



**POLITECHNIKA
RZESZOWSKA**
im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA



**WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA**
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

POLITECHNIKA RZESZOWSKA

im. Ignacego Łukasiewicza

WYDZIAŁ BUDOWY MASZYN I LOTNICTWA

Dyscyplina naukowa

Inżynieria mechaniczna

ROZPRAWA DOKTORSKA

**Analiza procesu kształtowania przyrostowego usztywnień
w cienkościennych konstrukcjach nośnych wykonanych ze stopów
aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6**

mgr inż. Bogdan Krasowski

Promotor

Dr hab. inż. Tomasz Trzepieciński

Promotor pomocniczy

Dr inż. Andrzej Kubit

Rzeszów 2021

Spis treści	
Wykaz ważniejszych oznaczeń.....	4
Wstęp.....	6
1. Opis zjawisk występujących w procesach przeróbki plastycznej blach oraz charakterystyka wybranych metod formowania	8
1.1. Wytlaczanie blach.....	8
1.2. Przyrostowe kształtowanie blach.....	11
1.3. Warunki tarcia.....	16
1.3.1. Rodzaje tarcia	16
1.3.2. Tarcie w jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym.....	20
1.4. Istota procesu jednopunktowego przyrostowego kształtowania blach	22
1.4.1. Ogólne zasady kształtowania	22
1.4.2. Maszyny oprzyrządowanie i narzędzia do realizacji jednopunktowego kształtowania przyrostowego	32
1.4.3. Parametry obróbki	39
1.4.4. Smarowanie w jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym.....	42
1.4.5. Zastosowanie systemów CAD/CAM do projektowania strategii obróbki	44
1.4.6. Modelowanie numeryczne procesu	47
1.5. Ograniczenia jednopunktowego przyrostowego kształtowania.....	50
1.6. Możliwości zastosowania procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego.....	53
2. Cel, teza i zakres pracy	58
3. Opis metodyki badań	61
3.1. Maszyny i urządzenia wykorzystane do realizacji badań.....	61
3.2. Badania eksperymentalne przyrostowego kształtowania przetłoczeń.....	67
3.2.1. Charakterystyka blach stosowanych w badaniach	67
3.2.2. Narzędzie i przyrząd do kształtowania.....	72
3.3. Dobór środka smarnego	75

3.3.1. Metodyka badawcza	75
3.3.2. Wyniki badania tarcia dla blach nieplaterowanych EN –AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych	83
3.3.3. Wyniki badania tarcia dla blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 z udziałem smarów zawierających nanocząstki TiO ₂ oraz SiO ₂	87
3.3.4. Wyniki badania tarcia dla blach platerowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych	91
3.3.5. Wyniki badania tarcia dla blach platerowanych EN AW-2024-T3 z udziałem smarów zawierających nanocząstki TiO ₂ oraz SiO ₂	94
4. Wyniki kształtowania paneli wzmocnionych przetłoczeniami.....	100
4.1. Warunki obróbki.....	100
4.2. Analiza procesu kształtowania.....	103
4.3. Badania fraktograficzne	109
4.4. Analiza topografii powierzchni żeber.....	112
4.5. Sztuczne sieci neuronowe	126
4.6. Modelowanie numeryczne kształtowania przetłoczeń usztywniających.....	133
4.6.1. Model numeryczny	133
4.6.2. Wyniki modelowania MES	137
5. Badania wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi	142
5.1. Statyczne badania wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi.....	142
5.2. Analiza odkształcenia ściskanych próbek z zastosowaniem systemu trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS	153
5.3. Badania udarowości wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi	158
5.4. Pomiar naprężeń szczątkowych ukształtowanej blachy	166
5.5. Analiza stanu powierzchni narzędzia po procesie kształtowania	169
6. Wnioski.....	176
Literatura.....	179
Streszczenie	193

Wykaz ważniejszych oznaczeń

a_p – głębokość jednego przejścia narzędzia

D – średnica krążka blachy

d – odległość pomiędzy sąsiednimi płaszczyznami atomowymi

d_s – średnica podziałowa śruby

E – moduł Younga

F_T – siła ciągnięcia

F_N – siła docisku

F_x – składowa siły kształtowania w osi X

F_y – składowa siły kształtowania w osi Y

F_z – składowa siły kształtowania w osi Z

f_{ul} – wartość ugięcia plastycznego

f_l – maksymalna wartość ugięcia próbki

g – grubość blachy

K – współczynnik umocnienia

K_s – współczynnik sprężynowania

m_1 – współczynnik wytłaczania

n – wykładnik krzywej umocnienia

n_n – prędkość obrotowa narzędzia

R_a – średnia arytmetyczna wartości rzędnych profilu,

R_z – wysokość profilu chropowatości wg 10 punktów,

R_n – promień narzędzia

S_a – średnie arytmetyczne odchylenie powierzchni od powierzchni średniej

S_{al} – długość odcinka najszybszego zanikania funkcji autokorelacji

S_{dq} – średnie kwadratowe nachylenie powierzchni

S_{dr} – współczynnik rozwinięcia obszaru wydzielonego

S_{ku} – współczynnik skupienia rozkładu wysokości topografii (rzędnych) powierzchni

S_p – wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni

S_q – średnie kwadratowe odchylenie powierzchni

S_{td} – kierunek tekstury powierzchni

S_{tr} – wskaźnik tekstury powierzchni

S_{sk} – współczynnik asymetrii powierzchni czyli skośność

S_v – maksymalna głębokość najniższego wgłębienia powierzchni

S_z – maksymalna wysokość powierzchni

T – siła tarcia

v_f – prędkość posuwu

γ – kąt wzniosu linii śrubowej gwintu

θ – kąt dyfrakcji

μ – współczynnik tarcia

μ_o – współczynnik tarcia wyznaczony w warunkach smarowania olejem

μ_s – współczynnik tarcia wyznaczony w warunkach tarcia suchego

μ^* – wskaźnik tarcia

Q – siła osiowa obciążająca śrubę

λ – długość fali promieniowania rentgenowskiego

ρ' – pozorny kąt tarcia

σ_p – naprężenie uplastyczniające

ν – współczynnik Poissona

φ_i – odkształcenie zastępcze

Wstęp

Ostatnie lata dynamicznego rozwoju przemysłu wymusiły na metodach wytwarzania znaczną elastyczność oraz szybkość realizacji zadań, szczególnie dotyczących zagadnień związanych z prototypowaniem i realizacją krótkich serii produkcyjnych. Dzieje się tak ze względu na wysoką częstotliwość wprowadzania na rynek nowych rozwiązań zarówno użytkowych, jak i podnoszących walory estetyczne. Pociąga to za sobą zastosowanie metod formowania dotychczas nie stosowanych, dających jednak dużą swobodę w nadawaniu kształtów zastosowanym materiałom.

Przed wprowadzeniem do powszechnego użycia technik CNC (ang. Computerized Numerical Control) oraz związanych z nią systemów komputerowego wspomaganie projektowania i wytwarzania było niezwykle trudne i pracochłonne kształtowanie wyrobów o dowolnych powierzchniach – świadczyć o tym może porównanie częstotliwości wprowadzania na rynek coraz to nowszych modeli oferowanych samochodów różniących się niekiedy tylko wizualnie. Technologie CNC wprowadziły ogromną elastyczność do realizacji tego typu zadań; szybkość prototypowania niewymagająca w większości kosztownego i pracochłonnego oprzyrządowania, wykonywanie krótkich serii próbnych i informacyjnych postawiły przed przemysłem wytwórczym niezastąpione narzędzia pozwalające na fizyczne i relatywnie tanie, jednoczesne oraz przede wszystkim szybkie testowanie różnych rozwiązań konstrukcyjnych.

Jednym z możliwych obszarów zastosowań ww. technik jest plastyczne kształtowanie blach, które wymaga drogiego i czasochłonnego w wykonaniu oprzyrządowania, co w konsekwencji pociąga za sobą długi czas potrzebny na realizację nowych zadań. Wysoki koszt narzędzi do tłoczenia jest związany z wysokim stopniem złożoności kształtu matryc, które wymagają użycia precyzyjnych obrabiarek i drogich materiałów narzędziowych. Dlatego stosowanie konwencjonalnych metod głębokiego tłoczenia jest odpowiednie do produkcji seryjnej i masowej. Dzięki zastosowaniu rozwiązania, które łączy ze sobą technologie CAD/CAM (ang. Computer Aided Design/Computer Aided Manufacturing) oraz CNC stało się możliwe kształtowanie blach bez skomplikowanego oprzyrządowania. Rozwiązanie to nosi nazwę przyrostowego kształtowania blach.

Przyrostowe formowanie blach w porównaniu do innych konwencjonalnych metod ich kształtowania oferuje większe i nieporównywalnie bardziej elastyczne możliwości przy generowaniu niskich kosztów procesu, wliczając w to różne modyfikacje parametrów obróbki oraz kształtów realizowanego wyrobu. Spowodowane jest to zastoso-

waniem prostych przyrządów oraz narzędzi. Jedyną kosztowną maszyną jest obrabiarka, najczęściej frezarka CNC, jednak należy zwrócić uwagę na fakt posiadania wspomnianych maszyn przez zakłady produkcyjne, w wyniku czego cała inwestycja sprowadza się do zaprojektowania i wykonania często uniwersalnego, prostego przyrządu mocującego blachę oraz narzędzia, które w przeciwieństwie do narzędzi skrawających, nie posiada żadnych ostrzy, a jego geometria sprowadza się do długości i średnicy części roboczej oraz parametrów wytrzymałościowych.

Stosowanie metod przyrostowego kształtowania jest ekonomicznie uzasadnione w produkcji jednostkowej i małoseryjnej. Pomimo niskiego kosztu narzędzi, przyrostowe metody formowania są opłacalne w produkcji małoseryjnej ze względu na długi czas formowania w porównaniu z konwencjonalnym czasem wytłaczania. Daje jednak duże możliwości zmian i korekt w bardzo krótkim czasie, dzięki czemu, szczególnie w procesie prototypowania, można w krótkim czasie dokonać analizy różnych rozwiązań danego zadania produkcyjnego.

Pierwszy rozdział niniejszej pracy zawiera przegląd literatury, w której przeprowadzono analizę przebiegu procesu jednopunktowego formowania blach oraz opis zjawisk zachodzących podczas realizacji obróbki. W drugim rozdziale zdefiniowano cel, tezę i zakres pracy. Rozdział trzeci został poświęcony opisowi stanowisk, charakterystyki narzędzi oraz przyrządów do przeprowadzenia planowanych badań oraz doboru środka smarnego. W rozdziale czwartym pracy przedstawiono sposób realizacji obróbki paneli z przetłoczeniami wzmacniającymi, przeprowadzono analizę powierzchni po ukształtowaniu paneli oraz badania charakteru pęknięć na próbkach, które uległy zniszczeniu. Rozdział zawiera także modelowanie numeryczne kształtowania paneli z żebrami usztywniającymi. Kolejny, piąty rozdział został poświęcony statycznym badaniom nośności i dynamicznym próbom wytrzymałościowym paneli. Zawarto w nim pomiar naprężeń szczątkowych oraz badanie stanu powierzchni roboczej narzędzia po procesie formowania.

1. Opis zjawisk występujących w procesach przeróbki plastycznej blach oraz charakterystyka wybranych metod formowania

1.1. Wytłaczanie blach

Podczas seryjnego wytwarzania elementów z blach, bardzo duży udział w procesach produkcyjnych stanowi wytłaczanie. Proces polega na przekształcaniu arkusza blachy w element przestrzenny o powierzchni nierozwijalnej. Takie formowanie prowadzi się przy użyciu narzędzi w postaci matrycy, stempla i ewentualnie dociskacza, dzięki którym wywołujemy w arkuszu blachy odpowiedni stan naprężeń, prowadzący do plastycznego odkształcenia półfabrykatu i nadania mu pożądanego kształtu.

Oprócz wspomnianego wyżej procesu, w przypadku potrzeby otrzymania wytłoczki, której kształt jest niemożliwy do wykonania podczas jednego zabiegu, stosuje się przetłaczanie i wyciąganie. Przetłaczanie jest procesem, w którym z uprzednio uzyskanej wytłoczki, wykonuje się część o mniejszej średnicy i większej głębokości. Podczas wyciągania otrzymuje się element o zwiększonej wysokości i cieńszej ściance oraz zmienionej średnicy wewnętrznej.

Proces tłoczenia, należy do procesów bardzo wydajnych, stosowanych podczas produkcji seryjnej i masowej. Mimo wysokich kosztów oprzyrządowania, przy odpowiedniej ilości wykonanych części, jest obróbką bardzo ekonomiczną, przeliczając poniesione koszty przygotowania produkcji na jedną sztukę wyrobu. Tłoczenie blach znalazło duże zastosowanie w przemyśle, przy produkcji szerokiego spektrum wyrobów począwszy od np. narzędzi ogrodowych, aż po części karoserii pojazdów różnego typu. Otrzymany w wyniku przeróbki plastycznej ww. sposobem przedmiot przybiera kształt zastosowanych narzędzi.

Podczas procesu wytłaczania w formowanej części walcowej występuje stan jednoosiowych naprężeń rozciągających. W dnie wytłoczki występują dwuosiowe naprężenie rozciągające. W kołnierzu występują promieniowe naprężenia rozciągające i obwodowe naprężenia ściskające mogące doprowadzić do utraty stateczności materiału kołnierza. Zjawisko takie może wystąpić podczas tzw. wytłaczania swobodnego, w którym udział biorą: stempel, matryca oraz obrabiany arkusz materiału bez dociskacza (rys. 1.1).

Stosowanie dociskacza zależy głównie od stosunku grubości materiału g do średnicy wyjściowej blachy D_0 .

Jeżeli warunek:

$$g/D \cdot 100 > 5(1-m_1) \quad (1.1)$$

gdzie:

g – grubość blachy,

D – średnica krążka blachy

m_1 – współczynnik wytłaczania

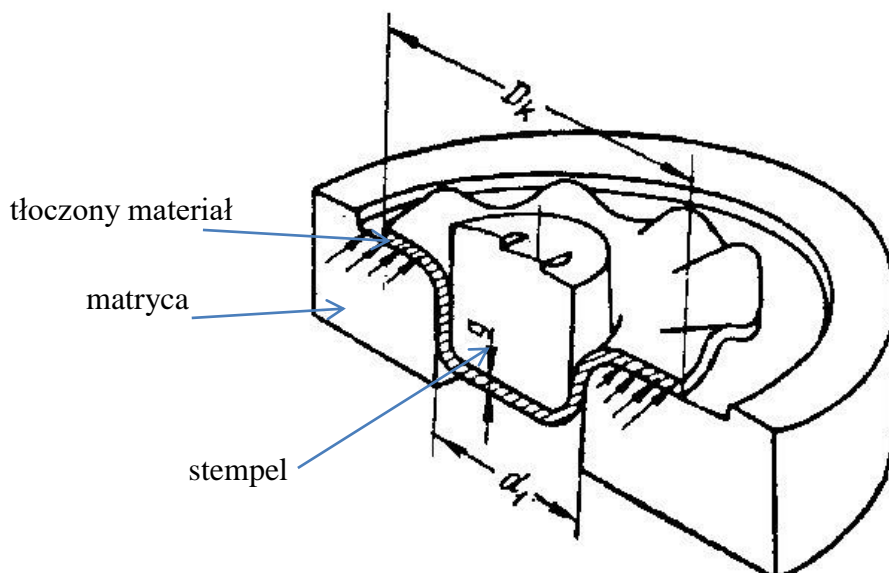
$$m_1 = d/D \quad (1.2)$$

gdzie:

d – średnica wytłoczki.

jest spełniony nie ma potrzeby zastosowania dociskacza, w przeciwnym przypadku, aby nie doszło do pofałdowania blachy należy zastosować dociskacz [1]. Skłonność do fałdowania występuje tym łatwiej, im mniejszy jest stopień odkształcenia oraz im bardziej miękki jest materiał blachy.

Proces wytłaczania zachodzi przy plastycznym odkształceniu, które jest wynikiem przesunięcia się części objętości wytłaczanej blachy z kołnierza do części walcowej kształtki. Mała grubość blachy w połączeniu z dużym jej odkształceniem powoduje utratę stateczności blachy i powstania pofałdowań.



Rys. 1.1. Utworzenie fałd przy tłoczeniu bez zastosowania dociskacza [2].

Podczas ruchu roboczego stempla rośnie siła wytłaczania powodując odkształcenie wytłoczki. Polega ono na rozciąganiu swobodnej części formowanego arkusza i pocieniu jego ścianek. W wyniku umocnienia materiału następuje zrównoważenie siły

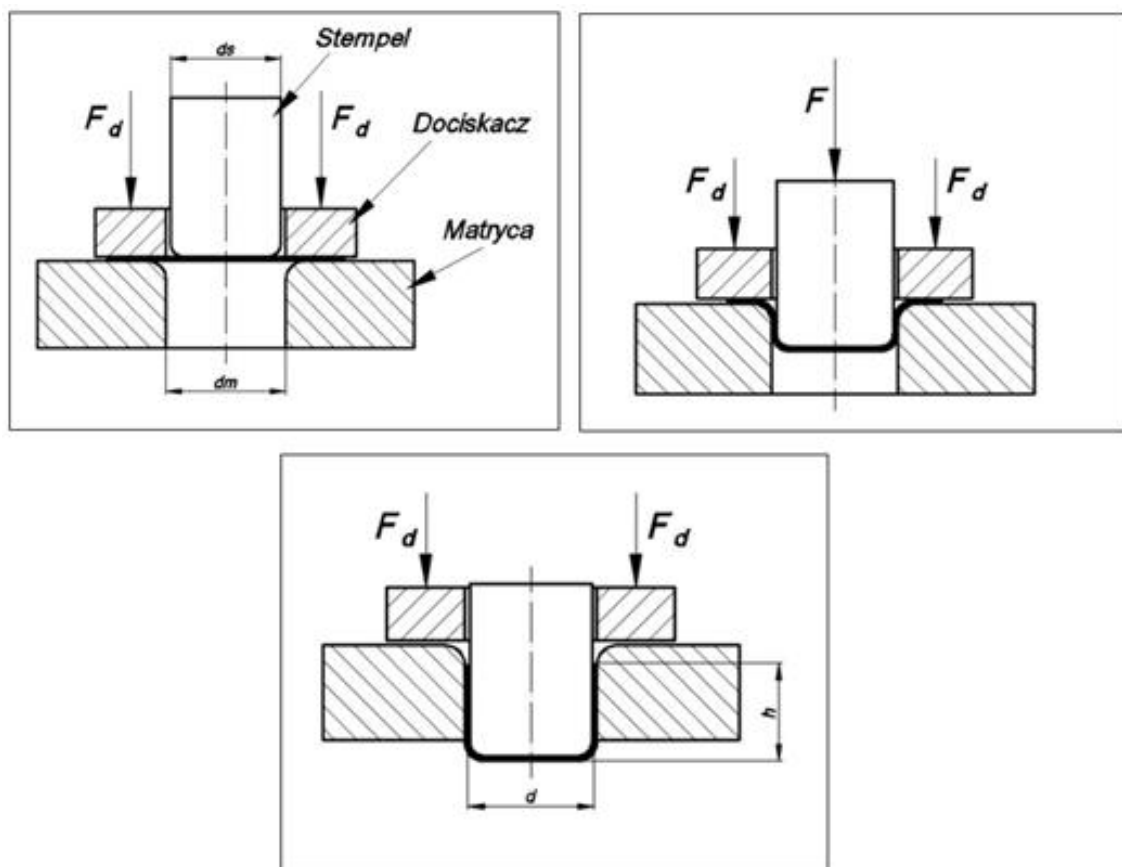
wytłaczania i oporu odkształcenia materiału, następuje plastyczne odkształcenie kołnierza i wciągnięcie go do matrycy (rys. 1.2).

Miejscem, które jest najbardziej narażone na utratę spójności materiału to połączenie dna wytłoczki z powierzchnią boczną. Przy dużym odkształceniu może dojść do oderwania dna od pozostałej części elementu wytłaczanego, co powoduje powstanie braku produkcyjnego. Aby uniknąć powyższej sytuacji należy:

- zmniejszyć naprężenia we wczesnych stadiach wytłaczania,
- zmniejszyć opory odkształcenia płaskiego kołnierza,
- zwiększyć wytrzymałość materiału w niebezpiecznym przekroju,
- zmniejszyć naprężenia styczne ściskające w odkształcanym kołnierzu lub zwiększyć jego sztywność w celu uniknięcia tworzenia się fałd [2].

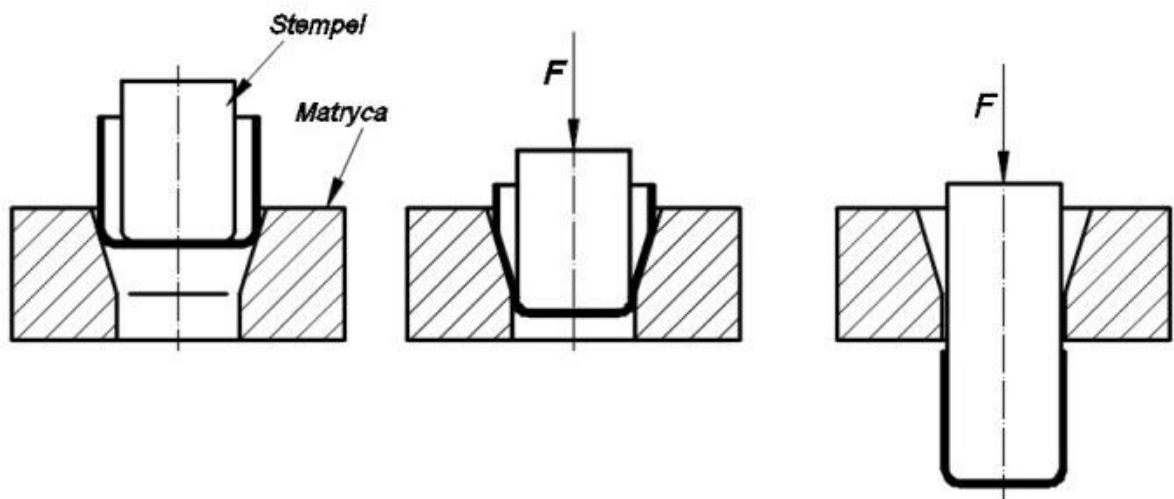
Dzięki wprowadzeniu do procesu ww. warunków można usprawnić wytłaczanie, czego efektem może być:

- zwiększenie głębokości wytłaczania w jednym przejściu,
- udoskonalenie wytłaczania elementów o złożonych kształtach.



Rys. 1.2. Kolejne fazy wytłaczania z dociskiem.

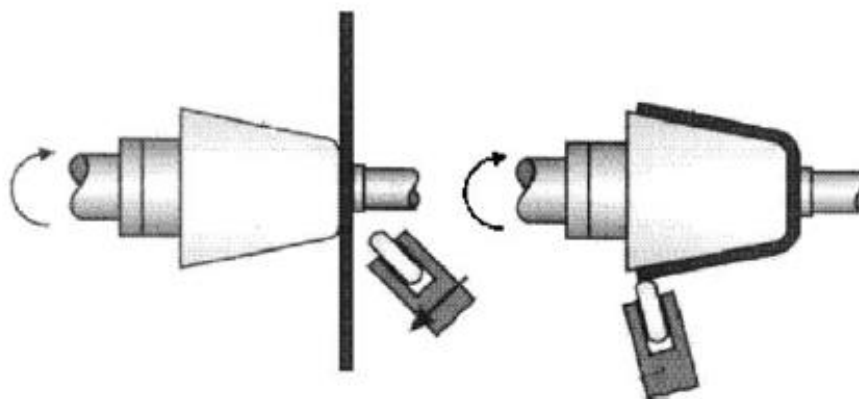
Stosując wytłaczanie można osiągnąć głębokość wytłoczki, nieprzekraczającej około 0,7 do 0,8 jej średnicy. Uzyskanie większej głębokości wymaga zastosowania do wstępnie ukształtowanej wytłoczki obróbki nazywanej przetłaczaniem. Przetłaczanie polega na przepuszczeniu półfabrykatu przez matrycę i uzyskanie kształtu o mniejszej średnicy, lecz o większej głębokości (rys. 1.3). Pod wpływem nacisku wywieranego przez stempel na dno wytłoczki swobodna jej część przechodząc przez matrycę przekształca się w ściankę pionową, w kolejnym etapie przez matrycę przechodzi walcowa część wytłoczki zmniejszając jednocześnie swoją pierwotną średnicę. Przeprowadzenie takiego procesu wymaga wytworzenia dodatkowych narzędzi, które pozwolą na otrzymanie wymaganego kształtu przedmiotu.



Rys. 1.3. Przebieg procesu przetłaczania.

1.2. Przyrostowe kształtowanie blach

Formowanie przyrostowe znalazło zastosowanie z powodu konieczności redukcji kosztów wytwarzania tłoczonych elementów z blach przy prototypowaniu lub produkcji niepowtarzalnej (jednostkowej, małoseryjnej). Początkowo były to metody oparte na formowaniu wyrobów przy pomocy wzorników, na których kształtowane były arkusze (rys. 1.4). Obróbkę tą realizowano na maszynach typu tokarka. Z powodu braku możliwości prowadzenia narzędzia po zaprojektowanej trajektorii, kształt wytłoczki ograniczał się do elementów posiadających symetrię osiową.



Rys. 1.4. Formowanie elementów osiowo symetrycznych na tokarce [3].

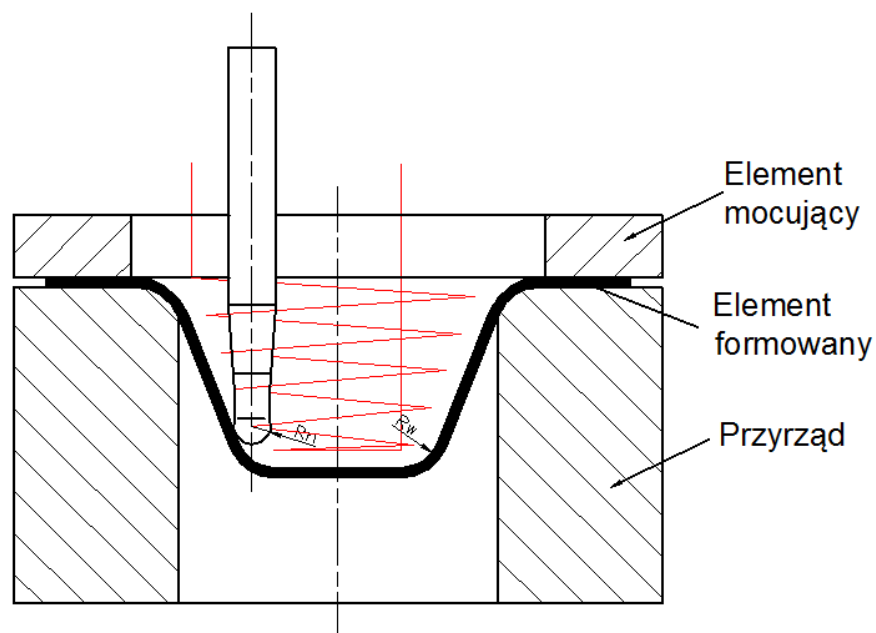
Rozpowszechnienie maszyn sterowanych numerycznie (tokarek, frezarek, robotów przemysłowych itp.) umożliwiło dynamiczny rozwój nie tylko obróbki skrawaniem, ale także przyrostowego formowania blach. Efektem tego rozwoju jest możliwość formowania powierzchni o swobodnych kształtach. Przy produkcji wielkoseryjnej przyrostowe formowanie blach stosuje się tam, gdzie nie można otrzymać oczekiwanego efektu stosując konwencjonalne metody. Formowanie przyrostowe blach (ang. Incremental Sheet Forming - ISF) jest innowacyjnym podejściem do ich kształtowania. Charakteryzuje się krótkim czasem obróbki i niskimi kosztami formowania produktów z blachy, ponieważ proces ten nie wymaga specjalnego i kosztownego oprzyrządowania w postaci stempla i matrycy [4, 5]. Istnieje kilka różnych procesów formowania metali i ich stopów, które wykorzystują podejście przyrostowe. Przy jednopunktowym przyrostowym formowaniu blach deformacja materiału jest przeprowadzana stopniowo, a w konsekwencji materiał i narzędzie jest mniej obciążone porównaniu z procesami konwencjonalnymi [4].

Narzędzia zastosowane do obróbki mają kształt trzpienia zakończonego kuliściec po stronie roboczej, oraz walcem o znormalizowanej (dla potrzeb mocowania w standardowych oprawkach narzędziowych) średnicy po stronie chwytowej. Dzięki temu narzędzie to można mocować w tradycyjnych oprawkach przeznaczonych do mocowania frezów, wiertel, co zdecydowanie ułatwia połączenie narzędzia z obrabiarką. Najczęściej stosowanymi oprawkami narzędziowymi są oprawki typu ER, oprawki termokurczliwe i inne dające pewność centrowania względem osi obrotu wrzeciona obrabiarki.

Formowanie przyrostowe blach ma dwie podstawowe odmiany technicznej realizacji:

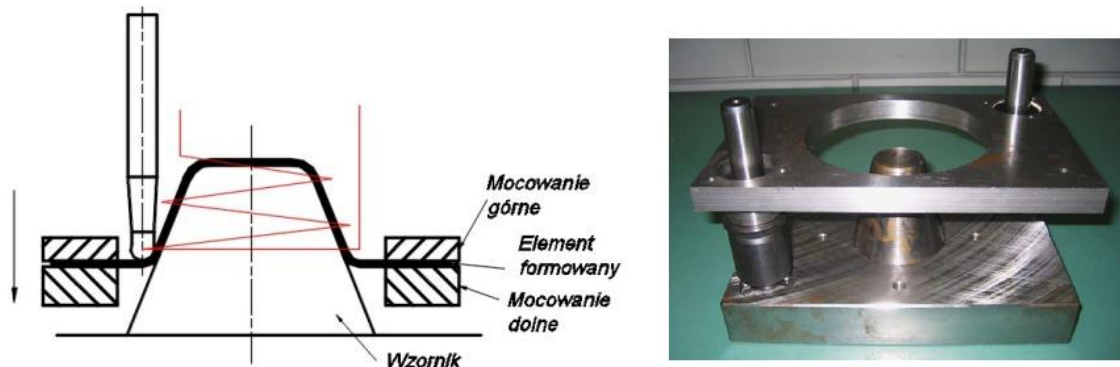
- pozytywowe – jest to jednopunktowe formowanie, dla którego następuje kształtowanie wyrobu poprzez przemieszczanie się narzędzia zgodnie z wytycznymi programu sterującego bez podparcia wzornikiem, (rys. 1.5);
- negatywowe – nazywane dwupunktowym formowaniem, w którym występuje dodatkowy element przyrządu w postaci wzornika lub trzpienia podtrzymującego najwyższy obszar wykonywanego detalu; kształtowanie następuje przez odpowiednie odwzorowanie geometrii wzornika, poprzez „układanie” na nim blachy za pośrednictwem narzędzia wykonującego zaprogramowane ruchy (rys. 1.6, 1.7).

Formowanie przyrostowe posiada kilka odmian, które różnią się zastosowanym oprzyrządowaniem oraz kinematyką obróbki. Na rys. 1.5 do 1.8 przedstawiono odmiany obróbki przyrostowej. Pierwszym z nich jest jednopunktowe formowanie przyrostowe (ang. single point incremental forming), którego zasadę realizacji przedstawiono na rys. 1.5. Wymaga ona oprzyrządowania podtrzymującego arkusz blachy, zaś kształtowanie odbywa się poprzez ruch narzędzia przypominający ruch freza podczas obróbki wykańczającej kieszeni. Narzędzie jest prowadzone przez układ sterowania obrabiarki po zaprogramowanej wcześniej trajektorii, powodujące stopniowe odkształcanie się blachy [4, 5].



Rys. 1.5. Istota procesu jednopunktowego formowania przyrostowego.

Drugim rodzajem formowania przyrostowego jest metoda dwupunktowego formowania przyrostowego (ang. two point incremental forming), która można podzielić na odmiany w zależności od rodzaju zastosowanych narzędzi oraz kinematyki obróbki.



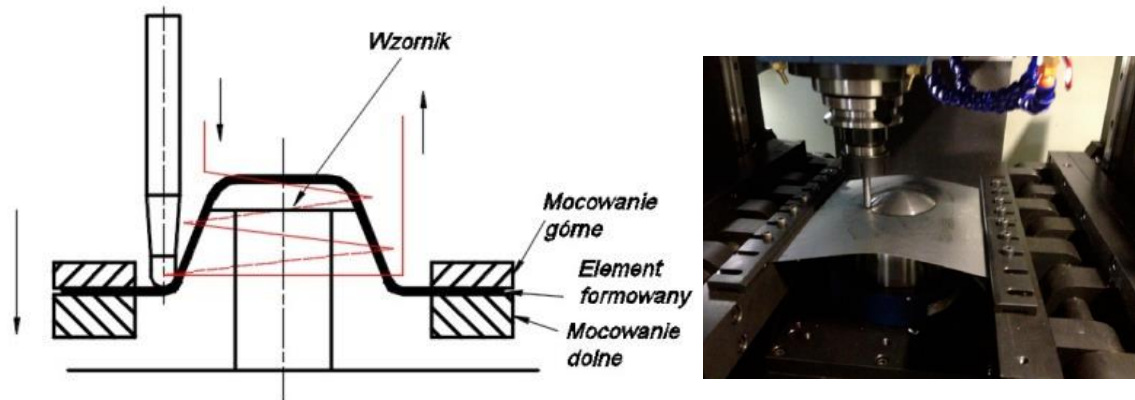
Rys. 1.6. Dwupunktowe formowanie przyrostowe z matrycą właściwą: po lewej zasada obróbki, po prawej przyrząd do formowania [3].

W pierwszej odmianie wykorzystuje się pełny (pozytywny) model formowanej części jako formę, na której przy pomocy narzędzi takich jak w jednopunktowym formowaniu przyrostowym, „układa” się arkusz blachy. Jest to metoda zapewniająca większą dokładność geometryczną formowanych kształtek, osiąganą poprzez docisk blachy do powierzchni wzornika. Dwupunktowe formowanie przyrostowe wymaga, w przeciwieństwie do jednopunktowego formowania przyrostowego, bardziej złożonego oprzyrządowania, które musi zapewnić oprócz mocowania arkusza także przemieszczanie się elementów trzymających blachę wraz narzędziem w kierunku głębokości wytłoczki (rys. 1.6). W odróżnieniu od opisanego wcześniej procesu, użyta jest tutaj matryca, która ma na celu zapewnienia poprawności geometrii i oraz wymiarów produkowanego elementu [6].

Następna odmiana (rys. 1.7) różni się od poprzedniej zastosowaniem niepełnego wzornika, kinematyka obróbki pozostaje niezmienna. Górna część wzornika służy tylko do podtrzymywania dna wytłoczki w stałym miejscu, zaś narzędzie kształtuje arkusz bez dociskania go do jakiegokolwiek powierzchni – na wzór jednopunktowego formowania przyrostowego.

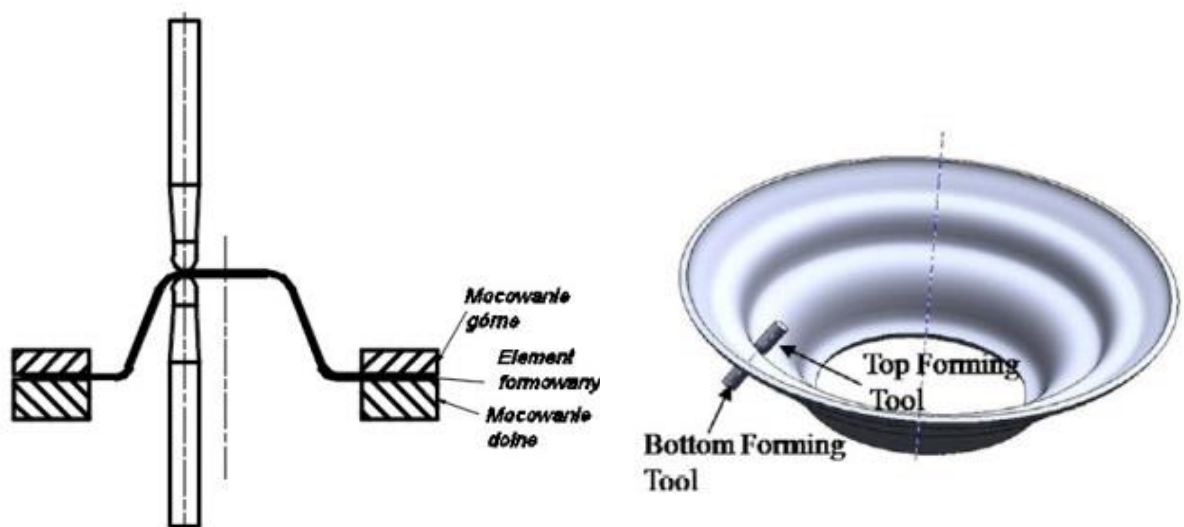
Analizując ścieżki narzędzia podczas wytłaczania zauważyć można różnice zachodzące pomiędzy jednopunktowym formowaniem przyrostowym i dwupunktowym formowaniem przyrostowym. W pierwszym, narzędzie przemieszcza się od zewnętrznych

części wytłoczki w kierunku jej środka, a obwód kolejnych przejść jest coraz mniejszy. W przypadku drugim jest odwrotnie. Dodatkowo metoda jednopunktowego formowania blach charakteryzuje się obróbką wewnątrz wytłoczki, natomiast w drugim przypadku obróbka odbywa się na zewnątrz elementu obrabianego.



Rys. 1.7. Dwupunktowe formowanie przyrostowe z niepełną matrycą: po lewej zasada obróbki, po prawej proces kształtowania [7].

Na rys. 1.8. przedstawiono przyrostowe kształtowanie przy pomocy dwóch narzędzi, z których jedno jest narzędziem pomocniczym. Obróbka o takiej kinematyce wymaga maszyn o dwóch wrzecionach ściśle ze sobą współpracujących. Oznacza to, że taka obróbka nie może być przeprowadzona na ogólnie dostępnych obrabiarkach CNC, w związku z czym, jej zastosowanie w praktyce może być ograniczone.



Rys. 1.8. Dwupunktowe formowanie przyrostowe z dodatkowym narzędziem formującym [8].

W przypadku metody negatywowego, trudno jest formować ostre naroża lub krawędzie, ponieważ łatwo pojawiają się pęknięcia spowodowane przez dwuosiowy stan odkształcenia. Przy zastosowaniu metody formowania dodatniego możliwe jest formowanie skomplikowanych kształtów z ostrymi narożnikami lub krawędziami [9].

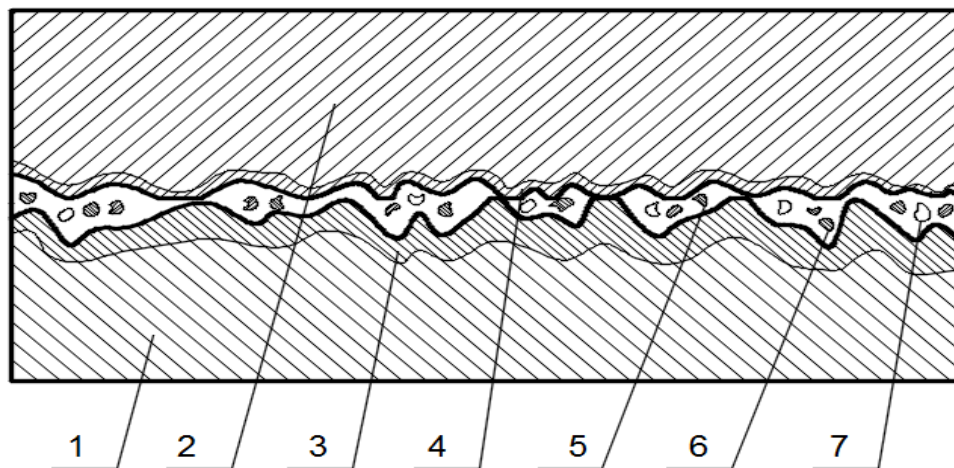
1.3. Warunki tarcia

1.3.1. Rodzaje tarcia

Przy współpracy elementów każdej pary kinematycznej występuje zjawisko tarcia, którego charakter i wielkość jest uwarunkowana od właściwości współpracujących materiałów, parametrów pracy realizowanego procesu, topografii powierzchni stykających się elementów oraz warunków kontaktu [10]. Współpraca powierzchni trących oraz zastosowanych warstw pośredniczących sprawia, że możemy wyróżnić następujące rodzaje tarcia:

- tarcie suche,
- tarcie płynne,
- tarcie mieszane nazywane też półpłynnym.

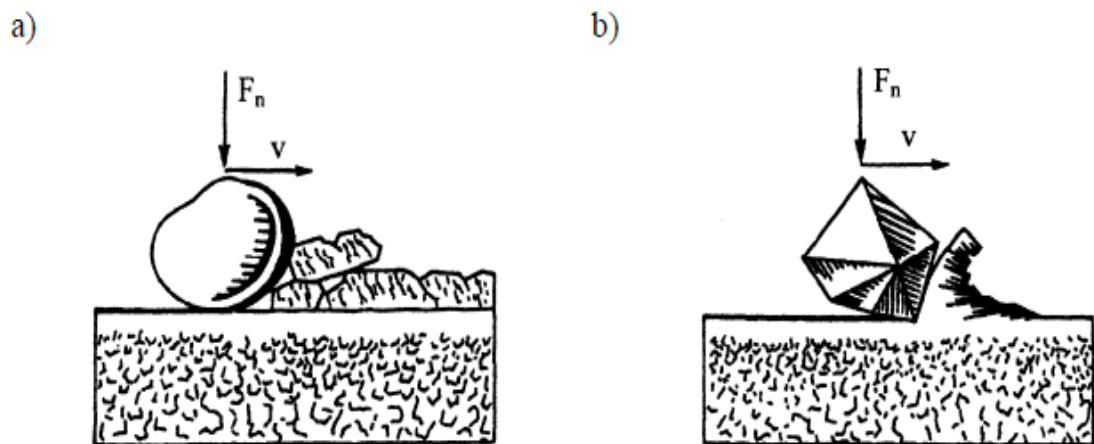
Tarcie suche występuje wówczas, gdy co najmniej dwa elementy będące w kontakcie nie są oddzielone od siebie warstwą smaru. Występuje przy współpracy niesmarowanych powierzchni elementów maszyn, lecz pokrytych tlenkami i warstewkami zaadsorbowanych gazów i par, a także w przypadku braku czynnika smarującego w normalnie smarowanych węzłach ciernych [11].



Rys. 1.9. Model tarcia technicznie suchego: 1 – materiał odkształcany, 2 – narzędzie, 3, 4 – błona adsorpcyjna (warstwa tlenków) na formowanym materiale oraz na narzędziu, 5, 6 – oddzielone oraz rozkruszone od narzędzia i materiału kawałki warstwy tlenków, 7 – produkty zużycia.

Z modelu przedstawionego na rys. 1.9 można wywnioskować, że sposób zużycia występujący podczas tarcia suchego ma charakter mechaniczny. Występująca w obszarze styku warstwa tlenków powoduje, że nie występują oddziaływania adhezyjne w miejscu styku pary kinematycznej, gdyż warstwy tlenków nie wykazują skłonności do szepiania [10].

