum refinement level was set to value 4. Five integration points over the thickness were defined. The smallest size of the element after refinement was 1.2 mm. Refinement of elements is shown in Fig. 4. Accurate contact type with coefficient of friction equals to 0.2 was set. The combinations of material models used in the numerical simulations are shown in Table 6.

Table 6. Combination of used material models

Scheme of used material models							
Yield function	H'48		H'90		B		C -V
Hardening curve	K	H	K	H	K	H	BvL
Material	AHSS						AHSS
	UHSS						DC06
	DC06						

where: H'48 – Hill 48, H'90 – Hill 90, B – Barlat, C-V – Corus-Vegter, K – Krupkowsky, H – Hollomon, BvL – Bergström van Liempt

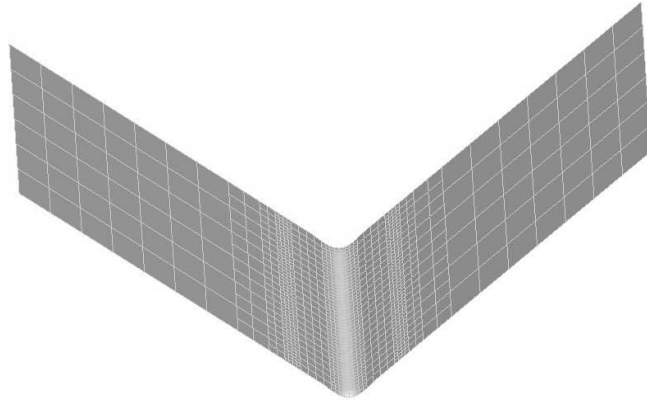


Fig. 4. Illustration of the maximum level of refinement in areas of the greatest stresses.

5. Results of experiment

In this chapter, results of experiment and numerical simulations were discussed. The results of simulation and real experiment for specimen made of AHSS with combination of various material models are compared in the Table 8. Where β_S is the angle between specimen arms measured in the PAM-STAMP 2G, β_M is the angle measured in the real experiment, and β_D is the absolute value of the deviance between simulation and angle measured in the real experiment. Results in the Table 7 imply, that for prediction of springback of the sheet metal specimens made of AHSS, Hill 90 yield function and Krupkowsky hardening curve together with Hollomon hardening curve are the most accurate. The Hill 48 material model combined with Krupkowsky and Barlat-Krupkowsky hardening curves overestimated the amount of springback, while Hill 48 material model combined with Hollomon, Barlat-Hollomon and Corus-Vegter-Bergström van Liempt hardening curves underestimated the results. The results of simulation and real experiment for specimen made of UHSS with combination of various material models are compared in Table 8.

In this case, the most accurate material model was Hill 90 – Hollomon. For this category of material, Corus-Vegter-Bergström van Liempt material model was not used. All remaining material models, underestimated the amount of springback in comparison with real experiment results. Results of simulation and real experiment using specimen from mild steel DC06 with combination of various material models are compared in Table 9.

Table 7. Results of simulation and experiment of bending in the transverse direction of AHSS

AHSS	Bend in direction transverse to rolling direction			
	material model	β_S [deg]	β_M [deg]	$ \Delta \beta D $ [deg]
	Hill 48-Krupkowsky	1.5	1	0.5
	Hill 48-Hollomon	0.16		0.84
	Hill 90-Krupkowsky	1.02		0.02
	Hill 90-Hollomon	0.94		0.06
	Corus-Vegter-Bergström van Liempt	0.66		0.34
	Barlat-Krupkowsky	1.74		0.74
Barlat-Hollomon	0.74	0.26		

Table 8. Results of simulation and experiment of bending in the transverse direction of UHSS

UHSS	Bend in direction transverse to rolling direction			
	material model	β_S [deg]	β_M [deg]	$ \Delta \beta D $ [deg]
	Hill 48 – Krupkowsky	2.51	3.5	0.99
	Hill 48 – Hollomon	2		1.5
	Hill 90 – Krupkowsky	1.19		2.31
	Hill 90 – Hollomon	3.48		0.02
	Corus-Vegter-Bergström van Liempt	-		-
	Barlat-Krupkowsky	1.6		1.9
Barlat-Hollomon	1.95	1.55		

The most accurate material models for mild steel were yield function described by Barlat, and hardening curve by Hollomon. Material models Hill 48-Krupkowsky and Barlat- Krupkowsky in the small extent overestimated the springback amount, but the difference between the results is acceptable. Hill 48-Hollomon underestimated the springback amount, Corus-Vegter-Bergström van Liempt and Hill 90, in combination with Hollomon and Krupkowsky hardening curve overestimated real springback amount.

Table 9. Results of simulation and experiment of bending in the transverse direction of mild steel

Mild steel	Bend in direction transverse to rolling direction			
	material model	β_S [deg]	β_M [deg]	$ \Delta \beta D $ [deg]
	Hill 48-Krupkowsky	1	0.87	0.13
	Hill 48-Hollomon	0.54		0.33
	Hill 90-Krupkowsky	1.5		0.63
	Hill 90-Hollomon	1.83		0.96
	Corus-Vegter -Bergström van Liempt	1.52		0.65
	Barlat-Krupkowsky	1		0.13
Barlat-Hollomon	0.86	0.01		

By analyzing results, it is possible to notice, that the numerical simulation is sufficiently accurate, and can be considered as valid. For illustration, in Table 10 proposal of the most suitable material models for each type category of a material is presented. It should be noted, that the result values for different material models had small differences. This is because the experiment was conducted in the closed tool where the amount of springback is lower than it is in free air bending. Results of numerical simulation also had small differences using different material models.

