

Mgr inż. Julita WINOWIECKA  
Politechnika Częstochowska, Częstochowa  
Kontakt: winowiecka@itm.pcz.pl

# Analiza sprężynowania blach tytanowych w procesach gięcia

## *The analysis of springback of titanium sheet after bending*

### Streszczenie

W pracy zostały przedstawione rezultaty badań nad zjawiskiem sprężynowania powrotnego, występującym w procesach U- i V-gięcia. Sprężynowanie powrotne jest zdefiniowane jako geometryczna zmiana kształtu części po odciążeniu. W procesach gięcia po formowaniu materiał próbuje powrócić do swojego pierwotnego kształtu. Zjawisko sprężynowania uwarunkowane jest występowaniem odkształceń sprężystych w materiale. Sprężynowanie jest jednym z podstawowym czynników wpływających na jakość i dokładność tłoczonych części. Prawidłowe określenie sprężynowania wymaga uwzględnienia czynników, które mogą wpływać na wielkość omawianego zjawiska. Badania doświadczalne przeprowadzono dla próbek wykonanych z dwóch gatunków czystego tytanu technicznego Grade 2 i Grade 4 oraz stopu Grade 5 (Ti-6Al-4V). Dla narzędzia rzeczywistego wykonano odpowiadający mu model numeryczny, który posłużył do symulacji w programie PAMSTAMP 2G v2012. Otrzymane wyniki badań doświadczalnych porównano z wartościami uzyskanymi z obliczeń numerycznych. Na podstawie eksperymentów i symulacji numerycznych określono wpływ właściwości mechanicznych badanych materiałów oraz wybranych parametrów procesu na wielkość zjawiska sprężynowania. W pracy analizowano również wpływ metod obliczeń numerycznych na zmianę kształtu części po odciążeniu.

### Abstract

*In the paper results of studies about phenomena of springback occurring U- and V-bending process are presented. Springback is defined as geometrical change of a part after forming process is finished, when the forces from forming tools are removed. For bending processes after forming the part attempts to return to its original shape and this phenomena is caused by elastic strains occurring in the forming material. Springback is one of the fundamental factors influencing the quality and accuracy of the stamped components. Correct determination of springback requires taking into account all factors that influence it. The experimental studies were performed for specimens made of commercially pure titanium Grade 2, Grade 4, and titanium alloy Grade 5 (Ti-6Al-4V). Based on real tool the corresponding numerical model was made using program PAMSTAMP 2G v2012. The actual results were compared with values obtained from the numerical calculations. Based on experiments and numerical simulations the impact of material properties of titanium specimens on springback was determined. In the paper a significance of select the type of process solutions on change of the parts shape was investigate.*

**Słowa kluczowe:** sprężynowanie, V-gięcie, U-gięcie, materiały tytanowe

**Keywords:** *springback, V-bending, U-bending, titanium materials*

## 1. WSTĘP

Obecnie produkowane części, szczególnie wykorzystywane w przemyśle lotniczym, powinny charakteryzować się wysoką wytrzymałością, małym ciężarem oraz dużą odpornością na czynniki środowiskowe [1]. Takie właściwości posiadają materiały tytanowe.

## 1. INTRODUCTION

*Currently manufactured parts, especially those used in the aerospace industry, must have high strength, low weight, and resistance to environmental factors [1]. For such applications, titanium and its alloys sheets are well-suited.*

W ostatnich latach opracowano wiele nowych stopów tytanu. Stopy te posiadają bardzo dobre właściwości mechaniczne oraz wysoką odporność na korozję [2, 3]. Wiele części lotniczych jest wytwarzanych z tytanu i jego stopów, takich jak Grade 2, Grade 4 i Grade 5 [4]. Grade 5 w porównaniu z Grade 2 posiada wysoką wartość granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie [5]. Technicznie czysty tytan Grade 2 posiada bardzo dobrą tłoczność, jednak Grade 4 oraz stopy tytanu charakteryzują się gorszą tłocznością [6, 7].

Gięcie jest jedną z często stosowanych metod wytwarzania. Procesy gięcia są szeroko wykorzystywane do produkcji części takich jak wsporniki, ceowniki, belki i ramy. Kształtowanie materiałów lekkich i charakteryzujących się wysoką wytrzymałością może powodować pewne problemy. Zjawisko sprężynowania jest jednym z głównych problemów w procesach formowania (np. gięcia i tłoczenia), ponieważ powoduje niedokładność wymiarową. Sprężynowanie jest zdefiniowane jako geometryczna zmiana kształtu części po zakończeniu procesu formowania i odciążeniu [8]. Po gięciu materiał wraca do pierwotnego kształtu. To zjawisko jest spowodowane odkształceniami sprężystymi oraz zmianą rozkładu naprężeń w materiale [9]. Wielkość sprężynowania jest zależna od właściwości materiałowych, geometrii narzędzia oraz parametrów procesu (warunków tarcia, sił docisku) [10]. Badania ilustrują wpływ niektórych parametrów procesu na zjawisko sprężynowania w procesach V- i U-gięcia [8-12].

Precyzyjne przewidywanie sprężynowania jest bardzo ważne i pożądane w szerokim zakresie procesów formowania blach. Właściwe wyznaczenie sprężynowania pomaga w projektowaniu narzędzi i pozwala na wytworzenie części o właściwym kształcie i wysokiej dokładności wymiarowej [13]. W tradycyjnych procesach kształtowania metali o niskiej tłoczności, przy użyciu sztywnego narzędzia składającego się z matrycy, stempla i dociskacza, można spodziewać się znacznego sprężynowania. To zjawisko można zredukować wykorzystując zaawansowane metody formowania oraz kształtowanie z użyciem wysokich temperatur.