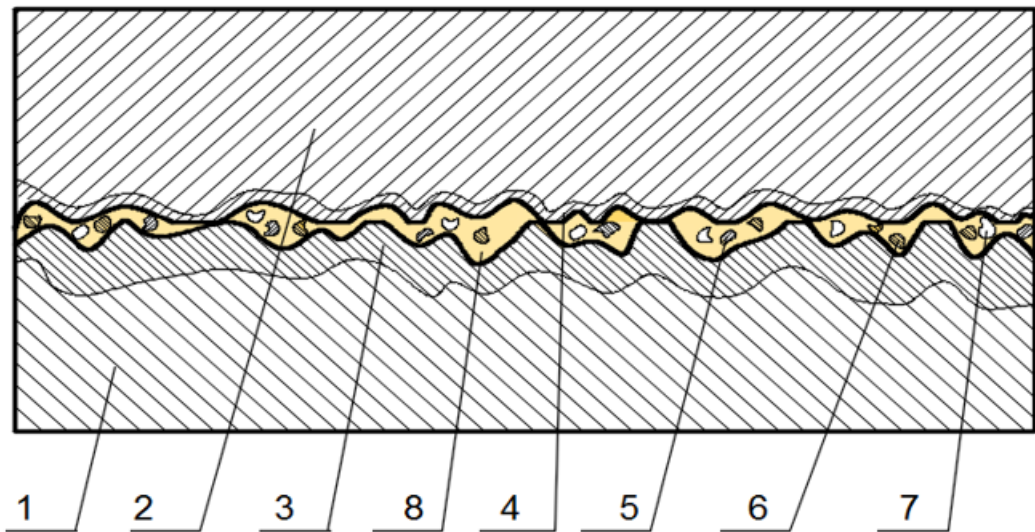
Zużywanie ściernie występuje wtedy, gdy proces niszczenia warstwy wierzchniej przyjmuje postać: mikroskrawania, rysowania, bruzdowania, ścinania nierówności lub odrywania nierówności powierzchni. W procesie zużywania ściernego ubytek materiału warstwy wierzchniej jest wynikiem głównie oddziaływania mechanicznego. W obszary tarcia współpracujących elementów dostają się twarde cząstki ciał obcych i działają jak mikroostrza skrawające. Taką samą rolę mogą spełniać wystające nierówności twardszego materiału współpracujących powierzchni [12] (rys. 1.10).



Rys. 1.10. Schemat zużywania ściernego: a) postać chemiczno-mechaniczna (oddzielenie warstwy tlenków), b) postać mechaniczna (mikroskrawanie) [13]

Tarcie graniczne (półpłynne) występuje wtedy, gdy część obszarów tarcia styka się ze sobą bezpośrednio, a część jest rozdzielona warstwą graniczną lub warstwą smaru. Ten rodzaj tarcia występuje powszechnie w węzłach ciernych maszyn, zwłaszcza przy małych prędkościach względnych, dużych naciskach oraz w stanach nieustalonych [11]. Tarcie graniczne występuje, gdy powierzchnie trące są oddzielone w strefie styku warstwą substancji smarnej o najmniejszej możliwej grubości ok. $0,5 \mu\text{m}$ (rys. 1.11). Warstwa ta jest tak cienka, że substancja smarna przejawia specyficzne cechy zbliżone do ciała stałego quasi-kryształicznego [14, 15, 16]. Opory tarcia granicznego są funkcją nacisku normalnego i grubości warstwy. Podczas ruchu względnego warstewka sub-

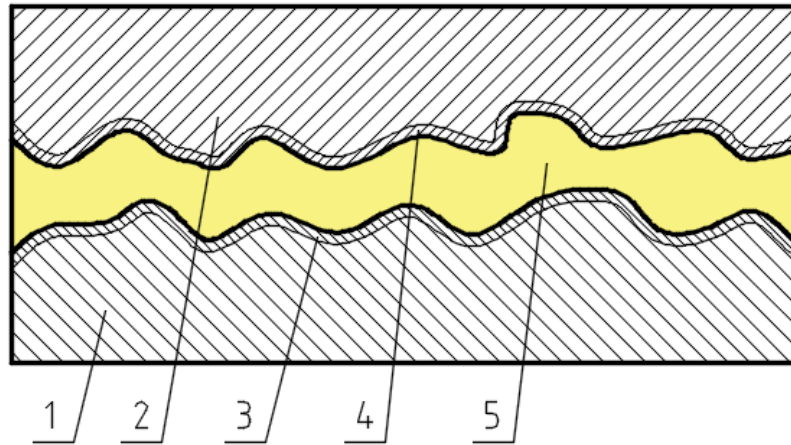
stancji smarnej może być stosunkowo łatwo przerwana przez mikronierówności powierzchni. Po zniszczeniu tej warstewki występuje tarcie suche [11].



Rys. 1.11. Model tarcia granicznego: 1 – materiał odkształcany, 2 – narzędzie, 3, 4 – błona adsorpcyjna (warstwa tlenków) na formowanym materiale oraz na narzędziu, 5, 6 – oddzielone oraz rozkruszone od narzędzia i materiału kawałki warstwy tlenków, 7 – produkty zużycia, 8 – warstwa smaru (oleju).

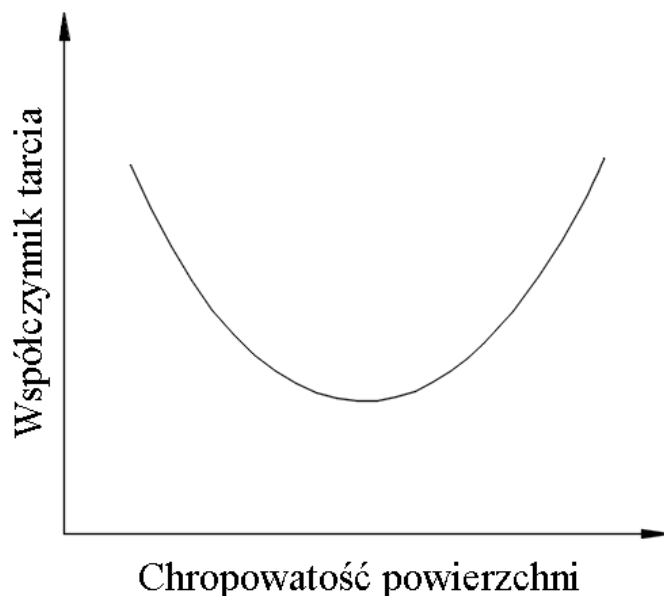
W przypadku kształtowania przyrostowego, tarcie płynne charakteryzuje się całkowitym oddzieleniem pary trącej przez ciągłą, dobrze przylegającą do narzędzia i materiału warstwą oleju (rys. 1.12). Nie dochodzi tutaj do kontaktu dwóch współpracujących elementów, przez co nie zachodzi zużycie mechaniczne ani adhezyjne, lecz wyłącznie zużycie pochodzące od tworzenia na powierzchni współpracujących związków chemicznych i ich odrywanie [11].

Smar dostarczony do obszaru współpracy dwóch elementów ma za zadanie zmniejszenie strat energii potrzebnej na pokonanie sił tarcia, pomaga zmniejszyć zużycie powierzchni pary trącej, dzięki czemu zastosowane narzędzia wykazują się większą trwałością, [10] co przekłada się na koszty procesu obróbki. Opory ruchu zależą tylko od grubości warstwy substancji smarnej oraz jej lepkości, która zmienia się wraz z temperaturą i ciśnieniem.



Rys. 1.12. Model tarcia płynnego: 1 – materiał odkształcany, 2 – narzędzie, 3, 4 – błona adsorbcyjna (warstwa tlenków) na formowanym materiale oraz na narzędziu, 5 – warstwa smaru (oleju).

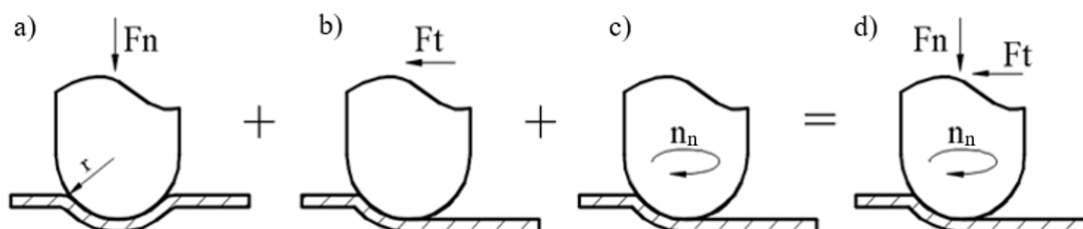
Przy niewielkich chropowatościach współpracujących części występuje głównie zjawisko adhezji, przy wzroście parametru Ra coraz większy udział ma mechanizm ścinania wierzchołków nierówności. Współczynnik tarcia najpierw zmniejsza się wraz ze zmniejszaniem się chropowatości powierzchni, następnie, gdy coraz większy udział ma zużycie adhezyjne, współczynnik tarcia zwiększa swoją wartość (rys. 1.13). Taka zależność jest spowodowana zmniejszeniem mechanicznego oraz wzrostem molekularnego oporu ruchu wraz ze zmniejszeniem się wysokości chropowatości. O dużych oporach tarcia bardzo gładkich powierzchni można się przekonać przesuwając względem siebie płytki wzorcowe [11]. Badania prowadzone przez Kragielskiego i in. [17] wykazały, że zmniejszenie chropowatości powierzchni współpracujących części powodują wzrost wartości współczynnika tarcia.



Rys. 1.13. Zależność chropowatości powierzchni od współczynnika tarcia [10].

1.3.2. Tarcie w jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym

Na proces jednopunktowego przyrostowego wytłaczania składają się trzy elementy generujące różne obciążenia [18]. Pierwszym z nich jest zagłębianie narzędzia w osi Z gdzie dominuje siła normalna, F_n , tarcie działa tylko na rzutowany obszar wgłębnika prostopadłego do siły (rys. 1.14a). Realizacja ruchu posuwowego oprócz siły normalnej F_n wprowadzana jest siła styczna F_t , co powoduje wystąpienie zarówno normalnych jak i stycznych składowych tarcia. Przy braku ruchu obrotowego narzędzia zjawisko tarcia i związane z nim zużycie wystąpiłoby tylko od strony natarcia narzędzia. Przy realizacji obróbki metodą jednopunktowego formowania przyrostowego, narzędzie podlega także obrotowi, który powoduje ciągłą zmianę styku powierzchni z arkuszem blachy.



Rys. 1.14. Mechanizm odkształcania w jednopunktowym formowaniu przyrostowym:
a – wciskanie narzędzia w materiał, b – przemieszczanie wciśniętego narzędzia,
c – ruch obrotowy narzędzia, d – złożenie wszystkich ruchów w jednopunktowym formowaniu przyrostowym.

Na rys. 1.15 F_t jest siłą styczną w kierunku posuwu narzędzia, a F_r jest siłą promieniową prostopadłą do siły stycznej i prostopadłą do powierzchni arkusza. Jest to siła, która odpycha narzędzie od pobocznicy obrabianej części – odpowiednik siły odporowej w obróbce skrawaniem przy frezowaniu frezem palcowym. Siła normalna, F_n , działa w kierunku pionowym w dół (wzdłuż osi Z), a F_R jest wypadkową wszystkich trzech sił. Moment skrętny powodowane przez obrót narzędzia oznaczono jako T .

Za pomocą tych sił można określić siły tarcia w środku punktu styku. Na siłę tarcia w procesie jednopunktowego formowania przyrostowego mają wpływ trzy składniki: siły normalne, styczne i skrętne. Tarcie styczne jest bezpośrednio związane z siłą wynikającą z prędkości posuwu narzędzia F_f . Wielkość tej siły jest równa sile stycznej, ale jej kierunek jest przeciwny $F_T = -F_f$. Zakładając, że w tym przypadku występuje tarcie kulombowskie, współczynnik tego tarcia ślizgowego można określić za pomocą równania:

$$\mu_{sl} = \frac{F_f}{F_n} \quad (1.3)$$

Równanie to wiąże siłę styczną z siłą normalną poprzez bezwymiarowy współczynnik μ_{sl} .

Narzędzie w procesie jednopunktowego formowania przyrostowego obraca się najczęściej w kierunku zgodnym z ruchem wskazówek zegara (prawe obroty wrzeciona). Moment obrotowy pochodzący od napędu obrabiarki jest odpowiedzialny za tarcie związane ze skręcaniem i momentem tarcia M_T , która jest następująca:

$$M_T = -T \quad (1.4)$$

Tarcie skręcające jest styczne do punktu styku narzędzia z arkuszem blachy. Aby określić współczynnik tarcia uwzględniający moment skrętny stosuje się zależność:

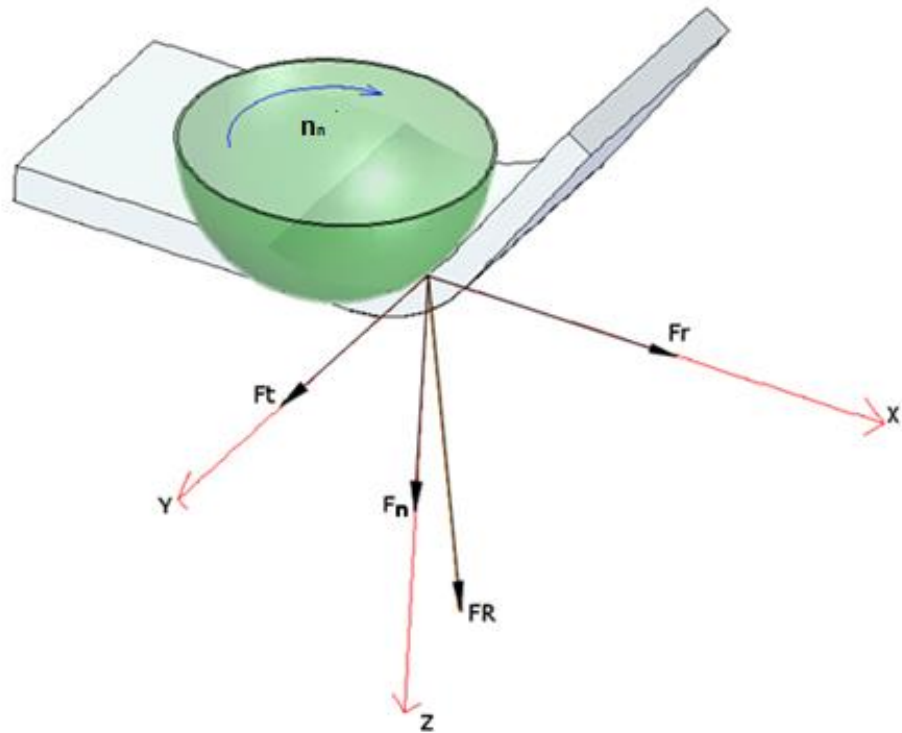
$$\mu_t = \frac{M_t}{F_n * r_t} \quad (1.5)$$

gdzie, r_t jest ramieniem działania siły pochodzącej od momentu M_T .

Ponieważ tarcie styczne i tarcie skrętne działają w tym samym kierunku, ich efekty są sumowane w celu określenia współczynnika tarcia całkowitego:

$$\mu = \mu_{sl} + \mu_t \quad (1.6)$$

Ten współczynnik reprezentuje tarcie w środku obszaru kontaktu formowanego arkusza blachy i narzędzia [18].



Rys. 1.15. Rozkład sił przy wytłaczaniu metodą jednopunktowego formowania przyrostowego [18].

1.4. Istota procesu jednopunktowego przyrostowego kształtowania blach

1.4.1. Ogólne zasady kształtowania

Przyrostowe formowanie blach w porównaniu do innych konwencjonalnych metod ich kształtowania oferuje większe i nieporównywalnie bardziej elastyczne możliwości, przy generowaniu niskich kosztów procesu [19], wliczając w to możliwość różnych modyfikacji parametrów obróbki oraz kształtów realizowanego wyrobu. Spowodowane jest to zastosowaniem prostych przyrządów oraz narzędzi.

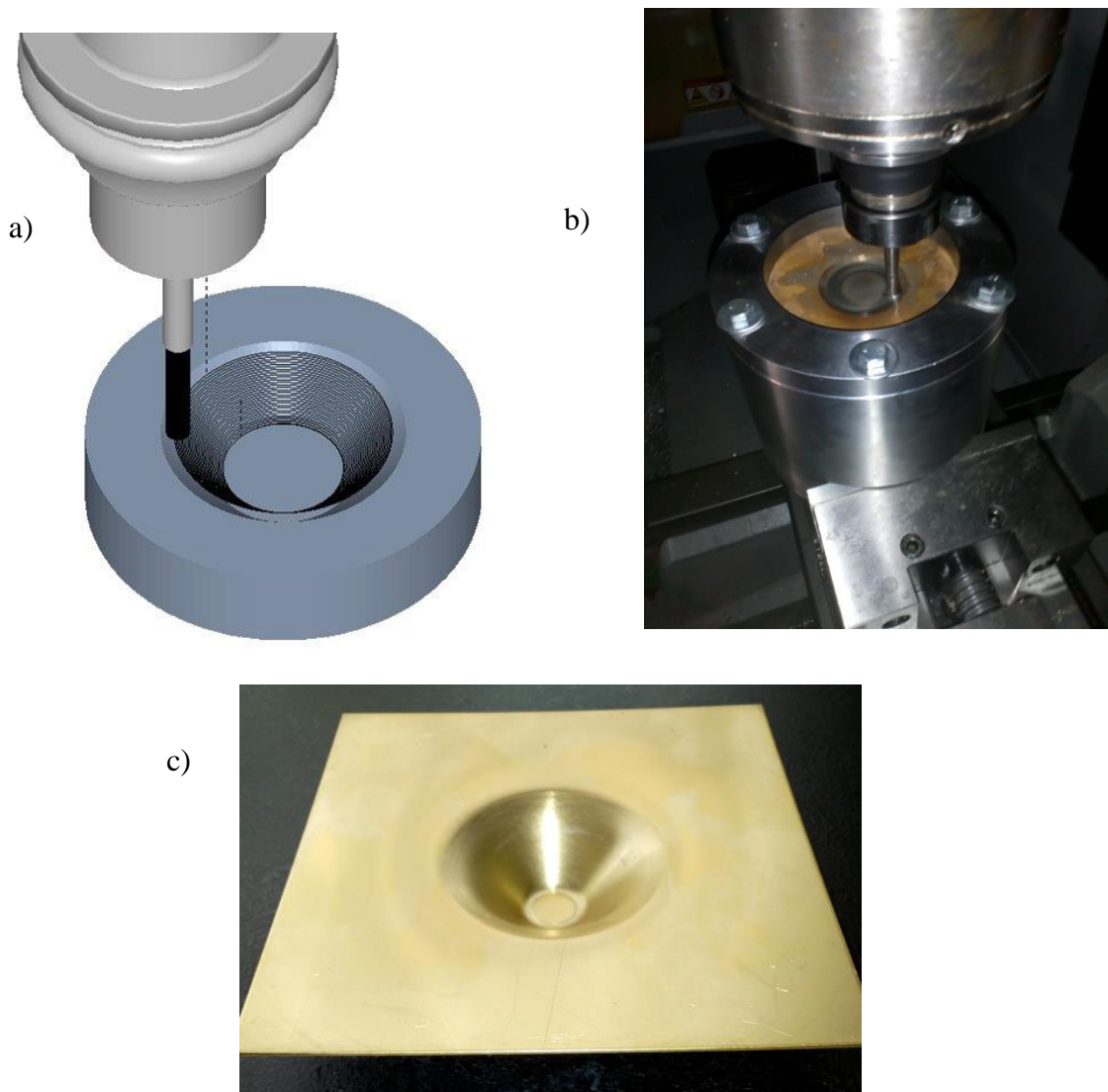
Jednopunktowe przyrostowe formowanie jest procesem wytwarzania części metalowych z blachy, w którym część jest stopniowo przekształcana przez narzędzie sterowane CNC. Końcówka narzędzia ma zazwyczaj kształt półkulisty [20] (rys. 1.5). Proces ten zapewnia wyższy stopień elastyczności niż inne procesy formowania, ponieważ nie wymaga dedykowanego, w większości przypadków kosztownego, oprzyrządowania. Przekłada się to na skrócenie czasu realizacji produkcji, kosztów narzędzi, a w konsekwencji obniżenie kosztów realizowanej inwestycji. Pomaga w stosunkowo szybkiej i taniej produkcji małych serii elementów z blachy [21]. Z drugiej strony sam proces jest relatywnie czasochłonny w porównaniu z tradycyjnymi procesami formowania,

takimi jak tłoczenie. Jest bardzo utrudnione wykonanie kształtowania wytłoczek o stromych ściankach w jednym przejściu, ze względu na ograniczenia formowania i wymaganą dokładność wymiarową [21].

Z niezbędnych zasobów, jedyną kosztowną maszyną jest obrabiarka, najczęściej frezarka CNC. Należy jednak zwrócić uwagę na fakt posiadania wspomnianych maszyn przez zakłady produkcyjne [22], co wpływa na fakt, że cała inwestycja sprowadza się do zaprojektowania i wykonania często uniwersalnego, prostego przyrządu mocującego blachę oraz narzędzia. W przeciwieństwie do narzędzi skrawających, nie posiada ono żadnych ostrzy, a jego parametry geometryczne sprowadzają się do długości i średnicy części roboczej oraz parametrów wytrzymałościowych materiału użytego do jego wykonania.

Proces jednopunktowego formowania przyrostowego realizowany jest przy użyciu obrabiarek sterowanych numerycznie w układzie frezarkowym minimum 2,5 osiowym lub przy zastosowaniu robotów przemysłowych.

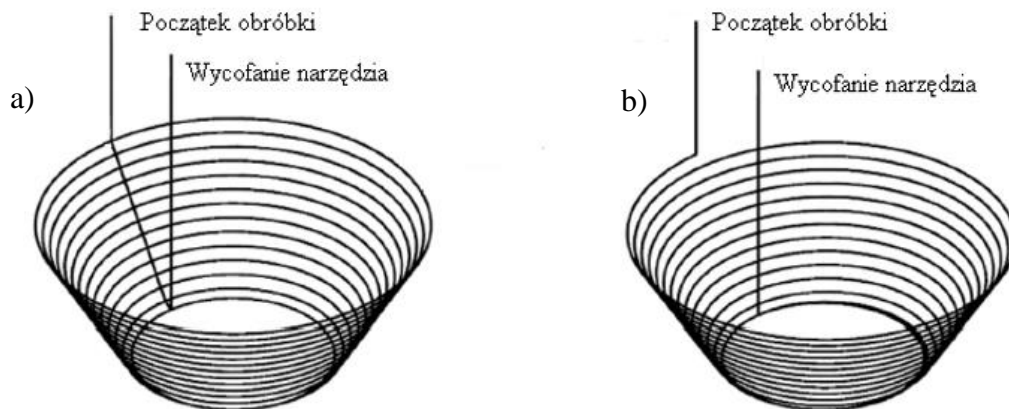
Unieruchomiony w przyrządzie arkusz blachy poddawany jest naprężeniom powstałym w wyniku oddziaływania narzędzia, w postaci trzpienia, na formowaną blachę [3, 23]. Rozpoczynając proces obróbki, obrabiarkę CNC należy przygotować dokładnie w taki sposób, jak przygotowuje się ją do obróbki skrawaniem. Wszystkie etapy realizowane są w podobny sposób. Po uruchomieniu obrabiarki należy ustawić i zamocować przyrząd do formowania. Następnie określa się i wprowadza do układu sterowania CNC obrabiarki położenie początku układu współrzędnych przedmiotu, względem którego napisany został program sterujący i następnie wykonywany na obrabiarce. Czynność ta może być realizowana w różny sposób, począwszy od najstarszych „tradycyjnych” z wykorzystaniem narzędzia obróbczego, na sondach pomiarowych skończywszy. Kolejny krok to mocowanie i pomiar narzędzia oraz umieszczenie danych geometrycznych narzędzia w tabeli narzędziowej. Wprowadzenie programu sterującego do pamięci układu sterującego i przeprowadzenie symulacji kończy proces przygotowania obrabiarki do pracy. Tak przygotowana maszyna realizując zadany program, prowadzi narzędzie po ustalonej trajektorii. Ścieżka ta jest układem prostych i krzywych odsuniętych od obrabianego profilu o wartość promienia narzędzia i mająca najczęściej kształt spiralny, który zapewnia stałe odkształcenie formowanej blachy i jednakowe obciążenie OUPN (Obrabiarka, Uchwyt, Przedmiot, Narzędzie) (rys. 1.16).



Rys. 1.16. Projekt i realizacja procesu jednopunktowego formowania przyrostowego:
 a) ścieżki przejść narzędzia opracowane w systemie EdgeCAM,
 b) realizacja procesu wg zaprojektowanych ścieżek, c) widok wykonanej wytłoczki.

Trajektoria, po której porusza się narzędzie, jest istotna dla poprawnej realizacji obróbki. Ze względu na kształt ścieżek narzędzia można wyróżnić dwa rodzaje obróbki [21]:

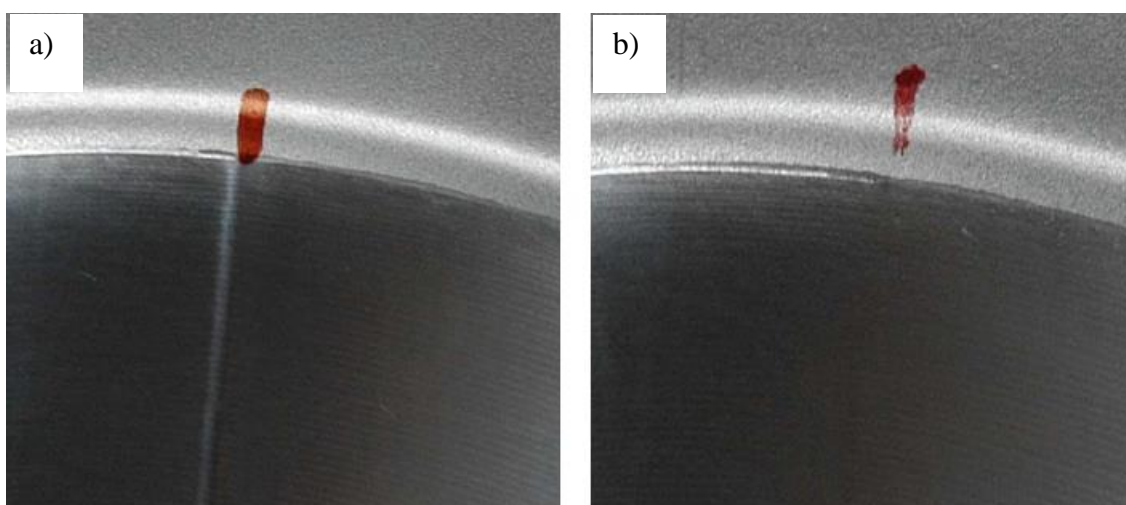
- poprzez wierszowanie – kolejne przejścia w postaci zamkniętych pętli wykonywane są na jednym poziomie, zagłębianie odbywa się w sposób skokowy w ruchu tylko w osi Z (rys. 1.17a),
- spiralny – gdzie całe przejście formujące stanowi jeden ciągły tor a zagłębianie w osi Z realizowane jest w sposób płynny po tzw. rampie (rys. 1.17b).



Rys. 1.17. Strategie ścieżek narzędzia: a) wierszowaniem, b) spiralnie [21].

Drugi przypadek formowania ścieżki rozpoczyna się na krawędzi wykonywanego elementu, a następnie narzędzie porusza się w kierunku środka, bez przerwy, w sposób ciągły. Metoda ta powoduje stopniowe pogłębianie, przez co powstaje kształt o jednolitej teksturze powierzchni bocznej. Przeprowadzone próby wykazały, że w przypadku strategii spiralnej (rys. 1.17b), w którym kształt uzyskany w wyniku formowania po spirali jest bliższy oczekiwanemu [3].

Rodzaj wybranej strategii ma odzwierciedlenie na wykonanym wyrobie; w przypadku ścieżki spiralnej nie powstają żadne ślady związane z ruchem wgłębnym narzędzia. Podczas wierszowania powstaje zagłębienie na poboczniczy kształtki w miejscu cyklicznego przesuwania się narzędzia w osi Z, który jest niezbędny dla uformowania elementu o założonej głębokości (rys. 1.18).



Rys. 1.18. Efekty realizacji jednopunktowego formowania przyrostowego
a) wierszowaniem, b) spiralnie [24].

Jednopunktowe przyrostowe formowanie blach posiada następujące zalety [25, 26]:

- mała siła wynikająca z przyrostowego charakteru procesu,
- do realizacji procesu można użyć konwencjonalnej maszyny CNC,
- duża elastyczność procesu stwarza możliwość szybkiego i łatwego uwzględnianie zmian konstrukcyjnych w kształtowanych elementach,
- w porównaniu do klasycznych metod kształtowania blach od momentu prac koncepcyjnych do wykonania fizycznej części oszczędza się bardzo dużo czasu, który można przeznaczyć na zbadanie większej liczby potencjalnych rozwiązań,
- kształt wyłoczeki wykonany na podstawie części utworzonej w systemie CAD,
- brak wymaganego oprzyrządowania w postaci pozytywowej lub negatywowej formy i/lub stempla,
- zwiększanie odkształcalności materiału,
- wymiar części może być ograniczony tylko przez wymiary obrabiarki,
- dobra jakość wykończenia powierzchni.

Jednopunktowe formowanie przyrostowe, jako proces wytwarzania charakteryzuje się pewnymi wadami:

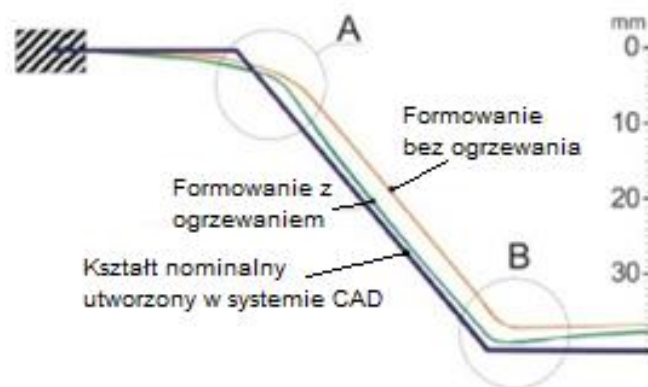
- wymaga dłuższego czasu formowania niż konwencjonalny proces tłoczenia,
- ma mniejszą dokładność geometrii, zwłaszcza w miejscach o małych promieniach zaokrąglenia, w porównaniu do innych przyrostowych procesów obróbki blach,
- proces jest ograniczony do prototypowania i małych partii produkcyjnych,
- pojawia się zjawisko „sprężynowania” materiału, którego efekty można zminimalizować dzięki korekcie ścieżek ruchu narzędzia [25].

Pomiary chropowatości powierzchni zewnętrznej, która nie była w kontakcie z narzędziem wykazały, że wartość chropowatości pozostała niezmienną w stosunku do wartości początkowej. Informacja ta jest niezwykle istotna dla projektowania procesu, ponieważ powierzchnia o najgorszej jakości może być umieszczona po wewnętrznej stronie tworzonego elementu, lecz wymaga to odpowiedniej metody formowania przyrostowego [27].

Proces wytłaczania przyrostowego w większości przypadków wykonywany jest w temperaturze otoczenia, lecz możliwe jest jego przeprowadzenie w podwyższonej temperaturze, które znajduje zastosowanie przy formowaniu materiałów trudno od-

kształcalnych. Podniesienie temperatury może następować w wyniku wyposażenia przyrządu o elementy grzejne, zastosowanie dodatkowego źródła ciepła w postaci ogrzewania elektrycznego lub za pomocą lasera. Możliwe jest zwiększanie temperatury strefy odkształcanej poprzez zastosowanie odpowiednio wysokiej prędkości obrotowej narzędzia, co w wyniku tarcia o powierzchnię blachy powoduje wydzielanie się ciepła wspomagając proces wytlaczania [28, 29, 30]. W pracy Palumbo i Brandizzi [27] stwierdzili, że maksymalna temperatura, jaką można osiągnąć w trakcie jednopunktowego formowania przyrostowego, jest bardzo wysoka. Wzrost temperatury w obszarze obróbki jest bezpośrednio związany z ilością obrotów. Podczas procesu wytlaczania zmierzono maksymalną temperaturę około 100°C przy 400 obr./min oraz 180°C przy 1600 obr./min, co przełożyło się na zwiększenie formowalności i dokładności wytłaczania blachy. Pomiar temperatury, która jest wynikiem tarcia narzędzia o powierzchnię kształtowanej blachy, podczas testów obróbki [30] wskazuje na proporcjonalną zależność od prędkości obrotowej.

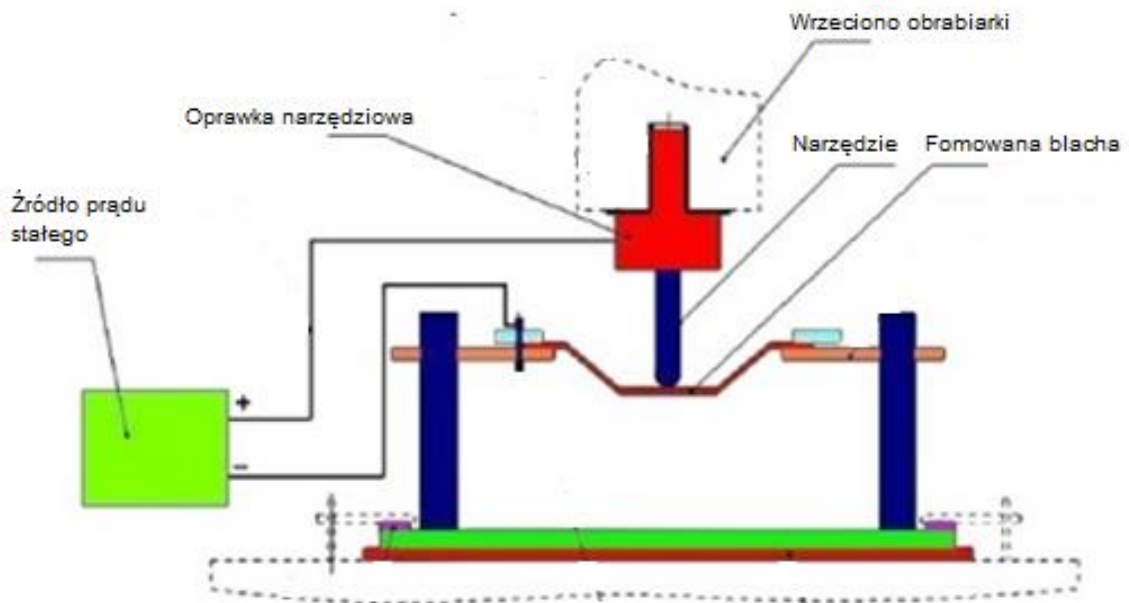
Duflou i in. [31] opracowali maszynę do jednopunktowego formowania przyrostowego wspomaganego laserowo (rys. 1.19). Maszyną formującą używaną w obróbce był robot przemysłowy 6-osiowy, który realizował ruchy narzędzia, zaś laser umieszczony został po przeciwnej stronie narzędzia formującego, jako urządzenie grzewcze. Ich wyniki pokazały, że użycie lasera do lokalnego i dynamicznego ogrzewania było w stanie zwiększyć ostateczną dokładność wymiarową (rys. 1.19). Lokalne ogrzewanie pomogło zredukować naprężenia szczątkowe i efekt sprężynowania. Ich wyniki wykazały również, że została osiągnięta większa odkształcalność w hybrydowym procesie jednopunktowego formowania przyrostowego w porównaniu z typowym procesem [8].



Rys. 1.19. Efekt wspomaganego laserowo procesu jednopunktowego formowania przyrostowego [31].

Innym hybrydowym wariantem przyrostowego formowania blach z lokalnym podgrzewaniem obszaru odkształcania jest kształtowanie na gorąco z elektrycznym źródłem ciepła przedstawili w swojej pracy Fan i in.[32]. W układzie z zamkniętym obwodem prądu stałego, ciepło w strefie kontaktu narzędzia i przedmiotu zostało wytworzone lokalnie przez prąd o wysokim natężeniu. Podczas przepływu prądu z narzędzia do arkusza, (rys. 1.20). wygenerowane ciepło podniosło temperaturę w strefie obróbki, co zwiększyło ciągliwość materiału i formowalność materiału w tym obszarze. Ten rodzaj przeróbki umożliwił kształtowanie trudno obrabianych materiałów, jak stopy magnezu i tytanu.

Wyniki badań pokazały, że pojawiło się więcej zniekształceń geometrycznych przy kształtowaniu części asymetrycznych (np. ostrosłup ścięty) niż części symetrycznych (np. stożek ścięty). Wykorzystanie małej średnicy narzędzia, małej głębokości jednego przejścia i małej wartości prędkości posuwu podczas formowania, może zmniejszyć zniekształcenie geometryczne części utworzonych w wyniku kształtowania metodą jednopunktowego formowania przyrostowego z zastosowaniem podwyższonej temperatury [8].

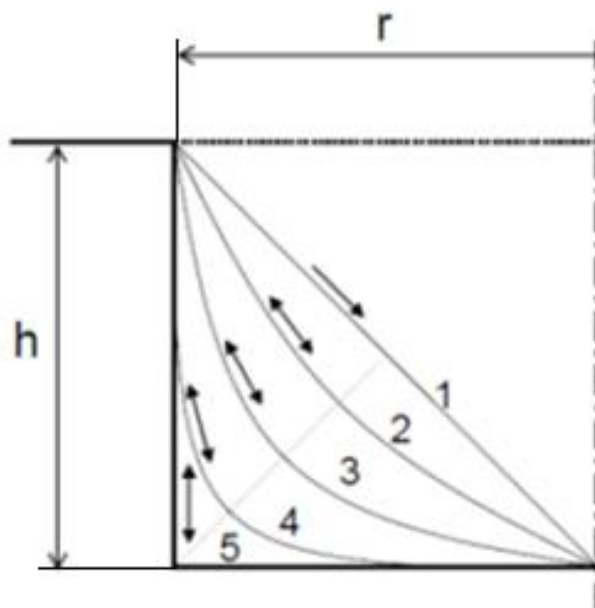


Rys. 1.20. Jednopunktowe formowanie przyrostowe z elektrycznym podgrzewaniem strefy obróbki [32].

Oprócz wymienionych sposobów ogrzewania w pracach badawczych zastosowano z powodzeniem inne jego źródła: Ji i Park [33] wykorzystywali dmuchawy gorącego

powietrza sterowane przez bezkontaktowe urządzenie do pomiaru temperatury w celu utrzymania stałych warunków pracy. Z kolei Ambrogio i in. [34] użyli elementu grzejnego umieszczonego na zewnętrznej ścianie powierzchni blachy. Temperaturę regulowano przy użyciu sterownika odbierającego dane o temperaturze z trzech termoelementów, które umieszczono na różnych wysokościach na próbce w celu uniknięcia gradientów termicznych. Stosując jako kształt docelowy stożek ścięty, uzyskano maksymalny wzrost kąta pochylenia ścianki w temperaturze 250°C przy obróbce stopu magnezu AZ31 [32].

W typowym procesie formowania przyrostowego część jest kształtowana w pojedynczym przejściu. Dokładniej, część jest formowana sekwencyjnie poziom po poziomie tylko w jednym etapie, w którym narzędzie porusza się po identycznej ścieżce opisującej docelowy, ostateczny kształt części. W wielostopniowym procesie, najpierw formowany jest wstępny kształt. Kolejne przejścia tworzą formy pośrednie elementu, a ostateczny kształt uzyskuje się w ostatnim, wykańczającym etapie formowania. Ten sposób kształtowania ma zastosowanie przy formowaniu kształtek o pionowych ściankach, których nie można wykonać przy pojedynczym przejściu narzędzia po torze określającym gotowy profil. Właściwie każdy etap formowania można uznać za niezależny jednostopniowy proces formowania, w którym ścieżka narzędzia jest generowana z określonego kształtu pośredniego. Rys. 1.21 przedstawia strategię wieloetapową do formowania elementu z pionową ścianką, którego nie można z powodzeniem wykonać w jednym etapie formowania przyrostowego.



Rys. 1.21. Wieloetapowa metoda jednopunktowego formowania przyrostowego [35].

Wieloprzebiegowe metody formowania pozwalają na kształtowanie części pod takimi kątami ścian, które znacznie przekraczają limit dla pojedynczego przejścia. Odbywa się to poprzez zmianę rozkładu materiału w ścianie części poprzez „przekazanie” naprężeń do, w dużej mierze nieobciążonej, sekcji w dolnej części formowanego obiektu, która obejmuje także jego dno [36]. Zmniejsza to wymagane naprężenia w bardziej stromych odcinkach, umożliwiając tym samym formowanie kształtów części o większych kątach pochylenia ścian.

Najbardziej krytycznym krokiem w rozwoju programów wieloetapowego formowania jest opracowanie pośrednich kształtów modeli. Każdy etap formowania musi posiadać odpowiedni model 3D CAD, a zmiana kształtu pomiędzy modelami dyktuje rozkład naprężeń. Obecnie nie ma prostej, niezawodnej metody opracowywania modeli pośrednich dla każdego kształtu części [36], jednak jest to obszar bieżących badań. Yo-ung i Jeswiet [37], którzy przedstawili prace nad wieloprzejściowym jednopunktowym przyrostowym formowaniem. Jednym z głównych obszarów prowadzonych badań w tej dziedzinie jest opracowanie metod szybkiego przewidywania odkształcenia w operacjach formowania wieloetapowego, które mogą być następnie wykorzystane do opracowania inteligentnych strategii formowania [38].

Manco i in. [39] badali wpływ trajektorii narzędzia na formowalność arkusza oraz końcowy rozkład grubości ścianek uzyskanej wytłoczki. Wdrożone zostały strategie produkcji tego samego kształtu i oceny rozkładu grubości blachy w porównaniu do jednokrotnego przejścia narzędzia. Stwierdzono, że formowanie wieloetapowe poprawia rozkład grubości ścianek po uformowaniu. Bambach i in. [40] stwierdzili, że poprawiła się dokładność geometryczna wytłoczki poprzez stopniową zmianę kształtu. Skjoedt i in. [41] badali strategię produkcji cylindrycznych kubków o pionowych ścianach. Zwrócili uwagę, że ruch narzędzia formującego w wieloetapowym jednopunktowym formowaniu przyrostowym ma duży wpływ na rozkład grubości ścianek po obróbce.

Lu i in. [7] podjęli badania, aby zoptymalizować wieloetapowy proces. Przeanalizowano trzy różne techniki wykonywania wieloetapowego kształtowania, tj:

- zwiększanie średnicy części w kolejnych etapach obróbki,
- zwiększanie kąta ściany w kolejnych etapach obróbki,
- zwiększanie głębokości części i kąta ściany w kolejnych etapach obróbki.

Za najbardziej efektywną strategię uznano kombinację zwiększania średnicy i kąta ściany w kolejnych etapach obróbki. Wieloetapowe formowanie przyrostowe może doprowadzić do powstania centrycznie pofałdowanej powierzchni na dnie wytłoczki

[21], która pochodzi od przemieszczania się w kolejnych przejściach dolnej, nieodkształconej części tworząc wspomniane pofałdowanie powierzchni dna. Aby wyeliminować ten problem, można zastosować przejście wygładzające od środka części na zewnątrz lub odwrotnie. [42, 43].

Dittrich i in. [44] stwierdzili, że formowanie przyrostowe jest procesem korzystnym dla środowiska naturalnego. W przypadku prototypowania i małych serii produkcyjnych formowanie przyrostowe jest mniej uciążliwe dla środowiska niż klasyczne metody kształtowania blach. W przeprowadzonych doświadczeniach zbadano sześć studiów przypadku poprzez połączenie trzech różnych kształtów oraz dwóch różnych materiałów. Autorzy zwracają uwagę, że w całym procesie formowania około 16-22% całkowitego poboru energii elektrycznej jest wykorzystana na przemieszczenie narzędzia i formowanie, podczas gdy pozostała część zużycia energii elektrycznej przeznaczona jest do pracy obrabiarki w stanie spoczynku (sterownik, zasilanie, przekładniki itp.). Wyniki tych badań wykazały również, że z perspektywy środowiskowej procesy formowania przyrostowego są korzystne dla małych serii produkcyjnych [21].

