



POLITECHNIKA RZESZOWSKA  
im. Ignacego Łukasiewicza  
WYDZIAŁ BUDOWY MASZYN i LOTNICTWA

**ROZPRAWA DOKTORSKA**

**Wpływ starzenia naturalnego na charakterystyki  
technologicznej plastyczności blach ze stopu AlCu4Mg1**

mgr inż. Grzegorz PASOWICZ

**Promotor:** dr hab. inż. Stanisław KUT, prof. PRz

Rzeszów 2024



## Spis treści

Spis treści.....	3
Wykaz ważniejszych oznaczeń .....	5
1. Wprowadzenie .....	7
2. Analiza stanu zagadnienia .....	9
2.1 Stopy aluminium w przemyśle lotniczym.....	9
2.1.1. Podział stopów aluminium .....	11
2.1.2. Charakterystyka stopów serii 2xxx.....	15
2.2. Elementy lotnicze z blach aluminiowych .....	19
2.2.1. Wybrane metody kształtowania wytłoczek .....	23
2.2.2. Kształtowanie wytłoczek z blach do utwardzania wydzieleniowego.....	28
2.3. Symulacje komputerowe procesów kształtowania wytłoczek .....	31
2.3.1. Warunki plastyczności.....	38
2.3.2. Modele naprężenia uplastyczniającego .....	41
2.4. Wnioski wynikające z analizy stanu zagadnienia .....	44
3. Cele, teza i zakres pracy .....	46
4. Plan badań.....	47
5. Materiał badany .....	56
6. Badanie właściwości plastycznych blach w stanie wyżarzonym .....	59
6.1. Krzywe umocnienia dla blach wyżarzonych .....	62
6.2. Współczynniki w modelach naprężenia uplastyczniającego dla blach wyżarzonych.....	64
7. Badanie właściwości plastycznych blach po obróbce cieplnej .....	70
7.1. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności.....	73
7.2. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia.....	75
7.3. Wpływ czasu starzenia na współczynniki w modelach naprężenia uplastyczniającego .....	81
7.4. Zestawienie współczynników dla wybranych modeli w funkcji czasu starzenia.....	98

8.	Badanie sprężynowania blach po gięciu.....	101
8.1.	Stanowisko do badań .....	101
8.2.	Metodyka wyznaczania współczynnika sprężynowania.....	106
8.3.	Charakterystyki sprężynowania blach w stanie wyżarzonym .....	108
8.4.	Charakterystyki sprężynowania blach po obróbce cieplnej.....	111
9.	Modelowanie MES procesu gięcia badanych blach .....	117
9.1.	Opracowanie i weryfikacja pięciu modeli MES gięcia blach wyżarzonych.....	117
9.2.	Modelowanie MES gięcia blachy po obróbce cieplnej.....	129
10.	Ocena opracowanych współczynników modeli naprężenia uplastyczniającego na przykładzie wytłoczki produkcyjnej.....	135
10.1.	Opracowanie modelu MES kształtowania wytłoczki produkcyjnej .....	135
10.1.1.	Wyniki modelowania MES bez i z uwzględnieniem czasu starzenia.....	139
10.2.	Wykonanie i badania wytłoczki produkcyjnej.....	143
10.3.	Ocena skuteczności opracowanych współczynników modelu naprężenia uplastyczniającego.....	148
11.	Podsumowanie i wnioski .....	154
	Literatura .....	158
	Spis tabel.....	174
	Spis rysunków.....	177
	Streszczenie .....	183

## Wykaz ważniejszych oznaczeń

K	współczynnik sprężynowania [-]
$\gamma_g$	kąt gięcia pod obciążeniem [rad], [°]
$\gamma_s$	kąt gięcia po odciążeniu [rad], [°]
$\rho_g$	promień gięcia pod obciążeniem [mm]
$\rho_s$	promień gięcia po odciążeniu [mm]
g	grubość blachy [mm]
$f_g$	strzałka ugięcia pod obciążeniem [mm]
$f_s$	strzałka ugięcia po odciążeniu [mm]
$R_{p0,2}$	granica plastyczności [MPa]
$R_m$	wytrzymałość na rozciąganie [MPa]
$A_{50}$	wydłużenie względne po zerwaniu [%]
$A_g$	wydłużenie trwałe przy największej sile [%]
r	współczynnik anizotropii normalnej Lankforda [-]
$\sigma_{pl}$	naprężenie uplastyczniające [MPa]
$\epsilon_{pl}$	odkształcenie plastyczne [-]
$B_d$	błąd dopasowania [%]
RMSE	pierwiastek błędu średniokwadratowego [-]
$K_1$	współczynnik umocnienia w modelu Hollomona [MPa]
$n_1$	wykładnik umocnienia w modelu Hollomon [-]
$K_2$	współczynnik umocnienia w modelu Swifta [MPa]
$n_2$	wykładnik umocnienia w modelu Swifta [-]
$\epsilon_0$	odkształcenie wstępne w modelu Swifta [-]

$A_3, K_3$	współczynniki umocnienia w modelu Voce'a [MPa]
$n_3$	wykładnik umocnienia w modelu Voce'a [-]
$A_4, B_4, K_4$	współczynniki umocnienia w modelu El-Magda [MPa]
$n_3$	wykładnik umocnienia w modelu El-Magda [-]
$R^2$	współczynnik korelacji
$B_{w(K)}$	błąd względny współczynnika sprężynowania [%]
$K_{EXP}$	współczynnik sprężynowania wyznaczony doświadczalnie [%]
$K_{MES}$	współczynnik sprężynowania obliczony z wykorzystaniem symulacji MES [%]
$B_{w(P)}$	błąd względny maksymalnej siły gięcia [%]
$P_{EXP}$	maksymalna siła gięcia wyznaczona doświadczalnie [N]
$P_{MES}$	maksymalna siła gięcia obliczona z wykorzystaniem symulacji MES [N]

# 1. Wprowadzenie

Przemysł lotniczy obejmuje kształtowanie części blaszanych o różnych gabarytach przy zachowaniu najwyższych standardów jakości. Złożony proces kształtowania tych części na drodze przeróbki plastycznej wymaga wysokiej precyzji. Popularność części blaszanych w postaci wytłoczek wynika i ich lekkości, wytrzymałości oraz jakości powierzchni. Wytłoczki z blach aluminiowych mających zdolność do utwardzania wydzieleniowego mogą być kształtowane w dwóch wariantach. W pierwszym wariacie, formowaniu poddawane są blachy po wyżarzaniu zmiękczającym, natomiast gotowe wytłoczki poddawane są następnie przesycaniu i starzeniu. Starzenie po przesycaniu daje efekty w postaci zwiększenia wytrzymałości materiału wytłoczki i może przebiegać w sposób naturalny lub przyśpieszony w wyniku tzw. sztucznego starzenia. Z kolei w drugim wariacie, formowaniu poddawane są blachy po obróbce cieplnej tj. przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego. Proces starzenia po przesycaniu można spowolnić lub opóźnić przez obniżenie temperatury, co stwarza pewne możliwości związane z przeprowadzeniem procesu technologicznego kształtowania części blaszanych po przesycaniu. Kształtowanie blachy po przesycaniu jest o tyle korzystne, iż część nie wchodzi do pieca po ukształtowaniu, gdzie mogłaby ulec deformacji podczas procesu przesycania w wyniku nagrzewania w piecu, a następnie szybkiego schładzania. Ponadto, co jest bardzo korzystnie, materiał poddany odkształceniom plastycznym po przesycaniu, a następnie starzony uzyskuje znacznie wyższe parametry wytrzymałościowe po starzeniu, niż materiał poddany tylko przesycaniu i starzeniu.

Ogólnie rzecz ujmując, w trakcie starzenia blach ze stopu AlCu4Mg1 następuje zmiana właściwości mechanicznych i plastycznych materiału blachy co wpływa na parametry procesu formowania w tym sprężynowanie. Sprężynowanie jest bardzo niepożądanym zjawiskiem, które wpływa na niedokładność wytłoczek, a znajomość wielkości tego sprężynowania jest konieczna na wczesnym etapie projektowania oprzyrządowania. Zastosowanie tzw. metody prób i błędów do przewidywania efektu sprężynowania jest bardzo trudne, kosztowne i pracochłonne. Z tego względu tak ważne jest określenie wpływu czasu po przesycaniu na zmianę właściwości technologicznych materiału blachy. Wiedza dotycząca zmiany tych właściwości pozwoli je uwzględnić podczas projektowania procesu technologicznego wytłoczki i oprzyrządowania z wykorzystaniem symulacji komputerowych. Stosując analizę numeryczną w projektowaniu procesów kształtowania blach i oprzyrządowania, można z dużą dokładnością obliczyć m.in. wielkość sprężynowania pod warunkiem dysponowania odpowiednimi modelami i danymi materiałowymi. Niestety, o ile w literaturze naukowej

prezentowane są różne modele matematyczne możliwe do wykorzystania w analizach numerycznych, to brakuje najczęściej danych materiałowych umożliwiających praktyczne zastosowanie tych modeli. Również w przypadku badanych blach aluminiowych na próżno szukać w literaturze danych materiałowych umożliwiających zastosowanie równań konstytutywnych do opisu właściwości badanych blach na różnym etapie starzenia naturalnego. Z tego względu w ramach realizacji pracy doktorskiej zostały podjęte m.in. działania mające na celu wyznaczenie dla badanych blach aluminiowych parametrów materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego po wyżarzaniu, przesycaniu oraz na różnych etapach w trakcie starzenia naturalnego.

Prace badawcze i ich wyniki przedstawione w ramach niniejszej rozprawy zostały podzielone na 7 etapów opisanych szczegółowo w rozdziale 4. Wynikiem realizacji etapów 1 – 4 było opracowane na podstawie badań eksperymentalnych charakterystyk technologicznej plastyczności badanych blach ze stopu aluminium AlCu4Mg1 (AW-2024) w stanie wyżarzonego oraz po przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego, w postaci przebiegu krzywych umocnienia odkształceniowego. Na podstawie tych charakterystyk zostały wyznaczone współczynniki materiałowe w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego. Ze względów użytkowych w przypadku blach po obróbce cieplnej, współczynniki te zostały opisane w funkcji czasu starzenia naturalnego. Ponadto przedstawiono opracowane na podstawie doświadczalnych prób gięcia dla badanych blach w stanie wyżarzonego i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego tzw. charakterystyki sprężynowania powrotnego oraz wyznaczone na ich podstawie zależności współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i grubości pasma. Z kolei w ramach etapu 5 dokonano analizy i weryfikacji pięciu opracowanych modeli numerycznych procesu gięcia w aspekcie oceny ich skuteczności w prognozowaniu siły gięcia oraz sprężynowania po gięciu co przedstawiono w podrozdziale 9.1. Najbardziej skuteczny z opracowanych modeli gięcia do prognozowania sprężynowania został wykorzystany do realizacji etapu 6 opisanego w podrozdziale 9.2, którego celem była weryfikacja skuteczności prognozowania sprężynowania po gięciu badanych blach po przesycaniu i w trakcie starzenia z wykorzystaniem wyznaczonych wcześniej współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego uwzględniających wpływ czasu starzenia naturalnego. Natomiast w rozdziale 10 w wyniku realizacji 7 etapu badań dotyczących procesu kształtowania wylóczki produkcyjnej, potwierdzono wysoką skuteczność opracowanych parametrów modeli materiałowych i ich użytkowe znaczenie.

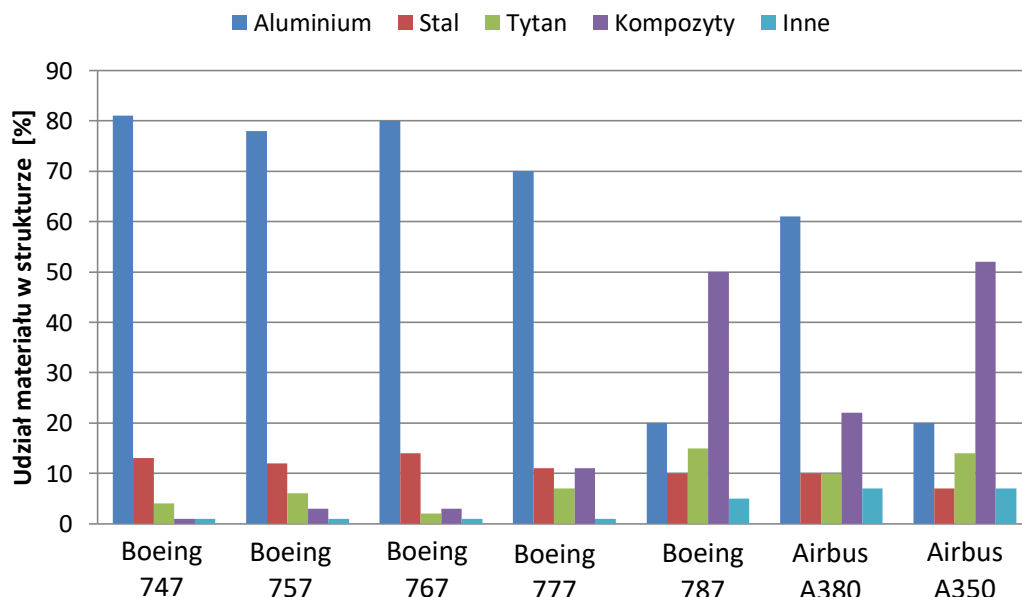


## **2. Analiza stanu zagadnienia**

### **2.1 Stopy aluminium w przemyśle lotniczym**

Od wielu lat stopy aluminium są najczęściej stosowanymi materiałami w lotnictwie, jednakże postęp technologiczny ewoluje i skład procentowy materiałów użytych do budowy struktury statku powietrznego może ulegać zmianom na rzecz wprowadzanych materiałów kompozytowych. Wprowadzenie kompozytów w przemyśle lotniczym ograniczyło rolę aluminium w konstrukcji statków powietrznych, ze względu na wytrzymałość zmęczeniową, zmniejszoną masę oraz odporność na korozję. Jednakże niska udarność i absorpcja wilgoci, a także recykling i naprawa pozostają poważną bolączką dla części wykonywanych z kompozytów [1]. Niemniej jednak pomimo znacznego wykorzystywania kompozytów, stopy aluminium mają fundamentalne znaczenie w konstrukcyjnych zastosowaniach m.in., ze względu na ich niewielką wagę i gęstość, obróbkę oraz niski koszt w porównaniu z innymi metalami i kompozytami [2-5]. Przemysł lotniczy ma bardzo dobrze wypracowane zastosowanie stopów aluminium w procesach produkcyjnych [6]. W typowym komercyjnym statku powietrznym stopy aluminium stanowią między 60% a 80% masy samolotu [7]. Na podstawie modeli samolotów dwóch największych producentów statków powietrznych na wykresie (rys. 2.1) przedstawiono procentowy udział poszczególnych materiałów użytych do ich budowy. Tylko w dwóch z zaprezentowanych modeli Airbus A350 oraz Boeing 787 udział kompozytów jest największy i wynosi ok. 50%, podczas gdy udział stopów aluminium wynosi ok. 20%. W pozostałych pięciu modelach zdecydowanie największy jest udział stopów aluminium wynoszący 60% do 80 % masy samolotu.

Stopy aluminium serii 2xxx, 6xxx i 7xxx mają szczególnie duże znaczenie, gdyż należą do gatunków obrabianych cieplnie i stosowane są na różnego rodzaju struktury lotnicze. Po procesie obróbki cieplnej wykazują wysoką wytrzymałość przy swojej małej wadze [8, 9]. Z kolei stop aluminium 2024 (AlCu4Mg1) charakteryzuje się bardzo dobrymi właściwościami strukturalnymi jak również odpornością na pękanie [10-12].



Rys. 2.1. Udział aluminium w cywilnym lotnictwie [7]

Wraz z rozwojem lotnictwa, kosmonautyki oraz wojskowości rozwinęły się badania i nastąpił postęp w produkcji wysokiej jakości stopów aluminium. Głównym celem początkowej fazy przemysłu lotniczego oraz kosmicznego (1906-1959) był rozwój stopów aluminium aby zmniejszyć ich gęstość jednocześnie zwiększając ich wytrzymałość i sztywność. W okresie II wojny światowej rozwinęto stopy aluminium oraz stan obróbki cieplnej [13]. W Stanach Zjednoczonych w roku 1943 opracowano stop 7075 którego użyto do budowy bombowca B-29. Stop z serii 7xxx był pierwszym stopem, który został z powodzeniem stosowany w samolotach [14]. Pierwszy sztuczny satelita mając masę 83,6 kg został wystrzelony w 1957 roku i co najważniejsze, cały został wykonany ze stopów aluminium [15]. W 1954 r. trzy odrzutowce wykonane ze stopu 7075 rozbiły się z powodu zmęczenia kadłuba pod wpływem ciśnienia, co było bardzo niepokojące [1]. W momencie gdy kadłub samolotu zwiększał swój gabaryt zaczęto stosować konstrukcje grubościennie i wieloprzekrojowe. W samolotach pojawiło się także naprężeniowe pękanie korozyjne. To zjawisko przyczyniło się w latach 1960 – 1970 do rozwoju stopów aluminium w kierunku poprawy odporności na uszkodzenia, korozję oraz trwałość konstrukcji. Zastosowano wtedy obróbkę cieplną której wynikiem był udany proces podwójnego starzenia T73 który ograniczył korozję stopu 7075-T6 kosztem obniżenia o 10% do 15% jego wytrzymałości [16]. W połowie lat 60-tych XX wieku opracowano obróbkę cieplną dla stopu 7075 która spełniła wymagania pęknięcia korozyjnego [17]. Opracowano nowe stopy oraz obróbkę cieplną np.: 7475-T76, T73, T76, 2324-T39 itd. W 1969 roku Airbus zaadoptował jako główne materiały

konstrukcyjne stopy aluminium [18]. Boeing w tym samym roku z modelem 747 wykonał pierwszy lot, gdzie głównym materiałem konstrukcyjnym było wysokiej wytrzymałości aluminium [19]. W latach 80-tych w związku z wysokimi cenami paliw obniżano masę konstrukcji oraz zwiększano wymagania temperaturowe pracy stopów aluminium. W tym czasie na znaczeniu dzięki swoim właściwościom zyskały stopy aluminium na bazie litu (Al-Li). Oferują one niską gęstość, wysoki moduł Younga, wysoką wytrzymałość czy odporność na korozję [20-23]. Ze względu na to że lit jest najlżejszym metalem na świecie, stopy na bazie litu obniżają wagę konstrukcji o około 10% do 20%, poprawiając tym samym sztywność o 15% do 20% co ma ogromne znaczenie dla przemysłu lotniczego chociażby ze względu na redukcję paliwa, a co za tym idzie bardziej ekologiczny wpływ na środowisko [24]. Typowe stopy Al-Li to m.in.: 2196, 2098, 2099, 2199, 2050, 2055 itd. Stopy Al-Li są szeroko stosowane w samolotach A330/340/350/380 – Airbus w Europie, 747/777/787 – Boeing w Stanach Zjednoczonych oraz Comac C919 w Chinach [25]. W XXI wieku pojawienie się nowych materiałów wymusiło także rozwój tych tradycyjnych. Przed stopami aluminium stoi duże wyzwanie ponieważ rośnie zapotrzebowanie na stopy Al o zwiększonej wytrzymałości, mniejszej gęstości oraz dłuższej żywotności [26].

### **2.1.1. Podział stopów aluminium**

Czyste aluminium ma ograniczone zastosowanie, dlatego często łączy się z innymi pierwiastkami takimi jak magnez, mangan, krzem, tworząc stopy [31]. Różna zawartość pierwiastków daje dużą ilość pożądanych właściwości chemicznych i fizycznych. Stopy aluminium można podzielić na dwie grupy. Stopy odlewnicze (tabela 2.1) i stopy do obróbki plastycznej (tabela 2.2), gdzie różnica pomiędzy tymi grupami polega na procesie produkcyjnym [10], [28, 29]. Odlewnicze stopy produkowane są w procesie zwanym odlewaniem, polega on na stopieniu wkładu i wlewniu go do formy w celu zestalenia [30]. Spośród znanych metod odlewania aluminium można wymienić: odlewanie piaskowe [31], odlewanie metodą traconego wosku znane również jako odlewanie precyzyjne [32], odlewanie ciśnieniowe [33], odlewanie w formach trwałych [34].

Z kolei stopy do obróbki plastycznej po zestaleniu wlewka są kształtowane plastycznie w stanie stałym z wykorzystaniem metod obróbki plastycznej [35, 36]. Kształtowanie plastyczne tych stopów realizowane jest z wykorzystaniem takich procesów obróbki plastycznej jak: walcowanie [37], wyciskanie [38], kucie [39] czy ciągnięcie [40].

Tabela 2.1. Oznaczenia odlewniczych stopów aluminium [41-43]

<b>Seria</b>	<b>Zawartość aluminium lub głównego pierwiastka stopowego</b>
1xx.0	Czyste aluminium, 99.00%
2xx.0	Miedź
3xx.0	Krzem z miedzą i/lub magnezem
4xx.0	Krzem
5xx.0	Magnez
6xx.0	Nie używany
7xx.0	Cynk
8xx.0	Cyna
9xx.0	Inne

Tabela 2.2. Oznaczenia stopów aluminium do obróbki plastycznej [41-43]

<b>Seria</b>	<b>Zawartość aluminium lub głównego pierwiastka stopowego</b>
1xxx	Czyste aluminium, 99.00%
2xxx	Miedź
3xxx	Mangan
4xxx	Krzem
5xxx	Magnez
6xxx	Magnez i Krzem
7xxx	Cynk
8xxx	Inne
9xxx	Nie używane

Pomimo wyższych kosztów, w porównaniu ze stopami odlewniczymi, stopy aluminium do obróbki plastycznej mają niższą zawartość pierwiastków stopowych, lepsze właściwości mechaniczne, większą zwartość oraz bardziej jednolitą mikrostrukturę [44].

W celu poprawy np. wytrzymałości lub ciągliwości, materiał można poddać obróbce cieplnej. I tak stopy aluminium do obróbki plastycznej można podzielić na stopy podlegające obróbce cieplnej i nie podlegające obróbce cieplnej. Teoretyczna granica między tymi stopami to graniczna rozpuszczalność nasyconego roztworu stałego w temperaturze pokojowej. Stopy niepoddające się obróbce cieplnej to stopy serii 3xxx (Al-Mn) oraz 5xxx (Al-Mg) [45, 46]. Znane są ze swojej odporności na korozję. Posiadają dobrą plastyczność i spawalność oraz niską wytrzymałość. Stopy Al-Mn mają niższą wytrzymałość niż stopy Al-

Mg [47]. Rzadziej stosowane w samolotach, główne ich zastosowanie to zbiorniki paliwa, rury olejowe i elementy spawalnicze. Stopy aluminium podlegające obróbce cieplnej serii 2xxx (Al-Cu, Al-Cu-Mg), 6xxx (Al-Mg-Si), 7xxx (Al-Zn-Mg, Al-Zn-Mg-Cu), niektóre stopy 8xxx (Al-Li), mają wysoką wytrzymałość ale niską plastyczność i odporność na korozję.

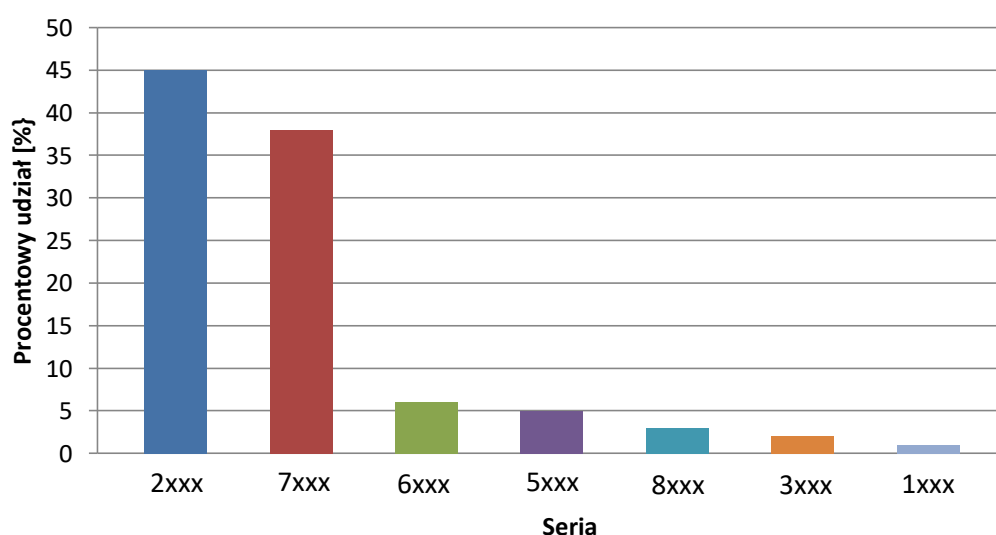
Klasyfikacja stopów aluminium obejmuje zazwyczaj ich skład chemiczny, właściwości oraz zastosowanie. Istnieją różne systemy klasyfikacji stopów aluminium. Najczęściej stosowanym systemem oznaczania jest AA. System dla stopów odlewanych posiada formę czterech cyfr. Trzecia i czwarta cyfra są od siebie oddzielone kropką tj. (xxx.x). Cyfra pierwsza wskazuje metale stopowe podstawowe dla stopu aluminium – główny składnik stopowy. Druga cyfra i trzecia to identyfikacja różnych stopów w każdej serii. Natomiast czwarta cyfra określa nam czy dany stop jest odlewem (xxx.0), czy wlewkiem (xxx.1) [28].

System nazewnictwa stopów do obróbki plastycznej jest podobny do nazewnictwa odlewanych stopów – użycie czterech cyfr bez przecinka dziesiętnego. Cyfra pierwsza to określenie głównych pierwiastków stopowych. Kolejna cyfra to określenie czy stop jest odmianą stopu pierwotnego. Dwie ostatnie cyfry mają za zadanie identyfikować stop w odpowiednich seriach. W tabeli 2.3 przedstawiono oznaczenie numeryczne z głównym pierwiastkiem stopowym oraz zastosowanie stopów aluminium. Aby zapewnić dalsze możliwości obróbcze stopy aluminium do obróbki plastycznej posiadają dodatkowo oznaczenie stanu. Typowymi oznaczeniami stanu są: F (fabrykowany), O (wyżarzony), H (utwardzany), W (obróbka cieplna w roztworze), T (obróbka termiczna) [6, 28, 48].

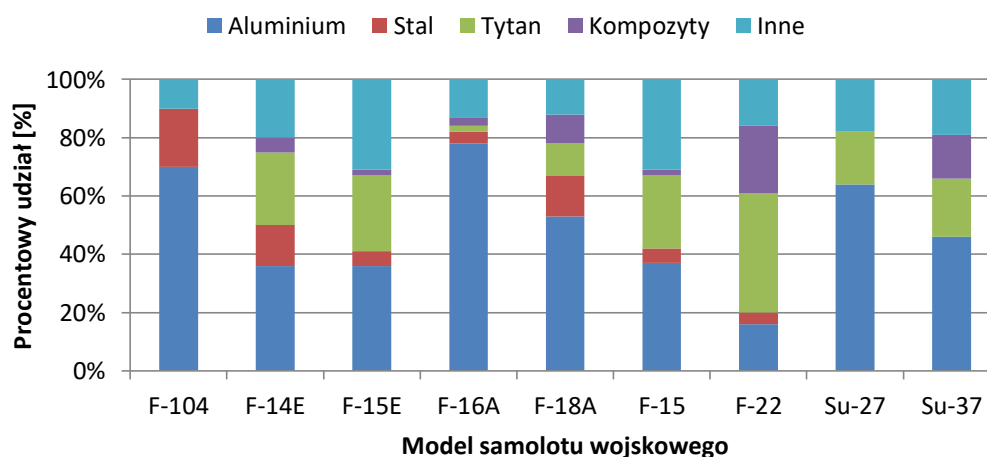
Tabela 2.3. Oznaczenia i zastosowanie stopów aluminium [7], [49, 50]

<b>Seria</b>	<b>Główne pierwiastki stopowe</b>	<b>Zastosowanie</b>
1xxx	Komercyjne czyste aluminium	Tani, czysty, bez składników stopowych, Przemysł chemiczny – odporność na agresję chemiczną i korozję. Stosowany do urządzeń elektrycznych – doskonałą przewodność i wysoka odkształcalność
2xxx	Miedź (stopy Al-Cu)	Zastosowanie w lotnictwie, podatny na korozję, doskonała obrabialność np. stop Al2024, możliwość obróbki cieplnej, wysoka wytrzymałość w temperaturach pokojowych i podwyższonych
3xxx	Mangan (stopy Al-Mn)	Używany do spawania i anodowania, odporność na korozję, wysoka odkształcalność przy średniej wytrzymałości.
4xxx	Krzem (stopy Al-Si)	Zastosowania architektoniczne, Stosowany do drutów spawalniczych i lutu, średnia wytrzymałość, niektóre stopy nadają się do obróbki cieplnej

5xxx	Magnez (stopy Al-Mg)	Odporność na korozję w wodzie morskiej, dobra wytrzymałość oraz dobre właściwości spawalnicze
6xxx	Magnez i Krzem (stopy Al-Mg-Si)	Przemysł motoryzacyjny pod warunkiem równej zawartości magnezu i krzemu. Dobra odkształcalność, obrabialność i odporność na korozję, możliwość obróbki cieplnej
7xxx	Cynk (stopy Al-Zn)	Najwyższa wytrzymałość z pozostałych serii. Stosowany głównie w lotniczych konstrukcjach, możliwość obróbki cieplnej
8xxx	Inne pierwiastki (stopy Al-inne pierwiastki np. Fe, Ni, Li)	Zarezerwowane dla innych pierwiastków, możliwość obróbki cieplnej, dobra przewodność, wytrzymałość i twardość

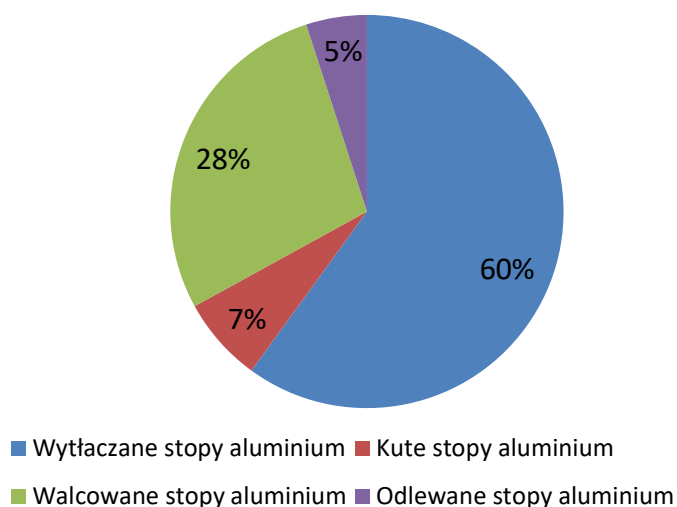


Rys. 2.2. Procentowe zastosowanie poszczególnych serii stopów aluminium w samolotach cywilnych [13]



Rys. 2.3. Procentowy udział materiałów w samolotach wojskowych [51]

Biorąc pod uwagę zastosowanie w przemyśle lotniczym stopy aluminium można podzielić na [52]: wytłaczane, walcowane, kute i odlewane. Udział procentowy zastosowania przedstawiono na rys. 2.4.



Rys. 2.4. Udział stopów aluminium w przemyśle lotniczym [51]

Liczba pierwiastków które są ważnymi dodatkami stopów aluminium jest ograniczona. Istnieje system dla oznaczania stopów który określa minimalne oraz maksymalne limity składu wszystkich pierwiastków w stopie. Powstał również system opisujący obróbkę cieplną. Systemy oznaczeń eliminują nieporozumienia które mogłyby pojawić się pomiędzy różnymi krajami.

### 2.1.2. Charakterystyka stopów serii 2xxx

Aluminium charakteryzuje się właściwościami takimi jak: lekkość, wysoka wytrzymałość, niemagnetyczność, odporność na korozję [53]. Dzięki wysokiemu stosunkowi wytrzymałości do gęstości stopy aluminium zwiększają swoje zastosowanie w przemyśle. Z racji swej dużej wytrzymałości głównym ich zastosowaniem są miejsca gdzie wymagana jest tolerancja na uszkodzenia [54]. Niektóre stopy poddaje się umocnieniu wydzieleniowemu. Jest to jedna z najważniejszych metod obróbki cieplnej w celu zwiększenia wytrzymałości tych stopów aluminium. Wzrasta w ten sposób twardość oraz wytrzymałość materiału [55, 56].

Stop aluminium 2024 zawiera miedź, magnez, mangan, śladowe ilości żelaza i krzemu oraz kilka mniejszych pierwiastków stopowych [57]. Zawartość pierwiastka Cu w stopach aluminium serii 2xxx zazwyczaj wynosi między 3% a 7%. Zwiększenie zawartości miedzi

wpływa na poprawę odporności cieplnej, wytrzymałości czy twardości stopu. Jednakże plastyczność i odporność na korozję ulega zmniejszeniu oraz wzrasta tendencja stopu do pęknięcia na gorąco. Dodając pierwiastek Mg, zwiększona zostaje w ten sposób wytrzymałość, odporność na korozję, twardość oraz odporność zmęczeniowa. Z drugiej strony zbyt duża zawartość magnezu wpływa na pogorszenie ciągliwości i udarności stopu [58]. Z tego też powodu zwykle zawartość Mg jest kontrolowana na poziomie od 0,5% do 2,5% [59]. Dodając mangan, stopy serii 2xxx zyskują lepszą odporność na korozję jak również zwiększa się wytrzymałość poprzez wzmocnienie stałym roztworem. Stopy aluminium 2xxx wytwarzane są na zasadzie walcowania na gorąco. Charakteryzują się najwyższą wartością twardości spośród stopów aluminium. Stop aluminium do obróbki plastycznej posiada wysoki moduł sprężystości oraz wysoką wartość wytrzymałości [60, 61]. W przypadku stopu 2024 może być on starzony naturalnie (T4) lub sztucznie (T6) [62, 63].

W latach 50 – tych ubiegłego wieku stopy aluminium serii 2xxx były wykorzystywane w lotnictwie m.in.: na konstrukcję kadłuba, ogonów i skrzydeł, elementów napinających skrzydła, żebra oraz innych elementów konstrukcyjnych gdzie wymagana jest duża wytrzymałość [1], [64]. Typowe gatunki stopów aluminium serii 2xxx to m. in.: 2024, 2026, 2224, 2324, 2524. Ich skład chemiczny i właściwości mechaniczne niektórych stopów aluminium serii 2xxx przedstawiono odpowiednio w tabelach 4 i 5. Stop aluminium 2219 ma bardzo dobrą spawalność, właściwości mechaniczne w niskiej temperaturze oraz temperaturze pokojowej, jak również w temperaturze 250-300°C utrzymuje wysokie właściwości mechaniczne. Przemysł lotniczy wykorzystuje ten materiał do produkcji zbiorników przewożących ciekły tlen, ciekły wodór czy zbiorniki do przechowywania rakiet [65].

Tabela 2.4. Skład chemiczny stopów serii 2xxx [66]

<b>Seria 2000</b>	<b>Cu</b>	<b>Zn</b>	<b>Mg</b>	<b>Mn</b>	<b>Fe</b>	<b>Si</b>	<b>Cr</b>	<b>Zr</b>	<b>Ti</b>	<b>Al.</b>
<b>2024</b>	4,4	-	1,5	0,6	≤0,5	≤0,5	0,1	-	0,15	reszta
<b>2026</b>	3,+6- 4,3	0,1	1,0- 1,6	0,3- 0,8	0,07	0,05	-	0,05- 0,25	0,06	reszta
<b>2224</b>	4,1	-	1,5	0,6	≤0,15	≤0,12	-	-	-	reszta
<b>2324</b>	3,8- 4,4	0,25	1,2- 1,8	0,3- 0,9	0,12	0,1	0,1	-	0,15	reszta
<b>2524</b>	4,0- 4,5	0,15	1,2- 1,6	0,45- 0,7	0,12	0,06	0,05	-	0,1	reszta



Tabela 2.5. Właściwości mechaniczne serii 2xxx [66]

<b>Seria 2000</b>	<b>Wytrzymałość na rozciąganie (MPa)</b>	<b>Granica plastyczności (MPa)</b>	<b>Wydłużenie (%)</b>
2024-T351	428	324	21
2026-T3511	496	365	11
2224-T39	476	345	10
2324-T39	475	370	8
2524-T3	434	306	24

W przemyśle lotniczym jednym z najczęściej stosowanych stopów serii 2000 jest stop 2024-T3. Jest powszechnie uważany za stop lotniczy z racji dobrej tolerancji na uszkodzenia oraz wysokiej wytrzymałości i odporności na propagację pęknięć zmęczeniowych w stanie T3. W konstrukcji całego statku powietrznego stop 2024-T3 pozostaje głównym materiałem konstrukcyjnym [67].

Nieprzerwanie badany jest wpływ mikrostruktury na właściwości zmęczeniowe stopów aluminium. Dzięki badaniom i ulepszonej kontroli składu powstają nowe stopy, i tak przemyśle lotniczym zaczęto stosować nowy rodzaj stopu aluminium – stop 2524 [68]. Głównie jego zastosowanie to poszycie skrzydła [69]. Stop aluminium 2524 ma wyższą wytrzymałość i lepsze właściwości zmęczeniowe w porównaniu do stopów 2024, 2124, 2224 [70, 71]. Osiągnięto to poprzez zmniejszenie zanieczyszczeń w dużej mierze żelaza i krzemu. Na przykładzie kadłuba przedstawiono informację, że stop 2524-T3 wykazuje 15% do 20% lepszą wytrzymałość i dwukrotny wzrost odporności na pęknięcia zmęczeniowe, względem stopu 2024-T3 [6]. Prowadzi to do ograniczenia masy oraz 30% do 40% wydłużenie żywotności podzespołów [72]. Większą wytrzymałość dla poszycia skrzydła wykazują również stopy aluminium 2224-T351 i 2324-T39 [73, 74]. Na bazie stopu 2024 opracowano nowy stop 2026, który zawiera mniej zanieczyszczeń żelaza i krzemu. Stop 2026 zawiera niewielkie ilości cyrkonu, które wpływają na hamowanie rekrytalizacji [75]. Dodatkowo w porównaniu do 2024 oraz 2224 charakteryzuje się wyższą tolerancją na uszkodzenia, wyższą wytrzymałością zmęczeniową, wyższą wytrzymałością na rozciąganie jak również zadowalającą odpornością na pęknięcie [76]. Podejmując temat zwiększenia odporności stopów serii 2000 na korozję oraz zmęczenie przeprowadzono w tym celu kilka badań [77, 78].

Stosowany na różne elementy w lotnictwie stop aluminium 2024 wykazuje tendencję do szybkiej korozji. Należy to sprawdzać aby bezpieczeństwo lotu zawsze było zapewnione [79]. Jeżeli harmonogramy przeglądów nie będą skrupulatnie pilnowane, niewielka korozja może się rozprzestrzenić i w późniejszym czasie stanowić zagrożenie dla bezpieczeństwa statku

powietrznego [80]. Rozpoznanie korozji może przedstawiać się w formie utraty materiału lub grubości spowodowanej korozją. Aby wykryć uszkodzenia i określić utratę grubości materiału na skutek korozji, można posłużyć się badaniami nieniszczącymi (NDT). Biorąc pod uwagę poszycie samolotu i zlokalizowanie korozji na górnej powierzchni, można w takim przypadku sprawdzić korozję np. wzrokowo [81]. Jeżeli natomiast korozja byłaby ukryta w trudno dostępnych miejscach, można zastosować metodę badania prądami wirowymi [82]. Metoda ta zalicza się do powierzchniowych badań. Zazwyczaj tą metodą można identyfikować pęknięcia powierzchniowe, wyszczerbienia, zarysowania oraz korozję [83-85]. Jednakże po zastosowaniu odpowiedniej częstotliwości sondy, umożliwia wykrycie również defektów podpowierzchniowych. Warto zauważyć fakt, iż jak dotąd nie ma określonej koncepcji która umożliwiała by symulację uszkodzeń korozyjnych oczekiwanych w warunkach eksploatacyjnych bazując na przyspieszonych badaniach korozyjnych w laboratorium. Koncepcje laboratoryjne uszkodzeń korozyjnych w trakcie eksploatacji nie mogą być jednoznaczne, ponieważ warunki środowiskowe w różnych regionach świata nie są takie same. Przykładowo na samolot lecący z Alaski do Stanów Zjednoczonych działają odmienne warunki środowiskowe porównując do samolotu lecącego nad Morzem Śródziemnym. Brak jednoznacznych koncepcji nie pozwala wiarygodnie przewidzieć degradacji właściwości mechanicznych. Powstaje więc sytuacja w której ochrona przed korozją jest niezbędna.

Aby zapobiec występowaniu procesów korozji, które to pogarszają właściwości mechaniczne konstrukcji, najczęściej unika się bezpośredniego kontaktu z otaczającym środowiskiem, poprzez zastosowanie powłok ochronnych. W przemyśle lotniczym do przedłużenia żywotności części, przed malowaniem stosuje się osadzanie powłok ochronnych t.j.: platerowanie [86, 87] lub anodowanie [86, 87].

Anodowanie polega na naroście warstwy glinu w procesie elektrochemicznym. Wynikiem tego zabiegu jest powstanie struktury złożonej z warstwy porowatej oraz cienkiej warstwy barierowej. Aby wytworzyć wspomniane warstwy stosuje się proces anodowania kwasem chromowym, który bardzo dobrze chroni strukturę części przed korozją. Jednakże ze względu na problemy środowiskowe związane z kwasem chromowym, podjęto próby zmiany kąpeli. Skupiono się głównie na zastąpieniu anodowania kwasem chromowym, anodowaniem siarkowym kwasem bez, lub z dodatkiem modyfikatorów [88].

Platerowanie to proces nakładania cienkich powłok metali (np. aluminium lub niklu) wykończenia powierzchni na inny materiał. Dzięki platerowaniu powierzchnie części mają lepsze właściwości fizyczne i chemiczne, jak również poprawia to sam wygląd części. Grubość powłoki mieści się zazwyczaj w zakresie 1,5%-15% grubości podłoża. Powłoki

nakładane są za pomocą metod walcowania na zimno, walcowania na gorąco, przeciągania, odlewania, galwanizowania. Naniesiona powłoka zwiększa wytrzymałość, zapewnia twardość a przede wszystkim zapobiega korozji [89-91].

## **2.2. Elementy lotnicze z blach aluminiowych**

Konstrukcja statku powietrznego musi być tak wykonana aby wytrzymała ciężar statyczny samolotu oraz dodatkowe obciążenia podczas manewrów na płycie lotniska, kołowanie, start i lądowanie czy też turbulencje. Materiały użyte do konstrukcji powinny charakteryzować się niską gęstością dla redukcji masy oraz posiadać właściwości adekwatne do konkretnego zastosowania. Dobór materiału na dany element zależy od wielu wymagań projektowych m.in. warunków naprężenia, możliwości produkcji czy też konserwacji oraz ograniczeń geometrycznych właściwości inżynierskich (moduł sprężystości, granica plastyczności, wytrzymałość na rozciąganie) [92]. Stopy aluminium zostały wybrane do produkcji elementów lotniczych ze względu na ich stosunkowo wysoką wydajność strukturalną przy jednocześnie dobrych możliwościach wytwarzania jak również zadowalających kosztach produkcji [93]. Tolerancja materiału na uszkodzenia powinna być na tyle dobra aby wytrzymać panujące w locie warunki temperaturowe czy też wilgotność [94]. Materiały na konstrukcję płatowca projektowane są tak aby zapewnić długotrwałą eksploatację maszyny (60 000 godzin lotu) [6].

Najbardziej popularne serie z blach aluminiowych to 2xxx i 7xxx [95]. Zastosowanie niektórych stopów aluminium w produkcji konkretnych podzespołów samolotu zamieszczono w tabeli 6. Stopy z serii 2xxx charakteryzują się dobrą odpornością na pęknięcia zmęczeniowe oraz tolerancją na uszkodzenia. Stosuje się je na poszycia kadłubów i dolnych skrzydeł samolotu – pęknięcia stanowią tutaj ważny parametr konstrukcyjny. Najpowszechniejszym stopem z serii 2xxx jest stop 2024-T3 – wykorzystywany do konstrukcji kadłuba [96, 97]. Stopy z serii 7xxx są stosowane w górnych poszyciach skrzydeł, gdzie głównym czynnikiem projektowym jest wytrzymałość. Najbardziej znany stop z tej serii, który stosowany jest w lotnictwie to 7075-T6 [19].

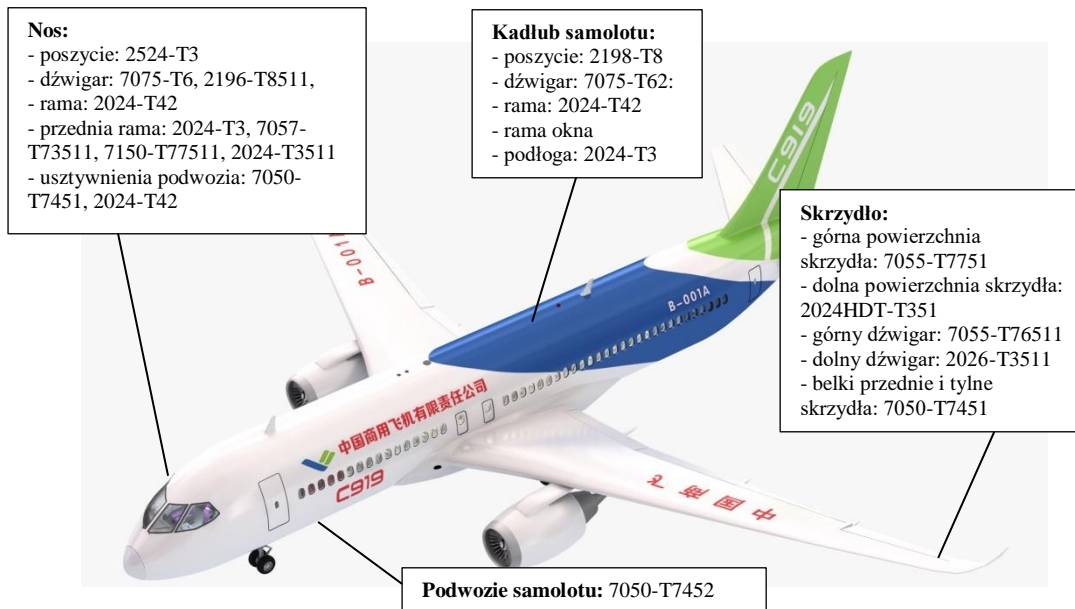
Tabela 2.6. Zastosowanie stopów aluminium w strukturze statków powietrznych [7]

Stop aluminium	Zastosowanie w przemyśle lotniczym
2024-T3; 2024-T4; 2524; 2224-T351;	Poszycie kadłuba i skrzydeł, osłony, naprawy i renowacje
6061-T6	Maty do lądowania, ramy, skrzydła i kadłub
3003	Oslony i przegrody
5052-H32	Zbiorniki paliwa
3003-H14	Oslony i przegrody
7075	W samolotach wojskowych poszycie kadłuba i skrzydeł
2219	Zewnętrzny zbiornik paliwa promu kosmicznego Columbia
6063	Wykończenie estetyczne, mało odpowiedzialne profile
7475; 7075-T6	Grodzie kadłuba, poszycia skrzydeł, podłużnice, stabilizatory.

Na przykładzie samolotu Boeing 777 (rys. 2.5) oraz Comac C919 (rys. 2.6) przedstawiono stopy aluminium stosowane na różne części statku powietrznego w zależności od spełnianych funkcji w całej konstrukcji.



Rys. 2.5. Zastosowanie stopów aluminium w cywilnym samolocie Boeing 777 [98]

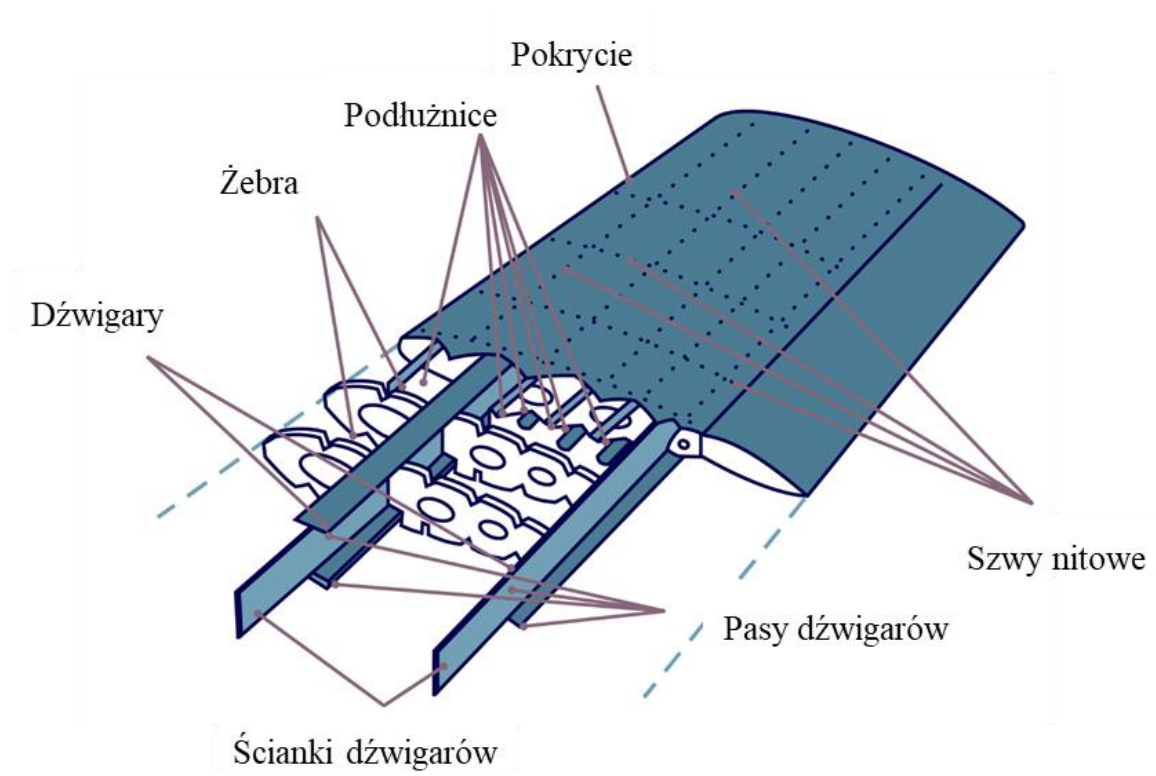


Rys. 2.6. Zastosowanie stopów aluminium w cywilnym samolocie Comac C919 [99]

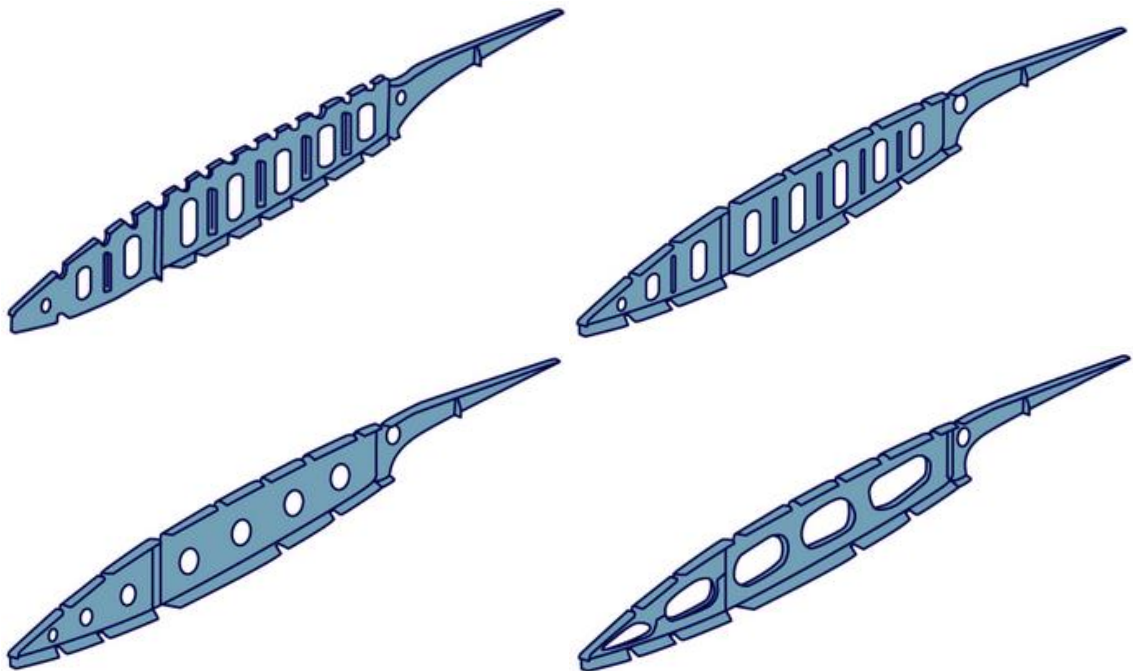
Poszycie statku powietrznego które z reguły podlega naprężeniom jest wykonywane głównie ze stopu serii 2xxx. Stop 2524-T3 stosowany głównie na poszycie korpusu, ponieważ wykazuje on 30% wyższą odporność na zmęczenie i pękanie w porównaniu do stopu 2024-T3. Górne skrzydła oraz podłogi wykonane są zazwyczaj ze stopu serii 7xxx [13].

Ilość części samolotu wykonywana z blach aluminiowych jest bardzo duża. Począwszy od prostych małych elementów formowanych na tłocznikach poprzez części o znacznie większych gabarytach do kształtowania których wymagane są specjalne maszyny typu prasy tunelowe, kończąc na dużych gabarytach do wyprodukowania których służą obciążarki. W zależności od gabarytów samolotu niektóre części sięgają kilku metrów np. pokrycie skrzydła bądź kadłuba samolotu. Na rys. 2.7 przedstawiono przykładową budowę skrzydła samolotu z elementami wykonanymi z blach aluminiowych. Kształt przykładowych żeberk przedstawiono na rys. 2.8.

Poprzeczne elementy budowy skrzydła czyli żebra określają kształt aerodynamiczny (profil) i ich zadaniem jest usztywnienie poszycia aby zwiększyć jego stateczność oraz wytrzymałość. Oprócz zagiętych półek posiadają liczne otwory w celu obniżenia masy jak również otwory te wykorzystywane są do umieszczenia dodatkowych elementów np. układów sterujących.



Rys. 2.7. Budowa skrzydła samolotu [100]



Rys. 2.8. Budowa żebra [100]

### 2.2.1. Wybrane metody kształtowania wytłoczek

Wytłoczki to wyroby wykonane z blach w procesach tłoczenia. Tłoczeniem nazywamy procesy technologiczne obróbki plastycznej na zimno lub na gorąco blach, płyt lub folii obejmujące cięcie i kształtowanie z nich przedmiotów o małej grubości w stosunku do szerokości i długości np.: powłok blaszanych, rur i kształtowników giętych [101].

Cięcie w produkcji wytłoczek ma na celu przygotowanie wykrojów blaszanych o odpowiednim kształcie, z których następnie kształtowane są wytłoczki. Cięcie rozumiane jako dzielenie materiału może być realizowane przez usunięcie części materiału np.: cięcie metodami obróbki skrawaniem, elektroerozyjne, termiczne, łukowe w tym plazmowe i laserowe, strumieniem wody lub bezodpadowo z wykorzystaniem metod obróbki plastycznej, w których następuje utrata spójności materiału na drodze odkształceń plastycznych i pękania. Cięcie metodami obróbki plastycznej polega na wytworzeniu w określonym miejscu ciętego materiału takiego stanu naprężenia, który prowadzi do utraty jego spójności [102]. Cięcie to może być realizowane za pomocą różnego rodzaju nożyc, natomiast przeprowadzane na prasach z wykorzystaniem specjalnych przyrządów nazywa się wykrawaniem. Wykrawanie to szczególny proces tłoczenia materiału, w którym dąży się do naruszenia jego spójności, przeprowadzany na prasie za pomocą specjalnego przyrządu zwanego wykrojnikiem [103]. Element blaszany uzyskany w tym procesie nazywany jest zazwyczaj wykrojką, która może stanowić gotowy wyrób lub półwyrób przeznaczony do dalszych operacji plastycznego kształtowania. Obecnie coraz częściej do przygotowania wykrojów blaszanych wykorzystywane są wielofunkcyjne wykrawarki CNC.

Znanych jest wiele metod plastycznego kształtowania wytłoczek blaszanych przedstawionych w literaturze z zakresu obróbki plastycznej metali m.in. [101,102, 104, 105]. Najbardziej podstawowy podział tych metod kształtowania dokonywany jest ze względu na kształt powierzchni wytłoczki, która może być rozwijalna i nierozwijalna. Wytłoczki o powierzchni rozwijalnej są kształtowane z wykorzystaniem gięcia. Gięcie jest procesem kształtowania przedmiotów o powierzchniach rozwijalnych, w których zostaje zachowana prostoliniowość tworzących a zmiana krzywizny zachodzi w jednej płaszczyźnie [106]. W zależności od rodzaju ruchu narzędzi rozróżnia się [102, 104, 105]:

- 1) gięcie na prasach, gdzie narzędzie wykonuje ruchy prostoliniowo-zwrotne,
- 2) gięcie za pomocą walców, gdzie narzędzia kształtujące wykonują ruch obrotowy,
- 3) gięcie przez przeciąganie lub przepychanie.

Do podstawowych operacji gięcia z wykorzystaniem wyżej wymienionych metod gięcia można zaliczyć: wyginanie, zaginanie, zwijanie, owijanie na wzorniku stałym lub obrotowym, gięcie na walcach lub rolkach, profilowanie na rolkach, prostowanie itp. Ważniejsze sposoby gięcia zostały schematycznie przedstawione w literaturze [101, 104, 105]. W procesie gięcia wyróżnia się trzy fazy tj.: fazę odkształceń sprężystych zwaną inaczej fazą gięcia sprężystego, fazę odkształceń plastycznych zwaną także fazą gięcia plastycznego oraz fazę powrotnych odkształceń plastycznych zwaną także fazą odciążenia lub sprężynowania po gięciu. Przebieg procesu gięcia oraz fazy w nim występujące zostały opisane m.in. w literaturze [102, 104, 105].

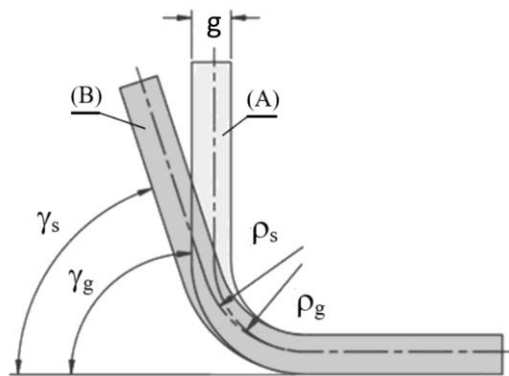
Głównym problemem podczas projektowania procesu gięcia i oprzyrządowania do jego realizacji jest określenie wielkości sprężynowania materiału po gięciu. Czynniki mające wpływ na wielkość sprężynowania po gięciu można podzielić na trzy grupy [102, 106], a mianowicie: czynniki geometryczne (m.in., promień gięcia, grubość giętego pasma), czynniki materiałowe (rodzaj struktury materiału, orientacja linii gięcia względem kierunku walcowania blachy, granica plastyczności, iloraz granicy plastyczności do wytrzymałości na rozciąganie) oraz czynniki technologiczne (m.in. prędkość odkształcenia, temperatura). Ilościowa ocena wielkości sprężynowania po gięciu dokonywana jest za pomocą badań eksperymentalnych, obliczeń analitycznych, modelowania numerycznego i innych metod [107]. Wartość sprężynowania jest najczęściej określana za pomocą bezwymiarowego współczynnika sprężynowania  $K$ , jako iloraz promienia gięcia pod obciążeniem  $\rho_g$  do promienia gięcia po odciążeniu  $\rho_s$  lub jako iloraz kąta gięcia po odciążeniu  $\gamma_s$  do kąta gięcia pod obciążeniem  $\gamma_g$  (rys. 2.9) i jest obliczana ze wzoru [107, 108]:

$$K = \frac{\gamma_s}{\gamma_g} = \frac{\rho_g}{\rho_s} \quad (2.1)$$

gdzie:  $\gamma_g$  i  $\gamma_s$  – kąty gięcia odpowiednio pod obciążeniem i po odciążeniu,  $\rho_g$  i  $\rho_s$  – promienie gięcia odpowiednio pod obciążeniem i po odciążeniu.

W praktyce inżynierskiej znajomość wartości tego współczynnika dla konkretnych przypadków gięcia umożliwia obliczenie promienia lub kąta, który należy zastosować podczas gięcia, aby po gięciu otrzymać produkt o pożądanym kształcie. Innymi słowy, pozwala na wyeliminowanie lub przynajmniej zminimalizowanie niekorzystnych skutków zjawiska sprężynowania po gięciu na etapie projektowania procesu i oprzyrządowania technologicznego.





Rys. 2.9. Kształt próbki zginanej: (A) pod obciążeniem, (B) po odciążeniu [107, 108]

Podczas analizy i projektowania procesu gięcia należy mieć na uwadze możliwość występowania wad przedmiotów giętych. Najczęściej spotykanymi wadami wytłoczek giętych są [104]: wgłębienie w postaci bruzdy, esowaty kształt zagiętego ramienia, uszkodzenie powierzchni wytłoczki w pobliżu krawędzi gięcia, pęknięcie blachy, deformacja poprzecznego przekroju czy wgniecenie stempla. Wymienione wady można skutecznie eliminować już na etapie projektowania procesu technologicznego części giętych. Istnieją różne opracowania w których przedstawiona jest metodyka postępowania w celu uniknięcia wyżej wymienionych wad np. [109].

Znanych jest wiele metod kształtowania wytłoczek o powierzchniach nierozwijalnych, które mogą mieć stosunkowo prosty lub złożony kształt. Do tych metod zaliczamy kształtowanie wytłoczek m.in. przez: rozciąganie, ciągnięcie, wyoblanie i zginięcie obrotowe. Metody kształtowania przez rozciąganie charakteryzują się występowaniem naprężeń rozciągających na obydwu kierunkach formowanej blachy. Kształtowanie wytłoczek przez rozciąganie występuje podczas wykonywania małych zagłębień w stosunku do rozmiarów blachy a także, gdy obrzeże blachy jest utwierdzone. Wówczas powierzchnia wytłoczki ulega zwiększeniu kosztem zmniejszenia grubości blachy. Praktycznym przykładem sposobu kształtowania wytłoczek przez rozciąganie jest obciążanie na wzorniku [104, 105]. Z kolei ciągnięcie charakteryzuje się działaniem naprężeń o różnych znakach. Występuje najczęściej gdy podczas kształtowania krawędzie blachy nie są utwierdzone. W wielu przypadkach w procesie kształtowania wytłoczki występuje zarówno rozciąganie jak i ciągnięcie. Przykładowo podczas kształtowania wytłoczki cylindrycznej sztywnymi narzędziami w jej dnie występuje rozciąganie, natomiast w kołnierzu ciągnięcie [105]. W większości przypadków kształtowania wytłoczek obrzeża wykrojów nie są utwierdzone, wówczas w procesie dominujący jest udział ciągnięcia. Do podstawowych metod ciągnięcia zaliczamy takie operacje jak: wytłaczanie, przetłaczanie

i wyciąganie. Wytłaczanie to zasadnicza operacja kształtowania wytłoczki o powierzchni nierozwijalnej z płaskiego kawałka blachy. Natomiast przetłaczanie i wyciąganie to operacje realizowane na wytłoczkach. Przetłaczanie polega na zwiększaniu wysokości wytłoczki kosztem jej średnicy, w przypadku wytłoczki cylindrycznej lub kosztem jej wymiarów w przekroju poprzecznym bez zamierzonej zmiany grubości ścianki. Przetłaczanie może być realizowane jako swobodne, z dociskaczem oraz przez przewijanie [109]. Z kolei wyciąganie to operacja polegająca na zwiększeniu wysokości wytłoczki poprzez celowe zmniejszenie grubości jej ścianki bez wyraźnej zmiany jej średnicy wewnętrznej [102].

Metoda wyoblania polega na kształtowaniu wirującego krążka lub wytłoczki przez wywieranie miejscowego nacisku za pomocą narzędzia zwanego wyoblakiem, bez zamierzonej zmiany grubości blachy. Z kolei podczas zgniatania obrotowego występuje dodatkowo zamierzona zmiana grubości ścianki wytłoczki. Zarówno wyoblanie jak i zgniatanie obrotowe umożliwiają wykonanie wytłoczek przede wszystkim osiowosymetrycznych o bardzo złożonych kształtach, których uzyskanie metodami tłoczenia jest bardzo trudne, a często nawet niemożliwe [105].