*In recent years, titanium materials have become technically superior and developed a lot of new alloys. These materials present excellent mechanical properties and high corrosion resistance [2, 3]. Many airplane components are made of titanium and its alloys, such as Grade 2, Grade 4 and Grade 5 [4]. Grade 5 presents in comparison to Grade 2 very high yield strength and tensile strength [5]. Commercially pure titanium Grade 2 has good drawability, but Grade 4 and titanium alloys possess poorer drawability [6, 7].*

*Bending is one of the most important manufacturing methods. This process is widely used in modern applications to produce parts such as brackets, channels, beam or frames. The bending of lightweight or high-strength materials can cause some problems. The springback phenomenon is one of the main problems in the forming process (e.g. bending or stamping) because it causes dimensional inaccuracy. Springback is defined as the geometrical change of a part after the forming process, when the process is finished and the forces from the forming tools are removed [8]. In bending processes, after the forming forces are removed, the specimen attempts to return to its original shape. This phenomenon is caused by the elastic strains and redistribution of stress in the specimen material [9]. The amount of springback is dependent on the material properties, tool geometry and process parameters (frictional contact condition, blankholder or punch force) [10]. Several studies have presented the influence of complex parameters on the springback issue in V- and U-bending processes [8-12].*

*Nowadays, the precise prediction of sheet springback is very important and desirable in a wide range of sheet metal forming processes. Proper appointment of springback helps in the design of tools and leads to providing the correct shape and high accuracy of the formed parts [13]. In traditional metal sheet forming when using rigid tools consisting of a die, punch and blankholder for materials with poor drawability, one can expect significant springback. This phenomena can be reduced by using advanced forming methods and forming at higher temperatures.*

Formowanie w wysokich temperaturach jest omawiane w wielu pracach [14, 15]. Przeróbka plastyczna na ciepło redukuje naprężenia i wpływa na wielkość sprężynowania [15]. Wykorzystanie różnych zakresów temperatury narzędzia, może efektywnie zmniejszyć sprężynowanie. Badania doświadczalne wykazały, iż można zminimalizować wielkości sprężynowania dla materiałów aluminiowych o 20% przy kształtowaniu w podwyższonej temperaturze w porównaniu z temperaturą pokojową [15]. Procesy formowania bez zmiany kształtu części po kształtowaniu, można również osiągnąć wykorzystując "elastyczne matryce". Optymalny dobór współczynnika tarcia i dobór materiału matrycy, może prowadzić do znacznego zredukowania sprężynowania [16]. Badania omówione w pracy [17] wskazują na zmniejszenie różnicy kształtu w procesach hydroformowania. Są to procesy, w których do kształtowania wykorzystywana jest ciecz pod wysokim ciśnieniem. W hydroformowaniu wykorzystywane są właściwości płynów, mianowicie w cieczach ciśnienie jest zawsze skierowane pod kątem prostym w odniesieniu do kształtowanego materiału.

Z doniesień literatury wynika, że możliwe jest wykorzystanie metody elementów skończonych (MES) do przewidywania sprężynowania w procesach formowania [10, 11, 18]. Przygotowanie symulacji procesu gięcia w oparciu o MES wymaga pewnych prac wstępnych. Najważniejszą częścią jest wykonanie modelu numerycznego narzędzia rzeczywistego oraz materiałów. Przygotowanie modelu materiałowego wymaga wyznaczenia właściwości blachy: granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie, modułu Younga oraz definicji krzywej umocnienia. W analizie MES istotne są parametry modelu numerycznego, takie jak ilość punktów całkowania oraz wielkość siatki [18]. W pewnych procesach jest także ważny właściwy dobór metody rozwiązania (jawny bądź niejawny) [19]. Nowoczesne techniki numeryczne pozwalają na przygotowanie zaawansowanych symulacji wraz z projektowaniem oraz optymalizacją procesu. Rozwój metod numerycznych w oparciu o algorytmy genetyczne umożliwia bardzo efektywne projektowanie procesów formowania,

*Forming at elevated temperatures has been presented in many papers [14, 15]. Warm forming conditions reduce stress and influence the amount of springback [15]. Studies have shown that the prediction of elastic recovery helps in reducing springback. The use of a combination of tool temperature that can effectively decrease the degree of springback. Experimental studies show a reduction in the amount of springback for aluminum materials up to 20% for warm forming condition in comparison to room temperature [15]. A non-springback stamping process can be obtained when using "elastic dies". Optimal selection of the friction coefficient and elastic modulus of the die can reduce springback [16]. Some studies have demonstrated decreased springback in the hydroforming process [17]. It is a process where elements are formed using a liquid under high pressure. This process is based on the properties of the liquids, namely the pressure in the liquid is always directed at a right angle with respect to the shaped material.*

*The literature reviews showed it is possible using the finite element method (FEM) to predict springback in the forming process [10, 11, 18]. Using FEM to prepare the bending process and investigate springback requires some preparation. The most important thing is to carry out correct numerical representation of the real tool and material. Preparation of the material model requires examination of the sheet properties: yield and tensile strength, Young's modulus and definition of the work-hardening curve. In finite element analysis, numerical model parameters such as the number of integration points or mesh elements size are important [18]. For some processes it is also important to properly select the solution method (explicit or implicit) [19]. Modern numerical techniques allow preparation of advanced simulation using complex design and optimization of the process. Developing numerical methods based on genetic algorithms has presented very effective design of the forming process and, conse-*

prowadząc do dobrego przewidywania i redukcji sprężynowania [20].

## 2. CEL I ZAKRES PRACY

Celem pracy jest doświadczalne wyznaczenie sprężynowania powrotnego dla różnych gatunków tłoczonych blach wraz z numeryczną weryfikacją rezultatów. Badania zostały przeprowadzone dla dwóch rodzajów formowania - gięcia z użyciem U- i V-kształtnych stempli dla trzech gatunków tytanowych blach:

- technicznie czysty tytan Grade 2,
- tytan Grade 4,
- stop tytanu grade 5 (Ti-6Al-4V).

Zakres pracy obejmuje:

- wyznaczenie wielkości sprężynowania według wcześniej określonych parametrów w procesach U- i V-gięcia,
- określenie zależności pomiędzy właściwościami mechanicznymi poszczególnych gatunków blach tytanowych a wielkością sprężynowania,
- analizę wpływu parametrów technologicznych na wielkość sprężynowania,
- określenie różnic pomiędzy rezultatami eksperymentalnymi i numerycznymi z uwzględnieniem sposobu rozwiązania.

Dokładne zmierzenie próbek eksperymentalnych było możliwe dzięki przygotowaniu fotografii z wyraźnie zaznaczoną krawędzią, która następnie została wyeksportowana przy pomocy programów graficznych, jako reprezentacja wektorowa krawędzi. Zapis krawędzi w formacie DXF, umożliwił bardzo dokładny pomiar istotnych dla tej pracy parametrów.

Dla U-gięcia sprężynowanie określono za pomocą następujących parametrów, zilustrowanych na rys. 1a:

- $\Delta R_l = R_l - R_0$  - różnica pomiędzy promieniami zaokrąglenia pod obciążeniem i po odciążeniu, mierzona po wewnętrznej stronie próbki,
- $\Delta \alpha_{av} = \frac{\alpha_l + \alpha_r}{2} - \alpha_0$  - średni kąt sprężynowania ramion próbki (z prawej oraz lewej strony), różnica pomiędzy kątem pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona w końcowej części ramion próbki,

quently, leads to a good prediction and reduction of springback [20].