Table 10. The most appropriate material models for each category of the material

Category of material	Yield function	Hardening curve
AHSS	Hill 90	Krupkowsky, Hollomon
UHSS	Hill 90	Hollomon
DC06	Barlat	Hollomon

In the previous chapter it was mentioned that, the device measuring the contact force was located on the punch in order to measure the contact force among the punch and specimen. Graphical illustration was created from measured values. PAM-STAMP 2G include this option too. In order to complete the relevance of numerical simulation results, comparison of contact force progress of simulation and real experiment was created. The comparison of each progress for AHSS is presented in Fig. 5.

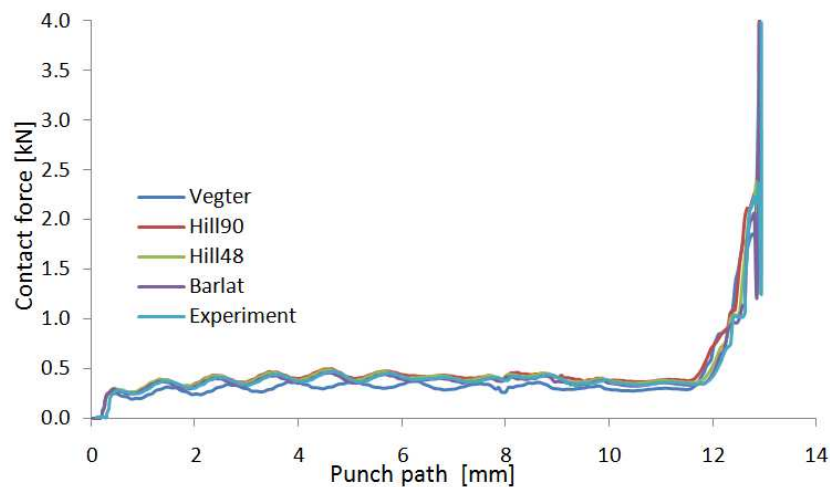


Fig. 5. Measured contact forces of the real experiment where AHSS steel was used and numerical simulations of following material models: Barlat, Hill 48 Hill 90 combined with Krupkowsky hardening curve and Vegter combined with Bergström van Liempt hardening curve

Resulting from graphical illustration it can be noticed, that the size of contact force is approximately the same in each case – numerical simulation and real experiment. More important is that the graphical illustration proves high conformity of numerical simulation in comparison with the real experiment. The curves are wavy because specimen was sliding on the bending edge of die. Since the amount of springback is sensitive to size of contact force, great attention was given to not exceed maximum contact force of 4 kN.

In order to determine the distribution of stresses in the specimen, upper and lower major stresses along the sample length have been measured in the PAM-STAMP 2G software. Figures 6-8 illustrate, that the highest stresses occurred in the area, where the sheet metal is in contact with the die and the punch. The springback intensity is influenced by the distribution of different stresses in different areas of the part. Therefore, the closing force has a significant influence on the springback amount.

After the punch is removed, grains in neutral layer which are deformed mostly in the elastic domain are trying to orient on their initial position. During this process, the shape of the part is changed under the influence of phenomena called elastic springback. The strength of material has a significant influence on the springback amount. The higher strength has the material, the higher amount of springback occurs. TRIP steel has the highest strength, also higher springback in comparison with AHSS and mild steel was observed.