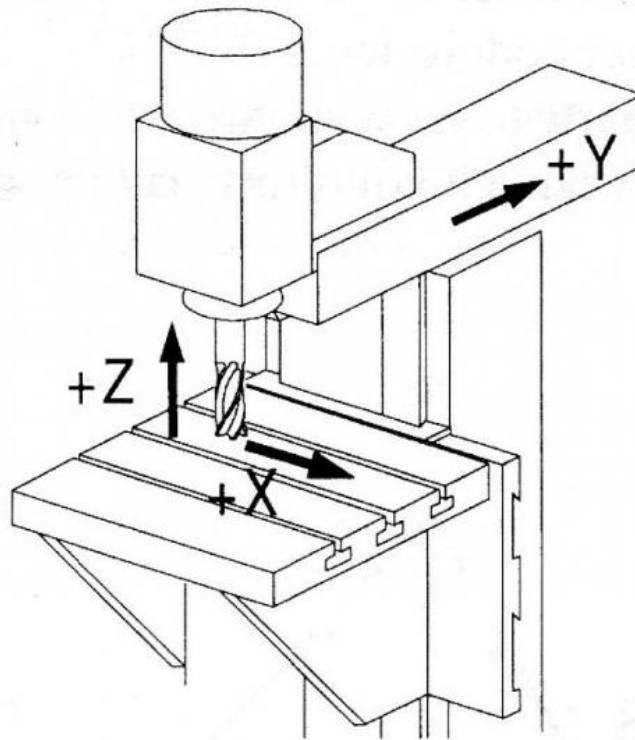
Ingarao i in. [45, 46] w przeprowadzonych badaniach rozważali zastosowanie trzech najczęściej używanych rodzajów maszyn do formowania: frezarkę CNC, sześciokościowego robota oraz dedykowaną obrabiarkę Amino. Przeprowadzono pomiar czasu pracy i badania zapotrzebowania na energię elektryczną. Przeanalizowano wpływ najistotniejszych parametrów procesu (wytrzymałość materiału arkusza, szybkość posuwu itp.) oraz parametrów wynikających z normalnej pracy obrabiarek. W wyniku badań stwierdzono, że zapotrzebowanie energetyczne procesu jednopunktowego formowania przyrostowego może zostać zmniejszone poprzez skrócenie czasu formowania, optymalizację ścieżki narzędzia i pracę z najwyższą dopuszczalną prędkością posuwu. Zużycie energii przez obrabiarkę CNC nie różniło się w zależności od materiału. Robot wykazywał zmienność zużycia energii w zależności od parametrów materiału, który był formowany. Konfiguracja dedykowanej maszyny Amino przyniosła najlepsze rezultaty, biorąc pod uwagę chwilowe zapotrzebowanie na moc, ale ze względu na całkowite zapotrzebowanie na energię, robot był rozwiązaniem najkorzystniejszym. Osiągnięty wynik można uzasadnić faktem, że robot umożliwia osiągnięcie większych prędkości, co prowadzi do skrócenia czasu formowania, a w konsekwencji do zmniejszenia całkowitego zużycia energii elektrycznej [21].

1.4.2. Maszyny oprzyrządowanie i narzędzia do realizacji jednopunktowego kształtowania przyrostowego

Jednopunktowe formowanie przyrostowe, jak każdy proces wytwarzania wymaga zastosowania odpowiednich maszyn, narzędzi i oprzyrządowania. W dobie intensywnego rozwoju sprzętu komputerowego oraz systemów sterowania, bardzo mocno rozwinęła się technika CNC. Dzięki temu obrabiarki sterowane numerycznie, przy współpracy z systemami typu CAM, pozwalają na wykonanie niemalże każdego kształtu, jaki jest możliwy do zamodelowania w programach CAD 3D.

Aby w wyniku obróbki otrzymać założony kształt części, należy dobrać odpowiedni rodzaj obrabiarki [47]. Zazwyczaj do formowania przyrostowego wykorzystywane są trzy rodzaje maszyn, tj. frezarki, roboty i maszyny specjalnego przeznaczenia [48, 49]. Spośród nich frezarki są na ogół maszynami sztywniejszymi (zazwyczaj ok. 200 kN/mm) w porównaniu z robotami (zazwyczaj ok. 120 kN/mm), co powoduje, że dokładność wykonywania części przy pomocy frezarek jest wyższa [50, 51]. Większość robotów przemysłowych ma większy zakres roboczy, co sprawia, że są one bardziej odpowiednie do produkcji części o dużych gabarytach. Głównymi wadami są mała sztywność i bardzo mała siła maksymalna, co prowadzi do mniej dokładnego położenia narzędzia, szczególnie w warunkach dużego obciążenia [52]. Oprócz wymienionych rodzajów maszyn, inne grupy badawcze podjęły próbę budowy specjalnych stanowisk do formowania przyrostowego, takich jak Cambridge [53], Aveiro [54] i japońska korporacja Amino [49, 21].

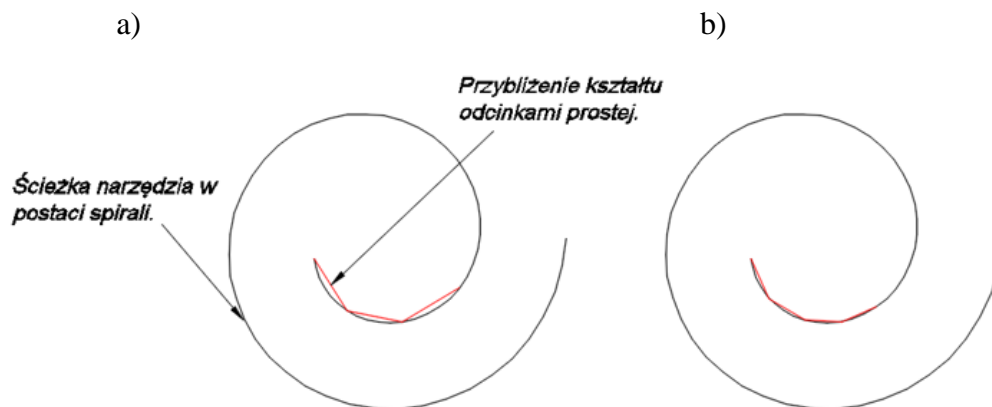
Pierwszym zasadniczym parametrem, jaki musi spełnić maszyna to wielkość stołu i zakres przesunięć w każdej z osi X, Y, Z. Wielkości te pozwolą na umożliwienie realizacji danego zadania na wybranej obrabiarence sterowanej numerycznie. Wybierając maszynę należy wziąć pod uwagę, oprócz wymiarów gabarytowych półfabrykatu (oś X i Y), który możemy potraktować, jako element dwuwymiarowy, także wymiary przyrządu, którego konstrukcja jest wynikiem rozmiarów projektowanej wytłoczki. Minimalna odległość powierzchni czołowej wrzeciona od powierzchni stołu jest sumą wysokości przyrządu, długości narzędzia wraz z długością oprawki narzędziowej (bez części chwytowej) oraz naddatków, które są niezbędne do bezpiecznej realizacji ruchów pozycjonujących nad przyrządem przed i po obróbce. Minimalny zakres ruchów w osi Z jest uzależniony od głębokości wytwarzanej części. Układ geometryczny frezarki z pionową osią wrzeciona przedstawiono na rys. 1.22.



Rys. 1.22. Układ osi sterowanych frezarki pionowej [55].

Obróbkę przyrostowego, jednopunktowego wytłaczania łatwiej przeprowadza się na obrabiarkach o osi pionowej ze względu na konieczność zastosowania smarowania w postaci dozowania oleju. Stosując obrabiarki o osi pionowej, olej nie spływa po przyrządzie do obrabiarki, lecz pozostaje w zagłębieniu formowanej części.

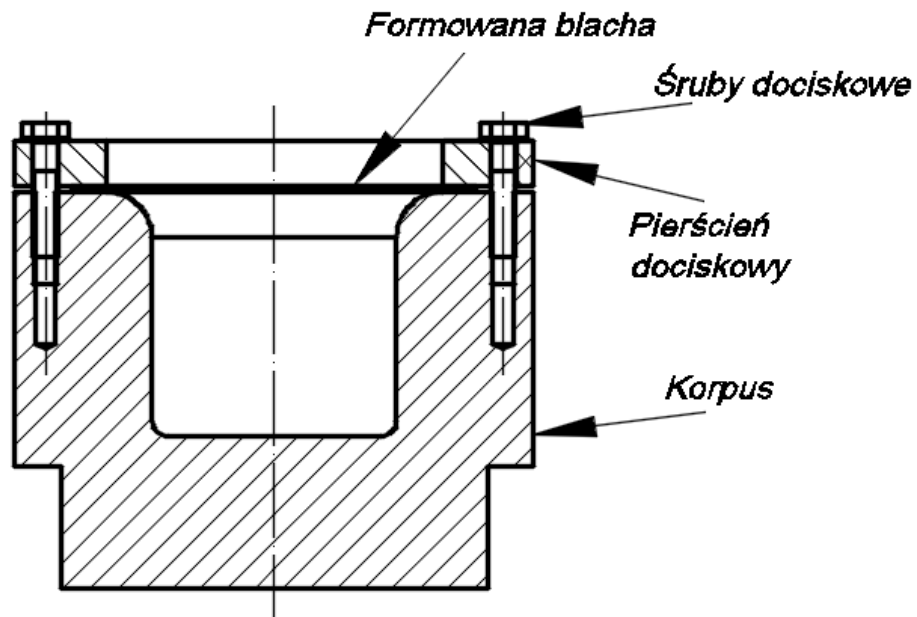
System sterowania musi mieć odpowiednią ilość pamięci wewnętrznej ze względu na dużą objętość programów sterujących, które zapisują trajektorię na planie spirali. Kształt spirali jest najbardziej efektywną ścieżką narzędzia, ponieważ gwarantuje ciągłe, jednakowe odkształcenia w czasie trwania obróbki. Charakteryzuje się tym, że w każdym dowolnym punkcie krzywej promień krzywizny jest inny, w związku z tym program generowany przez systemy CAM zawierający takie elementy geometrii jest przybliżony (interpolowany) krótkimi odcinkami linii prostej. Im więcej takich odcinków składa się na jednostkę długości, tym dokładniej będzie odwzorowany programowany kształt ścieżki narzędzia (rys. 1.23).



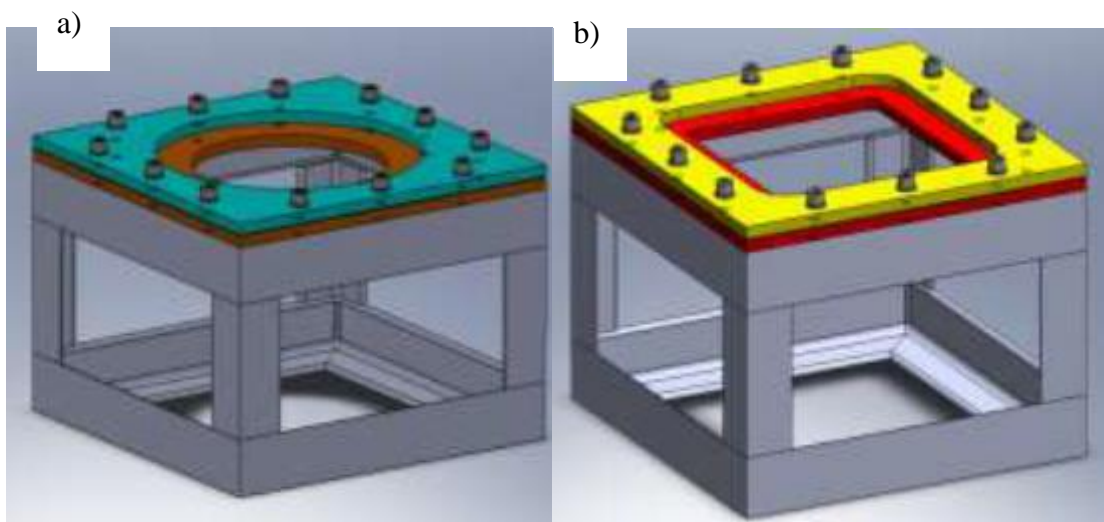
Rys. 1.23. Spiralny kształt ścieżki narzędzi w rzucie na płaszczyznę X,Y: a) interpolacja liniowa z określoną gęstością, b) zwiększenie gęstości interpolacji.

Wydajność obrabiarek, przy pomocy których przeprowadza się proces przyrostowego formowania blach jest bardzo niska [21]. Mała wydajność wynika głównie z zastosowania obrabiarek, które nie są dedykowane do wykonywania operacji jednopunktowego formowania przyrostowego. Należy podkreślić, że frezarka CNC nie jest obrabiarką dedykowaną do plastycznego formowania blach: obciążenia wymagane w procesach formowania przyrostowego są znacznie mniejsze niż wymagane w procesach obróbki, dla których obrabiarki te zostały zaprojektowane, dlatego poziom mocy roboczej jest bardzo wysoki, a wydajność obrabiarki niezadowalająca [21].

Oprzrządowanie wykorzystywane w obróbce ma prostą budowę. Składa się z kilku części, których najważniejsze to: korpus, pierścień (rama) mocujący oraz elementy złączne (rys. 1.24 i 1.25). Przyrządy do realizacji formowania mogą mieć różną budowę konstrukcyjną. Na rys. 1.24 przedstawiono przyrząd, którego korpus wykonany jest z pełnego materiału, ma kształt cylindra z otworami gwintowanymi pod śruby mocujące oraz na dolnej części korpusu zafrezowanie służące do osadzenia go w imadle maszynowym. Należy zwrócić uwagę na możliwość łatwego montażu przyrządu na stole obrabiarki, oraz możliwość jego ustawienia równoległe do odpowiednich osi maszyny w celu poprawnej realizacji wytłaczania. Ostatnia uwaga dotyczy tylko oprzrządowania do formowania elementów nie mających symetrii osiowej (rys. 1.25b).



Rys. 1.24. Przyrząd do formowania wyrobów osiowo symetrycznych.



Rys. 1.25. Przyrząd spawany do formowania wyrobów: a) z okrągłym otworem płyty dociskowej, b) z prostokątnym otworem płyty dociskowej [25].

Wykonując taki przyrząd należy zapewnić równoległość powierzchni ustalającej blachy i powierzchni stykającej się z powierzchnią stołu maszyny lub imadła. W tym celu konstrukcje spawane należy po montażu poddać obróbce skrawaniem podstawy i dolnej blachy mocującej. Jednocześnie konstrukcja przyrządu musi zagwarantować jego odpowiednią sztywność oraz pewność mocowania arkusza blachy, bezpieczeństwo użytkownika i ergonomię pracy.

Niskie wydatki poniesione na konstrukcję i wykonanie przyrządu powodują, obok innych czynników, zwiększenie atrakcyjności zastosowania procesu w produkcji niewielkiej ilości sztuk danego przedmiotu. Dzięki temu opłacalne staje się wykonywanie elementów tłoczonych w produkcji jednostkowej nie obciążając nadmiernie zlecenia produkcyjnego nadmiernymi kosztami.

W jednopunktowym przyrostowym formowaniu blach stosuje się narzędzie, które może być wykorzystane do produkcji wytłoczek o różnym kształcie. W przeciwieństwie do klasycznego tłoczenia, nie ma konieczności zmiany narzędzia w przypadku np. wprowadzenia zmian do obrabianej formatki. Sytuacja ta sprawia niezwykłą wręcz swobodę w prowadzeniu prób wytłoczek o zmienionych formach, szybkiemu dostosowaniu kształtu do danej potrzeby bez projektowania i wytwarzania drogich narzędzi, dając w ten sposób możliwość łatwego i szybkiego dostosowania się do potrzeb klienta [56].

Narzędziem w jednopunktowym formowaniu przyrostowym jest trzpień, który po stronie roboczej zakończony jest w sposób kulisty, zaś po stronie chwytowej – walcowo. Chwyty walcowy ma tę zaletę, że można narzędzie tak zakończone mocować w tanich i ogólnodostępnych oprawkach narzędziowych w tym typu ER, termokurczliwych i innych. Jest to kolejna zaleta, ponieważ ww. oprawki są bardzo popularne w procesach obróbki skrawaniem, więc odpada potrzeba zakupu specjalnego oprzyrządowania.

Podczas obróbki istotny jest kształt części roboczej narzędzia, które może przybierać kształt półkulisty (rys. 1.26a) oraz kulisty (rys. 1.26b) Półkoliste zakończenie ma zastosowanie wówczas, gdy obróbce poddaje się kształt o ściankach pochyłych względem osi. Ma ono tę zaletę, że nie posiada przewężenia w części między chwytem a częścią roboczą, co zwiększa jego sztywność i wytrzymałość szczególnie w przypadku mniejszych średnic. Zakończenie kuliste pozwala na wykonanie pionowych ścianek wytłoczki eliminując niebezpieczeństwo tarcia środkowej części narzędzia o pionową ściankę przedmiotu.

Promień narzędzia formującego wpływa znacząco na kształtowanie. Badania Allan i Hamilton [18] wykazały, że narzędzia o mniejszym promieniu zapewniają wyższy stopień odkształcalności formowanej blachy niż narzędzia o większym promieniu. Trzpień formujące o większych wymiarach części roboczej mają większą powierzchnię kontaktu z przedmiotem obrabianym i mają tendencję do lepszego podtrzymywania arkusza podczas formowania. Ponadto zwiększenie rozmiaru narzędzia powoduje zwiększenie sił formowania ze względu na wzrost powierzchni styku narzędzia czego

konsekwencją jest odkształcanie większej powierzchni formowanego elementu. Wytłaczanie narzędziami o mniejszej średnicy charakteryzuje się wysoce skoncentrowaną strefą deformacji, w której występują wysokie odkształcenia. Uważa się, że większa odkształcalność w przypadku narzędzi o małym promieniu jest konsekwencją koncentracji siły i odkształcenia na mniejszym obszarze. Zmniejszenie rozmiaru narzędzia jest ograniczone jedynie wytrzymałością końcówki narzędzia i jego odpornością na zginanie [18].

Na podstawie kształtu geometrycznego, narzędzia mogą być sklasyfikowane jako półkuliste, z kulistym zakończeniem i płaskie, chociaż istnieją inne kształty przedstawione na rys. 1.26. Stwierdzono, że narzędzia z płaskim końcem zapewniają dokładność profilu w porównaniu z narzędziami półkulistymi [36, 57]. Średnica narzędzia wpływa na chropowatość powierzchni formowanych części [36, 58]. Jeswietet i in. [36] zwracają uwagę, że wyższe kąty formowania mogą być realizowane poprzez obniżenie średnicy narzędzia, jednak do utworzenia części wymagana jest wówczas większa liczba przejść, co wydłuża czas formowania. Narzędzie musi mieć również odpowiednią wytrzymałość, aby formować arkusz blachy, a to z kolei wymaga średnicy gwarantującej wystarczającą wytrzymałość ze względu na występujące siły formowania. Zwykle stosuje się narzędzia o średnicy 5 do 100 mm, a najlepiej między 6 a 50 mm [59].



Rys. 1.26. Kształty części roboczych narzędzi do jednopunktowego formowania przyrostowego [36].

Ze względu na charakter pracy narzędzia, do poprawnej realizacji procesu należy dobrać właściwy materiał trzpienia formującego. Materiałem łączącym w sobie zadawalającą trwałość, odporność na ścieranie, twardość, łatwą formowalność poprzez obróbkę skrawaniem, dostępność oraz przystępną cenę jest stal szybko tnąca.

Stale szybko tnące są stosowane głównie na wielostrzowe narzędzia skrawające, często na narzędzia wykrojnikowe, a także na narzędzia do obróbki plastycznej na zimno i gorąco. Stale te wykazują dużą twardość i odporność na ścieranie w temperaturze do ok. 600°C. Wymagane własności, zwłaszcza bardzo dużą hartowność uzyskuje się

przez odpowiednią kombinację stężenia C i takich pierwiastków stopowych, jak Cr, W, Mo i V, a w wielu gatunkach dodatkowo – Co. Narzędzia wykonane metodami obróbki skrawaniem poddaje się obróbce cieplnej polegającej na hartowaniu i wysokim odpuszczeniu. Ze względu na małą przewodność cieplną stali szybkoobrotowych, stwarzającą niebezpieczeństwo pęknięć, w czasie hartowania jest stosowane stopniowe podgrzewanie narzędzi do temperatury austenitowania w kąpielach solnych, z wygrzaniem w temperaturze ok. 550 i 850°C. Czas wygrzewania zależy od wielkości wsadu. [60]

Narzędziom wykonanym ze stali szybkoobrotowych stawiane są następujące wymagania:

- wysoka twardość (ponad 60 HRC po obróbce cieplnej) – narzędzie musi być twardsze od obrabianego materiału, przy dostatecznej ciągliwości i odporności na pękanie,
- odporność na zużycie ścierne, zabezpieczające trwałość narzędzia w warunkach tarcia przy znacznych naciskach jednostkowych,
- odpowiednia hartowność, dla zapewnienia odpowiednich własności mechanicznych na narzędzia
- odporność na odpuszczające działanie podwyższonych temperatur, tj. zdolność do zachowania wysokiej twardości i odporności na ścieranie.

Wyżej wymienione cechy doskonale łączą się z wymaganiami stawianymi narzędziom do jednopunktowego formowania przyrostowego.

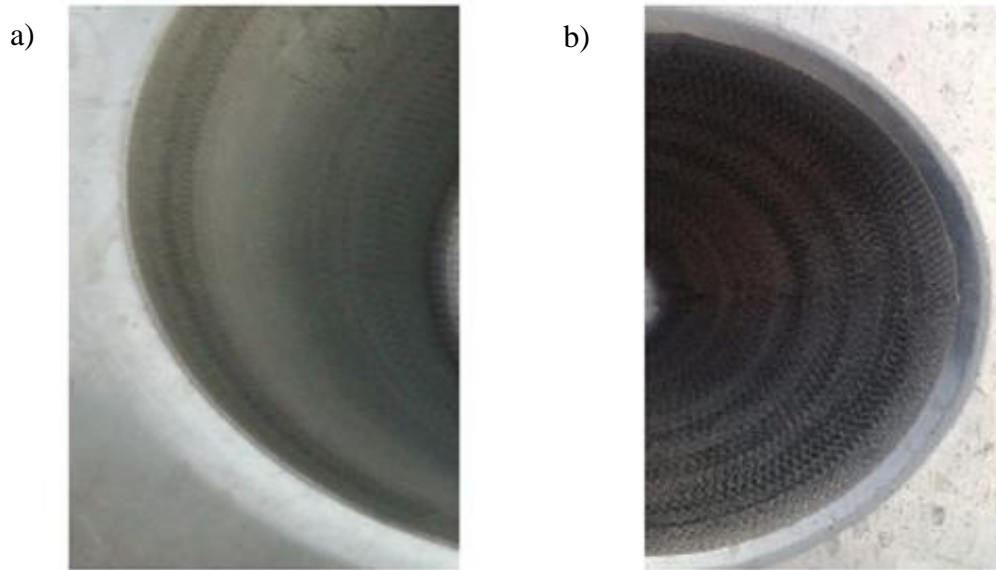
Kolejna grupa materiałów bardzo rozpowszechniona w obróbce skrawaniem i innych procesach wytwarzania, która spełnia powyższe warunki to węgliki spiekane. Węgliki spiekane są materiałami składającymi się z węglików metali trudno topliwych, głównie wolfram, a także tytan, tantal i niob, o udziale objętościowym ok. 65÷95% oraz metalu wiążącego, którym jest zwykle kobalt. Ponadto mogą być produkowane węgliki spiekane, w których metalem wiążącym jest nikiel, molibden oraz żelazo lub ich stopy z kobaltem. Produkty z węglików wytwarza się przez prasowanie i spiekanie oraz prasowanie na gorąco. Coraz większego znaczenia nabierają ponadto inne technologie, polegające np. na spiekaniu pod ciśnieniem z ogrzewaniem indukcyjnym, wyciskanie prętów i tulejek z proszków z dodatkiem plastyfikatorów oraz odlewanie w zawieszynie. Węglików spiekanych nie poddaje się obróbce cieplnej, gdyż metal wiążący nie podlega przemianom fazowym. Węgliki spiekane nie nadają się również do obróbki plastycznej i mechanicznej polegającej na toczeniu i frezowaniu. Mogą być jednak szlifowane lub

docierane. Węglik spiekane wykazują dużą odporność na działanie wysokiej temperatury – do ok. 1000°C nie tracą swej dużej twardości i odporności na ścieranie. Umożliwia to ich stosowanie do pracy z wysokimi parametrami obróbki [60]. Zwrócić należy uwagę na cenę narzędzi węglkowych, która jest o wiele wyższa od ich odpowiedników stalowych oraz na trudności w ich kształtowaniu w warunkach typowo produkcyjnych.

1.4.3. Parametry obróbki

Każdy realizowany proces wytwarzania, w tym procesy przeróbki plastycznej, do której należy jednopunktowe formowanie przyrostowe, posiada pewne parametry, które będą rzutowały na jakość warstwy wierzchniej obrabianej powierzchni, dokładność wymiarowo – kształtową, produktywność i inne cechy. Jednopunktowe przyrostowe formowanie blach także ma takie parametry. Należą do nich: prędkość posuwu, głębokość jednego przejścia (odpowiednik głębokości skrawania a_p w obróbce skrawaniem), promień narzędzia (rys. 1.28):

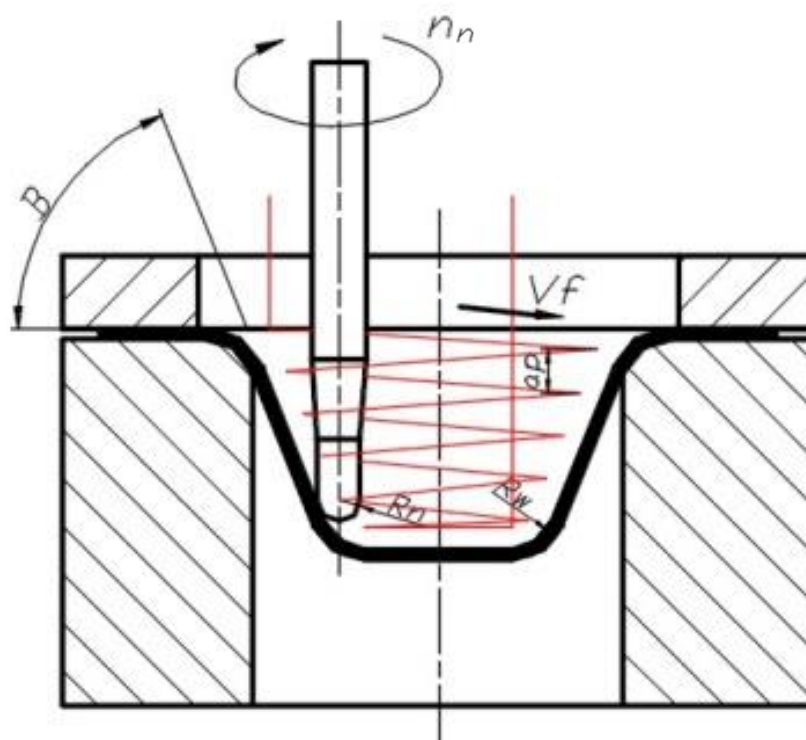
- głębokość jednego przejścia narzędzia a_p [mm] – określa ilość materiału, jaka podlega deformacji podczas jednego przejścia. Ma bardzo duży wpływ na otrzymaną po obróbce chropowatość, dodatkowo zmniejszenie a_p powoduje wydłużenie trwania obróbki, co jest niekorzystne z perspektywy produktywności. Chropowatość powierzchni wewnętrznej ma tendencję do zwiększania się wraz ze wzrostem głębokości jednego przejścia narzędzia [19], w związku z tym, należy stosować mniejsze wartości wtedy, kiedy trzeba utrzymać niewielkie wartości chropowatości i odwrotnie; brak uzasadnionych wymagań, co do topografii warstwy wierzchniej umożliwia zwiększenie a_p , co w konsekwencji skutkuje skróceniem czasu formowania. Przeprowadzone badania potwierdziły, że wielkość a_p ma zauważalny wpływ na dokładność obróbki (rys. 1.27). Wraz ze wzrostem wielkości a_p zwiększa się również chropowatość powierzchni [4]. Stwierdzono także, że formowalność materiału zmniejsza się nie tylko wraz ze wzrostem średnicy narzędzia ale także z głębokością obróbki a_p [4, 61].



Rys. 1.27. Stan powierzchni obrabianej z głębokością: a) 0,2 mm, b) 0,5 mm [4].

- Prędkość posuwu v_f [mm/min] – wyznacza drogę wyrażoną w milimetrach, jaką przebędzie narzędzie podczas jednostki czasu (jednej minuty) – zwiększanie prędkości posuwu może prowadzić do fałdowania blachy w obszarze występowania odkształceń i docelowo zniszczenia wytłoczki, ma także bardzo istotny wpływ na sumaryczny czas obróbki. Dodatkowo stwierdzono przy dużych posuwach, że przy transmisji programu sterującego z zewnętrznego nośnika pamięci (gdy program zbyt duży, aby zmieścić się w pamięci wewnętrznej układu sterowania) pojawiają się szarpnięcia związane z nienadążaniem transmisji sygnałów do elementów wykonawczych maszyny – jest to indywidualne ograniczenie dotyczące danego układu sterowania i obrabiarki.
- Promień narzędzia R_n [mm] – ma wpływ na formowalność blachy; mniejszy promień narzędzia powoduje mniejszy styk części roboczej z formowanym arkuszem [4, 19, 62], co generuje mniejsze siły potrzebne do obróbki. Stosując stałą wartość a_p i mniejszą wartość R_n skutkuje zwiększeniem chropowatości powierzchni ze względu na odwzorowanie narzędzia na powierzchni formowanej blachy. Wielkość promienia narzędzia wpływa zarówno na formowalność, jak i wykończenie powierzchni produkowanej w trakcie procesu części. Mniejsza średnica narzędzia daje lepszą formowalność. Wyższa formowalność widoczna w przypadku narzędzi o małym promieniu jest uważana za konsekwen-

cję koncentracji siły i odkształcenia, ponieważ powierzchnia styku jest zmniejszona niż w przypadku narzędzia o większej powierzchni roboczej [4, 61].



Rys. 1.28. Geometryczne i kinematyczne parametry procesu jednopunktowego formowania przyrostowego.

- Prędkość obrotowa narzędzia n_n [obr./min] – prędkość obrotowa wrzeciona i prędkość posuwu narzędzia wpływają zarówno na tarcie ślizgowe, jak i temperaturę w obszarze styku narzędzie – blacha. Ruch względny między narzędziem a arkuszem jest wprost proporcjonalny do ciepła generowanego przez tarcie. Uważa się także, że odkształcalność wzrasta wraz z prędkością z powodu efektów ogrzewania [26]. Istnieje kilka negatywnych skutków tego zjawiska; obejmują one wyższą chropowatość powierzchni, zwiększoną szybkość zużycia się narzędzi i przerywanie warstwy smaru, którego film powinien oddzielać narzędzie od formowanego arkusza. Formowanie przy bardzo wysokich prędkościach obrotowych zwiększa prawdopodobieństwo powstawania śladów drgań narzędzia na powierzchni kształtowanej blachy. Zjawisko to jest bardziej widoczne przy większej smukłości narzędzia (stosunek średnicy do długości). Wraz ze zwiększeniem wartości prędkości wrzeciona i szybkości posuwu, szybkość zużycia narzędzia znacznie wzrasta. Wysoka temperatura wywołana tarcie może spowodować, że smary używane do smarowania będą nieskuteczne.

Wzrost temperatury przez zwiększenie prędkości obróbki może spowodować, że smary będą ogrzewane powyżej temperatury ich poprawnej pracy. Tracą wówczas skuteczność smarowania, co powoduje metaliczny kontakt, zwiększając drastycznie siły tarcia [18]. Palumbo i Brandizzi [27] stwierdzili, że przypadku zastosowania dużych wartości prędkości obrotowych narzędzia nastąpiło pogorszenie chropowatości powierzchni mającej kontakt z narzędziem. Dodatkowo, część utworzona przez jednopunktowe formowanie przyrostowe posiadała największą chropowatość określoną parametrem $Ra = 12 \mu\text{m}$, przy maksymalnych użytych wartościach parametru $n_n = 1600 \text{ obr./min}$. Uformowana powierzchnia części była bardzo porysowana przez narzędzie, a taki efekt staje się coraz bardziej widoczny wraz ze wzrostem prędkości obrotowej narzędzia. W wyniku kontaktu narzędzia z arkuszem blachy i towarzyszącym siłom tarcia następuje zużycie powierzchni narzędzia i blachy. Produkty zużycia przywierają do narzędzia i powierzchni obrabianej części powodując dalsze, postępujące zużycie zarówno narzędzia jak i formowanej blachy [63, 64]. W przeprowadzonych badaniach [27, 34] stwierdzono, że temperatura obszaru obróbki zależy nie tylko od wartości prędkości obrotowej narzędzia, ale także od stanu jego powierzchni roboczej. Zauważono podwyższanie temperatury dla stałych parametrów pracy pod wpływem pogarszającego się stanu powierzchni formującej narzędzia, która wynikała z jego zużycia.

Junk [65] podkreślił, że głębokość jednego przejścia narzędzia i jego średnica ma znaczący wpływ na jakość uformowanej powierzchni, szczególnie na jej chropowatość.

1.4.4. Smarowanie w jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym

Formowanie przyrostowe, jak już wcześniej opisano, polega na współpracy narzędzia i formowanej blachy doprowadzając do otrzymania założonej kształtki. Jak w każdym procesie wytwarzania (m. in. w obróbce skrawaniem) występuje zjawisko tarcia, które w większości przypadków powoduje negatywne skutki (wzrost temperatury w obszarze pracy, zwiększanie chropowatości powierzchni, zużywanie się narzędzi itp.), dlatego do strefy obróbki dostarcza się media zmniejszające tarcie (oleje, i ich roztwory). W wyniku badań eksperymentalnych [5] podczas pracy na sucho zauważono, że bez odpowiedniego smarowania proces jednopunktowego formowania przyrostowego jest utrudniony, ponieważ narzędzie podczas pracy ma tendencję do zacierania skutku-

jącego większymi siłami skrawania, przywieraniem materiału formowanej blachy do narzędzia i większą średnią chropowatością powierzchni [5, 66].

Smarowanie podczas kształtowania jest niezwykle ważne dla jednopunktowego przyrostowego formowania. Współpracujące ciernie elementy układu przedmiot - narzędzia zostaną oddzielone cienką warstwą oleju do doprowadzi do znacznego obniżenia tarcia i powoduje przede wszystkim zmniejszenie zużycia narzędzi, poprawia jakość powierzchni odkształconej części [67], obniża temperaturę [5], która jest efektem wydzielającego się w wyniku tarcia ciepła [25].

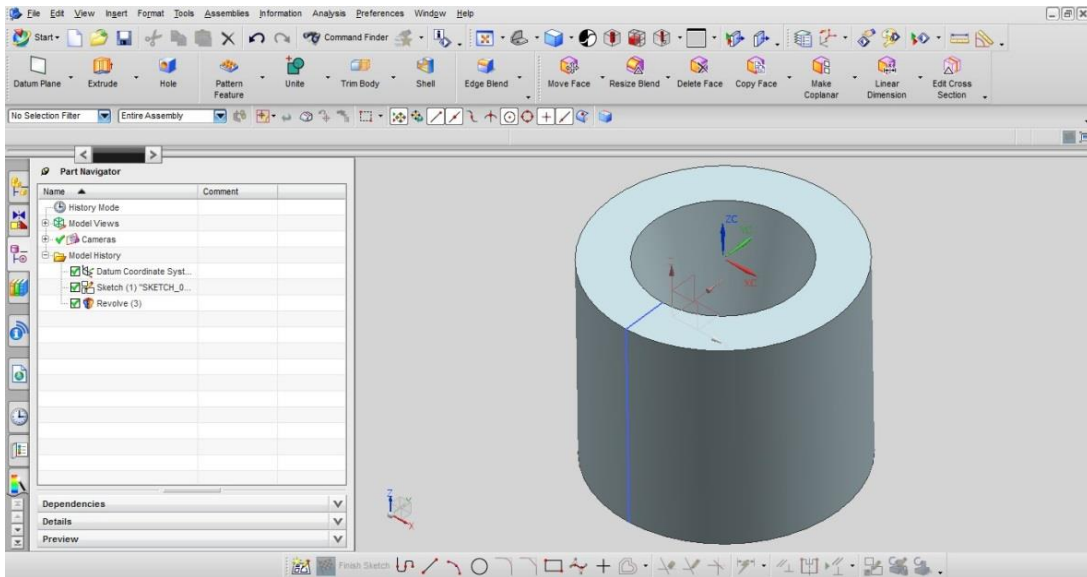
W wyniku badań Adamsa i Jeswieta [68] określających wpływ smarów na formowanie przyrostowe, stwierdzono, że rodzaj smaru wydaje się mieć niewielki wpływ na jakość powierzchni lub formowalność. W przypadku smarowania ważnym czynnikiem jest natomiast obecność środka smarnego i jego zdolność do utrzymywania się na drodze narzędzia. Camino i in. [69] stwierdzili również, że umiarkowana zmiana sił tarcia nie ma istotnego wpływu na formowalność. W obszernych badaniach, Azevedo i in. [70] stwierdzili, że środki smarne wpływają na jakość powierzchni części wykonanych w jednopunktowym formowaniu przyrostowym. Doszli do wniosku, że zastosowanie odpowiedniego środka smarnego może znacząco poprawić jakość wykończenia powierzchni, zmniejszyć siły formujące i zapobiec zużyciu narzędzia. Oczywiście, stan powierzchni narzędzia odgrywa ważną rolę w ostatecznym stanie powierzchni otrzymanego przedmiotu [36].

Przy realizacji procesu jednopunktowego formowania przyrostowego na obrabiarkach o pionowej osi wrzeczona stosowany olej przez cały czas obróbki znajduje się w wytłoczce nie ulegając rozbrygowi przez obracające się narzędzie (brak ostrzy – trzpień jest gładki). Po zakończeniu pracy olej można odzyskać i przekazać do utylizacji nie mieszając go z cieczami chłodząco – smarującymi obrabiarki. Maszyna, więc nie musi być specjalnie dostosowana do tego typu formowania, gdyż nie następuje tutaj zagrożenie mieszania się cieczy ogólnie stosowanych na obrabiarkach ze specjalnie do procesu dobranym olejem. Dodatkowym aspektem tej obróbki jest aspekt ekologiczny, ze względu na odzyskanie środka smarnego po realizacji zadania.

1.4.5. Zastosowanie systemów CAD/CAM do projektowania strategii obróbki

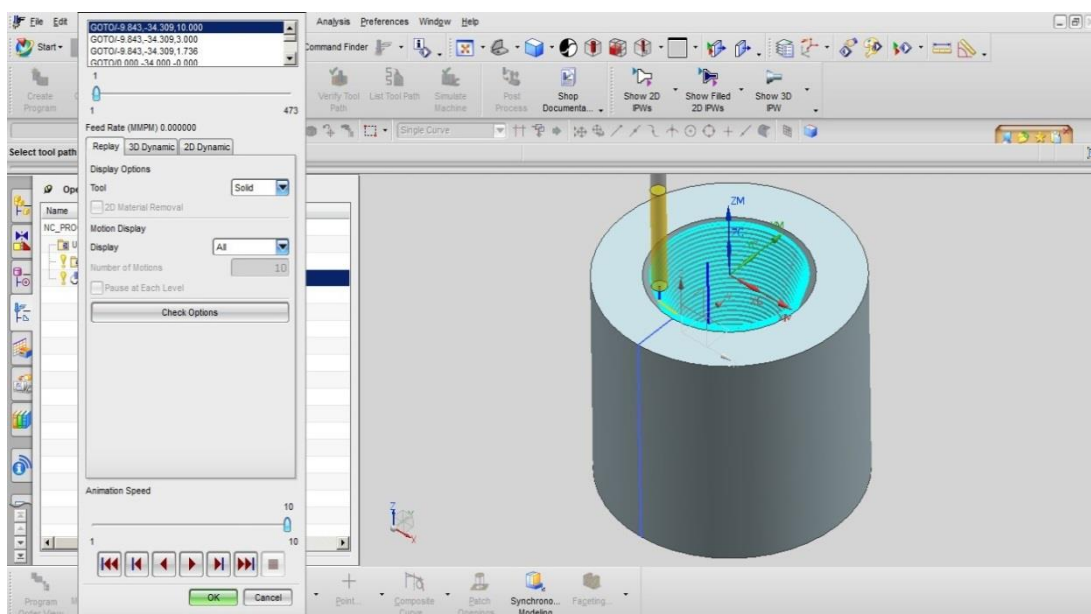
Zmniejszenie czasu przygotowania produkcji oraz redukcja kosztu wytwarzania w produkcji małoseryjnej, czy nawet jednostkowej są możliwe z wykorzystaniem metod jednopunktowego tłoczenia przyrostowego, których metodologia jest oparta na konwencjonalnym wyoblaniu pozwalającym otrzymywać wytłoczki w kształcie osiowosymetrycznym. Wprowadzenie do powszechnego użytku obrabiarek CNC pozwoliło na opracowanie metod wyoblania umożliwiających wytwarzanie elementów w kształcie nieosiowosymetrycznym. Metody formowania przyrostowego znalazły zastosowanie do wytwarzania elementów powłokowych o złożonym kształcie oraz do szybkiego wytwarzania prototypów [71].

Rozwój systemów CAD/CAM umożliwił znaczne przyspieszenie i uelastycznienie projektowania obróbki na obrabiarkach CNC. Oprogramowanie CAD spowodowało, że tworzenie modeli przestrzennych 3D jest procesem prostym, ze względu na coraz bardziej przystępny i intuicyjny interfejs, co skutkuje możliwością bardzo szybkiego tworzenia oraz dokonywania zmian w modelach uzależnionych od potrzeb konstrukcyjnych czy też technologicznych. Obecne formaty plików powodują, że drugorzędną rzeczą staje się rodzaj zastosowanego oprogramowania typu CAM, gdyż istnieje kilka formatów zapisu plików, które są kompatybilne ze wszystkimi nowoczesnymi systemami do wspomagania wytwarzania. Dodatkowo zastosowanie zintegrowanego systemu CAD/CAM np. NX CAM (rys. 1.29), CATIA lub innych skutkuje faktem, iż mamy do czynienia z tzw. asocjatywnością danych. Modelując obiekt w takim systemie oraz poddając go obróbce, wiążemy edytowalną geometrię przedmiotu z operacjami obróbkowymi części CAM. Dokonując zmiany w geometrii CAD modelu, następuje (oczywiście po poinformowaniu operatora) odpowiednia zmiana wygenerowanych ścieżek narzędzia, co czyni ten rodzaj systemów niezwykle elastycznym i oszczędzającym czas obsługującego operatora.



Rys. 1.29. Modelowanie CAD w systemie NX CAM

Jednopunktowe przyrostowe formowanie blach, ze względu na złożoność ścieżek przejść narzędzia realizowane jest przy użyciu obrabiarek CNC, które umożliwiają, przy pomocy programu sterującego, wykonanie praktycznie każdego wymaganego kształtu stosując odpowiednią interpolację ruchów narzędzia. Aby tego dokonać, po wykonaniu modelu przestrzennego gotowej części należy skorzystać z oprogramowania wspomagającego proces wytwarzania.



Rys. 1.30. Modelowanie CAM w systemie NX CAM.

Dla potrzeb omawianego procesu powinien to być system 2,5 lub 3 osiowy dedykowany dla frezarek. W systemie tym możemy zamodelować obróbkę poprzez cykle frezowania wykańczającego zawierającego w swoich opcjach przejścia typu spirala (dla zapewnienia ciągłości ścieżki) i dostosować je do potrzeb plastycznego kształtowania blach poprzez zastosowanie odpowiedniej strategii ruchów narzędzia (od góry do dołu, od zewnątrz do środka – w przypadku formowania elementów wklęsłych), parametrów obróbki: głębokości skrawania, posuwu, prędkości obrotowej narzędzia (rys. 1.30).

Projektowanie i wykonanie procesu formowania składa się z podobnych czynności jak projektowanie procesu obróbki frezem kulistym podczas wykańczającego frezowania elementu typu kieszeń:

- wykonanie modelu 3D projektowanego elementu w systemie CAD,
- określenie bazy obróbkowej w systemie CAM,
- dobór z bazy narzędziowej programu lub utworzenie nowego narzędzia,
- wykonanie operacji obróbki z wykorzystaniem cykli systemu CAM,
- generowanie ścieżek narzędzia,
- przeprowadzenie symulacji w celu wyeliminowania potencjalnych kolizji,
- wygenerowanie programu sterującego z zastosowaniem odpowiedniego dla danej obrabiarki postprocesora,
- transmisja programu do układu sterowania obrabiarki,
- uruchomienie programu i obróbka detalu.