## 2. AIM AND SCOPE OF WORK

The aim of this paper is experimental determination of the springback phenomenon for various species of stamped sheets with numerical verification of the results. The study was performed for two types of forming - bending using U- and V-shaped punches for three types of titanium specimens:

- commercially pure titanium Grade 2,
- titanium Grade 4,
- titanium alloy Grade 5 (Ti-6Al-4V).

The scope of the work includes:

- determination of the amount of springback according to pre-defined parameters in the processes of U- and V-bending,
- definition of the relationship between the mechanical properties of individual species of titanium materials and the amount of springback,
- analysis of the influence of technological parameters on springback,
- identification of the differences between the experimental and numerical results with regard to the solution method.

Precise measurement of the experimental specimens was possible due to the preparation of photographs with a clearly marked edge, which then by using graphic programs was exported. Saving edges in the DXF format allows very accurate measurement of parameters interesting for this work.

For the U-bending process, springback was determined using the following parameters, as illustrated in Fig. 1a:

- $\Delta R_l = R_l - R_0$  - the difference between fillet radii before and after unloading. The parameter was measured on the inner side of the specimen,
- $\Delta \alpha_{av} = \frac{\alpha_l + \alpha_r}{2} - \alpha_0$  - the average angle of the deflection of the specimen arms (right and left): the difference between before and after unloading angle at the end fragment of the specimen arms,

- $\Delta\alpha_d = \alpha_d - \alpha_0$  - kąt sprężynowania próbki, różnica pomiędzy kątem pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona jako kąt pomiędzy prostymi fragmentami ramion próbki.

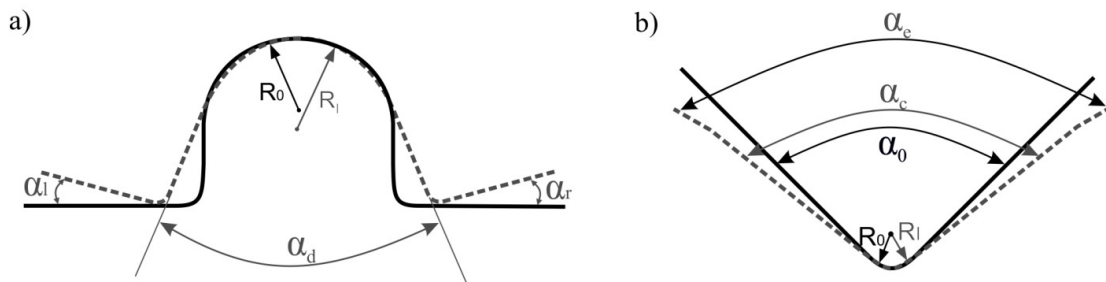
Dla V-gięcia sprężynowanie określono za pomocą następujących parametrów, zilustrowanych na rys. 1b:

- $\Delta\alpha_c = \alpha_c - \alpha_0$  - kąt sprężynowania próbki: różnica pomiędzy kątem pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona w połowie ramienia,
- $\Delta\alpha_e = \alpha_e - \alpha_0$  - kąt sprężynowania końca ramion próbki: różnica pomiędzy kątem pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona w końcowych punktach ramienia,
- $\Delta R_f = R_f - R_0$  - różnica pomiędzy promieniami zaokrąglenia pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona po wewnętrznej stronie próbki.

- $\Delta\alpha_d = \alpha_d - \alpha_0$  - the angle of springback: deference between before and after unloading angle measured as an angle between straight section of the arms.

For the V-bending process, the springback was determined using the following parameters, as illustrated in Fig. 1b:

- $\Delta\alpha_c = \alpha_c - \alpha_0$  - the angle of springback: deference between before and after unloading angle measured in half part of arm,
- $\Delta\alpha_e = \alpha_e - \alpha_0$  - the angle of springback: deference between before and after unloading angle measured in end part of arms,
- $\Delta R_f = R_f - R_0$  - the difference between fillet radii before and after unloading. The parameter was measured on the inner side of the specimen.



Rys. 1. Kąty i promienie próbek mierzone w procesie: a) U-gięcia i b) V-gięcia przed i po sprężynowaniu  
 Fig. 1. Angles and radii measurement of sheet a) U-bending process, b) V-bending process before and after springback

### 3. BADANIA EKSPERYMENTALNE

Pierwsza część badań eksperymentalnych została wykonana w celu wyznaczenia właściwości mechanicznych badanych materiałów. Właściwości mechaniczne zostały wyznaczone w statycznej próbie rozciągania. Moduł Younga, granica plastyczności, wytrzymałość na rozciąganie oraz parametry krzywej umocnienia: współczynnik i wykładnik umocnienia, uzyskane w badaniach doświadczalnych były niezbędne do przygotowania symulacji numerycznych.

Druga część badań składała się z gięcia próbek przy użyciu V- i U-kształtnego stempla. Wymiary narzędzia zostały przedstawione na rys. 2. Narzędzie do U-gięcia, przedstawione na rys. 2a, składa się ze stempla o promieniu zaokrąglenia 15 mm i matrycy o promieniu

### 3. EXPERIMENTAL STUDIES

The first part of experimental studies was carried out in order to determine the mechanical properties of the studied materials. The mechanical properties were determined using a tensile test. Young's modulus, tensile and yield strength and the parameters of work-hardening curves: strain hardening exponent and strength index obtained in the experimental test were necessary for the numerical calculations.

The second part consisted of bending the prepared specimen using a V- and U-shaped punch, the dimensions of which are shown in Fig. 2. The tool for U-bending consisting of a punch with a radius of 15 mm and a die with a radius of 17.5 mm is shown in Fig. 2a,

zaokrąglenia 17,5 mm. Narzędzie do V-gięcia, przedstawione na rys. 2b, składa się ze stempla o kącie  $90^\circ$  i promieniu zaokrąglenia 5 mm, oraz matrycy o takim samym kącie jak stempel. Próbkę zostały wykonane z czystego technicznie tytanu Grade 2, Grade 4 oraz stopu tytanu Grade 5 (Ti-6Al-4V). Gięciu poddano paski blachy o grubości 0,8 mm i wymiarach: 20x150 mm.

Próbki zostały zmierzone zgodnie z przedstawioną wcześniej procedurą. W przypadku próbek doświadczalnych, konieczny był pomiar promienia zaokrąglenia po wewnętrznej i zewnętrznej stronie próbki.