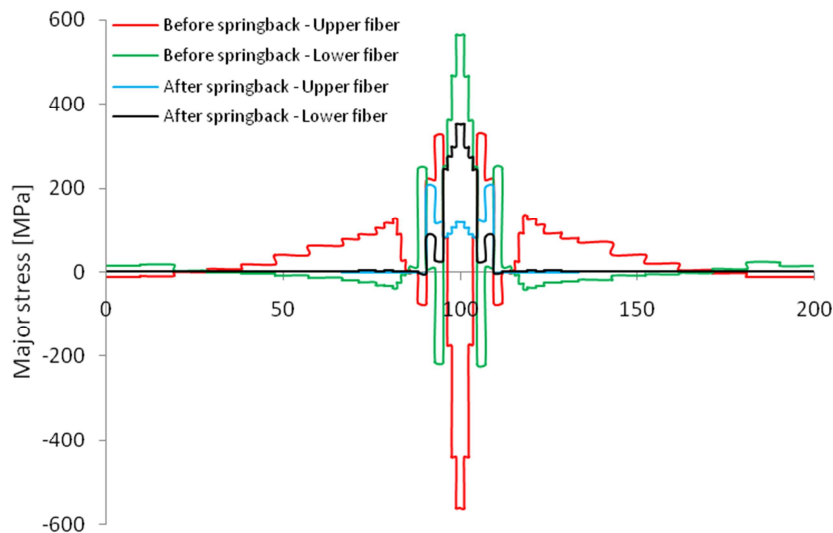


Fig. 6. Major stress distribution in the AHSS specimen

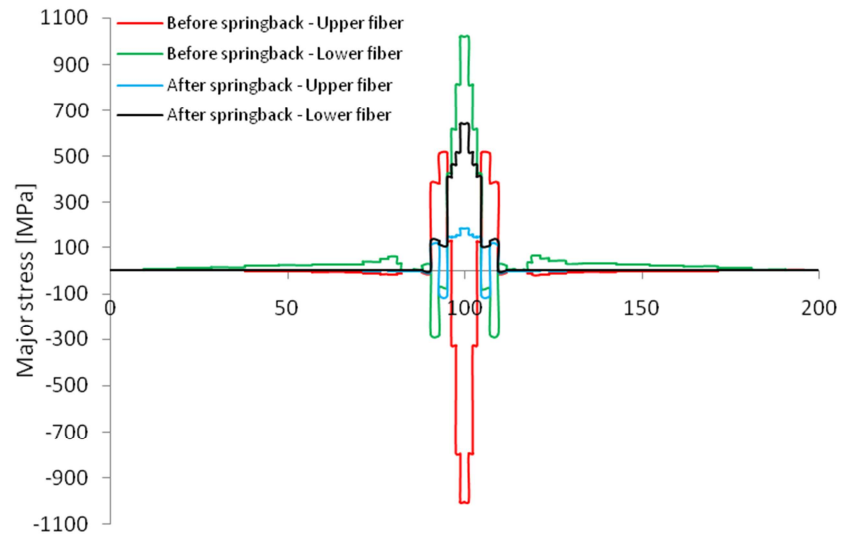


Fig. 7. Major stress distribution in the UHSS specimen

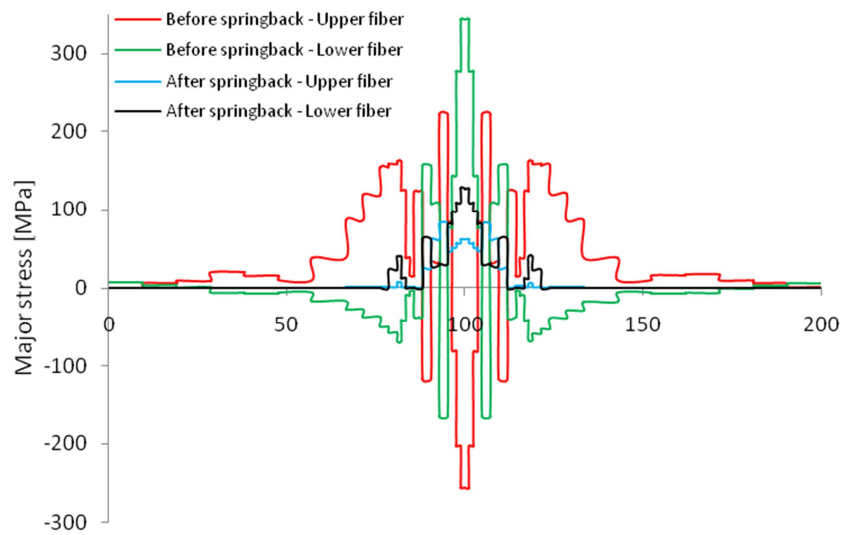


Fig. 8. Major stress distribution in the mild steel specimen

6. Conclusion

In this article, the manner of springback prediction in V-bending was described. Results of each experiment are presented in previous chapters.

FE simulations of specimen made of AHSS were very close to real values of the springback amount. Using Hill 90 yield function combined with Krupkowsky and Hollomon hardening curve, the results varied only about 0.02° and 0.06° . That is a deviation about maximum of 6%.

Barlat and Hill 90 yield function combined with Hollomon hardening curve are the most suitable for the material from UHSS. The results of FE simulation and real experiment varied at 0.02° .

Last used material, mild steel DC06, Barlat yield function and Hollomon hardening curve was the most accurate, because results varied at 0.01° . In this case, also Hill 48 – Krupkowsky material model and Barlat – Krupkowsky were close to experimental results of the angle of springback. Deviation could be caused by the definition of the yield function that is not accurate enough.

The higher strength of the material is, the higher springback occurs. UHSS TRIP steel has the highest springback, then AHSS, and the smallest springback was observed in specimen made of mild steel.

Closing force has a significant influence on the amount of the springback, because in the place where the blank is in contact with the tool, there are the highest stresses. For more accurately results of numerical simulation, the next challenge will be improving the definition of material models. The conditions of the bending process are not static, and that is why the results could be softly distorted so, using kinematic hardening of materials seems to be substantiated. The future challenges are, for example: more accurately defining the Bauschinger effect, assuming imperfect – elastic behavior of the tool, taking into consideration unloading velocity, the temperature effect etc.

References

- [1] Ashby M.F.: Materials selection in mechanical design, 2nd ed., Butterworth-Heinemann, Oxford 1999.
- [2] Pearce R.: Sheet metal forming, Adam Hilger, UK 1991.
- [3] Burchitz I.A.: Improvement of springback prediction in sheet metal forming, Universiteit Twente The Netherlands, 2008.
- [4] Marciniak Z., Duncan J.L., Hu S.J.: Mechanics of sheet metal forming, London 2002.
- [5] Gan W., Wagoner R.H.: Die design method for sheet springback, *Int. J. Mech. Sci.*, 46 (2004), 1097-1113.
- [6] Garcia-Romeu M.L., Ciurana J., Ferrer I.: Springback determination of sheet metals in an air bending process based on an experimental work, *J. Mat. Proc. Technol.*, 191 (2007), 174-177.
- [7] Lange K., Pohlant P.: Handbook of metal forming, McGraw-Hill, New York 1985.
- [8] Dallas D.B.: Society of manufacturing engineers and american society of tool and manufacturing engineers, tool and manufacturing engineers handbook: A reference work for manufacturing engineers, McGraw-Hill, New York 1976.