Wygenerowany program sterujący jest zwykle bardzo długi (w zależności od kształtu detalu i parametrów procesu) i niemożliwy do wykonania innym sposobem niż przy pomocy odpowiedniego oprogramowania. W zależności od kształtu i wielkości wykonywanego elementu program może zawierać kilkadziesiąt tysięcy lub więcej bloków (rys. 1.31).

```

%
O00385
(Fi75 71st h75 ap0,5 profil)
(narzedzie f17mm)
(SPIF)
(obrobka profilowaniem)
(Total Machining Time: 13.547 Minutes)
N10 G90 G54 G40 G94
N20 T9
N30 M06
N60 G43 H09
N80 G00 X0 Y0 Z100.
N100 S70 M3
N110 G0 X-34.454 Y9.835
N120 G1 Z5.0 F800.
N130 G1 Z1.596 F800.0
N140 X-33.947 Y0.0 Z-0.141 F1500.0
.....
N79740 X-16.946 Y18.147 Z-26.575
N79750 X-16.976 Y18.116 Z-26.576
N79760 X-17.537 Y17.541 Z-26.578
N79770 X-18.528 Y16.525 Z-26.583
N79780 X-18.557 Y16.496
N79790 X-19.826 Y14.921 Z-26.589
N79800 X-19.887 Y14.844 Z-26.59
N79810 X-20.464 Y14.043 Z-26.593
N79820 X-20.481 Y14.019
.....
N212690 X-7.991 Y1.65
N212700 X-8.12 Y0.825
N212710 X-8.123 Y0.862
N212720 Y0.0
N212730 G0 Z200.0
N212740 M30
%
```

Rys. 1.31. Fragment programu sterującego.

Prowadzone za pośrednictwem układu sterowania obrabiarki narzędzie stopniowo formuje blachę w szeregu kolejnych kroków, aż do uzyskania ostatecznej głębokości [4], po czym powinno nastąpić odsunięcie narzędzia do pozycji bezpiecznej, pozwalającej na wyjęcie gotowego wyrobu i ponowne założenie półfabrykatu.

1.4.6. Modelowanie numeryczne procesu

Dynamiczny rozwój systemów komputerowych wspomagających projektowanie i wytwarzanie umożliwił usprawnienie procesów produkcyjnych m.in. jednopunktowego formowania przyrostowego, którego celem jest uzyskanie lepszych efektów pracy oraz oszczędność czasu konstruktora, technologa oraz wydziału produkcyjnego. Aby tego dokonać potrzebne jest zrozumienie podstawowych zasad mechaniki, materiałoznawstwa, w celu przewidzenia zachowania się materiałów, z których wytwarzane są części oraz narzędzi, którymi te części są realizowane [72]. Przed formowaniem wyrobu na obrabiarce, w celach zarówno technologicznych jak i oszczędnościowych, warto przeprowadzić symulację wytłaczania części przy użyciu programów opartych na metodzie elementów skończonych.

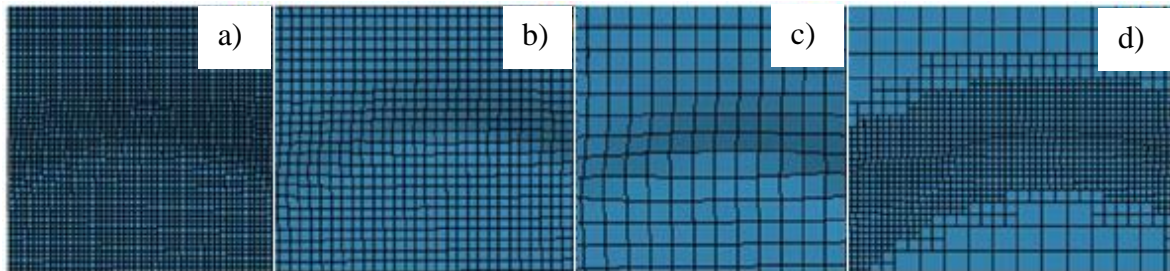
Dzięki symulacjom komputerowym proces formowania może być bardziej efektywny z punktu widzenia poprawności geometrycznej, na którą wpływ ma sprężynowanie i wyciąganie blachy podczas działania narzędzia formującego. W szczególności ważny jest projekt procesu formowania materiałów, które wykazują wyższą granicę plastyczności i w konsekwencji większe sprężynowanie arkusza. W przeszłości odbywało się to eksperymentalnie z zastosowaniem rzeczywistych narzędzi, co było bardzo czasochłonne i kosztowne. Obecnie można to zrobić praktycznie w oparciu o odpowiednie symulacje komputerowe rozważanego procesu technologicznego. Wymaga to dobrej znajomości analizowanego procesu, ponieważ niezbędne jest prawidłowe określenie warunków początkowych tzn. mocowania blachy w przyrządzie, określenie stopni swobody, określenie warunków kontaktu narzędzia i formowanego arkusza oraz innych parametrów.

Ponieważ średnica narzędzia formującego stosowanego w formowaniu przyrostowym jest bardzo mała w porównaniu z wielkością arkusza, skutkuje to małą powierzchnią styku pomiędzy narzędziem a blachą, dlatego wskazana jest bardzo zagęszczona siatka elementów skończonych do symulacji formowania, co zwiększa czas obliczeń. Symulacja numeryczna jednopunktowego formowania przyrostowego jest zatem skomplikowanym i czasochłonnym procesem. Zazwyczaj wymagany jest kompromis pomiędzy dokładnością a wydajnością procesora, na którą wpływają: typ analizy, formuła elementu skończonego, równania konstytutywne, rozmiar elementów oraz zastosowany algorytm kontaktowy [73]

Symulacja numeryczna procesu formowania przyrostowego arkuszy pomaga zrozumieć proces odkształcenia obrabianych arkuszy, formowalność materiału i siły działające na narzędzie formujące. Suresh i in. [74, 75] przeprowadzili badania formowania przyrostowego z użyciem wytłoczek stożkowych. W wyniku ich realizacji zaproponowano metodologię konwersji kodów sterujących CNC w dane uwzględniające pozycję i czas narzędzia dla symulacji numerycznej. Stwierdzono, że rozmiar elementu skończonego ma znaczący wpływ na dokładność wyników analizy MES. Jest to spowodowane zależnością wielkości elementu skończonego, dokładności otrzymanych wyników oraz czasu potrzebnego na ich otrzymanie. Utworzenie siatki o mniejszych elementach skończonych może poprawić dokładność wyników, ale zwiększa to czas obliczeniowy wymagany do przeprowadzenia symulacji. Zastosowanie większych elementów skraca czas potrzebny na obliczenia, lecz prowadzi do powstania niedokładnych wyników. Jedną z możliwości uzyskania korzyści płynących z zastosowania mniejszych elemen-

tów. z mniejszym czasem obliczeniowym jest siatka adaptacyjna. Adaptacyjne elementy mogą zapobiec rozbieżnościom spowodowanym ich poważnym zniekształceniem przy zastosowaniu mniejszej liczby elementów o większych rozmiarach.

W przypadku zastosowania elementów adaptacyjnych początkowo założone gruboziarniste są optymalizowane w oparciu o wybrany wskaźnik optymalizacji. Wskaźniki optymalizacji elementu skończonego opierają się na równomiernym rozłożeniu zmienności naprężeń lub odkształceń plastycznych w elemencie siatki [74].



Rys.1.32. Różne topologie siatki używane do numerycznej symulacji jednopunktowego formowania przyrostowego: a) 1 mm, b) 2 mm, c) 4 mm, d) 4 mm z adaptacyjną optymalizacją [74].

W wyniku badań [74] stwierdzono, że rezultaty uzyskane techniką adaptacyjną są tak samo dobre jak wyniki uzyskane przy użyciu drobnych elementów skończonych. Dodatkowo przy zastosowaniu techniki adaptacyjnej czas obliczeniowy został zredukowany o 50%. Metoda ta może być wykorzystywana do rozwiązania problemu długiego czasu obliczeniowego z powodu rozbudowanych ścieżek narzędzi związanych z procesem kształtowania.

Podobne badania przeprowadził Naranjo i in. [76]. Wyniki symulacji z siatką o wielkości elementów wynoszącej 6 mm, nie zgadzały się z wartościami eksperymentalnymi. W związku z tym zastosowano mniejszy rozmiar elementów skończonych wynoszący 4 mm. Jak zauważono podczas badań, wpływ rozmiaru elementów skończonych w wynikach symulacji jest bardzo istotny. Zaobserwowano 25-cio procentowy spadek siły osiowej F_z , przy zastosowaniu siatki 4 mm w porównaniu do 6 mm. Przy rozmiarze oczek 3 mm, wyniki symulacji były bardzo zbliżone do wartości eksperymentalnych. Rozmiar elementów ma duży wpływ na duże deformacje [77] i oczekuje się, że niższe rozmiary elementów sieci doprowadzą do uzyskania zgodności pomiędzy wynikami eksperymentalnymi i symulacyjnymi. Wyniki uzyskane przez Hadoush i van den Boogaard [78] wskazują, że rozbieżność efektów symulacji dla rozmiaru elementu

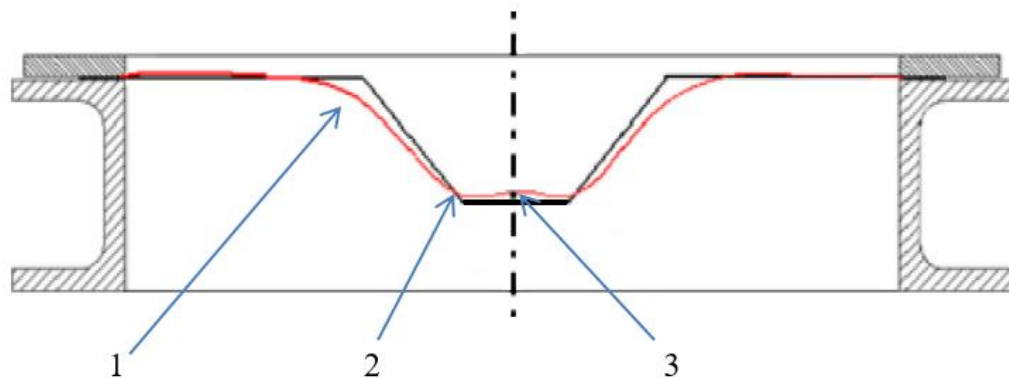
skończonego o wielkości 3 mm i eksperymentu wynosi około 10%. Symulacja numeryczna w przypadku zastosowania elementów mniejszych niż 4 mm wymaga bardzo długich obliczeń szczególnie dla wytłoczek o kwadratowym kształcie podstawy (dochodzących w zależności od mocy obliczeniowej komputera do kilkudziesięciu godzin), ponieważ siatka w narożnikach powoduje komplikację procesu symulacji.

1.5. Ograniczenia jednopunktowego przyrostowego kształtowania

Jednopunktowe formowanie przyrostowe jest procesem czasochłonnym, ponieważ do obróbki używane jest narzędzie o małej średnicy w stosunku do wymiarów kształtowanego elementu. W związku z powyższym ta metoda obróbki nie nadaje się do masowej produkcji. Realizacja procesu wytwórczego dla produkcji wielkoseryjnej lub masowej z zastosowaniem tej metody kształtowania jest ekonomicznie nieopłacalna, gdyż pomimo niskich kosztów przygotowania produkcji, sam proces ze względu na jego czasochłonność jest bardzo kosztowny. Okres przebywania obrabianego detalu na stole obrabiarki jest jednym z podstawowych parametrów wpływających na koszt wytwarzania i wchodzi w skład tzw. technicznego kosztu wytwarzania (TKW). Reasumując, im dłużej wytwarzany jest przedmiot, tym wyższe koszty ponosi firma produkcyjna, więc cena końcowa przy zachowaniu stałego zysku także będzie wyższa.

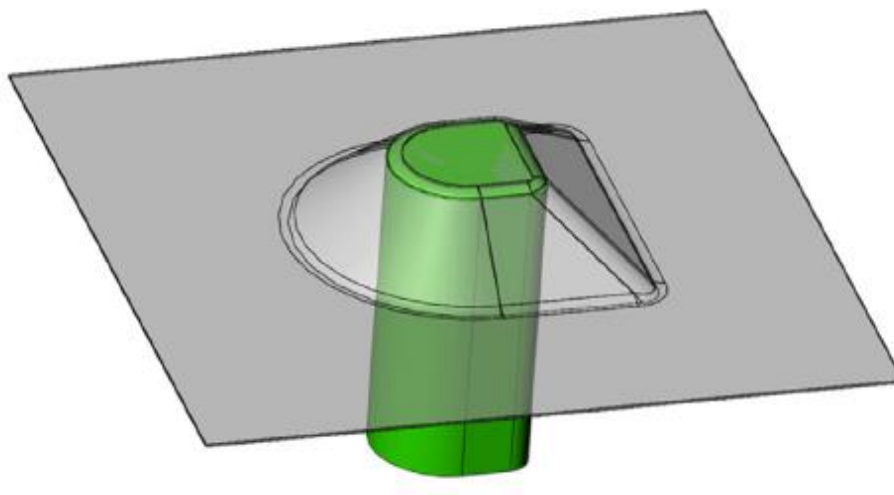
Badania wykazały, że dokładność wymiarowa części przygotowywanych przez ISF nie jest zadowalająca, ponieważ profil rzeczywisty nie pokrywa się z profilem teoretycznym [79, 80]. Na wyrobach zrealizowanych metodą jednopunktowego formowania przyrostowego można zauważyć trzy rodzaje niedokładności geometrycznych (rys. 1.33):

- gięcie blachy w pobliżu zaciśniętych jej krawędzi,
- odkształcenie sprężyste materiału – główny typ defektów tej metody, który wynika z nagłego spadku naprężeń, gdy obciążenie generowane przez narzędzie zostanie zwolnione, co w konsekwencji powoduje mniejszą głębokość końcową wytłoczki niż głębokość zadana,
- tzw. „efekt poduszki”, czyli niepożądana krzywizna na płaskiej podstawie produktu końcowego [79].

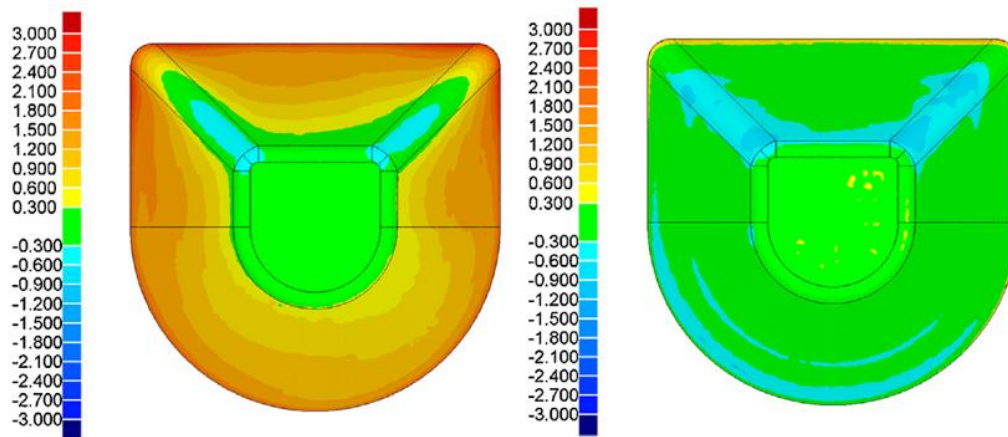


Rys. 1.33. Niedokładności profilu wykonanego przy zastosowaniu jednopunktowego formowania przyrostowego [8]: 1- gięcie blachy, 2 – sprężynowanie blachy, 3 – „efekt poduszki”.

Podobnie w procesie dwupunktowego formowania przyrostowego (rys. 1.34) bez korekty ścieżki narzędzia, utworzona część ma niską dokładność geometryczną, która może dochodzić do kilku milimetrów w pobliżu zewnętrznych (dolnych) krawędzi [79], jak pokazano na rys. 1.35.



Rys. 1.34. Model części i zasada obróbki części metodą dwupunktowego formowania przyrostowego do określenia dokładności procesu [79].



Rys. 1.35. Mapy dokładności geometrycznej: po lewej bez korekcji toru narzędzia; po prawej z korekcją toru narzędzia [79].

Jest to spowodowane przede wszystkim przez wspomniane już wcześniej sprężynowanie blachy. Górna wewnętrzna powierzchnia podstawy podtrzymywana przez matrycę jest bardzo dokładna ($\pm 0,3$ mm) zarówno w kontrolowanych, jak i niekontrolowanych procesach dwupunktowego formowania przyrostowego [79].

Proponowaną koncepcją zmniejszenia niedokładności wytłoczki zaproponowaną przez Ambrogio i in. [80] opiera się na zaprojektowaniu "wadliwych trajektorii" narzędzia, określających pośredni kształt formowanego elementu powiększonych o wielkość odkształceń sprężystych. Po odciążeniu profil powinien być zgodny z oczekiwanym. Trajektorie pośrednie mogą być zaprojektowane przed rozpoczęciem procesu obróbki, gdzie przy pomocy symulacji numerycznych można przewidzieć wielkość potrzebnych korekt lub mierząc rzeczywisty kształt wyrobu wprowadzić odpowiednią korektę do programu sterującego częściowo kompensując efekty sprężynowe.

Podczas formowania narzędzie pozostawia ślady na arkuszu powodując wzrost chropowatości. Zwiększenie defektów powierzchni części roboczej narzędzia również wpływa na stan powierzchni przedmiotu po obróbce.

Kolejnym ograniczeniem są trudności w wykonaniu wytłoczek o pionowych ściankach, zarówno osiowo symetrycznych jak i niesymetrycznych. Aby uzyskać kształt o pionowej ściance należy przeprowadzić wieloetapowy proces formowania. W celu uzyskania pochylenia ścianki pod kątem 90° do formowanej blachy, należy przeprowadzić kilka odrębnych przejść pośrednich, które wymagają dodatkowego opracowania przez pracownika programującego obrabiarkę kolejnych ścieżek narzędzia. Realizacja

takiego zadania zwielfokrotnia czas potrzebny na kształtowanie części w stosunku do pojedynczego formowania przyrostowego.

Najważniejszym faktem dotyczącym jednopunktowego formowania przyrostowego jest to, że zlokalizowane odkształcenie jest tak skomplikowane, że jego mechanizm deformacji jest wciąż mało zrozumiały. Tak, więc zachowanie jakiegokolwiek nowego materiału, którego charakterystyka nie jest dostępna, nie może być dokładnie przewidziane [26].

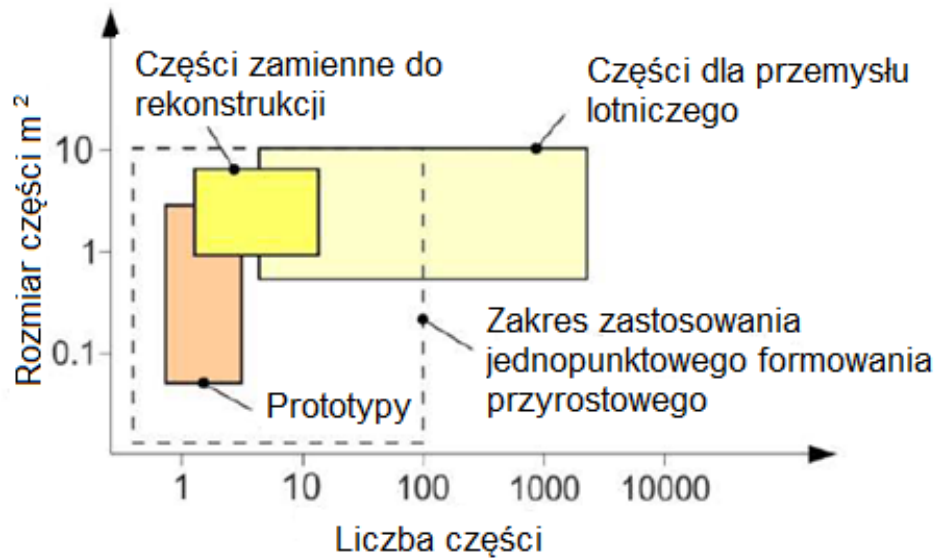
1.6. Możliwości zastosowania procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego

Jednopunktowe przyrostowe formowanie blach, jako elastyczna technologia kształtowania, jest w stanie przekształcać blachy w szeroką gamę wyrobów przy wykorzystaniu prostych i tanich narzędzi. Ma ogromny potencjał w opłacalnej produkcji małych partii lub niestandardowych części w różnych dziedzinach, w tym w motoryzacji, lotnictwie, architekturze i medycynie [81, 122], co spowodowane jest niskimi kosztami przygotowania obróbki ze względu m.in. na brak dedykowanego do określonej części oprzyrządowania [24, 26]. Użycie maszyny sterowanej numerycznie w formowaniu przyrostowym pozwala użytkownikowi realizować dowolnie złożoną ścieżkę formującą, a zatem wykonywać złożone geometrycznie części w stosunkowo łatwy sposób w porównaniu z innymi konwencjonalnymi procesami formowania. Ta metoda kształtowania jest również używana do szybkiego prototypowania [24] części metalowych oraz do produkcji implantów biomedycznych [26]. Niektóre przykładowe elementy utworzone przez ISF pokazano na rys. 1.36.

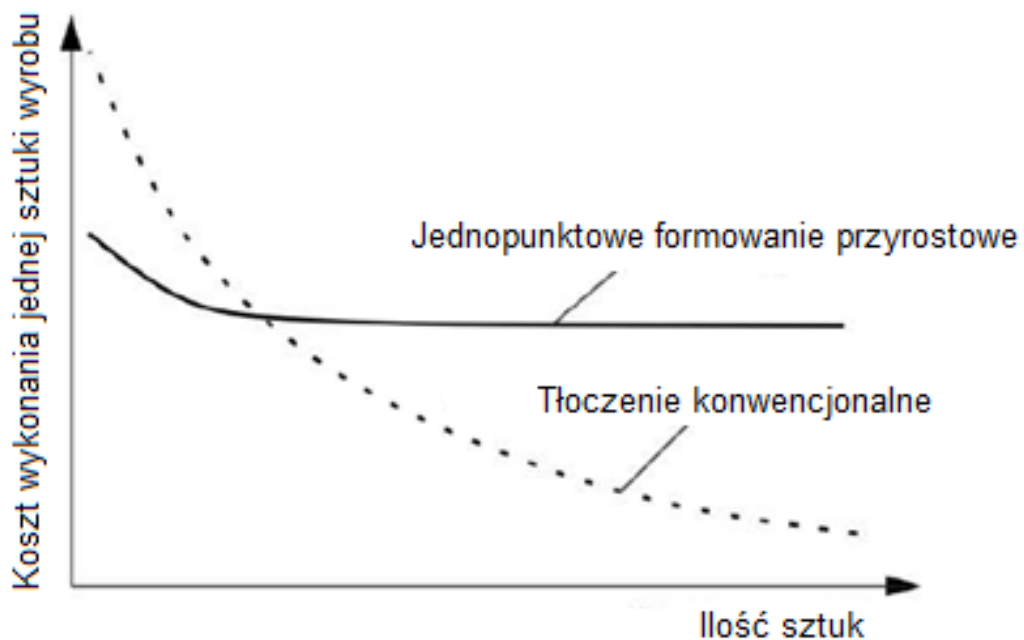


Rys. 1.36. Elementy wykonane metodą jednopunktowego formowania przyrostowego [8].

Rysunek 1.37 przedstawia potencjalne obszary zastosowania tej technologii formowania w produkcji małoseryjnej [8]. Jak można zauważyć, istnieje pewien obszar uzasadnionego zastosowania tej metody formowania blach. Orientacyjny przebieg krzywych obrazujących koszty formowania w przeliczeniu na jedną sztukę wyrobu dla różnych licznosci partii przedstawiono na rys. 1.38.



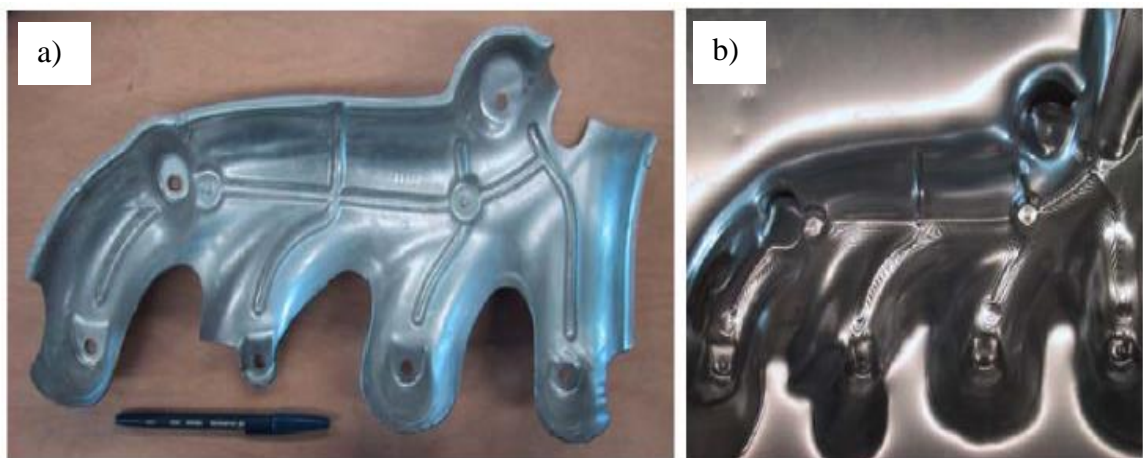
Rys. 1.37. Obszary zastosowania procesu jednopunktowego przyrostowego formowania blach [82].



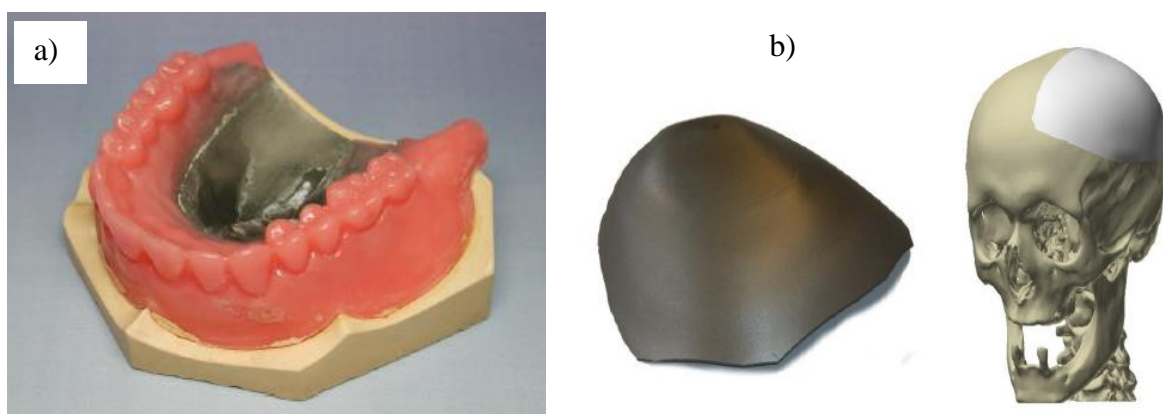
Rys. 1.38. Wpływ wielkości partii na koszt jednego produktu przy zastosowaniu formowania przyrostowego oraz konwencjonalnych metod kształtowania blach [83].

Analizując ten wykres można wywnioskować, że proces przyrostowego formowania ma ekonomiczne uzasadnienie przy produkcji jednostkowej, małoseryjnej, prototypowaniu oraz realizacji bardzo „spersonalizowanych” zadań, takich jak implanty w chirurgii wytwarzanie pojedynczych elementów do odbudowy zabytkowych samochodów, motocykli, do wytwarzania pojedynczych elementów prototypowych do specjalnych zastosowań [81] np. części pojazdów sportowych poddawanych tuningowi (rys. 1.39).

Ludzkie ciało jest dobrym przykładem skomplikowanego „produktu” i niestandardowych części do dopasowania, w którym jednopunktowe formowanie przyrostowe ma duży potencjał. Tanaka i in. [84] pokazali to przez użycie tej technologii do wytworzenia płytki protezy z blachy tytanowej zamiast odlewania (rys. 1.40a). Verbert i in. [85] użył wielostopniowego kształtowania do produkcji tytanowego implantu czaszkowego (rys. 1.39b). Ze względu na praktyczną niepowtarzalność ludzkiego ciała zastosowanie produkcji seryjnej niektórych implantów jest po prostu niemożliwe. Oprócz części wykorzystywanych wprost po obróbce, metodą tą można wytwarzać elementy kształtujące form do elementów kompozytowych lub z tworzyw sztucznych.



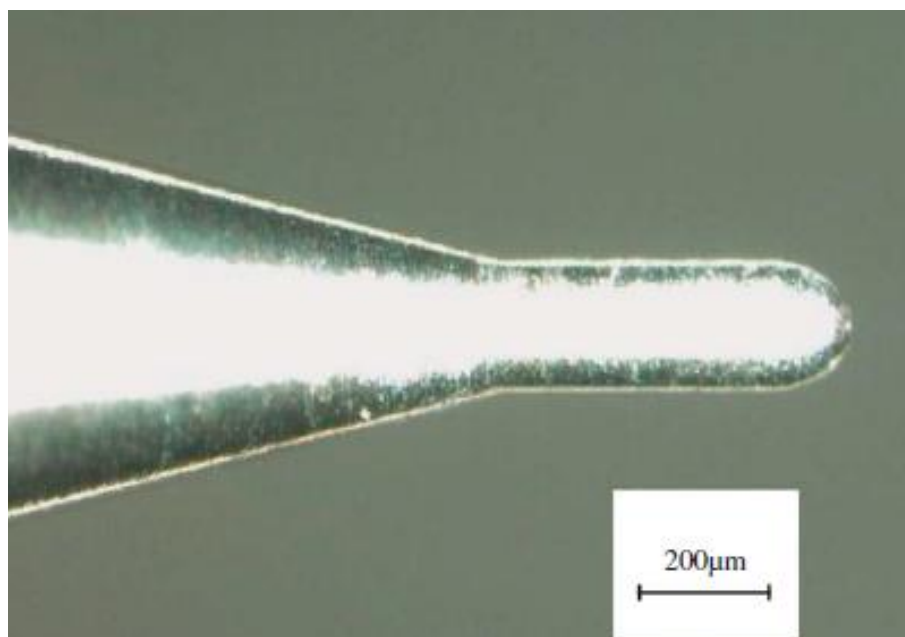
Rys. 1.39 Zastosowanie procesu jednopunktowego formowania przyrostowego do produkcji wyrobów: a) oryginalna osłona termiczna kolektora, b) prototyp produkowany z wykorzystaniem procesu jednopunktowego formowania przyrostowego [86].



Rys. 1.40. Zastosowanie jednopunktowego formowania przyrostowego w medycynie a) proteza z blachy tytanowej, b) implant czaszkowy [84, 85].

W 2000 r., Honda Motor Co. Amino Corp. zaczęła stosować metodę formowania przyrostowego jako możliwą metodę produkcji samochodowych paneli zastępczych [87]. W 2001 roku zaproponowano ją także do szybkiego prototypowania reflektorów [88]. Toyota Motor Corporation i Amino Corporation pracowały razem nad projektem mającym na celu wytwarzanie paneli dla pojazdów tzw. niszowych. Celem nie jest formowanie paneli z płaskich blach, ale zastosowanie formowania przyrostowego na istniejących panelach wytłaczanych, w celu dodania nowych funkcji lub stylu dla pojazdów z edycji specjalnej. Toyota Motor Corporation wykorzystwała jednopunktowe formowanie przyrostowe jako technologię stosowaną w swoich pojazdach [89].

Jednym z interesujących zastosowań jest możliwość wykorzystania procesu do recyklingu części blaszanych poprzez przekształcenie go w płaski arkusz. Powoduje to redukcję emisji dwutlenku węgla, która mogłaby zostać wytworzona podczas topienia tych arkuszy w procesie metalurgicznym [26].



Rys. 1.41. Narzędzie do mikroformowania [90].

Innym obszarem zastosowania przyrostowego formowania blach jest wytwarzanie mikroelementów i teksturowanych powierzchni dla gałęzi przemysłu takich jak np. optyka, bioinżynieria, inżynieria medyczna, itp. [90]. Formowanie elementów w skali mikro wymaga także narzędzi, które są w stanie zrealizować obróbkę o takiej geometrii. Narzędzie do takiej obróbki przedstawiono na rys. 1.41. Miniaturyzowanie produktów było badane w różnych procesach formowania, takich jak mikrowykrawanie [38, 39], mikrowytłaczanie [91, 92], mikrofakturowanie [93], mikrorowkowanie [94]. W procesach tych należy uwzględnić także wpływ wielkości ziarna formowanego materiału na proces obróbki [90].

2. Cel, teza i zakres pracy

Celem pracy jest analiza procesu jednopunktowego formowania przyrostowego uwzględniająca możliwość kształtowania żeber usztywniających w elementach powłokowych konstrukcji cienkościennych wykonanych z trudno odkształcalnych stopów aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6.

Ze względu na złożony charakter procesu jednopunktowego formowania przyrostowego, wymagane było wykonanie wielu prób formowania uwzględniając różne parametry kinematyczne obróbki, które miały bezpośredni wpływ na poprawność realizowanego procesu. Ważnym punktem przeprowadzonych badań był dobór środka zapewniającego odpowiednie warunki smarowania, w obecności którego następowało formowanie żeber usztywniających.

Kolejnym aspektem badań była analiza wpływu głębokości jednego przejścia narzędzia oraz wielkości zastosowanych obrotów na stan warstwy wierzchniej panelu, także pokrytej powłoką platerową. Wpływ tych parametrów okazuje się niezwykle istotny przy osiąganiu celu w postaci m.in. wykonania przedmiotu o założonej maksymalnej głębokości przetłoczenia bez naruszenia spójności formowanego arkusza.

Uzyskany podczas procesu obróbki kształt przetłoczenia pozwolił na analizę stanu po uformowaniu przy różnych parametrach i różnej grubości blachy. Ze względu na elastyczność i uniwersalność procesu jednopunktowego formowania przyrostowego szczególnie dla zastosowania w produkcji małoseryjnej i jednostkowej ważna jest aplikacja tej metody kształtowania materiałów, aby mogły być zamiennikiem dla tradycyjnych, bardziej kosztownych metod.

Przeprowadzone studium literaturowe oraz wyniki wstępnych badań kształtowania przyrostowego żeber usztywniających w cienkościennych konstrukcjach wykonanych z trudno odkształcalnych stopów aluminium, pozwalają na sformułowanie tezy pracy.

Teza pracy stanowi stwierdzenie, że *poprzez odpowiedni dobór parametrów obróbki oraz warunków smarowania możliwe jest kształtowanie przyrostowe przetłoczeń w panelach wchodzących w skład cienkościennych konstrukcji nośnych wykonanych z platerowanych stopów aluminium EN AW 2024-T3 oraz EN AW-7075-T6, których celem jest zwiększenie sztywności konstrukcji przy zapewnieniu ciągłości warstwy plateru.*

W badaniach objętych pracą zastosowano technikę obróbki przyrostowej do kształtowania przetłoczeń wzdłużnych o stałym profilu. Docelowo, w potwierdzeniu efektywności badanej metody kształtowania dla profilu o takim kształcie, autor upatruje możliwość formowania przetłoczeń o kształtach nieregularnych przy wysokim stopniu elastyczności procesu kształtowania w zakresie szybkiej zmiany kształtu i wymiarów usztywnień.

Zakres pracy obejmuje następujące etapy:

- badania wytrzymałościowe oraz charakterystyka topografii powierzchni badanych blach,
- badania tłoczności blach metodą Erichsena,
- badania wpływu rodzaju smaru technologicznego na jakość powierzchni żeber usztywniających oraz wartość odkształceń granicznych blachy (w badaniach
- wykorzystane zostaną konwencjonalne smary syntetyczne oraz oleje biodegradowalne z dodatkami nanocząstek TiO_2 oraz SiO_2),
- dobór strategii trajektorii ruchu narzędzia oraz parametrów obróbki (posuw, prędkość obrotowa narzędzia, zagłębienie narzędzia na jedno przejście robocze) zapewniających kształtowanie żeber usztywniających o zadanej głębokości,
- badania fraktograficzne oraz mikrostrukturalne wytłoczek, które uległy zniszczeniu podczas procesu formowania (elektronowa mikroskopia skaningowa SEM),
- analiza składu chemicznego (SEM/EDS) powierzchni narzędzia stosowanego podczas obróbki celem weryfikacji czy dochodzi do adhezyjnego przylegania aluminium technicznego do powierzchni narzędzia,
- badania porównawcze w zakresie maksymalnej głębokości przetłoczenia oraz
- rozkładu grubości blachy w przekroju panelu wykonanego rozważaną technologią, z panelami wykonanymi poprzez konwencjonalne tłoczenie z wykorzystaniem stempla i matrycy,
- analiza odkształceń wytłoczek za pomocą systemu do optycznej analizy odkształceń ARGUS,
- analiza odkształceń blach poddanych próbie jednoosiowego ściskania za pomocą systemu do trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS,
- analiza naprężeń występujących w ukształtowanych przetłoczeniach usztywniających za pomocą dyfraktometrii rentgenowskiej,

- badania statyczne oraz udarowościowe wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi,
- modelowanie numeryczne procesu kształtowania żeber usztywniających metodą elementów skończonych w programie ABAQUS.

3. Opis metodyki badań

3.1. Maszyny i urządzenia wykorzystane do realizacji badań

Podczas realizacji pracy niezbędne było wykorzystanie sprzętu do wykonania obiektu badań oraz do przeprowadzania niezbędnych pomiarów. Analiza kształtowania żeber usztywniających oraz ich badania nośności zostały wykonane z wykorzystaniem parku maszynowego Karpackiej Państwowej Uczelni w Krośnie. Do realizacji zadań ujętych w planie badawczym zostanie również wykorzystane wyposażenie następujących ośrodków badawczych: Politechniki Rzeszowskiej, Uniwersytetu Technicznego w Koszycach (pomiary odkształceń za pomocą systemu ARGUS), Uniwersytetu Rzeszowskiego (badania fraktograficzne, skaningowa mikroskopia elektronowa), Sieci Badawczej Łukasiewicz – Instytutu Lotnictwa w Warszawie (dyfraktometria rentgenowska) oraz Akademii Marynarki Wojennej w Gdyni (badania udarności).

Mikroskop interferencyjny Taylor Hobson Talysurf CCI

Mikroskop interferencyjny Taylor Hobson Talysurf CCI przeznaczony jest do pomiaru mikrogeometrii powierzchni. Oprogramowanie pozwala na obróbkę, analizę i wizualizację danych pomiarowych, umożliwia wyznaczenie szeregu znormalizowanych parametrów chropowatości w przekroju i na powierzchni. Może zostać wykorzystane przy pomiarach mikroobiektów takich jak soczewki, struktury krzemowe i wiele innych.



Rys. 3.1. Mikroskop interferencyjny Taylor Hobson Talysurf CCI [95].

Mikrointerferometr Taylor Hobson Talysurf CCI pracuje w świetle o szerokim spektrum. Działa na zasadzie skanowania powierzchni, z detekcją pozycji za pomocą prążka zerowego rzędu interferencyjnego. Pomiar wykonywany jest z rozdzielczością w osi Z: 0,01 nm a w osiach X i Y od 0,4 do 0,6 um. Powtarzalność wyznaczenia powierzchni może osiągnąć 0,02 nm. Zastosowano w nim interferometr Mirau [95].

System trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS

ARAMIS jest systemem do bezkontaktowych trójwymiarowych pomiarów odkształceń. Przy pomocy systemu ARAMIS można dokonać analizy, obliczać i dokumentować deformacje. Graficzne przedstawienie wyników pomiarowych daje możliwość pełniejszego zrozumienia zachowań badanego obiektu. ARAMIS na podstawie zdjęć wykonanych cyfrowymi kamerami rozpoznaje strukturę powierzchni mierzonego obiektu (każdemu pikselowi na zdjęciu są przypisane odpowiednie współrzędne). Po nagraniu wszystkich zdjęć ARAMIS porównuje i oblicza przemieszczenia i odkształcenia. ARAMIS jest szczególnie przydatny do pomiarów trójwymiarowych odkształceń powodowanych obciążeniami statycznymi lub dynamicznymi. Większość funkcji całego systemu pomiarowego jest kontrolowana przez oprogramowanie np. pomiar, obliczenia, drukowanie. Wszystkie funkcje są łatwo dostępne za pomocą rozwijanych list, skrótów klawiszowych czy okien dialogowych [96].

Zastosowanie

- Badania materiałowe
- Określanie wytrzymałości
- Wymiarowania części składowych
- Badanie zachowań nieliniowych
- Charakteryzowanie procesów pełzania i starzenia
- Określanie granicznej krzywej tłoczenia
- Sprawdzanie modeli wykonanych przy pomocy Metody Elementów Skończonych
- Określanie charakterystyk materiałowych
- Analiza zachowań materiałów jedno- i niejednorodnych podczas procesu deformacji
- Obliczanie odkształceń



Rys. 3.2. System trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS [97].

System optycznej analizy odkształceń ARGUS

System analizy formowania ARGUS wspomaga optymalizację procesu formowania blach z uwzględnieniem prawidłowego doboru materiału oraz optymalizacji narzędzi. ARGUS zapewnia wyniki w pełnym polu z wysoką rozdzielczością lokalną zarówno dla małych, jak i dużych komponentów dlatego idealnie nadaje się do wielu zadań związanych z obróbką blachy, takich jak: wykrywanie krytycznych obszarów odkształceń, rozwiązywanie złożonych problemów formowania, optymalizacja procesów formowania, weryfikacja narzędzi oraz weryfikacja i optymalizacja symulacji numerycznych. System pomiarowy działa niezależnie od materiału. Może być używany do analizy elementów wykonanych z płaskich półfabrykatów, rur lub innych elementów.

Przed pomiarem formowany arkusz jest oznaczony regularną siatką punktów za pomocą trawienia chemicznego, znakowania laserowego lub innych technik znakowania. Następnie arkusz jest odkształcany. Próbką jest badana za pomocą obrazów o wysokiej rozdzielczości, które są następnie analizowane przy użyciu oprogramowania ARGUS. Na podstawie współrzędnych 3D punktów przedmiotu oblicza się rzeczywiste wyniki formowania i grubość blachy z uwzględnieniem geometrii elementu oraz zasad teorii plastyczności. Wszystkie wyniki są przedstawiane w siatce o wysokiej rozdzielczości, utworzonej na podstawie ustalonych współrzędnych 3D i prezentacji powierzchni mierzonego przedmiotu. W wykresie krzywych granicznych formowania

zmierzone deformacje są porównywane z charakterystyką półwyrobu (krzywymi odkształceń granicznych formowania) [98].



Rys. 3.3. System optycznej analizy odkształceń ARGUS [99]

Skaningowy mikroskop elektronowy Phenom ProX.

Skaningowy mikroskop elektronowy Phenom ProX został zaprojektowany do szybkiego i niezwykle prostego zbierania najwyższej jakości obrazów elektronowych o powiększeniach do 150 000x oraz rozdzielczości poniżej 8nm. Mikroskop ten, od momentu umieszczenia próbki w komorze mikroskopu, do uzyskania pierwszego obrazu elektronowego – potrzebuje jedynie 30 sekund. Mikroskop Phenom ProX wyposażony jest w spektrometr EDS (typu SDD), posiada możliwość analizy pierwiastkowej badanych materiałów. Ponadto, tak jak w pozostałych modelach mikroskopów Phenom można zastosować wiele uchwytów próbek m.in. z automatycznym pochyłem i obrotem czy też z funkcją kontroli temperatury. Wyposażenie może zostać uzupełnione również o oprogramowanie aplikacyjne m.in. do rekonstrukcji 3D oraz automatycznej analizy cząstek lub stopnia porowatości. Korzystając z podstawowych funkcji takich jak automatyczne ustawianie ostrości czy korekcji astygmatyzmu, mikroskop Phenom ProX oferuje wykonywanie wysokiej jakości zdjęć elektronowych w najkrótszym możliwym czasie. Mikroskop ten charakteryzuje się bardzo wydajnym źródłem elektronów CeB₆ gwarantującym duży stosunek sygnału do szumu oraz wysoką zdolność rozdzielczą. Oprogramowanie sterujące przyjazne dla użytkownika umożliwia rozbudowę o szereg dodatkowych programów do analizy obrazu [100].



Rys. 3.4. Skaningowy mikroskop elektronowy Phenom ProX [100].

Frezarka pionowa CNC HAAS TM-1P

HAAS TM-1P to frezarka sterowana numerycznie z pionową osią wrzeciona. Standardowo wyposażona w trzy osie sterowane X, Y, Z z możliwością rozbudowy do pięciu osi poprzez zastosowanie stołu uchylny – obrotowego. Układ sterowania HAAS pozwala na tradycyjne programowanie jak również programowanie konwersacyjne, które umożliwia realizację obróbki teoretycznie bez znajomości G-kodów.