Z powodu znacznych różnic pomiędzy kątem sprężynowania ramion w środkowych i końcowych punktach ( $\Delta\alpha_c$  i  $\Delta\alpha_e$ ), konieczny był wybór punktów pomiarowych w kilku miejscach. Średnia wartość kątów sprężynowania została podana w tabeli 1. Widoczne są bardzo duże różnice kąta sprężynowania dla wybranych materiałów. Najmniejszego sprężynowania można spodziewać się dla tytanu Grade 2, a największego dla Grade 5. Kąty sprężynowania dla punktów w środkowej części ramienia próbki  $\Delta\alpha_c$  wynoszą odpowiednio  $2,98^\circ$ ,  $13,94^\circ$ ,  $25,24^\circ$  dla Grade 2, Grade 4 i Grade 5.

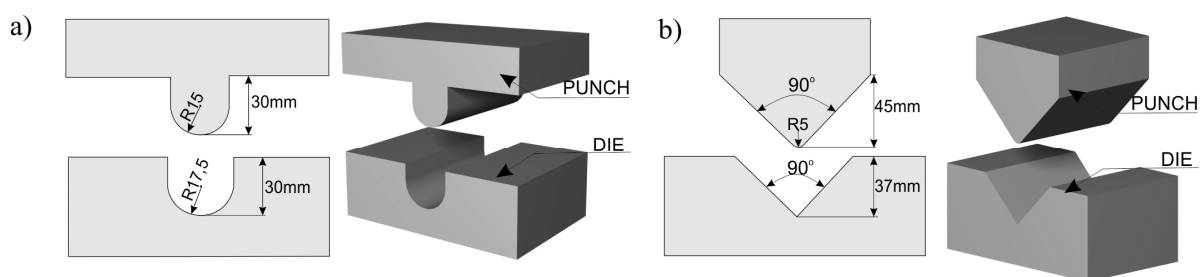
Pomiar próbek po U-gięciu był bardziej złożony. Metoda pomiaru próbek została przedstawiona na rys. 1. Najmniejszego sprężynowania można spodziewać się dla czystego tytanu technicznego Grade 2, tak jak w przypadku V-gięcia. Uśredniony kąt sprężynowania ramion  $\Delta\alpha_{av}$  jest równy odpowiednio  $17,47^\circ$ ,  $32,62^\circ$ ,  $43,49^\circ$  dla Grade 2, Grade 4 i Grade 5. Promień wewnętrzny  $\Delta R_i$  jest równy 18,58, 22,08 i 26,96 mm, dla poszczególnych materiałów. Uśrednione wartości zostały przedstawione w tabeli 2.

and the tool for V-bending consisting of a punch with a bending angle of  $90^\circ$  and a fillet radius of 5 mm and a die with an angle the same as in the punch is shown in Fig. 2b. The specimens made of commercially pure titanium Grade 2, Grade 4 and titanium alloy Grade 5 (Ti-6Al-4V). The examined strips were of the dimensions: 20x150 mm and a thickness of 0.8 mm.

The specimens were measured according to the previous procedure. In the case of the experimental specimens, measuring the radius of the inside and an external side of the specimen was necessary.

Due to the significant difference between the angle of the two side arms after springback in the central part of arms  $\Delta\alpha_c$  and on the end of arms  $\Delta\alpha_e$ , it was necessary to measure the number of points in the arm. The averaged values are presented in Table 1. It was noticed that there are very large differences between the results and the materials. The least springback can be expected for the Grade 2 material, and the greatest for the Grade 5 material. The springback angles for the central part of the arms  $\Delta\alpha_c$  are equal to  $2.98^\circ$ ,  $13.94^\circ$ ,  $25.24^\circ$  for Grade 2, Grade 4 and Grade 5, respectively.

The measurement of specimens after U-bending is more complex. The methodology of measuring was presented in Fig. 1. The least springback can be expected for the specimen made of Grade 2 material, as in the case of V-bending. The springback angles of the arms  $\Delta\alpha_{av}$  are equal to  $17.47^\circ$ ,  $32.62^\circ$ ,  $43.49^\circ$  for Grade 2, Grade 4 and Grade 5, respectively. The external radii  $\Delta R_i$  are equal to 18.58, 22.08 and 26.96 mm. The averaged values are presented in Table 2.



Rys. 2. Narzędzie do: a) U-gięcia i b) V-gięcia  
Fig. 2. Tools for: a) U-bending and b) V-bending

Tabela 1. Zmierzone wartości kątów sprężynowania dla próbek poddanych V-gięciu po sprężynowaniu  
 Table 1. Measured parameters for specimens subjected to V-bending after springback

Parametry Parameters	Grade 2	Grade 4	Grade 5
Promień zewnętrzny $\Delta R_E$ [mm] External radius $\Delta R_E$ [mm]	9,28	10,04	10,62
Promień wewnętrzny $\Delta R_I$ [mm] Internal radius $\Delta R_I$ [mm]	8,97	9,68	10,43
Kąt $\Delta\alpha_c$ [°] (połowa ramienia) Angle $\Delta\alpha_c$ [°] (half of the arm)	92,98	103,94	115,24
Kąt $\Delta\alpha_e$ [°] (koniec ramienia) Angle $\Delta\alpha_e$ [°] (end of the arm)	95,30	106,88	118,23

Tabela 2. Zmierzone wartości kątów sprężynowania dla próbek poddanych U-gięciu po sprężynowaniu  
 Table 2. Measured parameters for specimens subjected to U-bending after springback

Parametry Parameters	Grade 2	Grade 4	Grade 5
Promień zewnętrzny $\Delta R_E$ [mm] External radius $\Delta R_E$ [mm]	18,58	22,08	26,96
Promień wewnętrzny $\Delta R_I$ [mm] Internal radius $\Delta R_I$ [mm]	17,96	21,46	26,22
Kąt odchylenia lewego ramienia $\Delta\alpha_l$ [°] The angle of deviation of the left arm $\Delta\alpha_l$ [°]	17,12	33,18	44,30
Kąt odchylenia prawego ramienia $\Delta\alpha_r$ [°] The angle of deviation of the right arm $\Delta\alpha_r$ [°]	17,81	32,34	42,87
Średnia wartość odchylenia kątów ramion $\Delta\alpha_{av}$ [°] The average value of the deviation angles of arms $\Delta\alpha_{av}$ [°]	17,47	32,62	43,49
Kąt sprężynowania próbki $\Delta\alpha_d$ [°] The springback angle of specimen $\Delta\alpha_d$ [°]	25,76	55,86	81,16

#### 4. SYMULACJA NUMERYCZNA

Numeryczny model narzędzia został opracowany w oparciu o narzędzie rzeczywiste. Narzędzia do U- i V-gięcia zostały przedstawione odpowiednio na rys. 2a oraz 2b. Powierzchniowy model matrycy oraz stempli został opracowany przy użyciu programu Catia v5, a następnie został zaimportowany jako pliki IGS do programu PamStamp 2G v2012. Czterowęzłowe elementy powierzchniowe zostały wygenerowane na pasku blachy oraz poszczególnych częściach narzędzia. Warunki brzegowe zostały zdefiniowane następująco: brak stopni swobody dla matrycy, ruch po osi Z dla stempla oraz wszystkie stopnie swobody dla blachy.