Metody tłoczenia blach w praktyce mogą być realizowane za pomocą: sztywnych narzędzi kształtujących (tłoczenie konwencjonalne), cieczy (tłoczenie hydromechaniczne), elastycznych narzędzi (tłoczenie gumą). Tłoczenie hydromechaniczne polega na kształtowaniu wytłoczek za pomocą stempla oraz cieczy, przy czym ciecz może bezpośrednio oddziaływać na powierzchnię kształtowanej blachy lub poprzez elastyczną membranę, która zapobiega bezpośredniemu kontaktowi blachy z cieczą i ma pewne zalety w dalszej obróbce półwyrobu. Tłoczenie hydromechaniczne umożliwia kształtowanie wytłoczek z blach aluminiowych i stalowych o większej wartości współczynnika tłoczenia niż w przypadku tłoczenia konwencjonalnego sztywnymi narzędziami. Przy wykorzystaniu tej technologii na potrzeby m.in. przemysłu motoryzacyjnego wytwarza się także wytłoczki o dużych wymiarach i skomplikowanym kształcie. Zadawana wielkość ciśnienia cieczy w tym procesie zależy od kształtowanego materiału [110, 111]. Ciśnienie robocze cieczy waha się od (5 – 20) MPa dla wytłoczek aluminiowych oraz od (20 – 60) MPa dla wytłoczek stalowych [112]. Kształtowanie wytłoczek za pomocą cieczy szeroko stosowane jest w różnych gałęziach przemysłu [113] [114]. Ta metoda pozwala na otrzymanie wytłoczki w jednej operacji co normalnie wymagałoby wykonywania kilku operacji kształtowania [115]. Zaletami tego rodzaju kształtowania jest to, że ciśnienie cieczy rozkłada się równomiernie na półfabrykacie, powodując tym samym bardziej równomierne obciążenie kształtowanej plastycznie blachy, to znaczy bez dużych gradientów naprężenia, jak ma to miejsce w przypadku metod kształtowania sztywnymi

narzędziami. Do wad można zaliczyć niską wydajność, co wiąże się z zastosowaniem układów hydraulicznych, długi czas cyklu oraz wysoką ceną pras.

W przemyśle lotniczym szczególnie popularne są metody kształtowania blach za pomocą elastycznych narzędzi. Jak podaje literatura [116] w samym tylko przemyśle lotniczym ok. 60% wszystkich części blaszanych kształtowanych jest przy wykorzystaniu elastycznych narzędzi. Ich popularność podyktowana jest jednostkowym lub małoseryjnym charakterem produkcji statków powietrznych. W procesie tłoczenia elastyczne narzędzie, najczęściej elastomer może być użyty w postaci: matrycy, stempla, dociskacza lub sprężyny tłoczniaka [116-119]. Za pomocą elastycznego narzędzia można realizować takie operacje tłoczenia jak: wykrawanie, gięcie, wytłaczanie, rozpęczanie i inne [116, 120]. Narzędzia elastomerowe wykorzystuje się w procesach: Guerin'a, Verson-Wheelon'a, Verson'a, Marform'a, SAAB'a, Maslennikov'a oraz Demarest'a. Te charakterystyczne procesy kształtowania wytłoczek za pomocą elastycznych narzędzi zostały opisane m.in. w pracy [116]. Do zalet wynikających z zastosowania narzędzi elastycznych w tłocznictwie można zaliczyć [117, 121-125]:

- 1) możliwość wykorzystania jednego narzędzia elastycznego do formowania wytłoczek o różnych kształtach,
- 2) możliwość kształtowania na jednym tłoczniku blach o różnych grubościach,
- 3) wyeliminowanie problemów z niedopasowaniem narzędzi kształtujących,
- 4) mniejszy koszt oprzyrządowania z porównaniu do oprzyrządowania ze stalowymi narzędziami,
- 5) skrócenie cyklu przygotowania produkcji,
- 6) ograniczenie hałasu podczas tłoczenia,
- 7) poprawa jakości powierzchni poprzez eliminowanie rys i śladów po narzędziach,
- 8) bardziej równomierne pocienienie ścianki w porównaniu do metod kształtowania sztywnymi narzędziami.

Jakość wytłoczek zależy przede wszystkim od ciągliwości materiału, warunków tarcia oraz geometrii narzędzia [126, 127]. Podobnie jak w przypadku wytłoczek o powierzchniach rozwijalnych, także w przypadku projektowania i analizy procesów kształtowania wytłoczek o powierzchniach nierozwijalnych należy mieć na uwadze możliwość powstawania wad oraz występowania niekorzystnych zjawisk ograniczających dany proces kształtowania. W procesie tłoczenia mogą wystąpić następujące zjawiska ograniczające plastyczne kształtowanie wytłoczki [120, 120, 128]:

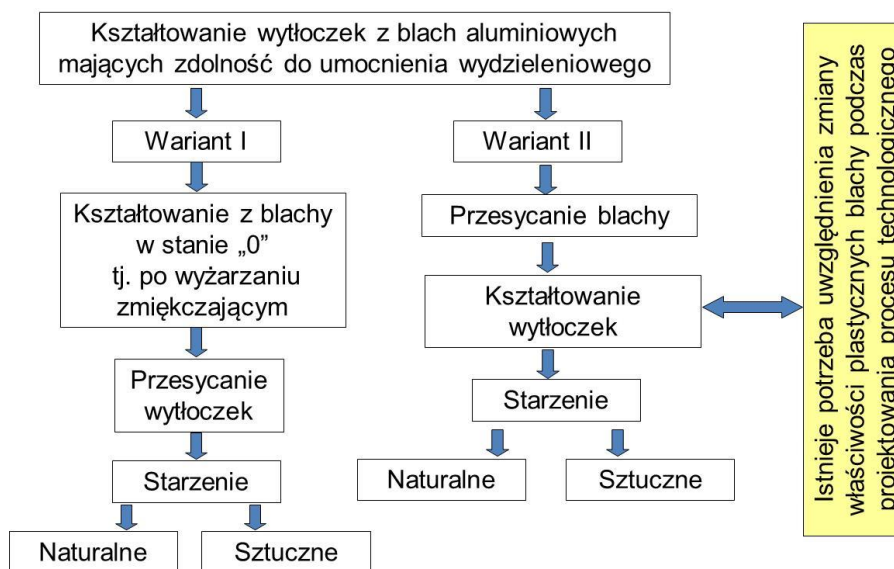
- lokalizacja odkształceń w postaci bruzdy widocznej na powierzchni blachy, prowadząca do pęknięcia w miejscu przewężenia,
- pęknięcie materiału na skutek naprężeń własnych po procesie tłoczenia,
- pęknięcie blachy przez ścięcie w warstwie ścinania (bez wcześniejszego powstania bruzdy),
- niepożądany przebieg odkształcania, objawiający się fałdowaniem kołnierza i niepodpartych obszarów wytłoczki oraz powstawaniem uch,
- szybkie zużycie narzędzi, spowodowane nadmiernym naciskiem wywieranym na ich powierzchnie robocze (np. pękanie stempli),
- określone wady powierzchni wytłoczki (np. rysy, zatarcia itp.).

Istnieje wiele czynników wpływających w sposób istotny na proces tłoczenia blach, można je podzielić na dwie grupy:

- czynniki zależne od materiału blachy tłoczonej,
- czynniki zależne od rodzaju narzędzi i przyrządów do tłoczenia.

### **2.2.2. Kształtowanie wytłoczek z blach do utwardzania wydzieleniowego**

Wytłoczki z blach aluminiowych mających zdolność do utwardzania wydzieleniowego mogą być kształtowane w dwóch wariantach, ilustruje to w prosty sposób rys. 2.10. W pierwszym, formowaniu poddawane są blachy po wyżarzaniu zmiękczającym w tzw. stanie „0”, natomiast gotowe wytłoczki poddawane są następnie przesycaniu i starzeniu. Wybór odpowiedniego starzenia jest bezpośrednio narzucony przez klienta, który wyszczególnia w specyfikacji materiałowej do jakiego stanu ostatecznego powinien być doprowadzony detal. Starzenie po przesycaniu może przebiegać w sposób naturalny lub przyspieszony (starzenie sztuczne) [129-131]. Starzenie naturalne daje lepsze efekty w postaci zwiększenia wytrzymałości materiału wytłoczki niż przyspieszone, ale trwa znacznie dłużej tj. 4÷5 dni [130]. Z kolei wraz ze wzrostem temperatury skraca się czas starzenia przyspieszonego jednak kosztem obniżenia wytrzymałości materiału po starzeniu [132]. W drugim wariantcie formowaniu poddawane są blachy po przesycaniu.



Rys. 2.10. Warianty formowania wyłoczek do utwardzania wydzieleniowego

Kształtowanie blachy po przesycaniu, jest to o tyle korzystne, iż część nie wchodzi do pieca po ukształtowaniu (zależne od wspomnianego wyżej stanu ostatecznego materiału części), gdzie mogłaby ulec deformacji podczas procesu przesycania zachodzącego w piecu i zaraz po wyciągnięciu z niego po przesycaniu. Ponadto, co jest bardzo korzystne, materiał poddany odkształceniom plastycznym po przesycaniu, a następnie starzony uzyskuje znacznie wyższe parametry wytrzymałościowe po starzeniu, niż materiał poddany tylko przesycaniu i starzeniu [130]. Proces starzenia po przesycaniu można spowolnić lub opóźnić przez obniżenie temperatury, co stwarza pewne możliwości związane z przeprowadzeniem procesu technologicznego obróbki plastycznej po przesycaniu. Istnieją jednak bardzo rygorystyczne ograniczenia co do czasu w jakim może być formowany materiał, zaraz po wyciągnięciu z zamrażarki, przebywając w warunkach panujących na wydziale produkcyjnym. Im dłużej detal znajduje się poza zamrażarką tym trudniej podlega kształtowaniu jak również istnieje ryzyko pęknięć w wyniku zachodzącego procesu starzenia naturalnego. Dlatego tak ważne jest, aby w ramach planowanych badań określić wpływ czasu po przesycaniu na zmianę właściwości technologicznych materiału blachy. Wiedza dotycząca zmiany tych właściwości pozwoli je uwzględnić podczas projektowania procesu technologicznego wyłoczek i oprzyrządowania z wykorzystaniem wyników symulacji numerycznych opartych na metodzie elementów skończonych. Takie podejście umożliwi uwzględnienie rzeczywistych warunków mających wpływ na graniczną odkształcalność, pocienienie czy sprężynowanie blachy po formowaniu [133, 134].

W trakcie starzenia naturalnego pod względem właściwości technologicznych występuje niekorzystny wzrost wytrzymałości materiału oraz spadek odkształcalności [135]. Przykładowo w pracy [136] zostały przeprowadzone badania zmienności mikrostruktury oraz właściwości plastycznych i wytrzymałościowych materiału blachy AW-2024 o grubości 0,81mm. Badania wykonano w czasie zaraz po przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego w określonych odstępach czasowych tj. (0,5; 1,5; 4; 24 godzin) po przesycaniu. Wyniki tych badań wykazały, że w trakcie starzenia naturalnego do czterech godzin po przesycaniu występował największy wzrost właściwości wytrzymałościowych. Po tym czasie granica plastyczności wzrosła ok. 86% względem granicy plastyczności zaraz po przesycaniu. Biorąc pod uwagę przedział czasowy pomiędzy 4 a 24 godziną wzrost wartości granicy plastyczności, nie był już tak znaczący i wynosił ok. 20% względem granicy plastyczności sprawdzanej po 4 godzinach naturalnego starzenia. Reasumując opisywany proces badań wynika, iż największy wzrost właściwości wytrzymałościowych a tym samym zmniejszenie odkształcalności materiału ma miejsce w początkowych godzinach po procesie przesycania. Jest to czas bardzo ważny podczas realizacji drugiego wariantu kształtowania wytłoczek, a więc z blachy po przesycaniu. Z badań wprost wynika, że parametry procesu kształtowania części, jak również samo zachowanie materiału w procesie formowania będzie mocno uzależnione od czasu po przesycaniu, w którym to poszczególne operacje procesu technologicznego będą wykonywane.

Odnosząc się do powyższych informacji, w praktyce inżynierskiej części blaszane kształtowane w drugim wariantcie – po przesycaniu muszą uwzględniać w swoim procesie technologicznym, zmianę właściwości materiału blachy w wyniku naturalnego starzenia. Dlatego też w zależności od czasu naturalnego starzenia istnieje potrzeba znajomości parametrów plastycznych, wytrzymałościowych jak również materiałowych współczynników zawartych w równaniach konstytutywnych funkcji naprężenia uplastyczniającego.

### 2.3. Symulacje komputerowe procesów kształtowania wytłoczek

Termin słowa symulacja pochodzi od łacińskiego „simulare” – „udawać”. W technicznym znaczeniu symulacja jest odtworzeniem fizycznych i technicznych procesów za pomocą modeli fizycznych i matematycznych. Łącząc nowe metody obliczeniowe symulacja stanowi bardzo przydatne narzędzie, podczas opisywania i opracowywania nowych metod wytwarzania. Symulacje procesów kształtowania wytłoczek są bardzo ważne ze względu na rosnące wymagania jakościowe wyrobu czy też wąskie pola tolerancji wymiarowych. Moc obliczeniowa komputerów ciągle wzrasta co pozytywnie wpływa na metody numeryczne, z których najważniejszą jest metoda elementów skończonych (MES). Oprogramowania które wykorzystują elementy skończone mogą rozwiązać problemy zarówno liniowe jak i nieliniowe, statyczne i dynamiczne, lub sprężyste i plastyczne [137]. Analiza elementów skończonych przybliża rozwiązania różnorodnych skomplikowanych problemów inżynierskich. MES dzieli ciało na małe, skończone elementy. Dla każdego elementu formułowane są równania a następnie wyniki łączone są w celu pozyskania ostatecznego rozwiązania zagadnienia. Kluczowym zadaniem w MES jest podział modelowanych ciał na odpowiednie elementy. Ogólnie istnieją 3 grupy elementów: jednowymiarowe (1D), dwuwymiarowe (2D), trójwymiarowe (3D). W każdej z tych grup ze względu na zastosowane funkcje kształtu można wyróżnić elementy pierwszego lub wyższych rzędów. Elementy te szerzej omówiono w literaturze [138 - 141]. Wybór elementu skończonego zależy m.in. od tego jakie modelowane ciało ma stopnie swobody oraz od energii odkształcenia. Omawiając elementy skończone, głównymi kryteriami określającymi te elementy, oprócz wymiaru są: kształt geometryczny, stopnie swobody w węzłach oraz liczba węzłów która jest przypisana do elementu, jak również typ i stopień wielomianów definiujących funkcję kształtu. Jedna funkcja kształtu związana jest z jednym węzłem elementu skończonego i musi posiadać właściwość polegającą na tym, że w danym węźle funkcja przyjmuje wartość równą 1, natomiast w innych wartości wynosi 0, wartości pośrednie przyjmuje pomiędzy sąsiednimi węzłami [142].

Liniowe funkcje kształtu stosowane w ES I rzędu jako że posiadają najprostszą postać, sprawiają najmniej problemów podczas obliczeń. Występujące skokowe zmiany naprężeń oraz odkształceń można ograniczyć stosując siatkę o większej gęstości. Skutkiem takiego zabiegu jest zwiększona liczba stopni swobody modelu, co przekłada się na liczbę niewiadomych i równań które należy rozwiązać. Dlatego w zastosowaniu są funkcje kształtu wyższych rzędów, gdzie najczęściej używanymi są funkcję kwadratowe w ES drugiego rzędu.

Podczas opracowania symulacji kształtowania elementów blaszanych najczęściej w zastosowaniu są: elementy membranowe, które nie przenoszą momentów gnących, elementy typu shell [143, 144], elementy typu solid [145, 146], elementy hybrydowe solid-shell [147].

Aby zdefiniować siatkę elementów skończonych należy wiedzieć jaki jest kształt ciała modelowanego, określić warunki brzegowe obciążeń i więzów oraz dokonać poprawnego wyboru elementu skończonego [142]. Należy zastosować odpowiednią liczbę elementów by rozwiązać gradient naprężeń w elemencie kształtowanym oraz poprawnie odzwierciedlić geometrię ostatecznego wyrobu. Czas obliczeń odgrywa tutaj istotną rolę. Siatka elementów skończonych typu shell umożliwia otrzymanie dobrej dokładności obliczeń, krótszy ich czas realizacji oraz mniejszy rozmiar pamięci [148].

Wybrane elementy mają wpływ na przestrzenną dyskretyzację. Elementy powłokowe są najczęściej stosowanymi typami elementów w symulacjach formowania, z racji tego iż są bardziej wydajne obliczeniowo niż elementy bryłowe 3D. Literatura naukowa zawiera różne zalecenia odnośnie przestrzennej dyskretyzacji. Według [149] można założyć płaskie warunki naprężenia jeżeli stosunek promienia narzędzia do grubości półwyrobu jest większy niż 5. Inni autorzy [150] łączyli promień narzędzia z wielkością elementu na półwyrobie, sugerowali 8 elementów na promieniu w momencie gdy [151] zaproponował 10 elementów. Należy wziąć pod uwagę, że badania te przeprowadzono używając różnych typów elementów powłokowych.

Na jakość symulacji formowania również ma wpływ dyskretyzacja przestrzenna narzędzi. Zazwyczaj w operacji formowania blachy narzędzia uważa się jako sztywne. Dlatego też dyskretyzacji podlegają jedynie powierzchnie pracujące narzędzi. W przypadku narzędzi należy dobrać tak gęstość siatki aby krzywizna narzędzi była przybliżona w jak najlepszy sposób. Niepoprawny rozmiar siatki może powodować odchylenia geometrii i niedokładność kontaktowych sił. Autorzy [150] sugerują najmniej 10 elementów na promieniu narzędzia. Warto wspomnieć również o ważnym czynnikiem wpływającym na proces formowania, a mianowicie kontakt. Rozkład ciśnienia jest bardzo ważny podczas obliczania siły tarcia. W literaturze [152] omówiono różne metody uwzględniające odkształcenia narzędzi podczas symulacji formowania.

Powszechną techniką w symulacjach formowania jest adaptacja siatki. Polega to na ulepszeniu/zagęszczeniu siatki w miejscach krytycznych. Najczęściej wygląda to tak, że element jest dzielony na mniejsze elementy biorąc pod uwagę określone kryteria. Kryteria takie to np.: zmiana kąta powierzchni, krzywizna narzędzi, zmiana krawędzi detalu. Wadą



adaptacji siatki jest możliwość powstawania niepożądanych naprężeń wokół węzłów w połączeniach między siatkami o różnych rozmiarach [138].

Formowanie blach jako proces produkcyjny opiera się w dużym stopniu na doświadczeniu oraz obejmuje metodę „prób i błędów” w procesie produkcyjnym. Schemat kolejnych prób jest powtarzany tym częściej, im mniejsze jest doświadczenie w zakresie materiału części i geometrii. Natomiast w innowacyjnej procedurze projektowania procesów, metody prób są redukowane za pomocą przybliżeń numerycznych oraz nowoczesnych analiz. Proces ten można z powodzeniem nazwać „wirtualną produkcją”. Przewidywanie i określanie chociażby sprężynowania po gięciu na podstawie metody „prób i błędów” jest kosztowne i czasochłonne. Aby ograniczyć wspomnianą metodę oraz koszty produkcji przyrządów można zastosować komputerowe wspomaganie projektowania, gdzie główną rolę odgrywają symulacje metodą elementów skończonych [153]. W głównej mierze symulacje MES są narzędziem za pomocą którego można sprawdzić wykonalność procesu formowania, wyeliminować wady na wytłoczce oraz zoptymalizować poszczególne operacje kształtowania [154].

Produkcja wyrobów z blachy podlega wysokim standardom jakości oraz rygorystycznym wymaganiom które dotyczą tolerancji geometrycznych i wizualnej jakości produktu finalnego. Aby zrealizować te założenia biorąc jeszcze pod uwagę nakłady finansowe oraz czasochłonność, proces kształtowania musi być bardzo starannie zaprojektowany [155, 156]. Symulacje komputerowe i modelowanie w procesie formowania blach mogą być wykorzystywane do wielu celów, np.: analizy rozkładu naprężeń i odkształceń, przewidywania płynięcia materiału, weryfikacji miejsc pocienienia materiału, określenia siły formowania oraz sił działających na narzędzie, przewidywania potencjalnych defektów części, poprawę jakości elementów oraz redukcję kosztów produkcji. Modelowanie i symulacja są obecnie nieodłącznymi elementami które wzajemnie się uzupełniają i należą do całego procesu technologicznego wykonania części. Na wczesnym etapie projektowania procesu wykonania części bardzo ważnym jest wykorzystanie modelowania oraz symulacji. Pozwala to na skrócenie czasu przygotowania, eliminację błędnych decyzji czy też rezygnację z produkcji prototypu narzędzi. Zazwyczaj koszty projektowania to 5 – 15% całkowitego kosztu produkcji części, jednak decyzje które zostaną podjęte na samym początku determinują w dużej mierze koszty całkowite wyprodukowania elementu m.in. poprawę i korektę geometrii oprzyrządowania [157 - 159]. Główne cele przemysłowe symulacji można przedstawić w trzech grupach:

1) Skrócenie czasu:

- Sprawdzenie wykonalności detalu
- Skrócenie czasu rozwoju
- Skrócenie czasu prób
- Szybka reakcja na modyfikacje

2) Redukcja kosztów:

- Tańsze produkty
- Redukcja kosztów przyrządów
- Wzrost niezawodności

3) Wzrost jakości produktu:

- Optymalny dobór materiału
- Produkcja bardziej skomplikowanych części
- Know-how dla nowych materiałów
- Powtarzalność procesu
- Optymalizacja

Symulacje formowania blach odgrywają ważną rolę w integrowaniu potrzeb produkcyjnych z procesem projektowania na wczesnym etapie procesu produkcyjnego, stanowią ważne narzędzie łączące proces projektowania i produkcję [160].

Zastosowanie symulacji elementów skończonych od kilkunastu lat szybko wzrastało w gałęziach przemysłu związanych z formowaniem blach. Trend ten utrzymuje się nadal, ponieważ producenci wprowadzają nowe wyroby na rynek oraz następuje rozwój przedsiębiorstw. Presja rynku wymusza na producentach wprowadzania znacznej ilości nowych wyrobów w krótkim czasie. Dodatkowo czwarta rewolucja przemysłowa ma duży wpływ na cyfryzację przedsiębiorstw i wykorzystywanie wirtualnego środowiska pracy. W branży motoryzacyjnej wprowadzano kilka nowych modeli samochodów na przestrzeni 10 lat, obecnie jest to kilkanaście nowych modeli na przestrzeni np.: trzech lat. Dodatkowo tendencja do zmniejszania masy gotowego wyrobu czy to w przemyśle samochodowym czy lotniczym wynikająca m.in. z oszczędności w ilości zużycia paliwa. Skrócone okresy rozwoju wymuszają i wprowadzają przebudowę konwencjonalnych procedur produkcji i projektowania w przemyśle.

Symulacje procesu kształtowania oraz ich zastosowanie w przemyśle ewoluowały w trzech etapach. Pierwszy etap był zasadniczy i polegał na badaniach oraz podstawowych pracach laboratoryjnych. Wpisuje się go na lata 1970-1980 XX wieku. Badania mechaniki

kształtowania blach, metody obliczeniowe oraz modelowanie numeryczne były głównymi osiągnięciami tego okresu. Uczelnie wyższe oraz instytucje badawcze były głównymi ośrodkami gdzie przeprowadzano prace o tej tematyce [161, 162], recenzje prac można znaleźć m.in. w publikacji [163]. Drugi etap to już przeprowadzanie pionierskich symulacji numerycznych prób procesów przemysłowych początkiem lat 90-tych ubiegłego wieku. Można wyróżnić kilka trudności z jakimi borykali się uwczesni przedstawiciele branży obróbki blachy, są to m. in.: przeprowadzenie konwersji danych narzędzi CAD na siatkę elementów skończonych, gwarancja uzyskania wyników, czas obliczeń potrzebny do uzyskania wyników oraz dokładność symulacji względem pomiarów. Trzeci etap symulacji procesu przypada na drugą połowę lat 90 – tych i charakteryzował się wprowadzeniem i zastosowaniem symulacji w produkcji masowej. W branży związanej z formowaniem blach gdzie w użyciu są przyrządy typu matryce, tłoczniaki, oprawki, symulacja wirtualnego działania przed próbami na wydziale produkcyjnym ma kluczowe znaczenie dla krótszego czasu realizacji, poprawy jakości oraz redukcji kosztów. Konkurencja na rynku wymusza wyższą jakość produktu, niższe koszty oraz skrócony czas realizacji. Po 2000 roku nastąpił okres rozszerzonych badań oraz rozwoju i zastosowania oprogramowania w wielu obszarach przemysłowych gdzie blacha podlegała formowaniu. Głównym celem nad którym pracowano w tym czasie, było przewidywanie i rozwiązywanie problemów z jakością wyrobu oraz jego odkształcalnością [162]. Przewidywanie sprężynowania było jednym z bardzo istotnych wyzwań w rozwoju symulacji. Wykonano w tym kierunku bardzo dużo pracy i przewidywalność sprężynowania uległa znaczącej poprawie.

Rynek komercyjny oferuje różne oprogramowania które pomagają modelować nieliniowe zagadnienia do których należą procesy przeróbki plastycznej. Wybór pakietu do symulacji blach zależy od indywidualnych potrzeb przedsiębiorstwa. Funkcjonują oprogramowania ogólnego przeznaczenia jak np.: Abaqus Standard, Marc, Simufact, LS-Dyna, DynaForm oraz specjalnego, np.: FastForm Advanced, Autoform, Autoform-one-step, Optris, Stampack, Pam-Stamp, Indeed, Ansys, Abaqus Explicit, ISO-Punch, SIMEX2. Dokładność każdego z wymienionych programów różni się pod względem doboru parametrów i sformułowania matematycznego [164].

Przykładowo, komercyjnym programem ogólnego przeznaczenia, powszechnym w środowisku akademickim jak i w przemyśle, dedykowanym do rozwiązywania problemów nieliniowych i kontaktowych metodą elementów skończonych jest Marc Mentat. Jest to wiodący MES, który uwzględnia wszystkie rodzaje nieliniowości tj.: materiałowe, geometryczne, warunki brzegowe w tym kontaktowe. Jest on szczególnie przydatny

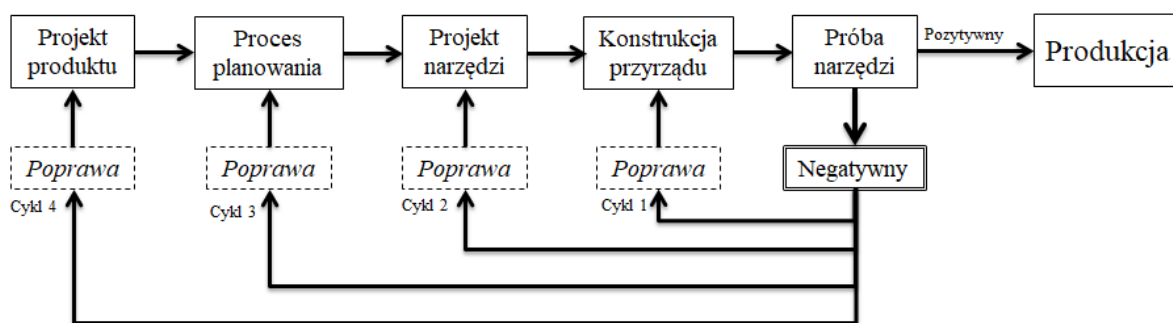
w modelowaniu procesów produkcyjnych, w tym wszelakich procesów obróbki plastycznej realizowanych na zimno i gorąco. Za pomocą tego programu można symulować złożone nieliniowe zachowania materiałów inżynierskich. Posiada innowacyjne narzędzia symulacyjne dzięki którym można zaoszczędzić czas oraz poprawić produktywność.

Z kolei program Pam-Stamp stanowi przykład oprogramowania specjalizowanego, które dedykowane jest do analizy procesów tłoczenia blach. Za jego pomocą można przedstawić cały proces tłoczenia. Program pozwala na sprawdzenie sprężynowania oraz jego korektę. Wyposażony jest również w dedykowane narzędzia dla przemysłu lotniczego oraz motoryzacyjnego. Umożliwia symulację części wykonywanych na prasach tunelowych, gdzie proces formowania odbywa się z wykorzystaniem gumowej membrany.

Patrząc na techniki symulacyjne pod względem przemysłowym zauważamy jedną z głównych wad, a mianowicie problemy w szybkim wykorzystaniu wyników z programów symulacyjnych do programów wspomagania projektowania. Zazwyczaj wyniki te nie są bezpośrednio wykorzystywane do CAD. W miarę rozwoju dziedziny związanej z symulacjami podjęto dużo wysiłku aby w jak najlepszy sposób połączyć systemy CAD i MES [165]. Aby te dwa systemy z sobą współpracowały wymagane jest w pełni zintegrowane podejście komputerowego wspomagania projektowania z symulacjami procesów formowania metodą elementów skończonych. Wynika z tego fakt że narzędzia symulacyjne powinny być wykorzystywane efektywnie w całym cyklu rozwoju produktu [166].

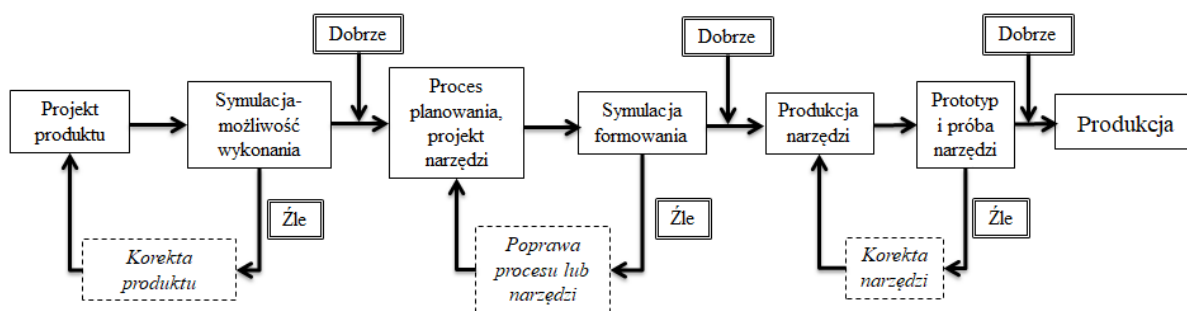
Przemysł tłoczniczy od wielu lat stosuje techniki projektowania CAD. Jednak nawet przy użyciu zaawansowanych systemów CAD nadal nie mamy dowodów na to, czy zaprojektowane narzędzia zapewnią wytłoczkę o określonych właściwościach. Dlatego też zanim część trafi do seryjnej produkcji, zwykle następuje czasochłonna i kosztowna faza prób co przedstawiono na rys. 2.11. Jeżeli detale z matrycy będą bez wad i próba zakończy się powodzeniem, zostanie uruchomiona seria produkcyjna. Z drugiej strony jeżeli podczas próby na detalu pojawią się pęknięcia lub pofałdowania materiału, zestaw narzędzi należy poprawić. Oznacza to, że w pierwszej kolejności konstrukcja matrycy zostanie poddana przeróbce zmieniając jej krytyczne parametry ( np., szczelina ciągnięcia, promień matrycy). Jeżeli ten zabieg nie przyniesie pożądanego efektu, wymagany będzie nowy projekt przyrządu lub rozplanowanie procesu. Występują przypadki gdy trzeba wrócić do etapu projektowania samego produktu aby poddać modyfikacjom niektóre jego parametry. Im bardziej cofamy się w procesie wytworzenia części tym większe ponosimy koszty. Czasami zestawy narzędzi są na tyle sfrezowane, że nie nadają się do kolejnych poprawek i muszą zostać wykonane od

nowa. W rezultacie zostaje wydłużony czas produkcji przyrządów oraz koszt ich wytworzenia.



Rys. 2.11. Schemat blokowy projektowania procesu i narzędzi w tradycyjnym środowisku CAD [162]

Globalna konkurencja wymusza na przedsiębiorstwach poprawę wydajności zarówno podczas planowania procesu jak i na etapie projektowania przyrządów. Nacisk wywierany jest na obniżenie kosztów produkcji oraz skrócenie czasu rozwoju produktu i realizacji poszczególnych operacji. Wszystko to wymaga odpowiedniego wykorzystania technik symulacyjnych rozpoczynając już na wczesnym etapie projektowania produktu, tak aby otrzymywać informację zwrotną w celu dokonania poprawek i modyfikacji po możliwie jak najmniejszych kosztach [157]. Na schemacie blokowym rys. 2.12 przedstawiono planowanie procesu i projektowanie przyrządów w oparciu o symulację i o informację zwrotną.



Rys. 2.12. Przebieg pracy w oparciu o symulacje numeryczne [162]

Dzięki podejściu przedstawionemu na rys. 13 defekty oraz błędy w procesie tłoczenia można zminimalizować bądź całkowicie je wyeliminować przed rzeczywistym rozpoczęciem produkcji przyrządów. Jeżeli zaistnieje potrzeba zmiany koncepcji matrycy lub jej korekta, można to zrobić w krótkim czasie wcześniej wykonując odpowiednie symulacje. Sprowadza się to do krótszych czasów realizacji zadania obniżając jednocześnie koszty rozwoju.

Zazwyczaj cały proces wykonania oprzyrządowania zamyka się w pewnych wcześniej określonych założeniach budżetowych i nie ma dużego marginesu błędu aby ciągle zwiększać koszty przyrządów ze względu na ich poprawy. Należy jednak pamiętać że weryfikacja rzeczywistego procesu poprzez jego odzwierciedlenie w symulacjach numerycznych zależy od wielu czynników. Nie wystarczy tylko znajomość obsługi oprogramowania aby poprawnie i rzetelnie przeprowadzić analizę numeryczną. Koniecznym jest posiadanie odpowiednich podstaw teoretycznych w zakres który wchodzi modele matematyczne oraz równania konstytutywne wykorzystywane w symulacjach MES. Należy zaznajomić się ze zjawiskami fizycznymi jakie występują w danym procesie oraz określić ich wpływ na gotowy wyrób. Dobra znajomość i wiedza o niekorzystnych zjawiskach pozwala odpowiednio przygotować modele numeryczne aby uwzględnić i odzwierciedlić je w jak największym stopniu [167]. Jeżeli symulacja procesu formowania blach będzie wystarczająco wydajna, tak aby przedstawić cały proces kształtowania, można w takim przypadku całkowicie zrezygnować z prototypowych narzędzi i ograniczyć ilość prób wraz z modyfikacjami przyrządów do minimum.

### **2.3.1. Warunki plastyczności**

Dla materiałów ciągliwych o właściwościach ciał sprężysto-plastycznych moment przejścia ze stanu sprężystego w stan plastyczny, możemy określić doświadczalnie jedynie dla prostych przypadków obciążenia tzn. takich w których stan naprężenia podczas realizacji odkształcenia nie ulega zmianie jak np. w próbie jednoosiowego rozciągania do momentu tworzenia się tzw. szyjki. Wyznaczone w ten sposób naprężenie konieczne do zainicjowania i kontynuacji odkształcenia plastycznego materiału w warunkach jednoosiowego stanu naprężenia nosi nazwę naprężenia uplastyczniającego. W rzeczywistych procesach przeróbki plastycznej, moment przejścia kształtowanego materiału w stan plastyczny i kontynuacja odkształceń plastycznych zachodzi pod wpływem działania bardziej złożonych, w tym przestrzennych stanów naprężania. Z tego względu, aby przeprowadzić jakiegokolwiek obliczenia inżynierskie w zakresie odkształceń plastycznych materiałów niezbędne jest zastosowanie warunku plastyczności, który w warunkach odkształceń sprężystych tych materiałów jest hipotezą wyężeniową. Innymi słowy, zadaniem warunku plastyczności jest sprowadzenie dowolnego stanu naprężenia występującego w kształtowanym plastycznie materiale do takiego naprężenia zastępczego, które pod względem skutków jego działania byłoby porównywalne z naprężeniem uplastyczniającym wyznaczonym np. w próbie jednoosiowego rozciągania.

Jak dotychczas opracowano wiele warunków plastyczności lub inaczej kryteriów plastyczności. Jednak wiele z nich nie znalazło praktycznego zastosowania w analizie i modelowaniu procesów przeróbki plastycznej lub mają już tylko historyczne znaczenie jak np. hipoteza największego naprężenia stycznego inaczej warunek plastyczności Tresca [168, 169]. Spośród wielu hipotez w praktyce najczęściej stosuje się hipotezę Hubera (1904)-Missesa (1913)-Hencky'ego (1924) (w skrócie H-M-H), zwaną również hipotezą energii właściwej odkształcenia postaciowego [170-172]. Warunek plastyczności H-M-H jest warunkiem izotropowym tzn. nie uwzględnia wpływu anizotropii właściwości plastycznych kształtowanych materiałów, co powoduje poważne ograniczone jego praktycznego zastosowania w przypadku analizy i modelowania procesów kształtowania części blaszanych, a zwłaszcza tłoczonych z cienkich blach.

Ogólnie ujmując blachy, a zwłaszcza te walcowane na zimno cechuje występowanie anizotropii odkształceniowej. Objawia się ona występowaniem innych parametrów wytrzymałościowych i plastycznych materiału blachy w próbie jednoosiowego rozciągania w zależności od kąta pobrania próbki do badań względem kierunku walcowania blachy. Natomiast bezpośrednio w procesach tłoczenia np. wytłoczek cylindrycznych objawia nierównomiernym płynięciem materiału w kierunku promieniowym, co w konsekwencji prowadzi do powstawania nierównej krawędzi wytłoczki w postaci czterech tzw. uch oraz zróżnicowanej grubości ścianki wytłoczki na kierunku obwodowym. Praktycznie stosowaną miarą anizotropii plastycznej blach jest współczynnik anizotropii normalnej  $r$  wyrażony jako iloraz rzeczywistego odkształcenia na szerokości próbki do rzeczywistego odkształcenia na grubości próbki poddanej jednoosiowemu rozciąganiu. Wartości tego współczynnika (tzw. współczynnika Lankforda) zwykle wyznacza się dla trzech kierunków leżących w płaszczyźnie blachy tj. dla kierunku walcowania  $r_0$ , kierunku do niego prostopadłego  $r_{90}$  oraz kierunku nachylonego pod kątem  $45^0$  do kierunku walcowania  $r_{45}$ . Sposób wyznaczania współczynników Lankforda został szczegółowo opisany w pracy [102]. W praktyce na podstawie wartości liczbowych współczynników Lankforda można wyróżnić trzy rodzaje blach [102, 167]:

- I. jeżeli  $r_0 = 1, r_{45} = 1, r_{90} = 1$ , wówczas  $\bar{r} = 1$ ; w tym przypadku materiał blachy nie wykazuje anizotropii właściwości plastycznych.
- II. jeżeli  $r_0 \neq 1, r_{45} \neq 1, r_{90} \neq 1$  i jednocześnie  $r_0 = r_{45} = r_{90}$ ; materiał blachy cechuje występowanie wyłącznie anizotropii normalnej (właściwości plastyczne na kierunku grubości są inne niż w płaszczyźnie blachy, przy czym we wszystkich kierunkach w płaszczyźnie blachy są jednakowe).

III. jeżeli  $r_0 \neq 1$ ,  $r_{45} \neq 1$ ,  $r_{90} \neq 1$  i jednocześnie  $r_0 \neq r_{45} \neq r_{90}$ ; wówczas materiał blachy cechuje oprócz anizotropii normalnej występowanie dodatkowo tzw. anizotropii płaskiej tzn. że materiał blachy wykazuje dodatkowo różne właściwości na badanych kierunkach w płaszczyźnie blachy.

W przypadku modelowania komputerowego procesów kształtowania wytłoczek z blach II i III rodzaju, a zwłaszcza III rodzaju w celu uwzględnienia wpływu anizotropii właściwości plastycznych materiału, należy zastosować tzw. anizotropowy warunek plastyczności. Jednym z najczęściej używanych jest opisany równaniem kwadratowym warunek plastyczności zaproponowany w 1948 roku przez Hilla [173], który stanowi rozszerzenie warunku H-M-H o parametry charakteryzujące anizotropię materiału. Warunek ten z reguły wykorzystywany jest do opisu blach stalowych, ale może być także stosowany w analizach numerycznych procesów kształtowania blach ze stopów aluminium [174-177]. Przykłady nie kwadratowych anizotropowych warunków plastyczności można znaleźć w pracach [178, 179].

Na szczególną uwagę zasługują anizotropowe kryteria plastyczności zaproponowane przez Barlata i innych, znane w literaturze jako YLD91, YLD94, YLD96, YLD2000-2D, YLD2003, YLD2004 [180-185]. Barlat i inni [186] w 1991 zaproponował ogólne kryterium anizotropii płaskiej, które jest szczególnie odpowiednie dla blach ze stopów aluminium. Wykazano, że kryterium to jest zgodne z powierzchniami plastyczności dla polikryształów, które często wykazują małe promienie krzywizny w pobliżu jednoosiowych i dwuosiowych równomiernych rozciągających stanów naprężenia. Zaletą tego kryterium jest to, że jego sformułowanie jest stosunkowo proste w porównaniu z formułą do modelowania polikrystalicznego i dlatego można je łatwo zaimplementować w programach komputerowych opartych na metodzie elementów skończonych do analizy zagadnień związanych z przeróbką plastyczną metali.

Następnie w 2005 w oparciu o liniowe transformacje dewiatora naprężenia Barlat i inni [187] zaproponowali dwa nowe kryteria plastyczności do opisanie anizotropowego zachowania plastycznego metali i stopów w pełnym trójwymiarowym stanie naprężenia. Obydwa modele zostały odpowiednio nazwane YLD2004-18p i Yld2004-13p.

W 2006 roku Vegter opracował kryterium którego zaletą jest elastyczność wynikająca z dużej ilości parametrów. Kryterium to dla każdego punktu odniesienia wymaga określenia trzech parametrów którymi są dwa naprężenia główne oraz wektor odkształcenia. Do opisanie anizotropii płaskiej, kryterium to wymaga 17 parametrów. Model ten został zaimplementowany do komercyjnego oprogramowania PAMSTAMP. Bardziej szczegółowe omówienie kryterium Vegtera można znaleźć m.in. w pracach [188, 189].



Fenomenologiczne warunki plastyczności stanowią skuteczny sposób opisu zachowania materiału w stanie plastycznym. Opracowane na przestrzeni lat, także te nie wymienione w niniejszej rozprawie warunki plastyczności zostały przedstawione przez Życzkowskiego [190], a także w aspekcie modelowania procesów kształtowania blach ze stopów metali lekkich w przeglądowej pracy Hou i innych [191].

W praktycznych zastosowaniach symulacji komputerowych do analizy i projektowania procesów przeróbki plastycznej, wybór odpowiedniego warunku plastyczności spoczywa na użytkowniku oprogramowania, w którym zazwyczaj zostało zaimplementowanych kilka różnych warunków plastyczności. Jednak praktyczne możliwości zastosowania bardziej złożonych anizotropowych warunków plastyczności są często ograniczone koniecznością znajomości licznych nieraz współczynników materiałowych w tych modelach. Głównie z tego względu, wiele z opracowanych współcześnie kryteriów plastyczności nie znajduje praktycznego zastosowania. W praktyce inżynierskiej wybór warunku plastyczności ograniczony jest do tych zaimplementowanych w wykorzystywanym oprogramowaniu komercyjnym.

### **2.3.2. Modele naprężenia uplastyczniającego**

Jak już wcześniej wspomniano naprężenie uplastyczniające to naprężenie wymagane do zainicjowania i kontynuowania odkształcenia plastycznego materiału w warunkach jednoosiowego stanu naprężenia [102]. Informacji o przebiegu naprężenia uplastyczniającego w funkcji odkształcenia plastycznego dla materiałów ciągliwych dostarczają tzw. uogólnione krzywe umocnienia [192]. W praktyce są one wyznaczane doświadczalnie najczęściej na podstawie próby jednoosiowego rozciągania [102, 193], która jest m.in. wykorzystywana do oceny technologicznej plastyczności metali [194]. Postać krzywych umocnienia zależy od rodzaju i właściwości materiału, jak również od warunków odkształcenia, w tym głównie temperatury i prędkości odkształcenia. Znajomość przebiegu krzywych umocnienia ma duże znaczenie praktyczne. Pozwala na ustalenie parametrów procesu przeróbki plastycznej oraz właściwości kształtowanych elementów i jest niezbędnym warunkiem do modelowania matematycznego [195].

Ciągły rozwój techniki komputerowej, umożliwiający modelowanie i analizę procesów przeróbki plastycznej oraz rozwój komercyjnego oprogramowania do zagadnień nieliniowych i kontaktowych opartych głównie na nieliniowej MES stworzył zapotrzebowanie na opis naprężenia uplastyczniającego za pomocą odpowiedniego modelu konstytutywnego naprężenia uplastyczniającego w postaci matematycznej funkcji naprężenia

uplastyczniającego. Praktyczne zastosowanie znanych z literatury modeli konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego wymaga jednak znajomości parametrów materiałowych w tych modelach. Parametry te można dla danego materiału wyznaczyć za pomocą odpowiedniej aproksymacji przebiegu krzywych umocnienia. Podobnie jak przebieg krzywej umocnienia, tak i wyznaczone wartości parametrów materiałowych w równaniu naprężenia uplastyczniającego są dla danego materiału tylko względnie stałe (stałe w określonych warunkach), gdyż zależą m.in. od temperatury, prędkości odkształcenia, obróbki cieplnej, czasu starzenia itp.

W literaturze [169, 170, 193-195] można znaleźć klasyfikację funkcji naprężenia uplastyczniającego z podziałem na grupy różniące się rodzajem uwzględnionych parametrów opisujących warunki i przebieg odkształcenia oraz stan początkowy materiału. Zgodnie z tą klasyfikacją funkcje naprężenia uplastyczniającego można podzielić na sześć grup [194]:

- grupa I – to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p)$  uwzględniające wielkość odkształcenia bieżącego  $\varepsilon_p$ , a w niektórych odmianach naprężenia  $\sigma_0$  lub odkształcenia  $\varepsilon_0$  stanu początkowego,
- grupa II - to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p)$  uwzględniające prędkość  $\dot{\varepsilon}_p$  i wielkość  $\varepsilon_p$  bieżącego odkształcenia,
- grupa III – to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T)$  uwzględniające prędkość  $\dot{\varepsilon}_p$  i wielkość  $\varepsilon_p$  bieżącego odkształcenia oraz temperaturę,
- grupa IV – to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T, \sigma_w)$  uwzględniające oprócz prędkości  $\dot{\varepsilon}_p$  i wielkości  $\varepsilon_p$  bieżącego odkształcenia oraz temperatury, stan wewnętrzny materiału  $\sigma_w$ ,
- grupa V – to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T, t)$  w których zmiennymi niezależnymi są prędkość  $\dot{\varepsilon}_p$  i wielkość  $\varepsilon_p$  bieżącego odkształcenia, temperatura T oraz czas t,
- grupa VI – to funkcje  $\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T, h_\varepsilon)$  uwzględniające zmianę orientacji osi głównych stanu odkształcenia w trakcie kształtowania lub w kolejnych fazach i etapach kształtowania.

Funkcje grupy I stosuje się do analizy i symulacji procesów przeróbki plastycznej na zimno przy stosunkowo małych prędkościach odkształcenia, kiedy można pominąć ich wpływ na wartość naprężenia uplastyczniającego. Dla procesów charakteryzujących się zbliżonym do proporcjonalnego i monotonicznego przebiegiem odkształcenia funkcje te w zadowalającym stopniu spełniają swoje zadanie [194]. Z kolei funkcje drugiej grupy stosuje się do materiałów lepkoplastycznych czułych na prędkość odkształcenia [195]. Przykłady funkcji naprężenia uplastyczniającego należących do grup

I÷V zostały zaprezentowane w literaturze [170, 195]. Funkcje VI grupy ze względu na złożoność warunków nie zostały dotychczas opracowane.

W niniejszej pracy do opisu przebiegu umocnienia materiału badanej blachy wybrano cztery modele naprężenia uplastyczniającego o różnym stopniu złożoności:

I. Hollomona [196]

$$\sigma_p(\varepsilon_p) = K_1 \varepsilon_p^{n_1} \quad (2)$$

II. Swifta [197]

$$\sigma_p(\varepsilon_p) = K_2 (\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^{n_2} \quad (3)$$

III. Voce'a [198]

$$\sigma_p(\varepsilon_p) = A_3 + K_3 (1 - \exp(-n_3 \varepsilon_p)) \quad (4)$$

IV. Rozszerzony Voce'a [199]

$$\sigma_p(\varepsilon_p) = A_4 + B_4 \varepsilon_p + K_4 (1 - \exp(-n_4 \varepsilon_p)) \quad (5)$$

gdzie:  $\sigma_p$  – naprężenie uplastyczniające,  $\varepsilon_p$  – zastępcze odkształcenie plastyczne,  $K_1 \div K_4$ ,  $A_3$ ,  $A_4$ ,  $B_4$ ,  $n_1 \div n_4$  – parametry materiałowe wyznaczone doświadczalnie.

Model Hollomona to najprostsza i najczęściej wykorzystywana w praktyce inżynierskiej funkcja naprężenia uplastyczniającego, która zapewnia dobry opis przebiegu krzywej umocnienia w szerokim zakresie odkształcenia, przez co chętnie jest wykorzystywany przy modelowaniu procesów obróbki plastycznej zwłaszcza tych, w których występują duże odkształcenia jak np.: kucie, wyciskanie, wykrawanie itp. Model Swifta podobnie jak model Hollomona ze względu na uniwersalność lecz i większą dokładność opisu początkowego przebiegu krzywej umocnienia jest bardzo często wykorzystywany w modelowaniu numerycznym szerokiej gamy procesów obróbki plastycznej w zakresie małych i dużych odkształceń. Często do opisu przebiegu krzywej umocnienia stosowany jest również model Voce'a, który podobnie jak model Swifta wymaga znajomości trzech stałych materiałowych. Najbardziej złożonym spośród wybranych modeli jest rozszerzony o dodatkowy człon liniowy model Voce'a, a jego zastosowanie wymaga wyznaczenia aż czterech stałych materiałowych. Rozszerzony model Voce'a nazywany jest w literaturze również modelem El-Magd [200].

## 2.4. Wnioski wynikające z analizy stanu zagadnienia

Z analizy wariantów kształtowania blach mających zdolność do utwardzania wydzieleniowego wynika, że istnieje potrzeba modelowania komputerowego procesów plastycznego kształtowania tych blach zarówno w stanie wyżarzonym (wariant I), jak i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego (wariant II). W pierwszym wariacie parametry materiałowe w równaniu konstytutywnym naprężenia uplastyczniającego nie zależą od czasu. Projektowanie, analiza i modelowanie procesów kształtowania blach w wariacie II tj. po obróbce cieplnej w trakcie starzenia jest o wiele trudniejsze niż w wariacie I, ze względu na zmianę właściwości technologicznych materiału blachy wynikających z obróbki cieplnej i starzenia materiału blachy w czasie realizacji poszczególnych operacji technologicznych. Jak wykazano [136] w przypadku blachy ze stopu AlCu4Mg1 (AW 2024) o grubości 0,81 mm, największy wzrost twardości występował w ciągu 4 godzin starzenia naturalnego po przesycaniu i wynosił 94% podczas, gdy w czasie starzenia od 4-24 godzin wzrost twardości materiału tej blachy wynosił już tylko 6,6%. Podobnie było w przypadku innych parametrów technologicznych. Przykładowo w ciągu 4 godzin starzenia naturalnego zanotowano 86% wzrost granicy plastyczności, który w czasie 4-24 godzin wynosił już tylko 20 %. Tak istotna zmiana właściwości materiału blachy zwłaszcza w początkowym czasie starzenia naturalnego po przesycaniu, w którym realizowane są operacje plastycznego kształtowania, wymaga uwzględnienia w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego. Zmiany właściwości plastycznych materiału blachy po obróbce cieplnej można praktycznie uwzględnić dzięki znajomości wartości parametrów materiałowych w równaniu konstytutywnym naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia materiału blachy po przesycaniu. W praktyce wymaga to eksperymentalnego wyznaczenia wartości tych parametrów materiałowych bezpośrednio po obróbce cieplnej tj. przesycaniu oraz w trakcie starzenia w zakresie czasu starzenia, w którym realizowane są poszczególne operacje kształtowania wyłoczek. Niestety, o ile w literaturze można znaleźć wartości parametrów materiałowych niektórych równań konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego dla nielicznych blach ze stopu AlCu4Mg1 w stanie dostawy tj. w stanie wyżarzonym, to praktycznie na próżno ich szukać dla blach po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego.

W zastosowaniach lotniczych i nie tylko, blachy ze stopu AlCu4Mg1 pokryte są obustronnie warstwą plateru, z uwagi na zabezpieczenie antykorozyjne w trakcie eksploatacji części z nich wykonanych. Z tego względu ważnym staje się uwzględnienie podczas analizy

i modelowania wpływu warstw materiału plateru na zachowanie się tych blach w różnych procesach kształtowania. Szczególnie istotny wpływ warstwy materiału plateru będą miały na sprężynowanie powrotne, a szczególnie sprężynowanie po gięciu ze względu na ich położenie w warstwach przekroju giętego pasma blachy najdalej oddalonych od tzw. warstwy obojętnej (neutralnej). Wielkość sprężynowania powrotnego blachy można prognozować na podstawie wyników symulacji numerycznej lub w oparciu o tzw. współczynnik sprężynowania wyznaczony doświadczalnie. Podobnie jak w przypadku parametrów materiałowych w równaniach naprężenia uplastyczniającego, w literaturze brakuje informacji na temat sprężynowania po gięciu blach platerowanych ze stopu AlCu4Mg1, a w szczególności wpływu obróbki cieplnej i czasu starzenia naturalnego na wartość współczynnika sprężynowania. W praktyce inżynierskiej znajomość wielkości sprężynowania powrotnego jest szczególnie ważna zarówno z uwagi na projektowanie geometrii narzędzi kształtujących, jak również przewidywanie geometrii wytłoczek. Z tak nakreślonej perspektywy wynikała motywacja do podjęcia badań w ramach rozprawy doktorskiej których cel, zakres, plan oraz przebieg realizacji wraz z wynikami zostały przedstawione w następnych rozdziałach.

### 3. Cele, teza i zakres pracy

Zasadniczym celem pracy było wyznaczenie charakterystyk technologicznej plastyczności blach ze stopu aluminium AlCu4Mg1 (AW-2024) w stanie wyżarzonym oraz po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego w postaci przebiegu krzywych umocnienia odkształceniowego, a następnie na ich podstawie wyznaczenie współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia naturalnego w przypadku blach po obróbce cieplnej, a ponadto opracowanie dla badanych blach w stanie wyżarzonym i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego tzw. charakterystyk sprężynowania i na ich podstawie wyznaczenie zależności współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i grubości pasma dla blach wyżarzonych oraz wyznaczenie zależności współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i czasu starzenia naturalnego po przesycaaniu dla badanych blach po obróbce cieplnej.

Dodatkowym celem pracy była ocena skuteczności modelowania MES na przykładzie procesów gięcia i kształtowania wyłóczki przemysłowej z wykorzystaniem parametrów materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego opracowanych w ramach zasadniczego celu pracy.

Osiągnięcie sformułowanych powyżej celów pracy ma duże znaczenie użytkowe, gdyż w praktyce inżynierskiej umożliwi znacznie bardziej skuteczną analizę i projektowanie procesów plastycznego kształtowania części blaszanych, zwłaszcza z blach kształtowanych po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego.

Za tezę naukową pracy przyjęto stwierdzenie mówiące, że:

W przypadku blach kształtowanych po przesycaaniu w trakcie starzenia naturalnego, znajomość wartości współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia, umożliwi uwzględnienie zmiany właściwości materiału blachy na etapie analizy i projektowania procesu technologicznego wyłóczki, co znacząco zwiększy dokładność obliczeń inżynierskich, a tym samym wyeliminuje lub ograniczy potrzebę stosowania tzw. metody prób i błędów.

Zakres pracy obejmuje siedem etapów prac badawczych opisanych i przedstawionych w kolejnym rozdziale na rys. 4.1.

## 4. Plan badań

Zrealizowanie celów pracy sformułowanych we wcześniejszym rozdziale wymagało opracowania oryginalnego planu badań. W ramach tego planu, badania zostały podzielone na siedem etapów zestawionych na rys. 6.1. Etapy 1 – 4 dotyczyły badań eksperymentalnych wybranych właściwości materiału badanych blach o różnych grubościach, natomiast etapy 5 i 6 dotyczyły modelowania numerycznego procesu gięcia blach w ujęciu nieliniowej MES. Z kolei w etapie 7 realizowano zarówno modelowanie w ujęciu nieliniowej MES jak i badania eksperymentalne procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej w różnych wariantach tj. z blachy w stanie wyżarzonym i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego.

Pierwszy etap badań miał na celu wyznaczenie właściwości plastycznych badanych blach wyżarzonych w stanie dostawy w próbie jednoosiowego rozciągania na kierunkach  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  i  $90^\circ$  do kierunku walcowania. W ramach tego etapu oprócz wyznaczenia podstawowych parametrów wytrzymałościowych i plastycznych sporządzono przebiegi krzywej umocnienia materiału blach wyżarzonych, a następnie na ich podstawie wyznaczono wartości współczynników materiałowych dla pięciu wybranych równań konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego wraz z błędami szacowania.

Z kolei drugi etap badań miał na celu wyznaczenie właściwości plastycznych badanych blach po obróbce cieplnej i w trakcie starzenia naturalnego tj. w określonych odstępach czasowych po przesycaniu. W ramach tego etapu wykonywano sukcesywnie obróbkę cieplną materiału badanych blach, a następnie dla czterech określonych czasów starzenia naturalnego po przesycaniu podobnie jak w etapie pierwszym realizowane były próby jednoosiowego rozciągania. W wyniku tych prób dla badanych blach sporządzono przebiegi krzywych umocnienia odkształceniowego dla poszczególnych czasów starzenia naturalnego. Następnie na podstawie przebiegu tych krzywych zostały wyznaczone dla każdego z badanych czasów starzenia współczynniki materiałowe w wybranych równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego. Następnie określono zależność wartości liczbowych poszczególnych współczynników materiałowych pięciu badanych modeli od czasu starzenia w badanym zakresie czasu starzenia naturalnego.

Wyznaczone w ramach pierwszego i drugiego etapu badań wartości współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych stanowią podstawę do modelowania komputerowego procesów plastycznego kształtowania badanych blach zarówno w stanie wyżarzonym jak i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego.

Badania wykonane w ramach etapów 3 i 4 miały na celu wyznaczenie charakterystyk sprężynowania na podstawie próby gięcia swobodnego badanych blach wyżarzonych (etap 3) i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia (etap 4). Dla poszczególnych próbek z blach wyżarzonych i po obróbce cieplnej wyznaczone zostały przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia próbki w jednym oraz ośmiu cyklach obciążenia. W oparciu o te przebiegi wyznaczono wartości strzałki ugięcia próbki pod obciążeniem  $f_g$  i po odciążeniu  $f_s$  i na ich podstawie obliczono przy użyciu autorskiego wzoru kąty gięcia  $\gamma_g$  i  $\gamma_s$  a w konsekwencji obliczono wartości współczynnika sprężynowania  $K$  i sporządzono charakterystyki tego współczynnika w funkcji względnego wygięcia próbki. Następnie dla blach wyżarzonych opracowano empiryczną zależność do obliczania wartości współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia i grubości blachy. Z kolei dla blachy po obróbce cieplnej opracowano empiryczną zależność do obliczania wartości współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia i czasu starzenia naturalnego po przesycaaniu.

Opracowane w ramach realizacji trzeciego i czwartego etapu badań charakterystyki współczynnika sprężynowania znajdują praktyczne zastosowanie przy projektowaniu narzędzi do kształtowania badanych blach z uwzględnieniem wielkości sprężynowania powrotnego. W niniejszej pracy wyniki badań z etapów 3 i 4 posłużyły ponadto do eksperymentalnej weryfikacji opracowanych w dalszych etapach prac badawczych modeli numerycznych i wyników symulacji MES procesu gięcia blach wyżarzonych i po obróbce cieplnej w trakcie starzenia z wykorzystaniem opracowanych we wcześniejszych etapach 1 i 2 współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego.

Etapy 5 i 6 dotyczyły modelowania numerycznego w ujęciu nieliniowej MES procesu gięcia swobodnego blach wyżarzonych oraz blach po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego w czasie (0, 45, 90 i 120) minut po przesycaaniu. W ramach piątego etapu badań dla przypadków gięcia z eksperymentu opracowano pięć modeli numerycznych opisanych szczegółowo w dalszej części rozprawy. Następnie w wykorzystaniem tych modeli wykonano symulacje komputerowe wybranych z eksperymentu przypadków gięcia i sporządzono charakterystyki obliczonej siły gięcia w funkcji ugięcia próbki oraz obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki. Na ich podstawie dokonano weryfikacji skuteczności opracowanych modeli MES w aspekcie prognozowania siły gięcia i wielkości sprężynowania powrotnego po gięciu. Takie podejście w piątym etapie badań umożliwiło dokonanie wyboru najbardziej skutecznego modelu MES do dalszych badań realizowanych w ramach etapu szóstego, mających na celu weryfikację skuteczności modelowania MES blach kształtowanych po obróbce cieplnej z wykorzystaniem

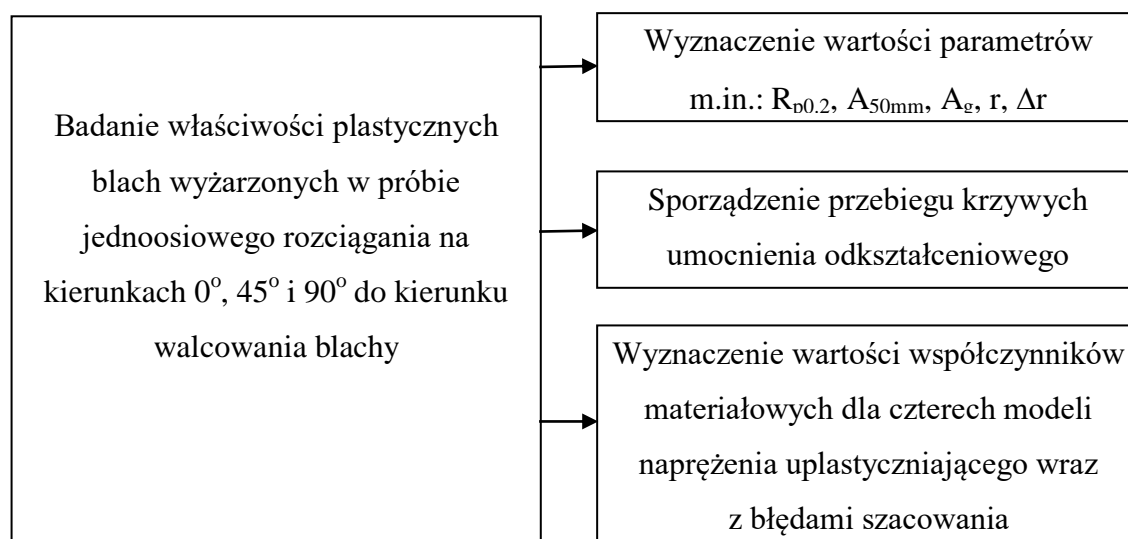


opracowanych w drugim etapie badań współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego zależnych od czasu starzenia po przesycaaniu. Weryfikacji skuteczności opracowanych w etapie 2 współczynników materiałowych w funkcji czasu starzenia dokonano poprzez porównanie wielkości błędu względnego wartości współczynnika sprężynowania wyznaczonego eksperymentalnie oraz obliczonego MES z wykorzystaniem modelu naprężenia uplastyczniającego, w którym we współczynnikach materiałowych w pierwszym przypadku nie uwzględniono obróbki cieplnej, w drugim przypadku uwzględniono wpływ obróbki cieplnej lecz nie uwzględniono czasu starzenia i w trzecim przypadku uwzględniono wpływ obróbki cieplnej oraz czas starzenia naturalnego po przesycaaniu. Wyniki uzyskane w ramach szóstego etapu badań umożliwiły potwierdzenie słuszności tezy sformułowanej w trzecim rozdziale rozprawy doktorskiej.

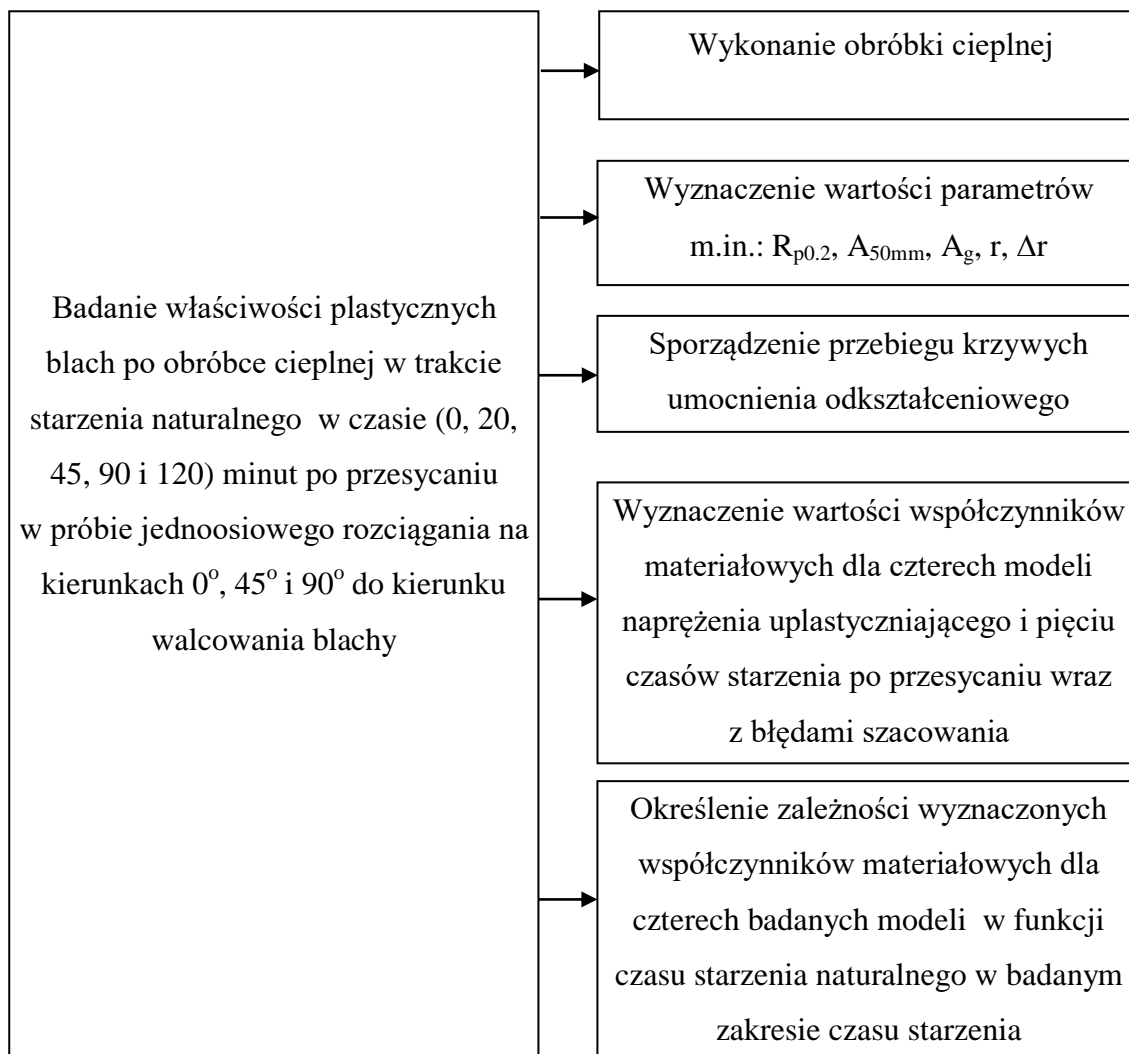
Ostatni siódmy etap dotyczył badań eksperymentalnych i symulacji MES różnych wariantów procesu kształtowania wylóczki produkcyjnej realizowanych w warunkach przemysłowych. Celem tego etapu badań, było potwierdzenie korzyści wynikających z zastosowania opracowanych w ramach doktoratu wdrożeniowego współczynników materiałowych w modelach naprężenia uplastyczniającego do symulacji MES procesów kształtowania wylóczki przemysłowej w różnych wariantach.