- [9] Sachs G.: Principles and methods of sheet-metal fabricating, Reinhold Pub., New York 1951.
- [10] Livatyli H., Altan T.: Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods: Part I. Experimental investigations, J. Mat. Proc. Technol., 119 (2001), 117-262.
- [11] Ling Y., Lee H., Cheok B.: Finite element analysis of springback in L-bending of sheet metal, J. Mat. Proc. Technol., 159 (2005), 296-302.
- [12] Gau J.T., Kinzel G.L.: A new model for springback prediction in which the Bauschinger effect is considered, Int. J. Mech. Sci., 43 (2001), 1813-1832.
- [13] Gau J.T., Kinzel G.L.: An experimental investigation of the influence of the Bauschinger effect on springback predictions, J. Mat. Proc. Technol., 119 (2001), 369-375.
- [14] Albut A., Brabie G.: The influence of the rolling direction of the joined steelsheets on the springback intensity in the case of Ω -shape parts made from tailor welded strips, Arch. Civil Mech. Engn., 6 (2006), 5-12.
- [15] Gomes C. et.al: Investigation of springback in high strength anisotropic steels, J. Mat. Proc. Technol., 159 (2005), 91-98.
- [16] Roll K.: Simulation of sheet metal forming – developments in the future, Bamberg 2008.
- [17] Frącz W., Stachowicz F.: Springback phenomenon in sheet metal V-die air bending experimental and numerical study, Manuf. Industrial Engn., 7 (2008), 34-37.
- [18] Hollomon J.H.: The effect of heat treatment and carbon content on the work hardening characteristics of several steels, Trans. ASM, 32 (1944), 123.
- [19] Krupkowski A.: The deformation of plastic metals by strain, Ann. Acad. Pol. Sci. Technol., 7 (1946) 113-118.
- [20] Vegter H. et.al.: Characterization and modeling of the plastic material behavior and its application in sheet metal forming simulation, VII Int. Conf. Computational Plasticity, Corus Research Development & Technology, 2003.
- [21] Pam-Stamp 2G 2009 – User`s guide, © 2009 ESI Group.
- [22] Banabic D.: Sheet metal forming processes, constitutive modeling and numerical simulation, Springer, Berlin 2010.
- [23] Atzema E., Abspoel M. et.al.: Towards robust simulations in sheet metal forming, TATA Steel Co.
- [24] Andersson A.: Numerical and experimental evaluation of springback in a front side member, J. Mat. Proc. Technol., 169 (2005), 352-356.
- [25] Fei D., Hodgson P.: Experimental and numerical studies of springback in air V-bending process for cold rolled TRIP steels, Nuclear Engn. Design, 236 (2006), 1847-1851.
- [26] Kardes Sever N. et.al.: Springback prediction in bending of AHSS-DP-780, Proc. NAMRI/SME, vol. 40, The Ohio State University, USA 2012.

This contribution is the result of the projects implementation: Center for research of control of technical, environmental and human risks for permanent development of production and products in mechanical engineering (ITMS: 26220120060) supported by the R&D Operational Programme funded by the ERDF and VEGA 1/0396/11.

EKSPERYMENTALNE I NUMERYCZNE PRZEWIDYWANIE ODKSZTAŁCENÍ SPRĘŻYNOWANIA W PROCESIE WYGINANIA BLACH ANIZOTROPÓWYCH DLA PRZEMYSŁU SAMOCHODOWEGO

Streszczenie

Sprężynowanie jest powszechnym zjawiskiem występującym podczas kształtowania blach spowodowanym zmianą rozkładu naprężeń po zdjęciu obciążenia. Zauważono, że znajomość sprężynowania jest istotna w projektowaniu narzędzi używanych podczas operacji kształtowania blach. Program oparty na metodzie elementów skończonych (MES) został wykorzystany do analizy procesu wyginania. W badaniach wykorzystano blachy stalowe TRIP, AHSS i blachy ze stali miękkiej. Uwzględniono anizotropię normalną materiałów blach. Algorytm kontaktu dla sztywnych narzędzi o dowolnym kształcie został zrealizowany za pomocą podejścia ścisłego. W artykule opisano metodę przewidywania sprężynowania podczas gięcia i odciążania blach. Omówiono modele konstytutywne ukierunkowane na przewidywanie końcowego kształtu blachy po sprężynowaniu, przy zróżnicowanych parametrach procesu kształtowania. Dokładność modelu została zweryfikowana przez porównanie wyników obliczeń w programie PAM-STAMP 2G z wynikami eksperymentalnymi.

Słowa kluczowe: gięcie swobodne, sprężynowanie, anizotropia plastyczna, modelowanie numeryczne

DOI: 10.7862/rm.2012.5

Tomasz TRZEPIECIŃSKI
Rzeszow University of Technology

NUMERICAL MODELING OF THE DRAWBEAD SIMULATOR TEST

The work contains the results of experimental researches and numerical simulations of friction test that simulate the friction conditions in drawbead during sheet metal forming. The numerical model of the drawbead friction simulator test has been created using MSC.Marc + Mentat 2010. Simulations have been performed to determine a stress state in pulled sample during the drawbead simulator test. The isotropic and two anisotropic Hill (1948) and Barlat (1991) material models were used in simulations taking into consideration sample orientation according to the rolling direction of the sheet. The samples for friction tests were cut along and transverse to the rolling direction of the sheet. It was found that the yield criterion has a strong influence on the distribution and the value of normal and shear stresses in the sample. Furthermore, the values of analyzed stresses were changed in the sample width.