#### 4. NUMERICAL SIMULATION

A numerical model of the tool was elaborated based on the real tool. The tools for U- and V-bending are shown in Fig. 2a and 2b, respectively. The shell model of the dies and punches was prepared using Catia System v.5 and were imported into the PamStamp 2G v2012 program as IGS files. Four-node shell elements were generated on the strips of blank and individual tool parts. The boundary conditions were as follows: no degrees of freedom for the die, movement only in the Z direction was possible for the punch, the blank has all degrees of freedom.

Dodatkowo zadano przemieszczenie oraz siłę dla stempla. Siła stempla PF była równa 1 i 10 kN. Przyjęto dwa współczynniki tarcia  $\mu = 0,1$  dla powierzchni smarowanych oraz  $\mu = 0,3$  dla powierzchni niesmarowanych.

Właściwości mechaniczne przyjęte w modelu materiałowym zostały podane w tabeli 3. Wykorzystano elastyczno-plastyczny model z założeniem anizotropii i kryterium plastyczności Hill 48. Założono również prawo umocnienia kinematycznego. Równanie Hollomon'a  $\sigma = K \cdot \epsilon^n$  zostało wykorzystane do definicji krzywych umocnienia materiału.

*Additionally, displacement and force were applied to the punch. The punch forces PF were equal 1 and 10 kN. Two friction coefficients were set:  $\mu = 0.1$  for lubricated surfaces and  $\mu = 0.3$  for dry conditions (unlubricated surfaces).*

*The mechanical properties used for developing the material model were given in Table 3. The elastic-plastic material model was developed using anisotropic plasticity and the Hill 48 criterion. The kinematic hardening law was applied. Hollomon's equation defining the relationship between the flow stress and plastic strain  $\sigma = K \cdot \epsilon^n$  was used to define the hardening curves of the material.*

Tabela 3. Właściwości mechaniczne materiałów przyjęte w obliczeniach numerycznych

*Table 3. Material properties used in definition of material model*

Właściwość <i>Property</i>	$E$ GPa	$R_e$ GPa	$\nu$ -	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$K$ GPa	$n$ -
Grade 2	105	0,236	0,37	4500	0,465	0,125
Grade 4	114	0,647	0,37	4500	0,839	0,067
Grade 5	114	0,964	0,37	4400	1,172	0,039

$E$  – moduł Younga,  $R_e$  – granica plastyczności,  $\nu$  – współczynnik Poissona,  $\rho$  – gęstość,  $K$  – stała materiałowa,  $n$  – wykładnik umocnienia

$E$  – Young's modulus,  $R_e$  – yield point,  $\nu$  – Poisson ratio,  $\rho$  – specific gravity,  $K$  – material constant,  $n$  – strain-hardening exponent

## 5. WYNIKI SYMULACJI NUMERYCZNYCH

Wyniki obliczeń numerycznych V-gięcia próbek wykonanych z Grade 2 zostały przedstawione w tabeli 4. W tabeli zestawiono różnice wyników dla dwóch metod obliczeniowych - jawnej i niejawnej. Tabela ilustruje zróżnicowanie wartości kąta sprężynowania  $\Delta\alpha_c$  dla różnych warunków tarcia. Rozważając różnicę pomiędzy wynikami otrzymanymi z wykorzystaniem metody jawnej i niejawnej dla współczynnika tarcia  $\mu = 0,1$  można stwierdzić, że metoda jawna daje mniejszą wartość kąta sprężynowania. Dla siły docisku stempla 1 kN różnica ta wynosi 3,2%, a dla PF = 10 kN zaledwie 0,3%.

## 5. NUMERICAL SIMULATION RESULTS

*The numerical calculation results of the V-bending process for the specimen made of Grade 2 are presented in Table 4. The comparison presents the differences of results for two solutions methods - explicit and implicit. The table shows the differences in springback angle  $\Delta\alpha_c$  resulting from the application of various friction coefficients. Considering the differences between the explicit and implicit results for  $\mu = 0.1$ , it can be observed that the implicit solution gave a smaller value of springback angle. For a punch force equal to 1 kN, the difference amounts to 3.2% and for the punch force of 10 kN, merely 0.3%.*



Tabela 4. Wyniki symulacji numerycznych V-gięcia dla materiału Grade 2 dla dwóch metod obliczeniowych i różnych współczynników tarcia

Table 4. Numerical simulations results for in Grade 2 V-bending process for two solution methods and different friction coefficients

Metoda rozwiązania <i>Solution method</i>	JAWNA <i>Explicit</i>				NIEJAWNA <i>Implicit</i>				EKSPERYMENT <i>Experiment</i>
PF [kN]	1		10		1		10		
Współczynnik tarcia <i>Friction coefficient</i>	0,1	0,3	0,1	0,3	0,1	0,3	0,1	0,3	2,98
$\Delta\alpha_c$ [°]	1,80	1,61	1,70	1,39	1,74	1,38	1,69	1,48	

Tabela 5. Wyniki symulacji numerycznych U-gięcia materiału Grade 2 dla dwóch metod obliczeniowych

Table 5. Numerical simulations results for Grade 2 U-bending process for two solution methods

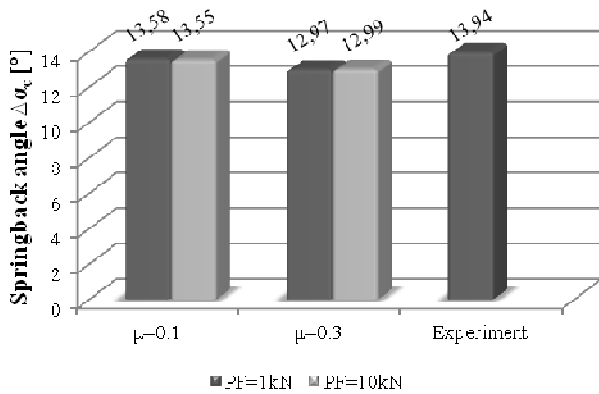
Metoda rozwiązania <i>Solution method</i>	JAWNA <i>Explicit</i>		NIEJAWNA <i>Implicit</i>		EKSPERYMENT <i>Experiment</i>
PF [kN]	1	10	1	10	
$\Delta R_w$ [mm]	17,18	17,40	17,41	17,7	17,96
$\Delta\alpha_{av}$ [°]	11,22	11,27	11,05	11,16	17,47
$\Delta\alpha_d$ [°]	6,89	6,79	6,9	6,16	25,76

Wyniki obliczeń numerycznych U-gięcia próbek wykonanych z Grade 2 zostały przedstawione w tabeli 5. W tabeli zestawiono różnice wyników dla obliczeń metodą jawną i niejawną, oraz dla dwóch wartości siły docisku stempla. Wyniki wskazują na występowanie różnic pomiędzy wielkością sprężynowania a metodą obliczeń.