Szczegółowe informacje dotyczące poszczególnych etapów badań zrealizowanych w ramach doktoratu wdrożeniowego zostały zawarte w kolejnych rozdziałach.

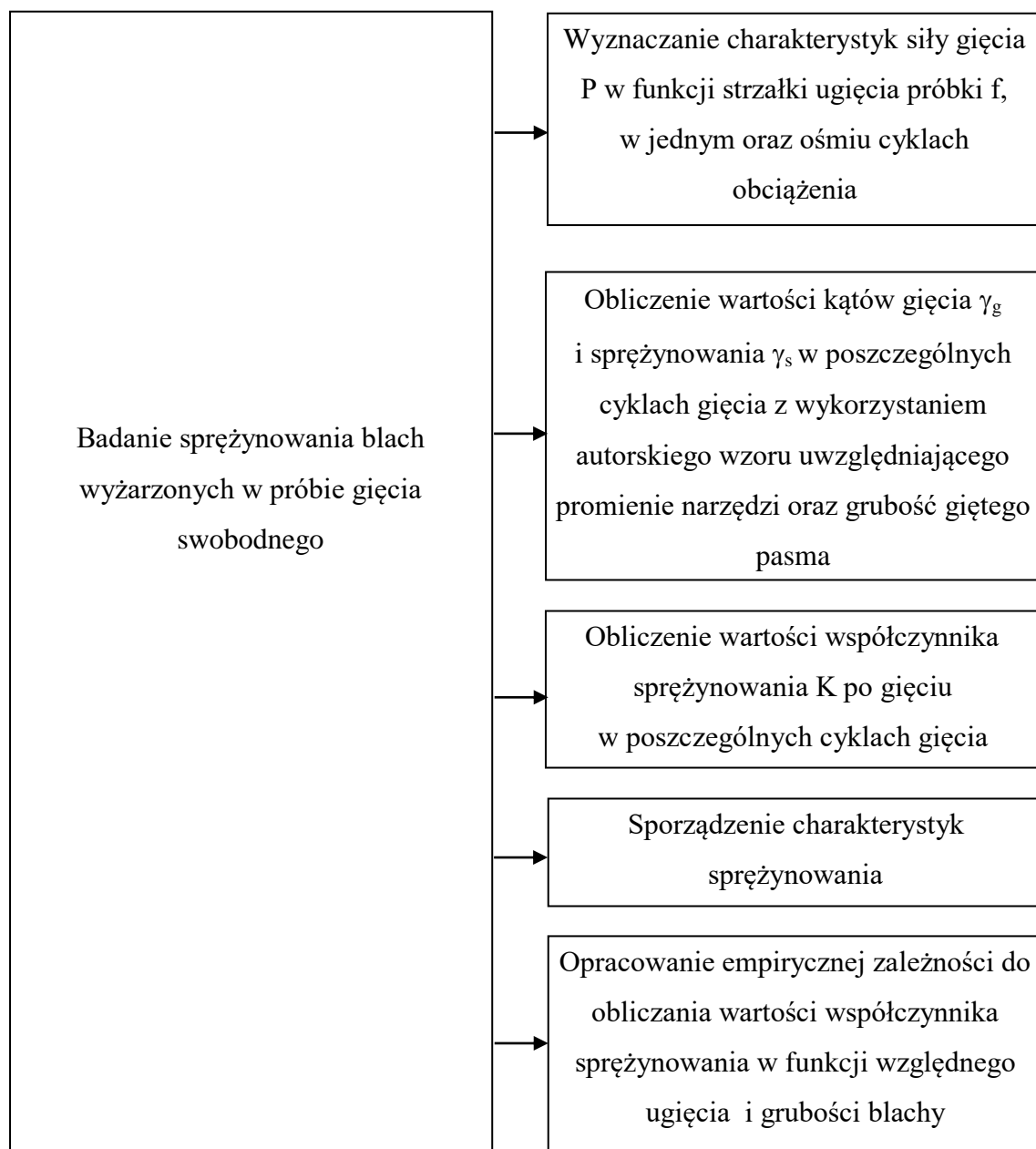
#### Etap 1



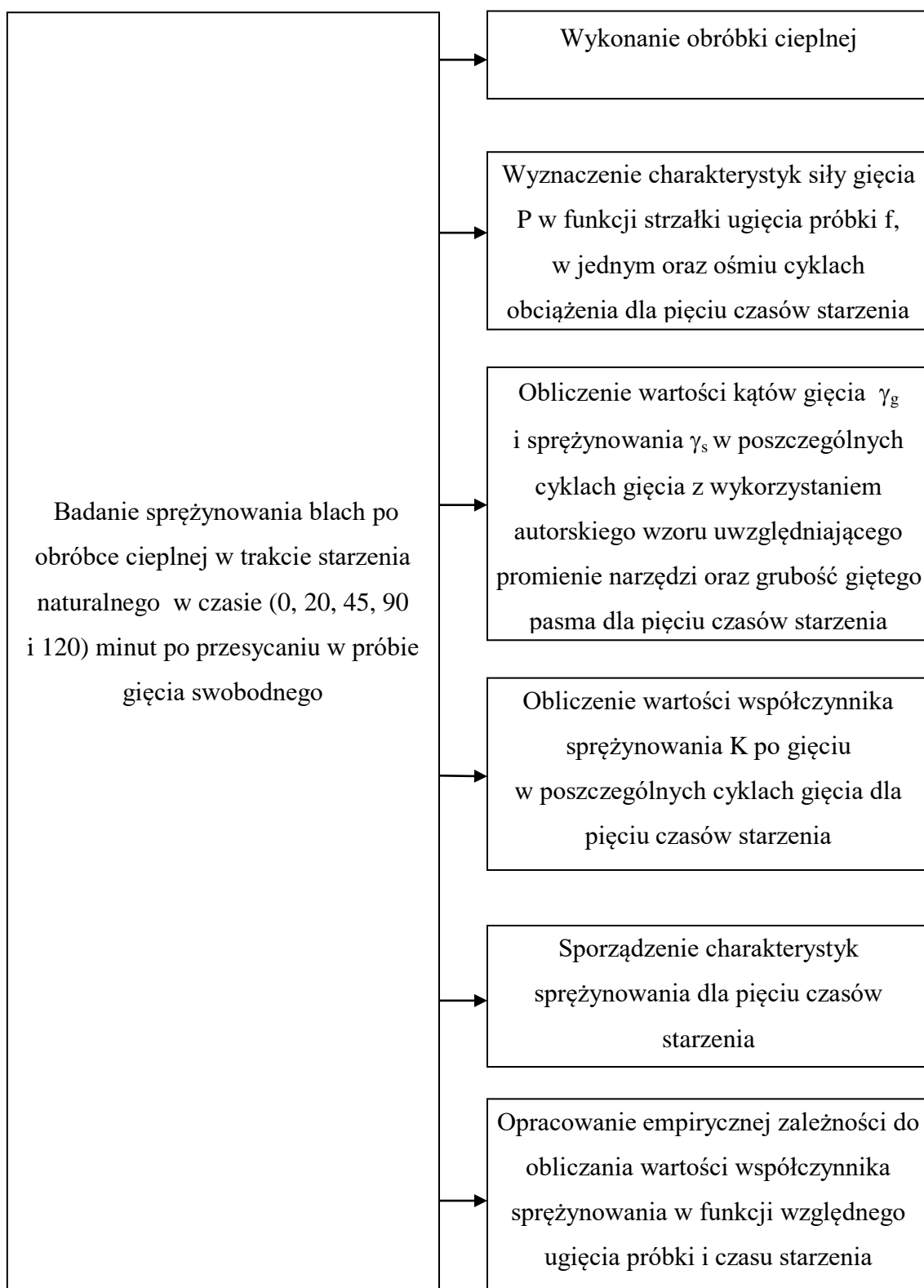
## Etap 2



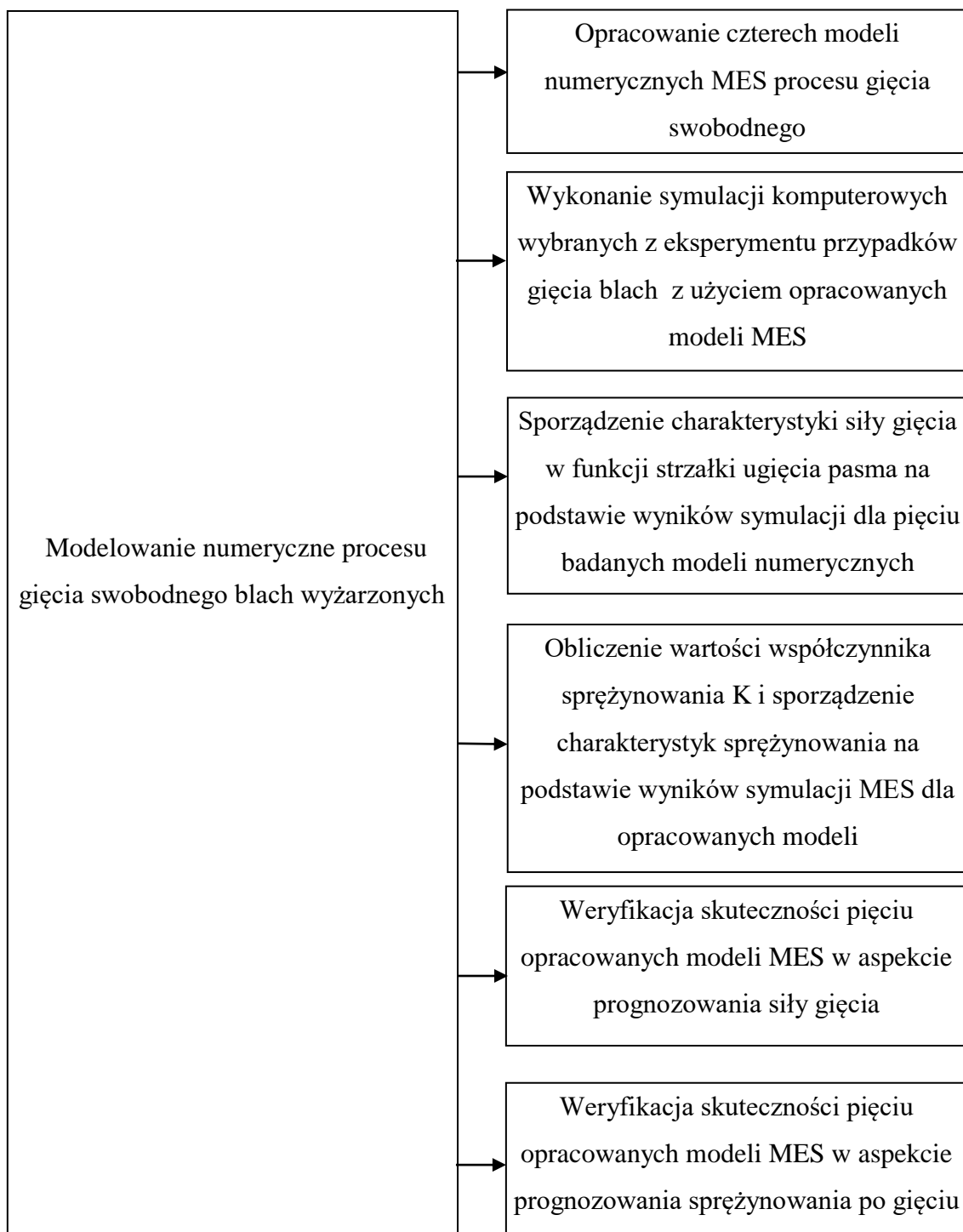
### Etap 3



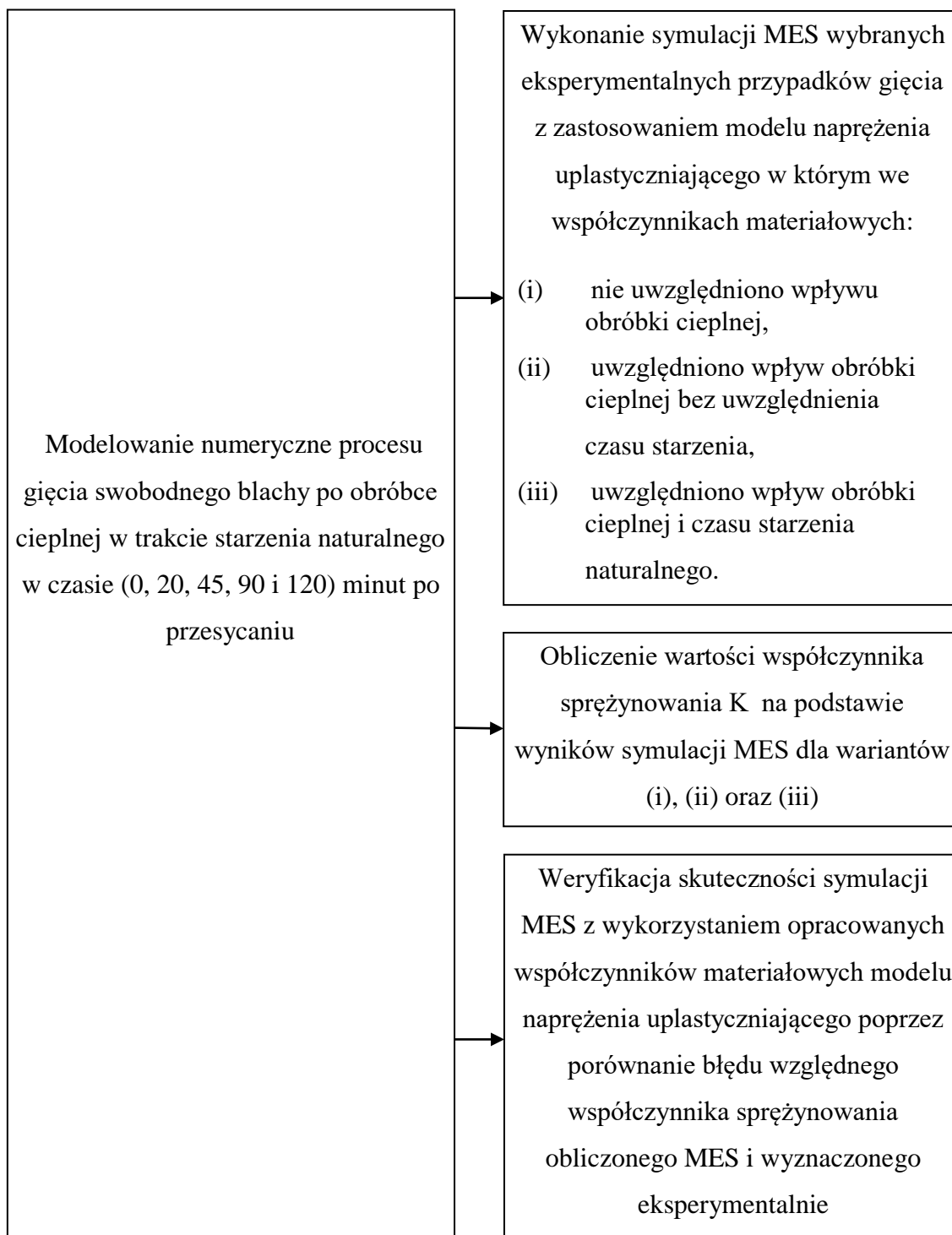
#### Etap 4



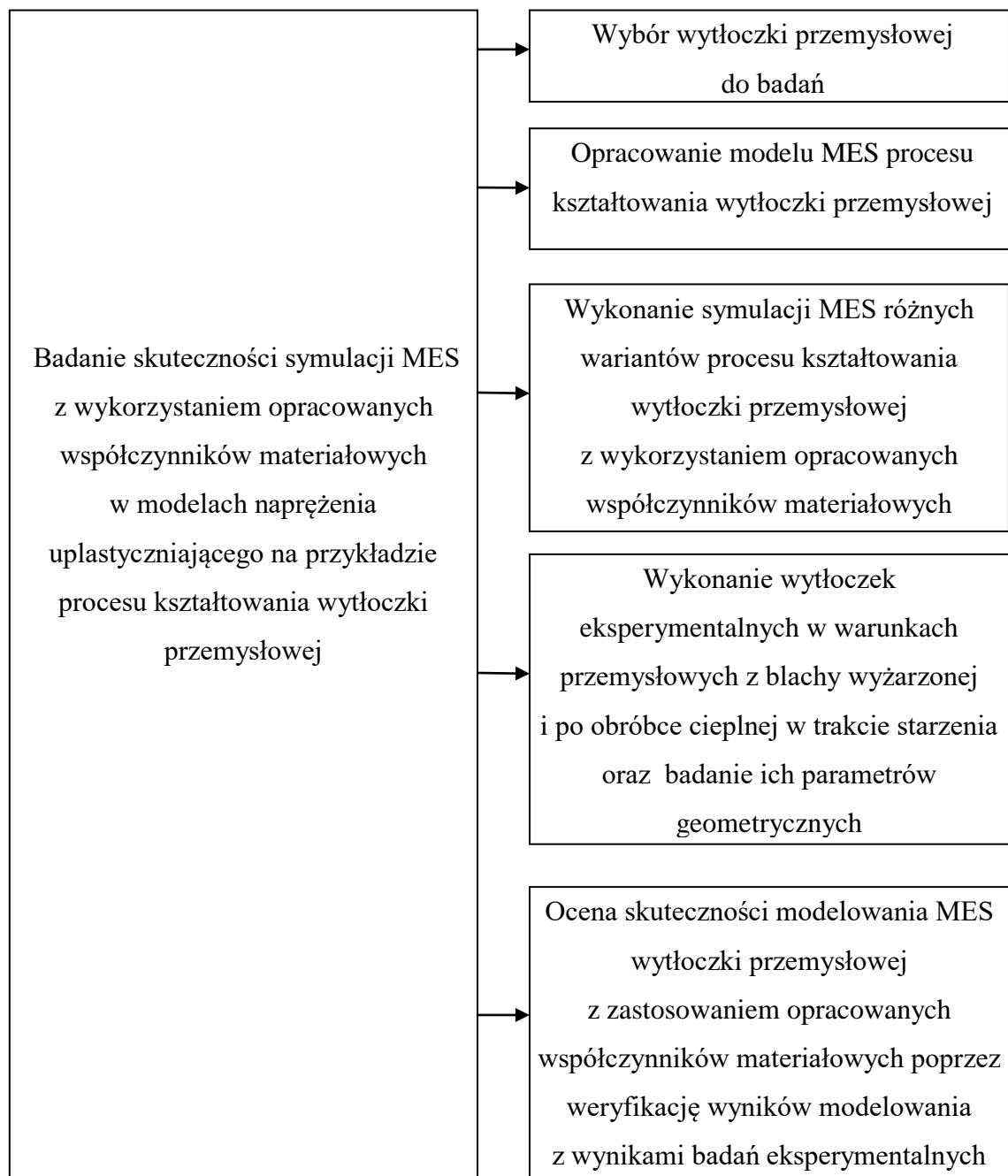
## Etap 5



## Etap 6



## Etap 7



Rys. 4.1. Zestawienie zrealizowanych badań z podziałem na etapy

## 5. Materiał badany

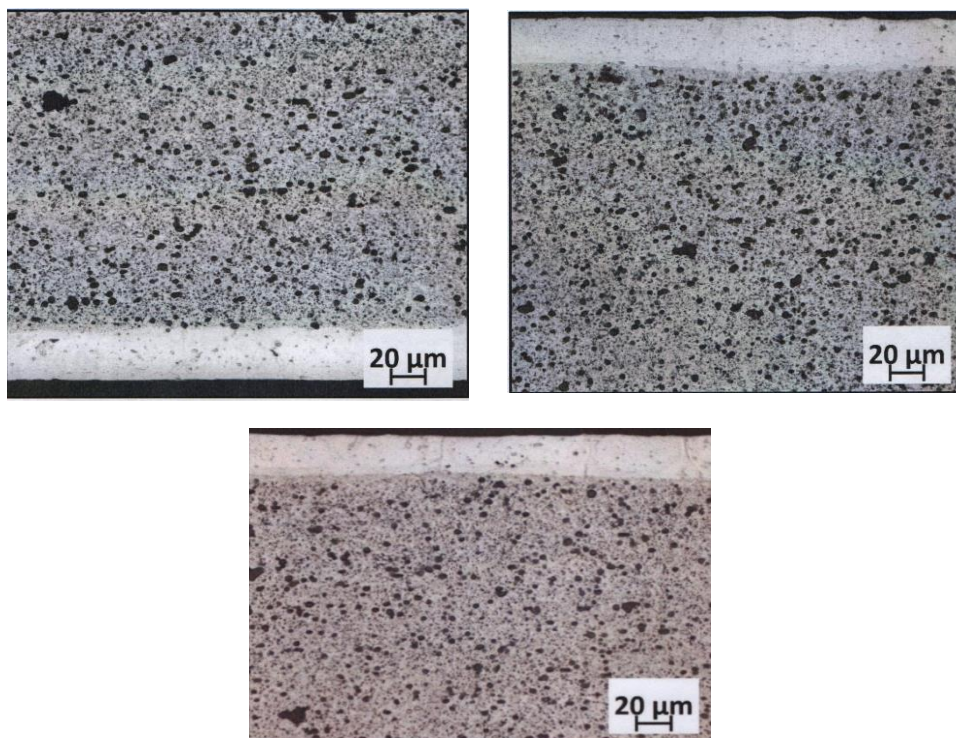
Materiałem wyjściowym do badań były platerowane blachy aluminiowe ze stopu AlCu4Mg1 (AW-2024) o grubościach nominalnych 0,5; 0,8; 1 oraz 2 mm w stanie dostawy tj. po wyżarzaniu zmiękczającym. Skład chemiczny materiału badanych blach został zamieszczony w tabeli 1. Warstwy plateru z aluminium AW-1050A stanowiące zabezpieczenie antykorozyjne blachy, zostały obustronnie nałożone metodą walcowania.

Tabela 5.1. Skład chemiczny materiału badanej blachy [201]

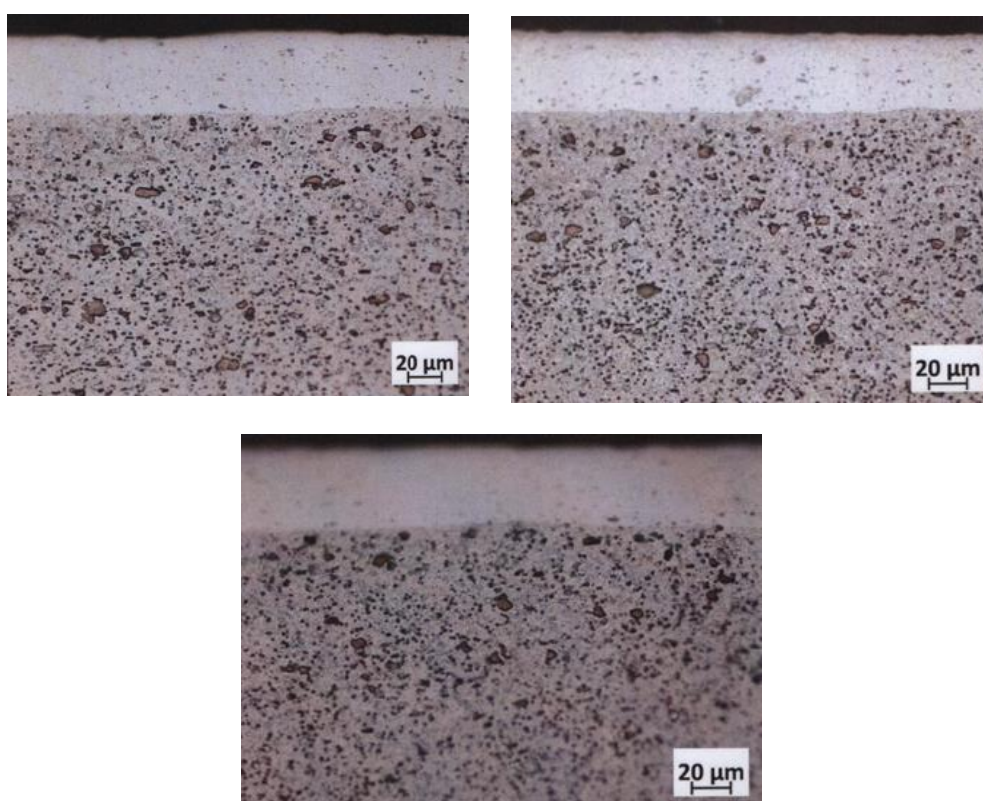
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr+Ti	Others		Aluminium min.
									Each	Total	
≤0.5	≤0.5	3.8- 4.9	0.3- 0.9	1.2- 1.8	≤0.1	≤0.25	≤0.15	≤0.2	0.05	0.15	Remainder

Mikrostruktura badanych blach w stanie dostawy została uwidoczniła w badaniach mikroskopowych przeprowadzonych na mikroskopie metalograficznym Axio Imager.A2m na zglądach trawionych w odczynniku Kellera, wykonanych w przekrojach usytuowanych pod kątem 0°, 45° i 90° do kierunku walcowania. Zdjęcia mikrostruktury z widoczną warstwą plateru dla poszczególnych grubości badanych blach zostały przedstawione na rys. 5.1 – 5.4. Nie stwierdzono różnic między zglądami badanych blach w zależności od kierunku pobrania próbki do kierunku walcowania, co wynika ze stanu zmiękczonego materiału, koagulacji wydzielen i braku struktury ziarnistej. Na podstawie dokonanych pomiarów określono średnią grubość warstw plateru, która dla blach o grubościach (0,5; 0,8, 1 oraz 2) mm wynosiła odpowiednio (12,1; 10,4; 10 oraz 5,5) % grubości blachy. Właściwości mechaniczne badanych blach w stanie wyżarzonego oraz po przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego, w tym przebiegi krzywych umocnienia odkształceniowego oraz charakterystyki sprężynowania po gięciu, zostały wyznaczone na podstawie własnych badań eksperymentalnych szczegółowo opisanych w rozdziałach szóstym, siódmym i ósmym.

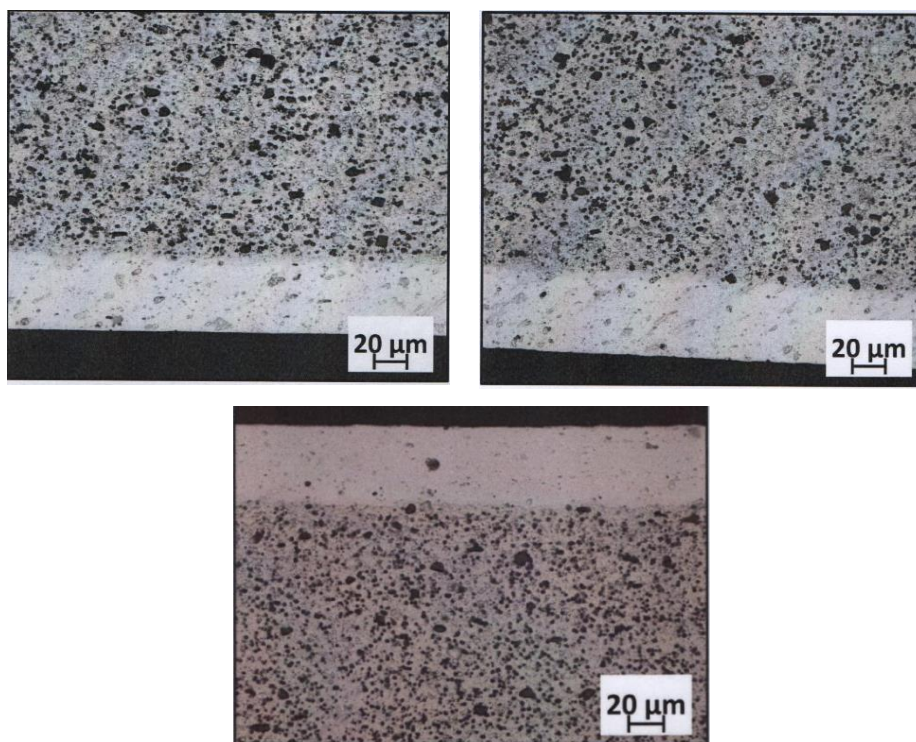




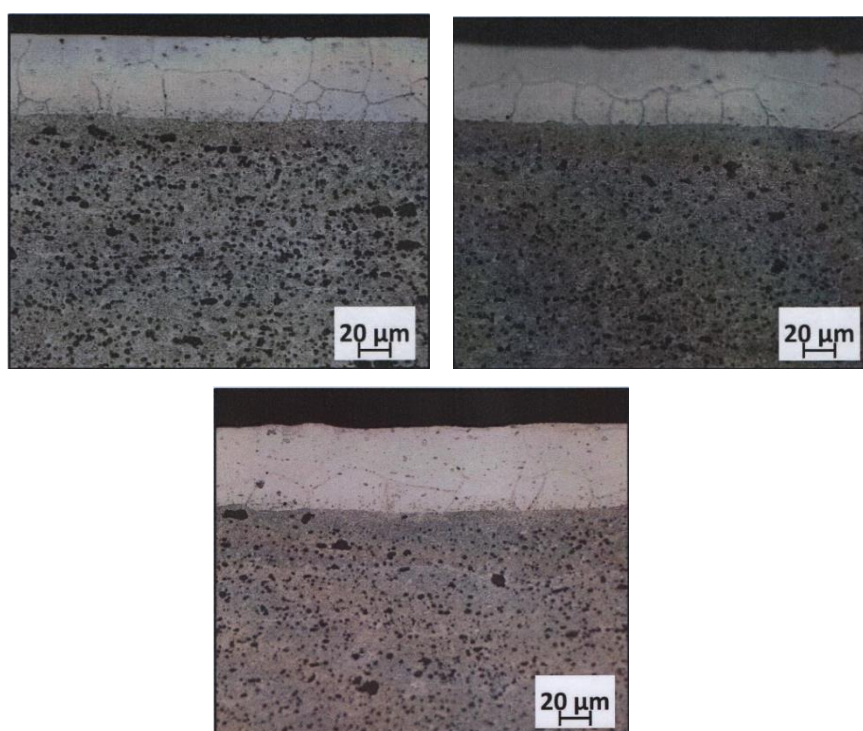
Rys. 5.1. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 0,5 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu)



Rys. 5.2. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 0,8 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu)



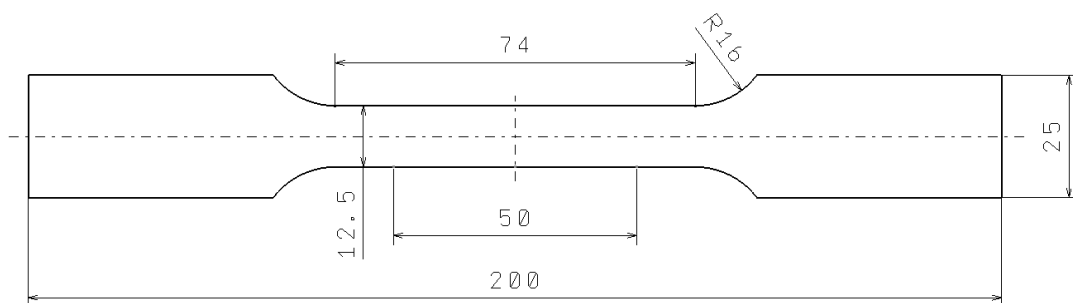
Rys. 5.3. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 1 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu)



Rys. 5.4. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 2 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu)

## 6. Badanie właściwości plastycznych blach w stanie wyżarzonym

Celem badań przedstawionych w tym rozdziale było wyznaczenie właściwości badanych blach w stanie dostawy, niezbędnych do opisu zachowania się materiału w zakresie odkształceń plastycznych, w tym krzywych umocnienia odkształceniowego oraz wartości współczynników materiałowych dla czterech wybranych równań naprężenia uplastyczniającego, które zostały przedstawione w podrozdziale 2.3.2. Właściwości badanych blach zostały wyznaczone na podstawie statycznej próby jednoosiowego rozciągania wykonanej na maszynie wytrzymałościowej Zwick/Roell Z030. Dla każdej z blach o grubości 0,5; 0,8; 1 oraz 2 mm pobrano do testów po trzy próbki w kierunku  $0^{\circ}$ ,  $45^{\circ}$  i  $90^{\circ}$  do kierunku walcowania. W sumie użyto 9 próbek dla każdej grubości blachy, a więc łącznie 36 próbek. Kształt i wymiary próbek do badań zgodnych z normą ISO 6892-1 przedstawiono na rys. 6.1, natomiast na rys. 6.2 przedstawiono przykładowe próbki do badań.



Rys. 6.1. Kształt i wymiary próbek do testów jednoosiowego rozciągania



Rys. 6.2. Widok przykładowych próbek do badań

Statyczne próby jednoosiowego rozciągania przeprowadzone zostały z pomiarem wydłużenia oraz zmiany szerokości próbki za pomocą multiekstensometru (rys. 6.3). Baza pomiarowa na



długości i szerokości próbki wynosiła odpowiednio 50 mm i 12,5 mm, natomiast prędkość rozciągania wynosiła 30 mm/min.



Rys. 6.3. Przykładowa próbka w trakcie próby jednoosiowego rozciągania

Właściwości wytrzymałościowe i plastyczne wyznaczone dla poszczególnych grubości badanych blach takie jak: granica plastyczności  $R_{p0,2}$ , wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ , wydłużenie względne po zerwaniu  $A_{50mm}$  i wydłużenie trwałe przy największej sile  $A_g$  oraz współczynniki anizotropii normalnej Lankforda  $r$  zostały zestawione w tabelach 6.1 – 6.4. Wartości średnie tych parametrów obliczono na podstawie wyników dla próbek o różnej orientacji względem kierunku walcowania według zależności:

$$X_{sr} = (X_0 + 2X_{45} + X_{90})/4 \quad (6.1)$$

gdzie  $X$  jest parametrem, a indeksy dolne oznaczają orientację próbki względem kierunku walcowania.

Tabela 6.1. Właściwości blachy o grubości 0,5 mm w stanie wyżarzonym

Grubość blachy g [mm]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności Rp0.2 [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie Rm [MPa]	Wydłużenie [%]		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
				A <sub>50</sub>	A <sub>g</sub>	
0,5	0°	78,04	180,81	16,29	13,24	0,828
	45°	71,63	169,85	18,16	17,04	0,719
	90°	72,03	166,15	13,65	13,51	0,548
	<b>średnia</b>	<b>73,33</b>	<b>171,66</b>	<b>16,56</b>	<b>15,21</b>	<b>0,703</b>

Tabela 6.2. Właściwości blachy o grubości 0,8 mm w stanie wyżarzonym

Grubość blachy g [mm]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności Rp0.2 [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie Rm [MPa]	Wydłużenie [%]		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
				A <sub>50</sub>	A <sub>g</sub>	
0,8	0°	73,56	174,51	16,92	15,10	0,742
	45°	69,71	164,99	23,29	18,28	0,748
	90°	68,01	161,31	18,70	14,93	0,630
	<b>średnia</b>	<b>70,25</b>	<b>166,45</b>	<b>20,55</b>	<b>16,65</b>	<b>0,717</b>

Tabela 6.3. Właściwości blachy o grubości 1 mm w stanie wyżarzonym

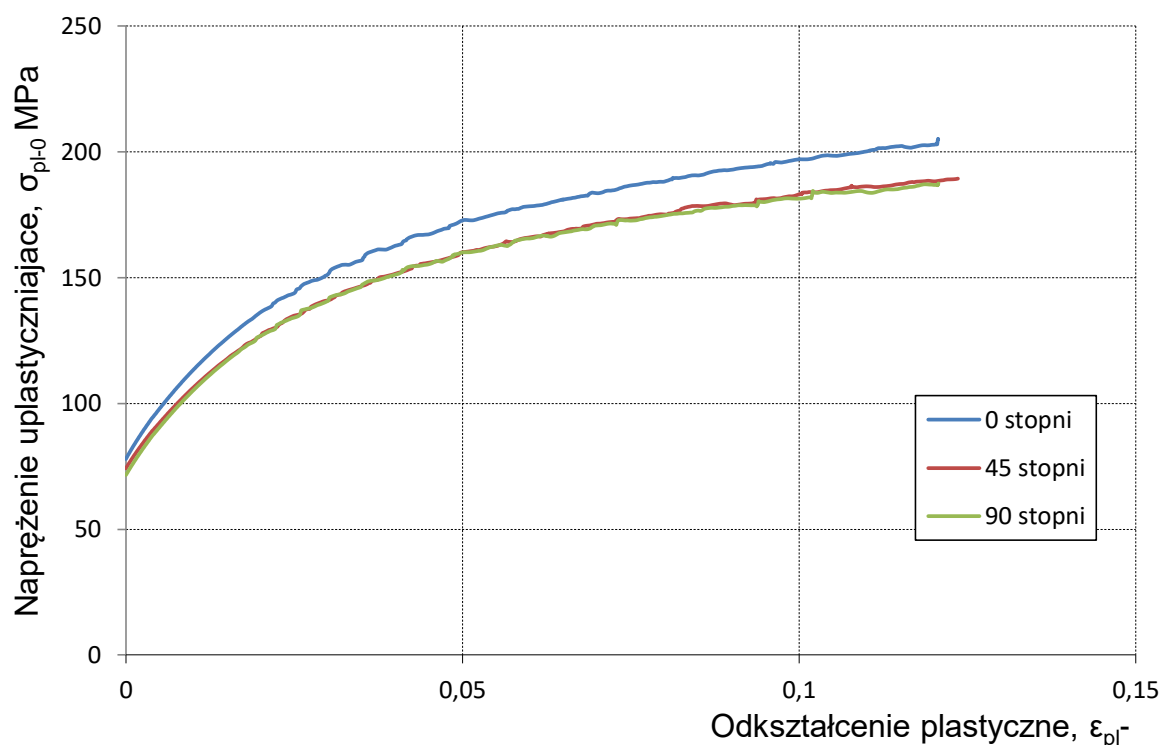
Grubość blachy g [mm]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności Rp0.2 [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie Rm [MPa]	Wydłużenie [%]		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
				A <sub>50</sub>	A <sub>g</sub>	
1	0°	66,89	175,33	20,94	17,23	0,728
	45°	63,43	164,52	23,69	20,44	0,674
	90°	64,73	161,35	16,95	16,01	0,581
	<b>średnia</b>	<b>64,62</b>	<b>166,43</b>	<b>21,32</b>	<b>18,53</b>	<b>0,664</b>

Tabela 6.4. Właściwości blachy o grubości 2 mm w stanie wyżarzonym

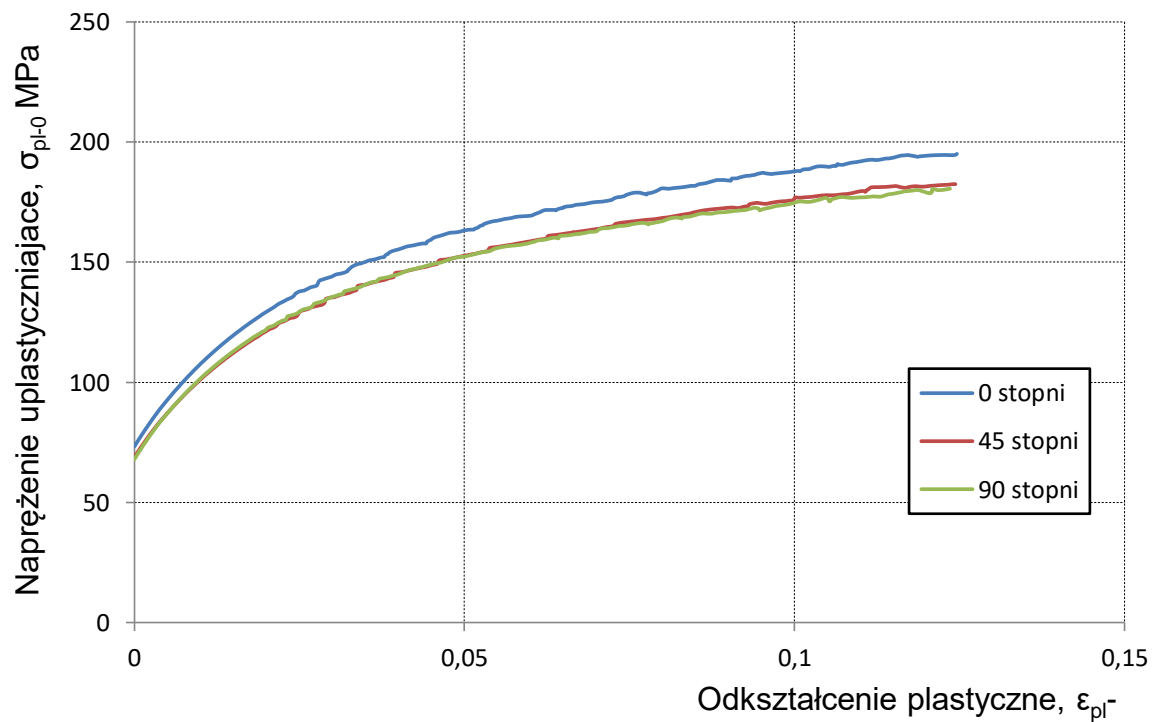
Grubość blachy g [mm]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności Rp0.2 [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie Rm [MPa]	Wydłużenie [%]		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
				A <sub>50</sub>	A <sub>g</sub>	
2	0°	74,89	185,59	15,37	12,86	0,679
	45°	72,09	176,10	21,81	16,58	0,723
	90°	72,95	174,39	18,41	13,41	0,679
	<b>średnia</b>	<b>73,00</b>	<b>178,05</b>	<b>19,35</b>	<b>14,86</b>	<b>0,701</b>

### 6.1. Krzywe umocnienia dla blach wyżarzonych

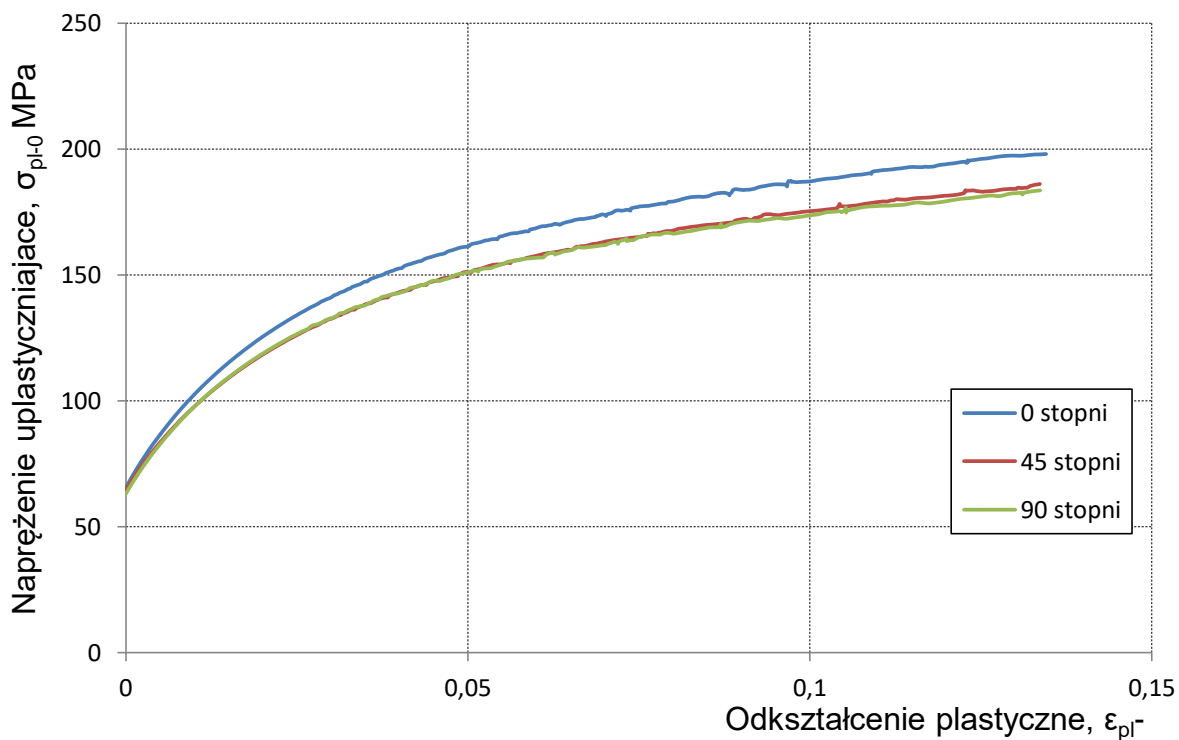
Na podstawie uzyskanych wyników z próby jednoosiowego rozciągania dla badanych blach zostały opracowane przebiegi krzywych umocnienia odkształceniowego dla poszczególnych kierunków (0°, 45° oraz 90°). Przebiegi tych krzywych dla poszczególnych blach zostały przedstawione na wykresach (Rys. 6.4 – 6.7). Poszczególne przebiegi widoczne na tych wykresach stanowią medianę przebiegów wyznaczonych na podstawie trzech badanych próbek.



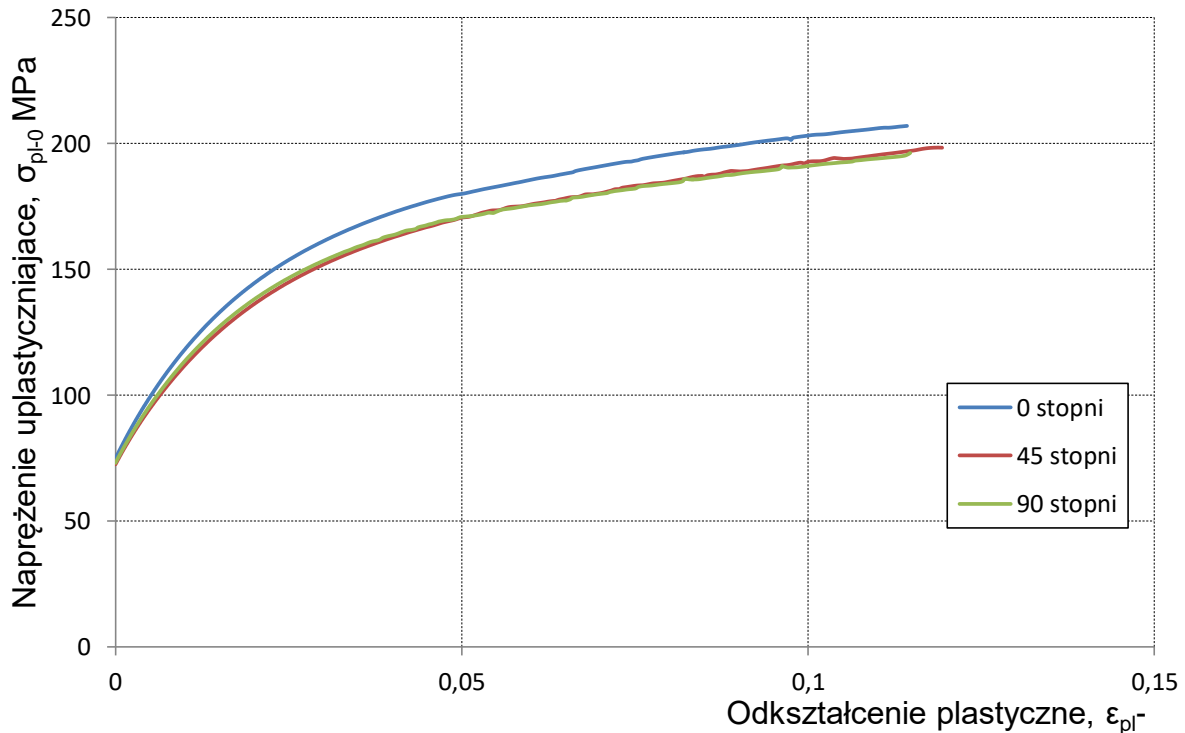
Rys. 6.4. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 0,5 mm



Rys. 6.5. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 0,8 mm



Rys. 6.6. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 1 mm



Rys. 6.7. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 2 mm

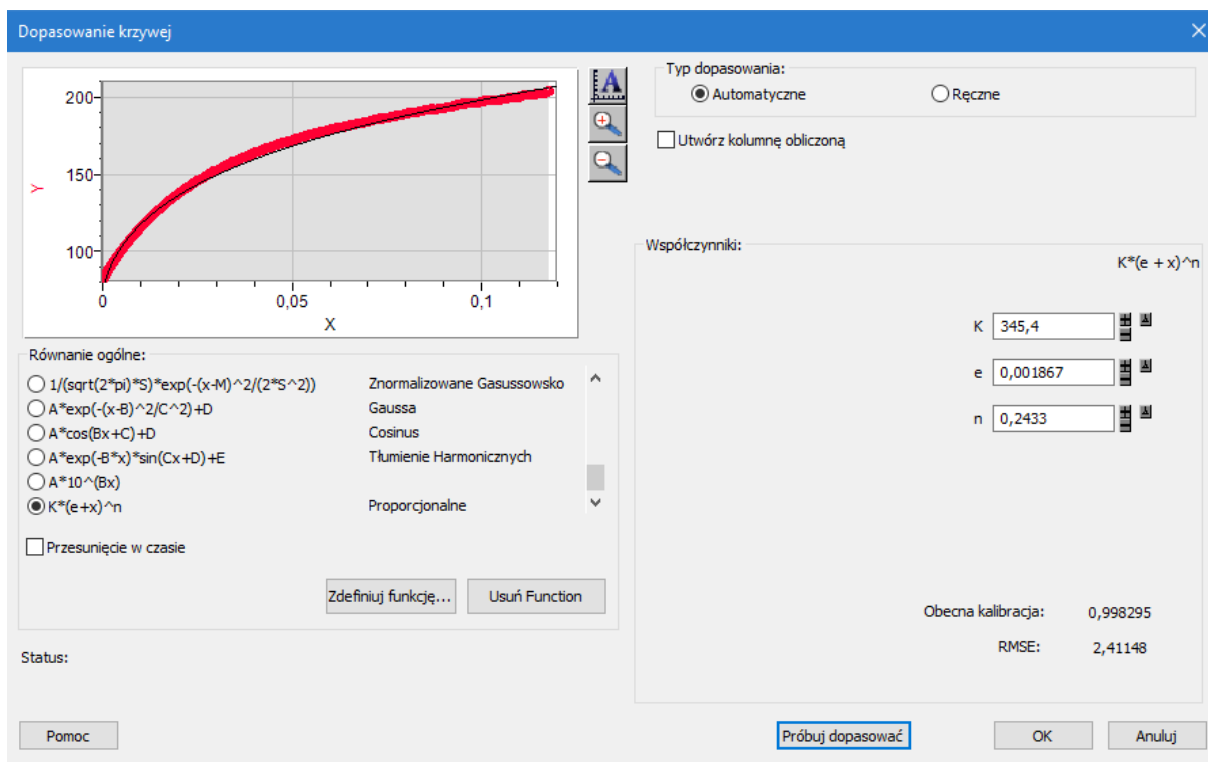
## 6.2. Współczynniki w modelach napężenia uplastyczniającego dla blach wyżarzonych

Ze względów praktycznych przebiegi krzywych umocnienia przedstawia się w postaci równań tzw. funkcji napężenia uplastyczniającego. Równania takie stosuje się m.in. do analizy i symulacji procesów obróbki plastycznej na zimno przy stosunkowo małych prędkościach odkształcenia, kiedy można pominąć ich wpływ na wartość napężenia uplastyczniającego. W niniejszej rozprawie do opisu przebiegu krzywej umocnienia wybrano cztery znane z literatury oraz praktycznie stosowane funkcje napężenia uplastyczniającego Hollomona, Swifta, Voce'a oraz El-Magda przedstawione w podrozdziale 2.3.3. Niniejszy podrozdział został poświęcony wyznaczeniu parametrów materiałowych badanych blach wyżarzonych dla wyżej wymienionych równań konstytutywnych napężenia uplastyczniającego. Parametry materiałowe dla poszczególnych funkcji napężenia uplastyczniającego zostały wyznaczone poprzez aproksymację wyznaczonych doświadczalnie krzywych umocnienia dla wszystkich badanych próbek. Aproksymację metodą najmniejszych kwadratów przeprowadzono dla wszystkich krzywych umocnienia przy wykorzystaniu oprogramowania Logger Pro. Przykładowe okno programu Logger Pro z obliczonymi wartościami współczynników dla równania Swifta z widoczną wartością pierwiastka błędu



średniokwadratowego RSME przedstawiono na rys. 6.8. Błąd dopasowania  $B_d$  poszczególnych krzywych umocnienia przy wykorzystaniu czterech modeli naprężenia uplastyczniającego obliczono odnosząc pierwiastek błędu średniokwadratowego RMSE do średniego poziomu cechy  $\sigma_{pl}$  z zależności:

$$B_d = \frac{RMSE}{(\sigma_p)_{\text{średnie}}} \cdot 100\% \quad (6.2)$$



Rys. 6.8. Przykładowe okno programu Logger Pro

Obliczone w ten sposób wartości parametrów materiałowych dla poszczególnych równań naprężenia uplastyczniającego wraz z wartościami błędu dopasowania dla blach o grubościach 0,5; 0,8; 1 oraz 2 mm zostały zamieszczone odpowiednio w tabelach 6.5; 6.6; 6.7 oraz 6.8. Wartości średnie podane w tabelach dla poszczególnych kierunków ( $0^0$ ,  $45^0$  i  $90^0$ ) zostały obliczone jako średnia arytmetyczna wyników dla poszczególnych próbek. Natomiast wartości średnie dla blachy zostały obliczone na podstawie wartości średnich na poszczególnych kierunkach z zależności (6.1).

Tabela 6.5. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyzarzonej o grubości 0,5 mm

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	360,87	0,263	3,27	2,20	345,13	0,0016	0,244	2,73	1,84
45°	327,63	0,258	3,67	2,53	313,10	0,0012	0,236	2,94	2,02
90°	333,53	0,262	3,46	2,50	315,97	0,0014	0,239	2,78	2,01
<b>średnia</b>	<b>337,42</b>	<b>0,260</b>	<b>3,51</b>	<b>2,44</b>	<b>321,83</b>	<b>0,0014</b>	<b>0,239</b>	<b>2,84</b>	<b>1,97</b>

Tabela 6.5. cd.

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	81,83	122,33	27,440	2,04	1,37	79,10	327,87	85,10	44,610	0,42	0,28
45°	76,24	118,60	24,740	2,53	1,74	72,85	269,03	83,74	41,767	0,58	0,40
90°	75,50	111,93	29,043	1,83	1,33	73,07	282,23	80,86	45,280	0,47	0,34
<b>średnia</b>	<b>77,45</b>	<b>117,87</b>	<b>26,491</b>	<b>2,23</b>	<b>1,54</b>	<b>74,46</b>	<b>287,04</b>	<b>83,36</b>	<b>43,356</b>	<b>0,51</b>	<b>0,35</b>

Tabela 6.6. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyzarzonej o grubości 0,8 mm

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	342,30	0,262	3,23	2,21	327,73	0,0014	0,242	2,61	1,78
45°	311,20	0,253	3,20	2,22	298,90	0,0012	0,233	2,48	1,72
90°	313,97	0,256	3,39	2,48	298,30	0,0011	0,233	2,59	1,89
<b>średnia</b>	<b>319,67</b>	<b>0,256</b>	<b>3,26</b>	<b>2,28</b>	<b>305,96</b>	<b>0,0012</b>	<b>0,235</b>	<b>2,54</b>	<b>1,78</b>

Tabela 6.6. cd.

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	78,15	120,03	25,713	2,41	1,64	74,74	317,50	81,94	44,447	0,58	0,39
45°	75,57	115,33	22,747	2,87	1,99	71,34	273,00	78,10	42,327	0,72	0,50
90°	72,79	109,23	27,593	2,39	1,75	69,27	287,87	76,37	47,683	0,58	0,42
<b>średnia</b>	<b>75,52</b>	<b>114,98</b>	<b>24,700</b>	<b>2,63</b>	<b>1,84</b>	<b>71,67</b>	<b>287,84</b>	<b>78,63</b>	<b>44,196</b>	<b>0,65</b>	<b>0,45</b>

Tabela 6.7. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 1 mm

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	349,83	0,275	4,27	2,84	331,97	0,0009	0,250	3,17	2,11
45°	317,63	0,266	3,98	2,72	303,47	0,0009	0,243	2,96	2,02
90°	318,03	0,265	3,62	2,62	302,30	0,0010	0,241	2,72	1,97
<b>średnia</b>	<b>325,78</b>	<b>0,268</b>	<b>3,96</b>	<b>2,73</b>	<b>310,30</b>	<b>0,0009</b>	<b>0,244</b>	<b>2,95</b>	<b>2,03</b>

Tabela 6.7 cd.

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	72,94	128,83	24,223	2,84	1,90	68,70	297,10	90,21	42,027	0,78	0,52
45°	70,48	122,87	21,553	3,23	2,20	65,48	261,23	84,98	40,113	0,82	0,56
90°	70,15	113,93	25,927	2,59	1,87	66,21	289,03	79,13	45,763	0,60	0,43
<b>średnia</b>	<b>71,01</b>	<b>122,13</b>	<b>23,314</b>	<b>2,97</b>	<b>2,04</b>	<b>66,47</b>	<b>277,15</b>	<b>84,83</b>	<b>42,004</b>	<b>0,76</b>	<b>0,52</b>

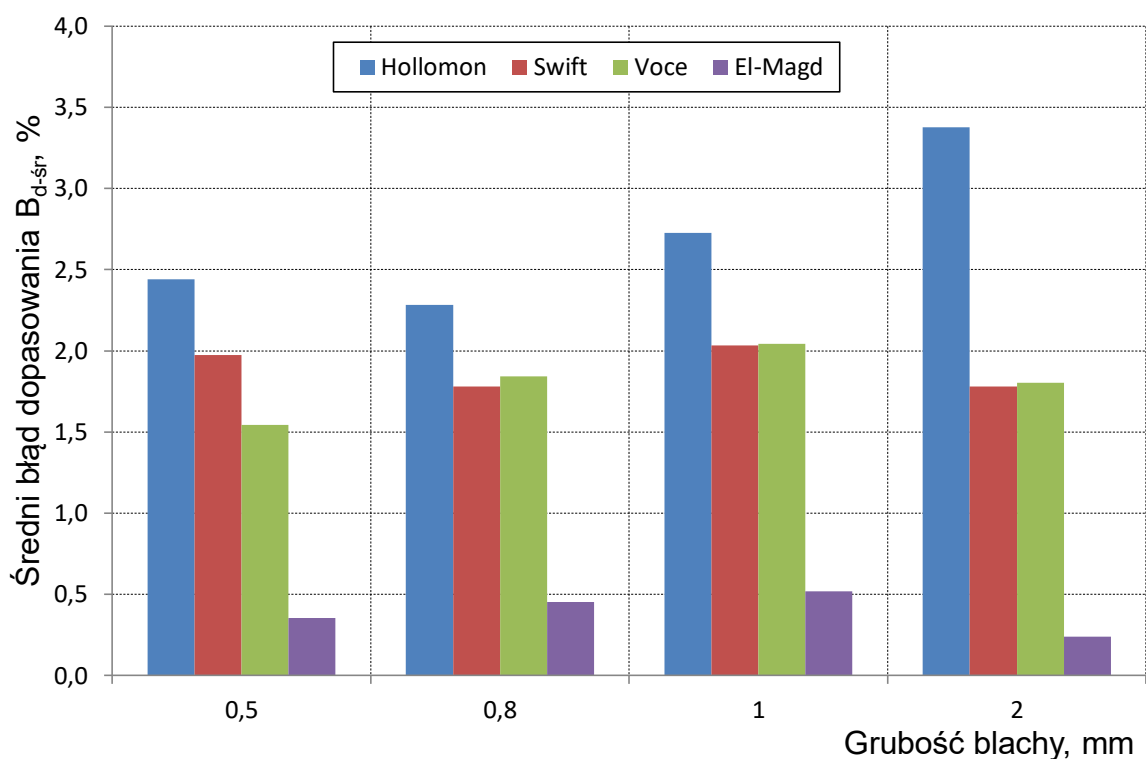
Tabela 6.8. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 2 mm

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	381,40	0,266	5,42	3,44	354,60	0,0007	0,235	3,98	2,53
45°	341,63	0,252	5,12	3,31	325,43	0,0005	0,230	4,02	2,60
90°	347,30	0,254	5,16	3,44	324,23	0,0006	0,224	3,83	2,55
<b>średnia</b>	<b>352,99</b>	<b>0,256</b>	<b>5,21</b>	<b>3,38</b>	<b>332,43</b>	<b>0,0006</b>	<b>0,230</b>	<b>3,96</b>	<b>2,57</b>

Tabela 6.8. cd.

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	A <sub>1</sub> [MPa]	K <sub>3</sub> [MPa]	n <sub>3</sub>	RMSE	B <sub>d</sub> [%]	A <sub>4</sub> [MPa]	B <sub>4</sub> [MPa]	K <sub>4</sub> [MPa]	n <sub>4</sub>	RMSE	B <sub>d</sub> [%]
0°	34,517	2,46	1,56	75,36	333,77	95,30	54,030	0,32	0,20	34,517	2,46
45°	29,690	3,16	2,04	70,12	289,23	92,61	50,353	0,45	0,29	29,690	3,16
90°	34,793	2,36	1,57	73,29	293,03	88,71	54,323	0,26	0,18	34,793	2,36
<b>średnia</b>	<b>32,173</b>	<b>2,78</b>	<b>1,80</b>	<b>72,22</b>	<b>301,32</b>	<b>92,31</b>	<b>52,265</b>	<b>0,37</b>	<b>0,24</b>	<b>32,173</b>	<b>2,78</b>

Z kolei na wykresie rys. 6.9 przedstawiono wartość średnią błędu dopasowania krzywych umocnienia z wykorzystaniem wybranych modeli naprężenia uplastyczniającego dla poszczególnych grubości badanych blach w stanie wyżarzonym.



Rys. 6.9. Średni błąd dopasowania krzywych dla blach wyżarzonych

Spośród badanych modeli umocnienia dla wszystkich badanych grubości blach zdecydowanie najdokładniejszy okazał się model El-Magda dla którego średni błąd dopasowania był poniżej 0,5 %. W przypadku tego modelu, największe dopasowanie uzyskano dla blachy o grubości 2 mm dla której średni błąd dopasowania wynosił ok. 0,25%, natomiast najmniejsze ok. 0,5 % dla blachy o grubości 1 mm. Porównywalnie ze sobą, zwłaszcza dla grubości badanych blach

od 0,8 do 2mm wypadły modele Voce'a i Swifta. Najmniejsze dopasowanie przebiegu krzywych umocnienia z wykorzystaniem tych modeli zaobserwowano dla badanej blachy o grubości 1 mm gdzie średni błąd dopasowania wynosił ok. 2%. Najbardziej skuteczny model Voce'a okazał się dla blachy o grubości 0,5 mm, wówczas średni błąd dopasowania z użyciem tego modelu wynosił ok. 1,5%. Najmniej dokładnym do opisu przebiegu krzywych umocnienia badanych blach okazał się model Hollomona. Wykazywał on największą wartość błędu dopasowania w całym zakresie grubości badanych blach. Największy błąd dopasowania z wykorzystaniem tego modelu występował dla badanej blachy o grubości 2 mm i wynosił nieco poniżej 3,5%. Z kolei najniższą wartość błędu dopasowania z wykorzystaniem modelu Hollomona zaobserwowano dla blachy o grubości 0,8 mm i wynosiła ona ok. 2,25%.