Dane techniczne [101]:

Zakres ruchów w osi: X – 762 mm, Y – 305 mm, Z – 406 mm

Moc maksymalna – 5,6 kW

Maksymalna prędkość obrotowa wrzeciona – 6000 obr./min

Stożek – BT40

Wymiary stołu: długość – 1213 mm, szerokość – 267 mm.

Maksymalne dopuszczalne obciążenie stołu – 454 kg

Maksymalna prędkość posuwu roboczego – 10,2 m/min

Pojemność magazynu narzędziowego – 10 pozycji

Maksymalna masa narzędzia – 5,4 kg



Rys. 3.5. Frezarka pionowa CNC HAAS TM-1P [101].

Maszyna wytrzymałościowa Zwick/Roell Z100

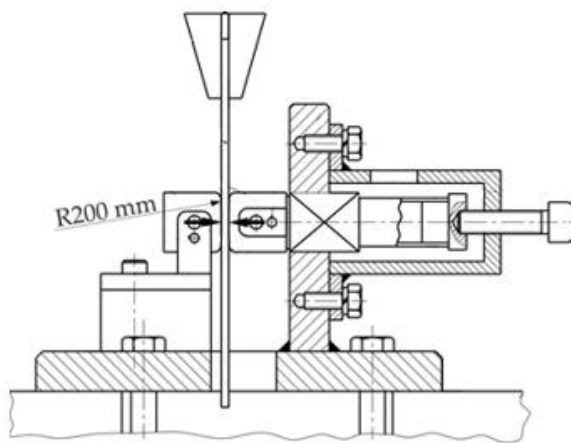
Maszyna wytrzymałościowa pozwala na realizację statycznych prób wytrzymałościowych o maksymalnej sile 100kN z ekstensometrycznym pomiarem wydłużenia. Pozwala również na prowadzenie niskocyklowych prób zmęczeniowych.



Rys. 3.6. Maszyna wytrzymałościowa Zwick/Roell Z100.

Uniwersalny przyrząd do badania tarcia metodą przeciągania pasa blachy.

Budowę i działanie przyrządu przedstawiono na schemacie rys. 3.7. Obudowę przyrządu zamontowano na trawersie stałej maszyny wytrzymałościowej Zwick/Roell Z100. W uchwycie trawersy ruchomej zamocowano cięgno górne (1) a w nim unieruchomiono koniec paska blachy. W trakcie badań kręcąc śrubą (3) kluczem dynamometrycznym wywierano nacisk rolką (2) na przeciąganą blachę.



Rys. 3.7. Uniwersalny przyrząd do badania tarcia metodą przeciągania pasa blachy

3.2. Badania eksperymentalne przyrostowego kształtowania przetłoczeń

3.2.1. Charakterystyka blach stosowanych w badaniach

Badania eksperymentalne kształtowania paneli usztywnionych przetłoczeniami przeprowadzono z użyciem blach ze stopów aluminium EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm, blachy EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm oraz blachy EN AW-2024-T3 bez powłoki platerowej o grubości 1 mm.

Stop EN AW-2024-T3 Alclad jest jednym z najbardziej znanych stopów aluminium o wysokiej wytrzymałości. Dzięki wysokim parametrom mechanicznym i doskonałej odporności na zmęczenie jest stosowany do wytwarzania elementów konstrukcyjnych, od których wymagany jest dobry stosunek wytrzymałości do masy. Jest łatwo obrabialny oraz formowalny w stanie wyżarzonym i może być następnie poddawany obróbce cieplnej. Materiał stosowany w badaniach został dostarczony w stanie T3 tzn. poddany został obróbce cieplnej, następnie formowaniu na zimno i naturalnemu starzeniu.

Tabela 3.1. Skład chemiczny stopu EN AW-2024.

Krzem (Si)	maks. 0,5%
Żelazo (Fe)	maks. 0,5%
Miedź (Cu)	3,8 – 4,9%
Mangan (Mn)	0,3 – 0,9%
Magnez (Mg)	1,2 – 1,8%
Chrom (Cr)	maks. 0,1%
Cynk (Zn)	maks. 0,25%
Tytan (Ti)	maks. 0,15%
Pozostałe pierwiastki	0,2%
Aluminium (Al)	reszta

Ze względu na niską odporność na korozję międzykrystaliczną, stop aluminium EN AW-2024 do zastosowań lotniczych jest dostarczany w formie platerowanej cienką warstwą aluminium (ang. Alclad) o wysokiej czystości oznaczonej jako 1230 (stanowiącą około 5% grubości całego arkusza). Skład chemiczny stopu EN AW-2024 według normy PN-EN 573-3:2019-12 przedstawiono w tabeli 3.1.

Właściwości mechaniczne zastosowanych blach ze stopu aluminium, określone w próbie jednoosiowego rozciągania zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2020-05 [103] przedstawiono w tabeli 3.2. Badaniom poddano próbki wycięte z arkusza blachy pod kierunkami 0°, 45° oraz 90° względem kierunku walcowania blachy. Głównymi parametrami mechanicznymi wyznaczonymi w próbach rozciągania były: granica plastyczności R_{p02} , wytrzymałość na rozciąganie R_m i wydłużenie procentowe A_{50} . Wartości parametrów na poszczególnych kierunkach 0°, 45° oraz 90° określono jako wartości średnie z trzech pomiarów. Wyznaczono również charakterystyki umocnieniowe materiału w postaci krzywych umocnienia odkształceniowego opisanych równaniem potęgowym Hollomona:

$$\sigma_p = K \cdot \varphi_i^n \quad (3.1)$$

gdzie: σ_p – naprężenie uplastyczniające, φ_i – odkształcenie zastępcze, K – współczynnik umocnienia, n – wykładnik krzywej umocnienia.

Tabela 3.2. Wybrane właściwości mechaniczne blachy EN AW-2024-T3 Alclad

Orientacja próbki	Granica plastyczności $R_{p0,2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Wydłużenie względne A_{50} [%]	Moduł Younga E [GPa]	Współczynnik umocnienia K , MPa	Wykładnik krzywej umocnienia n
0°	302,8	449,8	17,0	73,9	643,9	0,134
45°	287,6	437,9	19,8	73,2	637,7	0,141
90°	291,4	440,2	17,8	73,7	639,6	0,138
Średnia	292,3	441,5	18,6	73,5	639,7	0,138

Stop aluminium EN AW-2024-T3 jest stopem o podwyższonym stopniu zawartości miedzi i magnezu, utwardzonym wydzieleniowo. W wyniku zrealizowanych procesów przetwarzania (obróbka cieplna w kąpielach, przeróbka plastycznej na zimno, naturalne starzenie) w strukturze wydzielają się fazy α , Θ , oraz wydzielenia Θ' . Faza Θ jako związek międzymetaliczny (CuAl_2), zawierająca aluminium i miedź [104], występuje w strukturze materiału jako skupiska kolonii. Faza Θ' jest równo rozmieszczona w całej objętości. Faza α jest bogata w aluminium, miedź, żelazo i mangan z małą ilością krzemu lub bez [104]. Grubość platerowanej powłoki ochronnej stanowi 5% dla blach o grubości poniżej 1,57 mm oraz 2,5% dla blach o grubości powyżej 1,57 mm. Zakłada się, że antykorozyjna powłoka ochronna nie przenosi obciążenia, jednocześnie zmniejsza całkowitą wytrzymałość właściwą materiału przez zwiększenie ciężaru blachy lecz bez zwiększenia jej wytrzymałości [105].

Materiał EN AW-7075-T6 to stop aluminium z cynkiem jako głównym pierwiastkiem stopowym. Posiada wysokie właściwości mechaniczne i wykazuje dobrą ciągliwość oraz odporność zmęczeniową. Jest to jeden z najczęściej stosowanych stopów aluminium w zastosowaniach konstrukcyjnych poddawanych oddziaływaniu naprężeń o

dużej wartości, m.in. w konstrukcjach lotniczych. Skład chemiczny stopu EN-AW7075 zgodnie z wymaganiami normy PN-EN 573-1:2006 przedstawiono w tabeli 3.3.

Tabela 3.3. Skład chemiczny stopu EN-AW7075

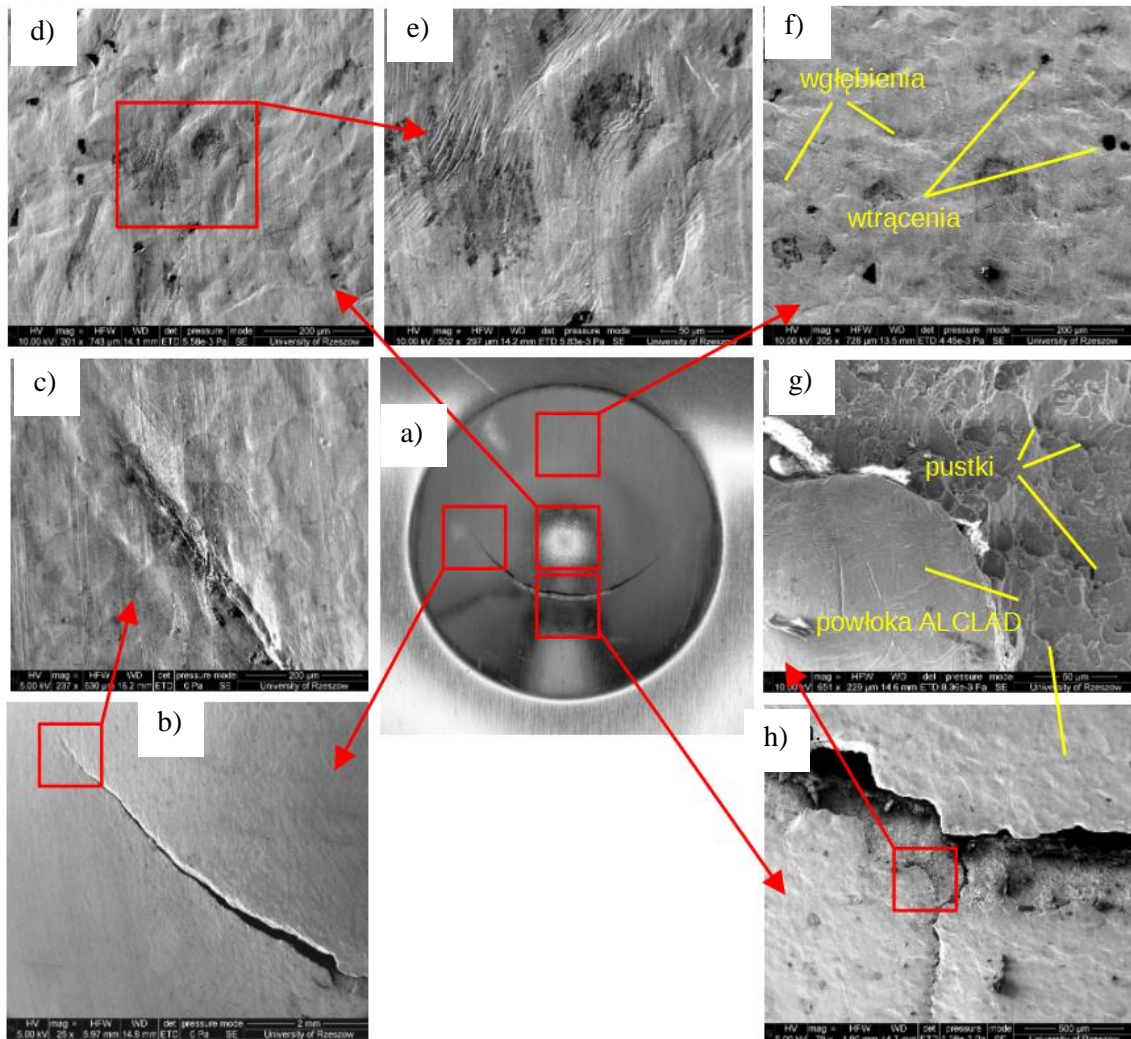
Cynk (Zn)	5,1 – 6,1%
Magnez (Mg)	2,1 – 2,9%
Miedź (Cu)	1,2 – 2,0%
Żelazo (Fe)	maks. 0,5%
Krzem (Si)	maks. 0,4%
Mangan (Mn)	maks. 0,3%
Chrom (Cr)	0,18 – 0,28%
Tytan (Ti)	maks. 0,2%
Pozostałe pierwiastki	maks. 0,05%
Aluminium (Al)	reszta

Blacha gatunku EN AW-7075 została dostarczona w stanie T6, tj. po obróbce cieplnej w kąpieli i następnym sztucznym starzeniu. Wybrane właściwości mechaniczne blachy EN AW-7075-T6 Alclad przedstawiono w tabeli 3.4.

Tabela 3.4. Wybrane właściwości mechaniczne blachy EN AW-7075-T6 Alclad

Orientacja próbki	Granica plastyczności $R_{p0,2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Wydłużenie względne A_{50} [%]	Moduł Younga E [GPa]	Współczynnik umocnienia K , MPa	Wykładnik krzywej umocnienia n
0°	463,6	531,2	9,8	70,0	611,6	0,046
45°	460,7	526,0	10,4	70,8	604,3	0,049
90°	454,0	520,4	8,4	70,2	621,7	0,055
Średnia	459,7	525,9	9,7	70,4	610,5	0,050

Charakter mechanizmu pęknięcia blach ze stopu aluminium EN AW-2024-T3 zbadano za pomocą próby Erichsena. Rysunek 3.8 przedstawia widok zdeformowanej próbki po wykonanym teście tłochności. W wyniku ciągłego działania stempla w arkuszu powstają naprężenia rozciągające, które powodują powstanie intensywnych odkształceń plastycznych. Wyraźne makroskopowe pęknięcie na odkształconej próbce jest widoczne w pewnej odległości od wierzchołka odcisku, gdzie można zaobserwować tzw. efekt skórki pomarańczowej.



Rys. 3.8. Odcisk po wykonaniu próby tłochności metodą Erichsena a) oraz mikrografie SEM powierzchni odkształconej blachy i krawędzi pęknięcia b) - g), powiększenia na mikrofotozrafiach SEM: b) – 25x, c) – 237x, d) – 201x, e) – 502x, f) – 205x, g) – 651x, h) – 79x.

Na rys. 3.8g, w miejscu dekohezji próbki można zaobserwować strukturę charakteryzującą się występowaniem dużej ilości kraterów ograniczonych ostrymi

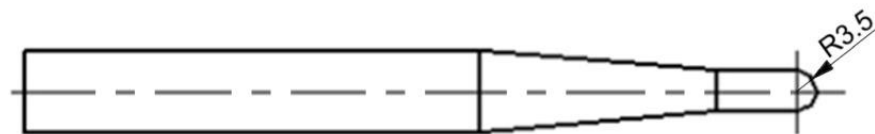
grzbietami oraz przerwana warstwę platerowaną. Dodatkowo na granicy powłoki ochronnej i rdzenia można dostrzec powstałe tlenki. Na wykonanych mikrofotografiach powierzchni blachy występują wgłębienia (rys. 3.8), które mogą wskazywać na charakter pęknięcia arkusza blachy. Widok struktury po utracie spójności, jak również faktura powierzchni w pobliżu pęknięcia wykazuje cechy pozwalające zakwalifikować powstałe pęknięcie do dekohezji o charakterze plastycznym.

Przełom plastyczny jest efektem oddziaływania mikropustek, które powstają w wyniku odkształcenia struktury pod wpływem działających na nią sił. Zawarte w stopie mikrowtrącenia, fazy, granice faz, zanieczyszczenia, charakteryzują się innymi właściwościami wytrzymałościowymi od materiału osnowy. W stopie EN AW-2024-T3, jak już zaznaczono wcześniej, zawarte są fazy α , Θ , Θ' , które zmieniają miejscowo właściwości wytrzymałościowe. Przekroczenie dopuszczalnych naprężeń charakterystycznych dla określonego obszaru struktury powoduje pęknięcie zawartych w nim wtrąceń, faz lub oderwanie się materiału osnowy na granicy fazy, w wyniku czego powstaje mikropustka. Pustki powstają, gdy naprężenia normalne wewnątrz cząstek lub na granicy fazy osnowa – cząstka przekroczy wytrzymałość na pęknięcie ziarna lub połączenia międzyfazowego. W obszarach, gdzie występuje lokalnie skoncentrowane odkształcenie może wystąpić niejednorodne rozłożenie przemieszczeń na granicy faz osnowa – cząstka. Powoduje to duże lokalne naprężenia, prowadzące do powstania pustki [106]. Dalsza utrata spójności powstaje w rezultacie odkształcenia i przewężenia materiału osnowy pomiędzy powstającymi pustkami, co z kolei powoduje ich łączenie i docelowo pęknięcie rozdzielcze próbki.

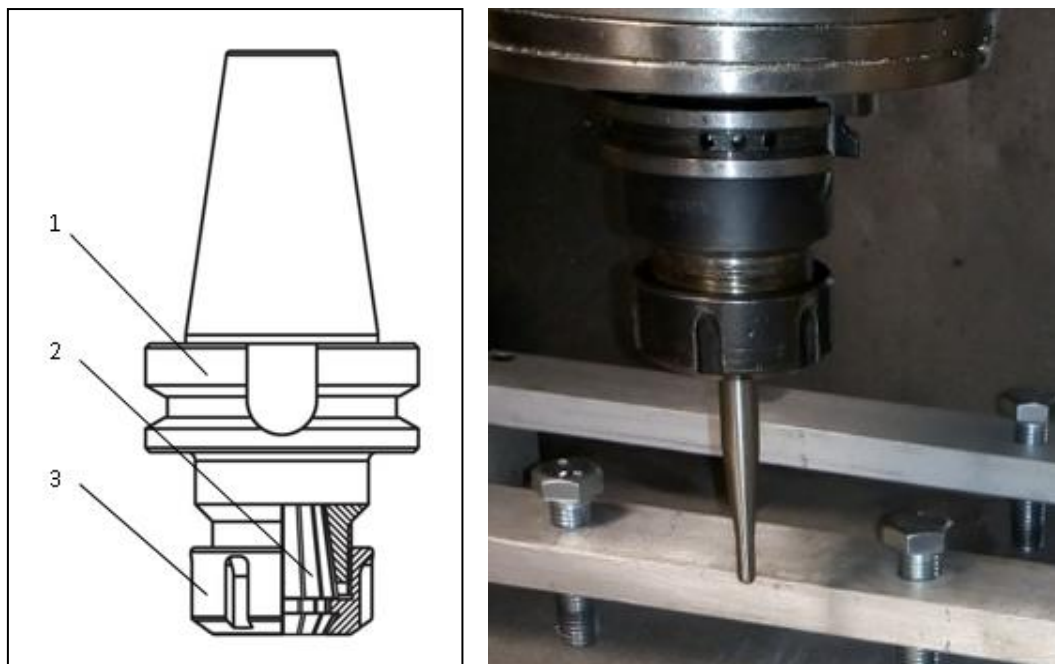
3.2.2. Narzędzie i przyrząd do kształtowania

Narzędzie do formowania metodą jednopunktowego formowania przyrostowego z zaokrągloną końcówką o promieniu $R_n = 3,5$ mm zostało wykonane ze stali szybkotnącej (rys. 3.9). Wybór takiego rodzaju stali wynikał z faktu, iż stosowana jest głównie na wielostrzowe narzędzia skrawające, często na narzędzia wykrojnikowe, a także na narzędzia do obróbki plastycznej na zimno i gorąco. Stale te wykazują dużą twardość i odporność na ścieranie w temperaturze do ok. 600°C. Wymagane właściwości, zwłaszcza bardzo dużą hartowność oraz efekt twardości wtórnej, uzyskuje się przez odpowiednią kombinację stężenia węgla i takich pierwiastków stopowych, jak chrom, wolfram, molibden i wanad, a w wielu gatunkach dodatkowo – kobalt [60]. Jest to stal bardzo popularna przy produkcji narzędzi i przyrządów specjalnych przez zakładowe na-

rzędziownie, łatwo dostępna i stosunkowo tania (w porównaniu np. z węglikiem spiekany). Kombinacja powyższych cech spowodowała wybór gatunku HS2-9-2 o składzie chemicznym: węgiel - 1%, chrom - 4%, wolfram - 1,8%, molibden - 8,7%, wanad - 2%, kobalt - 0%. Narzędzie uformowano poprzez toczenie, następnie poddano hartowaniu w temp 1200°C oraz odpuszczaniu w temp. 560°C, uzyskując twardość około 62 HRC. Kolejnym etapem przygotowania narzędzia było szlifowanie części chwytowej oraz roboczej do osiągnięcia pożądanego kształtu i wymiarów. Część kulista została poddana polerowaniu.



Rys. 3.9. Narzędzie do formowania.

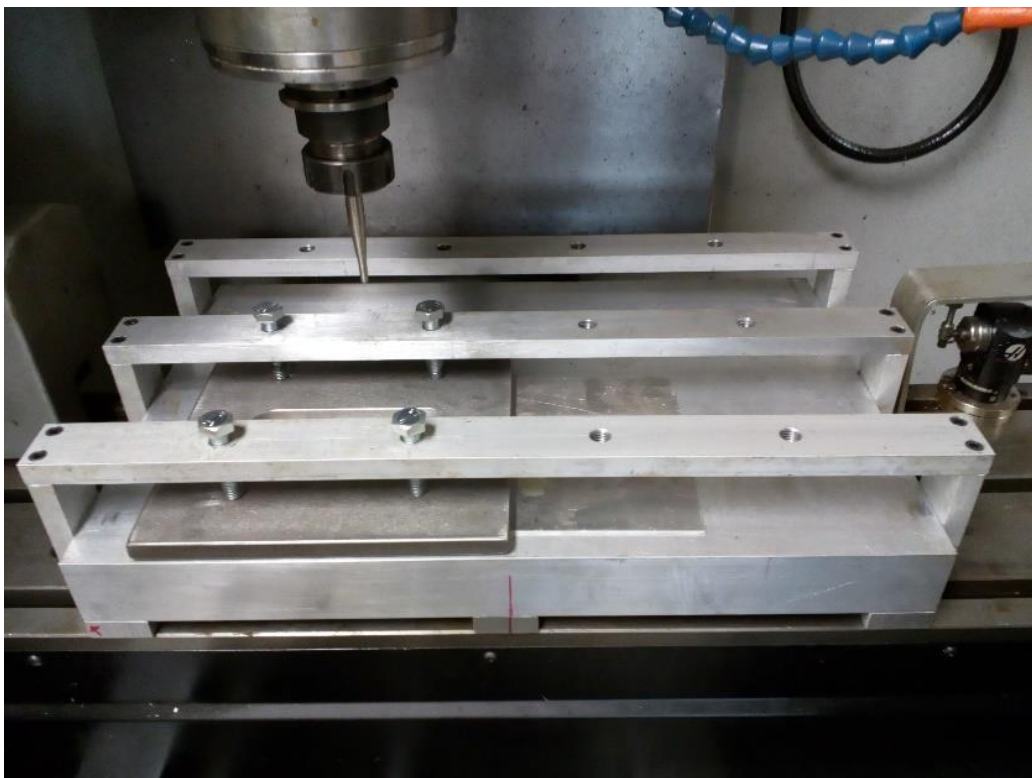


Rys. 3.10. Oprawka typu „ER”: 1 – korpus, 2 – tulejka zaciskowa, 3 – nakrętka.

Kształt narzędzia musiał spełnić wymagania, pozwalające na zamocowanie w uniwersalnych, ogólnie dostępnych oprawkach narzędziowych. W przypadku potrzeby zminimalizowania bicia części roboczej wybór padł na oprawkę „ER”, która zapewnia równomierny, obwodowy nacisk na powierzchnię chwytową narzędzia poprzez zastosowanie współpracy dwóch stożków: w korpusie oprawki oraz tulejki zaciskowej z

otworem dedykowanym do odpowiedniej średnicy narzędzia (rys. 3.10). W przypadku wykorzystywanego trzpienia formującego do badań, zastosowano średnicę chwytu $\phi 10$ mm.

Przyrząd do przeprowadzenia formowania został wykonany w postaci przestrzennej ramy z profili ze stopu aluminium (rys. 3.11) i zamocowany do stołu obrabiarki przy pomocy standardowego oprzyrządowania będącego częścią wyposażenia maszyny CNC. Podstawa przyrządu wykonana z profili aluminiowych, oddalonych od siebie o wielkość umożliwiającą formowanie założonego kształtu, gwarantuje stabilne podparcie dla kształtowanego arkusza blachy, jednocześnie umożliwiając zagłębianie się narzędzia i powstawanie trójwymiarowej struktury w postaci panelu. Od góry materiał unieruchamiany był przy pomocy stalowej płyty, która z jednej strony została planowana poprzez frezowanie oraz szlifowana. Przeprowadzone zabiegi technologiczne zapewniają wymaganą płaskość elementu podtrzymującego, co w konsekwencji przełożyło się na równomierny docisk arkusza blachy do podstawy przyrządu.



Rys. 3.11. Przyrząd do formowania uźebrowanych paneli.

3.3. Dobór środka smarnego

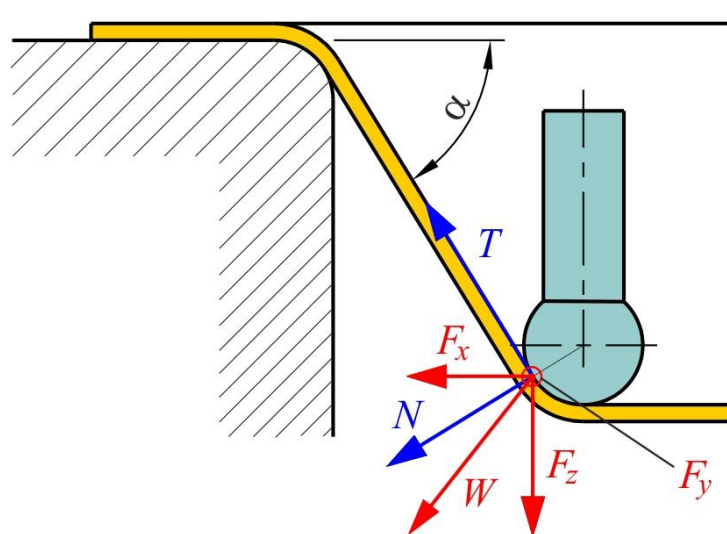
3.3.1. Metodyka badawcza

Bezpośrednie wyznaczenie wartości oporów tarcia oraz wartości współczynnika tarcia jest utrudnione, ze względu na to, że końcówka narzędzia wykonuje złożony ruch obrotowo-postępowy. Zastosowanie metod wyznaczania oporów tarcia znanych z konwencjonalnych metod tłoczenia blach jest ograniczone do opisu zjawiska tarcia podczas formowania przyrostowego. W konwencjonalnej metodzie tłoczenia wartość współczynnika tarcia wyznaczana jest głównie na podstawie pomiarów siły tarcia odpowiadających założonej sile nacisku. Saidi i in. [107] zaproponowali podejście do obliczenia wartości współczynnika tarcia podczas formowania przyrostowego blach na podstawie wartości składowych siły kształtowania F_x , F_y i F_z (rys. 3.12). Autorzy przyjęli następujące założenia, że wartość współczynnika tarcia jest:

- różna w różnych strefach kształtowanego elementu,
- obliczana na podstawie parametrów siłowych zarejestrowanych podczas stabilnego przemieszczenia narzędzia względem przedmiotu obrabianego.

Bazując na tych założeniach wartość współczynnika tarcia można wyznaczyć z zależności [107]:

$$\mu = \frac{\sqrt{F_x^2 + F_y^2}}{\sqrt{F_z^2}} \quad (3.2)$$



Rys. 3.12. Rozkład sił podczas formowania przyrostowego

W pracach Xu i in. [108] oraz Lu i in. [109] wprowadzono wskaźnik tarcia μ^* . Zaproponowany wskaźnik tarcia jest stosunkiem między poziomymi i pionowymi składowymi siły w środkowym położeniu kształtowanego zagłębienia w każdym przejściu, zgodnie z równaniem (3.3) [109]:

$$\mu^* = \frac{f_H}{|f_Z|} = \frac{\text{friction} + \text{forming load}}{|f_Z|} \quad (3.3)$$

gdzie f_H jest składową poziomą, przeciwdziałającą ruchowi narzędzia formującego w płaszczyźnie poziomej, f_Z jest składową pionową działającą prostopadle do płaszczyzny poziomej.

Należy zwrócić uwagę, że wartość μ^* w równaniu (3.3) wynika nie tylko z warunków tarcia, ale jest również związana z innymi efektami, takimi jak zjawisko umocnienia odkształceniowego i ciągłą zmianą geometrii strefy rzeczywistego kontaktu. Durante i in. [30] doszli do wniosku, że wartość składowych siły kształtowania w początkowym etapie formowania zwiększa się nieproporcjonalnie do zmiany oporów tarcia. Wynika to z intensywnego zjawiska umocnienia odkształceniowego, które ujawnia się po przekroczeniu granicy plastyczności odkształcanego materiału. Wskaźnik tarcia można określić tylko wtedy, gdy składowe siły kształtującej osiągną stan ustalony, potwierdzając założenia Saidi i in. [107].

Zmniejszenie oporów tarcia blach platerowanych ze stopu EN AW-2024-T3 o stosunkowo małej wytrzymałości w stosunku do rdzenia jest kluczowe w zapewnieniu odpowiedniej jakości wyrobów. W procesach obróbki plastycznej blach zawsze zachodzi współpraca bardzo twardej powierzchni narzędzia (stempel, matryca) z powierzchnią blachy o znacznie mniejszej wytrzymałości. Tylko poprzez dobór właściwego smaru technologicznego można efektywnie ograniczać negatywne skutki tarcia. Celem stosowania smaru jest zmniejszenie strat energii niezbędnej do pokonania tarcia oraz zmniejszenie intensywności zużycia elementów pary trącej prowadząc do zwiększenia trwałości narzędzi [110, 111, 114]. W trakcie procesu odkształcania smar powoduje zmianę topografii powierzchni, charakteru płynięcia metalu odkształcanego, zmniejszenie nacisku jednostkowego, zmniejszenie współczynnika tarcia oraz poprawę jakości powierzchni wyrobu [21, 113].

Brak możliwości jawnego oddzielenia oporów tarcia od oporów odkształcania blachy w znanych metodach wyznaczania oporów tarcia podczas formowania przyrostowego blach utrudnia ilościową ocenę wpływu rodzaju smarowania na wartość opo-

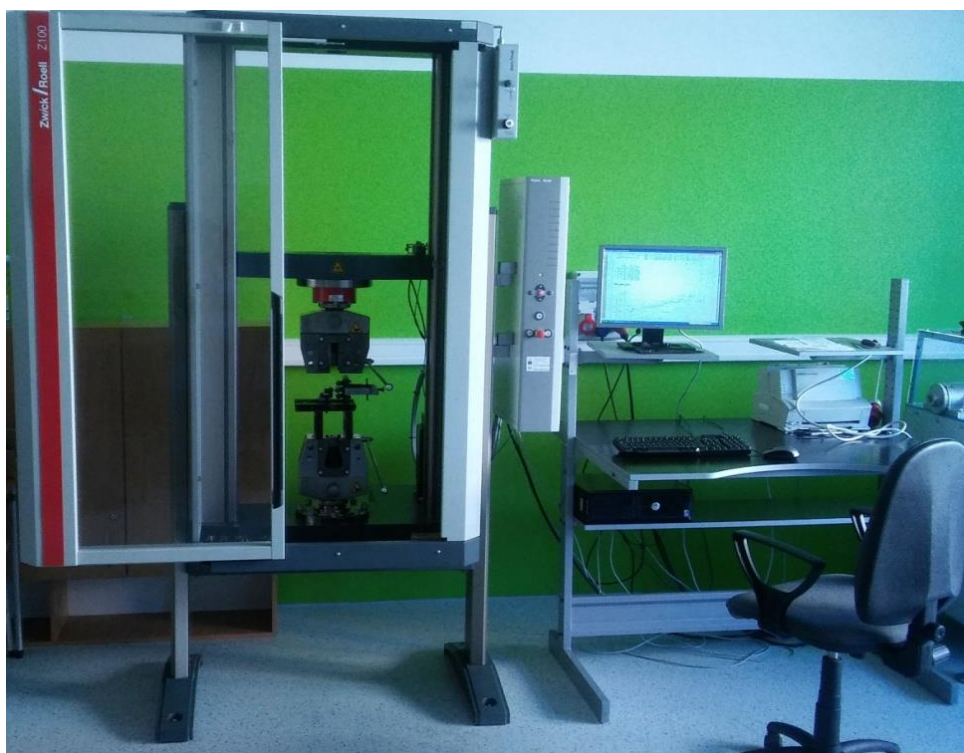
rów tarcia. Stąd w badaniach tribologicznych uwzględnionych w niniejszej pracy postanowiono przeprowadzić *jakościową* ocenę wybranych smarów technologicznych. W badaniach wykorzystano symulator tarcia zapewniający przeprowadzenie próby przeciągania pasa blachy pomiędzy walcowymi przeciwpróbkami o chropowatości określonej parametrem $Ra = 0,32 \mu\text{m}$. Chropowatość powierzchni przeciwpróbki wykonanej ze stali narzędziowej do pracy na zimno odpowiadała chropowatości końcówki trzpienia.

Próba polega na przeciąganiu pasa blachy zaciśniętego między dwoma nieobrotowymi przeciwpróbkami o powierzchni walcowej. Widok stanowiska pomiarowego i widok przeciwpróbek w przyrządzie do badań tarcia w próbie ciągnięcia paska blachy przedstawiono odpowiednio na rys. 3.13 oraz 3.14. Do przeprowadzenia próby tarcia wykorzystano maszynę wytrzymałościową Zwick/Roell Z100. Występowanie sił tarcia na dwóch powierzchniach styku sprzyja uzyskaniu większej dokładności pomiaru uśrednionej wartości współczynnika tarcia. Zaletą przyrządu jest nieskomplikowany pomiar parametrów siłowych procesu tarcia.

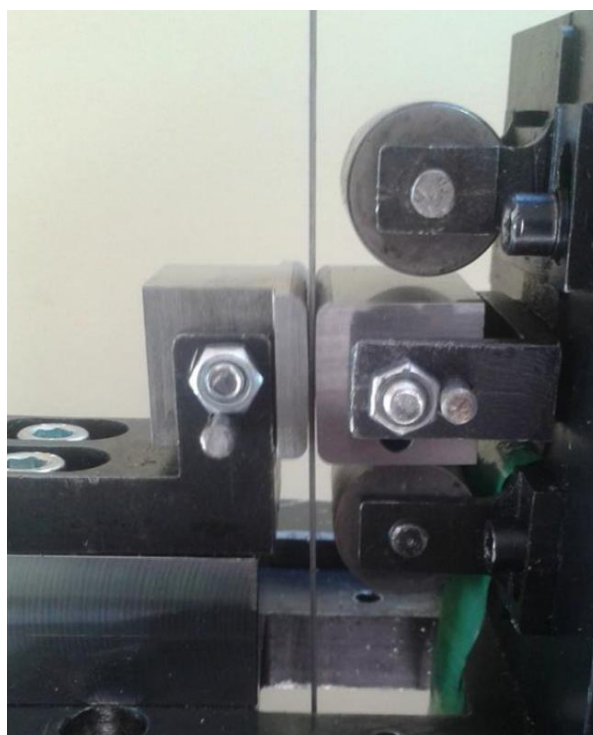
Wartość współczynnika tarcia, stanowiącego punkt odniesienia do oceny *jakościowej* smaru w zmniejszaniu oporów tarcia, można wyznaczyć z zależności:

$$\mu = \frac{F_T}{2F_N} \quad (3.4)$$

gdzie: F_T – siła ciągnięcia, F_N – siła docisku wałków.



Rys. 3.13. Widok stanowiska pomiarowego do badania tarcia



Rys. 3.14. Widok przeciwpróbek w przyrządzie do badań tarcia w próbie przeciągnięcia pasa blachy.

Korpus przyrządu (1) (rys. 3.15) zamocowano w uchwycie dolnym (2) maszyny wytrzymałościowej. W górnym uchwycie maszyny zamocowano obrotowe cięgno (6) służące do zamocowania próbki (3). W czasie badań za pomocą dwóch czujników tensometrycznych naklejonych na cięgnach mierzono odpowiednio wartość siły ciągnięcia (tarcia) oraz siły docisku. Do regulacji wartości siły docisku służy śruba (7). Siłę docisku ustalano przez dokręcenie śruby (7), odpowiednim momentem, za pomocą klucza dynamometrycznego. Wymagany moment dokręcania M_s śruby M10 wyznaczono z zależności:

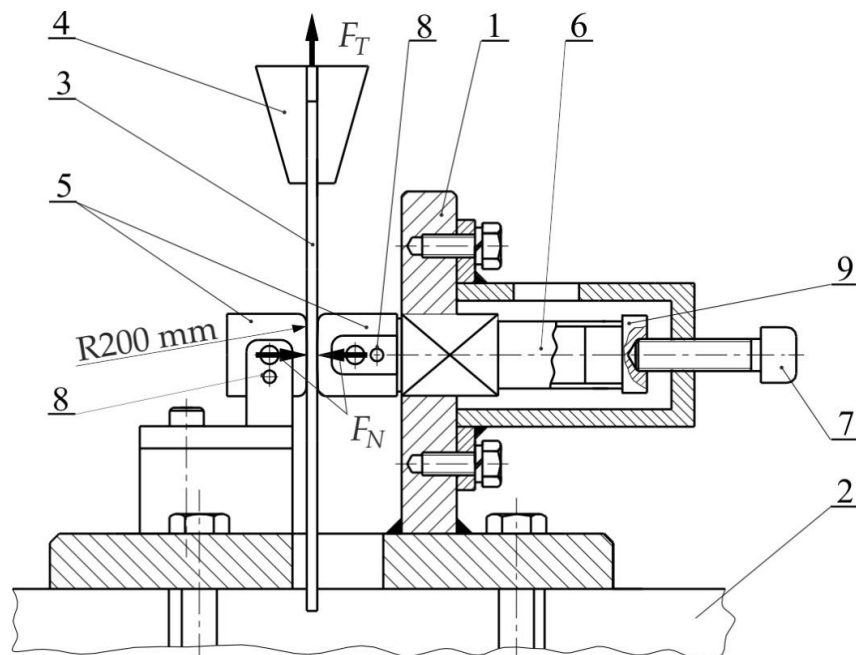
$$M_s = 0,5 \cdot Q \cdot d_s \cdot \operatorname{tg}(\gamma + \rho') \quad (3.5)$$

gdzie: Q - siła osiowa obciążająca śrubę,

γ - kąt wzniosu linii śrubowej gwintu, $\gamma = 3,07^\circ$,

ρ' - pozorny kąt tarcia, $\rho' = 11,3^\circ$,

d_s - średnia podziałowa śruby, $d_s = 0,0089$ m



Rys. 3.15. Schemat przyrządu do badania tarcia w próbie przeciągania psa blachy:
 1 – korpus, 2 - uchwyt dolny maszyny wytrzymałościowej, 3 – próbka, 4 - uchwyt górny maszyny wytrzymałościowej, 5 – przeciwróbki, 6 – cięgno, 7 - śruba dociskowa, 8 - kołek blokujący, 9 – wkładka teflonowa.

Wobec smaru technologicznego stawia się następujące wymagania:

- łatwość nanoszenia na trące powierzchnie,
- odporność na działanie dużych nacisków powierzchniowych,
- stabilność w zmniejszaniu oporów tarcia w szerokim zakresie nacisków,
- łatwość usuwania z wyrobu,
- biodegradowalność.

Pomimo tego, że większość smarów technologicznych stosowanych do operacji kształtowania blach wytwarzana jest na bazie olejów syntetycznych, to autorzy prac [107, 114, 115, 116] wskazują że oleje roślinne mogą stanowić efektywną alternatywę. Na podstawie przeglądu literatury [83, 70, 117, 166, 188] wytypowano do badań następujące substancje smarne do badań tarcia: olej maszynowy L-AN46 (Orlen Oil), olej hydrauliczny L-HM 46 (Orlen Oil), olej przekładniowy 75W-85 (Mannol), kwas oleinowy cz. (Warchem), olej słonecznikowy rafinowany (Bonge Company) oraz oliwa z oliwek (Oleificio Salvadori). Wymienione środki smarne zaproponowano na podstawie przeglądu literatury dotyczącego badań kształtowania blach ze stopów aluminium [119, 120, 121]. Podstawowe właściwości środków smarnych zadeklarowane przez producentów w kartach wyrobów przedstawiono w tabelach 3.5 – 3.7.

Tabela 3.5. Podstawowe właściwości fizyczne zastosowanych w badaniach środków smarnych.

Środek smar- ny	Gęstość w 15°C [kg/m ³]	Lepkość ki- nemetyczna w 40°C [mm ² /s]	Wskaźnik lepkości	Temperatura płynięcia [°C]	Temperatura zapłonu [°C]
olej maszy- nowy LAN-46	875	43,9	94	-10	232
olej hydrau- liczny L-HM 46	877	44,2	103	-30	227
olej przekła- dniowy 75W- 85	837	64,6	171	-60	-

Tabela 3.6. Podstawowe właściwości fizyczne kwasu oleinowego.

Środek smarny	Gęstość [kg/m ³]	Masa molowa [g/mol]	Temperatura wrzenia [°C]
Kwas oleinowy cz. C ₁₈ H ₃₄ O ₂	895	282,47	360

Tabela 3.7. Podstawowe właściwości fizyczne olejów roślinnych.

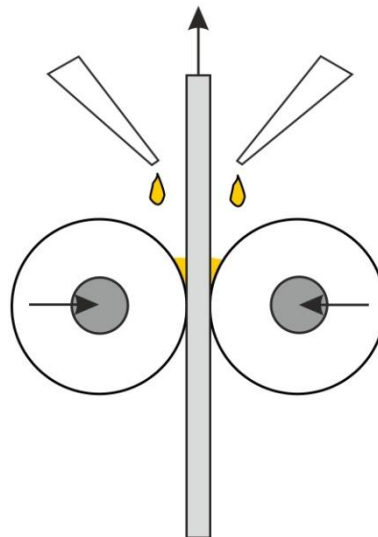
Środek smarny	Gęstość [kg/m ³]	Lepkość kinematyczna w 40°C [mm ² /s]
Olej słonecznikowy	883	4,45
Oliwa z oliwek	890	4,50

Oleje mineralne i syntetyczne stosowane zwykle przy obróbce blach można z powodzeniem zastąpić olejami roślinnymi, nawet przy tłoczeniu blach ocynkowanych [122, 123]. Obecność długich łańcuchów kwasów tłuszczowych w olejach pochodzenia roślinnego umożliwia efektywne oddzielenie powierzchni tarcia pomiędzy narzędziem i blachą w warunkach tarcia granicznego. Dodatkowo oleje te zapewniają wystarczającą ochronę przed korozją, charakteryzują się wysokim wskaźnikiem lepkości oraz są nieszkodliwe dla środowiska naturalnego i biodegradowalne [124]. W tym samym okresie oleje roślinne ulegają degradacji w 80%, a oleje mineralne tylko w 15–20% [125]. Główną wadą olejów roślinnych jest słabe utlenianie termiczne [126], które zachodzi w olejach roślinnych poprzez mechanizm wolnych rodników i można je zredukować poprzez zmniejszenie ilości wolnych kwasów tłuszczowych.

Aby poprawić właściwości olejów smarnych stosuje się dodatki nanocząstek [127, 128]. Badania [129, 130] nad wykorzystaniem nanocząstek w postaci nanocząstek ZnO, CuO, ZrO₂, TiO₂, SiO₂ do olejów roślinnych oraz oleju parafinowego wykazały po zastosowaniu zmniejszenie wartości współczynnika tarcia oraz zużycia. Wychodząc naprzeciw tendencji do ograniczania stosowania olejów syntetycznych podjęto badania nad wpływem dodatków nanocząstek na efektywność smarowania stosowanych olejów roślinnych we współpracy narzędzi ze stali narzędziowej stopowej oraz powierzchni platerowanych i nieplaterowanych blach ze stopów. W badaniach wykorzystano nanocząstki TiO₂ (rutyl) o czystości 99,5% oraz SiO₂ o czystości 99,9%, które były dozowa-

ne do olejów w ilości 0,1, 0,5 oraz 0,9% wagowych [131]. Wielkość cząstek TiO_2 wynosiła 16 nm a SiO_2 15 nm.