Keywords: coefficient of friction, drawbead, FEM, friction, numerical modeling, sheet metal forming

1. Introduction

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 modeling friction conditions in different parts of the drawpiece were elaborated. Many friction tests were developed to modeling of friction conditions in specified regions of formed part. To model the friction in the drawbead regions of the drawpiece the drawbead simulators (DBS) are used based on conception of Nine [1]. Drawbeads generate a stable tensile force opposite to the sheet drawing direction by introducing a series of local bending, straightening and reverse bending deformation on the sheet (Fig. 1) [2]. Resistance to friction occurred on the contact surface brakes free metal flow as a result of that in deformed metal we can distinguish zones with different deformation extent. To negative results of friction affecting in the deep drawing process belong i.e. increasing non-uniformity of deformation, increasing loading force and worsening quality of the drawpiece

surface. Furthermore, existing of the drawbead strongly influences on the springback phenomenon of the drawpiece after removing from dies [3, 4].

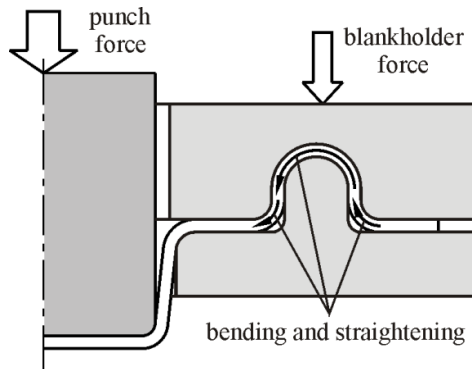


Fig. 1. Deformation of the sheet in the drawbead region

General application of numerical simulations of the sheet metal forming for proper functioning inquires the knowledge of a suitable mathematical description of friction behaviour. Hence, better understanding of friction role and reliable methods for quantitative values of the friction coefficient determination is necessary. In spite of developing of numerical methods [5] calculation of friction coefficient value, the role of experimental methods of the friction coefficient value is still essential. The experimental results based on drawbead simulator [6] indicate that the dominant factors in determining both restraint force and blank thinning are bead penetration and material type (particularly the flow stress and strain hardening exponent).

2. Materials and methods

In the experimental researches an aluminium alloy AA5251 H14 with thickness 1mm was used. The nominal gauge thickness was 1.00 mm whereas the average sheet thickness was 1.00 ± 0.01 mm based on measurements taken at several locations. A tensile test in the universal testing machine was carried out to determine mechanical properties of the sheets along the rolling direction: yield stress σ , ultimate strength σ_m , elongation A_{50} , anisotropy coefficient r , strain hardening coefficient K and strain hardening exponent n (Table 1). The samples for tensile tests were cut in both directions: along the rolling direction (0°), transverse to the rolling direction (90°) and by 45° angle from rolling direction.

The value of the tensile parameters (Table 1) has been averaged according to:

$$x_{\text{mean}} = \frac{(x_0 + 2x_{45} + x_{90})}{4} \quad (1)$$

where x is a tensile parameter and the subscripts refer to the specimen orientation.

Surface roughness parameters measurements were carried out using the Alicona Infinite Focus instrument to determine the main 3D roughness parameters (Table 2): the roughness average Sa , the root mean square roughness parameter Sq , the highest peak of the surface Sp , the maximum pit depth Sv , the surface skewness Ssk , the surface kurtosis Sku , the 10-point peak-valley surface roughness Sz , the density of summits Sds , the texture aspect ratio of the surface Str , the surface bearing index Sbi , the core fluid retention index Sci , the valley fluid retention index Svi .

Table 1. The mechanical properties of the AA5251 H14 sheet

Orientation	Mechanical properties					
	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{50}	C [MPa]	n	r
0°	212	234	0.04	254	0.058	0.478
45°	203	231	0.04	242	0.062	0.689
90°	210	241	0.04	227	0.078	0.786
Average	208	234.25	0.04	241.25	0.065	0.6605

Table 2. The surface roughness parameters of the AA5251 H14 sheet

Sa [μm]	Sq [μm]	Sp [μm]	Sv [μm]	Ssk	Sku	Sz [μm]	Sds [Peaks/ mm^2]	Str	Sbi	Sci	Svi
0.340	0.423	2.48	1.62	0.298	3.34	3.3	697	0.036	0.243	1.67	0.094

In the drawbead simulator the sheet metal is pulled to flow between three cylindrical rolls of equal radii 20 mm (Fig. 2) [7]. The specimens were cut along and transverse to the rolling direction into 200 mm length and 20 mm width strips.

To realize lubrication conditions machine oil L-AN 46 was used. Lubricant was applied in excess to the test strips so that film thickness was determined by the process. The roughness average Ra parameter measured along generating line of rolls was equal 1.25 μm . The rolls were made of cold-work tool steel X165CrV12.

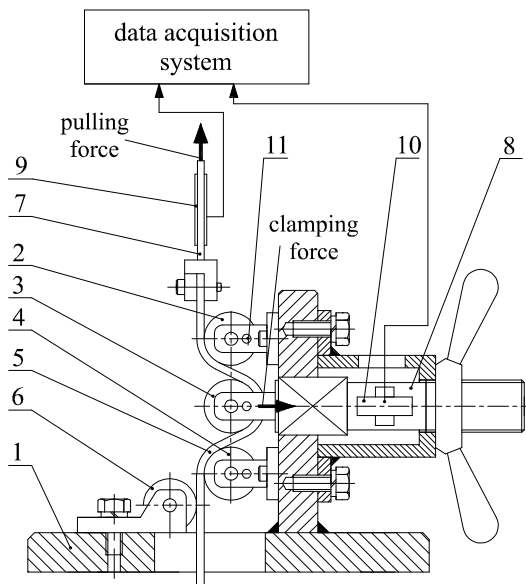


Fig. 2. Measurement system used for friction testing: 1 – frame, 2 – front roll, 3 – middle roll, 4 – back roll, 5 – specimen, 6 – supporting roll, 7 and 8 – tension members, 9 and 10 – extensometers, 11 – fixing pin

The very high wrap angle of the middle roll produces a very high slide resistance and may be resulted on over-increasing plastic tension of the sheet and fracture. The main purpose of this clearance is to prevent locking of the sheet between the rolls, especially during the test realized with fixed rolls. The clearance c (Fig. 3) between working rolls equal 2.34 mm was maintained. Further, the tests were carried out for middle roll penetration p (Fig. 3) equals 18 mm. The total wrap angle around all rolls at full middle roll penetration was equal about 244.18° .