## 7. Badanie właściwości plastycznych blach po obróbce cieplnej

Wiedza dotycząca zmiany właściwości plastycznych materiału blach do utwardzania wydzieleniowego w wyniku obróbki cieplnej, a następnie starzenia jest niezbędna we wspomaganie analizy i projektowania procesów kształtowania wyłoczek w II wariantcie kształtowania opisanym w podrozdziale 2.2.2. Celem badań przedstawionych w tym rozdziale było wyznaczenie właściwości badanych blach po obróbce cieplnej, tj. przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego, niezbędnych do opisu zachowania się materiału w zakresie odkształceń plastycznych, w tym krzywych umocnienia odkształceniowego oraz wartości współczynników materiałowych w funkcji czasu starzenia naturalnego dla czterech wybranych równań naprężenia uplastyczniającego, które zostały przedstawione w podrozdziale 2.3.2.

Badania przeprowadzono dla blach o grubościach 0,5; 1 oraz 2 mm. W pierwszej kolejności z badanych blach w stanie dostawy tj. po wyżarzaniu zmiękczającym pobrano próbki do jednoosiowego rozciągania, po trzy na kierunkach  $0^{\circ}$ ,  $45^{\circ}$  i  $90^{\circ}$  do kierunku walcowania blachy. Łącznie dla pięciu punktów pomiarowych czasu starzenia przygotowano po 45 próbek dla każdej z blach. W sumie liczba próbek wykorzystanych w tych badaniach po przemnożeniu przez ilość grubości badanych blach wynosiła 135. Kształt i wymiary próbek do badań zgodnych z normą ISO 6892-1 (rys. 6.1), maszyna wytrzymałościowa oraz parametry realizacji poszczególnych prób jednoosiowego rozciągania były takie same jak we wcześniejszych badaniach opisanych w rozdziale 6.

Przed wykonaniem prób jednoosiowego rozciągania próbki zostały poddane obróbce cieplnej zwanej przesycaniem. Próbki o grubościach 0,5; 1 oraz 2 mm były sukcesywnie nagrzewane w piecu do temperatury  $493^{\circ}\text{C}$  i wygrzewane w tej temperaturze odpowiednio w zależności od grubości blachy 30; 40 oraz 45 minut [202], po czym poddawane szybkiemu chłodzeniu w zimnej wodzie. Następnie sukcesywnie zostały przeprowadzone próby jednoosiowego rozciągania bezpośrednio po przesycaniu oraz w trakcie starzenia naturalnego w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po przesycaniu. Zakres czasu starzenia objęty badaniem został określony na podstawie analizy asortymentu wytwarzanych wyłoczek oraz praktyki inżynierskiej, z uwzględnieniem normy AMS2770 [202]. Określony w ten sposób czas uznano za w pełni wystarczający do zrealizowania wymaganych operacji technologicznych kształtowania części blaszanych.

Dla każdego z badanych czasów starzenia po przesycaniu rozciągane były po trzy próbki na każdym z kierunków. Z tego względu, aby zachować założone odstępy czasowe pomiędzy

poszczególnymi próbami obróbkę cieplną, a następnie próby jednoosiowego rozciągania przeprowadzono w 3 turach po 15 próbek dla każdej z badanych blach, w sumie dla trzech badanych grubości w 9 turach po 15 próbek. Temperatura otoczenia podczas starzenia i prób jednoosiowego rozciągania wynosiła ok. 20<sup>0</sup> C. Właściwości wytrzymałościowe i plastyczne wyznaczone dla pięciu badanych czasów starzenia po przesycaaniu oraz poszczególnych grubości badanych blach takie jak: granica plastyczności R<sub>p0,2</sub>, wytrzymałość na rozciąganie R<sub>m</sub>, wydłużenie względne po zerwaniu A<sub>50mm</sub> i wydłużenie trwałe przy największej sile A<sub>g</sub> oraz współczynniki anizotropii normalnej Lankforda r zostały zestawione w tabelach 7.1 – 7.3. Wartości tych parametrów na poszczególnych kierunkach walcowania dla badanych czasów (0, 20, 45, 90 i 120) min po przesycaaniu zostały obliczone jako średnia arytmetyczna wyników uzyskanych dla poszczególnych próbek.

Tabela 7.1. Właściwości blachy o grubości 0,5 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej

Grubość blachy g [mm]	Czas po przesycaaniu t [min]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności R <sub>p0,2</sub> [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R <sub>m</sub> [MPa]	Wydłużenie [%]		Współczynnik anizotropii normalnej r <sub>(3-10)</sub>
					A <sub>50</sub>	A <sub>g</sub>	
0,5	0	0°	120,33	320,99	20,71	20,52	0,52
		45°	109,44	303,01	24,59	23,88	0,85
		90°	121,26	317,53	20,54	20,17	0,71
	20	0°	121,17	324,70	21,66	21,04	0,52
		45°	117,71	307,51	23,31	21,25	0,90
		90°	124,81	316,13	19,83	19,41	0,70
	45	0°	126,70	326,45	21,97	20,75	0,52
		45°	120,52	309,15	23,60	22,96	0,88
		90°	132,80	323,56	19,62	19,12	0,68
	90	0°	151,81	340,95	18,37	17,60	0,51
		45°	143,98	324,62	22,59	21,82	0,84
		90°	156,41	339,62	18,35	17,59	0,70
	120	0°	171,64	357,39	19,27	18,71	0,50
		45°	161,56	336,42	22,23	18,71	0,84
		90°	176,02	354,00	18,93	18,24	0,68

Tabela 7.2. Właściwości blachy o grubości 1 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej

Grubość blachy g [mm]	Czas po przesycaniu [min]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności $R_{p0.2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$ [MPa]	Wydłużenie		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
					$A_{50}$	$A_g$	
1	0	0°	143,09	344,84	21,95	21,16	0,73
		45°	130,43	327,07	25,79	24,27	0,63
		90°	140,02	314,41	15,46	15,01	0,84
	20	0°	149,76	346,33	18,97	18,68	0,74
		45°	138,97	330,69	23,88	21,57	0,64
		90°	147,41	328,36	16,83	15,92	0,85
	45	0°	167,58	357,98	18,04	17,35	0,72
		45°	149,13	337,85	23,92	22,20	0,65
		90°	161,30	323,91	13,86	12,90	0,75
	90	0°	180,14	367,21	19,22	16,96	0,75
		45°	169,33	348,76	20,86	20,54	0,66
		90°	181,29	350,79	17,21	16,35	0,80
	120	0°	197,33	381,89	18,64	16,59	0,69
		45°	182,71	359,06	20,62	20,03	0,68
		90°	195,24	372,32	18,57	17,34	0,76

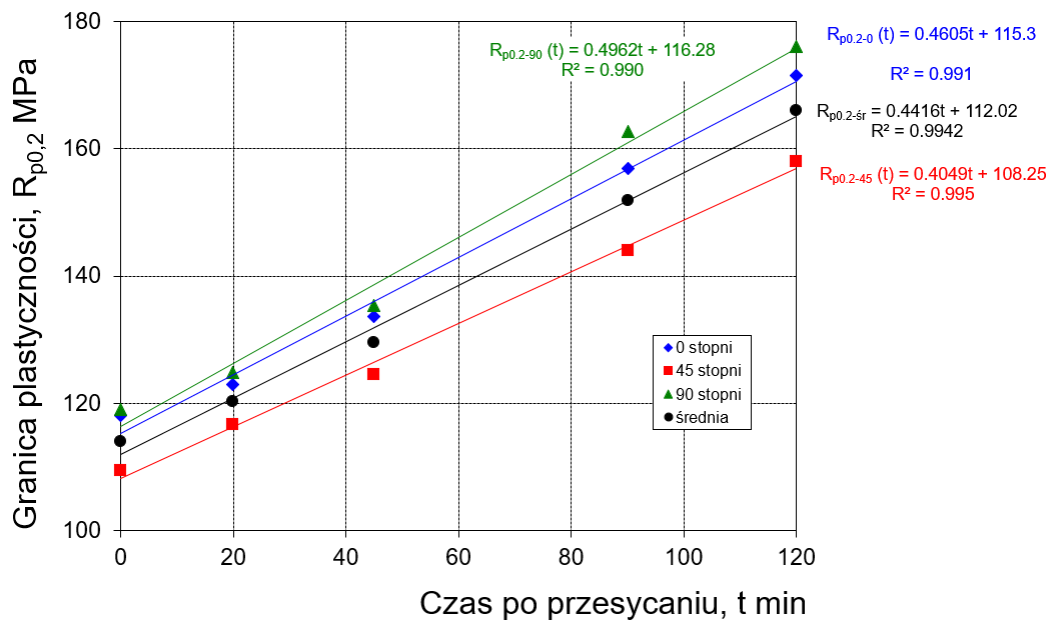
Tabela 7.3. Właściwości blachy o grubości 2 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej

Grubość blachy g [mm]	Czas po przesycaniu [min]	Kierunek walcowania	Granica plastyczności $R_{p0.2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R [MPa]	Wydłużenie		Współczynnik anizotropii normalnej $r_{(3-10)}$
					$A_{50}$	$A_g$	
2	0	0°	143,75	356,05	19,18	19,15	0,66
		45°	132,79	341,28	24,07	23,17	0,67
		90°	140,10	351,32	23,59	19,48	1,02
	20	0°	149,35	359,84	20,77	18,92	0,64
		45°	142,21	343,76	23,92	21,96	0,60
		90°	139,91	348,75	22,86	19,30	1,03
	45	0°	162,83	368,23	19,61	18,13	0,65
		45°	151,90	353,17	23,10	21,97	0,62
		90°	158,34	361,97	21,93	19,96	1,02
	90	0°	185,56	385,52	17,79	15,33	0,63
		45°	175,30	369,71	23,61	21,26	0,67
		90°	181,52	382,60	21,20	18,78	1,00
	120	0°	206,98	401,66	19,05	15,45	0,67
		45°	191,60	381,63	22,36	19,62	0,62
		90°	192,60	390,74	20,46	19,19	1,03

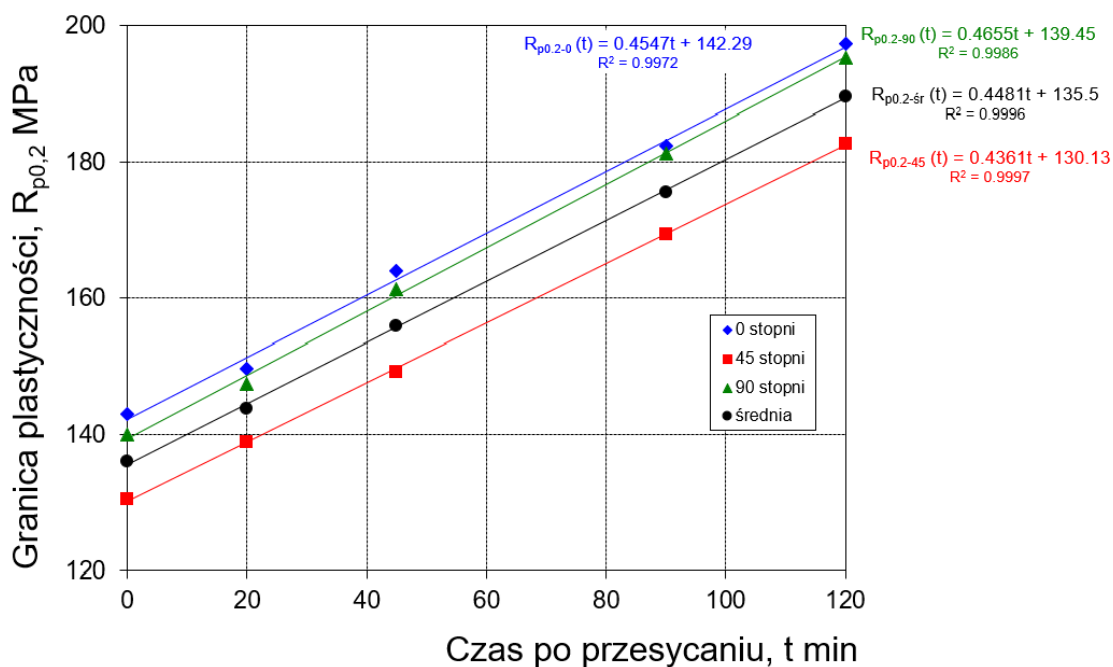


## 7.1. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności

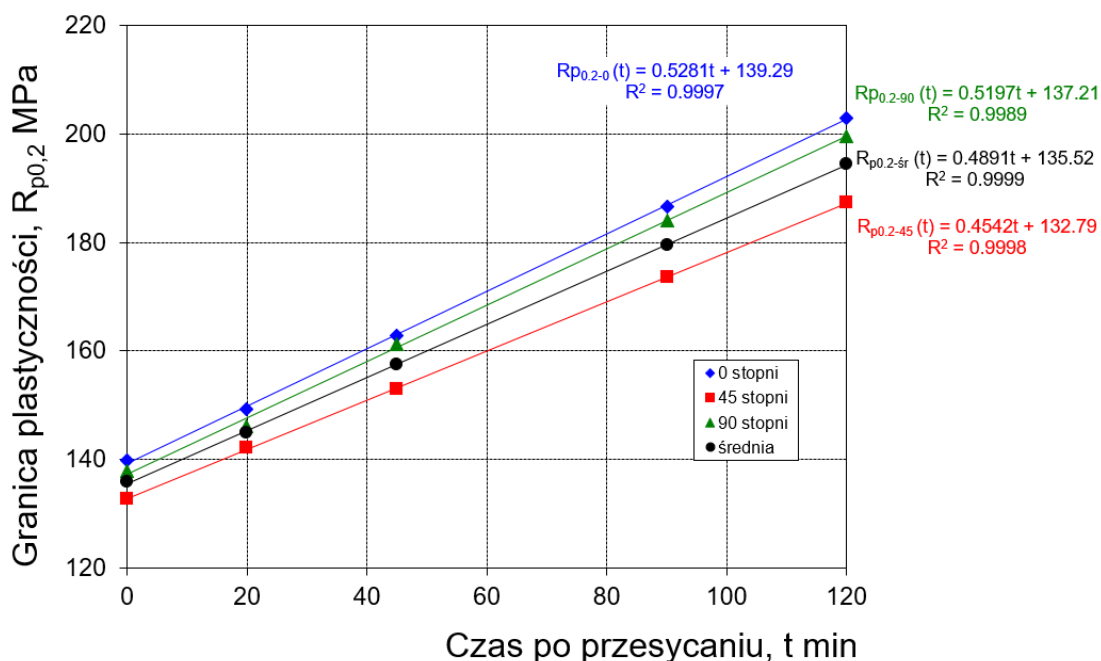
Granica plastyczności jest jednym z podstawowych parametrów mechanicznych materiału, którego wartość liczbową istotnie wpływa nie tylko na siły formowania i obciążenie narzędzi, ale też inne parametry procesu technologicznego jak np. wielkość sprężynowania powrotnego blachy. Z tego względu ważna jest wiedza dotycząca zmiany tego parametru w zależności od czasu starzenia po przesycaaniu. Na wykresach (rys. 7.1-7.3) na podstawie danych zawartych w tabelach 7.1 – 7.3 przedstawiono zależność granicy plastyczności materiału badanych blach w funkcji czasu starzenia naturalnego po przesycaaniu. Wartości liczbowe granicy plastyczności na badanych kierunkach  $R_{p0.2-0}$ ,  $R_{p0.2-45}$ ,  $R_{p0.2-90}$  dla poszczególnych punktów eksperymentalnych na wykresach prezentują średnią wartość arytmetyczną uzyskaną na podstawie trzech zrealizowanych w tych samych warunkach prób jednoosiowego rozciągania. Z kolei wartości średnie  $R_{p0.2-śr}$  dla badanych blach i czasów po przesycaaniu zostały obliczone z zależności (6.1). Uzyskane wyniki badań wykazały pewne zróżnicowanie granicy plastyczności w zależności od kierunku pobrania próbki. Najmniejsze wartości granicy plastyczności w przypadku wszystkich badanych blach występowały na kierunku  $45^\circ$ , największe zaś na kierunku  $0^\circ$  dla blach o grubościach 1 i 2 mm oraz  $90^\circ$  dla blachy o grubości 0,5 mm, przy czym dla wszystkich badanych grubości wartość bezwzględna z różnicy granicy plastyczności pomiędzy kierunkami  $0^\circ$  i  $90^\circ$  była znacznie mniejsza niż pomiędzy kierunkami  $0^\circ$  i  $45^\circ$ . Co ważne, dla wszystkich blach i kierunków badania zaobserwowano niemalże liniowy wzrost umownej granicy plastyczności w funkcji czasu starzenia naturalnego w całym badanym zakresie czasu tj. (0 - 120) minut. Z tego względu, wyznaczone doświadczalnie przebiegi punktów eksperymentalnych, zostały aproksymowane za pomocą równań liniowych, których współczynniki oraz współczynnik determinacji  $R^2$  zostały zamieszczone na wykresach. W badanym zakresie czasu starzenia naturalnego zaobserwowano bardzo znaczący wzrost granicy plastyczności, który największy był dla blachy o grubości 0,5 mm i wynosił 47% (rys. 7.1). Z kolei dla blach o grubościach 1 i 2 mm wzrost ten wynosił odpowiednio 40% (rys. 7.2) i 43% (rys. 7.3).



Rys. 7.1. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 0,5 mm



Rys. 7.2. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 1 mm



Rys. 7.3. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 2 mm

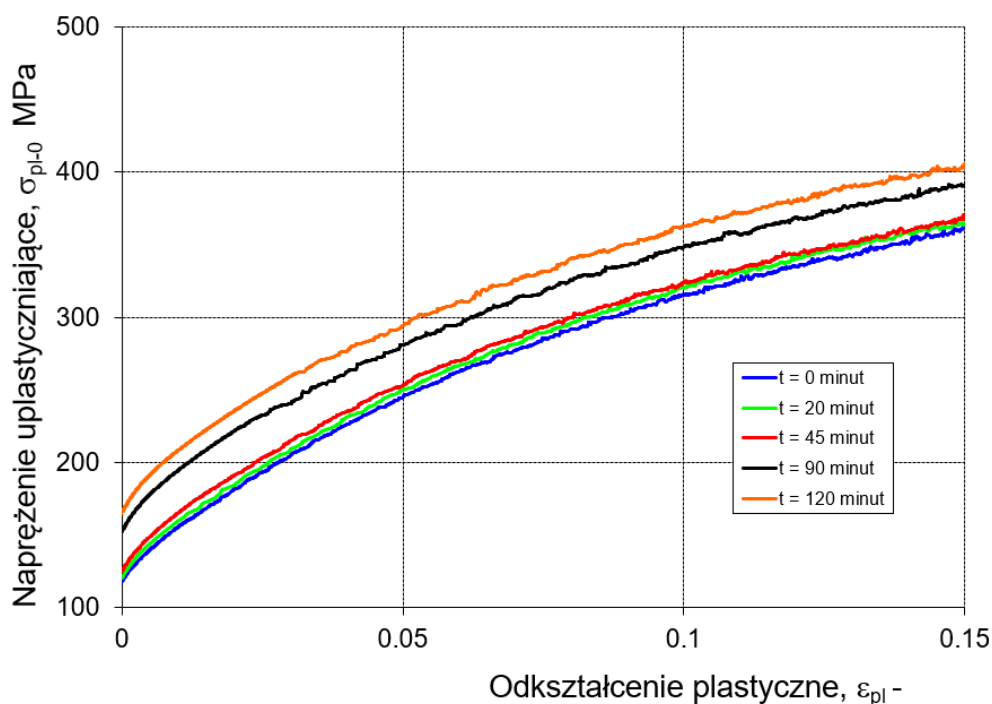
## 7.2. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia

Na podstawie uzyskanych wyników z próby jednoosiowego rozciągania badanych blach po obróbce cieplnej w czasie (0, 45, 90 i 120) minut po przesycaniu zostały opracowane przebiegi krzywych umocnienia odkształceniowego dla poszczególnych kierunków (0°, 45° oraz 90°). Przebiegi tych krzywych na kierunkach 0°, 45° oraz 90° sporządzone dla czterech badanych czasów starzenia zostały przedstawione na wykresach (Rys. 7.4 – 7.6 dla blachy o grubości 0,5 mm, Rys. 7.7 – 7.9 dla blachy 1 mm oraz Rys. 7.10 – 7.12 dla blachy 2 mm). Poszczególne przebiegi widoczne na tych wykresach stanowią medianę przebiegów wyznaczonych na podstawie trzech badanych próbek. Dla wszystkich badanych blach i kierunków zaobserwowano wyraźny wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia, przy czym wraz z czasem starzenia zwiększa się wartość naprężenia uplastyczniającego  $\sigma_{pl}$  w miarę proporcjonalnie w całym zakresie odkształcenia plastycznego  $\epsilon_{pl}$ .

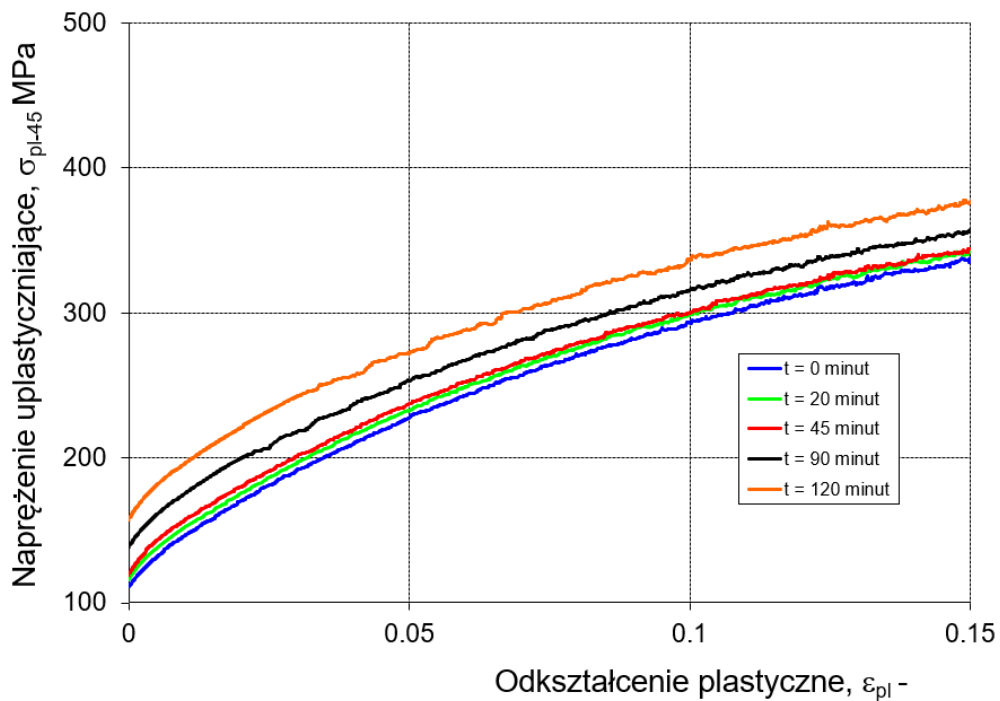
W przypadku badanych blach po obróbce cieplnej na poszczególnych wykresach krzywych umocnienia wyraźnie widać lokalne skoki naprężenia objawiające się tzw. ząbkowaniem, znanym w literaturze jako efekt PLC. Nazwa ta wywodzi się od nazwisk uczonych Alberta Portevina i François Le Chateliera, którzy jako pierwsi opisali w literaturze efekt skokowej zmiany naprężenia w materiale poddawanemu rozciąganiu. Efekt PLC był

szeroko badany od jego odkrycia w 1909 roku, a przegląd wyników i metod eksperymentalnych dotyczących tego efektu można znaleźć m.in. w pracy [203]. Efekt Portevina-Le Chateliera (PLC) występuje w niezwykle ważnych materiałach przemysłowych, takich jak stal i stopy aluminium. Miejscowe odkształcenie związane z tym efektem może powodować pewne problemy technologiczne i eksploatacyjne. Przykładowo w procesach plastycznego kształtowania nadwozi, kadłubów samolotów i większości typów obudów wykonanych np. ze stopów aluminium mogą w wyniku efektu PLC powstawać szorstkie i nieestetyczne ślady na ich powierzchni [204]. Efekt PLC wpływa na większość właściwości materiałów. Zwiększa naprężenie uplastyczniające i wytrzymałość na rozciąganie. Zmniejsza ciągliwość metali, co objawia się zmniejszeniem wydłużenia i odporności na pękanie. Stopy pod obciążeniem stają się podatne na awarie eksploatacyjne ze względu na zwiększoną kruchość i zmniejszoną odporność na pękanie wynikającą z efektu PLC [205, 206].

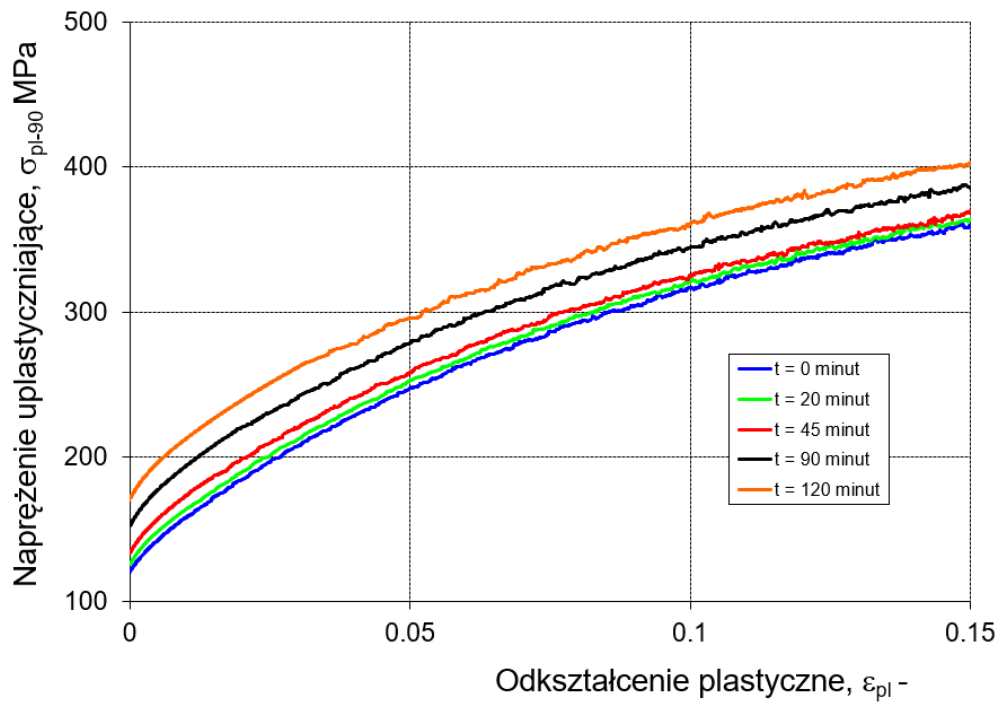
Porównując efekt PLC widoczny na wykresach Rys. 7.4 – 7.12 można stwierdzić, że jest on najmniejszy dla blachy o grubości 0,5 mm (Rys. 7.4 – 7.6) i zwiększa się wraz z grubością blachy. Największe skokowe zmiany naprężenia zaobserwowano w przebiegu krzywych umocnienia wyznaczonych dla blachy o grubości 2 mm (Rys. 7.10 - 7.12).



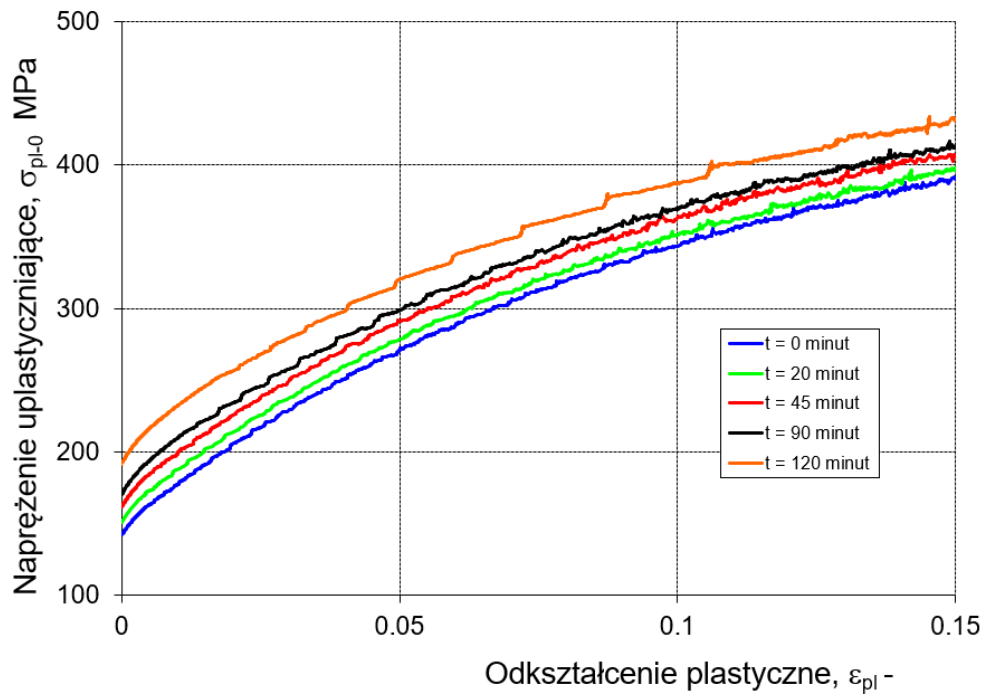
Rys. 7.4. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 0°



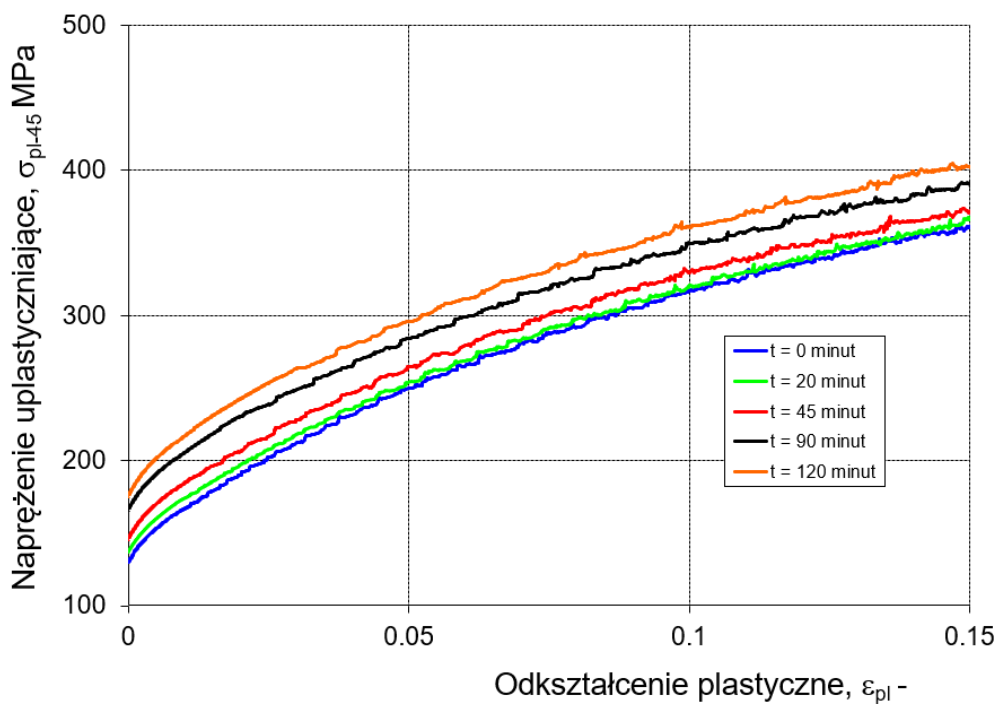
Rys. 7.5. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 45°



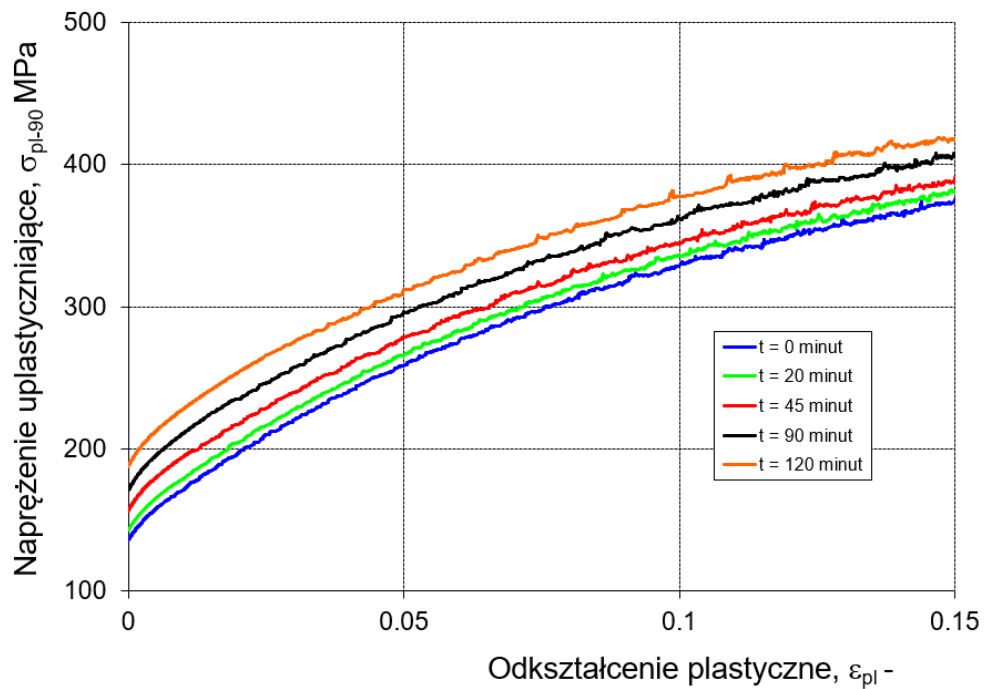
Rys. 7.6. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 90°



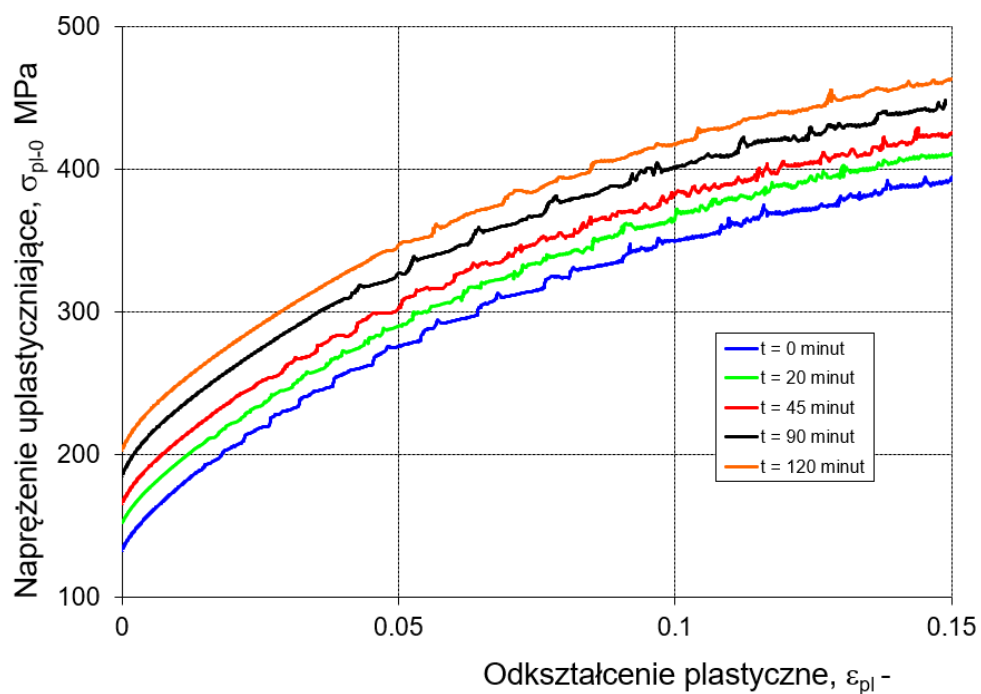
Rys. 7.7. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 0°



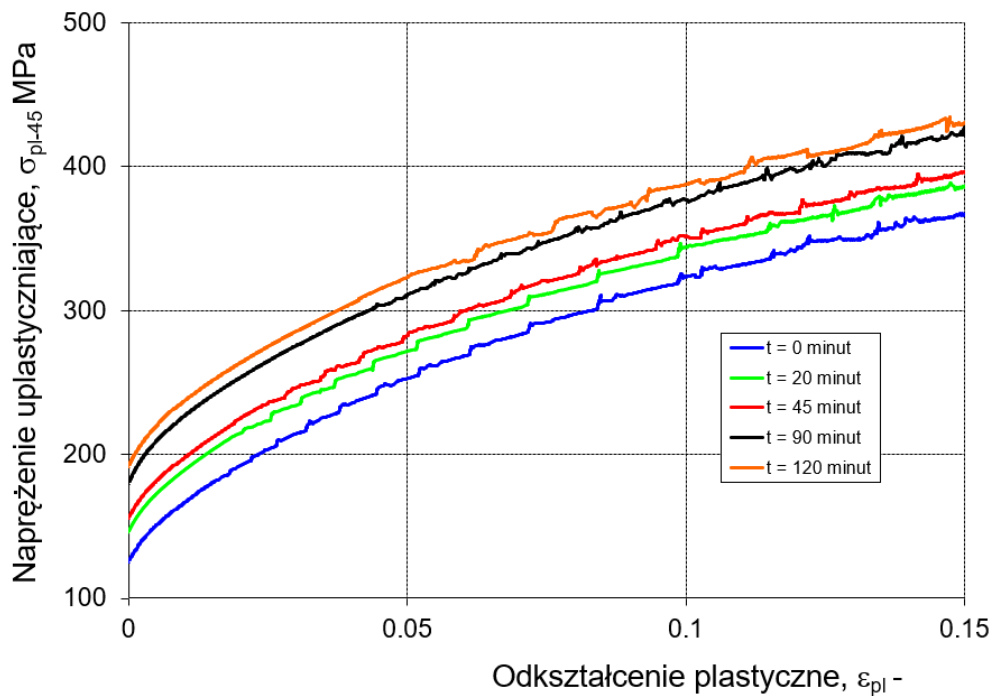
Rys. 7.8. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 45°



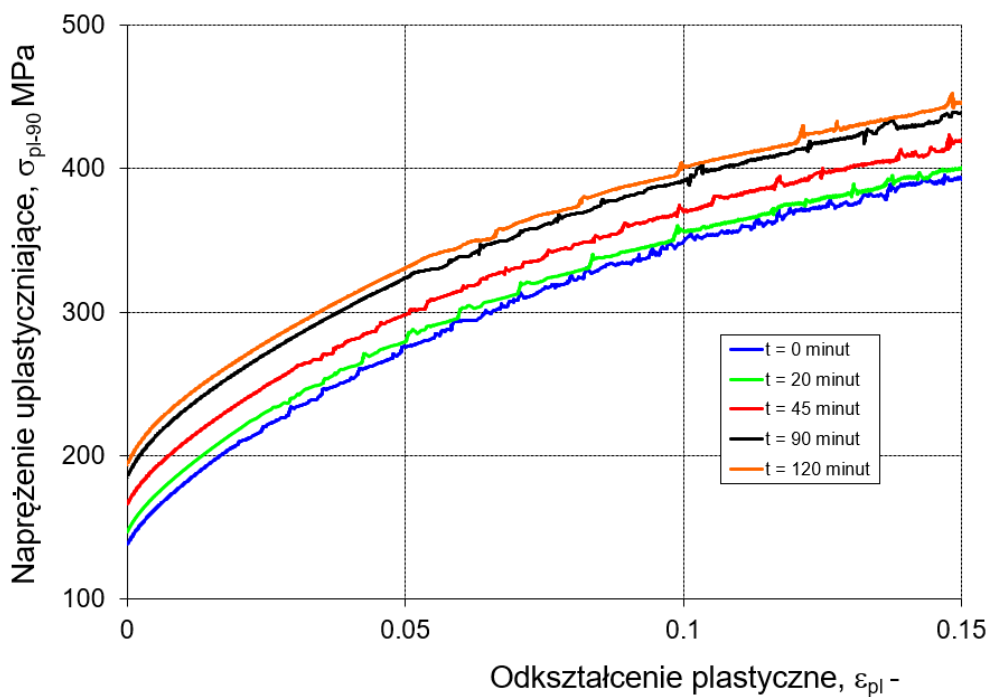
Rys. 7.9. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 90°



Rys. 7.10. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 0°



Rys. 7.11. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 45°



Rys. 7.12. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 90°



### 7.3. Wpływ czasu starzenia na współczynniki w modelach naprężenia uplastyczniającego

Wiedza dotycząca wpływu czasu starzenia na współczynniki w funkcjach naprężenia uplastyczniającego jest bardzo ważna w kontekście praktycznego wykorzystania. W podrozdziale 6.2 wspomniano kiedy i dlaczego stosuje się przebiegi krzywych umocnienia w postaci równań tzw. funkcji naprężenia uplastyczniającego. Niniejszy podrozdział został poświęcony przedstawieniu wpływu czasu starzenia naturalnego na poszczególne współczynniki w wybranych modelach naprężenia uplastyczniającego tj. Hollomona, Swifta, Voce'a oraz El-Magda. Wyznaczone na podstawie przeprowadzonych prób jednoosiowego rozciągania średnie wartości parametrów materiałowych dla badanych modeli naprężenia uplastyczniającego dla pięciu badanych czasów po przesycaeniu wraz z obliczonymi wartościami błędu dopasowania krzywej umocnienia dla blach o grubości 0,5; 1 oraz 2 mm zostały zestawione odpowiednio w tabelach 7.4-7.6.

Tabela 7.4. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości **0,5 mm**, 0 minut po przesycaeniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	681,03	0,339	5,23	1,88	728,40	0,0082	0,378	3,04	1,09
45°	631,20	0,340	5,05	1,90	668,60	0,0077	0,375	3,01	1,13
90°	665,30	0,331	5,50	2,04	720,67	0,0086	0,377	2,77	1,03
średnia	652,18	0,338	5,21	1,93	696,57	0,0080	0,376	2,96	1,10

Tabela 7.4. cd. 0 minut po przesycaeniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	127,95	302,80	9,961	1,70	0,61	125,65	447,77	189,23	15,077	1,08	0,39
45°	117,93	292,65	9,234	2,01	0,76	115,24	420,96	176,98	14,670	1,19	0,45
90°	128,78	295,61	10,116	1,74	0,65	126,73	457,97	181,70	15,467	1,16	0,43
średnia	123,15	295,93	9,636	1,87	0,69	120,72	436,91	181,22	14,971	1,16	0,43

Tabela 7.4. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	676,97	0,334	5,56	2,01	726,53	0,0082	0,375	3,15	1,14
45°	629,67	0,329	5,74	2,15	681,93	0,0094	0,377	2,60	0,97
90°	654,43	0,324	5,51	2,06	712,90	0,0090	0,371	2,69	1,00
średnia	647,68	0,329	5,64	2,09	700,83	0,0090	0,375	2,76	1,02

Tabela 7.4. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	129,13	303,42	9,973	1,87	0,68	127,05	443,47	190,11	15,070	1,26	0,45
45°	125,81	293,25	9,024	1,92	0,72	123,53	446,57	170,75	14,617	1,19	0,45
90°	132,17	288,34	10,270	1,64	0,61	130,34	437,35	181,07	15,353	1,15	0,43
średnia	128,23	294,57	9,573	1,84	0,68	126,11	443,49	178,17	14,914	1,20	0,45

Tabela 7.4. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	670,13	0,325	5,33	1,91	718,60	0,0085	0,365	2,96	1,06
45°	624,97	0,320	5,49	2,04	673,47	0,0079	0,365	2,53	0,94
90°	652,47	0,311	5,60	2,04	714,03	0,0096	0,361	2,40	0,87
średnia	643,13	0,319	5,48	2,00	694,89	0,0085	0,364	2,61	0,95

Tabela 7.4. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	135,31	297,48	10,090	1,89	0,67	133,11	444,37	185,25	15,370	1,28	0,46
45°	126,90	290,73	9,335	2,22	0,82	123,80	460,30	168,00	15,533	1,47	1,05
90°	141,51	285,61	10,357	1,84	0,67	139,45	483,57	169,69	16,327	1,30	0,47
średnia	132,65	291,14	9,779	2,04	0,75	130,04	462,13	172,73	15,691	1,38	0,76

Tabela 7.4. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	668,07	0,289	5,44	1,86	734,63	0,0102	0,340	2,02	0,69
45°	623,37	0,289	5,59	1,93	677,27	0,0107	0,338	2,09	0,72
90°	653,80	0,280	5,73	1,96	724,20	0,0108	0,335	1,95	0,66
średnia	642,15	0,287	5,59	1,92	703,34	0,0106	0,338	2,03	0,70

Tabela 7.4. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	162,75	282,22	11,007	2,43	0,83	160,05	613,37	148,66	19,637	1,82	0,62
45°	154,93	279,33	9,456	2,50	0,86	152,05	503,93	149,77	16,873	1,75	0,61
90°	166,75	275,97	10,950	2,28	0,78	164,25	589,93	146,79	19,300	1,69	0,58
średnia	159,84	279,21	10,217	2,43	0,83	157,10	552,79	148,75	18,171	1,76	0,60

Tabela 7.4. cd. 120 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	672,50	0,268	5,28	1,67	729,77	0,0104	0,313	2,05	0,65
45°	621,93	0,266	5,84	1,99	691,60	0,0122	0,325	1,67	0,57
90°	656,70	0,260	5,48	1,75	719,83	0,0113	0,310	1,86	0,60
średnia	643,27	0,265	5,61	1,85	708,20	0,0115	0,318	1,81	0,60

Tabela 7.4. cd. 120 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	183,28	279,38	11,040	2,80	0,89	179,93	617,80	144,23	20,660	1,97	0,62
45°	173,16	267,04	10,157	2,89	0,98	169,48	669,10	117,50	22,230	2,01	0,69
90°	187,11	270,49	11,053	2,63	0,84	184,06	612,90	137,96	20,730	1,90	0,61
średnia	179,18	270,99	10,602	2,80	0,92	175,74	642,23	129,30	21,463	1,97	0,65

Tabela 7.5. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości **1 mm**, 0 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	701,23	0,317	6,54	2,17	759,50	0,0097	0,363	3,68	1,22
45°	652,07	0,318	6,15	2,11	705,13	0,0102	0,367	2,69	0,92
90°	642,97	0,299	6,46	2,51	787,20	0,0134	0,396	2,02	0,75
średnia	662,08	0,313	6,32	2,22	739,24	0,01	0,373	2,77	0,95

Tabela 7.5. cd. 0 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	149,67	312,20	9,861	1,39	0,46	148,53	278,97	236,57	12,473	1,17	0,39
45°	140,63	307,43	8,591	2,37	0,81	137,73	475,07	171,97	14,590	1,59	0,54
90°	147,17	285,23	10,559	1,61	0,62	145,33	829,87	132,86	25,087	1,22	0,47
średnia	144,53	303,08	9,401	1,93	0,68	142,33	514,74	178,34	16,685	1,39	0,49

Tabela 7.5. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	696,73	0,306	6,94	2,33	776,80	0,0112	0,367	3,06	1,03
45°	645,47	0,305	6,67	2,28	710,63	0,0118	0,364	2,32	0,79
90°	652,03	0,293	6,89	2,52	775,63	0,0137	0,381	2,04	0,73
średnia	659,93	0,302	6,79	2,35	743,43	0,01	0,369	2,43	0,83

Tabela 7.5. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	156,43	305,50	10,147	1,40	0,47	155,43	312,13	225,63	12,963	1,25	0,42
45°	149,47	302,33	8,580	2,32	0,79	146,77	504,03	161,67	14,987	1,63	0,56
90°	155,93	288,60	10,168	1,66	0,61	154,37	650,63	152,08	18,790	1,37	0,50
średnia	152,83	299,69	9,369	1,92	0,66	150,83	492,71	175,26	15,432	1,47	0,51

Tabela 7.5. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	697,97	0,286	7,24	2,34	791,13	0,0128	0,354	2,80	0,91
45°	641,87	0,289	6,55	2,17	705,10	0,0118	0,345	2,35	0,78
90°	626,40	0,266	6,40	2,35	764,97	0,0145	0,362	1,79	0,66
średnia	652,03	0,282	6,69	2,26	741,58	0,01	0,352	2,32	0,78

Tabela 7.5. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	175,30	300,40	10,333	1,76	0,56	174,37	330,03	220,03	13,247	1,64	0,53
45°	161,13	294,13	8,925	2,67	0,88	158,07	532,17	152,67	16,473	1,95	0,65
90°	169,70	262,07	11,966	1,88	0,70	167,47	927,03	116,91	39,453	1,50	0,56
średnia	166,82	287,68	10,037	2,24	0,76	164,49	580,35	160,57	21,412	1,76	0,59

Tabela 7.5. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	695,47	0,270	7,10	2,23	788,53	0,0131	0,338	2,81	0,89
45°	641,10	0,263	6,30	2,00	706,47	0,0124	0,320	2,06	0,66
90°	650,17	0,252	6,44	2,10	749,90	0,0134	0,324	2,27	0,73
średnia	656,96	0,262	6,54	2,08	737,84	0,01	0,325	2,30	0,73

Tabela 7.5. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	188,60	292,30	10,747	1,83	0,57	187,57	374,37	208,70	14,953	1,69	0,53
45°	182,10	279,60	9,651	2,94	0,93	178,67	587,97	136,90	19,090	2,21	0,70
90°	191,60	268,13	11,447	2,31	0,75	189,30	721,87	140,24	26,990	1,88	0,61
średnia	186,10	279,91	10,374	2,51	0,80	183,55	568,04	155,68	20,031	2,00	0,64

Tabela 7.5. cd. 120 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	696,17	0,252	6,93	2,08	785,63	0,0135	0,317	2,50	0,75
45°	646,43	0,250	6,09	1,87	708,80	0,0123	0,302	2,24	0,69
90°	671,90	0,247	6,88	2,07	757,53	0,0142	0,313	2,16	0,65
średnia	665,23	0,250	6,49	1,97	740,19	0,01	0,309	2,28	0,69

Tabela 7.5. cd. 120 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	207,57	284,53	11,017	2,39	0,71	205,67	513,97	173,83	17,830	2,06	0,61
45°	195,97	272,97	10,107	3,18	0,98	192,37	593,23	135,10	20,263	2,45	0,75
90°	206,77	280,27	10,329	2,71	0,81	204,13	626,87	138,93	19,193	2,26	0,68
średnia	201,57	277,68	10,390	2,86	0,87	198,63	581,83	145,74	19,388	2,31	0,70

Tabela 7.6. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości 2 mm, 0 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	740,20	0,322	5,85	1,88	794,00	0,0073	0,355	4,31	1,38
45°	689,27	0,325	5,39	1,75	732,07	0,009	0,362	3,00	0,98
90°	721,77	0,324	5,54	1,82	778,00	0,0092	0,367	3,01	0,99
średnia	710,13	0,324	5,54	1,80	756,94	0,0088	0,361	3,33	1,08

Tabela 7.6. cd. 0 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	152,10	319,15	10,605	2,15	0,69	146,85	257,60	257,83	13,05	2,08	0,67
45°	145,50	317,23	8,90	2,69	0,88	141,97	459,70	180,53	15,43	2,05	0,67
90°	150,30	313,55	10,22	2,40	0,79	145,85	504,30	196,30	14,96	2,01	0,66
średnia	148,35	315,83	9,710	2,48	0,81	145,68	430,43	202,28	14,649	2,05	0,67

Tabela 7.6. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	739,57	0,316	5,83	1,85	790,67	0,0086	0,353	3,89	1,23
45°	685,83	0,313	5,43	1,75	734,30	0,01	0,355	2,79	0,90
90°	713,60	0,316	5,27	1,74	764,03	0,0086	0,358	3,12	1,03
średnia	706,21	0,315	5,49	1,77	755,83	0,0093	0,355	3,15	1,01

Tabela 7.6. cd. 20 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	158,07	315,45	10,72	2,02	0,64	157,00	282,80	250,17	13,243	1,92	0,61
45°	154,93	310,67	9,03	2,64	0,85	151,67	496,57	176,40	15,605	2,06	0,66
90°	153,55	309,15	10,295	2,42	0,80	151,15	522,80	199,85	15,16	2,06	0,68
średnia	154,61	310,33	9,859	2,43	0,78	152,08	432,75	198,61	14,848	2,03	0,65

Tabela 7.6. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	740,30	0,301	5,89	1,81	800,80	0,0097	0,344	3,39	1,04
45°	683,20	0,299	5,37	1,68	730,03	0,0102	0,339	2,63	0,82
90°	713,67	0,299	5,28	1,62	760,13	0,0094	0,335	3,10	0,95
średnia	705,09	0,299	5,48	1,70	755,25	0,0099	0,340	2,94	0,91

Tabela 7.6. cd. 45 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	172,50	310,55	10,947	2,13	0,66	171,10	390,95	224,73	14,085	1,99	0,61
45°	165,87	305,23	9,189	2,99	0,93	162,00	529,23	165,80	16,985	2,32	0,72
90°	169,53	305,47	10,40	2,45	0,75	167,03	479,85	188,25	15,935	2,09	0,64
średnia	168,44	306,35	9,905	2,64	0,82	165,53	463,61	188,30	15,608	2,18	0,68

Tabela 7.6. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	744,97	0,276	6,16	1,83	827,93	0,0116	0,332	2,66	0,79
45°	688,80	0,27	5,54	1,62	739,27	0,0108	0,312	2,33	0,68
90°	720,10	0,273	5,46	1,59	774,27	0,0103	0,314	2,57	0,75
średnia	710,67	0,272	5,67	1,67	770,18	0,0109	0,317	2,47	0,73

Tabela 7.6. cd. 90 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	196,83	303,10	11,34	2,58	0,77	194,50	562,75	180,25	18,527	2,30	0,68
45°	192,23	297,03	9,671	3,39	0,99	187,57	586,00	150,47	18,74	2,59	0,76
90°	195,13	299,07	10,685	2,90	0,84	191,50	584,93	165,67	18,23	2,27	0,66
średnia	194,11	298,56	10,395	3,06	0,90	190,28	597,02	159,77	18,659	2,44	0,72

Tabela 7.6. cd. 120 minut po przesycaniu

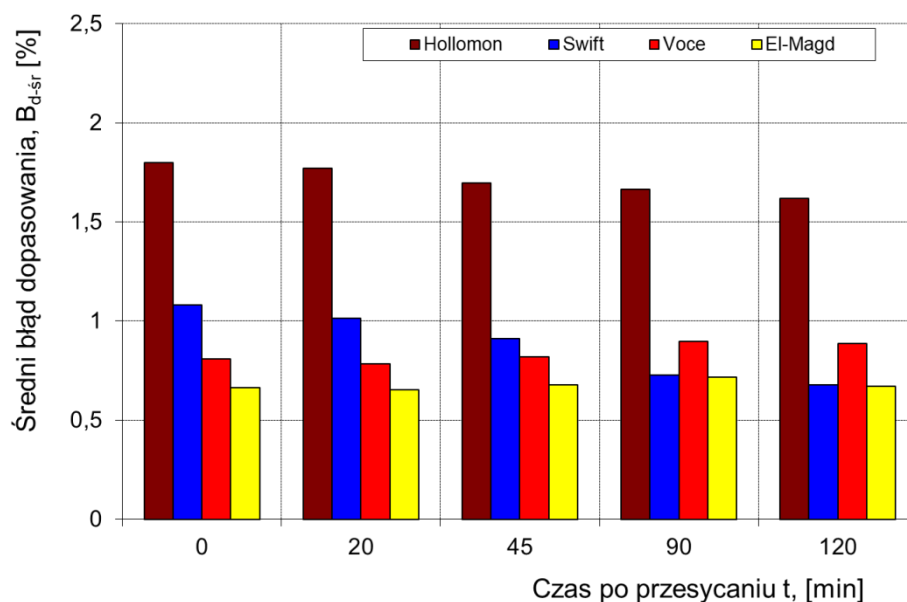
Kierunek walcowania	Hollomon				Swift				
	$K_1$ [MPa]	$n_1$	RMSE	$B_d$ [%]	$K_2$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n_2$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	751,80	0,262	6,13	1,73	840,57	0,0129	0,319	2,41	0,68
45°	692,97	0,256	5,58	1,59	750,10	0,0121	0,302	2,12	0,61
90°	725,17	0,26	5,52	1,55	776,40	0,0105	0,304	2,93	0,82
średnia	716,43	0,260	5,70	1,62	779,29	0,0119	0,307	2,40	0,68

Tabela 7.6. cd. 120 minut po przesycaniu

Kierunek walcowania	Voce					El-Magd					
	$A_1$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$n_3$	RMSE	$B_d$ [%]	$A_4$ [MPa]	$B_4$ [MPa]	$K_4$ [MPa]	$n_4$	RMSE	$B_d$ [%]
0°	217,17	299,27	11,52	2,27	0,64	210,80	538,80	184,30	18,63	1,92	0,54
45°	208,23	290,80	9,86	3,65	1,04	202,50	657,15	135,60	21,02	2,55	0,73
90°	213,05	296,40	10,737	2,92	0,82	210,15	595,65	163,80	18,945	2,43	0,68
średnia	209,88	294,69	10,478	3,12	0,89	205,61	641,83	150,74	20,417	2,36	0,67



Na podstawie danych zawartych w tabeli 7.6 dla poszczególnych czasów po przesycaniu obliczono średnią wartość błędu dopasowania krzywej umocnienia z wykorzystaniem badanych modeli naprężenia uplastyczniającego. Następnie sporządzono wykres (rys. 7.13), na którym na przykładzie blachy o grubości 2 mm przedstawiono skuteczność poszczególnych modeli naprężenia uplastyczniającego do opisu przebiegu krzywych umocnienia w trakcie starzenia naturalnego w punktach czasowych (0, 20, 45, 90, 120)min po przesycaniu. Największy średni błąd dopasowania w zakresie 1,61% - 1,79% wykazał model Hollomona. W przypadku modelu Swifta średni błąd dopasowania bezpośrednio po przesycaniu wyniósł 1,07% i zmniejszał się z czasem starzenia, osiągając wartość 0,67%. Tylko nieznacznie mniejsze wartości średniego błędu dopasowania uzyskano dla modelu Voce'a z tym, że średni błąd dopasowania po przesycaniu wynosił 0,8% i w odróżnieniu do modelu Swifta zwiększał się do 0,89% w 90 minucie. Taki sam trend wystąpił w przypadku modelu El-Magda, z tym że średni błąd dopasowania był na najniższym poziomie i wyniósł ostatecznie 0,67%. Podobne trendy błędu dopasowania uzyskano dla pozostałych grubości badanych blach.



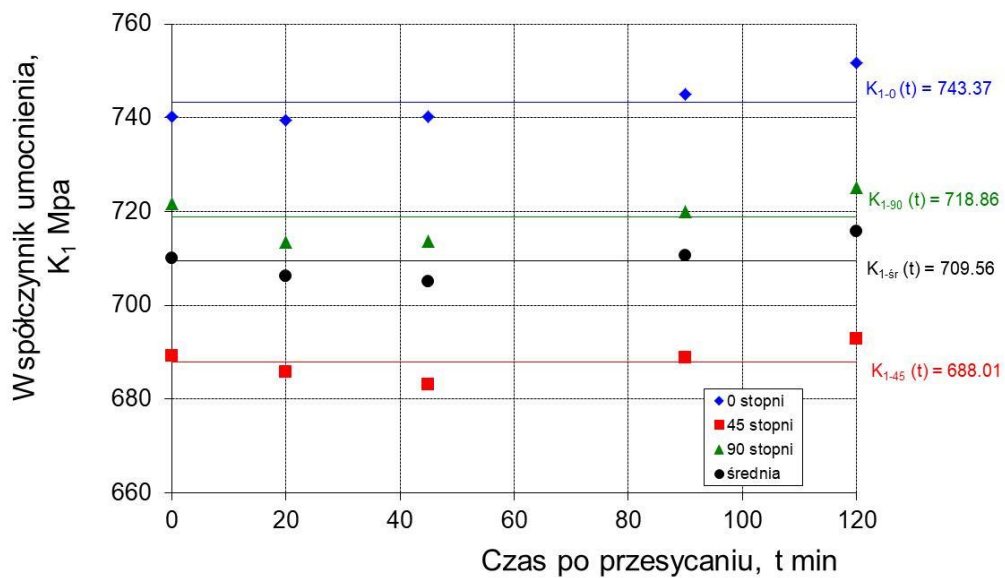
Rys. 7.13. Średni błąd dopasowania badanych modeli umocnienia dla czasów (0, 20, 45, 90, 120) minut po przesycaniu na przykładzie badanej blachy o grubości 2 mm

Na podstawie danych z prób jednoosiowego rozciągania zamieszczonych w tabelach 7.4-7.6 sporządzono wykresy mające na celu przedstawić zależności danych współczynników materiałowych w funkcji czasu starzenia naturalnego po przesycaniu. Położenie punktów na wykresach (rys. 7.14-7.25) odpowiada średniej arytmetycznej wartości liczbowej danego

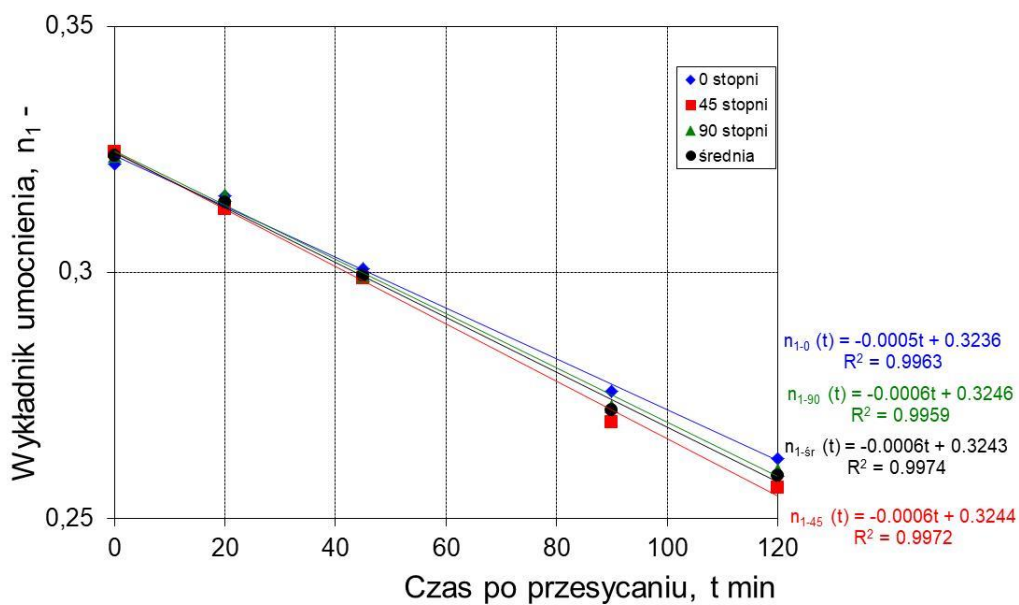
współczynnika materiałowego w tabeli 7.6, która została obliczona na podstawie aproksymacji krzywych umocnienia dla prób rozciągania realizowanych w tych samych warunkach. Podobnie jak wcześniej, wartości średnie położenia punktów na wykresach dla badanych parametrów materiałowych obliczono z zależności (6.1).

Wpływ czasu starzenia na wartość poszczególnych parametrów materiałowych w badanych równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego został określony dla trzech badanych grubości blach tj. 0,5; 1 oraz 2 mm. Z uwagi na objętość niniejszej rozprawy, w tym podrozdziale zostały przedstawione na wykresach i omówione uzyskane zależności wyłącznie na przykładzie blachy o grubości 2 mm. Uzyskane w ten sam sposób zależności i wyniki dla blachy o grubości 1 mm zostały opublikowane w pracy [207]. Uzyskane przebiegi poszczególnych parametrów materiałowych, w zależności od czasu starzenia po przesycaaniu dla wszystkich badanych grubości blach były bardzo podobne.

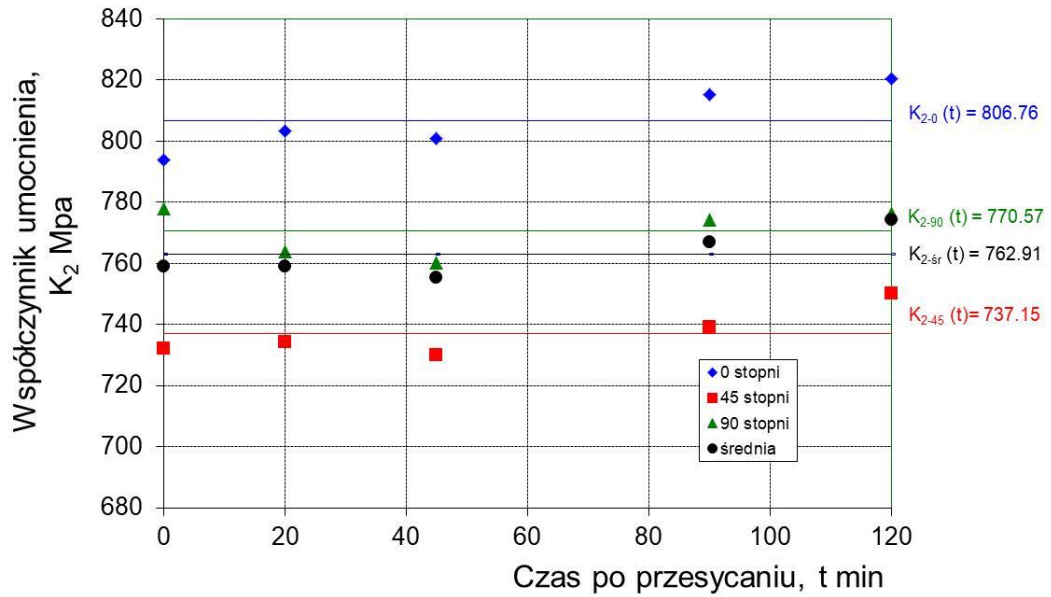
W przypadku współczynników  $K_1$  i  $K_2$  w równaniach Hollomona i Swifta (rys. 7.14 i 7.16) na żadnym z kierunków nie zaobserwowano określonego trendu przebiegu w czasie starzenia po przesycaaniu. Dlatego też wartości tych współczynników przyjęto jako stałe w zakresie badanego czasu przesycaania, a ich wartość średnia dla każdego kierunku została obliczona na podstawie pięciu punktów pomiarowych i zamieszczona na tych wykresach. Natomiast wyraźny wpływ czasu starzenia zaobserwowano dla wykładników krzywych umocnienia odpowiednio  $n_1$  i  $n_2$  w tych równaniach (rys. 7.15 i 7.17). W przypadku tych współczynników na wszystkich kierunkach zaobserwowano spadek ich wartości wraz z czasem starzenia, przy czym trend ten był praktycznie liniowy. W wyniku aproksymacji punktów eksperymentalnych równaniami liniowymi wyznaczono wartości współczynników w tych równaniach, które zostały zamieszczone na wykresach (rys. 7.15 i 7.17) wraz z wartościami współczynnika korelacji  $R^2$ . W przypadku wykładników  $n_1$  i  $n_2$  występowała wysoka korelacja, a współczynnik korelacji dla wartości średnich tych współczynników wynosił  $R^2 > 0.99$ . Spośród badanych, jedynie współczynnik  $\epsilon_0$  w równaniu Swifta nie wykazywał typowego trendu liniowego, dlatego w tym przypadku do aproksymacji wykorzystano równanie nieliniowe przedstawione na wykresie (rys. 7.18). W tym przypadku błąd dopasowania dla wartości średniej  $\epsilon_{0-AV}$  obliczony z zależności (6.2) wynosił 0.3 %.