Powierzchnie próbek i przeciwpróbek przed każdą próbą tarcia były odłuszczone za pomocą acetonu. W procesie kształtowania żeber usztywniających trzpień porusza się w przestrzeni, w której znajduje się środek smarny. Aby jak najlepiej odwzorować te warunki w próbie przeciągania pasa blachy, podczas badań tarcia w sposób ciągły nanoszono warstwę smaru na obydwie powierzchnie próbki (rys. 3.16). Nadmiar oleju spływał do pojemnika ustawionego pod symulatorem tarcia. Próbkę 5 przeciągano przez układ zablokowanych przeciwpróbek przy stałej prędkości przesuwu uchwytu górnego wynoszącej 2,5 mm/s. Siłę tarcia rejestrowano w sposób ciągły przez układ sterowania maszyny wytrzymałościowej.



Rys. 3.16. Smarowanie próbki podczas testu przeciągania pasa blachy.

Po pionowym zamocowaniu próbki w uchwycie ciągnym przy wyłączonym przesuwie uchwytu górnego maszyny wytrzymałościowej śrubą ustalano wstępny moment dokręcenia śruby tj. 1 Nm. Jest to minimalna wartość dostępna z zakresu pracy certyfikowanego klucza dynamometrycznego (1-20 Nm). Wartość momentu dokręcenia zmieniano w sposób ciągły podczas testu w zakresie 1-3 Nm, z krokiem 0,5 Nm. Górna granica momentu dokręcenia rolek wynikała z uwarunkowań wytrzymałościowych przyrządu do badania tarcia. W badaniach wykorzystano blachy platerowane ze stopu aluminium EN AW-2024-T3 o grubości 0,5 mm oraz blachy nieplaterowane ze stopu EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm. Wartość nacisku p_H walcowej przeciwpróbki na mate-

riał badany w próbie tarcia polegającej na przeciąganiu pasa blachy można wyznaczyć z zależności 3.6:

$$p_H = \sqrt{\frac{0,418^2 F_N E}{b \cdot R}} \quad (3.6)$$

gdzie:

F_N - siła docisku przeciwpróbek,

E - moduł Younga, $E = 72$ GPa [132],

b - szerokość pasa blachy, $b = 18$ mm,

R - promień zaokrąglenia roboczej części przeciwpróbki, $R = 200$ mm.

Przyjęto założenie, że wyniki testów blach ze stopu EN AW-2024-T3 platerowanych czystym technicznie aluminium EN AW-1050A będą reprezentatywne dla blachy EN AW-7075-T6 platerowanej tym samym materiałem.

3.3.2. Wyniki badania tarcia dla blach nieplaterowanych EN –AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych

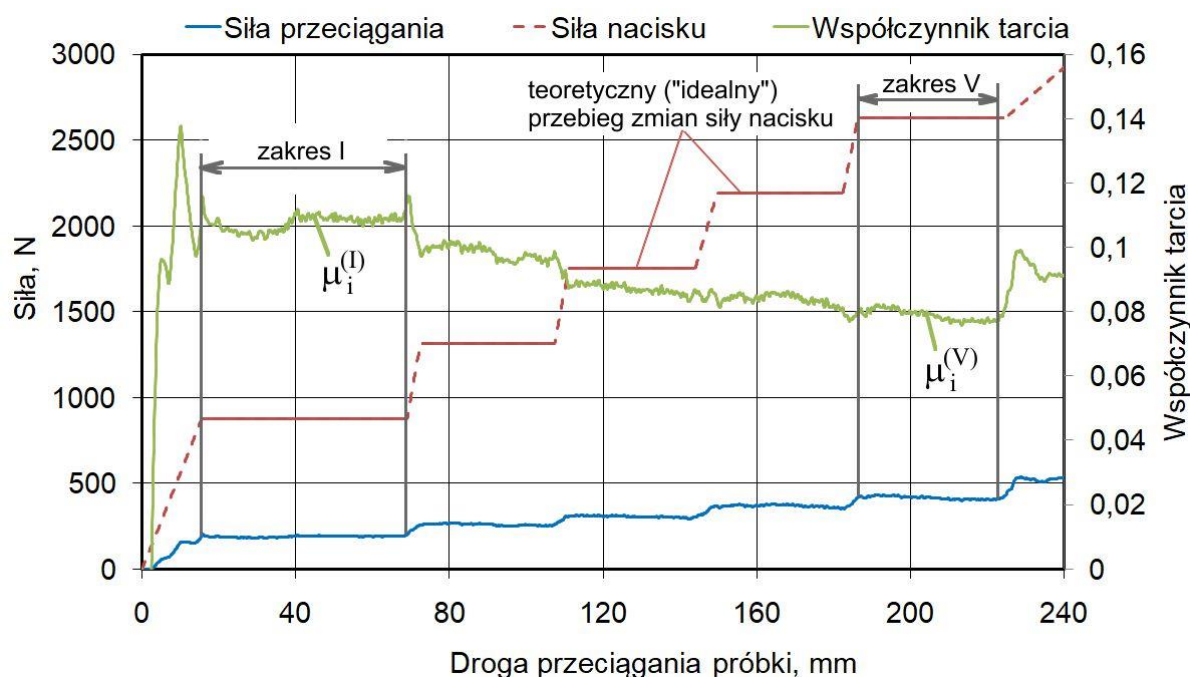
Średnią wartość współczynnika tarcia wyznaczono zgodnie z równaniem (3.7) dla ustabilizowanego zakresu wartości siły przeciągania pasów blachy. Współczynnik tarcia został wyznaczony oddzielnie dla wszystkich poziomów zmienności siły docisku (zakresy I – V na rys. 3.17). Dla każdego z tych zakresów uzyskano około 350–400 dyskretnych wartości współczynnika tarcia. Średni współczynnik tarcia μ oraz miarę zmienności tego współczynnika w postaci odchylenia standardowego wyznaczono oddzielnie dla każdego z poziomów obciążenia przeciwpróbek.

$$\mu = \frac{1}{i} \sum_i \mu_i \quad (3.7)$$

gdzie i jest liczbą współczynników tarcia wyznaczonych dla określonego poziomu stałego momentu dokręcenia śruby dociskającej przeciwpróbki do pasa blachy.

Ze względu na wahania wartości siły ciągnięcia w każdym z przedziałów I – V przyjęto, że średni współczynnik tarcia jest reprezentatywny dla danego poziomu siły

ciągnięcia. Przebieg zmian wartości siły docisku walców wynikał z ustawienia momentu dokręcenia śruby dociskającej przeciwpróbki do blachy. Wartość siły docisku nie była rejestrowana w sposób ciągły dlatego, na wykresie przedstawiono teoretyczne (idealne) poziomy tej siły. Liniami przerywanymi zaznaczono schematycznie moment zmiany momentu dokręcenia śruby dociskowej.

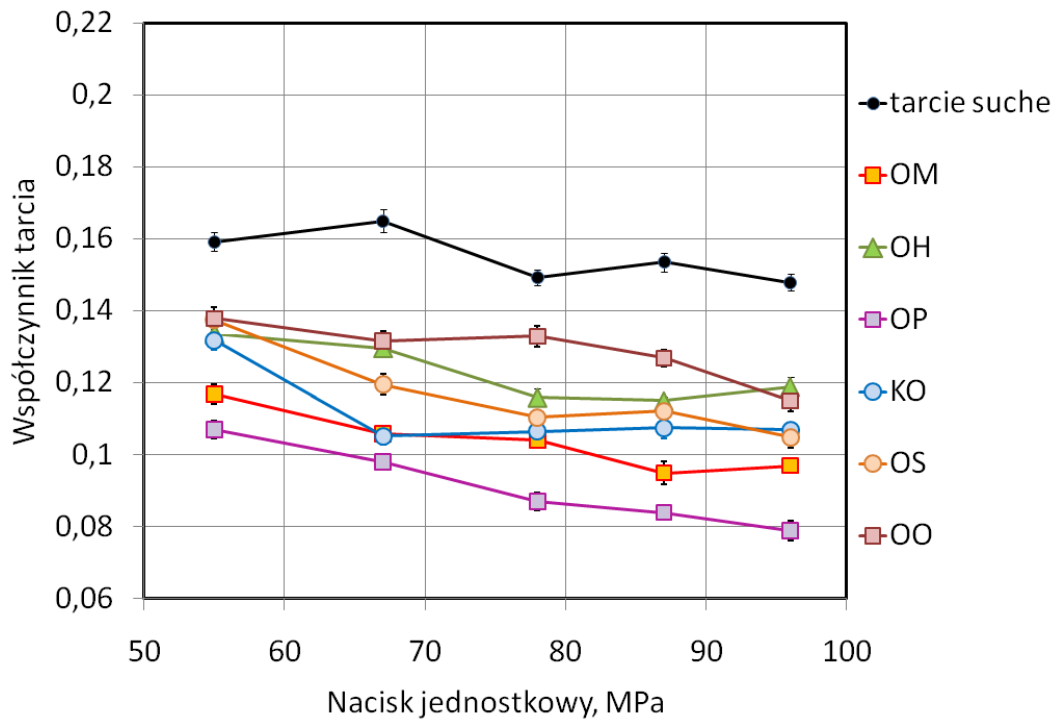


Rys. 3.17. Wykres zmienności wartości sił nacisku i tarcia oraz współczynnika tarcia w funkcji drogi przeciągania próbki dla blachy nieplaterowanej EN AW-2024-T3, smarowanie olejem przekładniowym 75W-85

W celu uproszczenia zapisu przyjęto następujące oznaczenia: olej maszynowy L-AN-46 (OM), olej hydrauliczny L-HM 46 (OH), olej przekładniowy 75W-85 (OP), kwas oleinowy cz. (KO), olej słonecznikowy rafinowany (OS) oraz oliwa z oliwek (OO).

Tendencję do zmniejszania wartości współczynnika tarcia wraz ze wzrostem nacisku zaobserwowano dla wszystkich stosowanych warunków tarcia (rys. 3.18). Może to być wynikiem tego, że po osiągnięciu pewnej wartości nacisku zależność między siłą tarcia, a siłą docisku na podstawie których obliczana jest wartość współczynnika tarcia jest nieliniowa. Tak obliczona wartość współczynnika tarcia nie jest stała dla danej pary trącej i zmienia się wraz ze zmianą nacisku. Nieliniowa zależność pomiędzy siłą styczną (tarcia) oraz siłą normalną (obciążeniem) sugeruje, że w pewnych zakresach obciąż-

żeń występują dodatkowe zjawiska, które powinny znaleźć swoje odzwierciedlenie w modelach tarcia. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia zarejestrowano dla warunków smarowania olejem przekładniowym oraz olejem maszynowym.



Rys. 3.18. Wpływa nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych

Aby określić efektywność zastosowanego smaru w zmniejszaniu wartości współczynnika tarcia zaproponowano wprowadzenie wskaźnika efektywności smarowania γ definiowanego następująco:

$$\gamma = \frac{\mu_s - \mu_o}{\mu_s} * 100\% \quad (3.8)$$

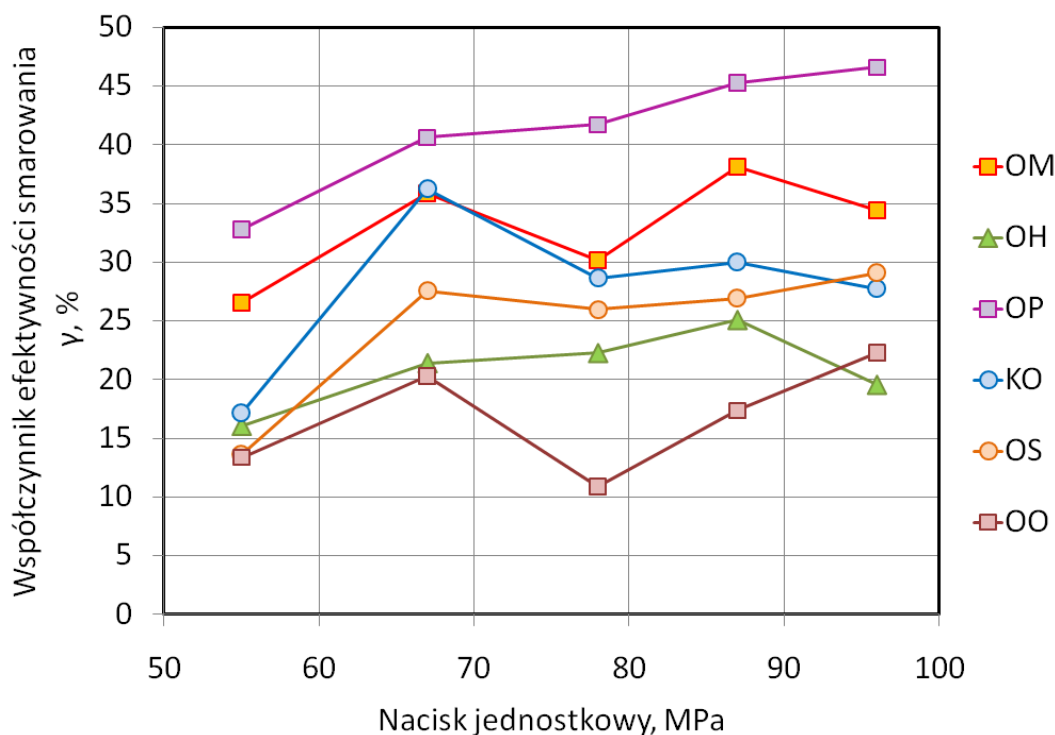
gdzie:

μ_s - współczynnik tarcia wyznaczony w warunkach tarcia suchego,

μ_o - współczynnik tarcia wyznaczony w warunkach smarowania olejem.

W warunkach smarowania olejem przekładniowym zaobserwowano niemal liniowy wzrost wartości współczynnika efektywności smarowania wraz ze wzrostem wartości nacisku jednostkowego (rys. 3.19), od około 32% dla nacisku 55 MPa do oko-

ło 46% dla nacisku 96 MPa. Pozostałe substancje nie wykazały tak wyraźnej tendencji – ich efektywność smarowania zmieniała się wraz ze wzrostem nacisków jednostkowych. Jest to prawdopodobnie wypadkową efektu synergicznego objętości kieszeni olejowych [133, 134] oraz lepkości oleju w danych warunkach obciążenia na wartość oporów tarcia.

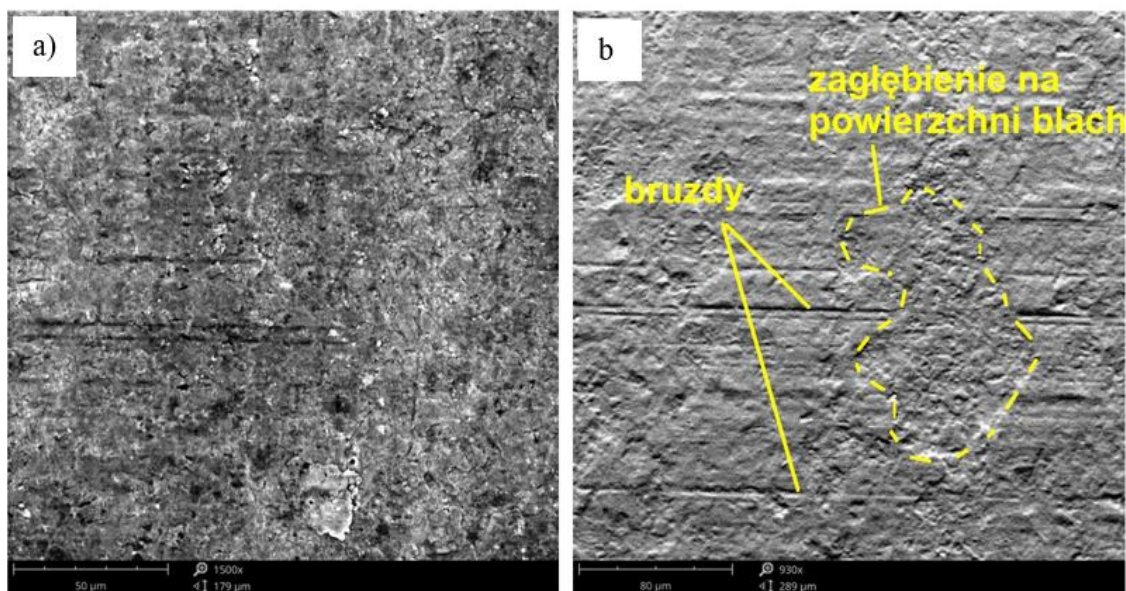


Rys. 3.19. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych

Spośród olejów organicznych najmniejszą efektywnością smarowania na poziomie 11-22% odznaczała się oliwa z oliwek. Dla tego środka smarnego przy nacisku 78 MPa widoczne jest lokalne zmniejszenie efektywności smarowania. Może to być związane z zerwaniem warstwy filmu olejowego, którego stabilna grubość dla każdego oleju zależy od warunków obciążenia, chropowatości narzędzia oraz chropowatości blachy. Podobne zjawisko można zaobserwować dla warunków smarowania olejem maszynowym oraz kwasem oleinowym.

Uplastycznienie wierzchołków nierówności blach nieplaterowanych wywołuje zjawisko umocnienia odkształceniowego. Nawet przy zwiększającym się nacisku, zagłębienia w nierównościach powierzchniowych blachy (rys. 3.20) są zdolne do efektywnego utrzymywania środka smarnego. Uplastycznienie wierzchołków nierówności

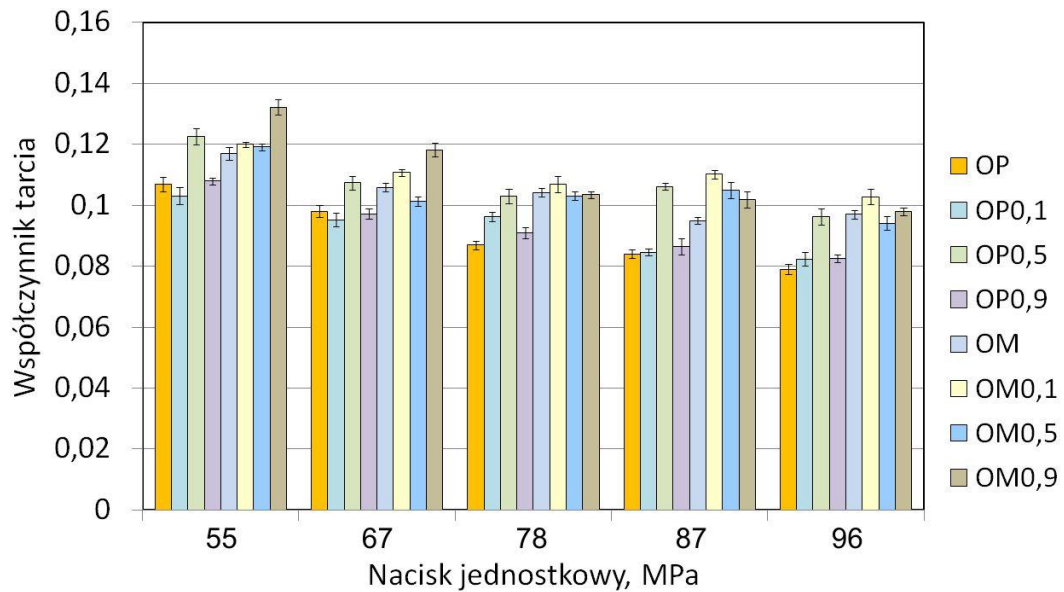
wyzwała wzrost temperatury w obszarze styku w wyniku tarcia wewnętrznego materiału, zmianę właściwości smaru a także intensyfikację procesu zużywania się węzła ciernego [135, 136]. Tym zjawiskiem można wytłumaczyć brak tendencji do zmniejszania współczynnika efektywności smarowania wraz ze wzrostem nacisku (rys. 3.19).



Rys. 3.20. Mikrofotografia SEM powierzchni blachy nieplaterowanej EN AW-2024-T3 przy powiększeniach: a) $\times 1500$, b) $\times 930$.

3.3.3. Wyniki badania tarcia dla blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 z udziałem smarów zawierających nanocząstki TiO_2 oraz SiO_2

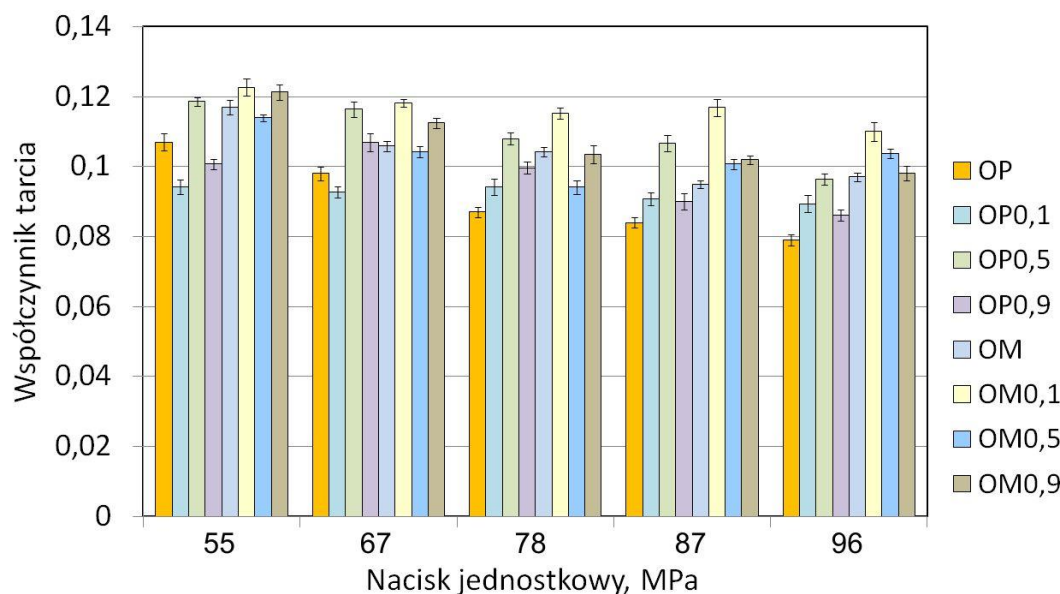
Badania tarcia przy udziale smarów zawierających nanocząstki TiO_2 oraz SiO_2 przeprowadzono dla dwóch olejów, które bez ich udziału zapewniły największą efektywność smarowania (rozdział 3.3.2), tj. oleju przekładniowego oraz oleju maszynowego. W przypadku oleju przekładniowego (rys. 3.21) w całym zakresie rozpatrywanych nacisków największą wartość współczynnika zaobserwowano podczas smarowania blachy olejem z dodatkiem nanocząstek TiO_2 w ilości wagowej 0,5%. Analizując wpływ oleju maszynowego na wartość współczynnika tarcia najbardziej niekorzystny okazał się dodatek TiO_2 w ilości 0,9% wagowych. Podczas testów wytwarzających nacisk jednostkowy 78-96 MPa tylko w kilku przypadkach dodatek nanocząstek TiO_2 wpłynął na obniżenie wartości współczynnika tarcia – efekt ten nie jest jednak wyraźny, zmniejszenie wartości współczynnika tarcia nie przekraczało 4%.



Rys. 3.21. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek TiO_2

Olej maszynowy z dodatkiem 0,1% wagowego nanocząstek SiO_2 negatywnie wpłynął na wartość współczynnika tarcia – w całym zakresie analizowanych nacisków jednostkowych otrzymana wartość tego współczynnika była największa spośród wszystkich warunków tarcia (rys. 3.22). Dodatek nanocząstek SiO_2 do oleju przekładniowego stosowanego w warunkach nacisków 55 i 78 MPa, obniżył wartość współczynnika tarcia odpowiednio o około 12 i 5,4%. Przy dużych naciskach w zakresie 87-96 MPa dodatek nanocząstek do obydwu analizowanych olejów spowodował zwiększenie wartości współczynnika tarcia.

Analizując proces tarcia z udziałem oleju przekładniowego, największą efektywność obniżania oporów tarcia podczas testowania blach nieplaterowanych zapewnił dodatek nanocząstek TiO_2 oraz SiO_2 w ilości 0,1 i 0,9% wagowego (rys. 3.23 i 3.24).

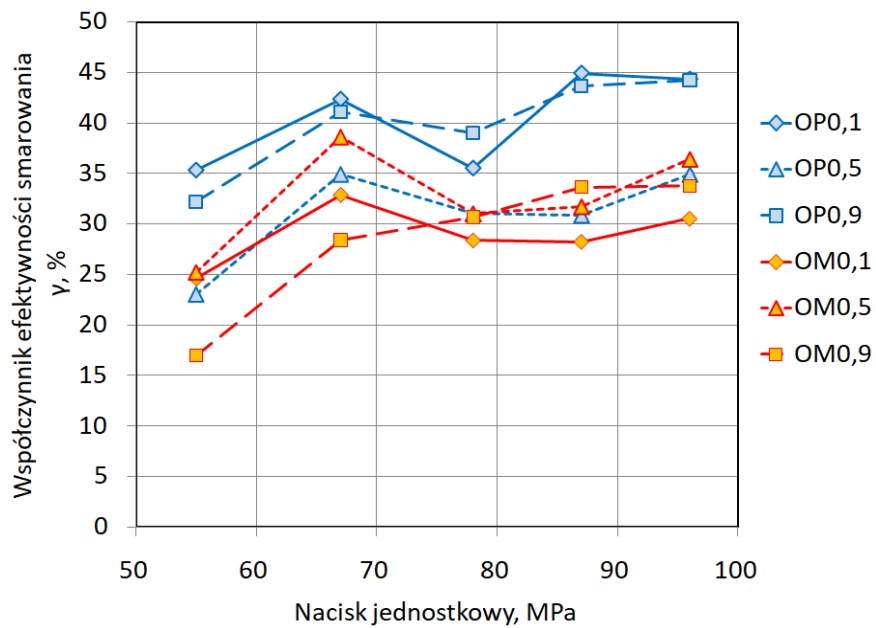


Rys. 3.22. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek SiO₂

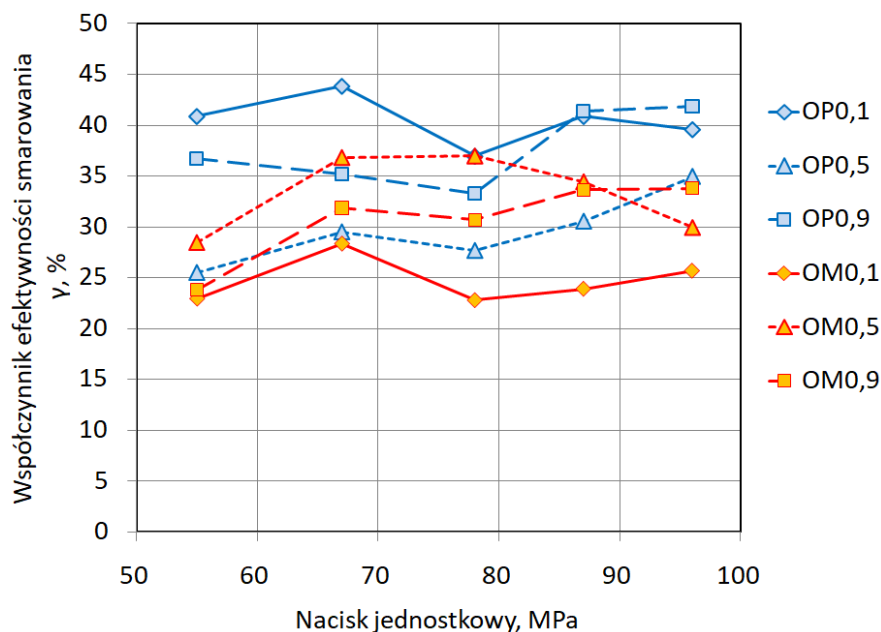
Spośród modyfikowanych odmian oleju przekładniowego najmniejszą wartość współczynnika efektywności smarowania zaobserwowano dla mieszaniny zawierającej 0,5% wagowego TiO₂ (rys. 3.23) oraz SiO₂ (rys. 3.24). Niezależnie od zawartości nanocząstek TiO₂, w przypadku oleju przekładniowego widoczne jest wyraźne zmniejszenie efektywności obniżania przez smar wartości współczynnika tarcia przy nacisku 78 MPa. Wartość powstających oporów tarcia wynika z synergii dwóch mechanizmów: mechanicznego zazębienia się wierzchołków nierówności powierzchni oraz zjawiska adhezji, które wywiera główny wpływ na wartość współczynnika tarcia przy małej chropowatości współpracujących powierzchni [137, 138]. W warunkach nacisku 78 MPa mogło wystąpić na tyle duże zmniejszenie wysokości chropowatości powierzchni związane z naciskiem przeciwpróbek, że kieszenie olejowe (rys. 3.25) nie zapewniły odpowiedniej dawki smaru koniecznej do uzyskania tarcia granicznego. Dalszy wzrost nacisku spowodował powstanie odpowiednio dużego ciśnienia smaru w kieszeniach olejowych co przy zwiększonej powierzchni kontaktu i braku możliwości ucieczki smaru wytworzyło poduszkę smarową między kontaktującymi się ciałami. W konsekwencji efektywność smarowania uległa poprawie.

Dodatek nanocząstek SiO₂ do oleju maszynowego w ilości 0,1% wagowego okazał się najmniej efektywny w obniżaniu wartości współczynnika tarcia (rys. 3.24). Tak

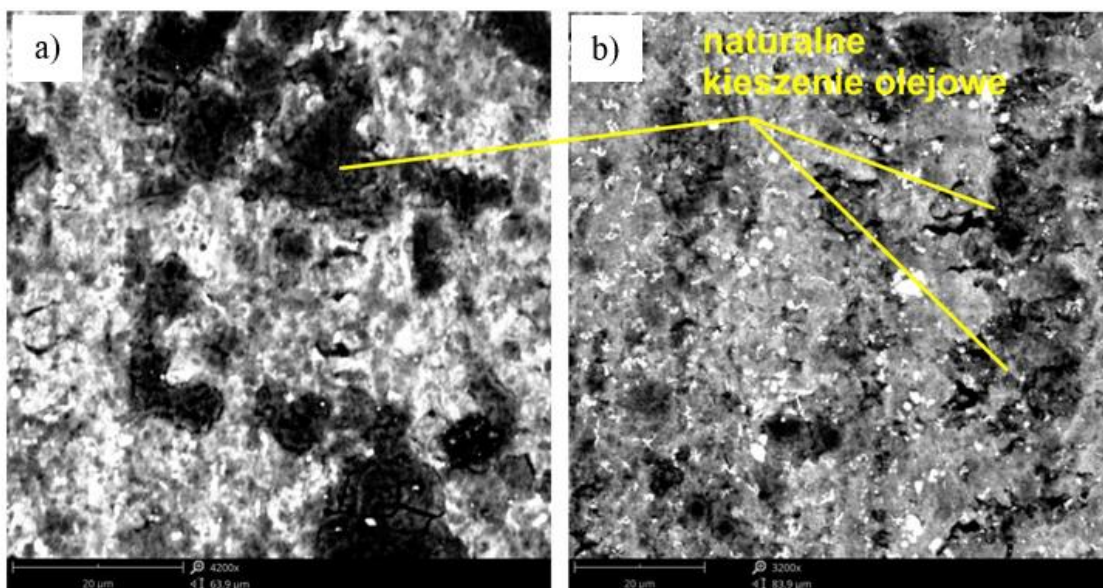
zmodyfikowany olej zapewnił obniżenie wartości współczynnika tarcia o około 22-28% w zależności od zastosowanej wartości nacisku jednostkowego.



Rys. 3.23. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek TiO₂



Rys. 3.24. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach nieplaterowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek SiO₂.



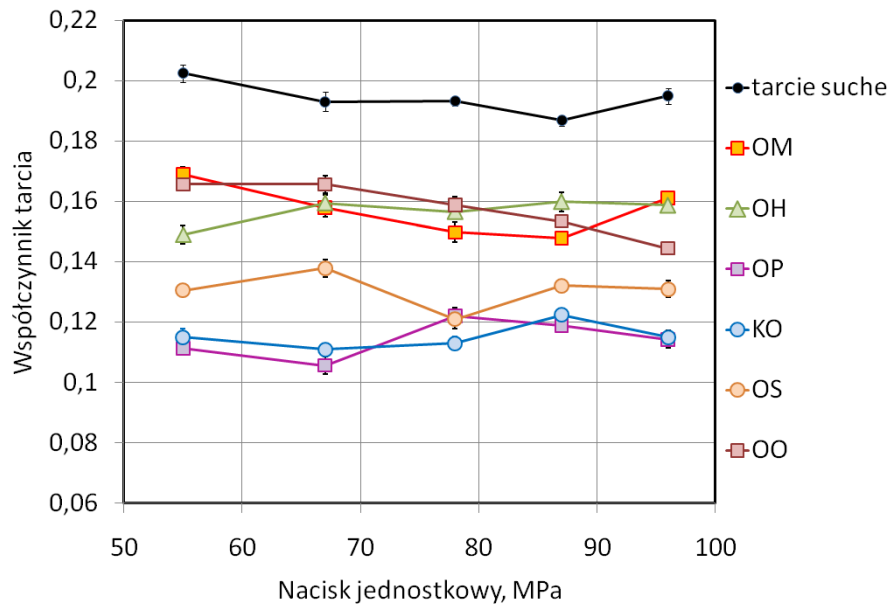
Rys. 3.25. Mikrofotografia SEM powierzchni blachy nieplaterowanej EN AW-2024-T3 przy powiększeniach: a) $\times 4200$ oraz b) $\times 3200$.

3.3.4. Wyniki badania tarcia dla blach platerowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych

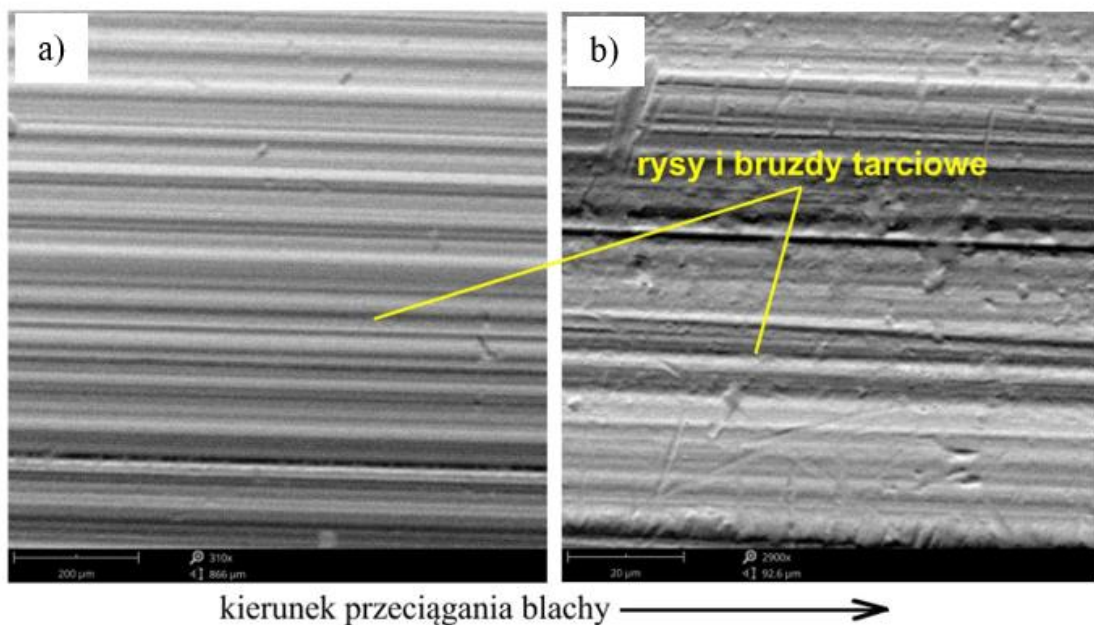
W warunkach tarcia suchego blachy platerowane EN AW-2024-T3 (rys. 3.26) charakteryzowały się większą wartością współczynnika tarcia niż blachy nieplaterowane (rys. 3.18). Wytlumaczeniem tego faktu może być różnica w wartości granicy plastyczności, która dla materiału plateru jest znacznie mniejsza niż dla materiału blachy nieplaterowanej – materiału rdzenia – stopu aluminium EN AW-2024-T3 (300 MPa). Naciski pomiędzy materiałami pary trącej są przenoszone przez mikroobszary rzeczywistego styku. W miejscach tych powstają złożone stany trójosiowego ściskania i dochodzi do przekroczenia granicy plastyczności materiału blachy. Powoduje to wzrost naprężeń stycznych i lokalny wzrost temperatury w mikroobszarach styku. Taka sytuacja - duże odkształcenia i wysoka temperatura - sprzyja tworzeniu się adhezyjnych szepień bezdyfuzyjnych, zwiększających opory tarcia [139, 140].

Mała wartość granicy plastyczności powłoki z czystego technicznie aluminium EN AW-1050A (50,25 MPa wg [141]) sprzyja zacieraniu powierzchni powłoki (rys. 3.27) również przyczyniając się do zwiększenia wartości oporów przemieszczania blachy po powierzchni przeciwpróbki, szczególnie w warunkach dużych wartości rozpatrywanych nacisków 87-96 MPa. Skutkiem jest szybkie zwiększenie rzeczywistej powierzchni kontaktu w wyniku spłaszczania wierzchołków nierówności przeciwkorozyj-

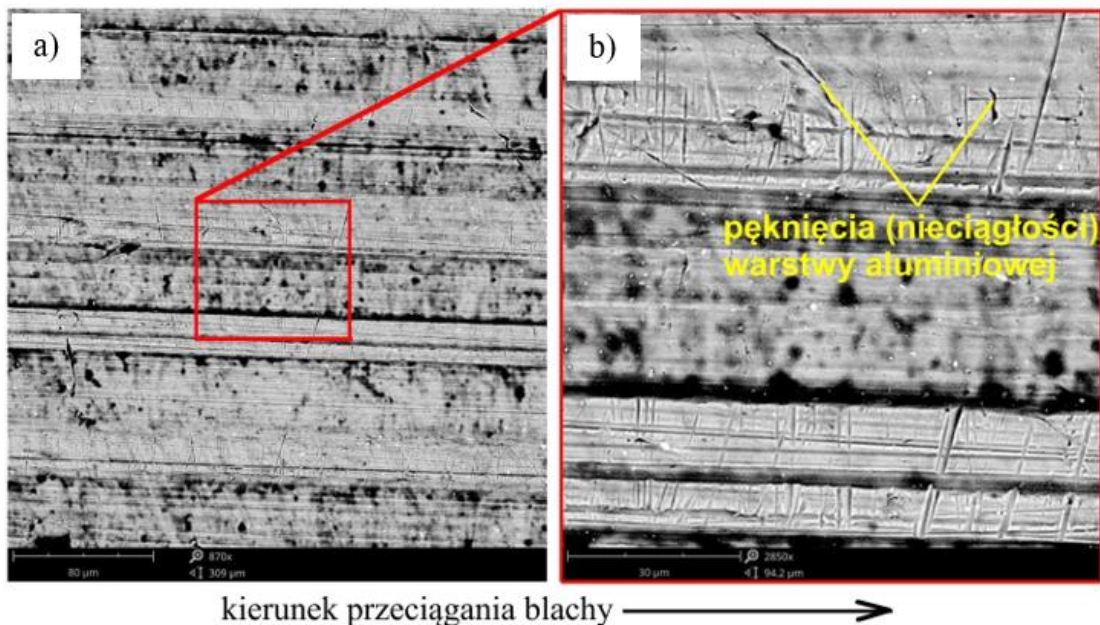
nej warstwy plateru. Duże naciski w połączeniu z intensywnym wyrównywaniem wierzchołków nierówności powierzchni warstwy plateru prowadzą do powstania siatki pęknięć oraz nieciągłości w warstwie powierzchniowej powłoki (rys. 3.28).



Rys. 3.26. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach platerowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych.



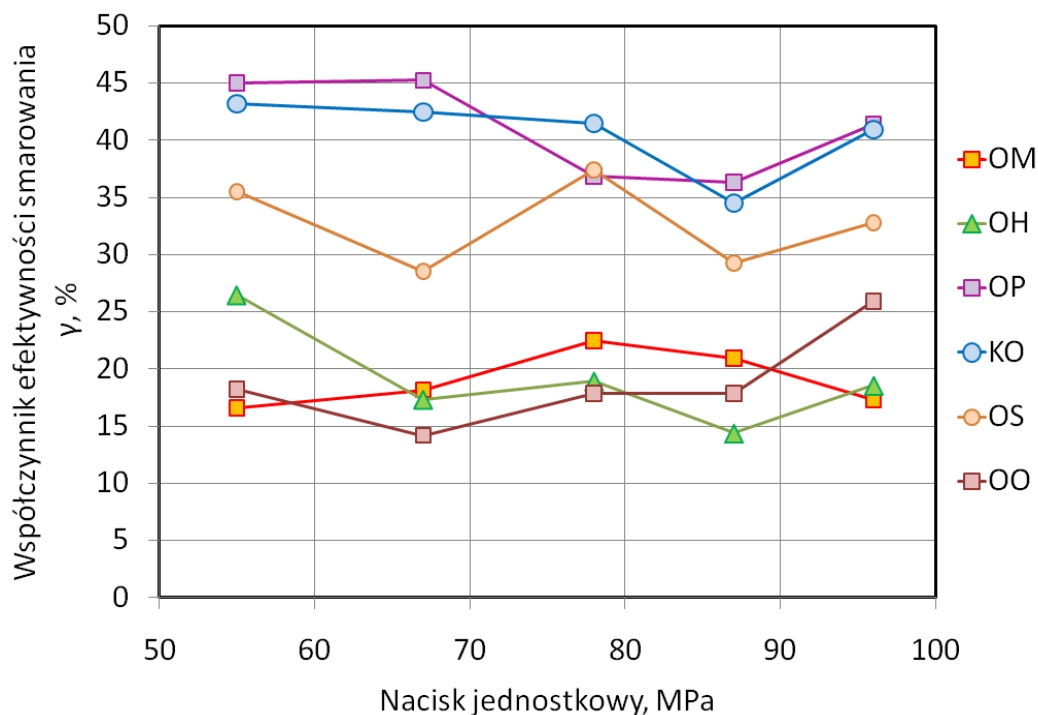
Rys. 3.27. Mikrofotografie SEM powierzchni blachy platerowanej EN AW-2024-T3 testowanej w warunkach smarowania olejem maszynowym przy naciskach: a) 87 MPa oraz b) 55 MPa



Rys. 3.28. Mikrofotografie SEM powierzchni blachy platerowanej EN AW-2024-T3 testowanej w warunkach smarowania olejem hydraulicznym: a) widok powierzchni testowanej przy nacisku 78 MPa, b) powiększenie obszaru z rysunku a).

Zastosowanie kwasu oleinowego oraz oleju przekładniowego zapewniło w całym zakresie rozpatrywanych nacisków jednostkowych wartość współczynnika tarcia na poziomie 0,10-0,12. Nie zauważono wyraźnej tendencji do zmniejszania się wartości współczynnika tarcia wraz ze wzrostem nacisku widocznej dla blach nieplaterowanych. Poza dwoma wyjątkami, oliwą z oliwek oraz olejem maszynowym, zmiany wartości współczynnika tarcia w zakresie nacisków 55-96 MPa zmieniają się dla każdej z substancji smarnych w zakresie 0,15-0,16 (OH), 0,11-0,12 (OP), 0,11-0,12 (KO) oraz 0,13-0,14 (OS) w całym zakresie rozpatrywanych nacisków jednostkowych. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia zarejestrowano podczas badań tarciovych z udziałem oleju przekładniowego oraz kwasu oleinowego.

Wartość współczynnika efektywności smarowania podczas procesu tarcia z udziałem oleju przekładniowego oraz kwasu oleinowego waha się dla obydwu olejów w zbliżonym zakresie 35-45% (rys. 3.29). Przy małych naciskach, współczynnik tarcia najmniej efektywnie zmniejszały olej maszynowy oraz oliwa z oliwek a przy dużych naciskach olej hydrauliczny i olej maszynowy. W tych warunkach oleje te zapewniały współczynnik efektywności smarowania w zakresie 14-18%.