Dla parametru  $\Delta R_f$  (różnicy pomiędzy promieniami zaokrąglenia pod obciążeniem i po odciążeniu, mierzonej po wewnętrznej stronie próbki), można spodziewać się mniejszej wartości sprężynowania dla rozwiązania jawnego i docisku stempla równego 1 kN, oraz większej wartości dla PF = 10 kN. Dla parametru  $\Delta\alpha_{av}$  można oczekiwać mniejszego sprężynowania w rozwiązaniu niejawnym dla obu wartości docisku stempla. Porównanie pomiędzy wynikami numerycznymi i doświadczalnymi wykazuje znaczne różnice dla parametru  $\Delta\alpha_d$  - kąt sprężynowania próbki, różnica pomiędzy kątem pod obciążeniem i po odciążeniu mierzona jako kąt pomiędzy prostymi fragmentami ramion próbki. W doświadczeniu  $\Delta\alpha_d$  była równa 25,76°, natomiast największa wartość uzyskana w symulacji numerycznej wynosi 6,9°.

The numerical calculation results of the U-bending process for the specimen made of Grade 2 are presented in Table 5. The comparison presents the differences of the results for two solution methods - explicit and implicit and the two values of punch force. The results show the different relationship between the springback angle and the solution method.

For the  $\Delta R_f$  parameter - the difference between the fillet radii before and after unloading, we can expect a smaller value of springback for an explicit solution for the punch force equaling 1 kN, and a higher value the punch force equaling 10 kN. For  $\Delta\alpha_{av}$ , we can expect a smaller value of springback for an implicit solution for both punch forces. The comparison between the numerical and experimental results demonstrated a significant difference for the  $\Delta\alpha_d$  parameter - the angle of springback: the difference between before and after the unloading angle measured as an angle between the straight section of the arms. In the experiment  $\Delta\alpha_d$  is equal to 25.76°, in the numerical simulation the maximal value of this angle is equal to 6.9°.



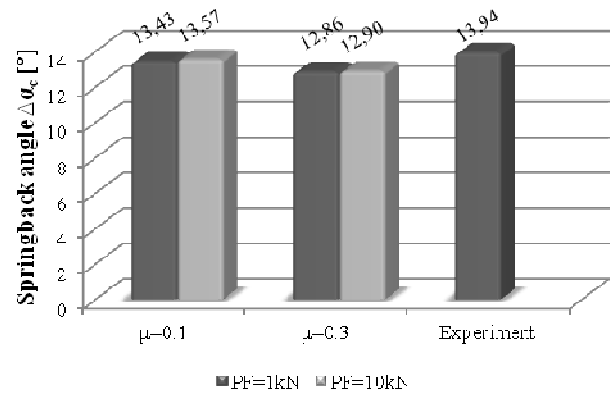
Rys. 3. Wyniki symulacji numerycznej dla V-gięcia próbek wykonanych z materiału Grade 4 dla różnych współczynników tarcia i siły stempla - rozwiązanie jawne

Fig. 3. Numerical calculation results of V-bending specimens made of Grade 4 for different friction coefficient and punch force - explicit solution

Rysunek 3 przedstawia wyniki symulacji numerycznych V-gięcia dla próbek wykonanych z materiału Grade 4. Uzyskane wyniki obliczeń pokazują zmniejszenie wartości sprężynowania dla warunków tarcia technicznie suchego o 4,26-4,77%, w zależności od siły docisku stempla, odpowiednio 1 i 10 kN. Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń numerycznych, różnica pomiędzy wynikami eksperymentalnymi i obliczeniami jest nieznaczna i wynosi 0,36-0,97°.

Rysunek 4 przedstawia wyniki symulacji numerycznych V-gięcia dla próbek wykonanych z materiału Grade 4 dla niejawnego rozwiązania. Z przeprowadzonych badań doświadczalnych wynika, że występuje zmniejszenie wartości parametru  $\Delta\alpha_c$  w warunkach tarcia technicznie suchego o 0,56-0,61°, w zależności od docisku stempla odpowiednio 1 i 10 kN. Różnica pomiędzy obliczeniami numerycznymi i danymi doświadczalnymi jest wyższa dla rozwiązania niejawnego i wynosi maksymalnie 8,08%.

Obliczenia numeryczne wykazały gorsze możliwości oszacowania kąta sprężynowania  $\Delta\alpha_c$  przy wykorzystaniu rozwiązania niejawnego. Dodatkowo pomiar sprężynowania po obliczeniach metodą niejawną jest utrudniony z powodu przesunięcia modelu.



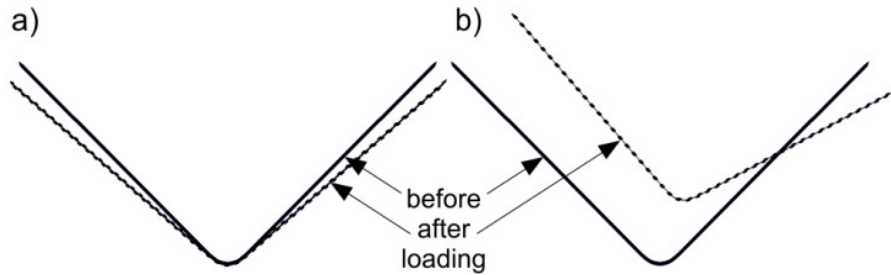
Rys. 4. Wyniki symulacji numerycznej dla V-gięcia próbek wykonanych z materiału Grade 4 dla różnych współczynników tarcia i siły stempla - rozwiązanie niejawnego

Fig. 4. Numerical calculation results of V-bending specimens made of Grade 4 for different friction coefficient and punch force - implicit solution