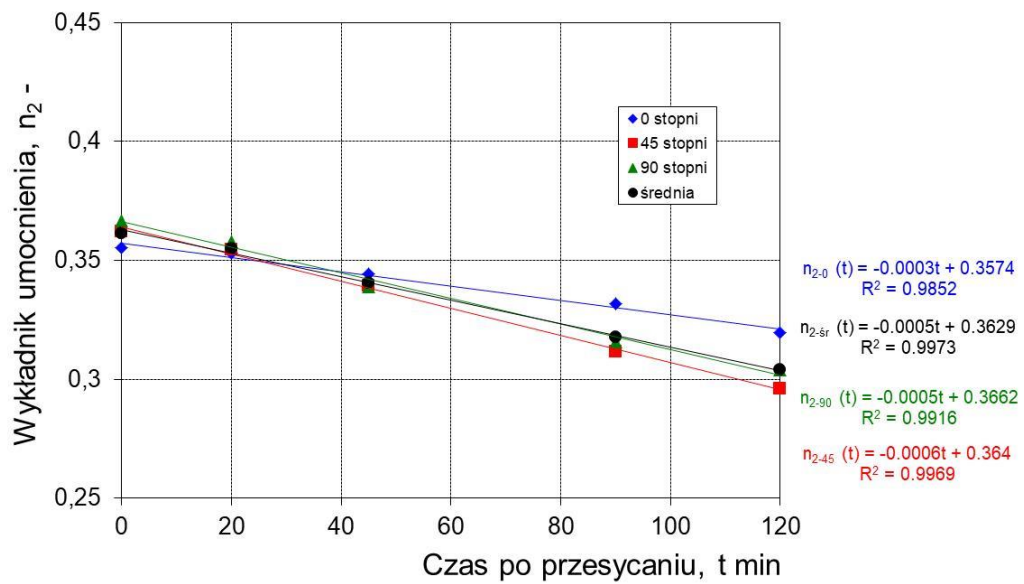
Rys. 7.14. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $K_1$  w równaniu Hollomona



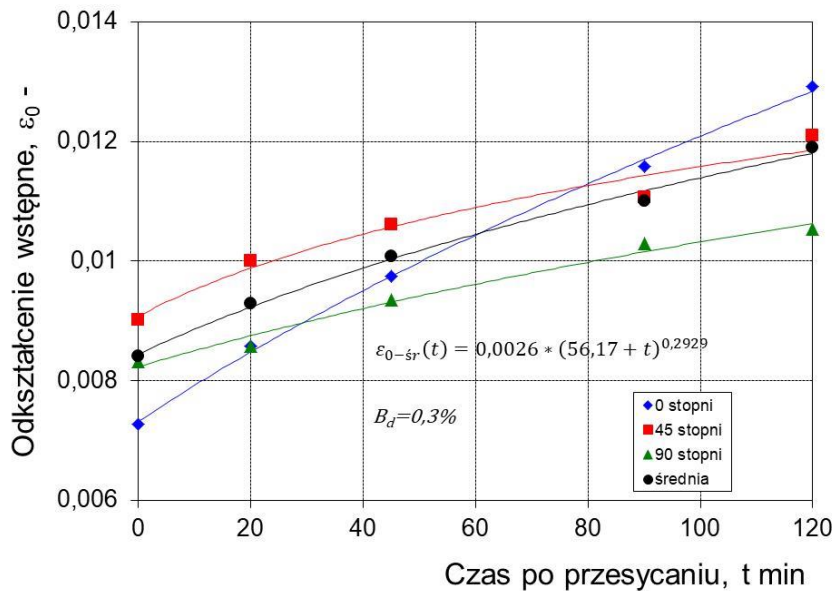
Rys. 7.15. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $n_1$  w równaniu Hollomona



Rys. 7.16. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $K_2$  w równaniu Swifta

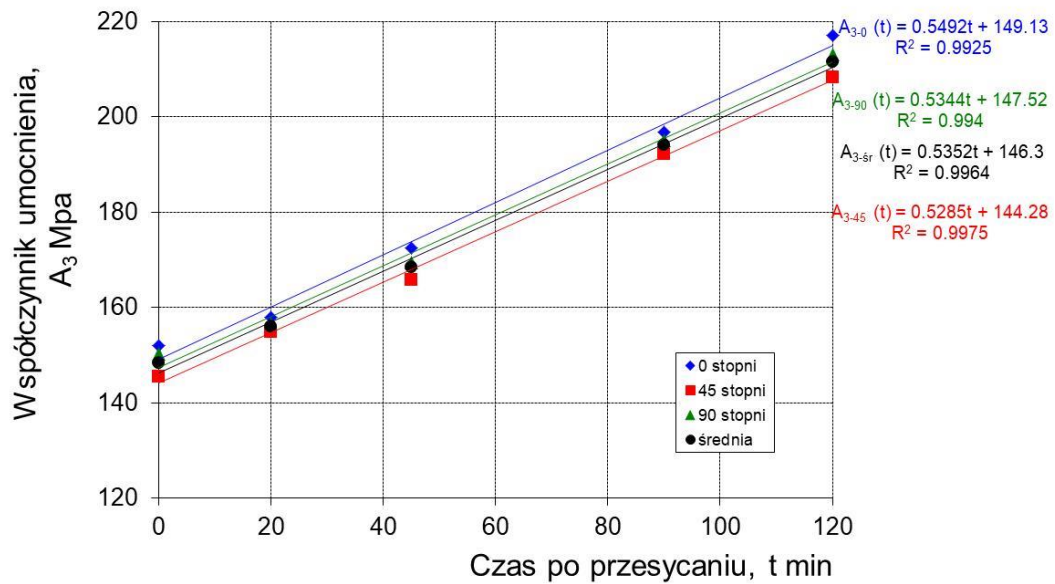


Rys. 7.17. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $n_2$  w równaniu Swifta

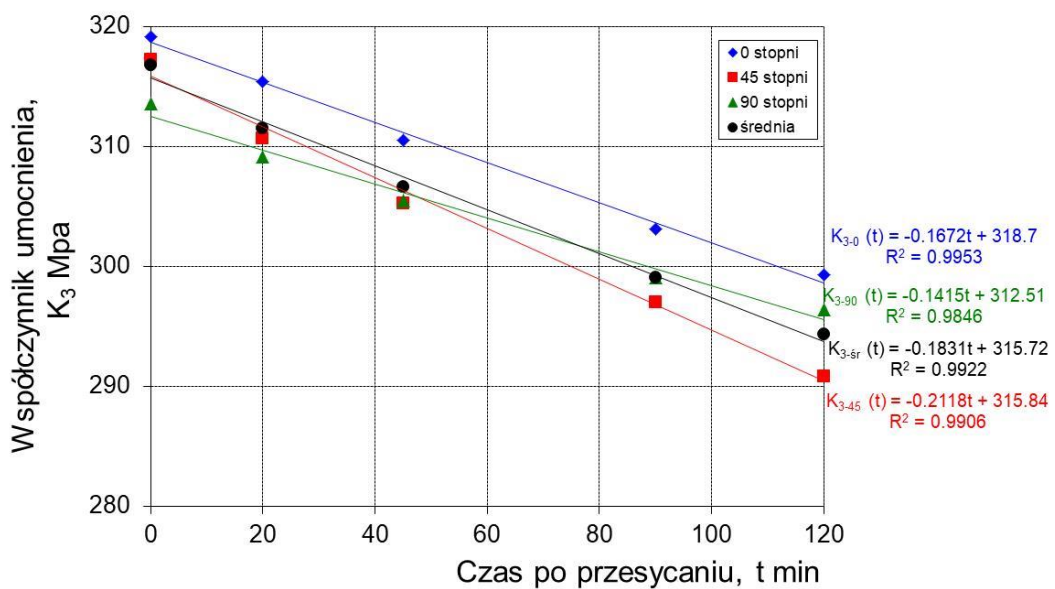


Rys. 7.18. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $\epsilon_0$  w równaniu Swifta

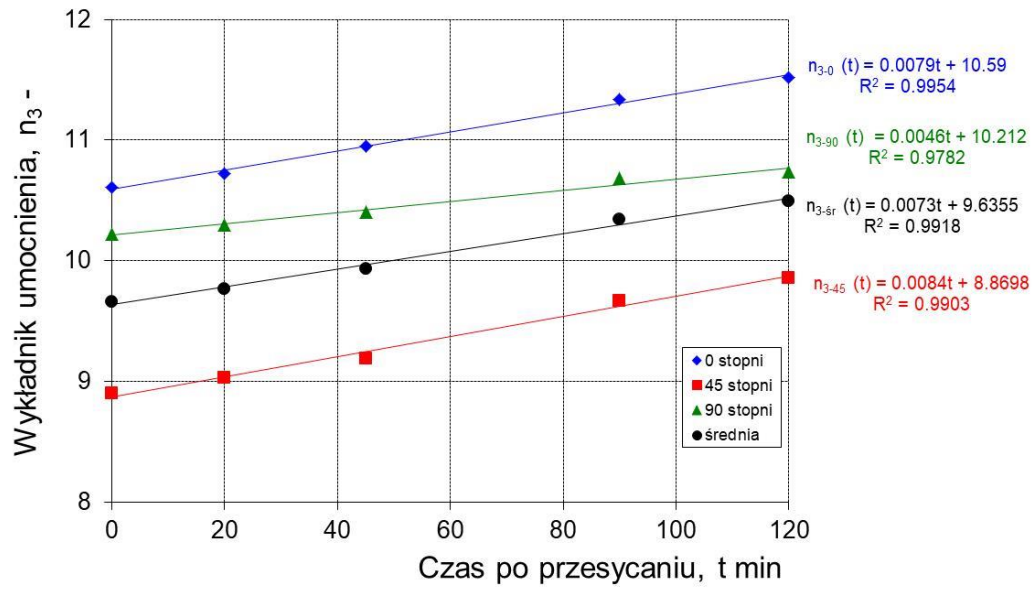
W przypadku modelu Voce'a i El-Magda praktycznie wszystkie współczynniki materiałowe wykazywały niemalże liniową zależność w zakresie badanego czasu starzenia po przesycaniu (rys. 7.19 – 7.25). Przy czym, w przypadku współczynników  $A_3$  i  $n_3$  (rys. 7.19 i 7.21), a także  $A_4$ ,  $B_4$  i  $n_4$  (rys. 7.22, 7.23 i 7.25) zaobserwowano wzrost ich wartości w czasie starzenia po przesycaniu. Natomiast w przypadku pozostałych współczynników materiałowych  $K_3$  (rys. 7.20) i  $K_4$  (rys. 7.24) zaobserwowano spadek ich wartości w czasie po przesycaniu. Podobnie jak powyżej, obliczone wartości współczynników w równaniach liniowych, oraz wartość współczynnika korelacji  $R^2$  zostały dla poszczególnych współczynników przedstawione w postaci równań na wykresach (rys. 7.19 – 7.25).



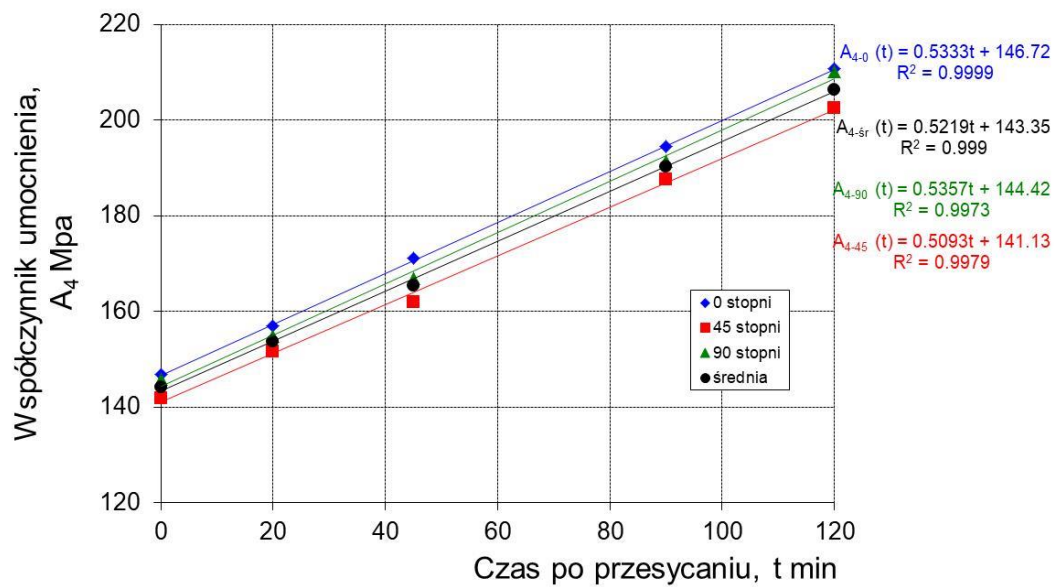
Rys. 7.19. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $A_3$  w równaniu Voce'a



Rys. 7.20. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $K_3$  w równaniu Voce'a

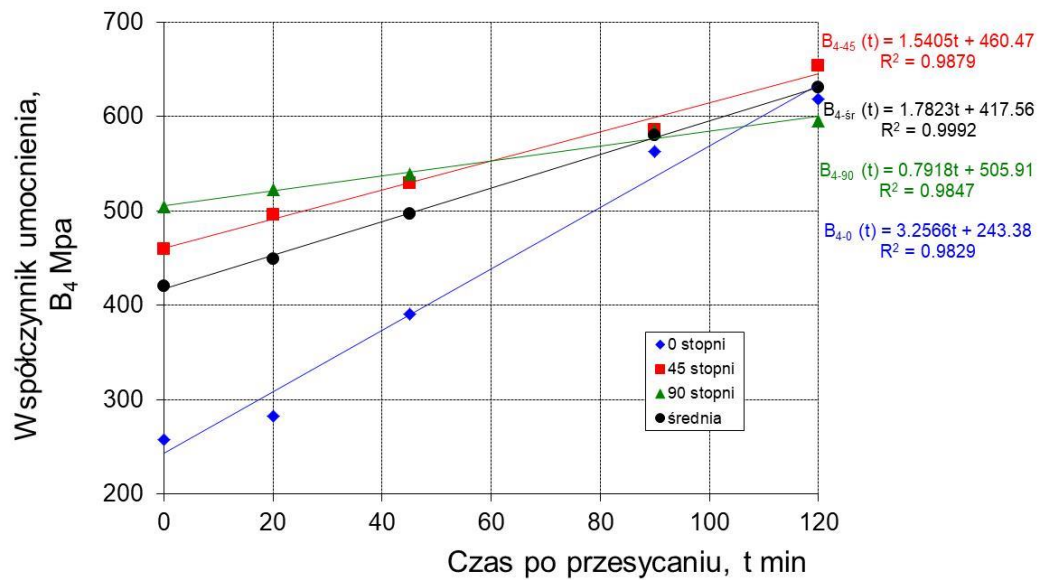


Rys. 7.21. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $n_3$  w równaniu Voce'a

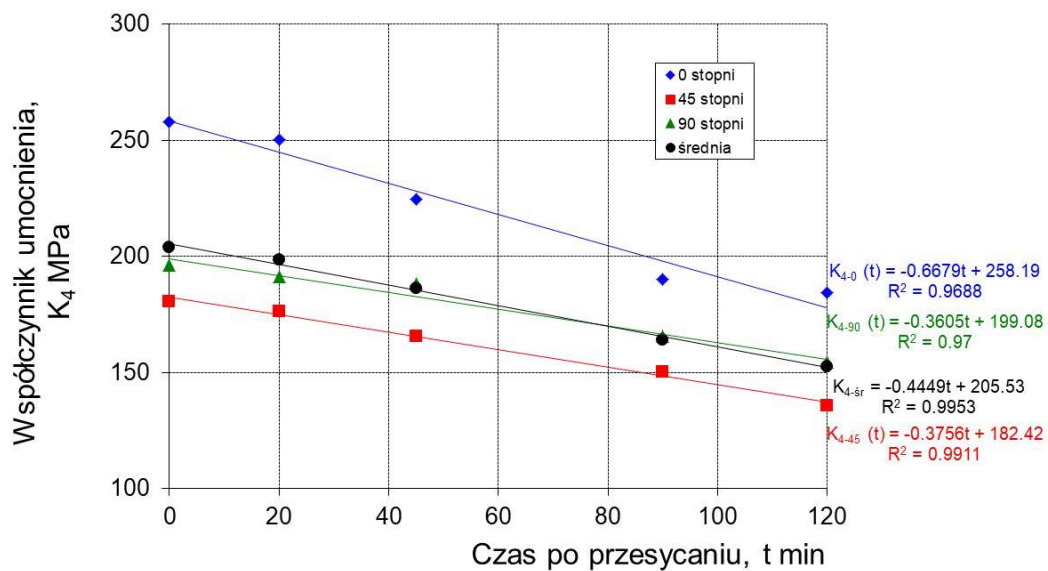


Rys. 7.22. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $A_4$  w równaniu El-Magda



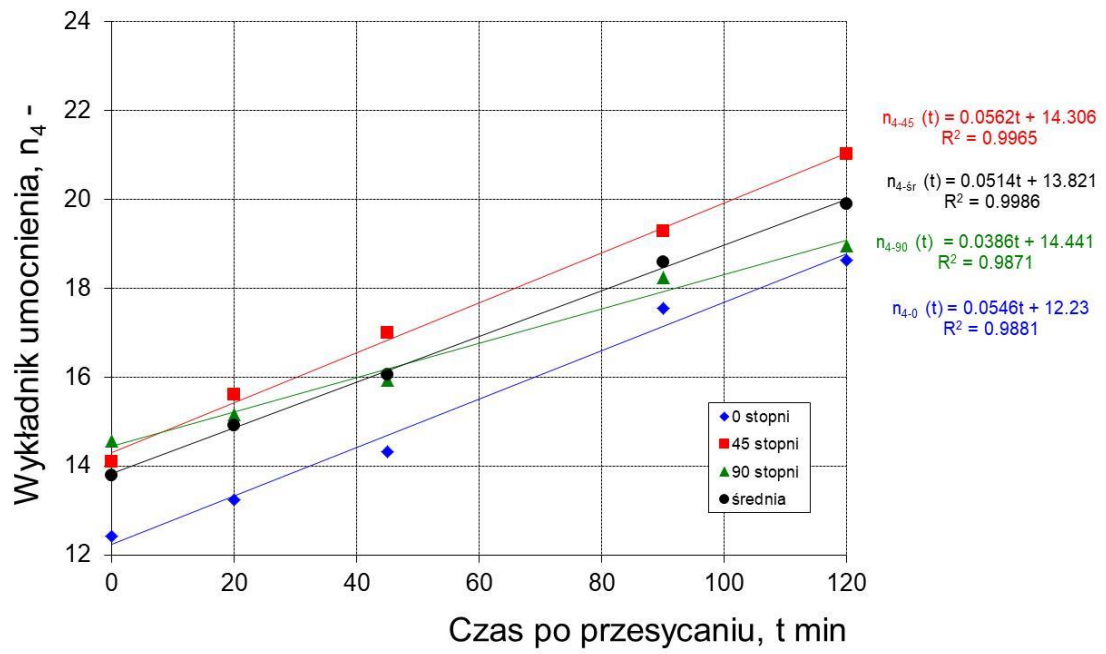


Rys. 7.23. Wpływ czasu starzenia na współczynnik B<sub>4</sub> w równaniu El-Magda



Rys. 7.24. Wpływ czasu starzenia na współczynnik K<sub>4</sub> w równaniu El-Magda





Rys. 7.25. Wpływ czasu starzenia na współczynnik  $n_4$  w równaniu El-Magda

## 7.4. Zestawienie współczynników dla wybranych modeli w funkcji czasu starzenia

Najbardziej istotna z punktu praktycznego wykorzystania poszczególnych równań konstytutywnych (np. w modelowaniu numerycznym procesów kształtowania badanej blachy po przesycaaniu) jest znajomość średniej wartości współczynników materiałowych w funkcji czasu starzenia po przesycaaniu. Z tego względu wyznaczone wartości średnie poszczególnych współczynników materiałowych dla badanych modeli umocnienia w funkcji czasu starzenia naturalnego po przesycaaniu zestawiono dla badanych blach o grubości 0,5; 1 oraz 2 mm odpowiednio w tabelach 7.7-7.9.

Tabela 7.7. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie  $t = (0-120)$  min po przesycaaniu dla badanej blachy o grubości 0,5 mm

Model naprężenia uplastyczniającego		Współczynniki w funkcji czasu starzenia po przesycaaniu	Wartość średnia z poszczególnych kierunków	Współczynnik korelacji
			$X_{sr} = \frac{X_0 + 2X_{45} + X_{90}}{4}$	$R^2$
I	Hollomon	$K_1(t)$ , MPa	644.07	-
		$n_1(t)$ , -	$-0,0006t + 0,3408$	0,9976
II	Swift	$K_2(t)$ , MPa	700.44	-
		$\varepsilon_0(t)$ , -	$0,0021*(56,81+t)^{0,3306}$	$B_d = 0,4 \%$
		$n_2(t)$ , -	$-0,0005t + 0,3857$	0,9963
III	Voce	$A_3(t)$ , MPa	$0,4526t + 120$	0,9948
		$K_3(t)$ , MPa	$-0,2188t + 299,65$	0,9993
		$n_3(t)$ , -	$0,0099t + 9,365$	0,9993
IV	El-Magd	$A_4(t)$ , MPa	$0,4664t + 117,46$	0,9921
		$B_4(t)$ , MPa	$1,6607t + 412,66$	0,9887
		$K_4(t)$ , MPa	$-0,435t + 185,84$	0,994
		$n_4(t)$ , -	$0,0568t + 13,887$	0,9883

Tabela 7.8. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie  $t = (0-120)$  min po przesycaniu dla badanej blachy o grubości 1 mm

Model naprężenia uplastyczniającego		Współczynniki w funkcji czasu starzenia po przesycaniu	Wartość średnia z poszczególnych kierunków	Współczynnik korelacji
			$X_{sr} = \frac{X_0 + 2X_{45} + X_{90}}{4}$	$R^2$
I	Hollomon	$K_1(t)$ , MPa	663.68	-
		$n_1(t)$ , -	-0,0006t+0,3153	0,9953
II	Swift	$K_2(t)$ , MPa	739.37	-
		$\epsilon_0(t)$ , -	$0,0106*(3,0238+t)^{0,048}$	$B_d = 0,8 \%$
		$n_2(t)$ , -	-0,0006t+0,3776	0,9961
III	Voce	$A_3(t)$ , MPa	$0,4744t+144,27$	0,9985
		$K_3(t)$ , MPa	$-0,2398t+305,97$	0,9970
		$n_3(t)$ , -	$0,0095t+9,2138$	0,9952
IV	El-Magd	$A_4(t)$ , MPa	$0,4699t+141,69$	0,9994
		$B_4(t)$ , MPa	$1,3397t+432,2$	0,9671
		$K_4(t)$ , MPa	$-0,3368t+185,76$	0,9795
		$n_4(t)$ , -	$0,0442t+13,617$	0,9971

Tabela 7.9. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie  $t = (0-120)$  min po przesycaaniu dla badanej blachy o grubości 2 mm

Model naprężenia uplastyczniającego		Współczynniki w funkcji czasu starzenia po przesycaaniu	Wartość średnia z poszczególnych kierunków	Współczynnik korelacji
			$X_{sr} = \frac{X_0 + 2X_{45} + X_{90}}{4}$	$R^2$
I	Hollomon	$K_1(t)$ , MPa	709,56	-
		$n_1(t)$ , -	$-0.0006t + 0.3243$	0.9974
II	Swift	$K_2(t)$ , MPa	762.91	-
		$\epsilon_0(t)$ , -	$0,0026*(56,17+t)^{0,2929}$	$B_d = 0,3 \%$
		$n_2(t)$ , -	$-0.0005t + 0.3629$	0.9973
III	Voce	$A_3(t)$ , MPa	$0.5352t + 146.3$	0.9964
		$K_3(t)$ , MPa	$-0.1831t + 315.72$	0.9922
		$n_3(t)$ , -	$0.0073t + 9.6355$	0.9918
IV	El-Magd	$A_4(t)$ , MPa	$0.5219t + 143.35$	0.999
		$B_4(t)$ , MPa	$1.7823t + 417.56$	0.9992
		$K_4(t)$ , MPa	$-0.4449t + 205.53$	0.9953
		$n_4(t)$ , -	$0.0514t + 13.821$	0.9986

Przedstawione w powyższych tabelach zależności mają duże znaczenie użytkowe, gdyż pozwalają obliczyć wartości liczbowe współczynników materiałowych dla czterech praktycznie stosowanych równań konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego w zakresie czasu starzenia naturalnego  $t = (0 - 120)$  minut.

Uzależnienie współczynników w równaniach naprężenia uplastyczniającego od czasu po przesycaaniu pozwala w prosty sposób uwzględnić zmianę właściwości technologicznych materiału w wyniku starzenia podczas analizy i projektowania procesów kształtowania wyłoczek w drugim wariancie tj. po przesycaaniu.

## 8. Badanie sprężynowania blach po gięciu

W tym rozdziale przedstawiono wyniki badań doświadczalnych sprężynowania badanych blach po gięciu. Charakterystyki sprężynowania sporządzono na podstawie charakterystyk cyklicznego obciążenia próbki w funkcji strzałki ugięcia dla czterech grubości badanych blach w stanie wyżarzonym oraz dwóch grubości blach po przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego. Dla blach wyżarzonych wyznaczono zależność pozwalającą określić wartość współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i grubości blachy. Z kolei dla blach przesycanych w trakcie starzenia naturalnego wyznaczono zależność pozwalającą określić wartość współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i czasu starzenia naturalnego po przesycaniu.

Wyznaczone charakterystyki współczynnika sprężynowania znajdą praktyczne zastosowanie przy projektowaniu narzędzi do kształtowania badanych blach z uwzględnieniem wielkości sprężynowania powrotnego. Ponadto wyznaczone eksperymentalnie współczynniki sprężynowania, jak również charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia badanych blach zostały wykorzystane do weryfikacji modeli numerycznych przedstawionych w rozdziale dziewiątym.

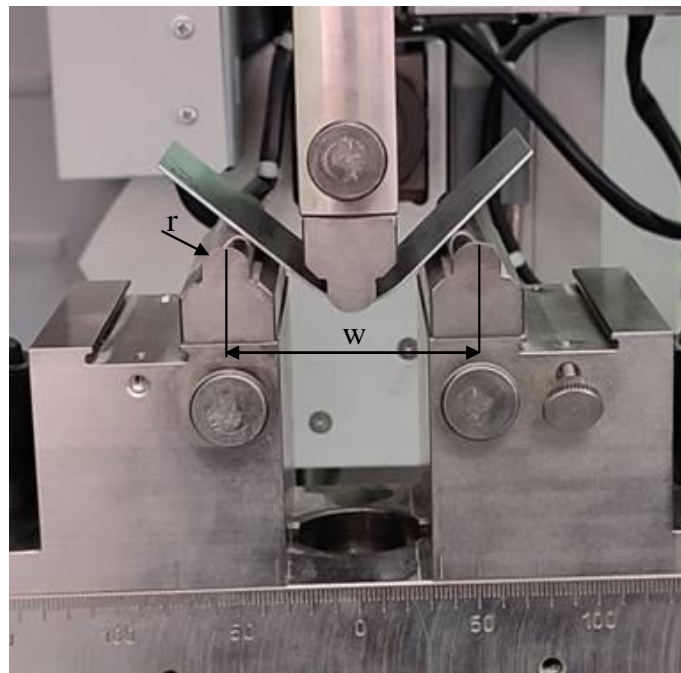
### 8.1. Stanowisko do badań

Eksperymentalne próby gięcia przeprowadzono na stanowisku do gięcia składającym się z maszyny wytrzymałościowej Zwick/Roell Z030 (rys. 8.1) wyposażonej w przyrząd do gięcia swobodnego w trzypunktowym układzie narzędzi o takich samych promieniach  $r = 5$  mm i odległości pomiędzy podporami  $w = 50$  mm (rys. 8.2). Stanowisko do gięcia umożliwiała wyginanie próbek na zadaną wartość strzałki ugięcia w jednym lub wielu cyklach obciążenia badanej próbki wraz z rejestracją charakterystyki przebiegu siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia próbki.

Próbki do gięcia o szerokości 40 mm i długości 100 mm zostały pobrane równolegle do kierunku walcowania. Próby gięcia przeprowadzono dla badanych blach platerowanych AW-2024 o grubościach 0,5; 0,8, 1 oraz 2 mm w stanie wyżarzonym oraz dla tych samych blach o grubościach 1 oraz 2 mm w stanie po przesycaniu i w trakcie starzenia naturalnego w określonych odstępach czasowych tj.: (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu.



Rys. 8.1. Stanowisko do gięcia

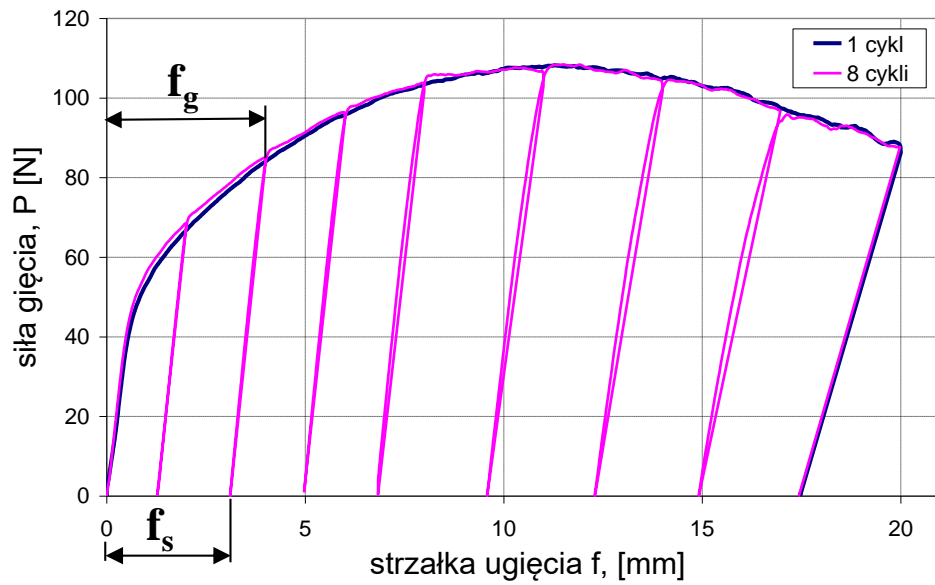


Rys. 8.2. Przyrząd do gięcia ( $r = 5 \text{ mm}$ ,  $w = 50 \text{ mm}$ )

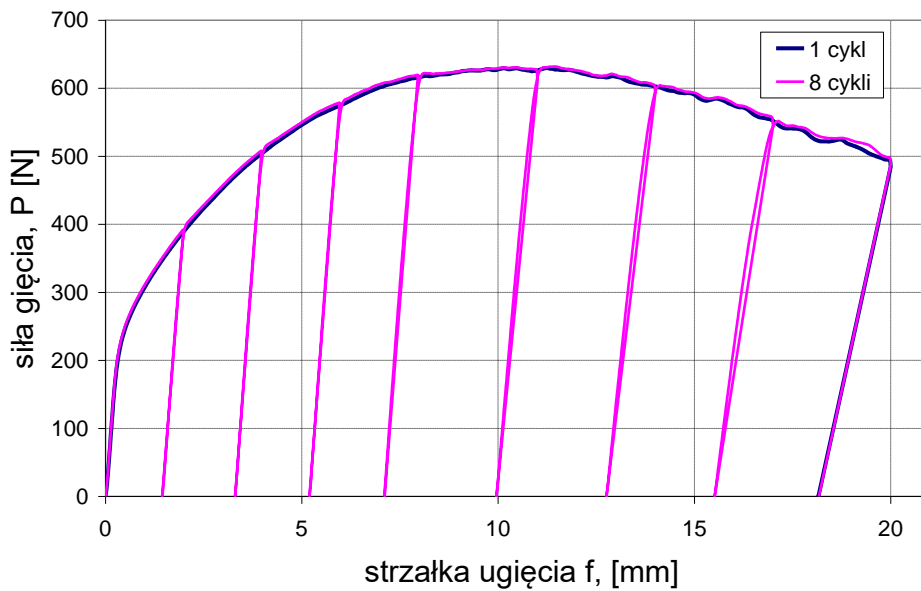
Dla każdej z badanych blach wyznaczono przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia próbki w jednym cyklu obciążenia w zakresie strzałki ugięcia 0 - 20 mm oraz w ośmiu cyklach obciążenia dla strzałek ugięcia wynoszących kolejno pod obciążeniem (2; 4; 6; 8; 11; 14; 17 i 20) mm. Wszystkie charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia były sporządzane przy użyciu 3 próbek, przy czym do dalszej analizy wybierano tylko jeden przebieg tzw. reprezentatywny, który stanowił medianę z tych trzech przebiegów. W zdecydowanej większości prób przebiegi te pokrywały się ze sobą. Nieznaczne różnice w przebiegu charakterystyki siły gięcia w funkcji ugięcia próbki zaobserwowano jedynie dla niektórych próbek w trakcie starzenia.

W pracy ze względu na jej objętość, zamieszczono tylko przykładowe charakterystyki reprezentatywne przebiegu siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia w pojedynczym oraz ośmiu cyklach obciążenia. Na wykresach (rys. 8.3 i 8.4) przedstawiono charakterystyki gięcia dla blach w stanie wyżarzonym o grubości odpowiednio 1 i 2 mm, przy czym linia niebieska przedstawia przebieg siły gięcia w pojedynczym cyklu, natomiast linia różowa w ośmiu cyklach obciążenia. Oprócz dokładnych wartości siły gięcia w zależności od ugięcia danej próbki z tych wykresów możemy odczytać konkretne wartości strzałki ugięcia pod obciążeniem  $f_g$  i po odciążeniu  $f_s$  próbki w poszczególnych cyklach gięcia. Sposób odczytu strzałki ugięcia  $f_g$  oraz  $f_s$  przykładowo dla drugiego cyklu obciążenia podczas gięcia blachy wyżarzonej o grubości 1 mm zaznaczono na rys. 8.3. Z porównania przebiegów charakterystyki na rys. 8.3 i 8.4 widać, że wzrost grubości blachy spowodował nie tylko wzrost siły gięcia, ale także wzrost wartości strzałki ugięcia po odciążeniu  $f_s$  odpowiednio dla wszystkich cykli obciążenia, co oznacza w tym przypadku mniejsze sprężynowanie powrotne blachy o większej grubości.

Z kolei na wykresach (rys. 8.5 i 8.6) zostały przedstawione przykładowe charakterystyki siły gięcia badanej blachy o grubości 2 mm poddanej przesycaniu i starzeniu odpowiednio 20 i 120 minut. Z porównania tych wykresów wynika, że wzrost czasu starzenia spowodował nie tylko wzrost siły gięcia, ale także zmniejszenie wartości strzałki ugięcia po odciążeniu  $f_g$  odpowiednio dla wszystkich cykli obciążenia, co oznacza większe sprężynowanie powrotne blachy starzonej 120 minut w porównaniu do tej samej blachy starzonej 20 minut.

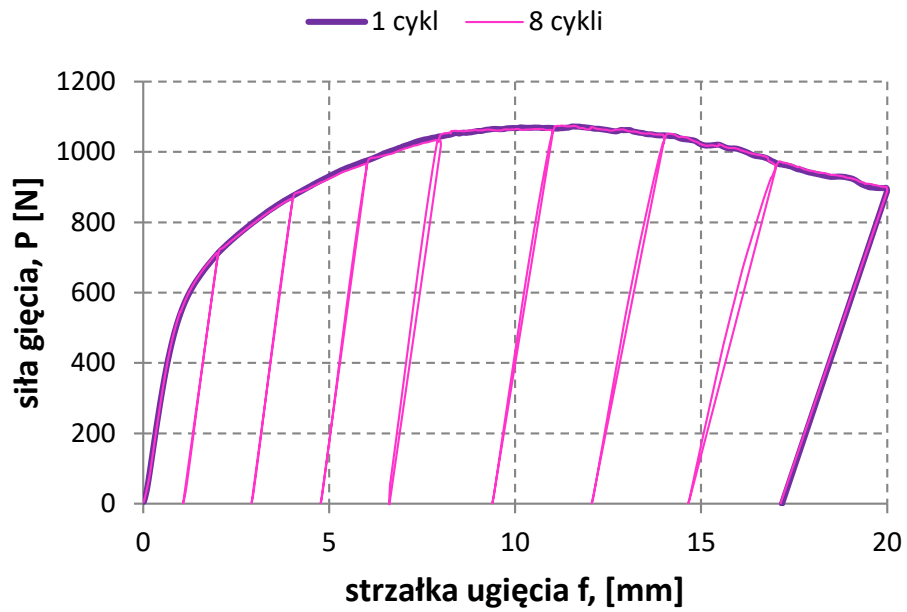


Rys. 8.3. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy wyżarzonej o grubości 1mm  
mm

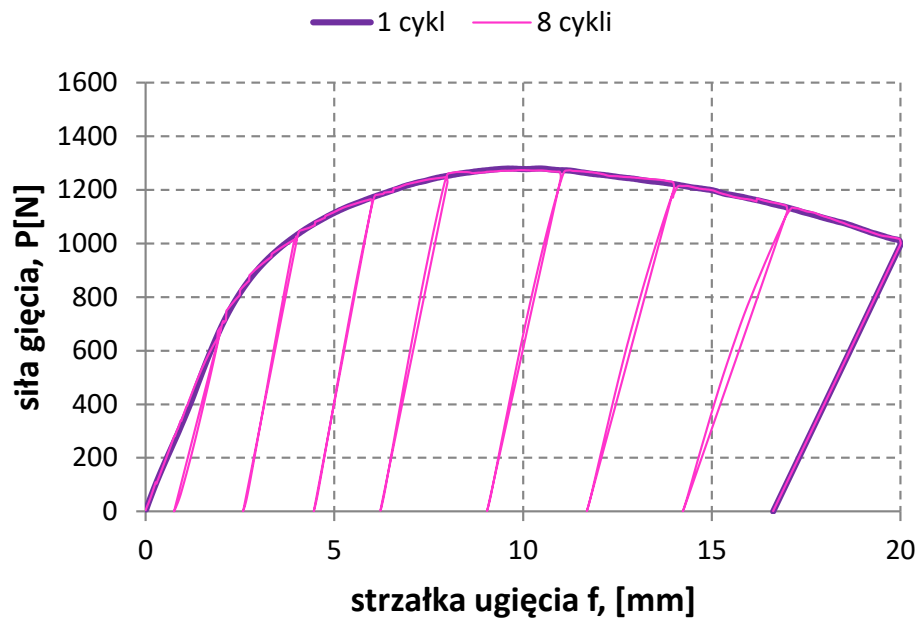


Rys. 8.4. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy wyżarzonej o grubości 2mm





Rys. 8.5. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy o grubości 2 mm i czasie starzenia 20 minut



Rys. 8.6. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy o grubości 2 mm i czasie starzenia 120 minut

## 8.2. Metodyka wyznaczania współczynnika sprężynowania

Współczynnik sprężynowania, który został scharakteryzowany w podrozdziale 2.2.1 można obliczyć z zależności (2.1). Wymaga to jednak znajomości promieni gięcia lub kątów gięcia pod obciążeniem i po odciążeniu giętego pasma. W tym przypadku współczynnik sprężynowania  $K$  dla poszczególnych próbek i cykli gięcia został obliczony na podstawie kątów, które oznaczono jako:  $\gamma_g$  – kąt gięcia pod obciążeniem,  $\gamma_s$  – kąt gięcia po odciążeniu próbki. Do obliczenia wartości tych kątów najczęściej stosuje się równania [102, 208]:

$$\gamma_g = \arctg\left(\frac{f_g}{w}\right) \quad (8.1)$$

$$\gamma_s = \arctg\left(\frac{f_s}{w}\right) \quad (8.2)$$

gdzie:  $f_g$  i  $f_s$  – strzałka ugięcia próbki odpowiednio pod obciążeniem i po odciążeniu,  $w$  – odległość pomiędzy podporami przyrządu do gięcia (rys. 8.2). Wartości liczbowe strzałek ugięcia  $f_g$  i  $f_s$  dla poszczególnych próbek oraz cykli gięcia można wyznaczyć bezpośrednio z punktów pomiarowych charakterystyki siły gięcia w funkcji ugięcia próbki, czego przykład pokazano na rys. 8.3.

Jednak dokładność znanych z literatury zależności (8.1) i (8.2) jest tym mniejsza im większy jest kąt gięcia. Dlatego w praktyce te równania powinny być stosowane tylko dla względnie małych kątów gięcia, gdyż nie uwzględniają ani przemieszczania się punktu styku belki zginanej z narzędziami w trakcie gięcia, ani grubości giętego pasma. Sytuacja ta została zobrazowana na rys. 8.7, na którym kolorem czerwonym oznaczono kąt gięcia  $\gamma_1$  obliczony z zależności (8.1). Z kolei kąt  $\gamma_2$  oznaczony kolorem czarnym uwzględnia przemieszczenie punktu styku pasma z narzędziami przez co uwzględnia promienie narzędzi lecz nie uwzględnia grubości pasma. Dopiero kąt  $\gamma_3$  oznaczony kolorem niebieskim uwzględnia zarówno promienie narzędzi jak również grubość pasma. Mając na uwadze wpływ parametrów geometrycznych modelu na kąt gięcia, zobrazowanych na rys. 8.7, Kut opracował i zaproponował we współautorskich pracach [107, 108] autorskie równania w postaci:

$$\gamma_g = \arctg\left(\frac{2f_g}{w-Af_g}\right) \quad (8.3)$$

$$\gamma_s = \arctg\left(\frac{2f_s}{w-Af_s}\right) \quad (8.4)$$

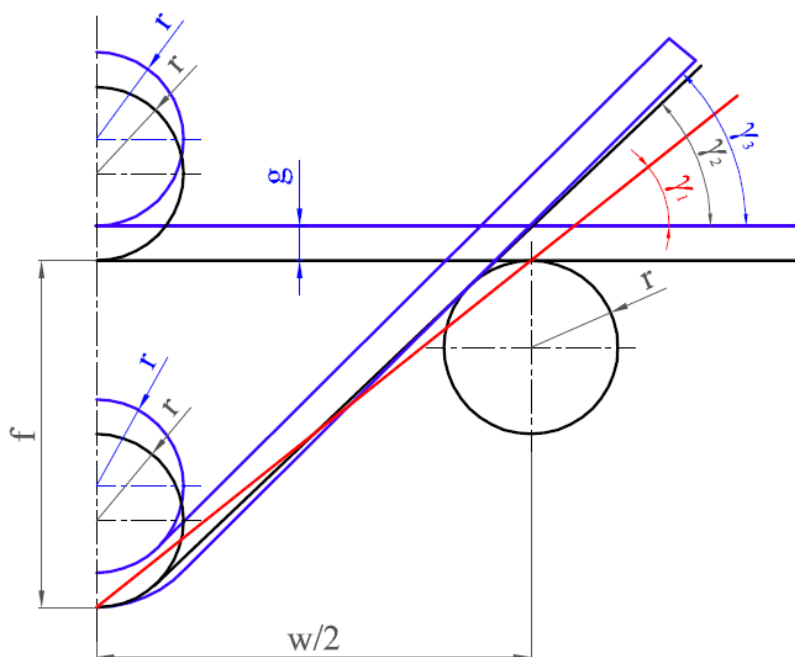
gdzie:  $A$  – bezwymiarowy współczynnik zależny od ilorazu  $g/r$  i odległości pomiędzy rolkami gnącymi  $w$ . Powyższe równania uwzględniają zarówno (8.3) i (8.4) uwzględniają

zarówno zmianę punktu styku pasma z narzędziem podczas gięcia, jak również grubość giętego pasma blachy.

Szczegółowy sposób wyznaczania współczynnika A został przedstawiony w pracy [108]. W niniejszych badaniach dla odległości  $w = 50$  mm wartość tego współczynnika wyznaczono z zależności [108]:

$$A = 0,2407 \left(\frac{g}{r}\right) + 0,4062 \quad (8.5)$$

gdzie:  $g$  – grubość blachy,  $r$  – promień rolki gnącej.



Rys. 8.7. Wpływ parametrów geometrycznych modelu na wartość kąta gięcia  $\gamma$  [108]:

$\gamma_1$  – kąt gięcia bez uwzględnienia promieni narzędzi oraz grubości blachy obliczony ze wzorów (8.1) lub (8.2)

$\gamma_2$  – kąt gięcia z uwzględnieniem promieni narzędzi bez uwzględnienia grubości blachy

$\gamma_3$  – kąt gięcia z uwzględnieniem promieni narzędzi oraz grubości blachy obliczony z zależności (8.3) lub (8.4)

Wyznaczone na podstawie sporządzonych charakterystyk siły gięcia dla poszczególnych próbek oraz cykli gięcia wartości strzałki ugięcia pod obciążeniem i po odciążeniu, a także obliczone na ich podstawie kąty gięcia z zależności (8.3) i (8.4) i odpowiadające im wartości współczynnika sprężynowania obliczone z wzoru (2.1) zostały zestawione w postaci tabelarycznej oraz graficznej na wykresach w dalszej części tego rozdziału.

### 8.3. Charakterystyki sprężynowania blach w stanie wyżarzonym

W tabeli 8.1 zestawiono wartości liczbowe wyznaczonych na podstawie badań doświadczalnych parametrów gięcia oraz współczynnika sprężynowania K.

Tabela 8.1. Parametry gięcia blach wyżarzonych o grubościach (0,5; 0,8; 1 oraz 2) mm

Dla wszystkich grubości Grubość blachy g [mm]	$f_g$ [mm]	2	4	6	8	11	14	17	20
	$w/f_g$ [-]	25,00	12,50	8,33	6,25	4,55	3,57	2,94	2,50
0,5	$f_s$ [mm]	0,79	2,55	4,35	6,13	8,71	11,23	13,67	15,89
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,164	0,248	0,331	0,452	0,567	0,673	0,768
	$\gamma_s$ [rad]	0,032	0,104	0,179	0,253	0,360	0,461	0,555	0,635
	$\gamma_g$ [°]	4,65	9,41	14,20	18,97	25,92	32,49	38,54	44,02
	$\gamma_s$ [°]	1,83	5,94	10,25	14,52	20,63	26,43	31,79	36,36
	K [-]	0,3924	0,6316	0,7214	0,7656	0,7958	0,8136	0,8250	0,8259
0,8	$f_s$ [mm]	1,16	2,97	4,83	6,65	9,36	12,02	14,59	17,04
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,164	0,248	0,332	0,454	0,569	0,675	0,772
	$\gamma_s$ [rad]	0,047	0,121	0,199	0,275	0,388	0,494	0,591	0,677
	$\gamma_g$ [°]	4,66	9,42	14,23	19,01	26,00	32,60	38,70	44,22
	$\gamma_s$ [°]	2,68	6,96	11,40	15,78	22,22	28,30	33,85	38,77
	K [-]	0,5764	0,7386	0,8015	0,8303	0,8548	0,8680	0,8746	0,8769
1	$f_s$ [mm]	1,25	3,08	4,94	6,80	9,55	12,26	14,87	17,36
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,051	0,126	0,204	0,282	0,396	0,504	0,602	0,689
	$\gamma_g$ [°]	4,66	9,43	14,24	19,04	26,05	32,68	38,80	44,35
	$\gamma_s$ [°]	2,90	7,22	11,69	16,17	22,71	28,89	34,51	39,50
	K [-]	0,6219	0,7662	0,8206	0,8492	0,8716	0,8839	0,8894	0,8906
2	$f_s$ [mm]	1,44	3,30	5,21	7,10	9,96	12,76	15,52	18,17
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,059	0,136	0,216	0,297	0,417	0,530	0,634	0,727
	$\gamma_g$ [°]	4,67	9,46	14,33	19,19	26,32	33,09	39,36	45,04
	$\gamma_s$ [°]	3,35	7,78	12,39	17,01	23,87	30,34	36,33	41,63
	K [-]	0,7188	0,8218	0,8649	0,8867	0,9069	0,9169	0,9232	0,9245

Na podstawie danych zamieszczonych w tabeli 8.1 dla poszczególnych grubości badanych blach sporządzono tzw. charakterystyki sprężynowania, które zestawiono na wykresie (rys. 8.8). Przedstawiają one zależność pomiędzy współczynnikiem sprężynowania  $K$ , a względnym ugięciem próbki  $w/f_g$ . Dla poszczególnych grubości blach punkty pomiarowe zostały aproksymowane równaniem liniowym typu:

$$K = -B \left( \frac{w}{f_g} \right) + C \quad (8.7)$$

gdzie:  $B$  i  $C$  to parametry materiałowe, których wartości liczbowe zostały podane dla poszczególnych grubości blach na wykresie. Uzyskano także wysoki współczynnik korelacji  $R^2$ , którego wartości dla poszczególnych blach podano wraz z równaniami. Analizując przebiegi otrzymanych charakterystyk sprężynowania badanych blach w stanie wyżarzonym (rys. 8.8) widać, że wartość współczynnika sprężynowania zależy zarówno od grubości blachy, jak i jej względnego ugięcia  $w/f_g$ . Zaobserwowano, że wartość współczynnika sprężynowania  $K$  zmniejsza się wraz z grubością blachy, co skutkuje wzrostem sprężynowania powrotnego. Innymi słowy, im mniejsza jest grubość blachy tym bardziej sprężynuje ona po gięciu. Z kolei wzrost wartości bezwymiarowego współczynnika  $w/f_g$  dla wszystkich badanych grubości blach powoduje niemalże liniowe zmniejszenie wartości współczynnika sprężynowania  $K$ , przy czym to zmniejszenie było najbardziej intensywne dla najcieńszej spośród badanych blach. Innymi słowy, im większa jest wartość liczbową współczynnika  $w/f_g$ , a tym samym mniejsze ugięcie próbki tym blacha po gięciu bardziej sprężynuje.

Jak wykazano wartość współczynnika sprężynowania badanych blach wyżarzonych zależy zarówno od współczynnika względnego ugięcia  $w/f_g$  jak również grubości blachy  $g$ , a więc jest funkcją dwóch zmiennych co można zapisać jako:

$$K = f \left( \frac{w}{f_g}, g \right) \quad (8.8)$$

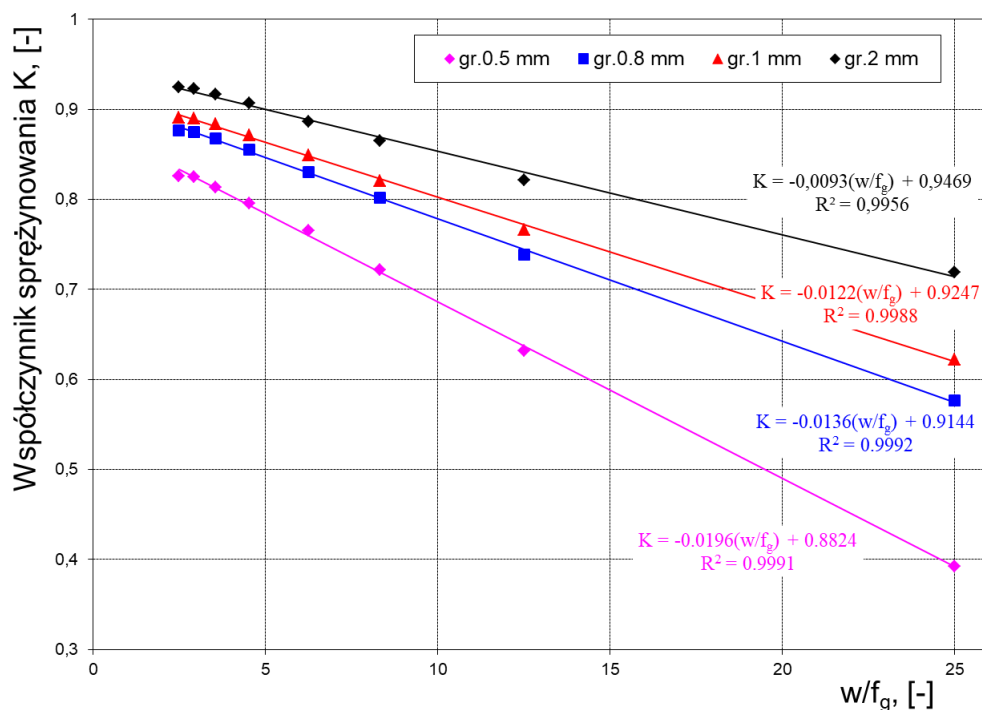
Wartości współczynników  $B$  i  $C$  w równaniu 8.7 są zależne od grubości blachy. Na wykresie (rys. 8.9) przedstawiono zależności pomiędzy wartościami współczynników  $B$  i  $C$  (których wartości podano na wykresie (rys. 8.8)), a grubością badanych blach. Po dokonaniu aproksymacji w wykorzystaniem wielomianu drugiego stopnia opisano wpływ grubości blachy na wartości tych współczynników.

Podstawiając otrzymane zależności na  $B$  i  $C$  widoczne na wykresie (rys. 8.9) do równania

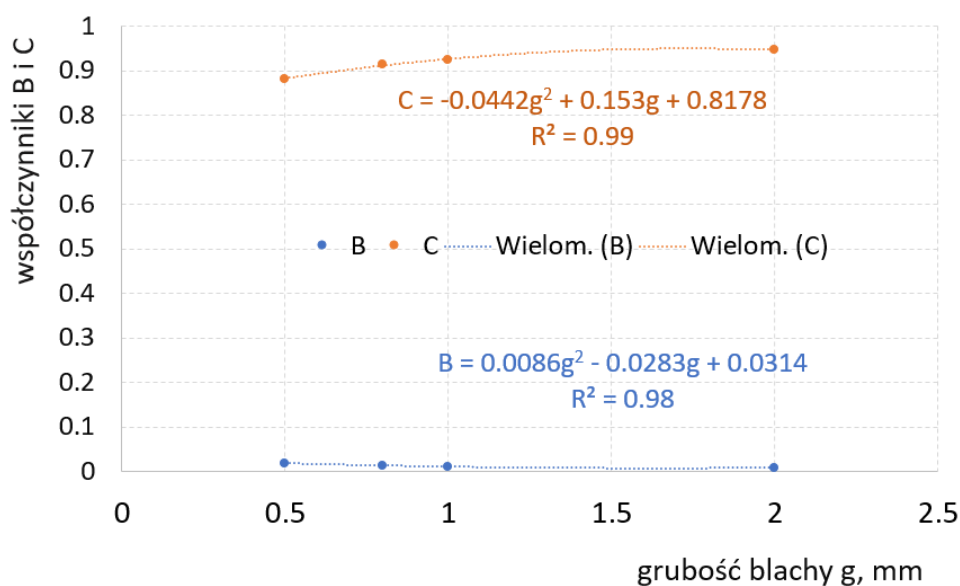
(8.7) otrzymujemy praktyczną zależność do określania wartości współczynnika sprężynowania w funkcji dwóch zmiennych w postaci:

$$K = -(0,086g^2 - 0,0283g + 0,0314) \left(\frac{w}{f_g}\right) + (0,8178 + 0,153g - 0,0442g^2) \quad (8.9)$$

Powyższa zależność (8.9) pozwala na praktyczne określenie wartości współczynnika sprężynowania w zakresie grubości blachy  $g = (0,5 \div 2)$  mm oraz ilorazu  $\left(\frac{w}{f_g}\right) = (2,5 \div 25)$ .



Rys. 8.8. Charakterystyki sprężynowania blach wyżarzonych



Rys. 8.9. Wpływ grubości blachy na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7)

## 8.4. Charakterystyki sprężynowania blach po obróbce cieplnej

W tabeli 8.2 dla blachy o grubości 1 mm oraz tabeli 8.3 dla blachy o grubości 2 mm zestawiono wartości liczbowe wyznaczonych na podstawie badań doświadczalnych parametrów gięcia oraz współczynnika sprężynowania K bezpośrednio po przesycaniu oraz w trakcie starzenia naturalnego.

Tabela 8.2. Parametry gięcia blachy o grubości 1 mm w czasie (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu

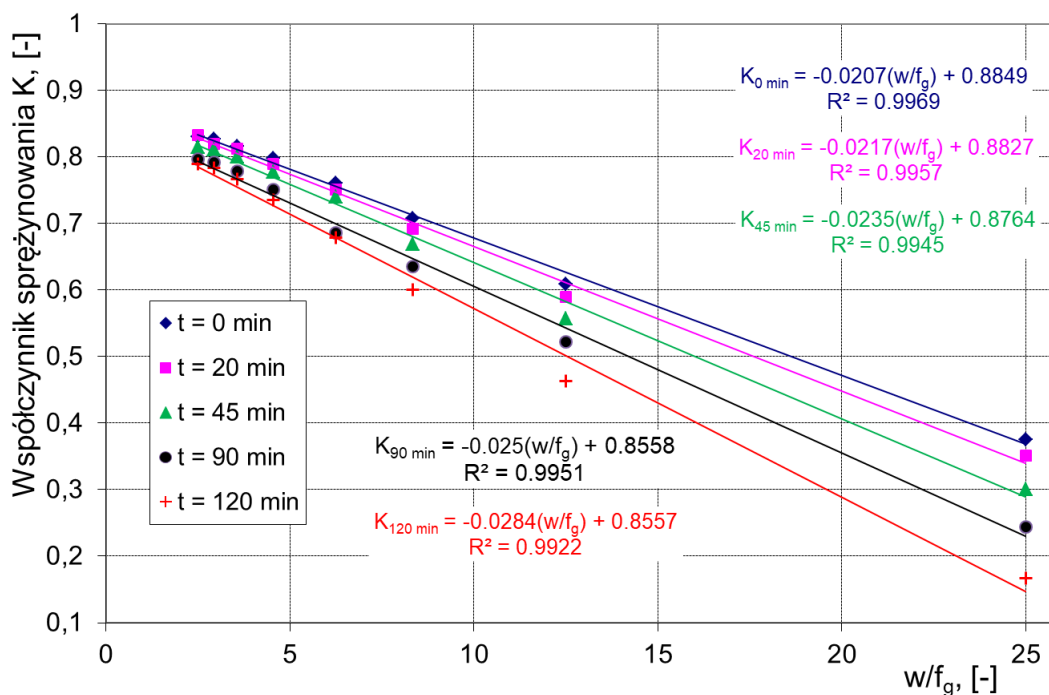
Dla wszystkich czasów, t Czas po przesycaniu t [min]	$f_g$ [mm]	2	4	6	8	11	14	17	20
	$w/f_g$ [-]	25,00	12,50	8,33	6,25	4,55	3,57	2,94	2,50
0	$f_s$ [mm]	0,76	2,46	4,27	6,10	8,74	11,26	13,72	15,99
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,031	0,100	0,176	0,253	0,363	0,465	0,560	0,642
	K [-]	0,3758	0,6085	0,7069	0,7603	0,7981	0,8155	0,8271	0,8298
20	$f_s$ [mm]	0,71	2,38	4,18	6,02	8,64	11,21	13,58	16,05
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,029	0,097	0,172	0,249	0,359	0,463	0,555	0,645
	K [-]	0,3507	0,5890	0,6924	0,7508	0,7895	0,8117	0,8193	0,8326
45	$f_s$ [mm]	0,61	2,25	4,04	5,94	8,50	11,04	13,44	15,66
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,024	0,092	0,166	0,246	0,353	0,456	0,549	0,631
	K [-]	0,3009	0,5566	0,6684	0,7404	0,7768	0,7997	0,8113	0,8148
90	$f_s$ [mm]	0,49	2,11	3,84	5,51	8,21	10,73	13,10	15,26
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,020	0,086	0,158	0,228	0,341	0,444	0,536	0,617
	K [-]	0,2436	0,5226	0,6355	0,6861	0,7504	0,7783	0,7920	0,7966
120	$f_s$ [mm]	0,34	1,88	3,64	5,45	8,04	10,56	12,95	15,12
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,014	0,076	0,149	0,225	0,334	0,437	0,531	0,611
	K [-]	0,1665	0,4635	0,6008	0,6781	0,7348	0,7661	0,7839	0,7900

Tabela 8.3. Parametry gięcia blachy o grubości 2 mm w czasie (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu

Dla wszystkich czasów, t Czas po przesycaniu t [min]	$f_g$ [mm]	2	4	6	8	11	14	17	20
	$w/f_g$ [-]	25,00	12,50	8,33	6,25	4,55	3,57	2,94	2,50
<b>0</b>	$f_s$ [mm]	1,15	2,97	4,83	6,72	9,46	12,16	14,74	17,15
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,046	0,122	0,200	0,281	0,396	0,506	0,605	0,692
	<b>K</b> [-]	0,5696	0,7370	0,8007	0,8378	0,8619	0,8759	0,8812	0,8807
<b>20</b>	$f_s$ [mm]	1,07	2,91	4,77	6,62	9,39	12,06	14,66	17,12
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,043	0,119	0,198	0,276	0,393	0,502	0,602	0,691
	<b>K</b> [-]	0,5295	0,7218	0,7905	0,8251	0,8555	0,8690	0,8768	0,8793
<b>45</b>	$f_s$ [mm]	1,03	2,88	4,74	6,51	9,34	12,02	14,62	17,03
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,041	0,118	0,196	0,272	0,391	0,500	0,601	0,688
	<b>K</b> [-]	0,5094	0,7142	0,7855	0,8111	0,8510	0,8662	0,8746	0,8754
<b>90</b>	$f_s$ [mm]	0,94	2,75	4,61	6,50	9,22	11,88	14,46	16,83
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,038	0,113	0,191	0,271	0,386	0,495	0,595	0,681
	<b>K</b> [-]	0,4645	0,6813	0,7634	0,8099	0,8401	0,8565	0,8659	0,8665
<b>120</b>	$f_s$ [mm]	0,76	2,59	4,46	6,22	9,05	11,70	14,25	16,62
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,030	0,106	0,185	0,259	0,379	0,487	0,587	0,674
	<b>K</b> [-]	0,3744	0,6409	0,7380	0,7743	0,8247	0,8440	0,8544	0,8571

Na podstawie danych zamieszczonych w tabeli 8.2 dla blachy o grubości 1 mm i poszczególnych czasów starzenia po przesycaniu sporządzono tzw. charakterystyki sprężynowania, które zestawiono na wykresie (rys. 8.10). Przedstawiają one zależność pomiędzy współczynnikiem sprężynowania  $K$ , a względnym ugięciem próbki  $w/f_g$ . Dla poszczególnych czasów starzenia materiału blach po przesycaniu punkty pomiarowe zostały aproksymowane równaniem liniowym (8.7) opisanym we wcześniejszym w podrozdziale 8.3, natomiast wartości liczbowe współczynników  $B$  i  $C$  oraz wartości współczynnika korelacji  $R^2$  zostały podane dla badanych czasów starzenia bezpośrednio na wykresie (rys. 8.10).