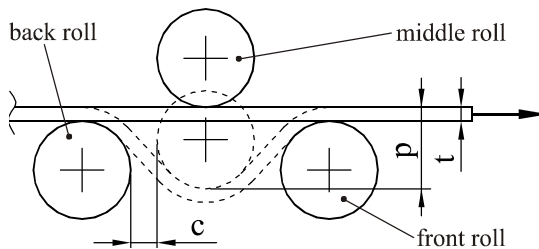


Fig. 3. Geometrical parameters of drawbead simulator test

The restraining force consists of a frictional portion and a bending portion. So, to determine the friction coefficient two tests must be carried out. In first test the specimen is pulled between cylindrical rolls free rotatable about their axis. Then the pulling force (denoted as D_{roll}) and clamping force (C_{roll}) measure the bending and unbending resistance of the sheet under “frictionless” conditions.

The sheet is displaced between rotatable rolls so the friction between the sheet and rolls is minimized. In second test the specimen is pulled between fixed rolls. Friction opposes the sliding of the sheet over the fixed rolls. The pulling D_{fix} and clamping C_{fix} forces measure the combined loads required to slide and to bend and unbend the sheet. During both tests the supporting roll was free to rotate about its axis. The pulling and clamping forces were measured using load cells. The strip was drawn a distance of 40 mm. The sliding speed was set to 1 mm/s. The drawing distance is chosen to be long enough such that a plateau is reached when evaluating the thickness changes and stress history for an element passing through the drawbead.

It was found [8] that the angle of wrap that corresponds to the actual engagement of the strip with the roller or bead was not taken into account in the derivation by Nine [1]. As penetration increased, the wrap angle increased. However, it was not until very deep penetration that the tangent-to-tangent bead wrap assumption became approximately valid [9].

When the wrap angle is not equal 180° the friction coefficient has been calculated from following equation [10]:

$$\mu = \frac{D_{fix} - D_{roll}}{C_{fix}} \cdot \frac{\sin\Theta}{2\Theta} \quad (2)$$

where Θ is the quarter contact angle of actual engagement of the strip over the bead.

The values of all force values were constantly recorded using electric resistance strain gauge technique, 2-channel universal amplifier of data acquisition system and computer PC.

3. Numerical modeling

The simulation of the drawbead simulator test was conducted using MSC.Marc + MENTAT 2010 program. The rolls were defined as rigid surfaces and suitable boundary conditions corresponding to experimental conditions. The geometric model of the blank consists of 3600 quad4 shell elements [11] with a size of 0.5 x 0.5 mm and 5 integration points through the shell thickness which are necessary for an acceptable solution [12, 13]. Initially the middle roll is moved down through a distance 18 mm to bend the sheet metal while the leading end of the sheet metal is fixed (Fig. 4a). Displacement was then applied to one end of the sample after the required wrap angle was obtained (Fig. 4b). The sample was drawn a distance of 40 mm.

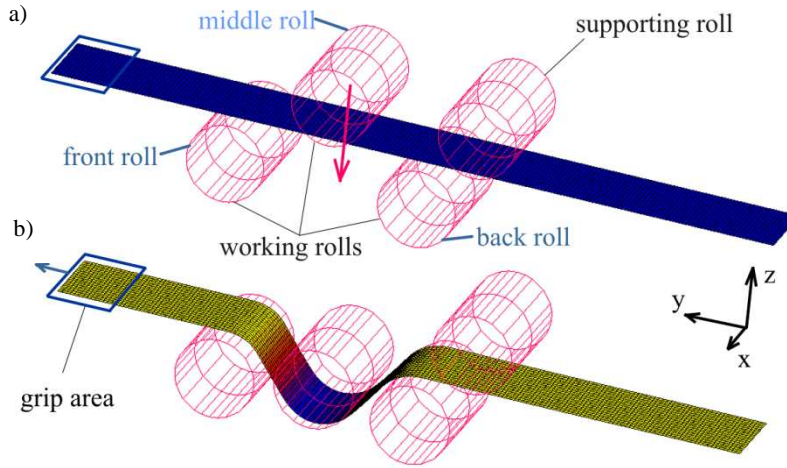


Fig. 4. Geometry of FEM model of drawbead simulator test: a) initial configuration, b) start of drawing stage

An elasto-plastic material model approach was implemented. Three material models have been simulated. In first model the plastic behavior of the sheet material was described by the von Mises yield criterion [14]. In the second model the anisotropy of material has been established using Hill (1948) yield criterion [15] which may be applied for material description of aluminium alloys [16]. In third model the Barlat (1991) [17] yield criterion has been applied. In case of anisotropy material models both 0° and 90° sample orientations have been examined. The elastic behaviour is specified in numerical simulations by the value of Young's modulus, $E = 70000$ MPa, and of Poisson's ratio $\nu = 0.33$. The mass density of sheet metal is set to $2690 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. The isotropic hardening behaviour implemented in FEM model uses the Hollomon power-type law. The parameters C and n in Hollomon equation have been fitted on stress-strain curve of the tensile test and have been written in Table 1.