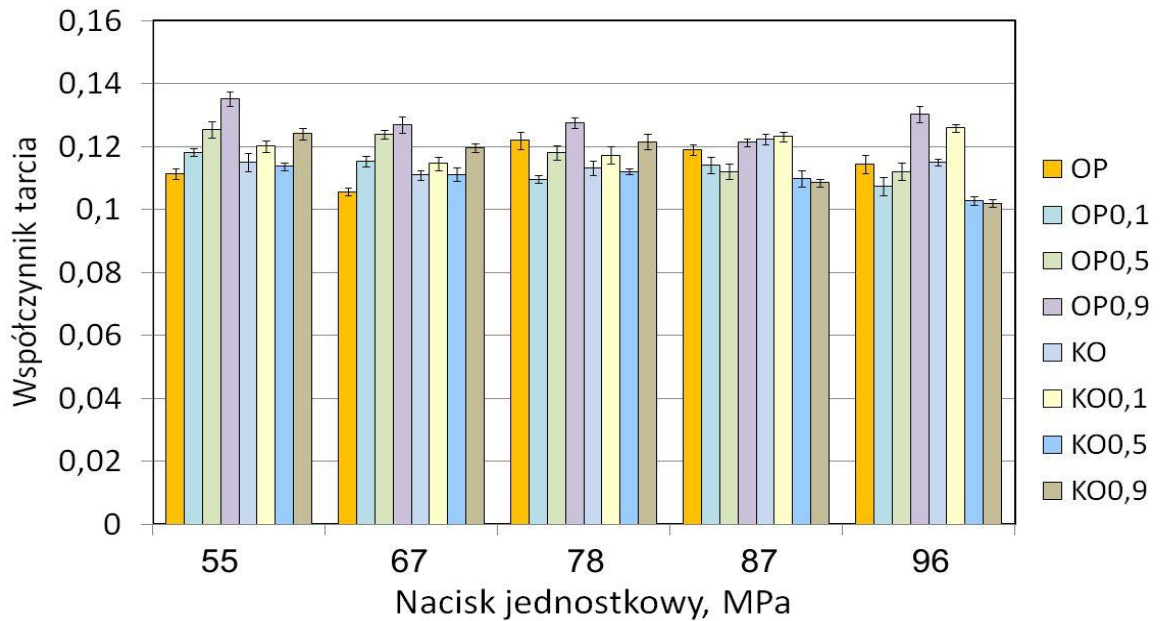
Rys. 3.29. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach platerowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów niemodyfikowanych

3.3.5. Wyniki badania tarcia dla blach platerowanych EN AW-2024-T3 z udziałem smarów zawierających nanocząstki TiO_2 oraz SiO_2

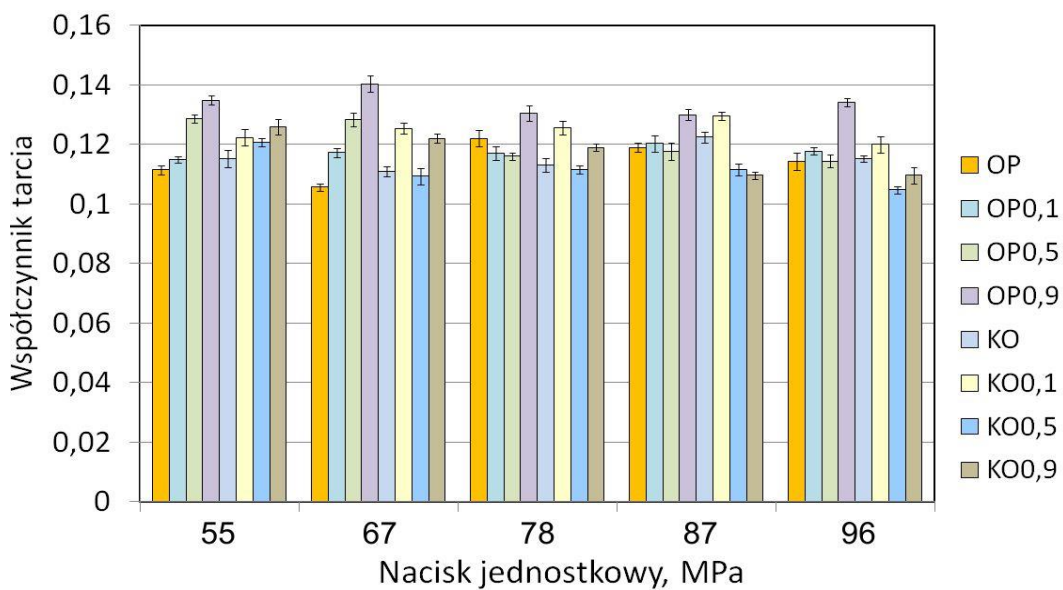
W warunkach smarowania olejem przekładniowym, w zakresie rozpatrywanych nacisków jednostkowych 55-67 MPa zaobserwowano wyraźną tendencję zwiększania się wartości współczynnika tarcia ze zwiększaniem zawartości nanocząstek TiO_2 (rys. 3.30). Duża zawartość nanocząstek TiO_2 jest korzystna podczas procesu tarcia w warunkach największych z rozpatrywanych nacisków jednostkowych 87 i 96 MPa, ze smarowania kwasem oleinowym zawierającym nanocząstki TiO_2 w ilości 5-0,9% wagowych. W tych warunkach nacisków uzyskano zmniejszenie wartości współczynnika tarcia o około 10,9% (nacisk 87 MPa) i 11,1% (nacisk 96 MPa) w stosunku do tarcia z udziałem olejów niemodyfikowanych nanocząstkami.

Największy przyrost wartości współczynnika tarcia wynikających z dodatku do oleju nanocząstek TiO_2 występuje dla oleju przekładniowego z ich zawartością równą 0,9% wagowego. Podobny wniosek można wyciągnąć po analizie zmian wartości współczynnika tarcia z udziałem olejów modyfikowanych nanocząstkami SiO_2 (rys. 3.31).

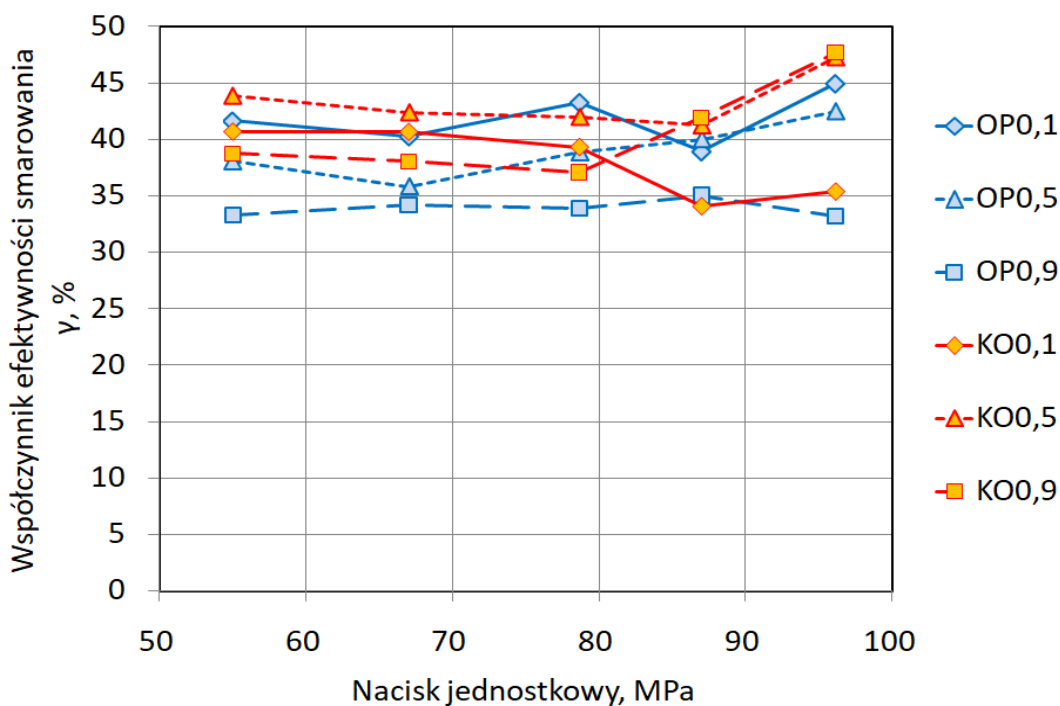
Najkorzystniejszy efekt zmniejszenia wartości współczynnika tarcia wynikający z dodatku nanocząstek SiO_2 jest widoczny dla kwasu oleinowego przy zawartości nanocząstek 0,5% wagowego (rys. 3.31). Modyfikacja kwasu oleinowego nanocząstkami SiO_2 wpłynęła na obniżenie wartości współczynnika tarcia o około 1,5% przy naciskach 67-78 MPa oraz 8,9% przy naciskach 87-98 MPa. Najmniejsze wartości współczynnika efektywności smarowania dotyczą warunków smarowania olejem przekładniowym z dodatkiem TiO_2 (rys. 3.32) oraz SiO_2 (rys. 3.33) w ilości 0,5% wagowego.



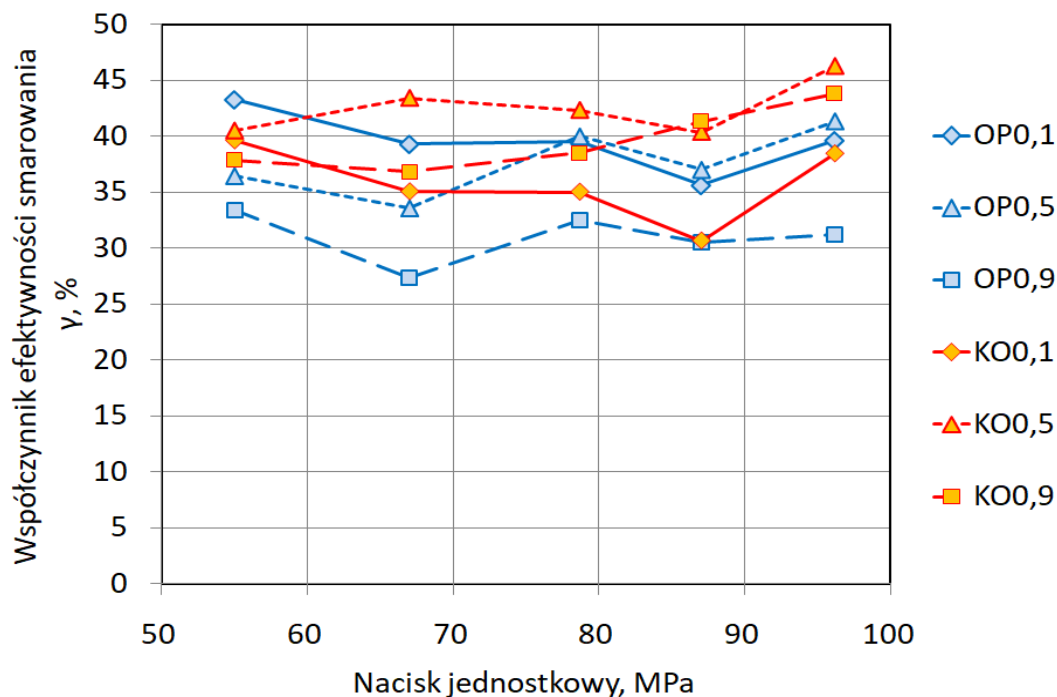
Rys. 3.30. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach platerowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek TiO_2



Rys. 3.31. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia blach platerowanych EN AW-2024-T3 testowanych z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek SiO₂

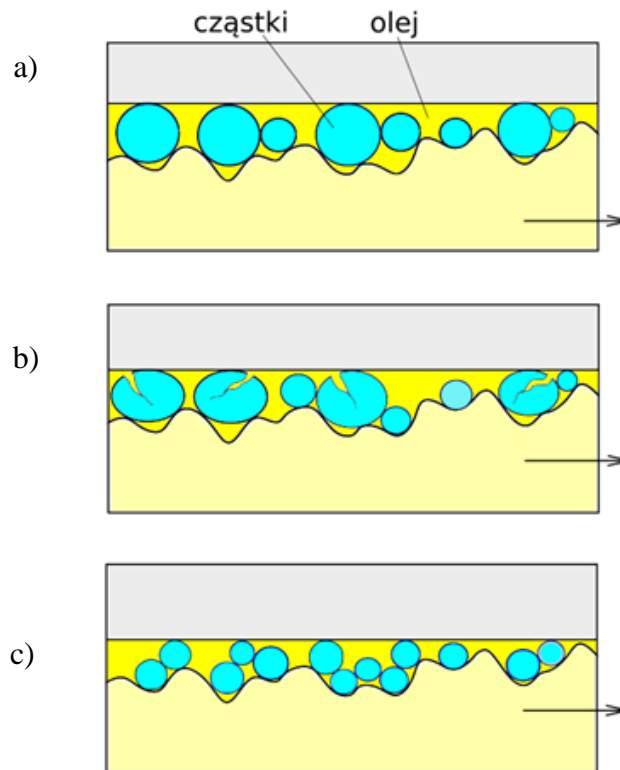


Rys. 3.32. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach platerowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek TiO₂



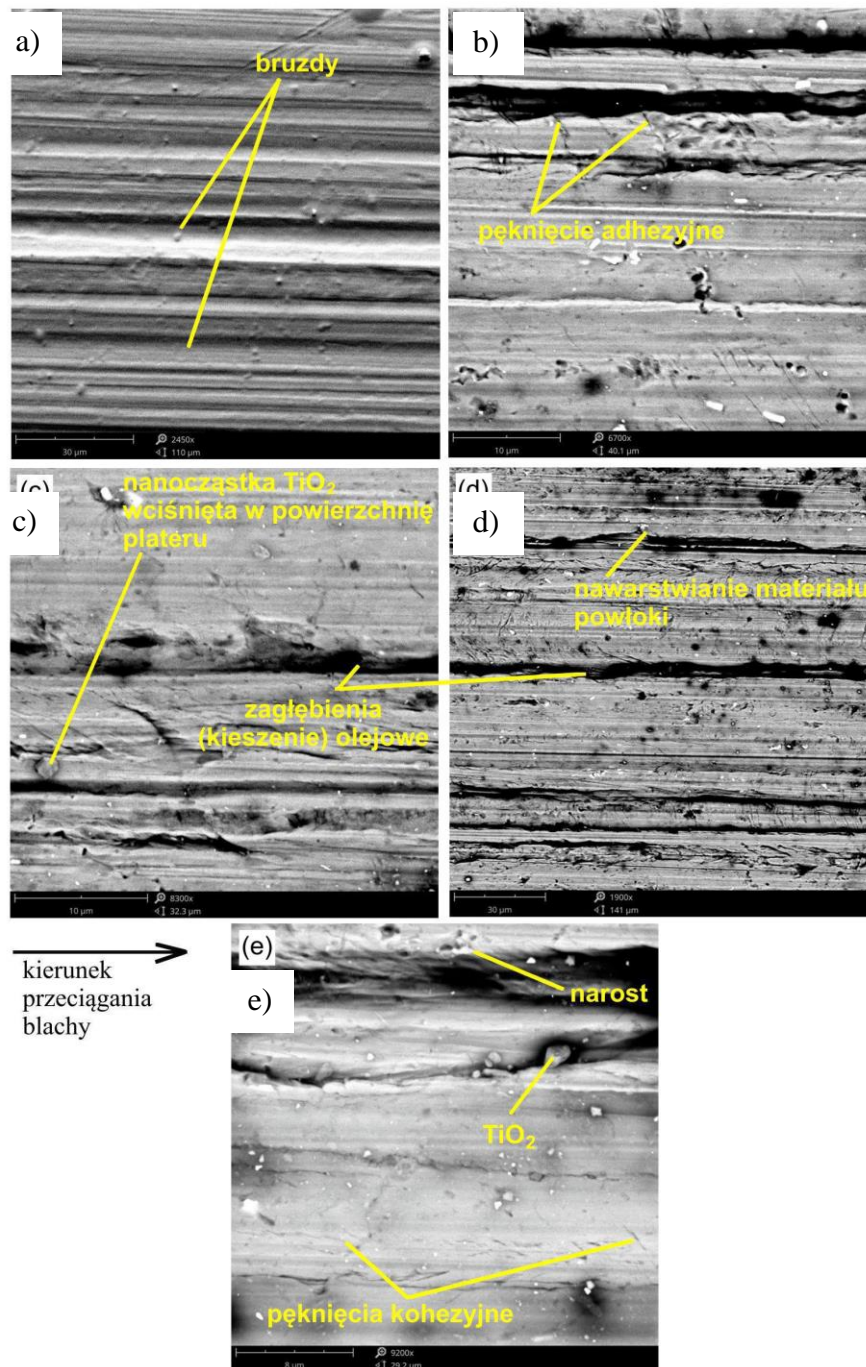
Rys. 3.33. Wpływ nacisku jednostkowego na wartość współczynnika efektywności smarowania podczas testowania blach platerowanych EN AW-2024-T3 z zastosowaniem olejów modyfikowanych dodatkami nanocząstek SiO₂

Dodatki nanocząstek twardych materiałów zmniejszają tarcie przenosząc część obciążenia w dolinach między stykającymi się chropowatościami (rys. 3.34a). W warunkach wysokiego ciśnienia cząstki mogą się rozpaść, co zmienia warunki kontaktu (rys. 3.34b). Jeśli cząstki są dostatecznie małe, mogą wypełnić doliny między grzbiętami chropowatości, tworząc w ten sposób cienką stałą warstwę między stykającymi się powierzchniami (rys. 3.34c). Jeżeli chropowatość narzędzi jest zbyt duża w stosunku do chropowatości odkształcanej blachy lub tarcia poddawana jest blacha wykonana z materiału o małej wytrzymałości mechanicznej w stosunku do wytrzymałości narzędzia, wówczas aktywowany jest mechanizm mechanicznego bruzdowania powierzchni blachy (rys. 3.35a) przez nierówności powierzchni narzędzia. W takich warunkach smar nie jest w stanie dostatecznie obniżyć wartość współczynnika tarcia. Duże naciski jednostkowe oddziałujące poprzez przeciwpróbkę na warstwę plateru spowodowały zjawisko nawarstwiania się materiału powłoki (rys. 3.35d) i powstanie pęknięć o charakterze adhezyjnym (rys. 3.35b) oraz kohezyjnym (rys. 3.35e). Mała granica plastyczności materiału powłoki sprzyja również wbijaniu się w nią nanocząstek modyfikatorów (rys. 3.35c).



Rys. 3.34. Schemat ideowy interfejsu kontaktowego podczas smarowania smarem płynnym modyfikowanym cząstkami w obecności: a) dużych cząstek, b) dużych nacisków oraz c) małych cząstek i nacisków o małej wartości.

Do zapewnienia odpowiedniej efektywności procesu smarowania podczas kształtowania żeber usztywniających w arkuszach z blachy platerowanej i nieplaterowanej wybrano olej przekładniowy bez modyfikatorów w postaci nanocząstek TiO_2 oraz SiO_2 . O ile w warunkach tarcia blach platerowanych i nieplaterowanych olej przekładniowy niemodyfikowany zapewnił największą efektywność smarowania w całym zakresie analizowanych nacisków jednostkowych, o tyle efektywność smarowania za pomocą olejów modyfikowanych nanocząstkami nie jest jednoznaczna. Wpływ zawartości nanocząstek w oleju oraz gatunku nanocząstek na wartość współczynnika tarcia zmienia się ze wzrostem nacisku jednostkowego. Szczegółowa syntetyczna analiza zjawiska tarcia nie była przedmiotem niniejszej pracy, ponadto wykorzystano przyrząd zapewniający założenia jakościową analizę wartości współczynnika tarcia blach nieplaterowanych oraz platerowanych ze stopu EN AW-2024-T3. W przyszłości zostaną przeprowadzone badania tarcia w warunkach odwzorowujących rzeczywistą kinematykę ruchu narzędzia występującą w procesie kształtowania przyrostowego.

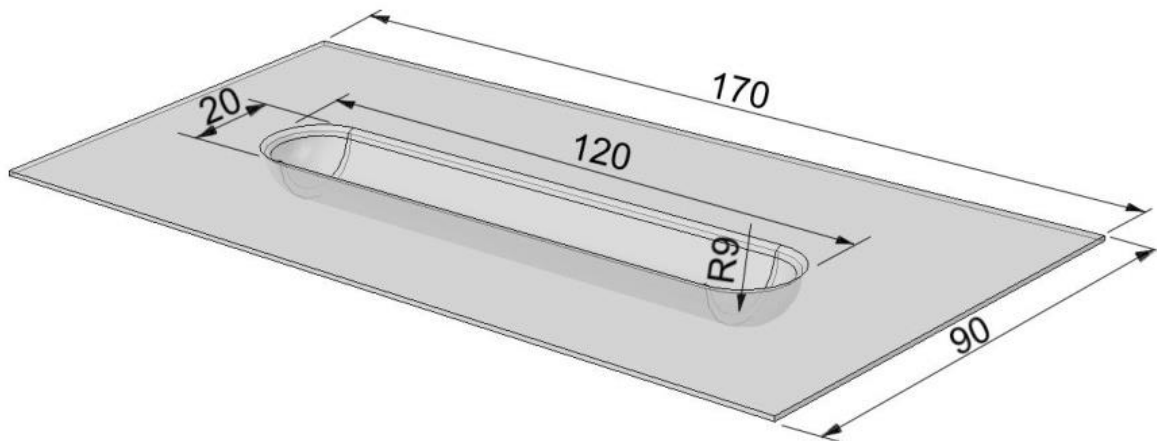


Rys. 3.35. Mikrofotografia SEM powierzchni blach platerowanych EN AW-2024-T3 w następujących warunkach: a) smarowanie OP z dodatkiem SiO₂ w ilości 0,5% wagowo, nacisk jednostkowy 78 MPa, b) smarowanie OP z dodatkiem SiO₂ w ilości 0,9% wagowo, nacisk jednostkowy 87 MPa, c) smarowanie OP z dodatkiem TiO₂ w ilości 0,1% wagowo, nacisk jednostkowy 55 MPa, d) smarowanie KO z dodatkiem SiO₂ w ilości 0,5% wagowo, nacisk jednostkowy 67 MPa, e) smarowanie KO z dodatkiem TiO₂ w ilości 0,1% wagowo, nacisk jednostkowy 55 MPa.

4. Wyniki kształtowania paneli wzmocnionych przetłoczeniami

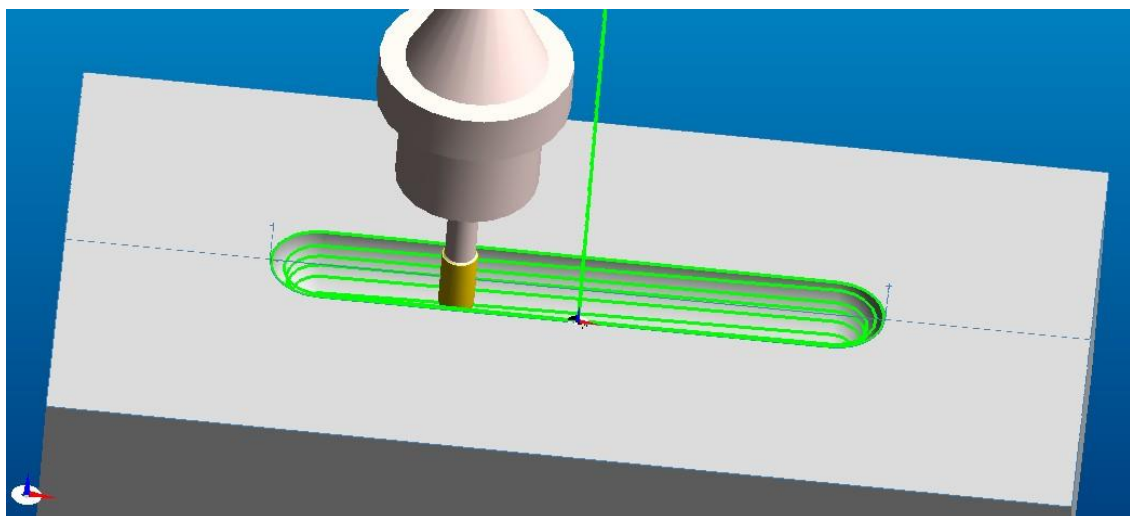
4.1. Warunki obróbki

Przygotowanie do wykonania paneli rozpoczęto od zamodelowania pożądanej geometrii elementu w systemie INVENTOR (rys. 4.1).



Rys. 4.1. Kształt oraz wymiary próbek z przetłoczeniem usztywniającym.

Przy opracowaniu programu sterującego dla obrabiarki CNC HAAS TM1P wykorzystano system EdgeCAM, który jest przeznaczony do projektowania procesów obróbki oraz umożliwia wygenerowanie programu sterującego (rys. 4.2). Ze względu na charakter formowania zastosowano trzyosiowy moduł systemu CAM. Cały proces projektowania strategii obróbki przebiega analogicznie jak dla obróbki skrawaniem, przy operacjach frezarskich, wykańczających.



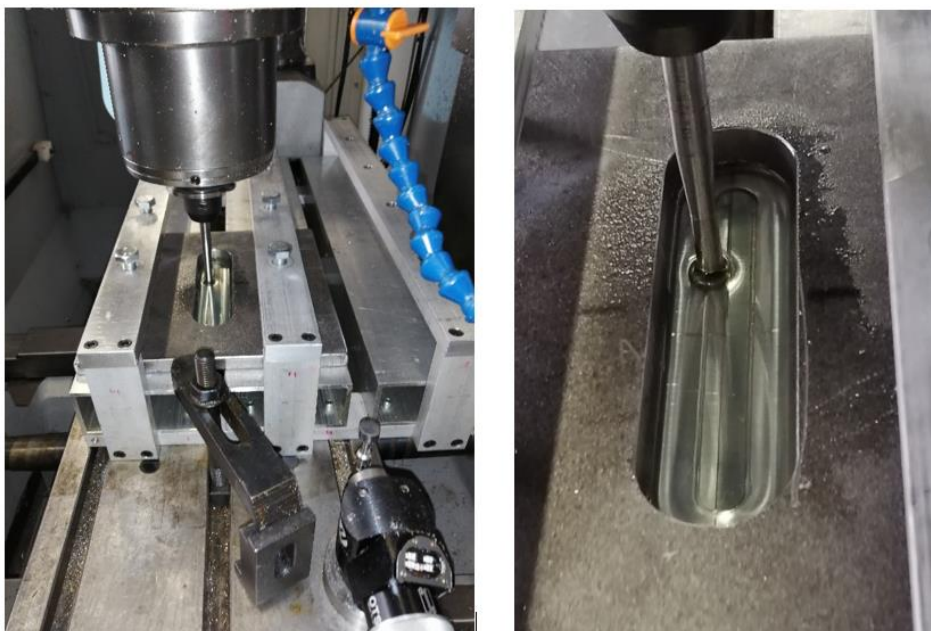
Rys. 4.2. Projekt i wizualizacja obróbki w systemie EdgeCAM.

Opracowując model przejść narzędzia w systemach typu CAM, mamy do dyspozycji różne strategie obróbki, które mają zastosowanie w przypadku obróbki skrawaniem polegającym na usunięciu materiału z ograniczonej modelem przestrzeni. Jak wykazał przegląd literatury oraz wstępne próby kształtowania, jednopunktowe formowanie przerostowe daje najlepsze rezultaty przy zastosowaniu ciągłej ścieżki narzędzia; od góry do dołu (rys. 4.3) o kształcie przypominającym spiralę. Taki kształt ścieżek gwarantuje ciągły styk formującego narzędzia z arkuszem blachy, co z kolei przekłada się na strukturę bez niepożądanych wad powierzchniowych ukształtowanego elementu. Cechą charakterystyczną jest brak widocznych, dla strategii wierszowania na jednym poziomie, bruzd pozostałych po miejscowym zagłębieniu się narzędzia.



Rys. 4.3. Schemat przebiegu ścieżki narzędzia wg strategii spiralnej.

Podczas formowania arkusz blachy został umieszczony w oprzyrządowaniu i mocowany przy użyciu płyty dociskowej (rys. 4.4). W czasie kształtowania narzędzie porusza się zgodnie z zaprojektowaną i opisaną w programie sterującym ścieżką. W wyniku tego procesu uzyskiwana jest wytłoczka, która powstaje dzięki nagromadzonym, zlokalizowanym odkształceniom plastycznym powstałym w trakcie oddziaływania kuliście zakończonego narzędzia na formowany arkusz blachy (rys. 4.5).



Rys. 4.4. Formowanie usztywnienia na obrabiarce CNC HAAS TM1P.



Rys. 4.5. Zdjęcie uformowanego panelu.

Wytłaczanie żeber przeprowadzono stosując kombinację różnych parametrów obróbki. Dla każdego gatunku materiału oraz grubości blach zastosowano ten sam zestaw parametrów (tabela 4.1). Dla zapewnienia najlepszych parametrów jakościowych oraz osiągnięcia żądanej głębokości formowania do prób eksperymentalnych zastosowano ścieżkę spiralną.

Tabela 4.1. Zestawienie parametrów obróbki.

a_p [mm]				n_n obr./min]		
0,2	0,3	0,4	0,5	18	110	202

4.2. Analiza procesu kształtowania

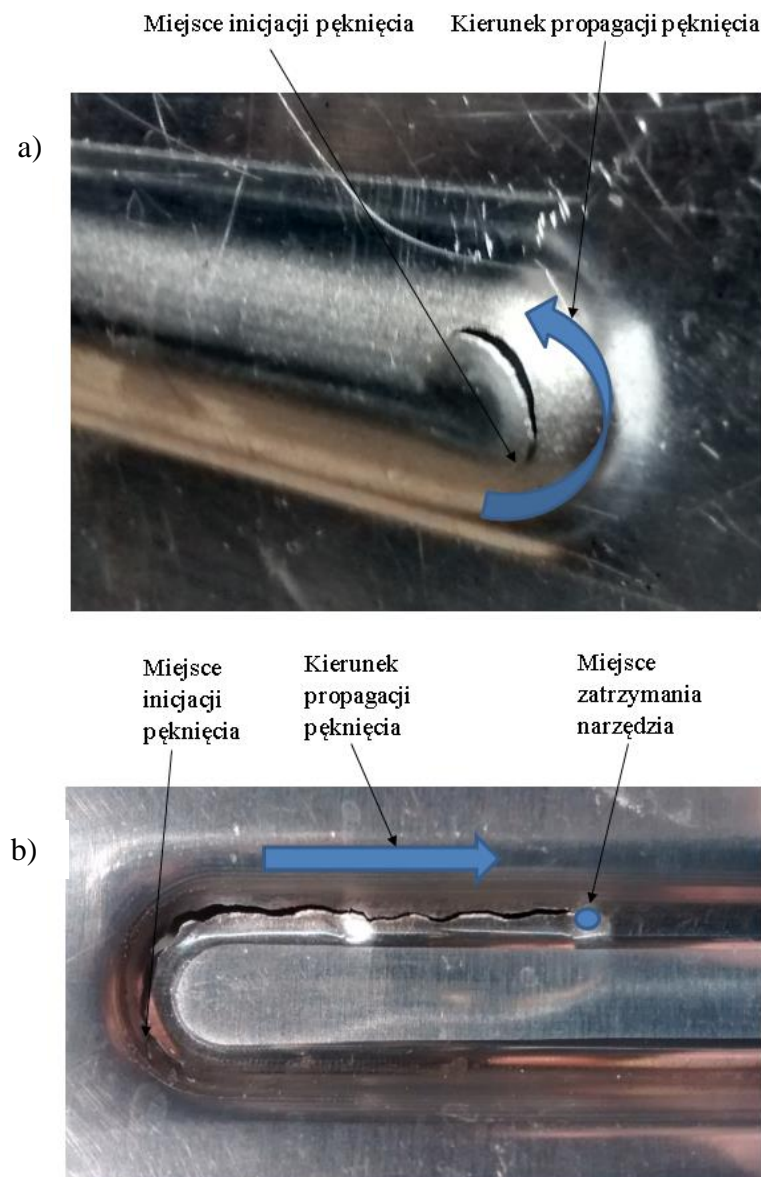
Realizując badania eksperymentalne przeprowadzono próby wytłaczania dla dwóch różnych strategii: wierszowaniem na stałym poziomie oraz z ciągłym zagłębieniem. W wyniku przeprowadzonych prac zaobserwowano różnice nie tylko w jakości powierzchni bocznej panelu, ale także w głębokości przetłaczania dla dwóch analizowanych ścieżek narzędzi. W przypadku strategii spiralnej z ciągłym zagłębieniem głębokości żeber do zaobserwowania pęknięć formowanej blachy były większe niż w przypadku wielostopniowego formowania na stałym poziomie (tabela 4.2).

Tabela 4.2. Głębokość żeber uzyskanych w wyniku formowania z zastosowaniem różnych strategii obróbki.

Nr próby	Strategia formowania	
	Spiralna z ciągłym zagłębieniem	Wielostopniowe formowanie na stałym poziomie Z
T1	5,5 mm	3,4 mm
T2	5,4 mm	3,5 mm
T3	5,5 mm	3,3 mm
T4	5,2 mm	3,3 mm

Obszar inicjacji pęknięcia blachy w obszarze przetłoczenia jest niezależny od zastosowanej strategii ścieżki narzędzia, jednak strategia ścieżki narzędzia wpływa na ewolucję inicjowanego pęknięcia. Zauważono, że pęknięcie blachy nastąpiło w narożu usztywnienia, gdzie występuje koncentracja naprężeń. Pomimo dalszego ruchu narzędzia pęknięcie nie jest propagowane do podłużnej części przetłoczenia (rys. 4.6a). Od-

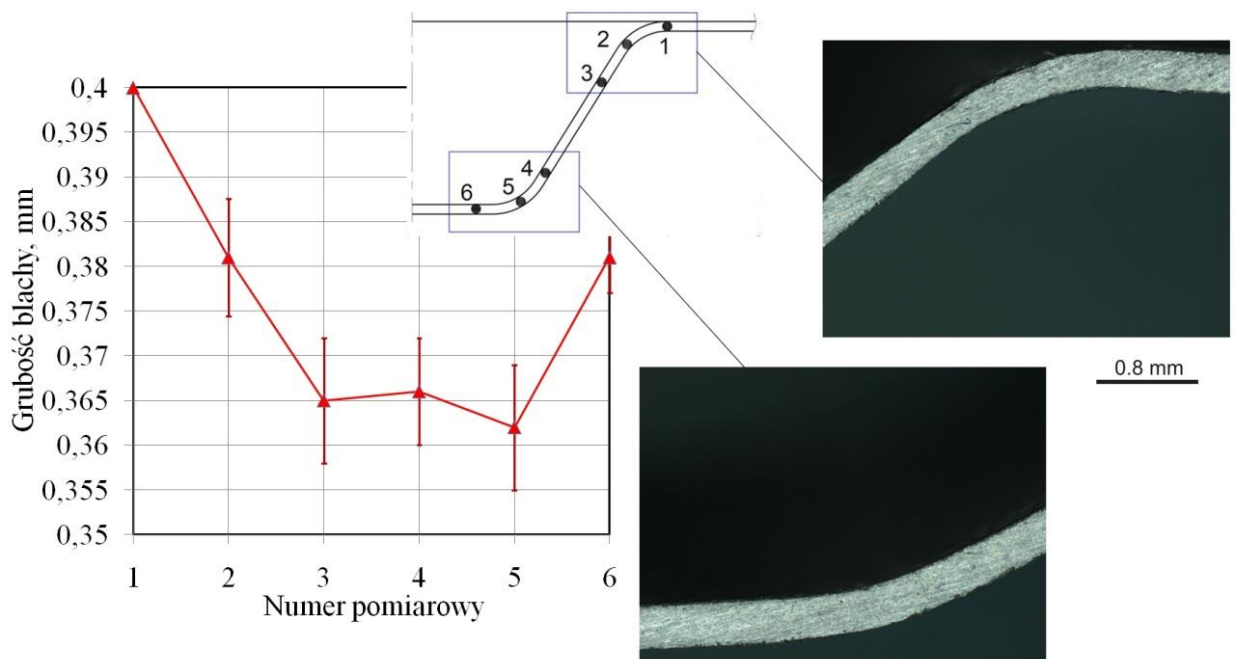
mienne zachowanie arkusza zaobserwowano w wielostopniowej strategii kształtowania na stałym poziomie poziomie. W tym przypadku, gdy narzędzie osiągnęło głębokość 3,5 mm, powstało pęknięcie w narożu przetłoczenia z powodu występującego tam złożonego stanu naprężenia. W przeciwieństwie do strategii spiralnej z ciągłym zagłębianiem, pęknięcie rozprzestrzenia się wraz z ruchem narzędzia, do momentu jego zatrzymania (rys. 4.6b). Dodatkowo wielostopniowa ścieżka narzędzia powoduje powstanie niepożądanego śladu na kształtowanej powierzchni w wyniku zatrzymania i zagłębienia się narzędzia do kolejnego przejścia. Zjawisko to nie występuje w przypadku strategii z ciągłym zagłębianiem



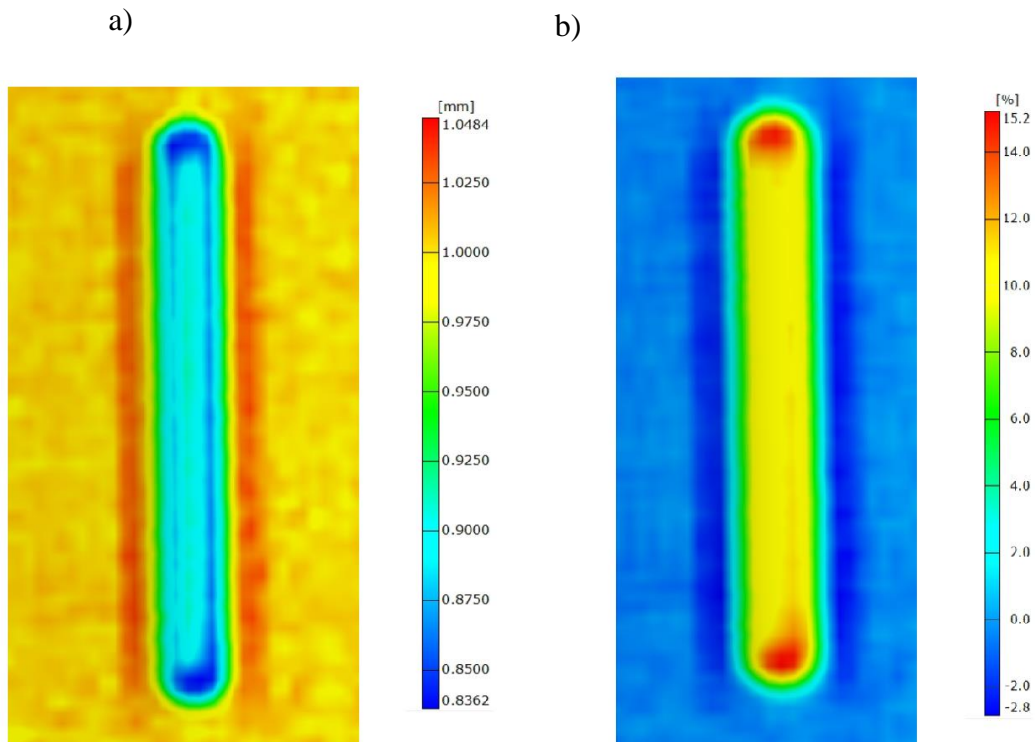
Rys. 4.6. Zdjęcie przedstawiające pęknięcie formowanej blachy przy ścieżce:
a) spiralnej z ciągłym zagłębianiem, b) przy wielostopniowej ścieżce konturowej na poziomie Z.

Analizując otrzymane wyniki, stwierdzono, że do dalszych badań będzie stosowana strategia spiralnego ruchu narzędzia, ze względu na możliwość uzyskania kształtek o większej głębokości.

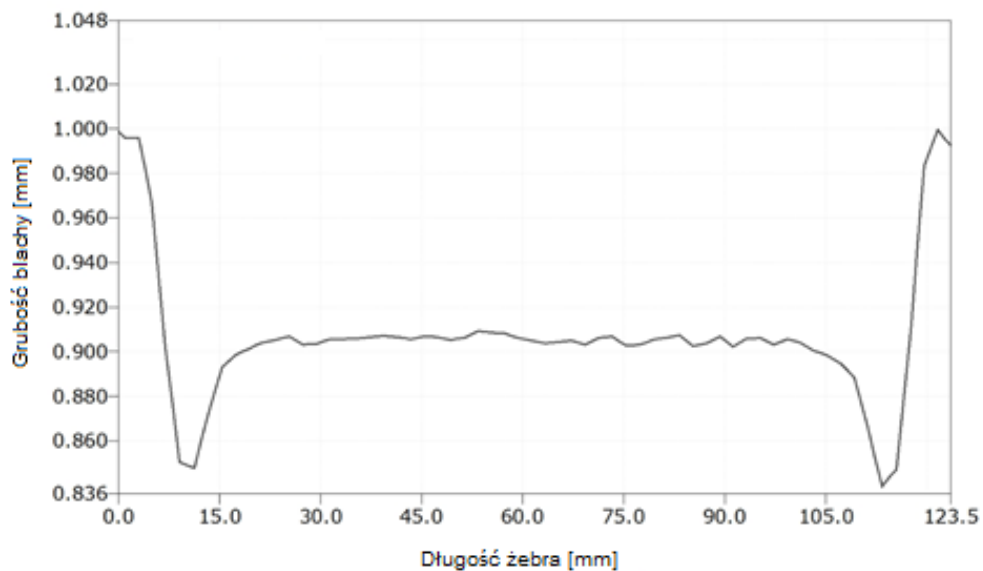
Zaobserwowano, że w narożniku formowane usztywnienia pękały przy zagłębianiu narzędzia na około 5,5 mm. Pęknięcia miały swój początek w narożniku kształtki, jednak pocienienie ścianki w środkowym przekroju żebra o wysokości 5 mm nie przekraczało 10% (rys. 4.7, 4.8, 4.9). Na podstawie przeprowadzonych eksperymentów można stwierdzić, że w przypadku trudno odkształcalnych blach ze stopu aluminium EN AW-2024-T3 największe odkształcenie występowało w okolicy styku końcówki narzędzia z obrabianym materiałem. W dolnej części usztywnienia odkształcenie blachy jest mniejsze niż na jego zaokrąglonej krawędzi (rys. 4.7).



Rys. 4.7. Rozkład grubości ścianki i makrofotografia przekroju przetłoczenia o wysokości 5 mm.



Rys. 4.8 a) Rozkład grubości ścianki uformowanej blachy o grubości 1mm wykonany za pomocą systemu do optycznej analizy odkształceń ARGUS, b) pocienienie ścianki przetłoczenia wyrażone w procentach grubości blachy.



Rys. 4.9. Przebieg zmian grubości ścianki na przekroju wzdłużnym uformowanej blachy wykonany za pomocą systemu ARGUS.

Podczas realizacji badań wykonano próby wytłaczania metodą jednopunktowego formowania przyrostowego, których rezultat przedstawiono w tabelach 4.3 - 4.5.