Rys. = 8.10. Charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 1 mm dla czasów starzenia naturalnego (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu

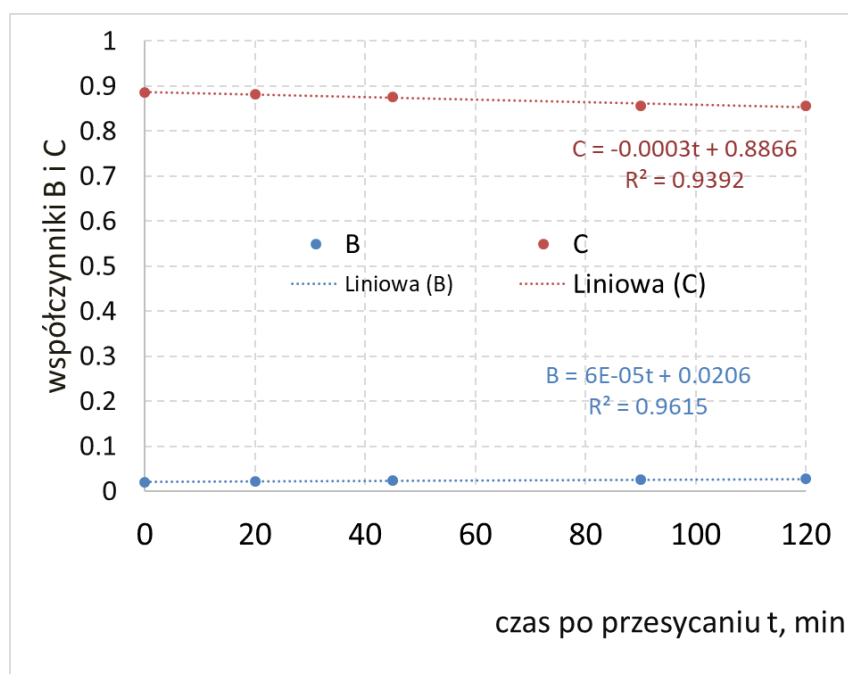
Analizując przebiegi otrzymanych charakterystyk sprężynowania badanej blachy po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego (rys. 8.10) widać, że wartość współczynnika sprężynowania  $K$  zależy zarówno od czasu starzenia po przesycaniu, jak i jej względnego ugięcia  $w/f_g$ . Zaobserwowano, że wartość współczynnika sprężynowania  $K$  zmniejsza się wraz ze wzrostem czasu starzenia po przesycaniu, co skutkuje wzrostem sprężynowania powrotnego. Innymi słowy, im dłuższy jest czas starzenia naturalnego po przesycaniu tym badana blacha bardziej sprężynuje po gięciu. Z kolei wzrost wartości bezwymiarowego współczynnika  $w/f_g$  dla wszystkich badanych czasów starzenia powoduje niemalże liniowe zmniejszenie wartości współczynnika sprężynowania  $K$ , przy czym to zmniejszenie było najbardziej intensywne dla najdłuższego spośród badanych czasów starzenia. Innymi słowy, im większa jest wartość liczbowa współczynnika  $w/f_g$ , a tym samym mniejsze ugięcie próbki tym blacha po gięciu bardziej sprężynuje.

Wartości współczynników  $B$  i  $C$  w równaniu 8.7 są zależne od czasu starzenia po przesycaniu. Na wykresie (rys. 8.11) przedstawiono zależności pomiędzy wartościami współczynników  $B$  i  $C$  (których wartości podano na wykresie (rys. 8.10)), a czasem starzenia po przesycaniu. Po dokonaniu aproksymacji liniowej opisano wpływ grubości blachy na wartości tych współczynników. Podstawiając otrzymane zależności na  $B$  i  $C$  widoczne na wykresie (rys. 8.11) do równania (8.7) otrzymujemy praktyczną zależność do określania

wartości współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia blachy i czasu starzenia w postaci:

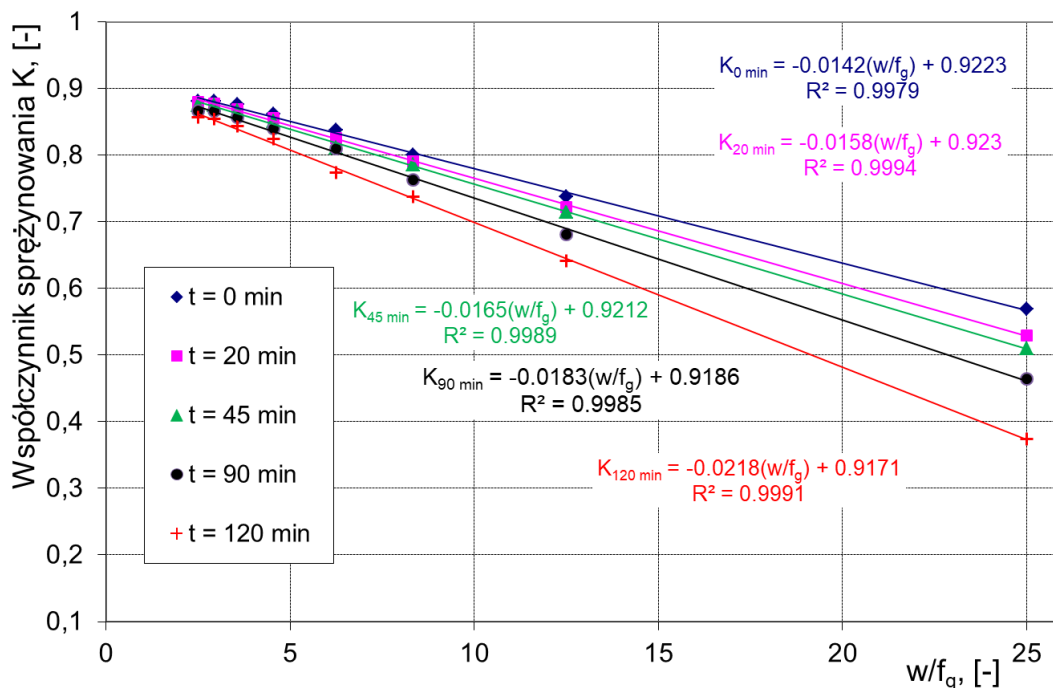
$$K = -(6 \cdot 10^{-5}t + 0,0206) \left( \frac{w}{f_g} \right) + (0,8866 - 0,0003t) \quad (8.10)$$

Powyższa zależność (8.10) pozwala na praktyczne określenie wartości współczynnika sprężynowania badanej blachy o grubości  $g = 1$  mm w zakresie czasu starzenia naturalnego  $t = (0 \div 120)$  minut oraz ilorazu  $\left( \frac{w}{f_g} \right) = (2,5 \div 25)$ .



Rys. 8.11. Wpływ czasu starzenia blachy o grubości 1 mm na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7)

Na wykresie (rys. 8.12) przedstawiono tzw. charakterystyki sprężynowania sporządzone na podstawie danych zawartych w tabeli 8.3 dla badanej blachy o grubości 2 mm w analogiczny sposób jak opisano powyżej dla blachy o grubości 1 mm.



Rys. 8.12. Charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 2 mm dla czasów starzenia naturalnego (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu

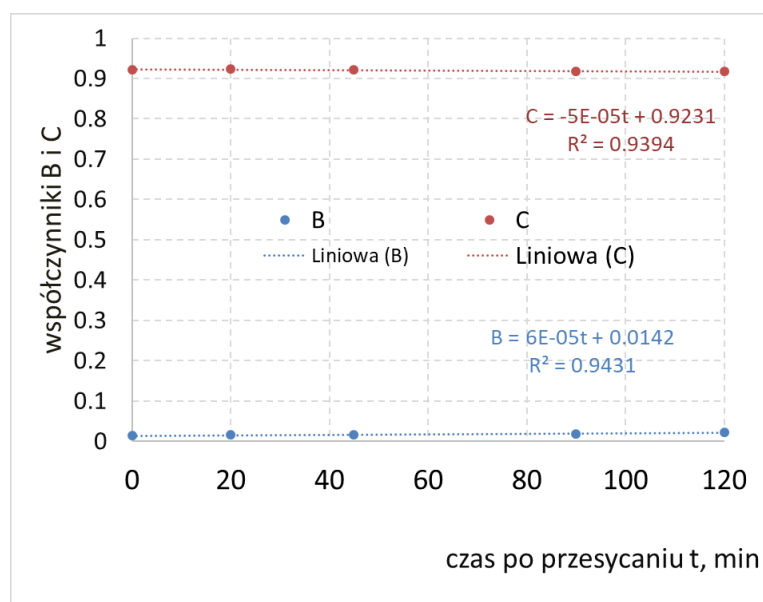
Analizując przebiegi otrzymanych charakterystyk sprężynowania blachy o grubości 2 mm można zauważyć te same trendy ich przebiegu zarówno pod względem czasu starzenia po przesycaniu, jak i względnego ugięcia próbki  $w/f_g$  co w przypadku charakterystyk dla blachy o grubości 1 mm omówionych powyżej. Istotna różnica pomiędzy charakterystykami gięcia dla tych blach dotyczy wartości współczynnika sprężynowania. W przypadku blachy o grubości 2 mm (rys. 8.12) wartości współczynnika sprężynowania w całym zakresie sporządzonych charakterystyk są wyższe niż dla blachy o grubości 1 mm (rys. 8.10). Innymi słowy, w całym zakresie badanych czasów starzenia oraz względnego ugięcia próbki blacha o grubości 2 mm będzie wykazywać mniejsze sprężynowanie powrotne niż blacha o grubości 1 mm.

Analogicznie jak w przypadku blachy o grubości 1 mm, również w przypadku blachy o grubości 2 mm wartości współczynników B i C w równaniu 8.7 są zależne od czasu starzenia po przesycaniu. Na wykresie (rys. 8.13) przedstawiono zależności pomiędzy wartościami współczynników B i C (których wartości podano na wykresie (rys. 8.12)), a czasem starzenia po przesycaniu. Po dokonaniu aproksymacji liniowej opisano wpływ grubości blachy na wartości tych współczynników. Podstawiając otrzymane zależności na B i C widoczne na wykresie (rys. 8.12) do równania (8.7) otrzymujemy praktyczną zależność do

określania wartości współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia blachy i czasu starzenia w postaci:

$$K = -(6 \cdot 10^{-5}t + 0,0142) \left( \frac{w}{f_g} \right) + (0,9231 - 5 \cdot 10^{-5}t) \quad (8.11)$$

Powyższa zależność (8.11) pozwala na praktyczne określenie wartości współczynnika sprężynowania badanej blachy o grubości  $g = 2$  mm w zakresie czasu starzenia naturalnego  $t = (0 \div 120)$  minut oraz ilorazu  $\left( \frac{w}{f_g} \right) = (2,5 \div 25)$ .



Rys. 8.13. Wpływ czasu starzenia blachy o grubości 2 mm na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7)

## 9. Modelowanie MES procesu gięcia badanych blach

Jak już wspomniano głównym problemem podczas analizy i projektowania procesu gięcia jest określenie wielkości sprężynowania powrotnego oraz siły gięcia. W praktyce inżynierskiej spośród metod numerycznych najczęściej do analizy tego procesu wykorzystywana jest nieliniowa metoda elementów skończonych. Dodatkowa trudność w analizie gięcia blach platerowanych wynika z występowania w warstwach plateru najdalej oddalonych od osi obojętnej (w największym stopniu odkształconych), materiału o innych właściwościach w porównaniu z materiałem rodzimym blachy. Podczas modelowania najczęściej wpływ plateru jest pomijany. Ponadto skuteczność takiego modelowania zależy m.in. od: przyjętych założeń, rodzaju zastosowanych modeli MES i ich parametrów, rodzaju analiz, modeli materiałowych, warunków plastyczności, modelu plastycznego płynięcia itd.

Celem badań przedstawionych w niniejszym rozdziale było określenie skuteczności prognozowania wielkości sprężynowania po gięciu oraz siły gięcia badanych blach platerowanych w zależności od rodzaju zastosowanych modeli numerycznych przy wykorzystaniu nieliniowej MES. Skuteczność tych modeli została określona w podrozdziale 9.1 na przykładzie blach wyżarzonych o grubościach 1 i 2 mm. Natomiast w podrozdziale 9.2 przedstawiono wyniki modelowania badanej blachy o grubości 2 mm po obróbce cieplnej w trakcie starzenia z zastosowaniem opracowanych i opisanych w rozdziale siódmym współczynników uwzględniających czas starzenia po przesycaniu. Dla porównania wykonano również symulacje z wykorzystaniem współczynników wyznaczonych dla blachy w stanie dostawy oraz bezpośrednio po przesycaniu. Następnie dokonano weryfikacji dokładności wyników modelowania zjawiska sprężynowania po gięciu z zastosowaniem poszczególnych wariantów stałych materiałowych z wynikami badań eksperymentalnych.

### 9.1. Opracowanie i weryfikacja pięciu modeli MES gięcia blach wyżarzonych

Analizę procesu gięcia realizowanego jak w badaniach eksperymentalnych opisanych w rozdziale ósmym przeprowadzono z wykorzystaniem nieliniowej MES oraz komercyjnego oprogramowania MSC.MARC/Mentat. Celem tej analizy było określenie wpływu różnych wariantów modeli MES na skuteczność prognozowania wielkości sprężynowania oraz siły gięcia blach platerowanych. Symulacje procesu gięcia przeprowadzono z wykorzystaniem pięciu modeli numerycznych: **model I** - model 2D analizowany w płaskim stanie odkształcenia z pominięciem właściwości materiału warstw plateru, **model II** - model 2D analizowany

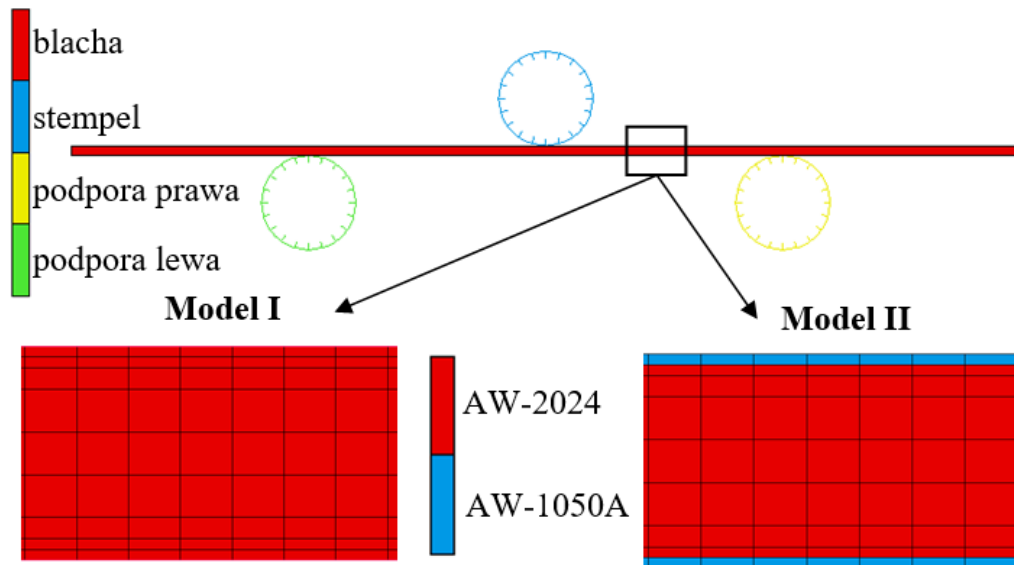
w płaskim stanie odkształcenia uwzględniający właściwości materiału warstw plateru, **model III** - model 3D powłokowy z izotropowym warunkiem plastyczności Hubera-Misesa, **model IV** - model 3D powłokowy z anizotropowym warunkiem plastyczności Hilla, **model V** - model 3D powłokowy z anizotropowym warunkiem plastyczności Barlata. Ze względu na specyfikę modeli powłokowych nie uwzględniały one odmiennych właściwości materiału warstw plateru na grubości blachy.

Jak już wcześniej wspomniano modele numeryczne zostały opracowane na podstawie przeprowadzonych eksperymentów, z uwzględnieniem wymiarów próbek i narzędzi oraz sposobu obciążania próbek podczas ich gięcia. We wszystkich modelach blacha zginana definiowana była jako ciało odkształcalne, natomiast powierzchnie narzędzi przyrządu do gięcia jako ciała idealnie sztywne. Model tarcia opisano prawem Coulomba. Współczynnik tarcia pomiędzy materiałem próbki a narzędziami wynosił 0,23 [209]. Do opisu przebiegu krzywych umocnienia odkształceniowego we wszystkich modelach numerycznych wykorzystano model El-Magda przedstawiony w podrozdziale 2.3.2, który spośród badanych modeli naprężenia uplastyczniającego najlepiej opisywał przebieg krzywych umocnienia materiału badanych blach wykazując najmniejszą wartość błędów dopasowania  $B_d$  obliczonego z równania (6.2). Wartości parametrów materiałowych badanych blach o grubościach 1 i 2 mm zostały przyjęte do symulacji odpowiednio z tabeli 6.3 i 6.4 oraz 6.7 i 6.8. Natomiast parametry materiału warstw plateru zostały podane w pracy [108] w tabeli 5. Ewolucję powierzchni plastyczności w wyniku zjawiska umocnienia odkształceniowego opisano za pomocą izotropowego modelu wzmocnienia. W obliczeniach zastosowano stowarzyszone prawo plastycznego płynięcia Prandtla-Reussa oraz niejawni schemat całkowania równań różniczkowych metodą Newtona-Raphsona.

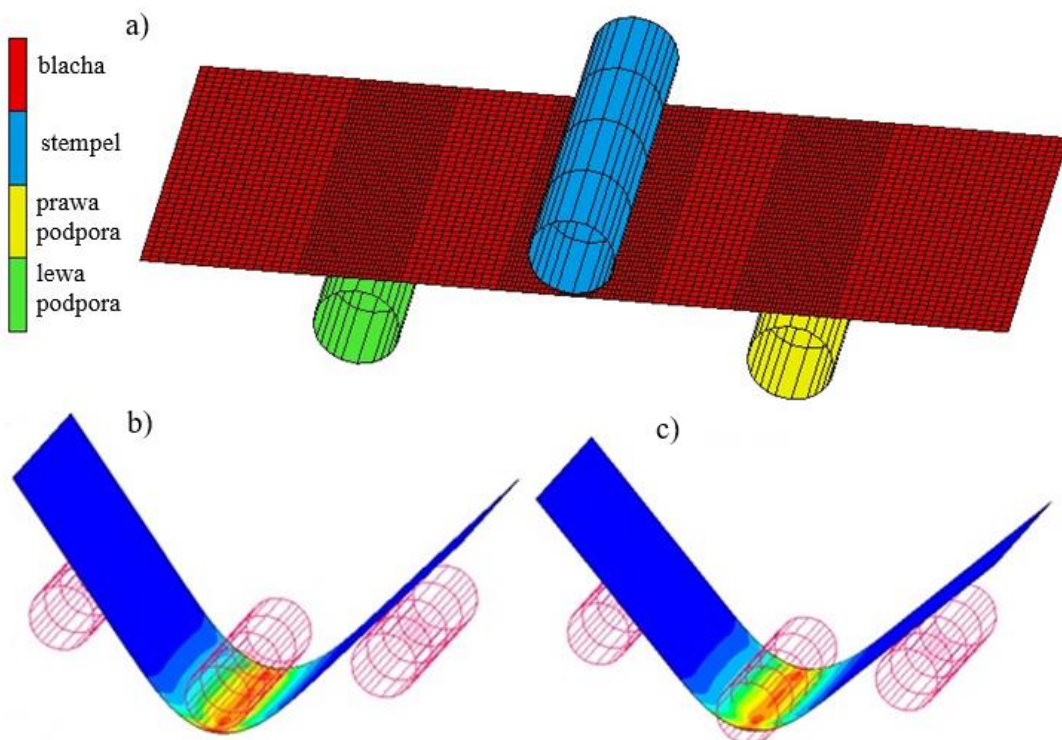
Symulacje procesu gięcia przeprowadzono z wykorzystaniem dwóch modeli 2D analizowanych w płaskim stanie odkształcenia przedstawionych na rys. 9.1 z których to model I nie uwzględniał właściwości materiału plateru, natomiast model II uwzględniał właściwości materiału warstw plateru.

Oprócz wymienionych wyżej modeli 2D został wykorzystany model powłokowy 3D przedstawiony na rys. 9.2 w trzech wariantach jako: Model III – w którym zastosowano izotropowy warunek plastyczności Hubera-Misesa, Model IV – w którym zastosowano anizotropowy warunek plastyczności Hilla oraz Model V – w którym zastosowano anizotropowy warunek plastyczności Barlata. W modelu II przyjęto sztywne połączenie materiału warstw plateru z materiałem rodzimym blachy. W modelach III-V ze względu na brak możliwości zastosowania elementów powłokowych w zadaniach wymagających

dwustronnego kontaktu [210], właściwości materiałowe warstw plateru nie zostały uwzględnione. Proces odciążenia próbki po gięciu był modelowany poprzez wyłączenie kontaktu pomiędzy próbką a stemplem gnącym, co powodowało jej sprężynowanie powrotne.



Rys. 9.1. Modele numeryczne procesu gięcia: przykładowy model 2D (na górze), Model I bez uwzględnienia właściwości materiałowych warstw plateru (na dole po lewej), Model II uwzględniający właściwości materiałowe warstw platerowanych (na dole po prawej)

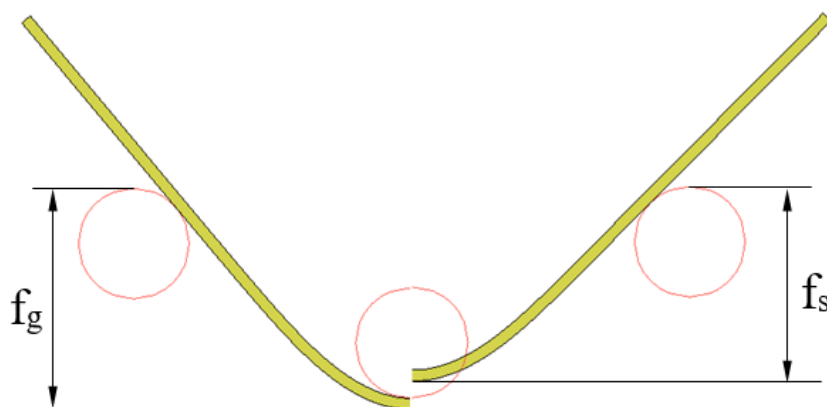


Rys. 9.2. Model powłokowy procesu gięcia: a) próbka z siatką ES, b) podczas obciążenia, c) po odciążeniu

Do dyskretyzacji ciała odkształcalnego w modelach 2D zastosowano elementy czworokątne typu 11. Element typu 11 to czterowzłowy izoparametryczny dowolnie opisany czworobok do zastosowań w płaskim stanie odkształcenia. Dla tych elementów zastosowano zmodyfikowany schemat interpolacji w celu poprawy charakterystyki zginania elementów. Daje to możliwość uwzględnienia gięcia przy użyciu pojedynczego elementu na całej grubości. Zastosowanie tych elementów znacznie poprawia dokładność rozwiązania jednakże przy wzroście kosztów obliczeń [210]. Siatki ES zastosowane w modelu I i modelu II były takie same. Posiadały 400 ES na długości próbki oraz 9 ES na jej grubości o zróżnicowaniu rozmiaru na grubości wyginanej blachy widocznym na rys. 9.1. W modelach 2D zastosowano warunek plastyczności Hubera-Misesa. Z kolei w modelach powłokowych 3D do dyskretyzacji ciała odkształcalnego zastosowano czworokątne typu 75, uwzględniające wpływ ścinania poprzecznego i poprawiające zachowanie elementów powłokowych podczas zginania [200]. Liczba punktów całkowania na grubości tych elementów wynosiła 11. Siatki ES we wszystkich modelach powłokowych 3D były takie same. Rozmiar elementów siatki wynosił 1 mm na szerokości i długości próbki. Dodatkowo siatka ES na długości próbki w obszarach styku z narzędziami była zagęszczona i wynosiła 0,5 mm (rys. 9.2). Ostatecznie każdy z modeli powłokowych 3D składał się z 5120 ES. Aby uniezależnić wyniki obliczeń numerycznych od wielkości siatki ciał modelowanych jako odkształcalne, podczas opracowywania modelu MES analizowano wpływ wielkości siatki poprzez jej zagęszczenie. Po każdym zagęszczeniu siatki porównywano przebieg siły gięcia z przebiegiem tej siły uzyskanym przy zastosowaniu siatki przed zagęszczeniem. W ten sposób siatki zagęszczano do czasu, aż dalsze ich zagęszczenie nie miało większego wpływu na porównywany parametr. Podczas obliczeń w modelu V wartość wykładnika  $m$  w równaniu Barlata wynosiła  $m = 8$  [186].

Dla badanych grubości blach przy użyciu poszczególnych modeli numerycznych przeprowadzono symulacje procesu gięcia jak w eksperymencie tj. w ośmiu cyklach obciążenia próbki. Wartości kątów gięcia oraz współczynnika sprężynowania dla poszczególnych prób i cykli obliczono w taki sam sposób jak w eksperymencie na podstawie obliczonych wartości strzałki ugięcia pod obciążeniem i po odciążeniu zginanej próbki. Pomiary wartości liczbowych tych strzałek ugięcia dokonywane były bezpośrednio na modelach (rys. 9.3).





Rys. 9.3. Przykładowy pomiar strzałki ugięcia próbki na modelu 2D:  $f_g$  – strzałka ugięcia pod obciążeniem,  $f_s$  – strzałka ugięcia po odciążeniu

W celu weryfikacji skuteczności badanych modeli numerycznych, dodatkowo dla każdego modelowanego cyklu obciążenia badanych blach obliczano błąd względny współczynnika sprężynowania z zależności:

$$B_{w(K)} = \frac{|K_{EXP} - K_{MES}|}{|K_{EXP}|} \cdot 100\% \quad (9.1)$$

gdzie:  $K_{EXP}$  i  $K_{MES}$  – współczynnik sprężynowania wyznaczony doświadczalnie i obliczony z wykorzystaniem symulacji MES.

Uzyskane wyniki obliczonych wartości strzałek ugięcia oraz parametrów gięcia wraz z wartościami współczynnika sprężynowania i błędem względnym tego współczynnika dla pięciu badanych modeli MES oraz poszczególnych cykli obciążenia próbki zestawiono w tabelach 9.1 oraz 9.2 odpowiednio dla blach o grubości 1 oraz 2 mm.

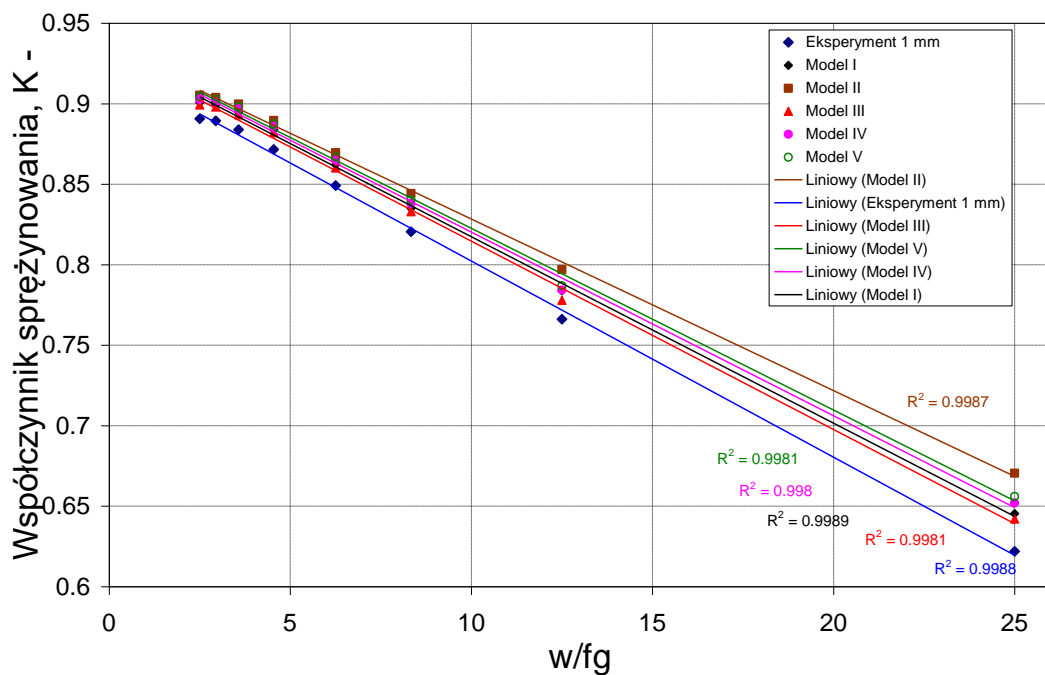
Tabela 9.1. Parametry gięcia blachy wyżarzanej o grubości 1 mm obliczone z wykorzystaniem pięciu badanych modeli MES

Dla wszystkich grubości Nazwa modelu MES	$f_g$ [mm]	2	4	6	8	11	14	17	20
	$w/f_g$ [-]	25,00	12,50	8,33	6,25	4,55	3,57	2,94	2,50
<b>Model I</b>	$f_s$ [mm]	1,30	3,15	5,03	6,90	9,69	12,42	15,06	17,59
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,052	0,129	0,208	0,286	0,402	0,510	0,609	0,697
	<b>K</b> [-]	0,6454	0,7839	0,8351	0,8621	0,8838	0,8947	0,8996	0,9008
	$B_{w(K)}$	3,78	2,31	1,77	1,52	1,40	1,22	1,14	1,14
<b>Model II</b>	$f_s$ [mm]	1,35	3,20	5,08	6,96	9,75	12,49	15,14	17,70
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,055	0,131	0,210	0,289	0,404	0,513	0,612	0,701
	<b>K</b> [-]	0,6705	0,7969	0,8442	0,8696	0,8896	0,8999	0,9039	0,9053
	$B_{w(K)}$	7,81	4,00	2,87	2,40	2,07	1,80	1,63	1,65
<b>Model III</b>	$f_s$ [mm]	1,29	3,13	5,01	6,89	9,67	12,39	15,03	17,56
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,052	0,128	0,207	0,286	0,401	0,509	0,608	0,696
	<b>K</b> [-]	0,6420	0,7779	0,8329	0,8601	0,8820	0,8931	0,8980	0,8992
	$B_{w(K)}$	3,23	1,52	1,50	1,28	1,19	1,04	0,96	0,97
<b>Model IV</b>	$f_s$ [mm]	1,31	3,15	5,04	6,93	9,71	12,45	15,09	17,64
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,053	0,129	0,208	0,287	0,403	0,512	0,611	0,699
	<b>K</b> [-]	0,6520	0,7843	0,8381	0,8650	0,8860	0,8969	0,9014	0,9026
	$B_{w(K)}$	4,84	2,36	2,13	1,86	1,64	1,46	1,35	1,35
<b>Model V</b>	$f_s$ [mm]	1,32	3,16	5,06	6,94	9,73	12,47	15,12	17,68
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,249	0,332	0,455	0,570	0,677	0,774
	$\gamma_s$ [rad]	0,053	0,129	0,209	0,288	0,404	0,512	0,611	0,700
	<b>K</b> [-]	0,6561	0,7869	0,8403	0,8669	0,8875	0,8983	0,9027	0,9043
	$B_{w(K)}$	5,50	2,70	2,40	2,08	1,83	1,63	1,50	1,54

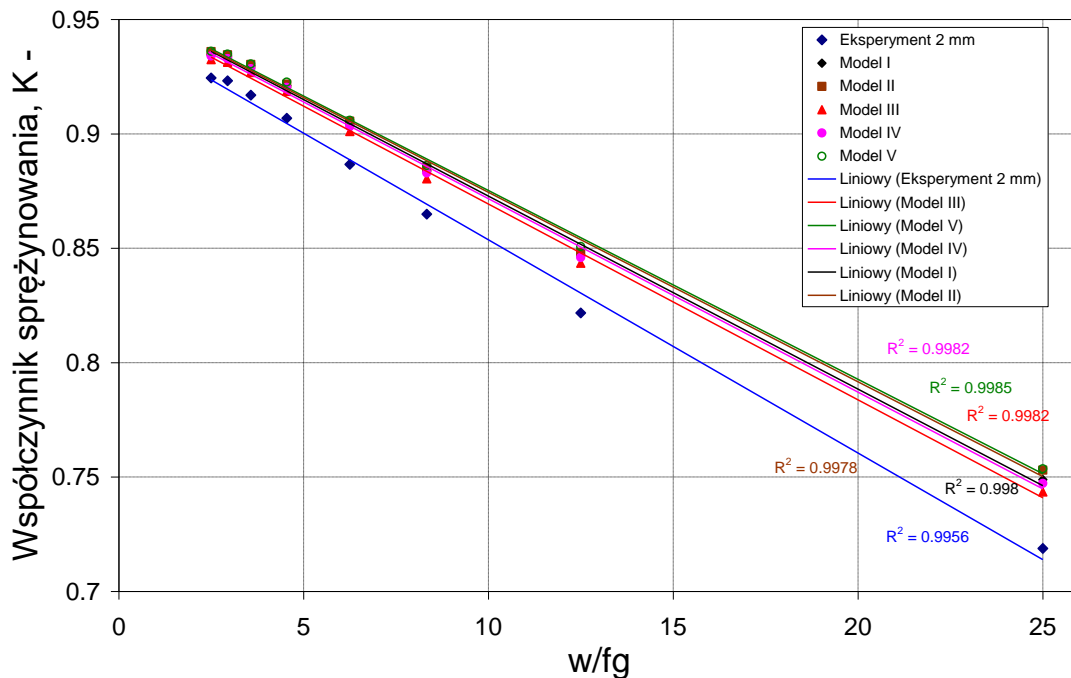
Tabela 9.2. Parametry gięcia blachy wyżarzanej o grubości 2 mm obliczone z wykorzystaniem pięciu badanych modeli MES

Dla wszystkich grubości Nazwa modelu MES	$f_g$ [mm]	2	4	6	8	11	14	17	20
	$w/f_g$ [-]	25,00	12,50	8,33	6,25	4,55	3,57	2,94	2,50
<b>Model I</b>	$f_s$ [mm]	1,50	3,40	5,32	7,24	10,11	12,95	15,72	18,41
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,061	0,140	0,221	0,303	0,423	0,537	0,642	0,735
	<b>K</b> [-]	0,7489	0,8468	0,8838	0,9044	0,9211	0,9297	0,9340	0,9348
	$B_{w(K)}$	4,19	3,04	2,19	2,00	1,57	1,40	1,17	1,12
<b>Model II</b>	$f_s$ [mm]	1,51	3,40	5,33	7,25	10,12	12,96	15,73	18,44
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,061	0,140	0,221	0,303	0,423	0,537	0,642	0,736
	<b>K</b> [-]	0,7530	0,8482	0,8854	0,9055	0,9217	0,9303	0,9345	0,9359
	$B_{w(K)}$	4,77	3,21	2,38	2,13	1,64	1,46	1,22	1,24
<b>Model III</b>	$f_s$ [mm]	1,49	3,39	5,30	7,22	10,09	12,90	15,67	18,35
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,061	0,139	0,220	0,302	0,422	0,535	0,640	0,733
	<b>K</b> [-]	0,7435	0,8435	0,8804	0,9010	0,9186	0,9269	0,9313	0,9325
	$B_{w(K)}$	3,44	2,64	1,79	1,62	1,29	1,08	0,88	0,87
<b>Model IV</b>	$f_s$ [mm]	1,50	3,40	5,31	7,23	10,11	12,93	15,70	18,39
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,061	0,140	0,221	0,302	0,423	0,536	0,641	0,734
	<b>K</b> [-]	0,7473	0,8459	0,8829	0,9032	0,9203	0,9285	0,9328	0,9341
	$B_{w(K)}$	3,97	2,94	2,09	1,86	1,48	1,26	1,04	1,04
<b>Model V</b>	$f_s$ [mm]	1,51	3,42	5,33	7,26	10,13	12,96	15,74	18,44
	$\gamma_g$ [rad]	0,081	0,165	0,250	0,335	0,459	0,578	0,687	0,786
	$\gamma_s$ [rad]	0,061	0,141	0,222	0,303	0,424	0,537	0,642	0,736
	<b>K</b> [-]	0,7536	0,8508	0,8862	0,9059	0,9226	0,9306	0,9349	0,9361
	$B_{w(K)}$	4,84	3,53	2,46	2,17	1,73	1,49	1,26	1,26

Na podstawie danych zamieszczonych w tab. 9.1 i 9.2 sporządzono charakterystyki sprężynowania z wykorzystaniem pięciu badanych modeli MES na tle charakterystyki wyznaczonej doświadczalnie odpowiednio dla blachy o grubości 1 mm (rys. 9.4) i 2 mm (rys. 9.5). Porównując przebiegi obliczone z użyciem poszczególnych modeli MES z przebiegiem wyznaczonym doświadczalnie widać, że dla obydwu grubości blach obliczone wartości współczynnika sprężynowania w całym zakresie względnego ugięcia próbki  $w/fg$  są większe niż w rzeczywistości. Oznacza to, że w eksperymencie blacha bardziej sprężynuje po gięciu niż w symulacji MES. Różnice w obliczonych wartościach współczynnika sprężynowania pomiędzy badanymi modelami MES są większe dla blachy o grubości 1 mm. W obydwu przypadkach badanych blach największą skuteczność w prognozowaniu wielkości sprężynowania po gięciu wykazywał Model III.

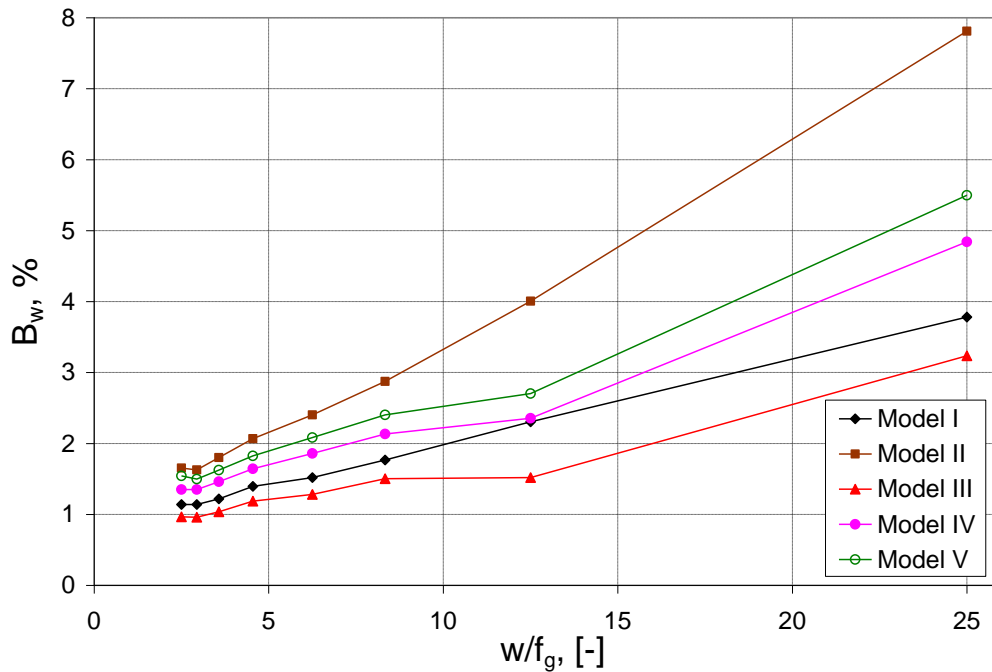


Rys. 9.4. Eksperymentalna i obliczone charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 1 mm



Rys. 9.5. Eksperymentalna i obliczone charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 2 mm

W celu dokonania głębszej oceny i weryfikacji skuteczności opracowanych modeli MES na dokładność modelowania zjawiska sprężynowania po gięciu dokonano analizy wielkości błędu względnego współczynnika sprężynowania obliczonego z zależności (9.1). Na wykresie rys. 9.6 przedstawiono zestawione w tab. 9.1 procentowe wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania w zależności od względnego ugięcia blachy  $w/fg$  dla pięciu badanych modeli MES. Ogólnie ujmując dokładność prognozowania zjawiska sprężynowania powrotnego zależy od względnego ugięcia  $w/fg$  i wraz ze wzrostem jego wartości maleje. Innymi słowy, dokładność prognozowania z użyciem tych modeli wzrasta wraz ze zwiększeniem ugięcia próbki. Jak już wyżej wspomiano, w całym zakresie względnego ugięcia próbki najbardziej dokładny okazał się model III, dla którego błąd prognozowania współczynnika sprężynowania był najmniejszy i mieścił się w zakresie od nieco poniżej 1% dla dużych ugięć próbki do nieco poniżej 3% dla najmniejszego ugięcia wynoszącego 2 mm. Nie oznacza to jednak, że modele powłokowe 3D wypadły w tym zestawieniu lepiej od modeli 2D. Okazuje się, że na drugi miejsce pod w tym zestawieniu zajął Model I, a za nim dopiero pozostał modele powłokowe 3D tj. Model IV i Model V. Najmniej dokładny w tym zestawieniu okazał się Model II. Uwzględnienie właściwości materiału warstw platerowanych, który jest znacznie bardziej plastyczny niż materiał rodzimy blachy powoduje znaczne zmniejszenie sprężynowania po gięciu np. w odniesieniu do również płaskiego modelu I analizowanego także w warunkach płaskiego stanu odkształcenia.



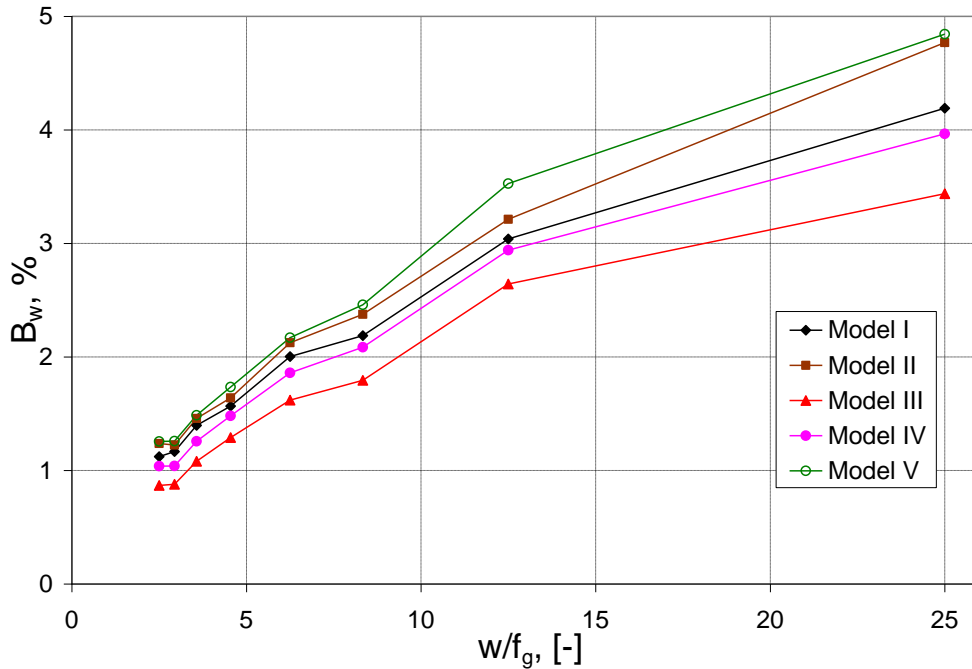
Rys. 9.6. Błąd względny obliczeń współczynnika sprężynowania blachy o grubości 1 mm w funkcji względnego ugięcia dla pięciu badanych modeli MES

W sposób analogiczny jak dla blachy o grubości 1 mm na wykresie (rys. 9.7) przedstawiono procentowe wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania w zależności od względnego ugięcia blachy  $w/f_g$  dla badanej blachy o grubości 2 mm. Również i w tym przypadku dokładność modelowania zależy od względnego ugięcia, a ogólny trend zmiany w badanym zakresie jest taki sam jak dla blachy o grubości 1 mm.

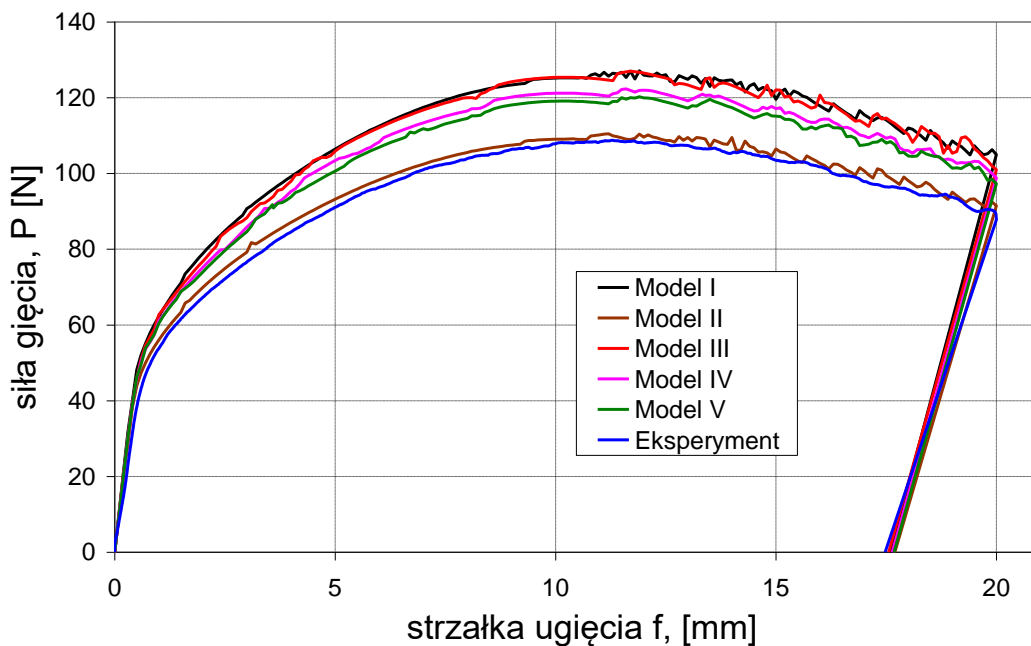
Podobnie jak wcześniej najdokładniejszy w prognozowaniu sprężynowania okazał się Model III, dla którego błąd względny zawierał się praktycznie w takim samym przedziale jak dla blachy o grubości 1 mm. W przypadku tej blachy nieznacznie tylko lepszy od Modelu I okazał się model IV. Natomiast Model II okazał się nieznacznie lepszy od Modelu V, który w tym zestawieniu wypadł najgorzej. Lepszy wynik Modelu II i mniejszą różnicę w wynikach pomiędzy modelami płaskimi 2D można wyjaśnić mniejszym udziałem procentowym warstw platerowanych na grubości blachy 2 mm w porównaniu z blachą o grubości 1 mm. Dla przypomnienia, procentowy udział warstwy plateru na grubości blachy 1 mm wynosił 10% natomiast na grubości blachy 2 mm wynosił 5,5%.

Jak już wcześniej wspomniano, drugim istotnym parametrem procesu gięcia jest siła gięcia, której wartość zmienia się wraz ze strzałką ugięcia próbki. Z tego względu w dalszej części tego podrozdziału dokonano weryfikacji pięciu badanych modeli MES w aspekcie skuteczności prognozowania siły gięcia. Na wykresach (rys. 9.8 i 9.9) zestawiono przebiegi

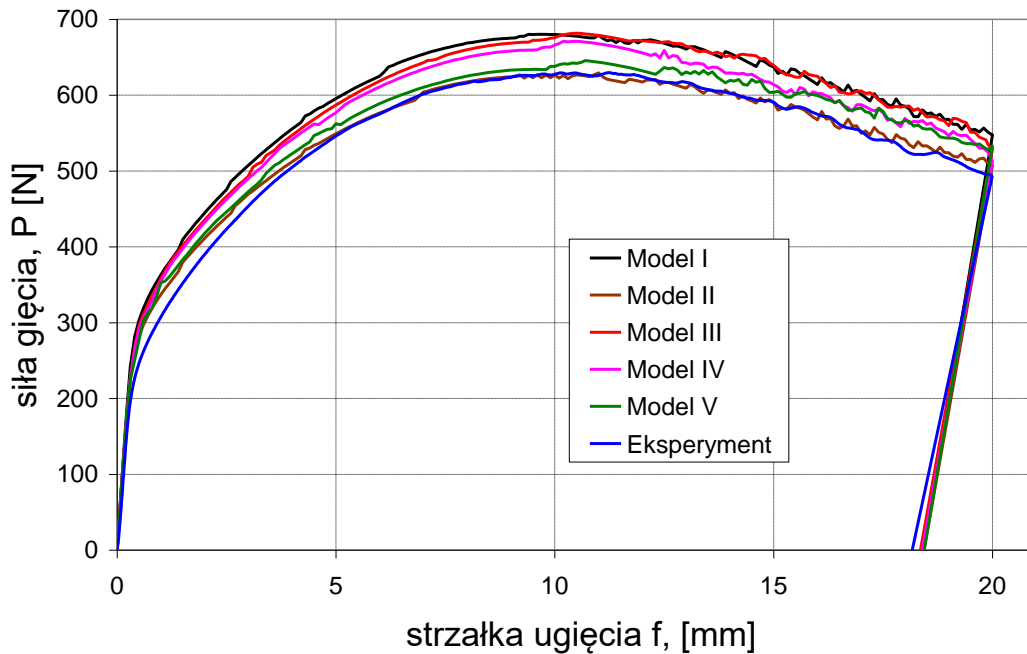
obliczonych z wykorzystaniem poszczególnych modeli MES tzw. charakterystyk siłowych na tle charakterystyki eksperymentalnej odpowiednio dla blach o grubości 1 i 2 mm. Z przebiegu charakterystyk na poszczególnych wykresach wynika, że w prognozowaniu siły gięcia dla obydwu badanych grubości blach, najbardziej skuteczny jest model II, w którym uwzględniono wpływ właściwości materiałowych warstw plateru.



Rys. 9.7. Błąd względny obliczeń współczynnika sprężynowania blachy o grubości 2 mm w funkcji względnego ugięcia dla pięciu badanych modeli MES



Rys. 9.8. Eksperymentalny i obliczone MES przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla badanej blachy o grubości 1 mm



Rys. 9.9. Eksperymentalny i obliczone MES przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla badanej blachy o grubości 2 mm

W celu dokonania głębszej oceny i weryfikacji skuteczności opracowanych modeli MES na dokładność obliczeń siły gięcia dokonano analizy wielkości błędu względnego maksymalnej siły gięcia, którego wartość obliczono z zależności:

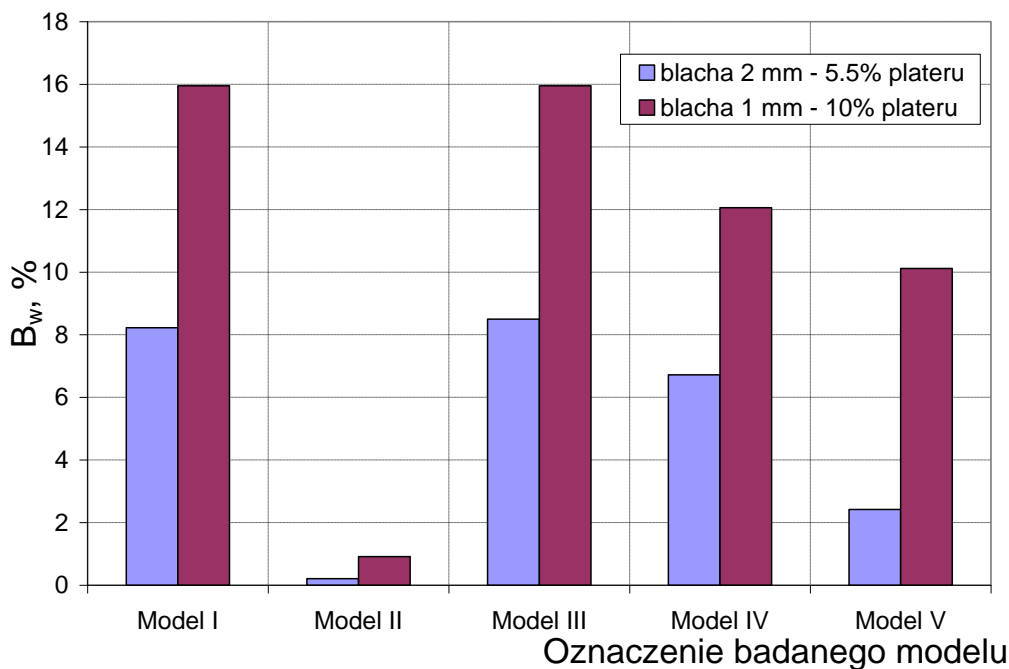
$$B_{w(P)} = \frac{|P_{EXP} - P_{MES}|}{|P_{EXP}|} \cdot 100\% \quad (9.2)$$

gdzie:  $P_{EXP}$  i  $P_{MES}$  – maksymalna siła gięcia wyznaczona doświadczalnie i obliczona z wykorzystaniem symulacji MES.

Obliczone wartości błędu względnego maksymalnej siły gięcia dla obydwu grubości badanych blach zestawiono na wykresie (rys. 9.10). Jak wynika z tego wykresu wszystkie modele wykazały odpowiednio większą dokładność w prognozowaniu siły gięcia blachy o grubości 2 mm. Taki stan rzeczy należy tłumaczyć mniejszym wpływem odmiennych właściwości materiału warstw platerowanych od materiału rodzimego blachy niż w przypadku blachy o grubości 1 mm. Różnie pomiędzy udziałem warstw plateru na grubościach badanych blach widać również na Modelu II, który okazał się zdecydowanie najskuteczniejszy w prognozowaniu siły gięcia spośród wszystkich badanych modeli MES, a błąd względny był poniżej wartości 1%. Porównywalnie ze sobą i jednocześnie najgorzej w tym zestawieniu wypadły Model I i Model III. W przypadku tych modeli, które wykazały się największą skutecznością w prognozowaniu sprężynowania po gięciu błąd względny



prognozowania siły wynosił ok. 8% dla blachy o grubości 2 mm i aż 16% dla badanej blachy o grubości 1 mm. Nieznacznie lepiej w tym zestawieniu od Modelu I i Modelu III wypadł Model V oraz Model IV.



Rys. 9.10. Względny błąd obliczeń maksymalnej siły gięcia badanych blach o grubościach 1 i 2 mm dla pięciu badanych modeli MES

## 9.2. Modelowanie MES gięcia blachy po obróbce cieplnej

W tym podrozdziale przeprowadzono modelowanie MES dla przypadków eksperymentalnego gięcia badanej blachy o grubości 2 mm po obróbce cieplnej. Badania te miały na celu weryfikację skuteczności prognozowania sprężynowania po gięciu blach poddanych przesycaniu i starzeniu naturalnemu w określonych odstępach czasowych po przesycaniu. Badania przeprowadzono przy wykorzystaniu opisanego wcześniej Modelu III, który spośród badanych wykazywał największą skuteczność w prognozowaniu wielkości sprężynowania po gięciu. Podobnie jak wcześniej przebieg krzywej umocnienia odkształceniowego opisano równaniem El-Magda. Symulacje MES procesu gięcia przeprowadzono dla trzech wariantów Modelu III w zależności od przyjętych wartości parametrów materiałowych w równaniu El-Magda. Zastosowano następujące modele oznaczone w dalszej części pracy jako:

- (i) Model III.A – w którym do opisu materiału w modelu naprężenia uplastyczniającego zastosowano współczynniki materiałowe uwzględniające wpływ czasu naturalnego

starzenia, których wartości dla poszczególnych czasów po przesycaniu zostały wyznaczone w rozdziale siódmym,

- (ii) Model III.B – w którym do opisu materiału w modelu naprężenia uplastyczniającego zastosowano współczynniki materiałowe wyznaczone dla materiału badanej blachy bezpośrednio po przesycaniu,
- (iii) Model III.C – w którym do opisu naprężenia uplastyczniającego zastosowano współczynniki materiałowe wyznaczone dla blachy w stanie dostawy tj. po wyżarzaniu zmiękczającym.

Modele III.B i III.C pomimo, iż nie uwzględniają wpływu czasu starzenia naturalnego kształtowanej plastycznie blachy, z uwagi na brak innych modeli często wykorzystywane są w praktyce inżynierskiej do modelowania procesów kształtowania wytłoczek z blach po obróbce cieplnej. Z tego względu stanowią one odniesienie do opracowanego modelu w którym zastosowano współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia po przesycaniu. Takie podejście pozwoli na określenie i porównanie skuteczności tych trzech modeli w prognozowaniu zjawiska sprężynowania po gięciu. W tabeli 9.3 zestawiono obliczone w symulacji MES z wykorzystaniem poszczególnych modeli numerycznych wartości współczynnika sprężynowania  $K$  próbek blachy giętych w czasie (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaniu w zakresie czterech wartości ilorazu  $w/fg$  wynoszących: 2,5; 6,25; 12,5 oraz 25. W przypadku modeli III.B III.C obliczone wartości współczynnika sprężynowania nie zależą od czasu starzenia, gdyż jak już wspomniano wpływ czasu starzenia w tych modelach nie był uwzględniany. Z kolei w tabeli 9.4 zamieszczono wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania obliczone z wzoru (9.1) na podstawie wartości współczynnika sprężynowania wyznaczonych eksperymentalnie i zamieszczonych w tab. 8.3 oraz na podstawie wartości tego współczynnika obliczonych MES i zamieszczonych w tab. 9.3.

Tabela 9.3. Obliczone MES wartości współczynnika sprężynowania  $K$  badanej blachy po obróbce cieplnej dla trzech badanych modeli i czterech wartości względnego ugięcia próbki  $w/fg$

	t [min]	w/fg			
		2,5	6,25	12,5	25
<b>Model III.A</b>	0	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
	20	0,8881	0,8442	0,7490	0,5575
	45	0,8831	0,8349	0,7324	0,5433
	90	0,8747	0,8193	0,7039	0,4854
	120	0,8697	0,8096	0,6859	0,4608

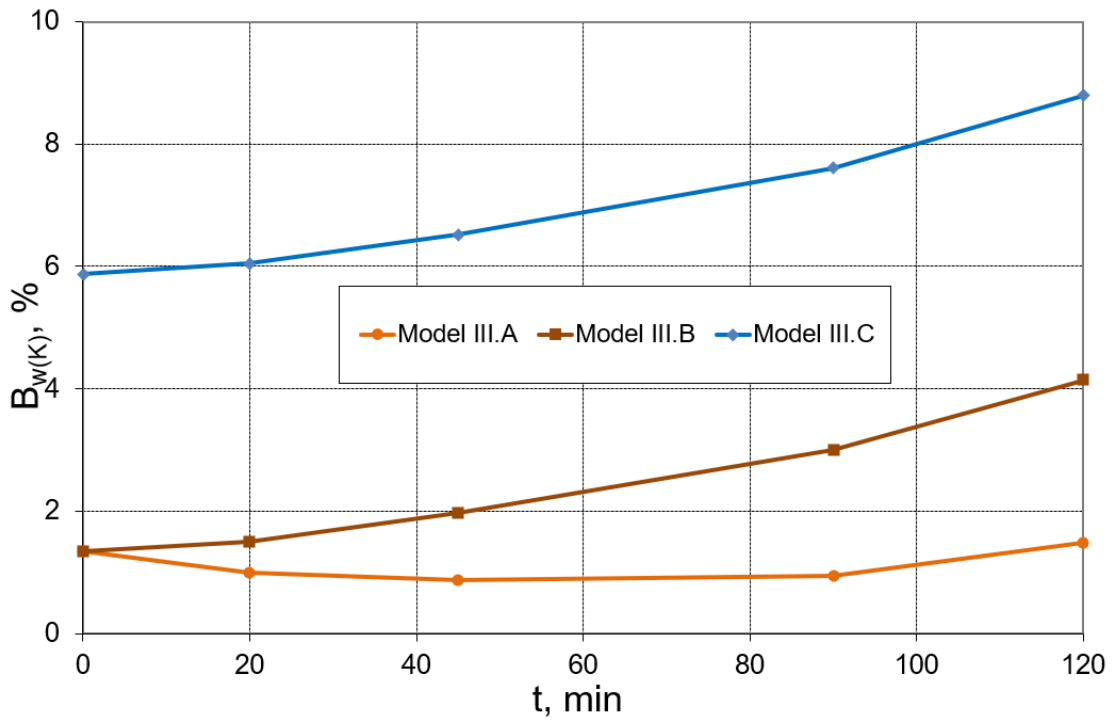
<b>Model III.B</b>	0	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
	20	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
	45	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
	90	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
	120	0,8926	0,8521	0,7628	0,5965
<b>Model III.C</b>	0	0,9325	0,9010	0,8468	0,7435
	20	0,9325	0,9010	0,8468	0,7435
	45	0,9325	0,9010	0,8468	0,7435
	90	0,9325	0,9010	0,8468	0,7435
	120	0,9325	0,9010	0,8468	0,7435

Tabela 9.4. Wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania  $B_{w(K)}$  w zależności od użytego modelu MES dla pięciu czasów starzenia  $t$  i czterech wartości względnego ugięcia próbki  $w/fg$

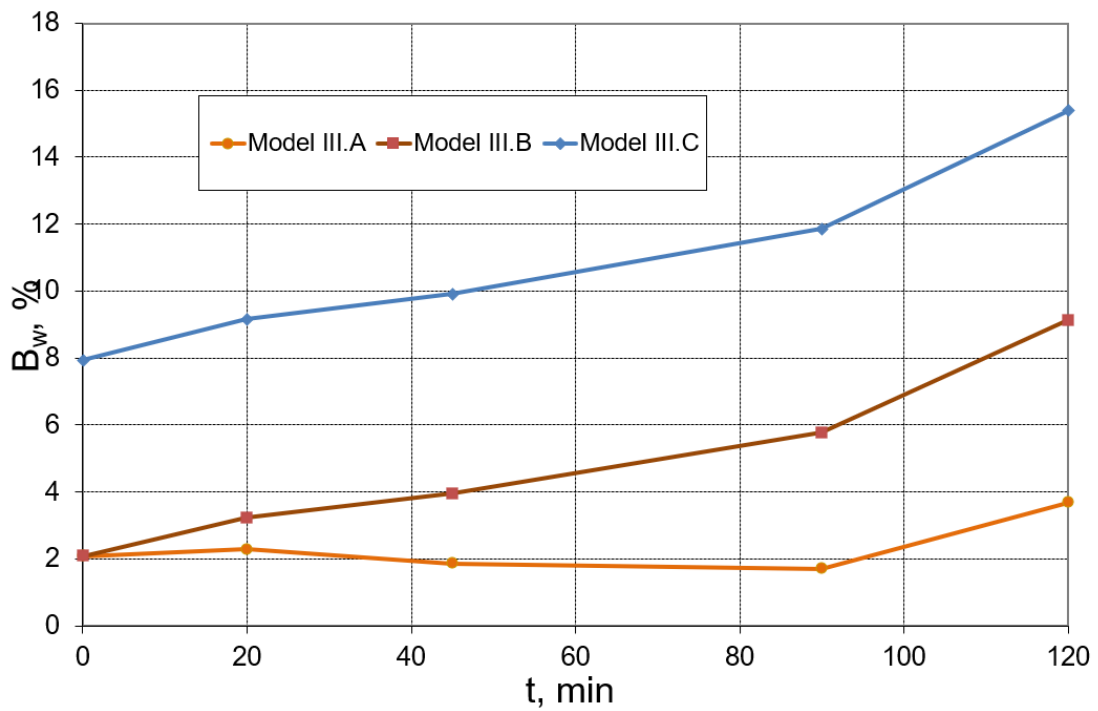
	<b>t [min]</b>	<b>w/fg</b>			
		2,5	6,25	12,5	25
<b>Model III.A</b>	0	1,3506	2,0854	2,2606	4,9477
	20	0,9940	2,2768	3,0711	5,3472
	45	0,8782	1,8601	1,8549	4,9328
	90	0,9378	1,7103	1,8485	4,9793
	120	1,4743	3,6879	6,4100	23,0779
<b>Model III.B</b>	0	1,3506	2,0854	2,2606	4,9477
	20	1,5072	3,2232	4,9624	12,7216
	45	1,9664	3,9504	6,0791	15,2033
	90	3,0062	5,7765	10,3612	29,0058
	120	4,1410	9,1190	18,3310	59,3409
<b>Model III.C</b>	0	5,8805	7,9533	13,5208	30,8005
	20	6,0441	9,1565	16,5202	40,4894
	45	6,5238	9,9255	17,7598	43,5825
	90	7,6101	11,8565	22,5135	60,7850
	120	8,7956	15,3912	31,3608	98,5929

W celu przeprowadzenia analizy błędu względnego obliczonych za pomocą badanych modeli MES współczynników sprężynowania, sporządzono wykresy Rys. 9.11 – 9.14 na których przedstawiono zależności pomiędzy obliczonymi procentowymi wartościami błędu względnego współczynnika sprężynowania  $B_{w(K)}$ , a czasem gięcia po przesycaniu blachy dla trzech badanych modeli i czterech wybranych wartości ilorazu  $w/fg$ . Na wykresie (rys. 9.11) przedstawiono wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania dla najmniejszej spośród badanych wartości ilorazu  $w/fg = 2,5$ . W tym przypadku najbardziej dokładny w całym zakresie czasów starzenia po przesycaniu okazał się Model III.A uwzględniający wpływ czasu starzenia we współczynnikach modelu materiałowego, dla którego wartość błędu obliczeniowego wynosiła ok. 1%. Model III.B z uwagi na uwzględnienie we współczynnikach materiałowych przesycania, lecz nie uwzględnienia czasu starzenia, wraz ze wzrostem czasu starzenia blachy staje się coraz mniej dokładny, natomiast wartość błędu względnego współczynnika sprężynowania wzrasta niemalże proporcjonalnie od ok. 1 % bezpośrednio po przesycaniu do ok. 4 % w czasie 120 minut po przesycaniu. Zdecydowanie najmniejszą skuteczność w modelowaniu zjawiska sprężynowania blach po obróbce cieplnej wykazuje Model III.C dla materiału blachy wyżarzanej. Już bezpośrednio po przesycaniu wartość błędu współczynnika sprężynowania wynosi ok. 6% i podobnie jak w przypadku Modelu III.B zwiększa się niemalże proporcjonalnie wraz z czasem starzenia osiągając błąd wynoszący ok. 9% dla czasu starzenia 120 minut. Podobne trendy można zaobserwować dla ilorazu  $w/fg = 6.25$  (rys. 9.12). W tym przypadku wartości błędów współczynnika sprężynowania są wyższe dla poszczególnych modeli. Ponadto dla wszystkich badanych modeli widać większy wzrost błędu dla czasu starzenia 120 minut. Podobna tendencja przebiegu wartości błędu współczynnika sprężynowania, lecz przy znacznym wzroście jego wartości liczbowych widoczna jest dla ilorazu  $w/fg = 12,5$  (rys. 9.13). Największe wartości liczbowe błędu względnego współczynnika sprężynowania zaobserwowano dla ilorazu  $w/fg = 25$  (rys. 9.14), a więc dla najmniejszej wartości ugięcia próbki. W tym przypadku błąd Modelu III.A zwiększył się i wynosi ok. 5% w zakresie badanych czasów starzenia od (0 – 90) min. W tym przypadku również bardzo wyraźnie widoczny jest wzrost błędu względnego dla największego spośród badanych czasów starzenia. Z przebiegów poszczególnych wykresów wynika, że skuteczność prognozowania zjawiska sprężynowania po gięciu zmniejsza się wraz ze wzrostem wartości względnego ugięcia próbki  $w/fg$ . Zdecydowanie największą skuteczność wykazuje Model III.A i to w całym zakresie badanego czasu starzenia oraz w całym badanym zakresie wartości ilorazu  $w/fg$ . Skuteczność Modeli III.B i III.C w sposób znaczący zależy od czasu starzenia i zmniejsza się wraz ze wzrostem czasu starzenia. Zdecydowanie najmniej skutecznym rozwiązaniem jest zastosowanie Modelu III.C. Przykładowo tylko podczas

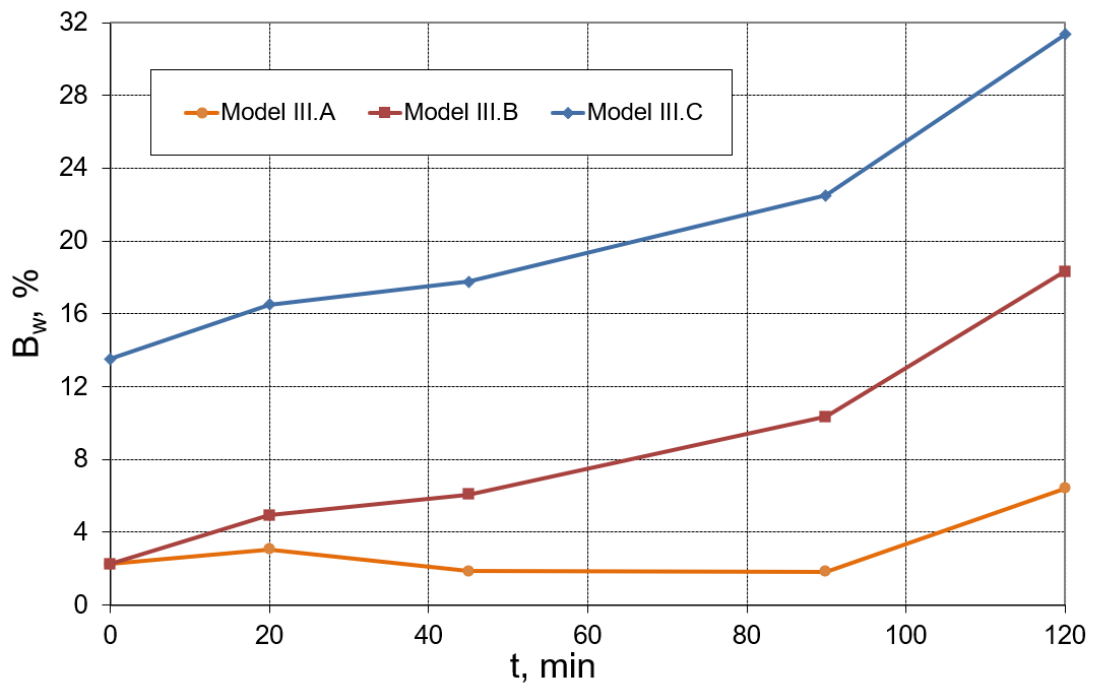
modelowania gięcia badanej blachy bezpośrednio po przesycaniu dokładność tego modelu była 4-6 razy mniejsza niż pozostałych modeli, a różnica pomiędzy poszczególnymi modelami rośnie znacząco wraz ze wzrostem czasu starzenia.