To describe contact conditions the Coulomb friction law was applied Eq:

$$f_t = \mu f_n \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{\|v_r\|}{\text{RVCNST}}\right) T \quad (3)$$

where: f_t – tangential (friction) force,
 μ – friction coefficient,
 f_n – normal force,
 $\|v_r\|$ – relative sliding velocity,
RVCNST – value of the relative velocity below which sticking occurs,
 T – tangential vector in the direction of the relative velocity.

The value of RVCNST factor was assumed as 1% typical relative sliding velocity $\|v_r\|$ [18]. Two numerical models have been examined. In the first numerical model, the friction coefficient equals to zero was assumed which correspond to free rotating rolls. In the second model, the value of the friction coefficient was complied with experimental results (Fig. 5).

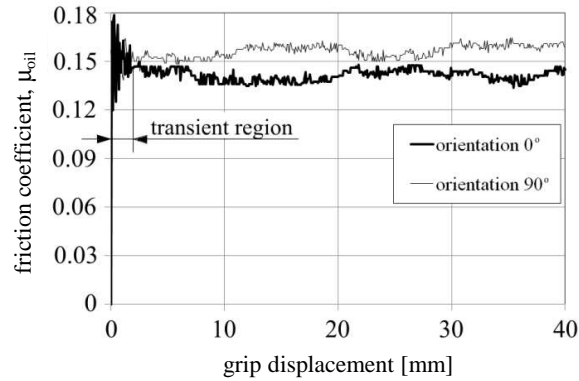


Fig. 5. Friction coefficient μ_{oil} versus grip displacement

The distributions of effective strain for different yield criteria in the moment of full penetration have considerably differed from each other (Fig. 6). Maximal values of effective strains for Hill yield criterion for sample oriented 0° according to the rolling direction of the sheet are higher of about 0.006 than for sample cut transverse to the rolling direction of the sheet. Similar relationship exists for Barlat's material model. Furthermore, the points of occurrence of maximal effective strains depend on assumed material model. The distribution of effective strain on the sample width in the place of contact of middle roll with the sample was non uniform on the sample width. This effect cannot be determined assuming plane strain conditions in 2D simulations of sheet bending.

The distribution of normal stress and shear stress in transverse section after drawing distance 20 mm were shown in Fig. 7, respectively. The maximal values of normal stress and shear for all material yield criteria are on the edge of the sample. The values of stresses for Barlat's material model regarding both orientations are the most closest to the isotropic model. The local minimum at the middle of A-A' section is connected with deformation of the sheets during bending over the middle roll. It causes that the sheet contacts locally with the bead and friction force are not constant on the sample width. In case of both Hill 0° and Hill 90° yield models the distribution of normal and shear stresses on the width of the sample are more uniform. The distribution of stresses for both

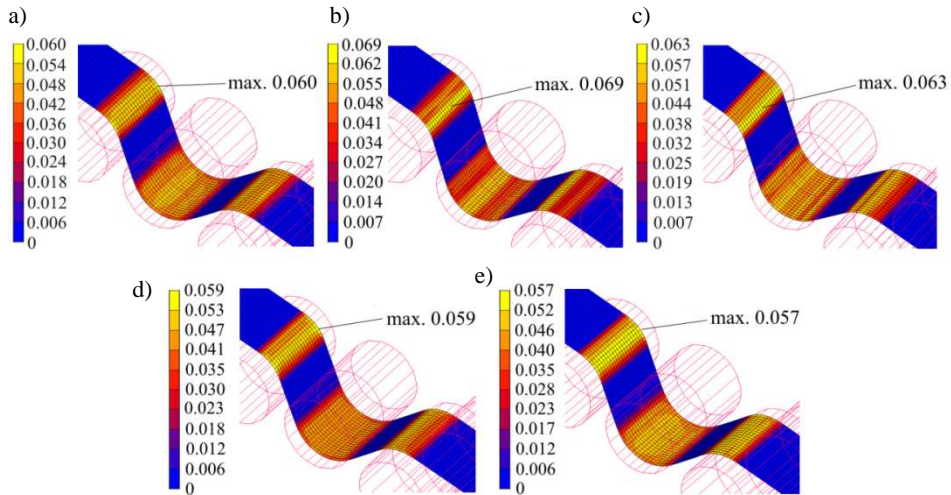


Fig. 6. The distribution of effective strain for analyzed material models: a) isotropic, b) Hill 0° , c) Hill 90° , d) Barlat 0° , e) Barlat 90°

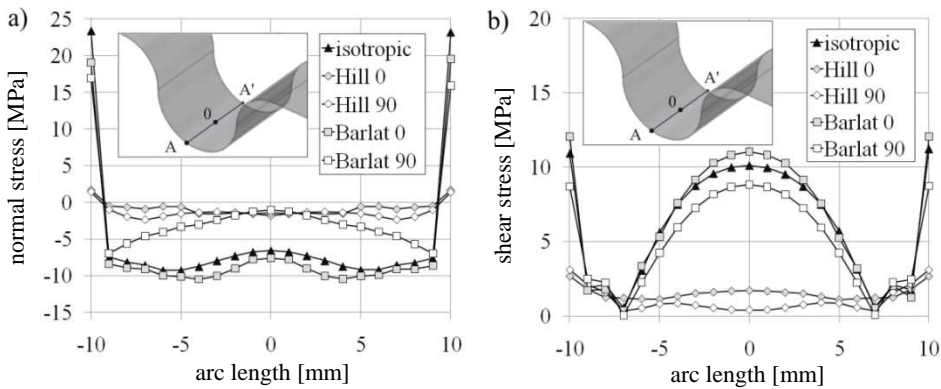


Fig. 7. The distribution of normal stress (a) and shear stress (b) along A-A' section

analyzed orientations is similar but the sample orientation effects on the value of stresses. The values of shear stresses for Hill's yield criterion have considerably lower values than others models and were more uniform especially in the middle part of the analyzed width of sample.