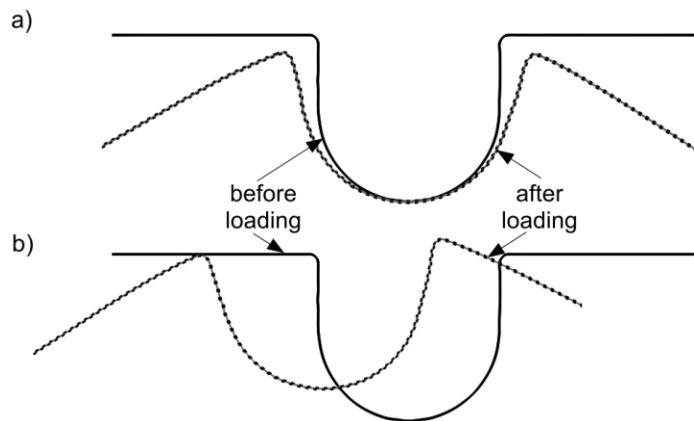
Figure 3 presents the numerical calculation results of the V-bending specimens made of Grade 4. The results show a decrease in the springback value for the dry friction condition of 4.26-4.77% depending on the punch force, 1 and 10 kN respectively. The studies have demonstrated the difference between the numerical and experimental results is slight and amounts to 0.36-0.97°.

Figure 4 presents the numerical calculation results of V-bending specimens made of Grade 4 using an implicit solution. The results demonstrate a decrease in the  $\Delta\alpha_c$  parameter for the dry friction condition of 0.56-0.61°, depending on the punch force, 1 and 10 kN respectively. The difference between the numerical and experimental study is higher for the implicit solution and equal to 8.08% maximal.

The numerical studies reveal a worse estimation of springback angle  $\Delta\alpha_c$  using the implicit solution. Additionally, the measurement after implicit calculation is complicated because of the shift of the specimen.



Rys. 5. Kształt próbki w przekroju przed i po odciążeniu po V-gięciu dla rozwiązania metodą: a) jawną i b) niejawną  
 Fig. 5. Shape of specimen in cross section before and after loading in V-bending process for: a) explicit solution process, b) implicit solution process



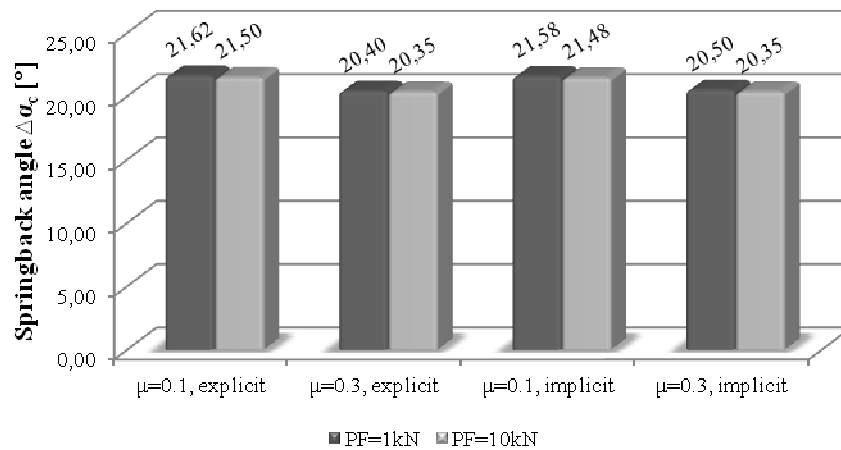
Rys. 6. Kształt próbki w przekroju przed i po odciążeniu po U-gięciu dla rozwiązania metodą: a) jawną i b) niejawną  
 Fig. 6. Shape of the specimen in cross section before and after loading in U-bending process for: a) explicit solution process, b) implicit solution process

Wybór rozwiązania niejawnego wiąże się z usunięciem następujących parametrów: sposobu utwierdzenia, kroków czasowych i współczynnika redukcyjnego. Kształt próbki w przekroju przed i po odciążeniu dla U- i V-gięcia po obliczeniach jawnych i niejawnych przedstawiono na rys. 5 i rys. 6. Rezultaty gięcia próbek wykonanych z materiału Grade 4 przedstawionych w podpunktach a i b rysunków wykazują znaczne przemieszczenie modelu po odciążeniu.

Analizując proces U-gięcia próbek wykonanych z materiału Grade 4, stwierdzono znaczne różnice pomiędzy obliczeniami numerycznymi i danymi doświadczalnymi. Największe różnice we wszystkich przypadkach występują dla parametru  $\Delta\alpha_d$ : w badaniach doświadczalnych kąt sprężynowania wynosi  $55,86^\circ$ , natomiast dla symulacji numerycznych zaledwie  $18,41^\circ$ . Parametry  $\Delta\alpha_{av}$  i  $\Delta R_w$  są równe  $32,62^\circ$ ,  $21,46$  mm i  $21,42^\circ$ ,  $20,56$  odpowiednio dla badań eksperymentalnych i numerycznych.

*Selection of the implicit springback calculation method requires removing the following parameters: rigid body, time step and reduction factor attributes. The shape of the specimen in the cross section before and after loading in the V-bending and U-bending process for the explicit and implicit solution process is shown in Fig. 5 and 6. The results of bending the specimen made of Grade 4 presented in a) and b) of the pictures present significant displacement of the model after unloading.*

*Considering the U-bending process for the specimen made of Grade 4 titanium, a significant difference between the numerical and experimental and numerical studies can be expected. The highest difference for all the cases is for  $\Delta\alpha_d$  parameter: for the experimental study it equals  $55.86^\circ$  and for the numerical study only  $18.41^\circ$ . The  $\Delta\alpha_{av}$  and  $\Delta R_w$  are equal to  $32.62^\circ$ ,  $21.46$  mm and  $21.42^\circ$ ,  $20.56$  mm for the experimental and numerical studies, respectively.*



Rys. 7. Wyniki obliczeń numerycznych V-gięcia próbek wykonanych z materiału Grade 5 dla różnych warunków tarcia i docisku stempla, rozwiązanie jawne i niejawne

Fig. 7. Numerical calculation results of V-bending specimens made of Grade 5 for different friction coefficient and punch force, explicit and implicit solution - parameter

Wyniki obliczeń numerycznych V-gięcia dla próbek wykonanych z materiału Grade 5 przedstawiono na rys. 7. W badaniach doświadczalnych parametr  $\Delta\alpha_c$  był równy  $25,24^\circ$ . Wyniki obliczeń numerycznych są różne w zależności od przyjętych wartości współczynnika tarcia i siły docisku stempla. Dla wszystkich przypadków zwiększenie siły stempla do 10 kN zmniejszyło wartość sprężynowania. Mniejszej wartości  $\Delta\alpha_c$  można oczekiwać w warunkach tarcia technicznie suchego (współczynnik tarcia  $\mu = 0,3$ ). Różnica pomiędzy wynikami numerycznymi i doświadczalnymi wynosi  $3,62-4,82^\circ$ , zależnie od parametrów procesu gięcia.