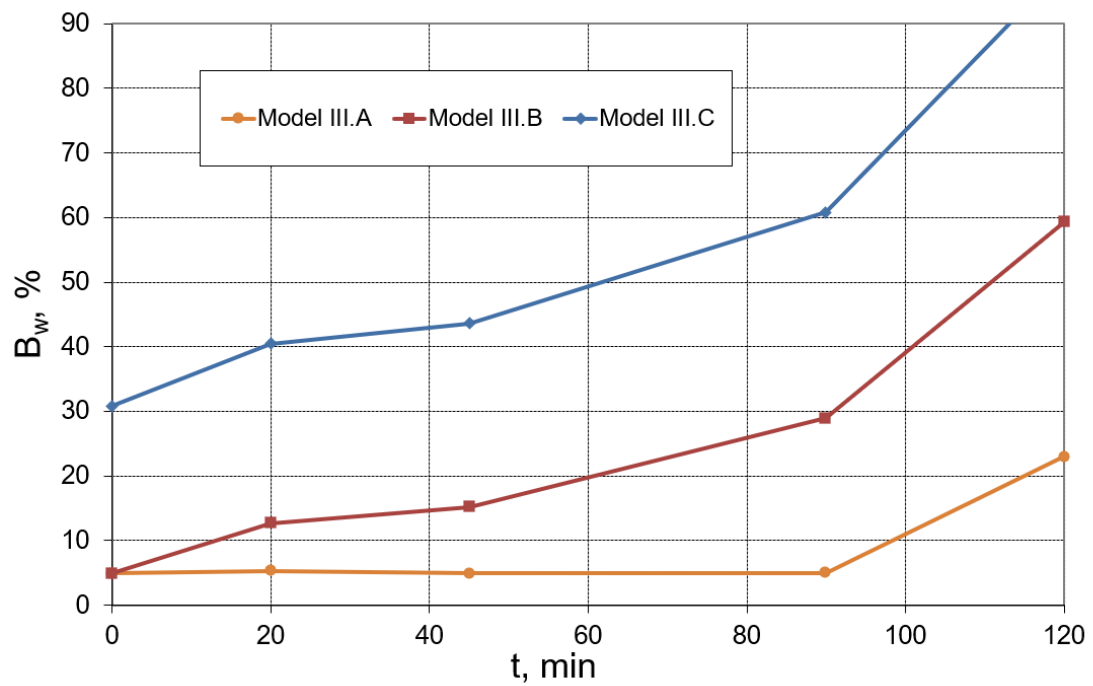
Rys. 9.11. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu  $w/fg = 2,5$



Rys. 9.12. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu  $w/fg = 6,25$



Rys. 9.13. Błąd względny obliczonego współczynnika sprzężowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu  $w/fg = 12,5$



Rys. 9.14. Błąd względny obliczonego współczynnika sprzężowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu  $w/fg = 25$

## **10. Ocena opracowanych współczynników modeli naprężenia uplastyczniającego na przykładzie wytłoczki produkcyjnej**

W wyniku realizacji wcześniejszych etapów pracy, możliwe było przystąpienie do ostatniego bardzo ważnego 7 etapu badań (rys. 4.1) weryfikującego praktyczne zastosowanie opracowanych wyników badań. Symulacje numeryczne oraz badania eksperymentalne przedstawione w tym rozdziale zostały przeprowadzone w Polskich Zakładach Lotniczych Sp. z o.o. w Mielcu (PZL Mielec). Głównym zadaniem było przeprowadzenie badań eksperymentalnych i symulacji MES z zastosowaniem różnych wariantów procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej w warunkach przemysłowych. Przed przystąpieniem do prób eksperymentalnych zostały odpowiednio przygotowane poszczególne stanowiska na których odbywały się badania. Przy wyborze badanej wytłoczki zwrócono uwagę, aby mogła być ona kształtowana zarówno z blachy w stanie wyżarzonym jak i po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego.

W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki symulacji procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej kształtowanej z blachy w stanie wyżarzonym oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego przy wykorzystaniu opracowanych w rozdziałach 6 i 7 współczynników materiałowych funkcji naprężenia uplastyczniającego. W celu przeprowadzenia symulacji opracowane modele materiałowe zostały zaimplementowane do komercyjnego oprogramowania Pam-Stamp wykorzystywanego w firmie PZL Mielec. Kształtowanie wytłoczki wykonano w stanie wyżarzonym a następnie po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego we wcześniej określonych odstępach czasowych tj. (0, 20, 45, 90, 120) min po przesycaniu. Przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych dla wybranych wariantów kształtowania analizowanych z wykorzystaniem symulacji MES. Na podstawie uzyskanych wyników badań eksperymentalnych i symulacji MES dokonano oceny skuteczności symulacji z wykorzystaniem opracowanych parametrów modeli materiałowych naprężenia uplastyczniającego

### **10.1. Opracowanie modelu MES kształtowania wytłoczki produkcyjnej**

Przed przystąpieniem do prac w komercyjnym oprogramowaniu Pam-Stamp którym dysponuje firma, należało wykonać odpowiednie zabiegi przygotowujące model części do

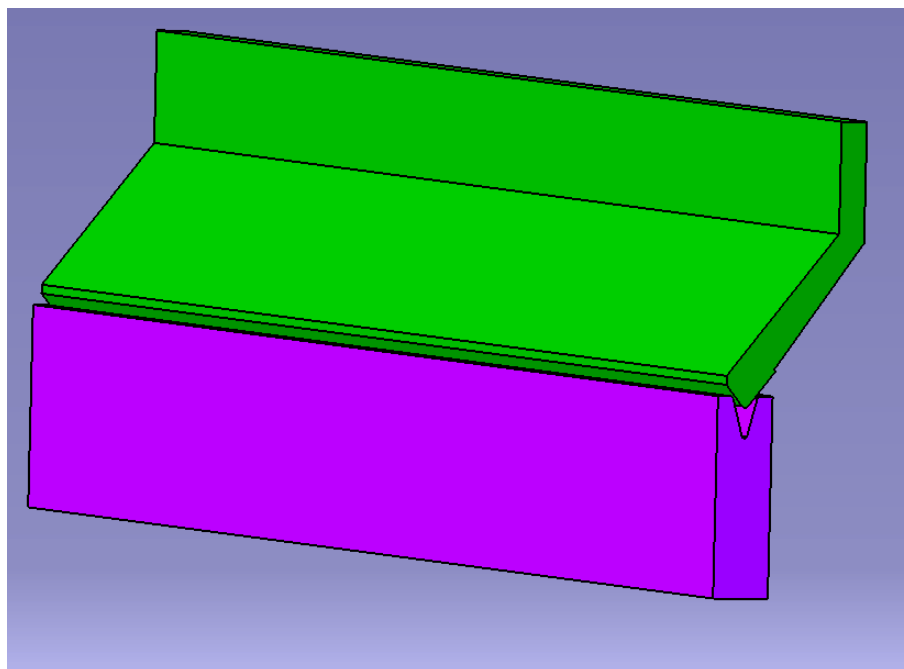
procesu symulacji. Kształt badanej wytłoczki został uwidoczniony na rys. 10.1 przy czym wytłoczka kształtowana była w dwóch operacjach z badanej blachy o grubości 1 mm.



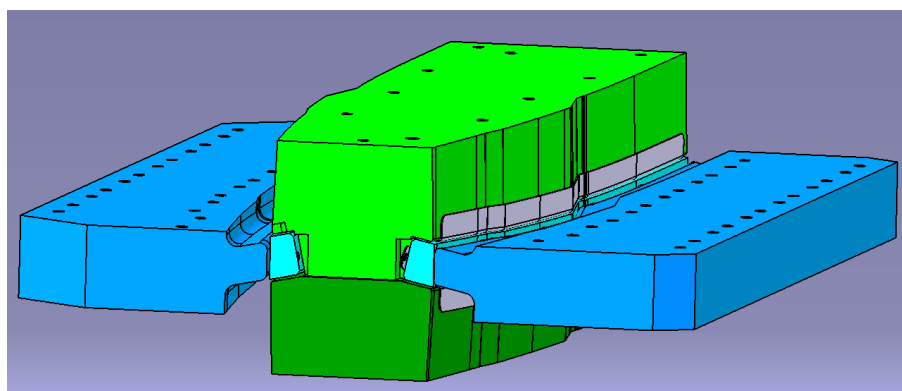
Rys. 10.1. Badana wytłoczka

W pierwszej kolejności posiadając model 3D gotowej części blaszanej, w oprogramowaniu CAD Catia V5 uzyskano neutralną powierzchnię tej części, która w dalszym toku działań służyła do wykonania płaskiego rozwinięcia. Aby uzyskać płaskie rozwinięcie części, neutralną powierzchnię wygenerowano w formacie \*.igs i zaimportowano do oprogramowania HyperForm. Dzięki temu otrzymano płaskie rozwinięcie części które wykorzystano do wygenerowania przygotówki w programie Pam-Stamp służącym w przedsiębiorstwie do symulacji procesów plastycznego kształtowania elementów blaszanych. Równocześnie opracowano modele 3D oprzyrządowania wykorzystywanego w procesie produkcyjnym. Dla zmniejszenia objętości plików oraz skrócenia czasu symulacji wygenerowano tylko powierzchnię pracującą przyrządów wraz z najbliższymi cechami geometrycznymi. Zamodelowano stempel i matrycę dla prasy krawędziowej na której była wykonywana pierwsza operacja kształtowania oraz tłocznik na prasę hydrauliczną na którym wykonywana była druga operacja kształtowania badanej wytłoczki. Wygląd narzędzi z programu CAD Catia V5 potrzebnych do formowania wytłoczki w kolejnych operacjach przedstawiono odpowiednio na rys. 10.2 - 10.3. Dla drugiej operacji kształtowania pokazano tylko najważniejsze elementy tłocznika, które mają bezpośredni kontakt z kształtowanym detalem, pomijając mało istotne dla symulacji elementy typu kolumny czy płyty pełniące rolę mocowania do pracy hydraulicznej. Tłocznik był przystosowany do kształtowania dwóch części jednocześnie.





Rys. 10.2. Model CAD oprzyrządowania dla pierwszej operacji kształtowania

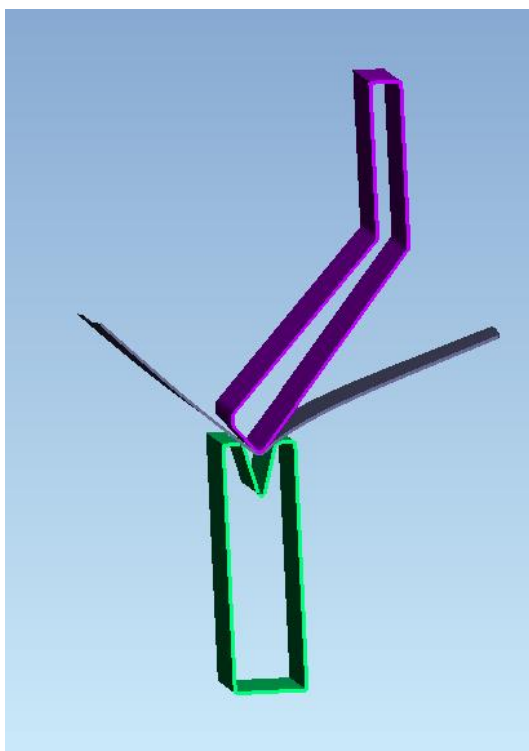


Rys. 10.3. Model CAD oprzyrządowania dla drugiej operacji kształtowania

W obliczeniach wykorzystano sprężysto-plastyczny model materiału z nieliniowym umocnieniem. Zakres deformacji sprężystych materiału zdefiniowano poprzez podanie wartości liczbowych modułu Younga i współczynnika Poissona. Do opisu przebiegu krzywej umocnienia odkształceniowego materiału blachy w modelu numerycznym zastosowano model El-Magda przedstawiony w podrozdziale 2.3.2. Podobnie jak w modelach numerycznych procesu gięcia, wybór tego modelu podyktowany był najlepszym opisem przebiegu krzywej umocnienia spośród badanych modeli umocnienia odkształceniowego. Błąd dopasowania w przypadku tego modelu był najmniejszy zarówno dla kształtowania po wyżarzaniu jak również po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego, co zostało opisane odpowiednio w rozdziałach 6 i 7. Krzywa umocnienia El-Magda została wprowadzona do programu w postaci tabelarycznej tj. przez podanie współrzędnych punktów tej krzywej,

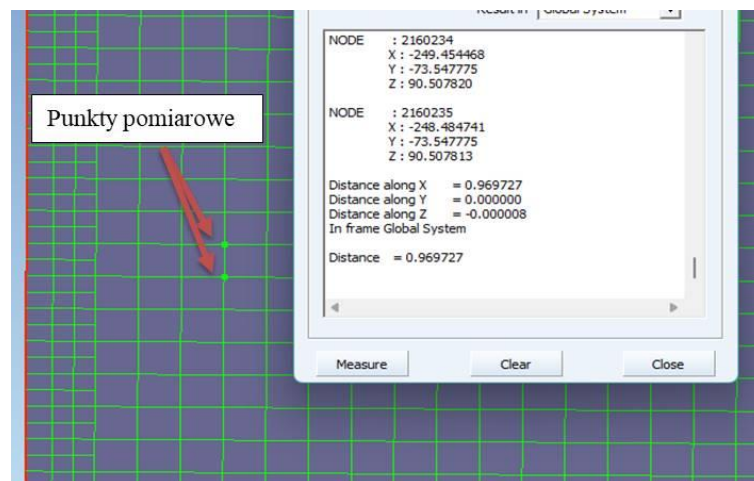
ponieważ program Pam-Stamp nie oferował wprowadzenia jej bezpośrednio wzorem. W obliczeniach wykorzystano dostępny w programie anizotropowy warunek plastyczności Vegtera 2017 [211, 212].

Symulację procesu kształtowania wytłoczki przemysłowej przeprowadzono z wykorzystaniem modelu powłokowego 3D przedstawionego na rys. 10.4 w przekroju 3D, w pierwszej operacji kształtowania tj. na prasie krawędziowej. Do dyskretyzacji ciała odkształcalnego zastosowano elementy czworokątne [213]. Rozmiar siatki na szerokości oraz długości był taki sam i wynosił 1 mm. Ze względu na znaczny gabaryt części (długość około 1000 mm) pokazano tylko niewielki wycinek siatki na przygotówce (rys. 10.5). Dodatkowo w obszarach styku z narzędziami siatka została zagęszczona i wynosiła 0,5 mm. Skorzystano również z opcji optymalizowania siatki na krawędzi części i tutaj zagęszczenie siatki wybrano na poziomie drugim, co poprawiło znacząco jakość siatki przy całej krawędzi części.



Rys. 10.4. Model powłokowy procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej w przekroju 3D

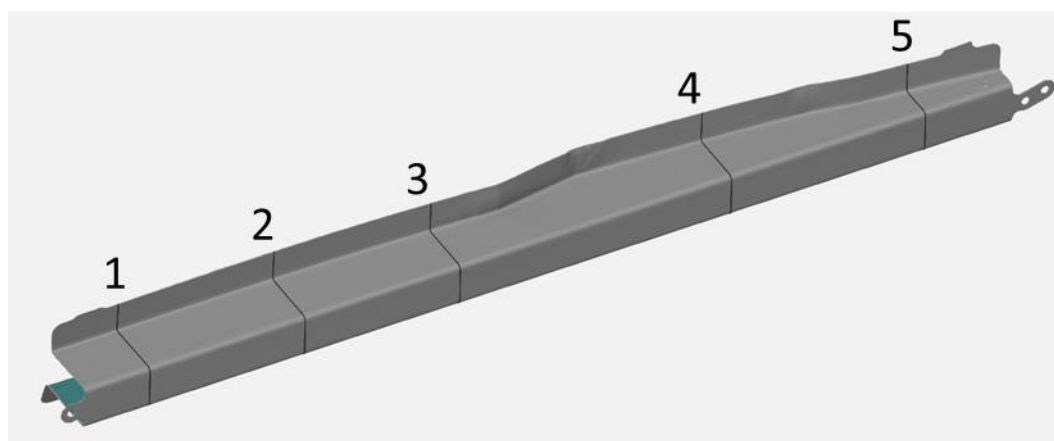
Wykorzystując wyniki badań opisane na wcześniejszych etapach, wprowadzono i zdefiniowano w programie Pam-Stamp odpowiednie modele materiałowe za pomocą których opisano właściwości materiału blachy w stanie wyżarzonym oraz po obróbce cieplnej w trakcie starzenia naturalnego w określonych odstępach czasowych tj. (0, 20, 45, 90 oraz 120) min po przesycaaniu.



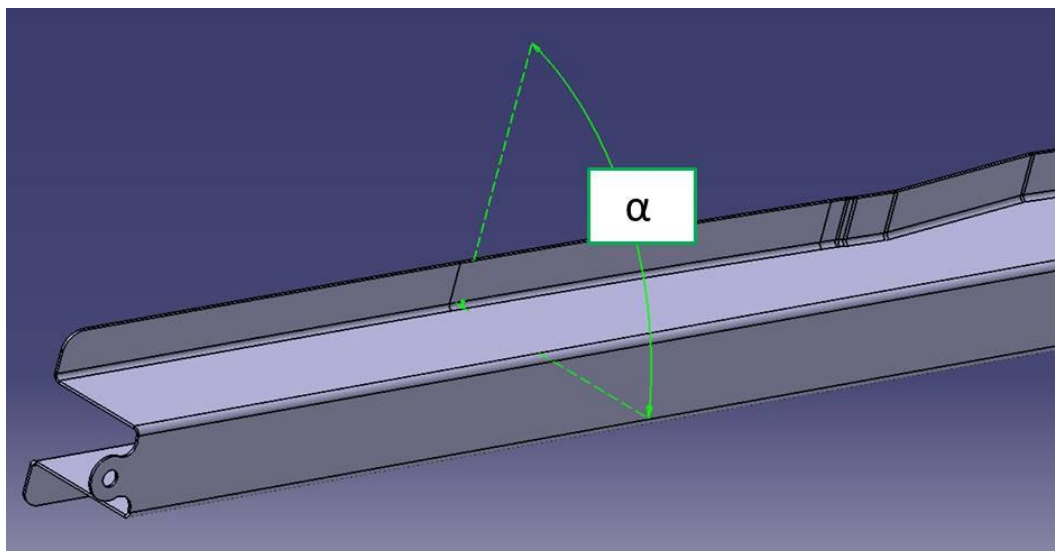
Rys. 10.5. Fragment siatki ES na blaszce

### 10.1.1. Wyniki modelowania MES bez i z uwzględnieniem czasu starzenia

Jak już wcześniej wspomniano, proces kształtowania części składał się z dwóch operacji. Pierwsza odbywała się na prasie krawędziowej natomiast druga na prasie hydraulicznej. Na podstawie opracowanych modeli MES z podrozdziału 10.1. symulacje procesu kształtowania części zostały wykonane dla obu operacji, natomiast pomiarów parametrów geometrycznych dokonywano na wytłoczkach po drugiej operacji kształtowania. Na badanych wytłoczkach wyznaczono 5 przekrojów (rys. 10.6) w których dokonywano pomiaru kąta  $\alpha$  (rys. 10.7).

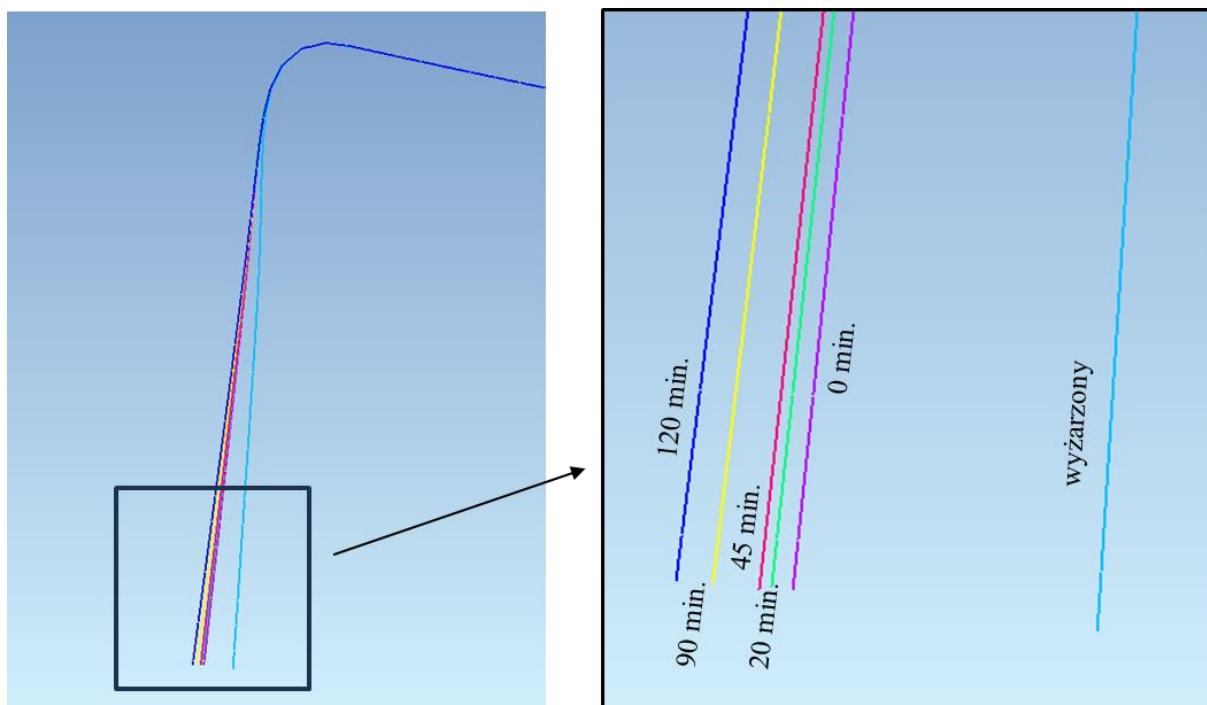


Rys. 10.6. Wyznaczone na wytłoczce miejsca przekrojów w których dokonywano pomiarów



Rys. 10.7. Kąt pomiaru  $\alpha$  w drugiej operacji

W pierwszym etapie wykonano symulacje mające na celu zobrazowanie zachowania blachy w stanie wyżarzonym, pobranej prosto z magazynu na wydział produkcyjny. Drugi etap badań to symulacje kształtowania badanej wytłoczki z blachy po obróbce cieplnej, przeprowadzone w określonych odstępach czasowych tj. (0, 20, 45, 90 oraz 120) min po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego. Dla wszystkich wariantów symulacji, pomiarów dokonywano w tych samych przekrojach pomiarowych oraz w tych samych miejscach, aby uzyskane wyniki mogły być ze sobą porównywane. Na rys. 10.8 przedstawiono przykładowy profil wytłoczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz z blachy po obróbce cieplnej w czasie 0, 20, 45, 90 oraz 120 min po przesycaniu. Z położenia blachy na profilu wytłoczki wynika, że sprężynowanie wytłoczki jest większe po przesycaniu i dodatkowo zwiększa się wraz z czasem starzenia. W tabeli 10.1 zestawiono wyniki pomiarów kąta  $\alpha$  obliczonego na podstawie symulacji MES w pięciu badanych przekrojach dla blachy wyżarzonej oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego w odpowiednich odstępach czasowych.



Rys. 10.8. Obliczony MES fragment profilu wylóczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz po przesycaniu

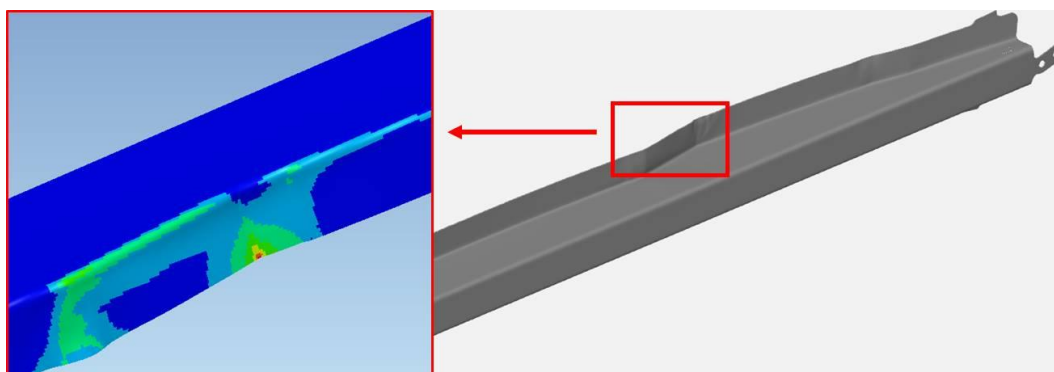
Tabela 10.1. Obliczone MES wartości kąta  $\alpha$  [°] w badanych przekrojach wylóczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz po w określonym czasie po przesycaniu

Czas [min]	Przekroje				
	1	2	3	4	5
<b>Wyżarzony</b>	82	82,5	83	83	83
<b>0</b>	84	85	85	85	85
<b>20</b>	84,5	85,5	85,5	85	85,5
<b>45</b>	84,5	86	86	85,5	85,5
<b>90</b>	85	86,5	86,5	86	86,5
<b>120</b>	86	87	86,5	86,5	87

Wyniki zamieszczone w tabeli potwierdzają trend przedstawiony wcześniej na rys. 10.8. W porównaniu do wylóczki z blachy wyżarzonej największy wzrost kąta  $\alpha$  o ok.  $2^{\circ}$ - $2,5^{\circ}$  w zależności od przekroju zaobserwowano dla wylóczki kształtowanej z blachy bezpośrednio po przesycaniu. Starzenie powodowało dalszy wzrost wartości tego kąta do ok.  $3,5^{\circ}$ - $4^{\circ}$  dla blachy kształtowanej 120 min po przesycaniu.

W tabeli 10.2 przedstawiono wyniki pomiarów grubości blachy na symulowanych wylóczkach w miejscu największego ścienienia (rys. 10.9) oraz podano procentowe wartości ścienienia na grubości symulowanych wylóczek kształtowanych z blach w stanie

wyżarzonym oraz po przesycaniu w trakcie starzenia. W przypadku badanej wytłoczki nie zaobserwowano wyraźnej zależności wpływu przesycania i starzenia na wielkość ścienienia, która dla poszczególnych wariantów formowania wytłoczek była podobna.



Rys. 10.9. Miejsce występowania największego ścienienia blachy na wytłoczce

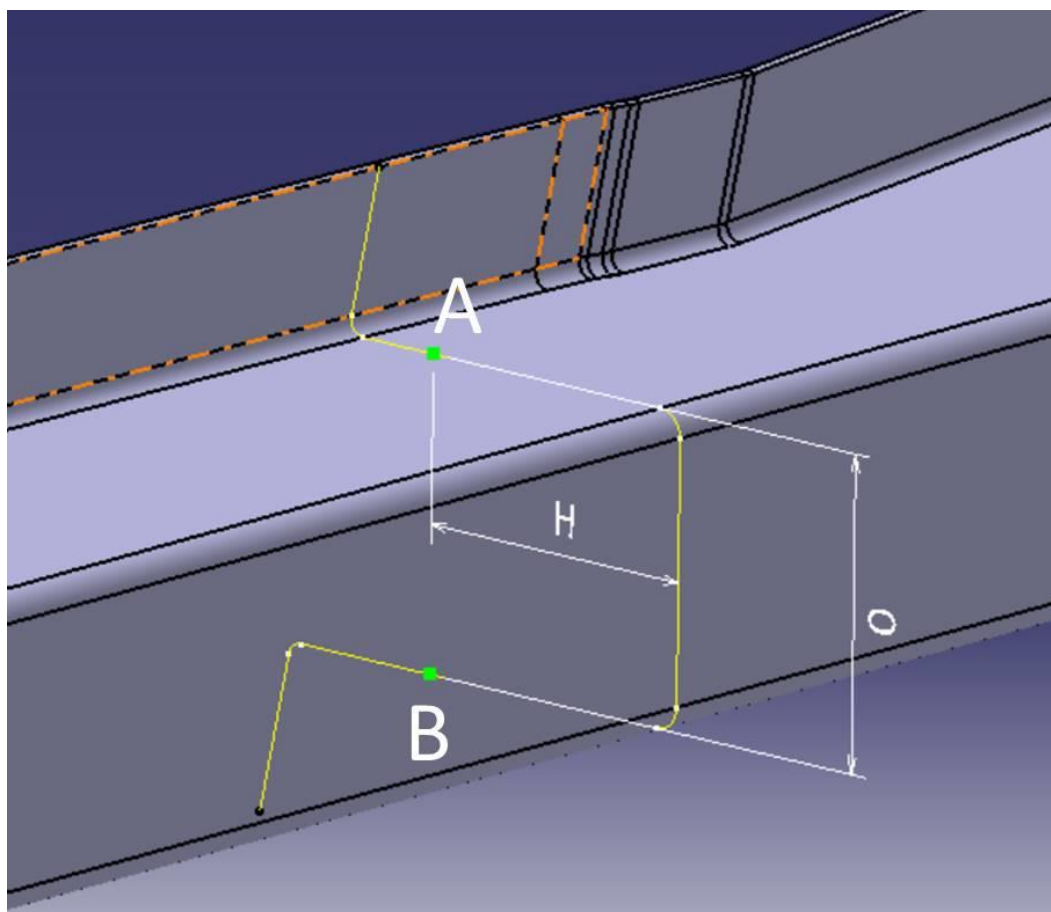
W tabeli 10.3 zostały zestawione wyniki pomiarów wymiaru wytłoczki  $O$  stanowiącego odległości pomiędzy punktami pomiarowymi A i B (rys. 10.10) na symulowanych wytłoczkach w poszczególnych wariantach, co obrazuje wpływ stanu materiału blachy z którego kształtowana jest wytłoczka na wymiar końcowy. Punkty pomiarowe A i B znajdowały się w stałej odległości  $H=30$  mm od powierzchni części. Pomiar odbywał się na przekroju trzecim, który zaznaczono wcześniej na rys. 10.6.

Tabela 10.2. Minimalna grubość i maksymalne procentowe ścienienie blachy obliczone w symulacji MES wytłoczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonym i po przesycaniu

Stan materiału blachy	wyżarzony	po przesycaniu [min]				
		0	20	45	90	120
Grubość części [mm]	0,88	0,89	0,89	0,88	0,88	0,88
Ścienienie blachy [%]	12	11	11	12	12	12

Tabela 10.3. Wymiar  $O$  obliczony w symulacji MES dla wytłoczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonym i po przesycaniu

Stan materiału blachy	wyżarzony	po przesycaniu [min]				
		0	20	45	90	120
Wymiar $O$ [mm]	34,22	33,29	33,55	33,88	34,58	34,9



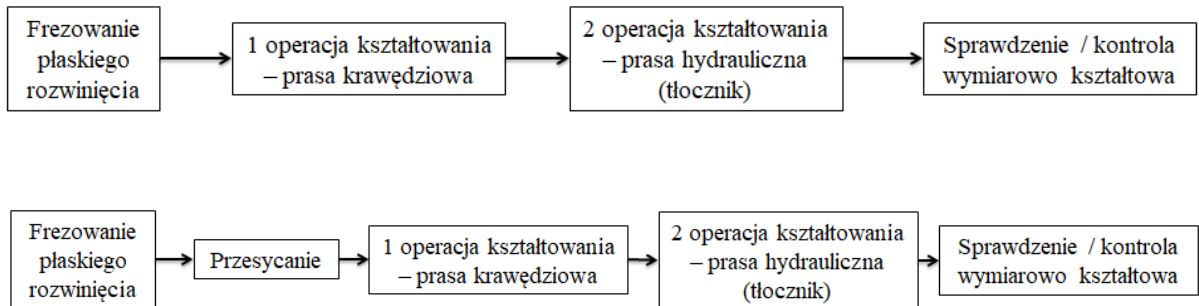
Rys. 10.10. Położenie punktów pomiarowych A i B oraz wymiar O na przekroju 3

## 10.2. Wykonanie i badania wytłoczki produkcyjnej

Po zakończeniu etapu modelowania numerycznego MES procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej, przystąpiono do realizacji praktycznego stanowiska mającego na celu w warunkach produkcyjnych wykonać wytłoczki do badań z blachy wyżarzonej oraz po przesycaniu, a więc dla wariantów stanu materiału blachy dla których wcześniej przeprowadzono analizy numeryczne. W tym celu należało zorganizować odpowiednio pracę kilku grup pracowników oraz maszyn na wydziale produkcyjnym. Jak już wspomniano wcześniej do produkcji wytłoczki wytypowano badaną blachę o grubości 1 mm. W pierwszej kolejności przeprowadzono formowanie części w stanie wyżarzonej, a następnie nowe przygotówki przekazano na hartownię w celu wykonania procesu przesycania. Na rys. 10.11 przedstawiono uproszczony schemat wykonywania badanej wytłoczki na wydziale produkcyjnym w dwóch wariantach.

W pierwszej kolejności blacha została pobrana z magazynu oraz dostarczona na ploter CNC przeznaczony do frezowania płaskich rozwinięć części. Następnie wycięte blachy trafiły do ślusarza w celu ogratowania i przygotowania do kolejnej operacji.





Rys. 10.11. Schemat kształtowania wytłoczki z blachy w stanie wyżarzonym oraz po przesycaniu

Kolejnym etapem było kształtowanie na prasie krawędziowej (rys. 10.12). Część po tej operacji otrzymała kształt zbliżony do litery C, następnie została poddana operacji formowania na prasie hydraulicznej wyposażonej w tłocznik. Wygląd prasy oraz samego tłoczniaka przedstawiono na rys. 10.13.



Rys. 10.12. Prasa krawędziowa użyta w procesie formowania pierwszej operacji wraz z oprzyrządowaniem



Rys. 10.13. Prasa hydrauliczna użyta w drugiej operacji kształtowania (z lewej) wraz z założonym tłocznikiem (z prawej)



Sam proces kształtowania na tłoczniku polegał na ruchu stempla w górę zaginając pierwszą półkę a następnie w dół kształtując drugą półkę. Ostatnim etapem procesu był pomiar wykonanych elementów za pomocą narzędzi pomiarowych takich jak: kątomierz, macki do pomiaru grubości blachy oraz skaner 3D.

Drugi wariant kształtowania części różnił się wprowadzeniem operacji przesycania przed etapami kształtowania na prasach. Dlatego też płaskie rozwinięcia blach trafiły na hartownię w celu przeprowadzenia obróbki cieplnej. Parametry tego procesu scharakteryzowano na etapie omawiania badań próbek w rozdziale 7. Aby jak najlepiej zachować zbliżone warunki które panowały w laboratorium podczas badania próbek, natychmiast po wyjęciu i schłodzeniu przygotówek w cieczy, przetransportowano je na pierwsze stanowisko – prasa krawędziowa. Kształtowanie odbywało się zgodnie z założeniami czasowymi oraz planem badań w czasie tj. (0, 20, 45, 90 oraz 120) min po przesycaniu. W tym miejscu, należy zaznaczyć że we wszystkich przypadkach pierwsza operacja kształtowania (dwa gięcia) na prasie krawędziowej trwała 2 minuty, a następnie część była przekazywana obok na prasę hydrauliczną gdzie kolejny operator czekał w gotowości na rozpoczęcie swojej operacji. Sam proces kształtowania na prasie hydraulicznej trwał kolejne 2 minuty biorąc pod uwagę założenie części oraz prędkość ruchu maszyny w górę i dół. Wszystkie wykonane eksperymentalnie wytłoczki zostały poddane kontroli wizualnej oraz wymiarowo kształtowej. Pomiarów dokonywano w tych samych miejscach oraz przekrojach jak w symulacjach MES. O ile na modelach wytłoczek w symulacjach można było wyznaczyć odległości za pomocą płaszczyzn i przekrojów, to w przypadku wytłoczek doświadczalnych odmierzano kolejne wartości odległości iznaczono linię odzwierciedlającą miejsce danego przekroju pomiarowego na każdej z badanych wytłoczek. W tabeli 10.4. zestawiono wyniki pomiarów kąta  $\alpha$  w kolejnych przekrojach wytłoczki eksperymentalnej wykonanej z blachy wyżarzonej oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego. Z kolei w tabeli 10.5. podobnie jak w tab. 10.2 zestawiono wyniki pomiarów grubości blachy i maksymalnego ścienienia z tym, że dla wytłoczek rzeczywistych. W celu cyfrowej analizy dla każdej części wykonano skanowanie 3D skanerem przemysłowym ATOS firmy GOM, a następnie w oprogramowaniu GOM Inspect poddano obróbce cyfrowej otrzymane pliki. W sekcji kontroli wykonano skany z należytą starannością, więc pomiary kąta można było wykonać w oprogramowaniu CAD z dokładnością  $\pm 0,1^\circ$ . Przykładowy skan z programu GOM Inspect został przedstawiony na rys. 10.14. Tabela 10.6 przedstawia wyniki pomiaru średniej wartości wymiaru  $O$  pomiędzy punktami pomiarowymi A i B na rzeczywistych wytłoczkach wykonanych z blachy wyżarzonej oraz z tej samej blachy w czasie (0, 20, 40, 90 oraz 120) min po przesycaniu.

Tabela 10.4. Eksperymentalne wartości kąta  $\alpha$  [°] w badanych przekrojach wytłoczki kształtowanej z blachy wyżarzanej oraz po w określonym czasie po przesycaniu

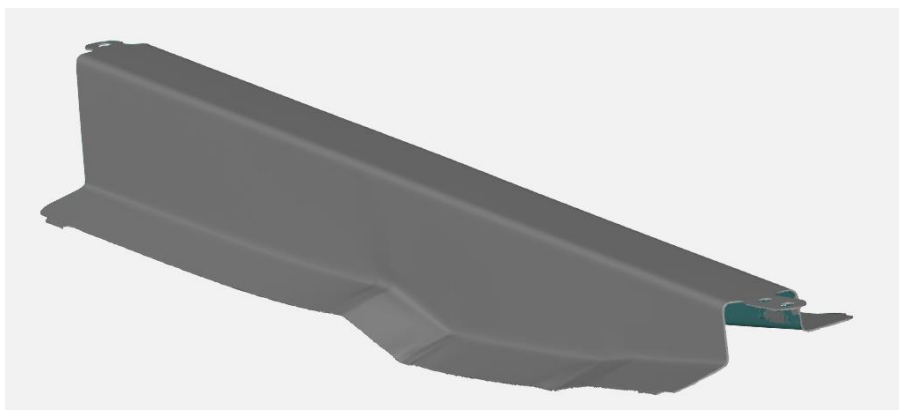
Czas [min]	Przekroje				
	1	2	3	4	5
Wyżarzony	82,5	82,6	83,3	83,2	82,5
0	84,3	84,9	85,3	85,8	85,1
20	83,7	85,2	85,7	85,5	85,2
45	85,2	86,6	86,9	86,3	86,3
90	85,1	86,5	86,3	86,8	87,3
120	85,3	86,7	86,7	86,7	86,8

Tabela 10.5. Minimalna grubość i maksymalne procentowe ścienienie blachy wyznaczone eksperymentalnie dla wytłoczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonym i po przesycaniu

Stan materiału blachy	wyżarzony	po przesycaniu [min]				
		0	20	45	90	120
Grubość części [mm]	0,94	0,94	0,93	0,92	0,91	0,91
Ścienienie blachy [%]	6	6	7	8	9	9

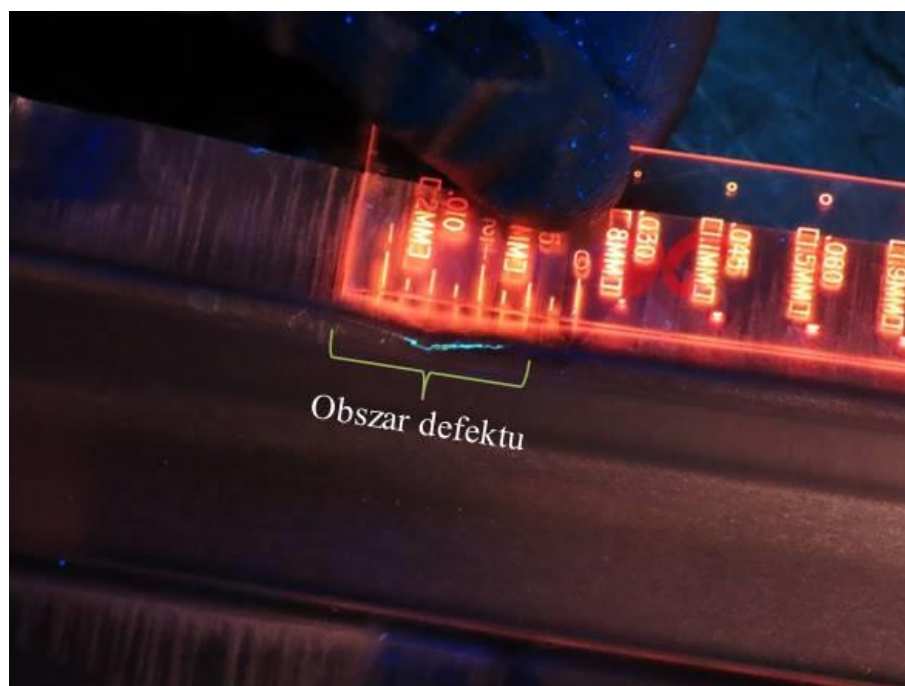
Tabela 10.6. Wymiar  $O$  zmierzony na wytłoczkach doświadczalnych kształtowanych z blach w stanie wyżarzonym i po przesycaniu

Stan materiału blachy	wyżarzony	po przesycaniu [min]				
		0	20	45	90	120
Wymiar $O$ [mm]	34	33,38	33,24	33,81	34,18	34,5



Rys. 10.14. Przykładowy skan wytłoczki rzeczywistej w programie GOM Inspect

Dodatkowo na gotowych wytłoczkach przeprowadzono defektoskopie penetracyjną, która to stanowi jedną z metod nieniszczących badań. Dzięki tej metodzie można wykryć różnego rodzaju pęknięcia, odwarstwienia, ubytki korozyjne czy szczeliny. Badanie to polega na wnikięciu specjalnego penetranta (cieczy) do szczelin w danym materiale aby później przy użyciu tzw. wywoływacza wydobyć penetrant na powierzchnię. Ostatnim etapem tej metody jest nanoszenie płynu który kontrastowo ukazuje na materiale miejsce oraz rozmiar powstałej wady. W wyniku przeprowadzonych badań defektoskopii penetracyjnej zarówno na wytłoczkach kształtowanych z blachy wyżarzonych jak i po przesycaniu w czasie (0, 20, 45 oraz 90) min nie stwierdzono żadnych wad powierzchniowych. Wady te stwierdzono natomiast na 4 z 6 wytłoczek wykonanych w czasie 120 min po przesycaniu. Przykład powstałej wady w postaci rozwarstwienia materiału w wyniku mocnego zarysowania lub ciągłego pęknięcia został pokazany w kolorze niebieskim na rys. 10.15. Natomiast rys. 10.16. przedstawia wytłoczkę w świetle dziennym z wadą umiejscowioną z zaznaczonym obszarem. W oparciu o wyniki badań defektoskopii penetracyjnej, należy stwierdzić, że poddana analizie wytłoczka produkcyjna może być z powodzeniem kształtowana z blachy po przesycaniu, jednak bezpiecznie w czasie starzenia naturalnego do 90 min. Kształtowanie badanej wytłoczki po dłuższym czasie starzenia może powodować występowanie wad powierzchniowych co zwiększy prawdopodobieństwo występowania części wybrakowanych.



Rys. 10.15. Wynik badania defektoskopii penetracyjnej wytłoczki kształtowanej 120 min po przesycaniu



Rys. 10.16. Wada wytłoczki kształtowanej 120 min po przesycaniu w świetle dziennym

### 10.3. Ocena skuteczności opracowanych współczynników modelu naprężenia uplastyczniającego

Oceny skuteczności opracowanych współczynników materiałowych dokonano poprzez weryfikację wyników modelowania MES wytłoczki z eksperymentem, w oparciu o uzyskane wyniki wartości błędu względnego wybranych parametrów geometrycznych wytłoczki obliczonych na podstawie zależności:

$$B_{w(X)} = \frac{|X_{EXP} - X_{MES}|}{|X_{EXP}|} \cdot 100\% \quad (10.1)$$

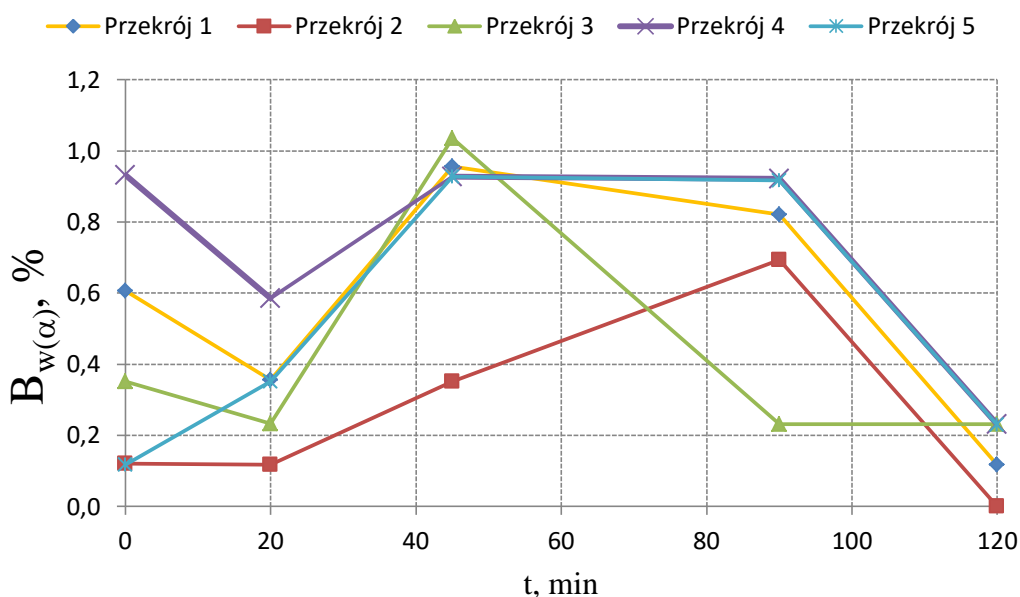
gdzie:  $X_{EXP}$  i  $X_{MES}$  – poddany ocenie parametr geometryczny wytłoczki wyznaczony doświadczalnie i obliczony z wykorzystaniem symulacji MES.

Obliczone z powyższej zależności wartości błędu względnego kąta  $B_w(\alpha)$  dla wytłoczki kształtowanej z blachy wyżarzanej oraz po przesycaniu w pięciu badanych przekrojach zestawiono w tab. 10.7. Na podstawie danych w niej zamieszczonych sporządzono wykres zależności błędu względnego kąta sprężynowania  $B_w(\alpha)$  w badanych przekrojach w zależności od czasu kształtowania wytłoczki po przesycaniu materiału blachy (rys. 10.17).

Tabela 10.7. Wartości błędu względnego obliczeń MES kąta  $\alpha$  badanej wytłoczki

Czas [min]	Przekrój	RZECZYWISTY [°]	MES [°]	Błąd względny $B_w$ [%]
Wyżarzony	1	82,5	82	0,61
0		84,3	84	0,36
20		83,7	84,5	0,96
45		85,2	84,5	0,82
90		85,1	85	0,12
120		85,3	86	0,82
Wyżarzony	2	82,6	82,5	0,12
0		84,9	85	0,12
20		85,2	85,5	0,35
45		86,6	86	0,69
90		86,5	86,5	0,00
120		86,7	87	0,35
Wyżarzony	3	83,3	83	0,36
0		85,3	85	0,35
20		85,7	85,5	0,23
45		86,9	86	1,04
90		86,3	86,5	0,23
120		86,7	86,5	0,23
Wyżarzony	4	83,2	83	0,24
0		85,8	85	0,93
20		85,5	85	0,58
45		86,3	85,5	0,93
90		86,8	86	0,92
120		86,7	86,5	0,23
Wyżarzony	5	82,5	83	0,61
0		85,1	85	0,12
20		85,2	85,5	0,35
45		86,3	85,5	0,93
90		87,3	86,5	0,92
120		86,8	87	0,23

Z przebiegów na wykresie wynika, że dokładność obliczeń kąta  $\alpha$  w niewielkim stopniu zależała od położenia badanego przekroju na wytłoczce przy czym najdokładniejsze wyniki uzyskano w przekroju 2 a najmniej dokładne w przekroju 4 i 5. Podobnie w przypadku czasu starzenia najdokładniejsze wyniki obliczeń kąta  $\alpha$  uzyskano dla czasu 120 min po przesycaniu. Co najważniejsze w całym badanym zakresie czasu po przesycaniu oraz we wszystkich badanych przekrojach błąd obliczeń MES kąta  $\alpha$  z wykorzystaniem opracowanych parametrów funkcji naprężenia uplastyczniającego praktycznie był poniżej wartości 1%, co świadczy o bardzo wysokiej skuteczności symulacji MES z zastosowaniem opracowanych współczynników materiałowych modeli naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia.



Rys. 10.17. Błąd względny obliczeń MES kąta  $\alpha$  w pięciu badanych przekrojach w zależności od czasu po przesycaniu

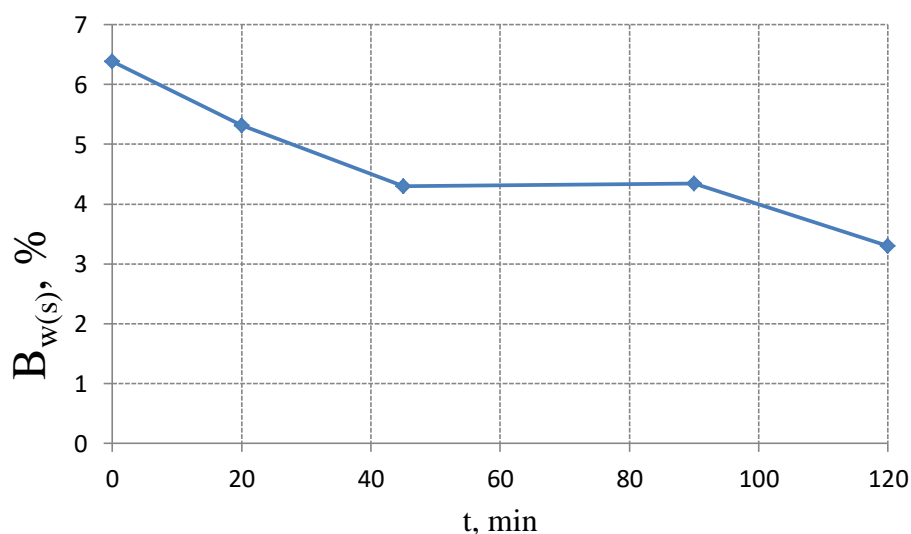
Drugim parametrem geometrycznym wykorzystanym w ocenie skuteczności modelowania MES z wykorzystaniem opracowanych współczynników materiałowych był błąd względny obliczeń minimalnej grubości wytłoczki  $B_w(s)$  będący konsekwencją ścienienia kształtowanej plastycznie blachy, obliczony z zależności (10.1) na podstawie minimalnych grubości blachy zmierzonej na wytłoczkach rzeczywistych i symulowanych, którego wartości liczbowe zamieszczono w tab. 10.8. Z zebranych danych przedstawionych w tej tabeli wynika, że dla wszystkich analizowanych wariantów prognozowane ścienienie blachy w symulacji MES jest nieco większe niż w rzeczywistości. Wartość błędów obliczeń minimalnej grubości wytłoczki

$B_w(s)$  w funkcji czasu starzenia materiału blachy po przesycaeniu przedstawiono w formie graficznej na wykresie (rys. 10.18).

Tabela 10.8. Wartości błędu względnego obliczeń MES minimalnej grubości blachy badanej wylóczki

Czas [min]	RZECZYWISTY [mm]	MES [mm]	Błąd względny $B_{w(s)}$ [%]
Wyżarzony	0,94	0,88	6,38
0	0,94	0,88	6,38
20	0,94	0,89	5,32
45	0,93	0,89	4,30
90	0,92	0,88	4,35
120	0,91	0,88	3,30

Jak wynika z przebiegu krzywej na wykresie błąd ten zmniejszał się wraz ze wzrostem czasu starzenia blachy z której kształtowana była wylóczka. Oscylował on w granicach 6,4% bezpośrednio po przesycaeniu i systematycznie malał, osiągając wartość 3,3% dla 120 min starzenia naturalnego. Co ciekawe, podczas symulacji wylóczki z blachy wyżarzonej błąd  $B_w(s)$  był taki sam jak z blachy bezpośrednio po przesycaeniu i większy niż dla blach starzonych w badanym zakresie czasu starzenia. Taki stan rzeczy pozwala wnioskować, o dużej skuteczności symulacji MES z wykorzystaniem opracowanych współczynników materiałowych również w zakresie prognozowania ścienienia blachy podczas procesu kształtowania wylóczki.



Rys. 10.18. Błąd względny obliczeń MES minimalnej grubości wylóczki w funkcji czasu starzenia

Z kolei w tab. 10.9 przedstawiono wartości liczbowe względnego błędu obliczeń MES wymiaru  $O$  w zależności od stanu materiału kształtowanej blachy.

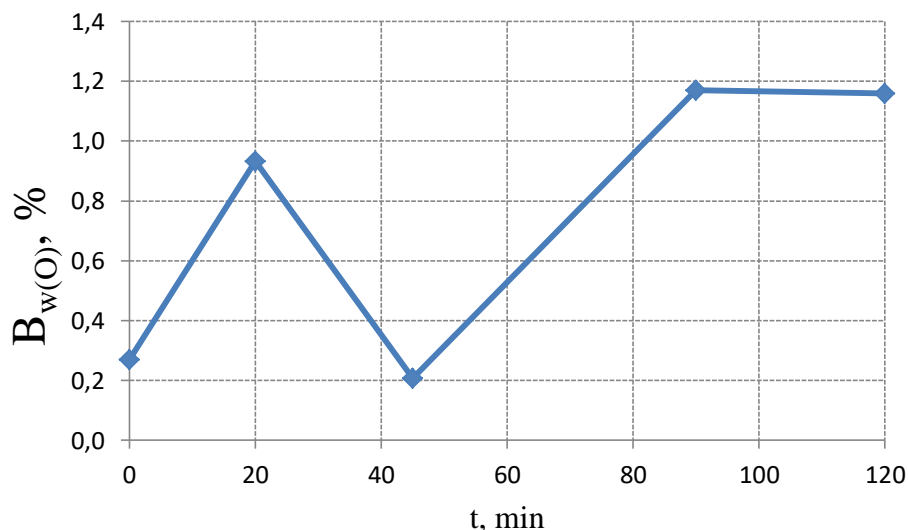
Tabela 10.9. Wartości błędu względnego obliczeń MES wymiaru  $O$  badanej wytłoczki

<b>Czas [min]</b>	<b>RZECZYWISTY [mm]</b>	<b>MES [mm]</b>	<b>Błąd względny <math>B_{w(O)}</math> [%]</b>
<b>Wyżarzony</b>	34	34,22	0,65
<b>0</b>	33,38	33,29	0,27
<b>20</b>	33,24	33,55	0,93
<b>45</b>	33,81	33,88	0,21
<b>90</b>	34,18	34,58	1,17
<b>120</b>	34,5	34,9	1,16

Wykres (rys. 10.19) nie przedstawia konkretnego trendu błędu w zależności od czasu po przesycaaniu. Do 45 minuty widać skokowy wzrost i spadek błędu w zakresie 0,2-0,9%, natomiast w czasie 90 minut po przesycaaniu błąd ten wzrasta do wartości nieco ponad 1% i liniowo utrzymuje się do końca badanego czasu starzenia naturalnego. Co najważniejsze z przebiegu na wykresie wynika, że w całym badanym zakresie czasu po przesycaaniu błąd obliczeń MES wymiaru  $O$  pomiędzy punktami A i B z wykorzystaniem opracowanych parametrów funkcji naprężenia uplastyczniającego praktycznie oscylował w okolicach 1%, co pokazuje wysoką skuteczność symulacji MES z zastosowaniem opracowanych współczynników materiałowych modeli naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia. Należy zaznaczyć fakt iż na rzeczywiste pomiary odległości wymiaru A i B może mieć również wpływ błąd osoby dokonującej pomiary, nie mniej jednak wzrost błędu nie mógłby odbiegać zbytnio poza ten przedstawiony na wykresie.

Pomiary pomiędzy punktami A i B wykonywane są na podstawie jednego przekroju znajdującego się w bliskim położeniu połowy długości części. Być może w kolejnych przekrojach błąd ten mógłby przybrać nieco inne wartości, jednakże patrząc na geometrię części oraz fakt że wytłoczka po pierwszej operacji kształtowania musi zostać założona na drugi przyrząd bez ingerencji ślusarza na sztywne narzędzia, wymiary oscylowały by w granicach akceptowalności.





Rys. 10.19. Błąd względny obliczeń MES wymiaru O w zależności od czasu po przesycaniu

Współczynniki w modelach naprężenia uplastyczniającego wyznaczone na potrzeby symulacji numerycznych procesów kształtowania wyłoczek z badanych blach poddano weryfikacji eksperymentalnej na przykładzie wytypowanej do badań wyłoczki produkcyjnej. Wykazano realną korzyść wynikającą z ich zastosowania na wczesnym etapie projektowania procesu technologicznego wyłoczki w postaci wysokiej skuteczności symulacji komputerowych MES z ich wykorzystaniem.

W praktyce przemysłowej połączenie odpowiedniego parku maszynowego oraz zaawansowanego oprogramowania umożliwiającego przedstawienie części i procesu ich wytwarzania w cyfrowej formie jeszcze przed wyprodukowaniem pozwala realnie wpływać na czas oraz koszty produkcji. Wykazano, że w przypadku badanej wyłoczki produkcyjnej błąd względny obliczeń MES kąta  $\alpha$  niezależnie od analizowanego wariantu kształtowania nie był większy niż 1%, co wskazuje na realną korzyść wynikającą z praktycznego zastosowania opracowanych współczynników.

W wyniku przeprowadzonej defektoskopii penetracyjnej wykazano że w przypadku badanej wyłoczki, aż 66% części kształtowanych w czasie 120 minut po przesycaniu miało defekt w postaci rozwarstwienia materiału co w praktyce wskazuje na potrzebę ustalenia zakresu czasu starzenia w jakim dana wyłoczka mogłaby być kształtowana. W praktyce inżynierskiej praktycznie nie ma potrzeby stosowania tak dużych czasów po przesycaniu, gdyż sumaryczne czasy kształtowania części blaszanych na wydziałach produkcyjnych są zdecydowanie krótsze.

## 11. Podsumowanie i wnioski

W niniejszej pracy na podstawie badań eksperymentalnych zostały sporządzone charakterystyki technologicznej plastyczności blach ze stopu aluminium A1CU4Mg1 (AW-2024) w stanie wyżarzonym oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego, w postaci przebiegu krzywych umocnienia odkształceniowego. Na podstawie tych krzywych zostały wyznaczone współczynniki materiałowe w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego Hollomona, Swifta, Voce'a oraz El-Magda. W przypadku badanych blach poddanych obróbce cieplnej, współczynniki materiałowe w równaniach konstytutywnych zostały wyznaczone w funkcji czasu starzenia naturalnego materiału badanych blach w zakresie 0-120 minut po przesycaniu. Na podstawie wyników badań eksperymentalnych gięcia badanych blach w trzy punktowym układzie narzędzi zostały sporządzone tzw. charakterystyki sprężynowania. Na ich podstawie wyznaczono zależność współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i grubości pasma dla blach wyżarzonych oraz zależność współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i czasu starzenia naturalnego w zakresie 0-120 minut.

Opracowano pięć modeli numerycznych procesu gięcia badanych blach wyżarzonych i dokonano ich weryfikacji w aspekcie skuteczności tych modeli w prognozowaniu siły gięcia oraz sprężynowania po gięciu. Najbardziej skuteczny z opracowanych modeli numerycznych został wykorzystany w celu dowodzenia sformułowanej w pracy tezy, że w przypadku blach kształtowanych po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego znajomość wartości współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego w funkcji czasu starzenia, umożliwi uwzględnienie zmiany właściwości materiału blachy na etapie analizy i projektowania procesu technologicznego wytłoczki, co znacząco zwiększy dokładność obliczeń inżynierskich, a tym samym wyeliminuje lub ograniczy potrzebę stosowania tzw. metody prób i błędów. Zweryfikowane eksperymentalnie wyniki symulacji numerycznych procesu gięcia, jak i procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej potwierdziły słuszność tezy sformułowanej w niniejszej pracy.

Na podstawie przeprowadzonych badań oraz analizy uzyskanych wyników sformułowano następujące wnioski:

1. W zakresie badanego czasu starzenia po przesycaniu dla wszystkich grubości badanych blach zaobserwowano niemalże liniowy wzrost granicy plastyczności (współczynnik korelacji  $R^2 > 0,99$ ). Dla badanych blach o grubościach 0,5; 1 oraz 2

mm wzrost ten w czasie (0-120) minut po przesycaeniu był podobny i wynosił odpowiednio ok. 45; 40 oraz 43 procent.