4. Conclusions

Two main problems were studied in this article: experimental researches of frictional conditions of AA5251 H14 aluminium alloy using drawbead simulator test proposed by Nine [9], and numerical simulations after mentioned friction test. The material model has been described by isotropic and anisotropic yield criteria. The main results of our research are as follows:

1. Sample orientation has clear effect on the value of the friction coefficient. In case of sample orientation 90° the higher value of friction coefficient than in case of sample orientation 0° was determined.
2. The yield criterion has a strong influence on the distribution of normal and shear stress. But results of stress distribution for both 0° and 90° orientations of strips are quite similar.
3. As it has been found the values of normal and shear stress on the width of the sheet are changed. It has been concluded that in order to obtain representative results of numerical simulations of Nine friction test, conducting simulation of a 3D model of the drawbead is necessary.

References

- [1] Nine H.D.: Draw bead forces in sheet metal forming. Proc. Symp. Mechanics of Sheet Metal Forming: Behaviour and Deformation Analysis, Warren, Plenum Press, Michigan 1978, 179-211.
- [2] Meinders T.: Developments in numerical simulations of the real-life deep drawing process, doctoral thesis, University of Twente-Enschede, 2000.
- [3] Taherizadeh A., Ghaei A., Green D.G., Altenhof W.J.: Finite element simulation of springback for a channel draw process with drawbead using different hardening models, *Int. J. Mech. Sci.*, 51 (2009), 314-325.
- [4] Gan W., Wagoner R.H.: Die design method for sheet springback, *Int. J. Mech. Sci.*, 46 (2004), 1097-113.
- [5] Stachowicz F., Trzepieciński T.: ANN application for determination of frictional characteristics of brass sheet metal, *J. Artif. Intell.*, 1 (2004), 81-90.
- [6] Livatyali H., Firat M., Gurler B., Ozsoy M.: An experimental analysis of drawing characteristics of a dual-phase steel through a round drawbead, *Materials & Design*, 31 (2010), 1639-1643.
- [7] Trzepieciński T.: Badania oporów tarcia wywołanych działaniem progów ciągowych w procesie kształtowania blach, *Rudy Metale Nieżelazne*, 55 (2010), 345-349.
- [8] Manjula N.K.B., Nanayakkara P., Hodgson P.D.: Determination of drawbead contacts with variable bead penetration, *Comp. Methods Mat. Sci.*, 6 (2006), 188-194.
- [9] Green D.E.: An experimental technique to determine the behavior of sheet metal in a drawbead, SAE Technical Paper Series, 2001- 01-1136.

- [10] Nanayakkara N.K.B.M.P., Kelly G.L., Hodgson P.D.: Determination of the coefficient of friction in partially penetrated draw beads, *Steel GRIPS*, 2, Suppl. Metal Forming, 2004, 667-682.
- [11] MSC.Marc Volume B: Element Library Version 2010, MSC.Software Corporation, 2010.
- [12] Larsson M.: Computational characterization of drawbeads A basic modeling method for data generation, *J. Mat. Proc. Technol.*, 209 (2009), 376-386.
- [13] Trzepieciński T., Gelgele H.L.: Investigation of anisotropy problems in sheet metal forming using finite element method, *Int. J. Mat. Form.*, 4 (2011), 357-359.
- [14] Von-Mises R.: *Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand*, Nachr. Ges. Wiss. Göttingen, 1913, 582.
- [15] Hill R.: A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proc. of the Royal Society of London*, A 193 (1948), 281-297.
- [16] Yoon J.W., Barlat F., Chung K., Pourboghrat F., Yang D.Y.: Earing predictions based on asymmetric nonquadratic yield function, *Int. J. Plasticity*, 16 (2000), 1075-1104.
- [17] Barlat F., Lege D.J., Brem J.C.: A six-component yield function for anisotropic metals, *Int. J. Plasticity*, 7 (1991), 693-712.
- [18] MSC.Marc Volume A: Theory and user information. Version 2010, MSC.Software Corporation, 2010.

MODELOWANIE NUMERYCZNE TESTU SYMULATORA PRÓGU CIĄGOWEGO

Streszczenie

Artykuł zawiera wyniki badań eksperymentalnych i symulacji numerycznych testu symulującego warunki tarcia na prógu ciągowym podczas kształtowania blach. Model numeryczny symulatora prógu ciągowego został utworzony za pomocą programu MSC.Marc + Mentat 2010. Symulacje zostały wykonane, aby określić stan naprężeń w przeciąganej próbce podczas próby tarcia. W symulacjach zaimplementowano model izotropowy właściwości mechanicznych blachy oraz dwa modele anizotropowe Hilla (1948) oraz Barlata (1991), a także uwzględniono orientację próbki kierunku walcowania. Próbki do testów tarcia zostały wycięte wzdłuż oraz w poprzek kierunku walcowania blachy. Stwierdzono, że kryterium plastyczności ma istotny wpływ na rozkład i wartość naprężeń normalnych oraz ścinających w próbce. Ponadto wartość analizowanych naprężeń zmieniała się na szerokości próbki.

Słowa kluczowe: współczynnik tarcia, próg ciągowy, MES, tarcie, modelowanie numeryczne, kształtowanie blach