## 6. WNIOSKI

Obliczenia numeryczne i badania doświadczalne wykazały, że wielkość sprężynowania jest silnie zależna od właściwości materiałowych, parametrów procesu oraz metody rozwiązania. Próbki wykonane z materiału posiadającego wyższą wartość granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie (Grade 5) wykazują większą tendencję do sprężynowania. Mniejsza zmiana kształtu próbek po odciążeniu występuje dla czystego technicznie tytanu Grade 2. W większości przypadków zastosowanie smarów skutkuje zwiększeniem wartości kąta sprężynowania.

The numerical calculation result of the V-bending process for the specimen made of Grade 5 is shown in Fig. 7. The experimental result of the  $\Delta\alpha_c$  parameter is equal to  $25.24^\circ$ . The numerical calculation results are different considering the friction condition and solution method. For all the cases, increasing the punch force to 10 kN reduces the amount of springback. A smaller value of can be expected for the dry friction condition (using friction coefficient  $\mu = 0.3$ ). The difference between the numerical and experimental results is equal to  $3.62-4.82$ , depending on the process parameters.

## 6. CONCLUSIONS

The experimental and numerical results have shown that the amount of springback is strongly dependent on the material properties, process parameters and solution method. The specimens made of material having high values of yield strength and tensile strength (Grade 5) tend to produce very high springback. The studies present a smaller change of shape after unloading for commercially pure titanium Grade 2. In most cases, using lubrication results in a greater amount of springback angle.

Zmniejszenie docisku stempla wpływa na zamianę kształtu próbki po odciążeniu. Wybór rozwiązania niejawnego wiąże się z łatwiejszymi pomiarami oraz zazwyczaj daje mniejszą wartość rozważanych parametrów sprężynowania. Porównanie pomiędzy wynikami doświadczalnymi i numerycznymi wskazuje na konieczność dalszej poprawy modelu materiałowego celem uzyskania wyższej dokładności wyników.

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

*The increase in punch force to a small extent influences the shape of the specimen after unloading in comparison to the smaller punch force. Selection of the explicit solution method takes effect in an easier measure and usually gives a smaller value of the considered spring-back parameters. The comparison between the numerical and experimental studies demonstrated that it is necessary to improve the material models for results of better suited research.*

*Financial support of Structural Funds in the Operational Programme – Innovative Economy (IE OP) financed from the European Regional Development Fund - Project "Modern material technologies in aerospace industry", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 is gratefully acknowledged.*

## LITERATURA / REFERENCES

- [1] Adamus J., Lackner M., Major Ł.: A study of the impact of anti-adhesive coatings on the sheet-titanium forming processes. Archives Of Civil And Mechanical Engineering 13(2013) pp. 64–71.
- [2] Adamus J., Lacki P.: Forming of the titanium elements by bending, Computational Materials Science 50 (2011), pp. 1305-1309.
- [3] Lacki P., Adamus J., Więckowski W., Winowiecka J.: Modelling of stamping process of titanium Tailor-welded blanks, Computer Methods In Materials Science, Vol. 13, 2013, No. 2, pp. 339-344.
- [4] Lacki P., Adamus K.: Welding of thin titanium sheets of different mechanical properties. Obróbka Plastyczna Metali Vol. XXIII Nr 3 (2012).
- [5] Lacki. P, Adamus J., Więckowski W., Winowiecka J.: Evaluation of drawability of titanium welded sheets. Archives of Metallurgy and Materials (2013) 58 pp.139-143.
- [6] Adamus J.: Stamping of Titanium Sheets, Key Engineering Materials 410-411 (2009), pp. 279-288.
- [7] Adamus J.: Theoretical and experimental analysis of the sheet-titanium forming process, Archives of Metallurgy and Materials 54/3 (2009).
- [8] Tekiner Z.: An experimental study on the examination of springback of sheet metals with several thicknesses and properties in bending dies. Journal of Materials Processing Technology 2004 145, pp.109–117.
- [9] Zhang D.J., Z.S., Z.Y. Chen, X.Y. Ruan: An analytical model for predicting sheet springback after V-bending. Journal of Zhejiang University Science A 2007 8(2), pp.237-244.
- [10] Jiang Z.Q., Yang H., Zhan M., Xu X.D., Li G.J.: Coupling effects of material properties and the bending angle on the springback angle of a titanium alloy tube during numerically controlled bending. Materials and Design 2010 31, pp.2001–2010.
- [11] Thipprakmas S.: Finite element analysis of punch height effect on V-bending angle. Materials and Design 2010 31, pp. 1593–1598.
- [12] Garcia-Romeu M.L., Ciurana J., Ferrer I.: Springback determination of sheet metals in an air bending process based on an experimental work. Journal of Materials Processing Technology 2007 191, pp. 174–177.
- [13] Adamus J., Lacki P., Łyzniak J., Zawadzki M.: Analysis of spring-back during forming of the element made of AMS 5604 steel. Archives of metallurgy and materials, 2011 56(2), pp. 423-430.
- [14] Greze R., Manach P.Y., Laurent H., Thuillier S., Menezes L.F.: Influence of the temperature on residual stresses and springback effect in an aluminium alloy. International Journal of Mechanical Sciences 2010 52, pp. 1094–1100.
- [15] Moon Y.H., Kang S.S., Cho J.R., Kim T.G.: Effect of tool temperature on the reduction of the springback of aluminum sheets, Journal of Materials Processing Technology 132 (2003), pp.365–368.
- [16] Zhang L. C. Lin Z.: An analytical solution to springback of sheet metals stamped by a rigid punch and an elastic die. Journal of Materials Processing Technology 63 (1997), pp.49-54.

- [17] Zampaloni M., Abedrabbo N., Pourboghrat F.: Experimental and numerical study of stamp hydroforming of sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences* 2003 45, pp.1815–1848.
- [18] Xu W.L., Ma C.H., Li C.H., Feng W.J.: Sensitive factors in springback simulation for sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 151, pp. 217–222.
- [19] Narasimhan N., Lovell M.: Predicting springback in sheet metal forming: an explicit to implicit sequential solution procedure. *Finite Elements in Analysis and Design* 1999 33, pp. 29-42.
- [20] Sousa L.C., Castro C.F., Antonio C.A.C: Optimal design of V and U bending processes using genetic algorithms. *Journal of Materials Processing Technology* 2006 172, pp. 35–41.