2. Spośród badanych modeli umocnienia do opisu matematycznego przebiegu krzywych umocnienia materiału badanych blach najdokładniejszy okazał się model El-Magda oraz model Voce'a. Porównywalnie wypadł popularny model Swifta. Zaobserwowano, że w przypadku modeli Voce'a i El-Magda błąd dopasowania zwiększał się wraz z czasem starzenia, natomiast w przypadku modelu Swifta było odwrotnie tzn. zmniejszał się z czasem starzenia. W przypadku modelu Hollomona średni błąd dopasowania był największy.
3. Nie stwierdzono w badanym zakresie starzenia wyraźnych trendów w przebiegu współczynnika umocnienia  $K_1$  w modelu Hollomona i  $K_2$  w modelu Swifta w funkcji czasu starzenia. Z tego względu przyjęto średnią wartość dla tych współczynników z poszczególnych prób. Pozostałe współczynniki w badanych modelach umocnienia wykazywały wyraźną zmianę w funkcji czasu starzenia, a ich przebieg został opisany za pomocą równań liniowych za wyjątkiem współczynnika  $\varepsilon_0$  w modelu Swifta, którego przebieg został opisany równaniem potęgowym.
4. Uzależnienie współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego od czasu po przesycaeniu pozwala w prosty sposób uwzględnić zmianę właściwości plastycznych materiału w wyniku starzenia podczas analizy i projektowania procesów kształtowania wyłoczek w drugim wariancie tj. po przesycaeniu.
5. Jak wykazano [107, 108] zastosowana w badaniach gięcia blach zależność (8.3) i (8.4) do obliczania kąta gięcia na podstawie strzałki ugięcia jest znacznie dokładniejsza od dotychczas znanej w literaturze, gdyż uwzględnia dodatkowo wpływ promieni narzędzi oraz grubości giętego pasma na wartość kąta gięcia pod obciążeniem i po odciążeniu tego pasma.
6. Wartość współczynnika sprężynowania  $K$ , a tym samym wielkość sprężynowania po gięciu zależy od ilorazu  $w/f_g$ . Wraz ze wzrostem wartości  $w/f_g$  w badanych przedziałach czasowych, zaobserwowano prawie liniowy spadek wartości współczynnika sprężynowania  $K$ , a tym samym wzrost sprężynowania po gięciu. W przypadku blach przesyconych wartość tego współczynnika,

a tym samym wielkość sprężynowania po gięciu zależy ponadto od czasu starzenia po przesycaniu. Wraz ze wzrostem czasu starzenia blachy w całym zakresie badanych czasów starzenia, zaobserwowano spadek wartości współczynnika sprężynowania  $K$ , a tym samym wzrost sprężynowania po gięciu. Opracowana zależność empiryczna (8.10) pozwala obliczyć wartość współczynnika sprężynowania  $K$  badanych blach, w funkcji czasu starzenia po przesycaniu oraz ilorazu  $w/f_g$ .

7. Spośród pięciu opracowanych modeli numerycznych gięcia badanych blach w trzypunktowym układzie narzędzi najbardziej skuteczny w prognozowaniu siły gięcia okazał się Model II uwzględniający warstwę plateru. Przy zastosowaniu tego modelu wartość błędu względnego obliczonej maksymalnej siły gięcia była poniżej 1 % niezależnie od grubości badanej blachy. W przypadku wszystkich pięciu badanych modeli stwierdzono istotny wpływ grubości warstwy platerowanej do grubości blachy na dokładność obliczonej siły gięcia. Wraz ze wzrostem udziału warstwy plateru na grubości blachy zmniejszała się dokładność prognozowania siły gięcia. W badanym przypadku wzrost grubości warstwy plateru z 5,5% do 10% grubości blachy spowodował około 2-krotny wzrost błędu względnego obliczeń maksymalnej siły gięcia dla wszystkich modeli za wyjątkiem Modelu V gdzie wzrost ten był około 4-krotny.
8. Spośród wszystkich badanych modeli numerycznych najbardziej skuteczny w prognozowaniu wielkości sprężynowania po gięciu okazał się Model III. W przypadku tego modelu średni błąd względny obliczeń współczynnika sprężynowania w całym badanym zakresie bezwymiarowego wskaźnika ( $w/f_g$ ) wynosił 1,5 % dla blachy o grubości 1 mm oraz 1,7 % dla blachy o grubości 2 mm.
9. Na przykładzie badań wytłoczki produkcyjnej wykazano realną korzyść wynikającą z zastosowania opracowanych współczynników materiałowych zarówno dla badanych blach wyżarzonych jak i po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego. Korzyść ta wynika, ze zwiększenia skuteczności komercyjnego oprogramowania MES wykorzystywanego w przemyśle do projektowania i analizy procesów technologicznych części blaszanych i oprzyrządowania, poprzez poprawę dokładności wyników modelowania tych procesów, a tym samym zmniejszenie liczby tzw. prób i błędów.

10. Na podstawie wyników badań z wykorzystaniem defektoskopii penetracyjnej wykazano, że w przypadku badanej wytłoczki, aż 66% części kształtowanych w czasie 120 minut po przesycaniu posiadało defekt w postaci rozwarstwienia materiału. Przy krótszych czasach starzenia takich defektów nie zaobserwowano. Z tego względu dla danej wytłoczki należałoby określić maksymalny czas po przesycaniu, w którym mogłaby być ona kształtowana. W praktyce, należy dążyć do tego, aby ten czas był możliwie krótki.
11. Istnieje możliwość wykorzystania komercyjnego oprogramowania MES do prognozowania występowania na wytłoczkach defektów w postaci pęknięć w oparciu o tzw. krzywe odkształcalności granicznej blach. Wymaga to jednak znajomości ich przebiegu, który podobnie jak przebieg krzywej umocnienia zależy od czasu po przesycaniu w którym kształtowana jest wytłoczka. Z tego względu wyznaczenie krzywych odkształcalności granicznej w funkcji czasu starzenia po przesycaniu badanych blach wskazuje kierunek przeszłych badań.

## Literatura

- [1] Starke EA Jr, Staley JT. Application of modern aluminum alloys to aircraft: fundamentals of aluminium metallurgy. Elsevier; 2011. p. 747–83.
- [2] Antonio Gloria, Roberto Montanari, Maria Richetta, Alessandra Varone: Alloys for Aeronautic Applications: State of the Art and Perspectives, *Metals* 2019, 9, 662.
- [3] Gu J, Ding J, Williams SW, Gu H, Bai J, Zhai Y, et al. The strengthening effect of inter-layer cold working and post-deposition heat treatment on the additively manufactured Al-6.3Cu alloy. *Mater Sci Eng, A* 2016;651:18-26
- [4] Poletti C, Balog M, Simancik F, Degischer HP.: High-temperature strength of compacted sub-micrometer aluminium powder. *Acta Mater* 2010;58:3781-9.
- [5] Kaibyshev R, Sitdikov O, Mazurina I, Lesuer DR.: Deformation behavior of a 2219 Al alloy. *Mater Sci Eng, A* 2002;334:104-13
- [6] Dursun T, Soutis C. Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. *Mater Des (1980–2015)*2014;56:862–71.
- [7] Aamir M, Giasin K, Tolouei-Rad M, Vafadar A.: A review: drilling performance and hole quality of aluminium alloys for aerospace applications. *J Mater Res Technol* 2020;9:12484-500
- [8] D. Scott MacKenzie, PhD.: Heat Treating Aluminum for Aerospace Applications. Houghton International, Inc., Valley Forge, PA
- [9] Audrey Cochard, Kailin Zhu, Sébastien Joulié, Joël Douin, Julitte Huez, Luc Robbiola, Philippe Sciau, Magali Brunet: Natural aging on Al-Cu-Mg structural hardening alloys - Investigation of two historical duralumins for aeronautics. HAL Id: hal-01485289, Submitted on 2 Oct 2017.
- [10] Miller WS, Zhuang L, Bottema J, Wittebrood AJ, Smet PD, Haszler A, et al. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Compos Sci Technol*2000;280(1):37–49.
- [11] A. May, M.A. Belouchrani, S. Taharoucht, A. Boudras.: Influence of heat treatment on the fatigue behaviour of two aluminium alloys 2024 and 2024 plated. *Procedia Engineering* 2 (2010) 1795-1804
- [12] Shuangqing Sun, Yi Fang, Le Zhang, Chunling Li, Songqing Hu.: Effects of aging treatment and peripheral coarse grain on the exfoliation corrosion behaviour of 2024 aluminium alloy using SR-CT. *J Mater Res Technol.* 2020;9: 3219-3229

- [13] Shuang-Shuang Li, Xin Yue, Qing-Yuan Li, Hee-Li Peng, Bai-Xin Dong, Tian-Shu Liu, Hong-Yu Yang, Jun Fan, Shi-Li Shu, Feng Qiu, Qi-Chuan Jiang.: Development and applications of aluminum alloys for aerospace industry. *J Mater Res Technol.* 2023; 27: 944-983
- [14] Ashkenazi D. How aluminum changed the world: A metallurgical revolution through technological and cultural perspectives. *Technol Forecast Soc* 2019;143:101-13.
- [15] Wissehr C, Concannon J, Barrow LH. Looking back at the Sputnik era and its impact on science education. *Sch Sci Math* 2011;111:368-75.
- [16] Abreu CM, Cristobal MJ, Figueroa R, Pena G.: Wear and corrosion performance of two different tempers (T6 and T73) of AA7075 aluminium alloy after nitrogen implantation. *Appl Surf Sci* 2015;327:51-61.
- [17] Kalembe I, Hamilton C, Dymek S. Natural aging in friction stir welded 7136-T76 aluminum alloy. *Mater Des* 2014;60:295-301.
- [18] Jr. E a S, Staley JT. Application of modern aluminium alloys to aircraft. *Fundamentals of Aluminium Metallurgy* 2011:747-83.
- [19] Williams JC, Starke EA. Progress in structural materials for aerospace systems 11The golden jubilee issued selected topics in materials science and engineering: past, present and future. *Acta Mater* 2003;51:5775-99.
- [20] Tao Y, Ni DR, Xiao BL, Ma ZY, Wu W, Zhang RX, et al. Origin of unusual fracture in stirred zone for friction stir welded 2198-T8 Al-Li alloy joints. *Mater Sci Eng, A* 2017;693:1-13.
- [21] Han B, Tao W, Chen Y, Li H. Double-sided laser beam welded T-joints for aluminum-lithium alloy aircraft fuselage panels: effects of filler elements on microstructure and mechanical properties. *Opt Laser Technol* 2017;93:99-108.
- [22] Gao C, Gao R, Ma Y. Microstructure and mechanical properties of friction spot welding aluminium-lithium 2A97 alloy. *Mater Des* 2015;83:719-27.
- [23] Ma YE, Xia ZC, Jiang RR, Li W. Effect of welding parameters on mechanical and fatigue properties of friction stir welded 2198 T8 aluminum-lithium alloy joints. *Eng Fract Mech* 2013;114:1-11.
- [24] Wang Y, Zhao G. Hot extrusion processing of Al-Li alloy profiles and related issues: a review. *Chin J Mech Eng* 2020;33:64.
- [25] Abd El-Aty A, Xu Y, Guo X, Zhang SH, Ma Y, Chen D. Strengthening mechanisms, deformation behavior, and anisotropic mechanical properties of Al-Li alloys: a review. *J Adv Res* 2018;10:49-67.

- [26] Yang H, Tian S, Gao T, Nie J, You Z, Liu G, et al. High-temperature mechanical properties of 2024 Al matrix nanocomposite reinforced by TiC network architecture. *Mater Sci Eng, A* 2019;763:138121.
- [27] Vijayakumar MD, Dhinakaran V, Sathish T, Muthu G. Experimental study of chemical composition of aluminium alloys. *Mater Today: Proc* 2021;37:1790–3.
- [28] Yao Sun. The use of aluminium alloys in structures: Review and outlook. *Structures* 57 (2023) 105290.
- [29] Zhikang Wu, Shuncun Luo, Dongtao Wang, Xiaonan Wang, Xiaming Chen, Hiromi Nagaumi, Zengrong Hu. Effect of thermophysical properties on porosity and microstructure of laser welded cast and wrought aluminum alloy dissimilar lap joints. *J Mater Res Technol* 2023; 26: 1833-1849
- [30] Otarawanna S, Dahle AK. Casting of aluminium alloys. *Fundam Aluminium Metall* 2011:141–54
- [31] Weiss D. Advances in the sand casting of aluminium alloys. *Fundam Aluminium Metall* 2018:159–71.
- [32] Pattnaik S, Karunakar DB, Jha PK. Developments in investment casting process—a review. *J Mater Process Technol* 2012;212(11):2332–48.
- [33] Niu XP, Hu BH, Pinwill I, Li H. Vacuum assisted high pressure die casting of aluminium alloys. *J Mater Process Technol* 2000;105(1–2):119–27.
- [34] Hu Z, Wan L, Lü S, Zhu P, Wu S. Research on the microstructure, fatigue and corrosion behavior of permanent mold and die cast aluminum alloy. *Mater Des* 2014;55:353–60.
- [35] Chiba R, Nakamura T, Kuroda M. Solid-state recycling of aluminium alloy swarf through cold profile extrusion and cold rolling. *J Mater Process Technol* 2011;211 (11):1878–87
- [36] Chiba R, Yoshimura M. Solid-state recycling of aluminium alloy swarf into c-channel by hot extrusion. *J Manuf Process* 2015;17:1–8.
- [37] Barekar N, Dhindaw B. Twin-roll casting of aluminum alloys—an overview. *Mater Manuf Process* 2014;29(6):651–61.
- [38] Davies C, Barnett M. Expanding the extrusion limits of wrought magnesium alloys. *Jom* 2004;56(5):22–4.
- [39] Yan W, Liu X, Huang J, Chen L. Strength and ductility in ultrafine-grained wrought aluminum alloys. *Mater Des* 2013;49:520–4.
- [40] Doege E, Dröder K. Sheet metal forming of magnesium wrought alloys—formability and process technology. *J Mater Process Technol* 2001;115 (1):14–9.



- [41] P. Rambabu, N. Eswara Prasad, V. V. Kutumbarao, R. J. H. Wanhill. Aluminum Alloys for Aerospace Applications. Chapter 2. Springer Science Business Media Singapore 2017. p. 29-46.
- [42] Prantik Mukhopadhyay. Alloy Designation, Processing, and Use of AA6XXX Series Aluminium Alloys. International Scholarly Research Network ISRN Metallurgy. Volume 2012, Article ID 165082, 15 pages.
- [43] Shamy Nazrein Md Yahaya, I. I. Azmi, Chuan Huat Ng, Chee Fung Lai, Mohd Yussni Hashim, A. Adam, R. Baehr, Karl Heinrich Grote. An Overview on Forming Process and Heat Treatments For Heat Treatable Aluminium Alloy. Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences 70, Issue 1 (202) 112-124
- [44] Verma RP, Kumar Lila M. A short review on aluminium alloys and welding in structural applications. Mater Today Proc 2021;46:10687e91
- [45] Pan Q, Kapoor M, Mileski S, Carsley J, Lou X. Technical basis of using laser direct energy deposition as a high-throughput combinatorial method for DC-cast Al-Mn alloy development. Mater Des 2021;212:110290.
- [46] Mofarreh M, Javidani M, Chen XG. Effect of Mn content on the hot deformation behavior and microstructure evolution of AlMgMn 5xxx alloys. Mater Sci Eng, A 2022;845:143217.
- [47] Huang G, Wu J, Shen Y. A strategy for improving the mechanical properties of FSWed joints of non-heat treatable Al alloys through a combination of water cooling and particle addition. J Manuf Process 2018;34:667-77.
- [48] Gene Mathers. The welding of aluminium and its alloys. Woodhead Publishing Limited. Cambridge England. 2002. p. 35-40
- [49] Campbell FC. Aluminum, elements of metallurgy and engineering alloys. ASM International; 2008. p. 487–508.
- [50] Campbell F. C. Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials. Elsevier 2006. P. 15-90.
- [51] Bo Zhou, Bo Liu, Shengen Zhang. The Advancement of 7XXX Series Aluminum Alloys for Aircraft Structures: A Review. MDPI, Metals 2021, 11, 718
- [52] Evangelia Georgantzia, Michaela Gkantou, George S. Kamaris. Aluminium alloys as structural material: A review of research. Engineering Structures 227 (2021) 111372
- [53] M. Fizam Zainon, A. Khairul Rafezi, M. Ruhiyuddin Zaki, and Ruslizam Daud, “Effect of Age Hardening on Wear Properties of Aluminum Alloys Piston,” in Malaysian Metallurgical Conference, 2009, p. 1–7.

- [54] Richard Rajan, Paul Kah, Belinga Mvola and Jukka Martikainen, Trends in Aluminum Alloy Development and Their Joining Methods, *Reviews on Advanced Materials Science*, 2016, Vol. 44 Issue 4, p383-397. 15p.
- [55] Meyveci, A., Karacan, İ., Caligulu, U. and Durmus, H., Pin-On-Disc Characterization of 2XXX and 6XXX Aluminium Alloys Aged by Precipitation Age Hardening. *Journal of Alloys and Compounds*, 491(1-2), 278-283, 2010.
- [56] Talal Talib Alshammari, Muhammad Farzik Ijaz, Hamad F. Alharbi, Mahmoud S. Soliman. Effect of the Cu/Mg Ratio on Mechanical Properties and Corrosion Resistance of Wrought Al–Cu–Mg–Ag Alloy. *MDPI Crystals* 2023, 13, 908
- [57] A. Saeed-Akbari, A. Zarei-Hanzaki, R. Rahmanian, Gh.R.Ebrahimi. The Effects of Homogenization Conditions on the Hot Ductility Behaviour of AA2024 Aluminum Alloys. *Proceedings of the 9th International Conference on Aluminium Alloys (2004)*.
- [58] Xuesong Zhang, Yongjun Chen, Junling Hu. Recent advances in the development of aerospace materials. *Progress in Aerospace Sciences* 97 (2018) 22-34
- [59] Marie-Laetitia de Bonfils-Lahovary, Claudie Josse, Lydia Laffont, Christine Blanc. Influence of hydrogen on the propagation of intergranular corrosion defects in 2024 aluminium alloy. (2019) *Corrosion Science*, 148. 198-205.
- [60] C. Meriç, Physical and mechanical properties of cast under vacuum aluminum alloy 2024 containing lithium additions, *Mater. Res. Bull.* 35 (9) (2000) 1479–1494.
- [61] Hülya Kaçar, Enver Atik, Cevdet Meriç. The effect of precipitation-hardening conditions on wear behaviours at 2024 aluminium wrought alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 142 (2003) 762–766.
- [62] Lu Sun, Yunyue Guo, Liang Chen, Guoqun Zhao. Effects of solution and aging treatments on the microstructure and mechanical properties of cold rolled 2024 Al alloy sheet. *J Mater Process Technol* 2021; 12: 1126-1142.
- [63] Cevdet Meric. Physical and mechanical properties of cast under vacuum aluminum alloy 2024 containing lithium additions. *Materials Research Bulletin* 35 (2000) 1479 – 1494.
- [64] S.C. Wang, M.J. Starink. Two types of S phase precipitates in Al–Cu–Mg alloys. *Acta Materialia* 55 (2007) 933–941
- [65] Yang Qiu, Kaihong Zheng, Xintao Li, Yajun Luo, Peng Xia, Mingyang Liu, Nan Zhou, Yiwang Jia. Processing map of 2219 Al alloy prepared by internal electromagnetic stirring direct chill casting. *J Mater Process Technol* 2022; 18: 2885-2895
- [66] A. Merati, Materials replacement for aging aircraft, RTO-AG-AVT-140 [Chapter 24].

- [67] B.B. Verma, J.D. Atkinson, M. Kumar, Study of fatigue behaviour of 7475 aluminum alloy, *Bull Mater Sci* 2001, 24, 231–6.
- [68] Liyong Ma, Chi Liu, Minglei Ma, Zhanying Wang, Donghao Wu, Lijuan Liu, Mingxing Song. Fatigue Fracture Analysis on 2524 Aluminum Alloy with the Influence of Creep-Aging Forming Processes. *MDPI. Materials* 2022, 15, 3244.
- [69] Song, M.; Wu, L.; Liu, J.; Hu, Y. Effects of laser cladding on crack resistance improvement for aluminum alloy used in aircraft skin. *Optics&Lasr Technology*. 2021, 133, 106531
- [70] Song B. Liu Z. Gu Y. Zhou X.; Zeng S. Microstructures and fatigue fracture behavior of an Al–Cu–Mg–Ag alloy with a low Cu/Mg ratio. *Mater. Sci. Eng. A* **2011**, 530, 473–480.
- [71] Hu Y.-J. Sun Y.-P. Zhou, S.-P. He, J.-M. Yang, C.-Y. Effect of a cooling method on the structural and mechanical properties of friction stir spot welding with a 2524 aluminum alloy. *Mater. Res. Express* **2021**, 8, 026517.
- [72] Chen YQ, Pan SP, Zhou MZ, Yi DQ, Xu DZ, Xu Y. Effects of inclusions, grain boundaries and grain orientations on the fatigue crack initiation and propagation behavior of 2524-T3 Al alloy. *Mater Sci Eng A* 2013;580:150–8.
- [73] Rui Bao, Xiang Zhang. Fatigue crack growth behaviour and life prediction for 2324-T39 and 7050-T7451 aluminium alloys under truncated load spectra. *International Journal of Fatigue* 32 (2010) 1180–1189
- [74] T.S. Srivatsan, D. Kolar, P. Magnusen. The cyclic fatigue and final fracture behavior of aluminum alloy 2524. *Materials and Design* 23 2002 129139
- [75] Lam FD, Menzemer CC, Srivatsan TS. A study to evaluate and understand the response of aluminum alloy 2026 subjected to tensile deformation. *Materials&Design* 2010;31:166–75.
- [76] Li JX, Zhai T, Garratt MD, Bray GH. Four point bend fatigue of AA2026 aluminum alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A* 2005;36A:2529–39.
- [77] Pantelakis SG, Chamos AN, Kermanidis A. A critical consideration of use of Alcladding for protecting aircraft aluminum alloy 2024 against corrosion. *Theoretical Applied Fracture Mechanics* 2012;57:36–42.
- [78] Shi H, Han EH, Liu F, Kallip S. Protection of 2024-T3 aluminium alloy by corrosion resistant phytic acid conversion coating. *Applied Surface Science* 2013;280:325–31.
- [79] J. R. Brence, D.E. Brown. Data mining corrosion from eddy current non-destructive tests. *Computer & Industrial Engineering*, vol. 43, pp. 821- 840, 2002.

- [80] J. Hernandez, Q. Fouliard, K. Vo, and S. Raghavan. Detection of corrosion under insulation on aerospace structure via pulse eddy current thermography. *Aerospace Sci and Technol*, vol. 121, p. 107317, 2022.
- [81] S. Komonhirun, S. Tangprakob, S. Chanaphan, A. Jaroensri, T. Nilsonthi, T. Thublaor. Eddy current evaluation for thickness loss estimation of aluminum alloys used in aircraft structures. *Journal of Metals, Materials and Minerals*, 33(3), 1581, 2023
- [82] K. Sodsai, M. Noipitak, V. Tangwarodomnukun, and C. Dumkum, “Probe designing for corrosion inspection under insulated surface by using eddy current method,” *The Journal of Industrial Technology*, vol. 14, no. 2, N. pag. (in Thai), 2018.
- [83] H. Shaikh, N. Sivaibharasi, B. Sasi, T. Anita, R. Amirthalingam, B. P. C. Rao, T. Jayakumar, H. S. Khatak, and B. Raj, “Use of eddy current testing method in detection and evaluation of sensitization and intergranular corrosion in austenitic stainless steels,” *Corrosion Science*, vol. 48, pp. 1462-1482, 2006.
- [84] Y. Li, B. Yan, D. Li, Y. Li, and D. Zhou, “Gradient-field pulsed eddy current probes for imaging of hidden corrosion in conductive structures,” *Sensors and Actuators*, vol. 238, pp. 251-265, 2016.
- [85] N. Yusa, and K. Miya, “Discussion on the equivalent conductivity and resistance of stress corrosion cracks in eddy current simulations,” *NDT&E International*, vol. 42, pp. 9-15, 2009.
- [86] ASM Handbook. Corrosion, vol. 13, ASM International, The Material Information Society, 1987.
- [87] Y. Zuo, P-H. Zhao, J-M Zhao, The influence of sealing methods on corrosion behavior of anodized aluminum alloys in NaCl solutions, *Surface and Coatings Technology* 166 (2003) 237–242.
- [88] V.R. Capelossi, M. Poelman, I. Recloux, R.P.B. Hernandez, H.G. de Melo, M.G. Olivier. Corrosion protection of clad 2024 aluminum alloy anodized intartaric-sulfuric acid bath and protected with hybrid sol–gel coating. *Electrochimica Acta* 124 (2014) 69–79
- [89] Handbook for plating. TIFOO. Version 1.2, 2016
- [90] Bal Seal Engineering. Metal Plating Processes and Methods of Measuring Surface Hardness and Thickness of Coating. Technical Report, Rev. 0, 2003
- [91] A. Gałka, M. Najwer. Explosive Cladding of Titanium and Aluminium Alloys on the Example of Ti6Al4V-AA2519 Joints

- [92] Huda, Z.; Edi, P. Materials selection in design of structures and engines of supersonic aircrafts: A review. *Materials and Design*. **2013**, 46, 552–560.
- [93] Devarayan Kesavan, Mayakrishnan Gopiraman, Nagarajan Sulochana. Green Inhibitors for Corrosion of Metals: A Review. *Chemical Science Review and Letters*. (2012) 1–8.
- [94] Wanhill R.J.H. *Aerospace Applications of Aluminium – Lithium Alloys*. Chapter 15. 2017
- [95] Santos MC, Machado AR, Sales WF, Barrozo MA, Ezugwu EO. Machining of aluminum alloys: a review. *Int J Adv Manuf Technol* 2016;86(9–12):3067–80.
- [96] Verma B, Atkinson J, Kumar M. Study of fatigue behaviour of 7475 aluminium alloy. *Bull Mater Sci* 2001;24(2):231–6.
- [97] Yashpal, C.S. Jawalker, Suman Kant. A review on use of aluminium alloys in Aircraft components. *Journal on Material Science*. 2015, p. 33-38
- [98] [https://www.bee.pl/samolot-boeing-777-welly\\_p2006670.html](https://www.bee.pl/samolot-boeing-777-welly_p2006670.html) z dnia 02.03.2024, godz. 16:20
- [99] <https://www.turbosquid.com/3d-models/c919-c-919-model-1682516> z dnia 02.03.2024, godz. 19:50
- [100] <https://zpe.gov.pl/a/elementy-konstrukcyjne-platowcow-statkow-powietrznych/DxmMSnCp8> z dnia 02.04.2024, godz. 12:50
- [101] Z. Opiekun, W. Orłowicz, F. Stachowicz: *Techniki Wytwarzania*. OWPRz, Rzeszów 2016.
- [102] F. Stachowicz, T. Balawender, S. Kut, T. Trzepieciński: *Techniki wytwarzania. Przeróbka plastyczna*. OWPRz. Rzeszów 2019.
- [103] S. Kut: *Wpływ wybranych parametrów na jakość wyrobów w procesie wykrawania dokładnego*. OWPRz. Rzeszów 2006.
- [104] Pater Z., Samołyk G. *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali*. Podręczniki - Politechnika Lubelska. Lublin 2013
- [105] Erbel S., Kuczyński K., Marciniak Z. *Techniki wytwarzania. Obróbka plastyczna*. PWN Warszawa 1981.
- [106] Trzepieciński T., Nowotyńska I., Stachowicz F., Malinowski T., Pieja T. Badania sprężynowania powrotnego blachy stalowej nierdzewnej AMS5604 w podwyższonej temperaturze. *Eksploatacja i testy*. *Autobusy* 6/2016 s. 1180-1185

- [107] S. Kut, G. Pasowicz, F. Stachowicz: Experimental determination of springback characteristics in a three-point bending test of the aluminium alloy sheet with aluminium cladding. *Act Mech Auto* 2024
- [108] S. Kut, G. Pasowicz, F. Stachowicz: On the springback and load in three-point air bending of the AW-2024 aluminium alloy sheet with AW-1050A aluminium cladding. *Materials* 2023, 16, 2945.
- [109] Marciniak Z. *Konstrukcja tłoczników*. Warszawa, Ośrodek Techniczny A. Marciniak Sp. z o.o. 2002.
- [110] Costin G. A., Afteni C., Iacob I., Paunoiu V., Baroiu N. An overview on sheet metal hydroforming technologies. University of galati Fascicle V, *Technologies In Machine Building* 1221-4566, 2018.
- [111] M. Bakhshi-Jooybari, A. Gorji, M. Hosseinzade, M. Jamshidi1, G. Alinejad. A new die design for sheet hydroforming of complex industrial parts. *Advanced Materials Research Vols. 83-86* (2010) p. 1084-1091
- [112] W. Matysiak, M. Plančak: *Oprzysiężowanie do obróbki plastycznej metali*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej. Poznań 2023.
- [113] T. Maki and J. Cheng. Sheet Hydroforming and Other New Potential Forming Technologies. *Materials Science and Engineering* 418 (2018) 012117
- [114] Bakhshi-Jooybari, M., Gorji, A., Elyasi, M., *Developments in Sheet Hydroforming for Complex Industrial Parts, Metal Forming - Process, Tools, Design*, 2012
- [115] A., Kocanda, H., Sadłowska. Automotive component development by means of hydroforming, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 8, No. 3, 2008.
- [116] Ramezani M., Ripin Z.M., *Rubber-pad forming processes: Technology and applications*, Woodhead Publishing in Mechanical Engineering, (2012).
- [117] Benisa M., Babic B., Grbovic A., Stefanovic Z.: Computer-aided modeling of the rubber-pad forming process. *Materials and Technology* 46, 503-510 (2012).
- [118] Kut S., Niedziątek B.: Numerical and experimental analysis of the process of aviation drawpiece forming using rigid and rubber punch with various properties. *Archives of Metallurgy and Materials* issue 3, 1923-1928 (2015).
- [119] Drenger T., Pawlicki M.: *Nowoczesne systemy docisku blachy w procesie tłoczenia*. *Obróbka Plastyczna Metali t. XXII nr 2*, 83-109 (2011).
- [120] S. Erbel, K. Kuczyński, Z. Marciniak: *Obróbka plastyczna na zimno*. PWN, Warszawa 1977.

- [121] Del Prete A., Papadia G., Manisi B.: Computer Aided Modelling of Rubber Pad Forming Process. *Key Engineering Materials* 473, 637-644 (2011).
- [122] Elyasi M., Khatir F.A., Hosseinzadeh M.: Manufacturing metallic bipolar plate fuel cells through rubber pad forming process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* vol. 89, issues 9-12, 3257-3269 (2017).
- [123] Lascoe O. D.: *Handbook of fabrication processes*. ASM International Metals Park, Ohio (1988).
- [124] Sun J., Zhou S., Yang X., Xing Y., Liu X.: Polyurethane-rubber punching process for micro-hole arrays. *Microsystem Technologies* 23 issue 7, 2943-2950 (2017).
- [125] Xu J., Zhang J., Cui J., Zhang X.: Characteristic of drawing process of AA5182 aluminium alloy sheet during rubber-pad forming. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* vol. 96, issues 1-4, 1139-1148 (2018).
- [126] J. Adamus. Theoretical and Experimental Analysis of the Sheet – Titanium Forming Process. *Archives of Metallurgy and Materials*. 2009. p.705-709
- [127] Ming Yang. Smart metal forming with digital process and IoT. Review. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*. (2018). p. 207-214
- [128] Z. Zimniak, System wspomagania projektowania, zapewnienia jakości i diagnozowania tłoczenia blach. *Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2005*.
- [129] Blicharski M.: *Wstęp do inżynierii materiałowej*. WNT, Warszawa 2014.
- [130] Przybyłowicz K.: *Metaloznawstwo*. WNT, Warszawa 2006.
- [131] Dobrzański L. A.: *Metaloznawstwo i obróbka cieplna*. WSiP, Warszawa 1997.
- [132] Gulajew A. P.: *Metaloznawstwo*. Śląsk, Katowice 1969.
- [133] Dilip Kumar: Thinning and spring back of aluminium sheet metal during 1-bending operation. *International Journal of Engineering Science and Technology* Vol. 2(10), 2010, 5120-5129.
- [134] Wagoner R. H., Wang J. F. and Li M.: *The Ohio State University, Springback*
- [135] Jiri Sobotka, Pavel Solfronk, Michaela Kolnerova, David Korecek: Influence of Technological Parameters on Ageing of Aluminium Alloy AW-2024. *MANUFACTURING TECHNOLOGY*. December 2018, Vol. 18, No. 6 pp. 1023-1028.
- [136] M. Fallah Tafti, M. Sedighi and R. Hashemi: Effects of Natural Ageing Treatment on Mechanical, Microstructural and Forming Properties of Al 2024 Aluminum Alloy

- Sheets. Iranian Journal of Materials Science & Engineering 2018 Vol. 15, No. 4, pp. 1-10.
- [137] Dr. P. V. R. Ravindra Reddy, G. Chandra Mohan Reddy, P. Radhakrishna Prasad. A Review on Finite Element Simulations in Metal Forming. International Journal of Modern Engineering Research. Vol. 2, 2012 pp-2326-2330
- [138] Alexander Govik. Finite Element Analysis of Sheet Metal Assemblies. Prediction of Product Performance Considering the Manufacturing Process. Linköping Studies in Science and Technology. Dissertations No. 1605, 2014.
- [139] Mohd Ahmed, G.S. Sekhon, Devender Singh. Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming Processes - Review Paper. Defence Science Journal, Vol. 55, No. 4, 2005, pp. 389-401.
- [140] Carlos A. Felippa. Introduction to Finite Element Methods. Department of Aerospace Engineering Sciences and Center for Aerospace Structures. University of Colorado. Boulder, Colorado 80309-0429, USA, 2004.
- [141] Practical Aspects of Finite Element Simulation A Study Guide. Academic Program. Altair. 3<sup>rd</sup> Edition Released 05/2015
- [142] C M Wai, Ahmad Rivai, Omar Bapokutty. Modelling optimization involving different types of elements in finite element analysis. Materials Science and Engineering 50 (2013) 012036.
- [143] Bergman G., Oldenburg M.: A finite element model for thermomechanical analysis of sheet metal forming, Int. J. Num. Meth. Eng., 59 (2004) 1167-1186.
- [144] Trzepieciński T., Gelgele H.L.: Investigation of anisotropy problems in sheet metal forming using finite element method, Int. J. Mater. Form., 4 (2011) 357-359
- [145] Mataix V., Rossi R., Oñate E., Flores F.G.: Advanced solid elements for sheet metal forming simulation, J. Phys.: Conf. Ser., 734 (2016) 032128.
- [146] Chung W., Kim B., Lee S., Ryu H., Joun M.: Finite element simulation of plate or sheet metal forming processes using tetrahedral MINI-elements, J. Mech. Sci. Tech., 28 (2014) 237-243.
- [147] Wang P., Chalal H., Abed-Meraim F.: Explicit dynamic analysis of sheet metal forming processes using linear prismatic and hexahedral solid-shell elements. Eng. Computation, 34 (2017) 1413-1445.
- [148] Feresthteh-Saniee F., Montazeran M.H.: A comparative estimation of the forming load in the deep drawing process, J. Mater. Process. Tech., 140 (2003) 555-561.



- [149] Li, K., Carden, W., Wagoner, R., 2002. Simulation of springback. *International Journal of Mechanical Sciences* 44, 103-122.
- [150] Lee, S., Yang, D., 1998. An assessment of numerical parameters influencing springback in explicit finite element analysis of sheet metal forming process. *J Mater Process Technol* 80-81, 60-67.
- [151] Burchitz, I., 2008. Improvement of springback prediction in sheet metal forming. Ph.D. thesis. Universiteit Twente.
- [152] Lingbeek, R.A., Meinders, T., 2007. Towards Efficient Modelling of Macro and Micro Tool Deformations in Sheet Metal Forming. *Proceedings NUMIFORM 2007*, June 17-21. Porto.
- [153] Menezes L. Teodosiu C. Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements. *J Mater Process Tech* 97, 2000. 100–106
- [154] Pepelnjak T. Barišić B. Computer-assisted engineering determination of the formability limit for thin sheet metals by a modified Marciniak method. *The Journal of Strain Analysis Engineering Design* 2009, 44, 459–472
- [155] B. Starman, G. Cafuta, N. Mole. A Method for Simultaneous Optimization of Blank Shape and Forming Tool Geometry in Sheet Metal Forming Simulations. *Metals* 2021, 11, 544, 1-19
- [156] Caro L.P. Odenberger E.-L. Schill M. Niklasson F. Åkerfeldt P. Oldenburg M. Springback prediction and validation in hot forming of a double-curved component in alloy 718. *International Journal Material Forming*. 2021, 1–19
- [157] M. Tisza. Numerical modelling and simulation in sheet metal forming. *Academic and Industrial Perspectives. Mater Sci Forum Vols. 473-474 (2005) pp. 135-140*
- [158] Radek Čada, Petr Tiller. Intricate Shape Stamping Drawing Process Simulation with The use of Draw Beads or Draw Molding. *Technical University of Ostrava Mechanical Series*. 2011. No. 1, vol. LVII, article No. 1835
- [159] Patryk Różyło, Łukasz Wójcik. Fem and Experimental Based Analysis of the Stamping Process of Aluminum Alloy. *Advances in Science and Technology Research Journal*. Volume 11, 2017, pages 94-101.
- [160] Hakim S. Sultan Aljibori. Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Process. *European Journal of Scientific Research*. Vol.33 No.1 (2009), pp.57-69
- [161] A. Erman Tekkaya. State-of-the-art of simulation of sheet metal forming. *J Mater Process Tech* 103 (2000) 14-22

- [162] M. Tisza. Recent Achievements in Computer Aided Process Planning and Numerical Modelling of Sheet Metal Forming Processes. *J Achiev in Mat and Manufact Eng.* 2007
- [163] T. Altan, V. Vasquez: New Concepts in Die Design – Physical and Computer Modelling, *Journal of Materials Processing. Technology*, v. 98. (2000) pp. 212-223.
- [164] Matteo Strano, Quirico Semeraro Matteo Panzeri. A Method for Benchmarking of FEM Packages for Multi-Stage Sheet Metal Forming Simulations. Published by Trans Tech Publications Ltd, Switzerland. 2022. Vol. 926, pp 2201-2210
- [165] A. Andersson, Information Exchange within Tool Design and Sheet Metal Forming, *J of Eng Des* 12 (2001) 283-291.
- [166] A. Andersson, Comparison of Sheet Metal Forming Simulation and Try-out Tools in Design of Forming Tools, *J of Eng Des* 15 (2004) 551-561.
- [167] S. Kut, B. Niedziałek, Modelowanie procesu wyłaczania bez i z uwzględnieniem anizotropii właściwości plastycznych kształtowanej blachy. Wybrane zagadnienia i problemy z zakresu budowy maszyn cz. 1 (red. Stanisław Kut) s.37-52, OWPRz, Rzeszów 2014.
- [168] Pełczyński W.T., Pełczyński T.A. Teoria procesów obróbki plastycznej. Część I. Mechanika procesów obróbki plastycznej. Warszawa: Wyd. Pol. Warszawskiej 1982
- [169] Z. Pater, G. Samołyk: Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali. Politechnika Lubelska, Lublin 2011
- [170] E. Hadasik, Z. Pater: Obróbka plastyczna. Podstawy teoretyczne. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2013.
- [171] Huber, M. T. "Specific Work of Strain as a Measure of Material Effort". *Archives of Mechanics*. 56: 173–190. 2004 (tłumaczenie: Huber M.T.: Właściwa praca odkształcenia jako miara wyężenia materiału. *Czasopismo Techniczne*. Lwów. 22. 1904)
- [172] Mises, R.v., 1913. *Mechanik der festen K"orper im plastisch-deformablen Zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu G"ottingen, Mathematisch-Physikalische Klasse 1913, 582–592. <http://eudml.org/doc/58894>
- [173] R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proc. R. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.* 1948, 193, 281–297.
- [174] P. Dasappa, K. Inal, R. Mishra, Simulations of forming limit diagrams for the aluminum sheet alloy 5754CC. *AIP Conf. Proc.*, 1252, 2010, 972-980.

- [175] A. Gavrus, H. Frabcillette, An anisotropic behaviour analysis of AA2024 aluminum alloy undergoing large plastic deformations, Aluminum alloys, theory and applications, T. Kvackaj, R. Bidulsky (ed.) InTech, Rijeka 2011, 50-68.
- [176] I. Tikhovskiy, D. Rabbe, F. Roters, Simulation of earing during deep drawing of an Al-3% Mg alloy (AA 5754) using a texture component crystal plasticity FEM. J. Mat. Proc. Technol., 183, 2007, 169-175.
- [177] X. Yi, L. Mi, Forming of 2A12aluminum alloy diuble curvature thin-wall part based on the Hill (1948) anisotropic yield criterion. Adv Mat Res, 2010, 129-130.
- [178] F. Barlat, D. Banabic, O. Cazacu: Constitutive models for anisotropic sheets, Proc. of Numisheet 2002, Jeju, South Korea, October 2002.
- [179] D. BANABIC, et al, Formability of Metallic Materials, Springer, Berlin-Heidelberg, 2000.
- [180] Barlat F., Becker R.C., Hayashida Y., Maeda Y., Yanagawa M., Chung K., Brem J.C., Lege D.J., Matsui K., Murtha S.J., Hattori S., "Yielding description for solution strengthened aluminum alloys", Int J Plasticity, 13, 385-401, 1997.
- [181] Barlat F., Maeda Y., Chung K., Yanagawa M., Brem J.C., Hayashida Y., Lege D.J., Matsui K., Murtha S.J., Hattori S., Becker R.C., Makosey S., "Yield function development for aluminum alloy sheets", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 45, 1727-1763, 1997.
- [182] K.-C. Liao, J. Pan, S. C. Tang. Effects of yield syrface shape on sheet metal forming simulation. Int J Numer Meth Eng, Wol. 41, 559-584 (1998).
- [183] Barlat F., Brem J.C., Yoon J.W., Chung K., Dick R.E., LEGE D.J., Pourgoghrat F., Choi S.H., Chu E., "Plane stress yield function for aluminum alloy sheets - Part 1: Theory", Int J Plasticity, 19, 23, 2003.
- [184] Holgera A., "Applications of a new plane stress yield function to orthotropic steel and aluminium sheet metals", Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 12, 491, 2004.
- [185] Barlat F., Aretz H., Yoon J.W., Karabin M.E., Brem J.C., Dick R.E., "Linear transformation-based anisotropic yield functions", Int J Plasticity, 21, 1009-1039, 2005.
- [186] Barlat F., Lege D.J., Brem J.C., "A six-component yield function for anisotropic materials", Int J Plast, 7, 693-712, 1991.
- [187] F. Barlat, H. Aretz., J.W. Yoon, M.E. Karabin, J.C. Brem, and R.E. Dick, Linear transformation-based anisotropic yield function, Int J Plast, 21, (2005) 1009-1039.

- [188] Banabic D.: Sheet metal forming processes. Constitutive modelling and numerical simulation, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2010.
- [189] Abspoel M., Scholting M.E, Lansbergen M., An Y., Vegter H. A new method for predicting advanced yield criteria input parameters from mechanical properties. *J Mater Process Tech.* 248 (2017) 161-177.
- [190] M. Życzkowski: Anisotropic yield conditions, J. Lemaitre (Ed.), *Handbook of Materials Behavior Models*, Academic Press, San Diego, CA (2001), pp. 155-165
- [191] Y. Hou, et al. A Review of Characterization and Modelling Approaches for Sheet Metal Forming of Lightweight Metallic Materials. *Materials* 2023, 16, 836.
- [192] T. Pełczyński.: O krzywych umocnienia. *Obróbka plastyczna.* 14 1975 Zeszyt 1, s. 533
- [193] M. Śliwka: Wyznaczanie krzywej umocnienia plastycznego na podstawie statycznej próby rozciągania. *Mechanik* 10/2018 s. 859-861.
- [194] F. Grosman, E. Hadasik: *Technologiczna plastyczność metali.* Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2005.
- [195] Z. Gronostajski: *Badania stosowane w zaawansowanych procesach kształtowania plastycznego.* Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [196] Hollomon J. H., Tensile deformation, *Trans. AIME*, 1945, 162, pp. 268.
- [197] Swift, H.W. (1952). Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.1, pp. 1-18.
- [198] Voce, E. (1948). The relationship between stress and strain for homogeneous deformations. *Journal of the Institute of Metals* 74, pp. 537-562.
- [199] Stiebler, K., H.-D. Kunze, and E. El-Magd (1991). Description of the low behaviour of a high strength austenitic steel under biaxial loading by a constitutive equation. *Nuclear Engineering and Design* 127.1, pp. 85-93.
- [200] Sener B., Yurci M. E. (2017), Comparison of Quasi-Static Constitutive Equations and Modeling of Flow Curves for Austenitic 304 and Ferritic 430 Stainless Steels. *Acta PhyS Pol A*, 131, 3, pp. 605 - 607.
- [201] EN 573-3, Aluminium and aluminium alloys - Chemical composition and form of wrought products - Part 3: Chemical composition and form of products, 2007, pp. 9.
- [202] AMS2770, Heat Treatment of Wrought Aluminum Alloy Parts, Rev. 2015-09
- [203] A. Yilmaz: The Portevin–Le Chatelier effect: a review of experimental findings, *Sci Technol of Adv Mat*, 2011, 12:6, pp.1-18

- [204] W.H.L. Hooper, Dynamic Strain Aging Bands in Al-Cu Alloy, Initial Band Formation, *J. Inst. Met.*, 1952, 81(4), p 563.
- [205] B. J. Brindley, P. J. Worthington: Yield-point phenomena in substitutional alloys. *Metallurgical Reviews*, 1970, 15.1: 101-114.
- [206] J. M. Robinson, M. P. SHAW: Microstructural and mechanical influences on dynamic strain aging phenomena. *Intl Mat Rev*, 1994, 39.3: 113-122.
- [207] Kut S., Pasowicz G. The Influence of Natural Aging of the AW-2024 Aluminum Sheet on the Course of the Strain Hardening Curve. *Adv Mech Mat Eng*. Volume 40, 2023, pages 87-101.
- [208] Trzepieciński, T.; Lemu, H.G. Improving prediction of springback in sheet metal forming using multilayer perceptron-based genetic algorithm. *Materials* **2020**, 13, 13143129.
- [209] Fratini, L.; Lo Casto, S.; Lo Valvo, E. A technical note on an experimental device to measure friction coefficient in sheet metal forming. *J. Mater. Proc. Technol.* **2006**, 172, 16–21.
- [210] MSC Software. *MSC.Marc Volume B: Element Library*: 2023.
- [211] Nilsson K. Material modeling in Sheet Metal Forming Simulations. Quality comparison between commonly used material models. *Mast of Sci in Mech Eng*. 2019.
- [212] User's Guide PAM-STAMP 2G 2017
- [213] User's Guide PAM-STAMP 2G 2012

## Spis tabel

Tabela 2.1. Oznaczenia odlewniczych stopów aluminium [41-43].....	12
Tabela 2.2. Oznaczenia stopów aluminium do obróbki plastycznej [41-43] .....	12
Tabela 2.3. Oznaczenia i zastosowanie stopów aluminium [7], [49, 50] .....	13
Tabela 2.4. Skład chemiczny stopów serii 2xxx [66].....	16
Tabela 2.5. Właściwości mechaniczne serii 2xxx [66] .....	17
Tabela 2.6. Zastosowanie stopów aluminium w strukturze statków powietrznych [7].....	20
Tabela 5.1. Skład chemiczny materiału badanej blachy [201] .....	56
Tabela 6.1. Właściwości blachy o grubości 0,5 mm w stanie wyżarzonym .....	61
Tabela 6.2. Właściwości blachy o grubości 0,8 mm w stanie wyżarzonym .....	61
Tabela 6.3. Właściwości blachy o grubości 1 mm w stanie wyżarzonym .....	61
Tabela 6.4. Właściwości blachy o grubości 2 mm w stanie wyżarzonym .....	62
Tabela 6.5. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 0,5 mm .....	66
Tabela 6.6. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 0,8 mm .....	66
Tabela 6.7. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 1 mm .....	67
Tabela 6.8. Wartości współczynników materiałowych dla blachy wyżarzonej o grubości 2 mm .....	67
Tabela 7.1. Właściwości blachy o grubości 0,5 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej.....	71
Tabela 7.2. Właściwości blachy o grubości 1 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej.....	72
Tabela 7.3. Właściwości blachy o grubości 2 mm w czasie (0, 20, 45, 90 i 120) minut po obróbce cieplnej.....	72

Tabela 7.4. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości <b>0,5 mm</b> , 0 minut po przesycaaniu .....	81
Tabela 7.5. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości <b>1 mm</b> , 0 minut po przesycaaniu .....	84
Tabela 7.6. Wartości współczynników materiałowych dla blachy o grubości <b>2 mm</b> , 0 minut po przesycaaniu .....	86
Tabela 7.7. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie $t = (0-120)$ min po przesycaaniu dla badanej blachy o grubości 0,5 mm .....	98
Tabela 7.8. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie $t = (0-120)$ min po przesycaaniu dla badanej blachy o grubości 1 mm .....	99
Tabela 7.9. Wyznaczone eksperymentalnie współczynniki materiałowe w funkcji czasu starzenia naturalnego w zakresie $t = (0-120)$ min po przesycaaniu dla badanej blachy o grubości 2 mm .....	100
Tabela 8.1. Parametry gięcia blach wyżarzonych o grubościach (0,5; 0,8; 1 oraz 2) mm .....	108
Tabela 8.2. Parametry gięcia blachy o grubości 1 mm w czasie (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaaniu .....	111
Tabela 8.3. Parametry gięcia blachy o grubości 2 mm w czasie (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaaniu .....	112
Tabela 9.1. Parametry gięcia blachy wyżarzonej o grubości 1 mm obliczone z wykorzystaniem pięciu badanych modeli MES.....	122
Tabela 9.2. Parametry gięcia blachy wyżarzonej o grubości 2 mm obliczone z wykorzystaniem pięciu badanych modeli MES.....	123
Tabela 9.3. Obliczone MES wartości współczynnika sprężynowania K badanej blachy po obróbce cieplnej dla trzech badanych modeli i czterech wartości względnego ugięcia próbki w/fg.....	130

Tabela 9.4. Wartości błędu względnego współczynnika sprężynowania $B_{w(K)}$ w zależności od użytego modelu MES dla pięciu czasów starzenia i czterech wartości względnego ugięcia próbki w/fg. ....	131
Tabela 10.1. Obliczone MES wartości kąta $\alpha$ [°] w badanych przekrojach wylóczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz po w określonym czasie po przesycaniu.....	141
Tabela 10.2. Minimalna grubość i maksymalne procentowe ścienienie blachy obliczone w symulacji MES wylóczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonej i po przesycaniu	142
Tabela 10.3. Wymiar $O$ obliczony w symulacji MES dla wylóczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonej i po przesycaniu .....	142
Tabela 10.4. Eksperymentalne wartości kąta $\alpha$ [°] w badanych przekrojach wylóczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz po w określonym czasie po przesycaniu.....	146
Tabela 10.5. Minimalna grubość i maksymalne procentowe ścienienie blachy wyznaczone eksperymentalnie dla wylóczki kształtowanej z blach w stanie wyżarzonej i po przesycaniu .....	146
Tabela 10.6. Wymiar $O$ zmierzony na wylóczkach doświadczalnych kształtowanych z blach w stanie wyżarzonej i po przesycaniu .....	146
Tabela 10.7. Wartości błędu względnego obliczeń MES kąta $\alpha$ badanej wylóczki.....	149
Tabela 10.8. Wartości błędu względnego obliczeń MES minimalnej grubości blachy badanej wylóczki .....	151
Tabela 10.9. Wartości błędu względnego obliczeń MES wymiaru $O$ badanej wylóczki.....	152



## Spis rysunków

Rys. 2.1. Udział aluminium w cywilnym lotnictwie [7] .....	10
Rys. 2.2. Procentowe zastosowanie poszczególnych serii stopów aluminium w samolotach cywilnych [13].....	14
Rys. 2.3. Procentowy udział materiałów w samolotach wojskowych [51] .....	14
Rys. 2.4. Udział stopów aluminium w przemyśle lotniczym [51] .....	15
Rys. 2.5. Zastosowanie stopów aluminium w cywilnym samolocie Boeing 777 [98].....	20
Rys. 2.6. Zastosowanie stopów aluminium w cywilnym samolocie Comac C919 [99] .....	21
Rys. 2.7. Budowa skrzydła samolotu [100].....	22
Rys. 2.8. Budowa żebra [100] .....	22
Rys. 2.9. Kształt próbki zginanej: (A) pod obciążeniem, (B) po odciążeniu [107, 108] .....	25
Rys. 2.10. Warianty formowania wytłoczek do utwardzania wydzieleniowego.....	29
Rys. 2.11. Schemat blokowy projektowania procesu i narzędzi w tradycyjnym środowisku CAD [162] .....	37
Rys. 2.12. Przepływ pracy w oparciu o symulacje numeryczne [162].....	37
Rys. 4.1. Zestawienie zrealizowanych badań z podziałem na etapy .....	55
Rys. 5.1. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 0,5 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu) .....	57
Rys. 5.2. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 0,8 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu) .....	57
Rys. 5.3. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 1 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu) .....	58
Rys. 5.4. Mikrostruktura badanej blachy o grubości 2 mm na kierunkach: 0° (u góry po lewej), 90° (u góry po prawej), 45° (u dołu) .....	58
Rys. 6.1. Kształt i wymiary próbek do testów jednoosiowego rozciągania .....	59

Rys. 6.2. Widok przykładowych próbek do badań.....	59
Rys. 6.3. Przykładowa próbka w trakcie próby jednoosiowego rozciągania .....	60
Rys. 6.4. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 0,5 mm...	62
Rys. 6.5. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 0,8 mm...	63
Rys. 6.6. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 1 mm.....	63
Rys. 6.7. Krzywe umocnienia na kierunkach (0°, 45° i 90°) dla blachy o grubości 2 mm....	64
Rys. 6.8. Przykładowe okno programu Logger Pro .....	65
Rys. 6.9. Średni błąd dopasowania krzywych dla blach wyżarzonych .....	68
Rys. 7.1. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 0,5 mm .....	74
Rys. 7.2. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 1 mm .....	74
Rys. 7.3. Wpływ czasu starzenia na granicę plastyczności blachy o grubości 2 mm .....	75
Rys. 7.4. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 0°.....	76
Rys. 7.5. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 45°.....	77
Rys. 7.6. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 0,5 mm na kierunku 90°.....	77
Rys. 7.7. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 0° .....	78
Rys. 7.8. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 45° .....	78
Rys. 7.9. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 1 mm na kierunku 90° .....	79
Rys. 7.10. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 0°.....	79

Rys. 7.11. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 45°.....	80
Rys. 7.12. Wpływ czasu starzenia na przebieg krzywej umocnienia blachy o grubości 2 mm na kierunku 90°.....	80
Rys. 7.13. Średni błąd dopasowania badanych modeli umocnienia dla czasów (0, 20, 45, 90, 120) minut po przesycaeniu na przykładzie badanej blachy o grubości 2 mm.....	89
Rys. 7.14. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $K_1$ w równaniu Hollomona.....	91
Rys. 7.15. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $n_1$ w równaniu Hollomona.....	91
Rys. 7.16. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $K_2$ w równaniu Swifta .....	92
Rys. 7.17. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $n_2$ w równaniu Swifta .....	92
Rys. 7.18. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $\epsilon_0$ w równaniu Swifta.....	93
Rys. 7.19. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $A_3$ w równaniu Voce'a.....	94
Rys. 7.20. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $K_3$ w równaniu Voce'a.....	94
Rys. 7.21. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $n_3$ w równaniu Voce'a.....	95
Rys. 7.22. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $A_4$ w równaniu El-Magda.....	95
Rys. 7.23. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $B_4$ w równaniu El-Magda .....	96
Rys. 7.24. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $K_4$ w równaniu El-Magda.....	96
Rys. 7.25. Wpływ czasu starzenia na współczynnik $n_4$ w równaniu El-Magda.....	97
Rys. 8.1. Stanowisko do gięcia.....	102
Rys. 8.2. Przyrząd do gięcia ( $r = 5$ mm, $w = 50$ mm) .....	102
Rys. 8.3. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy wyżarzanej o grubości 1 mm.....	104
Rys. 8.4. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy wyżarzanej o grubości 2 mm.....	104

Rys. 8.5. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy o grubości 2 mm i czasie starzenia 20 minut.....	105
Rys. 8.6. Przykładowe charakterystyki siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla blachy o grubości 2 mm i czasie starzenia 120 minut.....	105
Rys. 8.7. Wpływ parametrów geometrycznych modelu na wartość kąta gięcia $\gamma$ [108]:.....	107
Rys. 8.8. Charakterystyki sprężynowania blach wyżarzonych .....	110
Rys. 8.9. Wpływ grubości blachy na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7) .....	110
Rys. = 8.10. Charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 1 mm dla czasów starzenia naturalnego (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaeniu .....	113
Rys. 8.11. Wpływ czasu starzenia blachy o grubości 1 mm na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7).....	114
Rys. 8.12. Charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 2 mm dla czasów starzenia naturalnego (0, 20, 45, 90 oraz 120) minut po przesycaeniu .....	115
Rys. 8.13. Wpływ czasu starzenia blachy o grubości 2 mm na wartość współczynników B i C w równaniu (8.7).....	116
Rys. 9.1. Modele numeryczne procesu gięcia: przykładowy model 2D (na górze), Model I bez uwzględnienia właściwości materiałowych warstw plateru (na dole po lewej), Model II uwzględniający właściwości materiałowe warstw platerowanych (na dole po prawej) .....	119
Rys. 9.2. Model powłokowy procesu gięcia: a) próbka z siatką ES, b) podczas obciążenia, c) po odciążeniu.....	119
Rys. 9.3. Przykładowy pomiar strzałki ugięcia próbki na modelu 2D: $f_g$ – strzałka ugięcia pod obciążeniem, $f_s$ – strzałka ugięcia po odciążeniu.....	121
Rys. 9.4. Eksperymentalna i obliczone charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 1 mm .....	124
Rys. 9.5. Eksperymentalna i obliczone charakterystyki sprężynowania badanej blachy o grubości 2 mm .....	125

Rys. 9.6. Błąd względny obliczeń współczynnika sprężynowania blachy o grubości 1 mm w funkcji względnego ugięcia dla pięciu badanych modeli MES.....	126
Rys. 9.7. Błąd względny obliczeń współczynnika sprężynowania blachy o grubości 2 mm w funkcji względnego ugięcia dla pięciu badanych modeli MES.....	127
Rys. 9.8. Eksperymentalny i obliczone MES przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla badanej blachy o grubości 1 mm .....	127
Rys. 9.9. Eksperymentalny i obliczone MES przebiegi siły gięcia w funkcji strzałki ugięcia dla badanej blachy o grubości 2 mm .....	128
Rys. 9.10. Względny błąd obliczeń maksymalnej siły gięcia badanych blach o grubościach 1 i 2 mm dla pięciu badanych modeli MES.....	129
Rys. 9.11. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu $w/fg = 2,5$ .....	133
Rys. 9.12. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu $w/fg = 6,25$ .....	133
Rys. 9.13. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu $w/fg = 12,5$ .....	134
Rys. 9.14. Błąd względny obliczonego współczynnika sprężynowania w funkcji czasu starzenia dla trzech badanych modeli i ilorazu $w/fg = 25$ .....	134
Rys. 10.1. Badana wytłoczka.....	136
Rys. 10.2. Model CAD oprzyrządowania dla pierwszej operacji kształtowania .....	137
Rys. 10.3. Model CAD oprzyrządowania dla drugiej operacji kształtowania .....	137
Rys. 10.4. Model powłokowy procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej w przekroju 3D .....	138
Rys. 10.5. Fragment siatki ES na blasze.....	139
Rys. 10.6. Wyznaczone na wytłoczce miejsca przekrojów w których dokonywano pomiarów .....	139
Rys. 10.7. Kąt pomiaru $\alpha$ w drugiej operacji.....	140

Rys. 10.8. Obliczony MES fragment profilu wytłoczki kształtowanej z blachy wyżarzonej oraz po przesycaniu .....	141
Rys. 10.9. Miejsce występowania największego ścienienia blachy na wytłoczce .....	142
Rys. 10.10. Położenie punktów pomiarowych A i B oraz wymiar O na przekroju 3 .....	143
Rys. 10.11. Schemat kształtowania wytłoczki z blachy w stanie wyżarzonej oraz po przesycaniu .....	144
Rys. 10.12. Prasa krawędziowa użyta w procesie formowania pierwszej operacji wraz z oprzyrządowaniem.....	144
Rys. 10.13. Prasa hydrauliczna użyta w drugiej operacji kształtowania (z lewej) wraz z założonym tłoczkiem (z prawej).....	144
Rys. 10.14. Przykładowy skan wytłoczki rzeczywistej w programie GOM Inspect.....	146
Rys. 10.15. Wynik badania defektoskopii penetracyjnej wytłoczki kształtowanej 120 min po przesycaniu .....	147
Rys. 10.16. Wada wytłoczki kształtowanej 120 min po przesycaniu w świetle dziennym....	148
Rys. 10.17. Błąd względny obliczeń MES kąta $\alpha$ w pięciu badanych przekrojach w zależności od czasu po przesycaniu .....	150
Rys. 10.18. Błąd względny obliczeń MES minimalnej grubości wytłoczki w funkcji czasu starzenia .....	151
Rys. 10.19. Błąd względny obliczeń MES wymiaru O w zależności od czasu po przesycaniu .....	153

### Streszczenie rozprawy doktorskiej

**Tytuł:** *Wpływ starzenia naturalnego na charakterystyki technologicznej plastyczności blach ze stopu AlCu4Mg1*

**Autor:** mgr inż. Grzegorz PASOWICZ

**Promotor:** dr hab. inż. Stanisław KUT, prof. PRz

#### Streszczenie:

Rozprawa doktorska w części eksperymentalnej zawiera wyniki badań właściwości plastycznych oraz sprężynowania powrotnego blach aluminiowych ze stopu AlCu4Mg1 (AW-2024) w stanie wyżarzonym oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego. Na podstawie prób jednoosiowego rozciągania zostały sporządzone charakterystyki technologicznej plastyczności blach ze stopu aluminium AlCu4Mg1 (AW-2024) w stanie wyżarzonym oraz po przesycaniu w trakcie starzenia naturalnego, w postaci krzywych umocnienia odkształceniowego. Na podstawie tych krzywych zostały wyznaczone współczynniki materiałowe w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego Hollomona, Swifta, Voce'a oraz El-Magda. W przypadku badanych blach poddanych obróbce cieplnej, współczynniki materiałowe w równaniach konstytutywnych zostały wyznaczone w funkcji czasu starzenia naturalnego materiału badanych blach w zakresie 0-120 minut po przesycaniu. Na podstawie analizy błędów dopasowania krzywych umocnienia dokonano oceny skuteczności ww. równań konstytutywnych do opisu naprężenia uplastyczniającego materiału badanych blach.

Badania sprężynowania powrotnego przeprowadzono na podstawie prób gięcia badanych blach. W oparciu o wyniki tych prób zostały sporządzone tzw. charakterystyki sprężynowania. Na ich podstawie wyznaczono zależność współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i grubości pasma dla blach wyżarzonych oraz zależność współczynnika sprężynowania w funkcji względnego ugięcia próbki i czasu starzenia naturalnego w zakresie 0-120 minut.

Dalsza część rozprawy została poświęcona weryfikacji skuteczności symulacji komputerowych procesów plastycznego kształtowania badanych blach z zastosowaniem wyznaczonych wcześniej współczynników materiałowych w równaniach konstytutywnych naprężenia uplastyczniającego. Opracowano pięć modeli numerycznych procesu gięcia badanych blach wyżarzonych i dokonano ich weryfikacji w aspekcie skuteczności tych modeli w prognozowaniu siły gięcia oraz sprężynowania po gięciu. Najbardziej skuteczny z opracowanych modeli numerycznych został wykorzystany w celu dowodzenia sformułowanej w rozprawie doktorskiej tezy. Zweryfikowane eksperymentalnie wyniki symulacji numerycznych procesu gięcia oraz procesu kształtowania wytłoczki produkcyjnej potwierdziły słuszność sformułowanej w rozprawie tezy.





**Abstract of doctorate thesis**

**Title:** Selection of constitutive equations of elastomer used for drawing tools.

**Author:** mgr inż. Grzegorz PASOWICZ

**Supervisor:** dr hab. inż. Stanisław KUT, prof. PRz

**Abstract:**

The experimental part of the doctoral dissertation contains the results of tests of plastic properties and springback of aluminum sheets made of AlCu4Mg1 alloy (AW-2024) in the annealed condition and after solution heat treatment during natural ageing. Based on uniaxial tensile tests, technological characteristics of plasticity of aluminum sheets made of AlCu4Mg1 alloy (AW-2024) in the annealed condition and after solution heat treatment during natural ageing were prepared in the form of strain hardening curves. Based on these curves, material coefficients in the constitutive equations of the Hollomon, Swift, Voce and El-Magd yield stress were determined. In the case of the tested sheets subjected to heat treatment, the material coefficients in the constitutive equations were determined as a function of the natural ageing time of the tested sheet material in the range of 0-120 minutes after solution heat treatment. Based on the analysis of the fitting errors of the strengthening curves, the effectiveness of the above-mentioned constitutive equations in describing the yield stress of the tested sheet material was assessed.

Springback surveys were conducted on the basis of bending tests of the tested sheets. Based on the results of these tests, so-called springback characteristics were prepared. On their basis, the relationship of the springback coefficient as a function of the relative sample deflection and the band thickness for annealed sheets was determined, as well as the relationship of the springback coefficient as a function of the relative sample deflection and the natural ageing time in the range of 0-120 minutes.

The further part of the dissertation is devoted to verifying the effectiveness of computer simulations of the plastic forming processes of tested sheets using previously determined material coefficients in the constitutive equations of the yield stress. Five numerical models of the bending process of tested annealed sheets were developed and verified in terms of their effectiveness in predicting the bending force and springback after bending. The most effective of the developed numerical models was used to prove the thesis formulated in the doctoral dissertation. The experimentally verified results of the numerical simulations of the bending process and the process of forming the production drawpiece confirmed the validity of the thesis formulated in the dissertation.