Tabela 4.3. Zbiorcze zestawienie wykonanych prób dla blachy o grubości 1 mm.

nr próbki	a_p [mm]	n_n [obr./min]	Uwagi
1	0,2	110	bez wad
2	0,2	18	bez wad
3	0,2	202	bez wad
4	0,3	110	bez wad
5	0,3	18	bez wad
6	0,3	202	bez wad
7	0,4	110	bez wad
8	0,4	18	bez wad
9	0,4	202	bez wad
10	0,5	110	bez wad
11	0,5	18	bez wad
12	0,5	202	bez wad

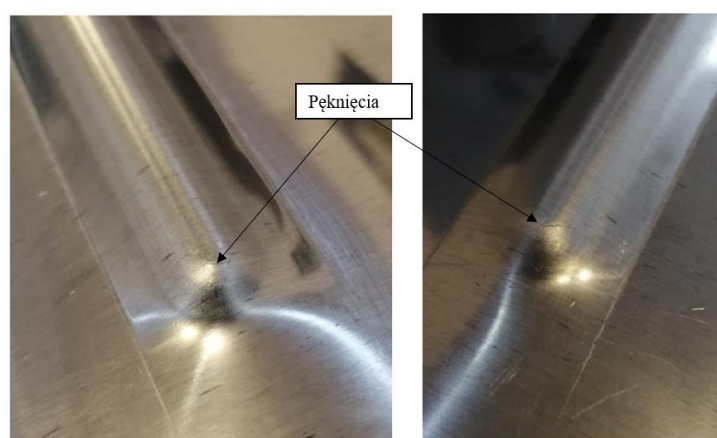
Tabela 4.4. Zbiorcze zestawienie wykonanych prób dla blachy o grubości 0,8 mm.

nr próbki	a_p [mm]	n_n [obr./min]	Uwagi
13	0,2	110	bez wad
14	0,2	18	bez wad
15	0,2	202	bez wad
16	0,3	110	bez wad
17	0,3	18	bez wad
18	0,3	202	bez wad
19	0,4	110	bez wad
20	0,4	18	bez wad
21	0,4	202	bez wad
22	0,5	110	pęknięcie próbki
23	0,5	18	pęknięcie próbki
24	0,5	202	pęknięcie próbki

Tabela 4.5. Zbiorcze zestawienie wykonanych prób dla blachy o grubości 0,4 mm.

nr próbki	a_p [mm]	n_n [obr./min]	Uwagi
25	0,2	110	bez wad
26	0,2	18	bez wad
27	0,2	202	bez wad
28	0,3	110	bez wad
29	0,3	18	bez wad
30	0,3	202	bez wad
31	0,4	110	bez wad
32	0,4	18	bez wad
33	0,4	202	bez wad
34	0,5	110	bez wad
35	0,5	18	bez wad
36	0,5	202	bez wad

Analizując przebieg i rezultat przeprowadzonych prób, można zauważyć, że na powodzenie procesu obróbki istotny wpływ ma głębokość jednego przejścia narzędzia. Zostało to potwierdzone przy formowaniu blachy EN AW 7075-T6 o grubości 0,8 mm, gdzie do $a_p = 0,4$ mm otrzymano wytłoczki bez wad. Powyżej tej wartości uformowane kształtki posiadały wady w postaci pęknięć, które pojawiły się w narożach (rys. 4.10). Zastosowanie małych wartości głębokości przejścia przy stałym posuwie powoduje wydłużenie czasu trwania formowania, dlatego zasadnym jest prowadzenie procesu z możliwie największą wartością parametru a_p .



Rys. 4.10. Zaobserwowane pęknięcia po formowaniu blachy o grubości 0,8 mm z $a_p = 0,5$ mm.

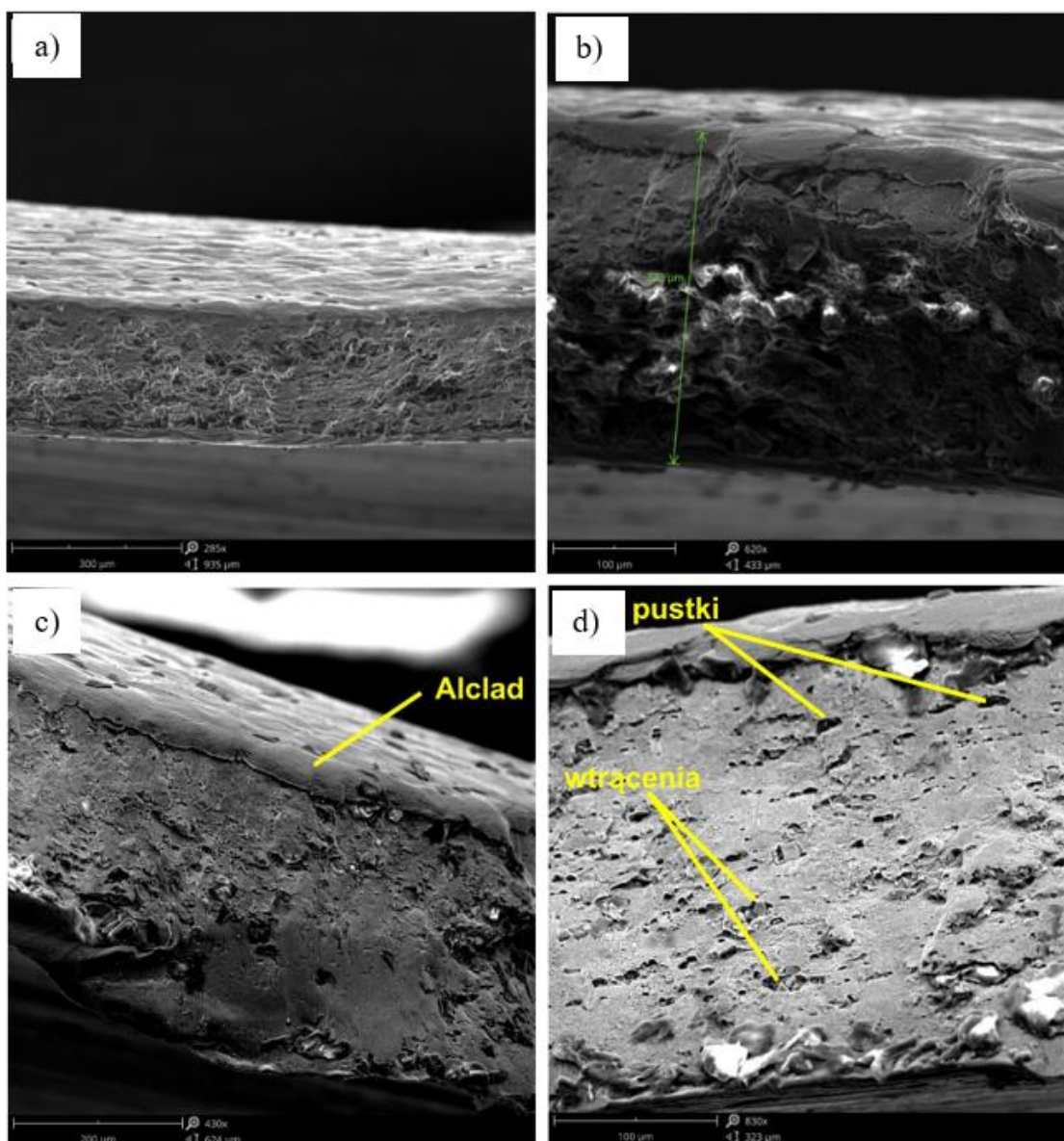
Na podstawie przeprowadzonych badań eksperymentalnych, stwierdzono, że przyrostowe formowanie blachy ze stopu aluminium pokrytej platerem z zastosowaniem dużej prędkości obrotowej prowadzi do zacierania się powłoki platerowej. Przy osiągnięciu prędkości obrotowej 12000 obr./min warstwa ochronna została usunięta z miejsca styku blachy z narzędziem [142]. Dlatego, aby ją zachować na wykonanej kształtce, dalsze eksperymenty przeprowadzono przy niskiej prędkości narzędzia formującego, co zastosowano podczas realizacji badań.

Podczas badań, zmieniając parametr n_n w zakresie od 18 do 202 obr./min, nie zaobserwowano wpływu tej wielkości na zmianę charakteru procesu (w zastosowanym zakresie prędkości obrotowej). Podczas wykonywania wytłoczki z blachy o grubości 0,8 mm w wyniku zmian głębokości jednego przejścia narzędzia zaobserwowano pierwsze pęknięcia. Nie stwierdzono jednak wpływu różnicy wartości prędkości obrotowej na zmianę propagacji pęknięć lub ich brak. Ze względu na możliwości układu sterowania obrabiarki, nie była możliwa praca przy zerowej wartości prędkości obrotowej podczas ruchu roboczego z zadaną prędkością posuwu. Minimalna wartość obrotów narzędzia, przy której było możliwe uruchomienie programu wynosiła 18 obr./min.

4.3. Badania fraktograficzne

Analiza fraktograficzna próbek wykazała ciągły charakter zniszczenia materiału w wyniku tworzenia i łączenia pęknięć poprzedzonych odkształceniem plastycznym. Pęknięcie blachy nastąpiło w płaszczyźnie prostopadłej do jej powierzchni. Rysunek 4.11 przedstawia mikrofotografie SEM powierzchni pęknięcia próbki przedstawionej na rys. 4.6a kształtowanej w warunkach: prędkość obrotowa narzędzia $n_n = 1100$ obr./min, prędkość posuwu $v_f = 800$ mm/min.

Powstanie przełomu ciągłego wzdłuż płaszczyzn poślizgu podczas rozwoju pęknięcia ciągłego jest poprzedzone dużymi odkształceniami materiału przed frontem szczeliny. W tych warunkach grubość materiału w miejscu powstania pęknięcia wyniosła 0,237 mm (rys. 4.11b), a więc zniszczenie materiału rdzenia blachy (EN AW-2024-T3) było poprzedzone procentowym odkształceniem względnym blachy na grubości równym około 30%.

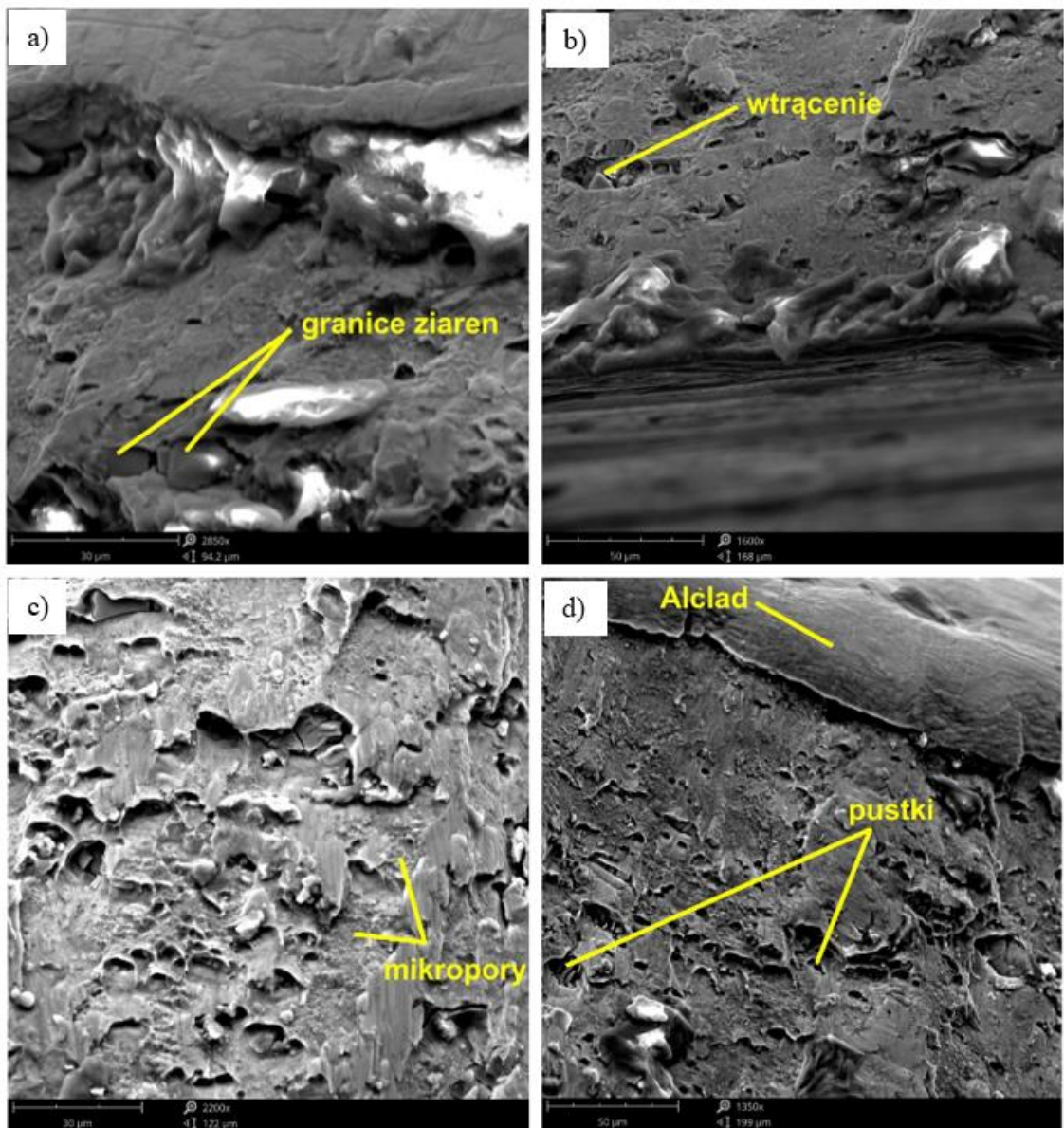


Rys. 4.11. Mikrofotografie SEM powierzchni pęknięcia przetłoczenia, rysunki a) - d) przedstawiają różne fragmenty przełomu ciągłego.

Grubość warstwy aluminium technicznego EN AW-1230, nakładana na stopy aluminium przeznaczone do zastosowań lotniczych wynosi około 5% dla blach o grubości poniżej 1,57 mm oraz 2,5% dla blach o grubości powyżej 1,57 mm. Strefa materiału powłoki jest bardzo plastyczna – powierzchnia zniszczenia tej strefy jest znacznie bardziej gładka niż powierzchnia materiału rdzenia blachy (rys. 4.11c i 4.11d). Pękanie ciągłe zachodzące przez tworzenie i powiększanie się pustek inicjowane jest zwykle wokół niejednorodności lub od cząstek innej fazy. Mikrostruktura stopu EN AW-2024-T3 zawiera nie tylko fazy α oraz Θ ale również wydzielenia Θ' . Faza α odpowiada roz-

puszczeniu miedzi i innych pierwiastków stopowych w sieci krystalicznej aluminium. Faza Θ odpowiada związkowi międzymetalicznemu CuAl_2 [143, 144, 145]. Faza Θ pojawia się jako kolonia wydzielen w mikrostrukturze, podczas gdy wydzielenia Θ' rozmieszczone są równomiernie w całej mikrostrukturze. Obecność tych składników w stopie EN AW-2024-T3 wynika z jego wytwarzania tj. obróbki cieplnej w kąpieli, przeróbce plastycznej na zimno oraz naturalnemu starzeniu [146].

Proces nukleacji, rozwoju i łączenia się pustek ma różny charakter wzdłuż całego frontu szczeliny. Pękanie najpierw zachodzi w zewnętrznej części frontu pęknięcia i rozszerza się w kierunku wnętrza blachy. Przy krawędziach blachy pęknięcie propaguje po płaszczyznach ścinania tworząc w ten sposób daszki ścinania (ang. *shear lips*) [147, 148]. Z kolei w centralnej części materiału proces pęknięcia zdominowany jest przez tworzenie i rozwój pustek. Różna wartość odkształceń pomiędzy osnową i twardymi cząstkami rozmieszczonymi w osnowie powoduje wytwarzanie dyslokacji w osnowie i intensyfikację umocnienia odkształceniowego. Natomiast jeżeli w osnowie rozmieszczone są kruche cząstki to podczas deformacji materiału nie są one w stanie zaakomodować dużych odkształceń plastycznych, w przeciwieństwie do osnowy. W takich warunkach może dojść do dekohezji na powierzchniach międzyfazowych [149]. Generowanie mikropustek na wtrąceniach o cząstkach wtrąceń prowadzi do lokalnego powstawania między mikropustkami szyjek, których zrywanie prowadzi do łączenia się pustek utworzonych na cząstkach. Mikropustki na powierzchni pęknięcia miały postać nieregularną oraz zróżnicowaną wielkość (rys. 4.12b, c)



Rys. 4.12. Mikrofotografie SEM strefy przykrawędziowej powierzchni pęknięcia przetłoczenia, rysunki a) - d) przedstawiają różne fragmenty przełomu ciągłego.

4.4. Analiza topografii powierzchni żeber

Podczas formowania przyrostowego narzędzie o kulistym zakończeniu oddziałuje lokalnie na powierzchnię blachy. Mała powierzchnia kontaktu i związane z tym duże naciski jednostkowe powodują zmianę początkowej topografii powierzchni blachy. Znaczenie zmian chropowatości jest szczególnie ważne podczas eksploatacji elementów narażonych na obciążenia cykliczne oraz elementów pokrytych antykorozyjnymi powłokami ochronnymi. Jeżeli obrabiany materiał pokryty jest powłoką o małej twardości w stosunku do materiału rdzenia blachy może dochodzić do zjawiska zacierania adhezyjnego, które w niekorzystnych warunkach może doprowadzić do przerwania powłoki

ochronnej. Zastosowany w badaniach olej przekładniowy 75W-85 zapewnił odpowiednie smarowanie na powierzchni rozdziału narzędzie-błacha. Podczas badań kształtowania żeber nie doszło do przerwania powłoki platerowej.

Na jakość powierzchni po obróbce wpływa bardzo wiele parametrów, takich jak średnica i kształt narzędzia [150, 151], chropowatości początkowe narzędzia oraz blachy [151], kąt ścianki żebra [152], rodzaj trajektorii obróbki [151], głębokość jednego przejścia narzędzia [150, 152, 153], warunki smarowania [152, 154], prędkość posuwu [150, 155], prędkość obrotowa narzędzia [150, 156, 157], oraz gatunki materiału narzędzia oraz odkształcanej blachy [151, 158]. W niniejszej pracy przeprowadzono badania wpływu głębokości kroku a_p oraz prędkości obrotowej narzędzia n_n na zmianę chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber. Badania wstępne nie potwierdziły istotnego wpływu wartości posuwu na jakość powierzchni, a jedynie na produktywność obróbki, dlatego eksperymenty przeprowadzono ze stałym posuwem 1500 mm/min. Badania przeprowadzono z użyciem blach EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm, EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm oraz EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm. Do opracowania planu badawczego zastosowano plan Taguchi L9 [159] dla dwóch parametrów zmiennych na 3 poziomach (tabela 4.6). Plan ten zastosowano niezależnie do każdej z badanych blach. Ze względu na złożoność interakcji pomiędzy zmiennymi objaśniającymi (parametrami obróbki) oraz zmienną objaśnianą (chropowatością powierzchni blachy) do analizy związków pomiędzy tymi parametrami wykorzystano sztuczne sieci neuronowe.

Topografie powierzchni wewnętrznej żeber w ich środkowej części, w miejscu oddziaływania końcówki trzpienia roboczego z powierzchnią blachy (rys. 4.13) zmierzono za pomocą profilometru optycznego Talysurf CCI Lite (Taylor Hobson™).

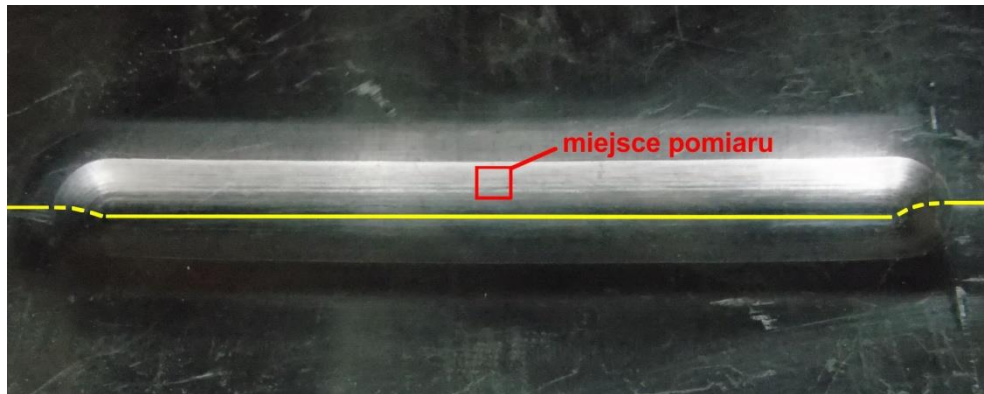
Tabela 4.6. Plan eksperymentalny L9 według metody Taguchi.

Numer eksperymentu	Głębokość jednego przejścia narzędzia a_p		Prędkość obrotowa narzędzia n_n	
	Poziom zmian zmiennej	Wartość zmiennej a_p [mm]	Poziom zmian zmiennej	Wartość zmiennej n_n [obr./min]
1	1	0,2	1	18
2	1	0,2	2	110
3	1	0,2	3	202
4	2	0,3	1	18
5	2	0,3	2	110
6	2	0,3	3	202
7	3	0,4	1	18
8	3	0,4	2	110
9	3	0,4	3	202

Wymiary obszaru poddanego analizie to 2×2 mm. Do ilościowej oceny chropowatości powierzchni blach po obróbce wytypowano następujący zestaw parametrów charakteryzujących strukturę geometryczną powierzchni w układzie 3D (zgodnych z normą ISO 25178 [160].):

- parametry amplitudowe:
 - średnie kwadratowe odchylenie powierzchni Sq ,
 - współczynnik asymetrii powierzchni, czyli skośność Ssk ,
 - współczynnik skupienia rozkładu wysokości topografii (rzędnych) powierzchni Sku ,
 - wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni Sp ,
 - maksymalna głębokość najniższego wgłębienia powierzchni Sv ,
 - maksymalna wysokość powierzchni Sz ,
 - średnie arytmetyczne odchylenie powierzchni od powierzchni średniej Sa ,
- parametry przestrzenne:
 - długość odcinka najszybszego zanikania funkcji autokorelacji Sal ,
 - wskaźnik tekstury powierzchni Str ,
- parametry hybrydowe:

- średnie kwadratowe nachylenie powierzchni Sdq ,
- współczynnik rozwinięcia obszaru wydzielonego Sdr
- parametry funkcyjne:
 - wysokość chropowatości rdzenia Sk ,
 - zredukowana wysokość wzniesień Spk ,
 - zredukowanej wysokości wgłębień Svk .

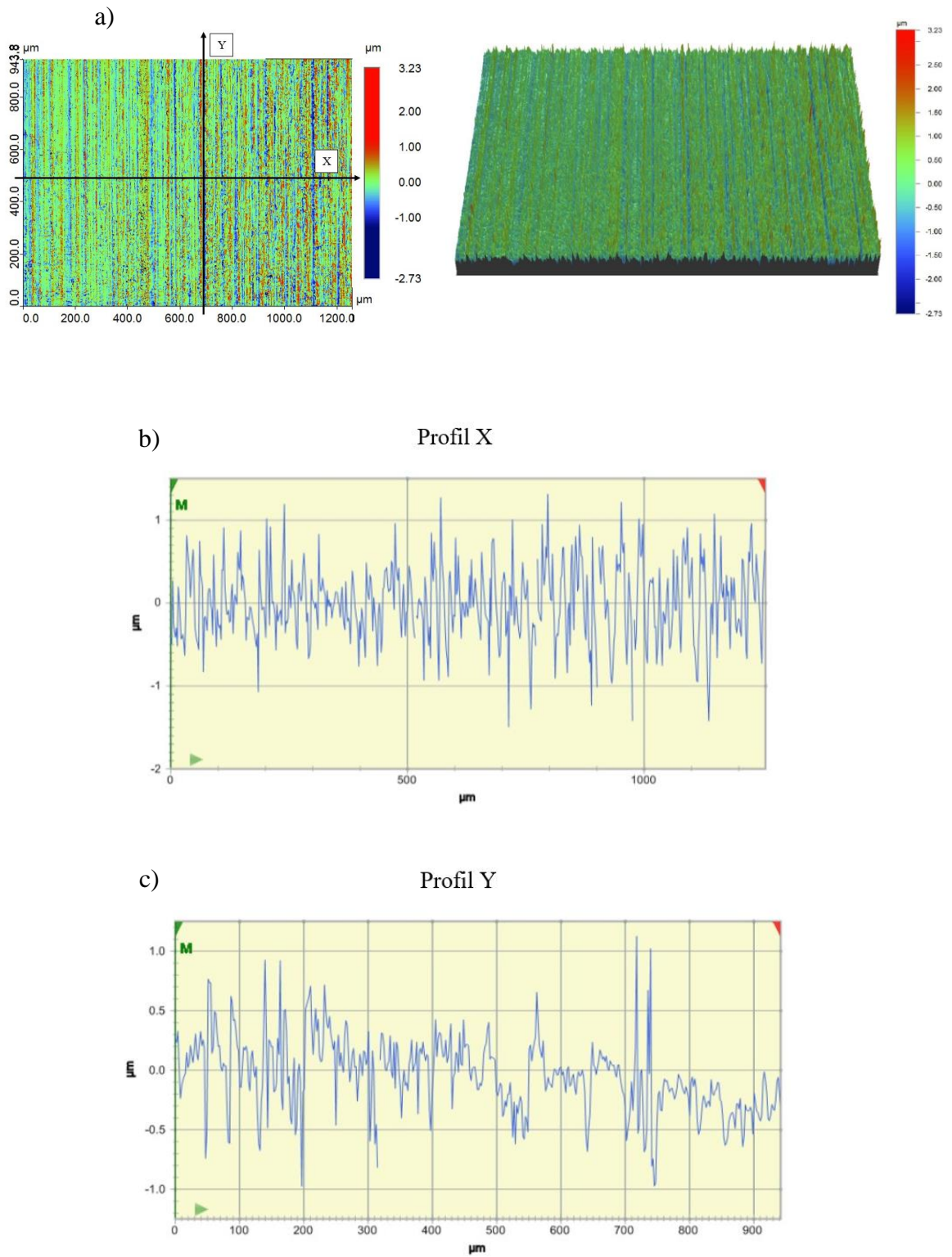


Rys. 4.13. Miejsce pomiaru chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber usztywniających.

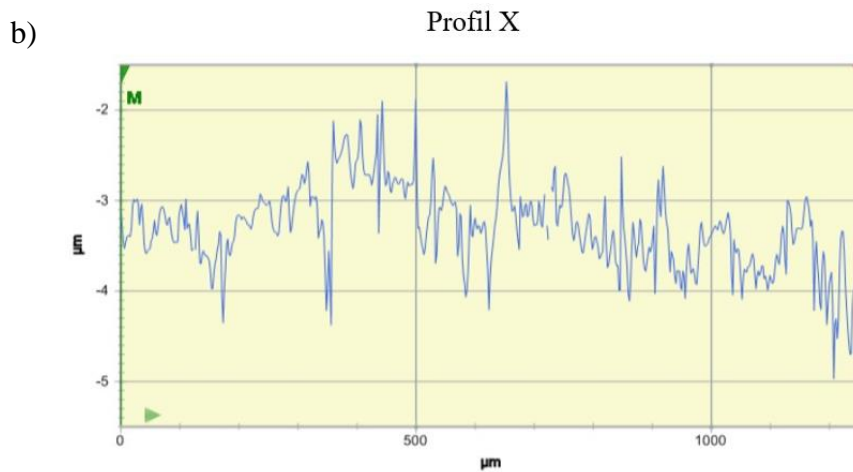
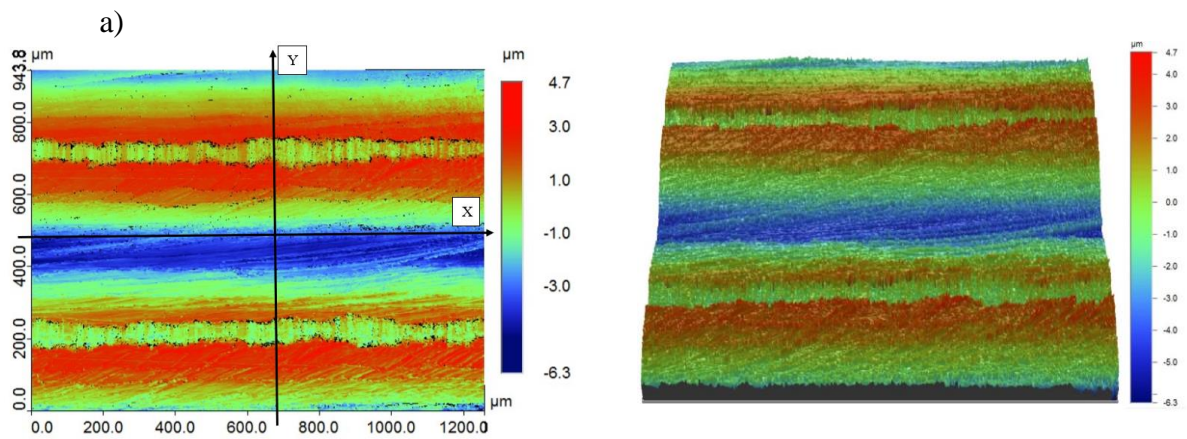
Aby porównać topografię powierzchni wytłoczki, przeprowadzono pomiary topografii przed i po formowaniu (rys. 4.14, 4.15). Obserwując powierzchnię blachy przed ukształtowaniem można zauważyć teksturę kierunkową, powstałą podczas walcowania arkusza (wzdłuż osi Y). Do określenia chropowatości powierzchni w procesie jednopunktowego formowania przyrostowego, wykorzystano największą wysokość profilu chropowatości Rz [110]. Wraz ze wzrostem posuwu i prędkości obrotowej narzędzia chropowatość powierzchni wzrastała i osiągnęła $Rz = 11 \mu\text{m}$ (rys. 4.15). Jest to prawie dwukrotny wzrost maksymalnej chropowatości w porównaniu do powierzchni przed kształtowaniem. Analiza topografii wykazała występowanie cyklicznych rowków oddzielonych od siebie powierzchnią, która nie stykała się z narzędziem (rys. 4.15).

Cykliczne rowki powstające na bocznej ścianie uformowanej wytłoczki, to efekt oddziaływania końcówki narzędzia w procesie jednopunktowego formowania przyrostowego. Narzędzie zakończone kuliście, w wyniku ruchu po wyznaczonej trajektorii styka się z arkuszem blachy, jednocześnie zagłębiając się w osi Z. Każde kolejne przejście znajduje się o wielkość a_p poniżej poprzedniego pozostawiając „rowek” (rys. 4.15a, 4.16). W wyniku złożenia określonej liczby przejść zostaje wykonana wytłoczka

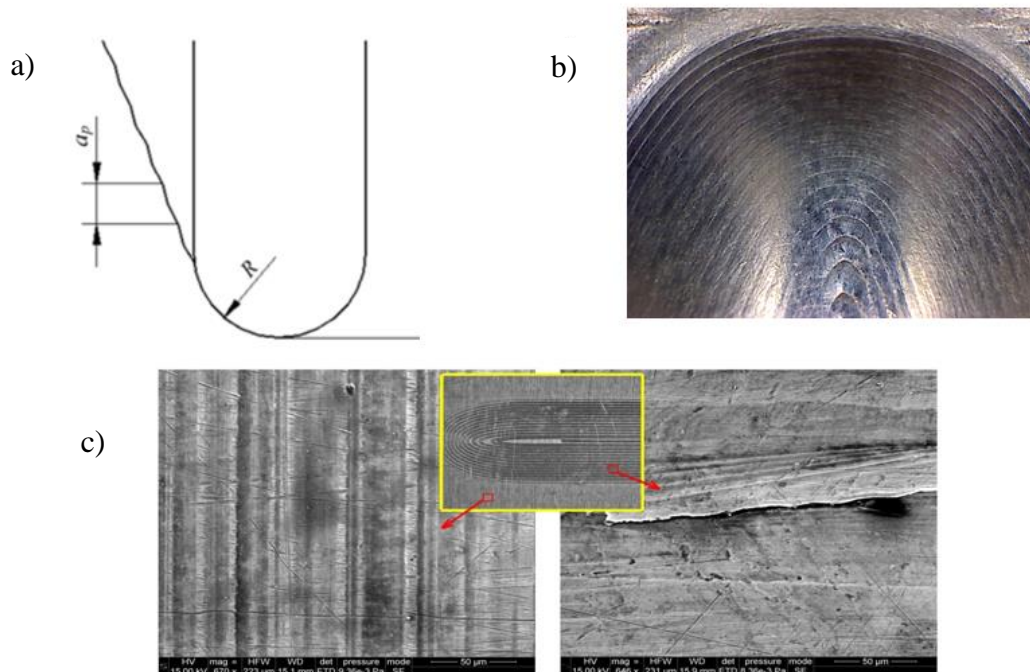
o fakturze powierzchni wynikającej bezpośrednio z charakteru zaprojektowanych ścieżek narzędzia (rys. 4.16a).



Rys. 4.14. Topografia powierzchni próbki oryginalnego arkusza przed kształtowaniem a), profile kierunkowe topografii powierzchni b) i c).

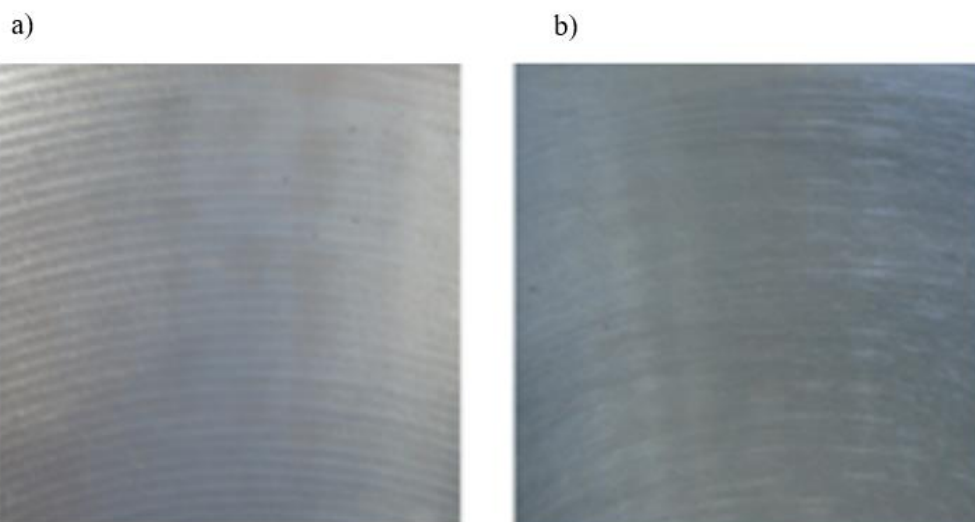


Rys. 4.15. Topografia powierzchni próbki uformowanych przy zastosowaniu $a_p = 0,4 \text{ mm}$ $n_n = 18 \text{ obr./min}$: a) po uformowaniu przetłoczenia zgodnie ze strategią ciągłego zagłębienia, b) i c) profile kierunkowe topografii powierzchni.



Rys. 4.16. a) zależność jakości powierzchni przetłoczenia od promienia narzędzia oraz głębokości jednego przejścia narzędzia a_p , b) widok powierzchni kształtki po uformowaniu ($a_p = 0,5$ mm), c) mikrografie SEM oryginalnej powierzchni arkusza (po lewej) i arkusza po uformowaniu na powierzchni bocznej przetłoczenia z zastosowaniem strategii spiralnej (po prawej).

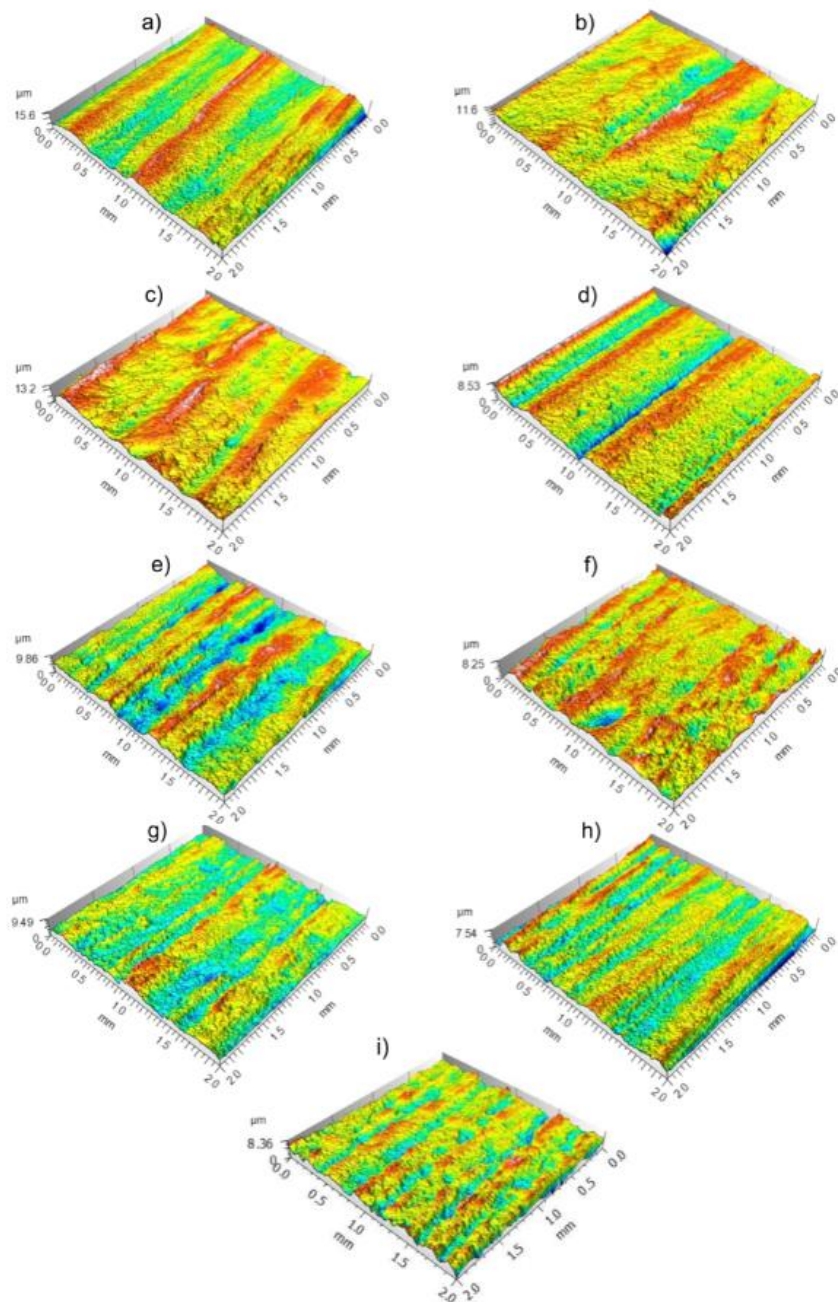
Można zauważyć, że większy promień narzędzia powoduje powstawanie powierzchni o mniejszej chropowatości niż w przypadku narzędzia o mniejszym promieniu, przy założeniu takiej samej wartości parametru a_p . Wykonane próby wykazały podobny efekt przy zmianie parametru a_p . Na rys. 4.17 przedstawiono zależność chropowatości od głębokości pojedynczego przejścia narzędzia. Zmniejszanie a_p powoduje jednak zwiększenie czasu formowania, co w warunkach produkcyjnych nie jest pożądanym zjawiskiem. Wzrost pracochłonności wykonania elementu powoduje wyraźny wzrost kosztów gotowej części, ponieważ czas realizacji operacji technologicznej jest jedną z podstawowych składowych wpływających na techniczny koszt wytworzenia, a w konsekwencji na cenę wyrobu. Dlatego, jeżeli to możliwe, należy unikać poprawy jakości powierzchni poprzez zmniejszanie a_p .



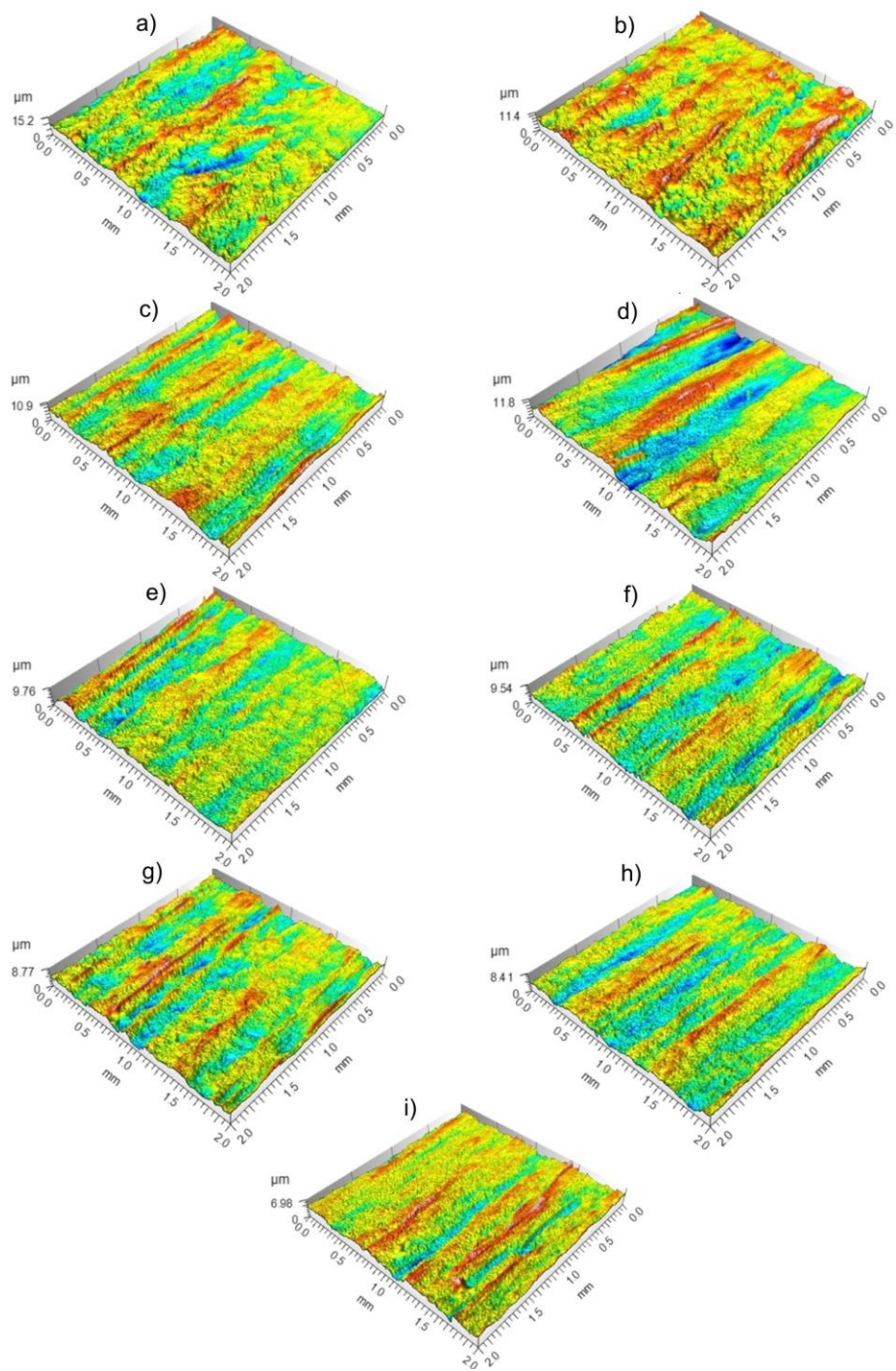
Rys. 4.17. Jakość powierzchni uformowanego panelu otrzymanego przy głębokości przejścia narzędzia: a) $a_p = 0,7$ mm, b) $a_p = 0,3$ mm.

Na powierzchni blach odkształcanych z największą wartością głębokości jednego przejścia narzędzia widoczne są wyraźne ślady obróbkowe (rys. 4.18 – 4.20) o szerokości proporcjonalnej do głębokości przejścia narzędzia o zaokrąglonej końcówce. Zmniejszenie głębokości a_p skutkuje tendencją do zmniejszenia maksymalnej wysokości profilu. Obróbka z największą wartością prędkości obrotowej narzędzia oraz jednocześnie z najmniejszą wartością a_p powoduje wyraźne rozmycie śladów obróbkowych. W tych warunkach zwiększona prędkość obrotowa może zwiększać wartość temperatury w strefie obróbki i lokalnie nagrzewać bardzo plastyczną warstwę plateru. Dodatkowo odkształcenia plastyczne blachy związane z oddziaływaniem narzędzia mogą prowadzić do zmiany topografii powierzchni już poddanej obróbce. Wartość podstawowych parametrów amplitudowych (tabele 4.7, 4.9, 4.11) i przestrzennych, hybrydowych i funkcjonalnych (tabele 4.8, 4.10, 4.12) wynikająca z interakcji pomiędzy prędkością obrotową oraz głębokością jednego przejścia narzędzia jest trudna do interpretacji. O ile dla blachy nieplaterowanej EN AW-2024-T3 zwiększenie głębokości a_p przy prędkości 18 i 110 obr./min prowadzi do zwiększenia wartości skorelowanych ze sobą podstawowych parametrów chropowatości S_a i S_q , o tyle efekt zwiększenia prędkości obrotowej narzędzia do 202 obr./min na wartość tych parametrów jest uzależniony od wartości a_p (tabela 4.6). W przypadku blachy platerowanej EN AW-7075-T6 widoczna jest tendencja do zwiększenia wartości parametrów S_a oraz S_q wraz ze zwiększeniem parametru a_p , przy stałej wartości prędkości obrotowej narzędzia (tabela 4.9). Wartości

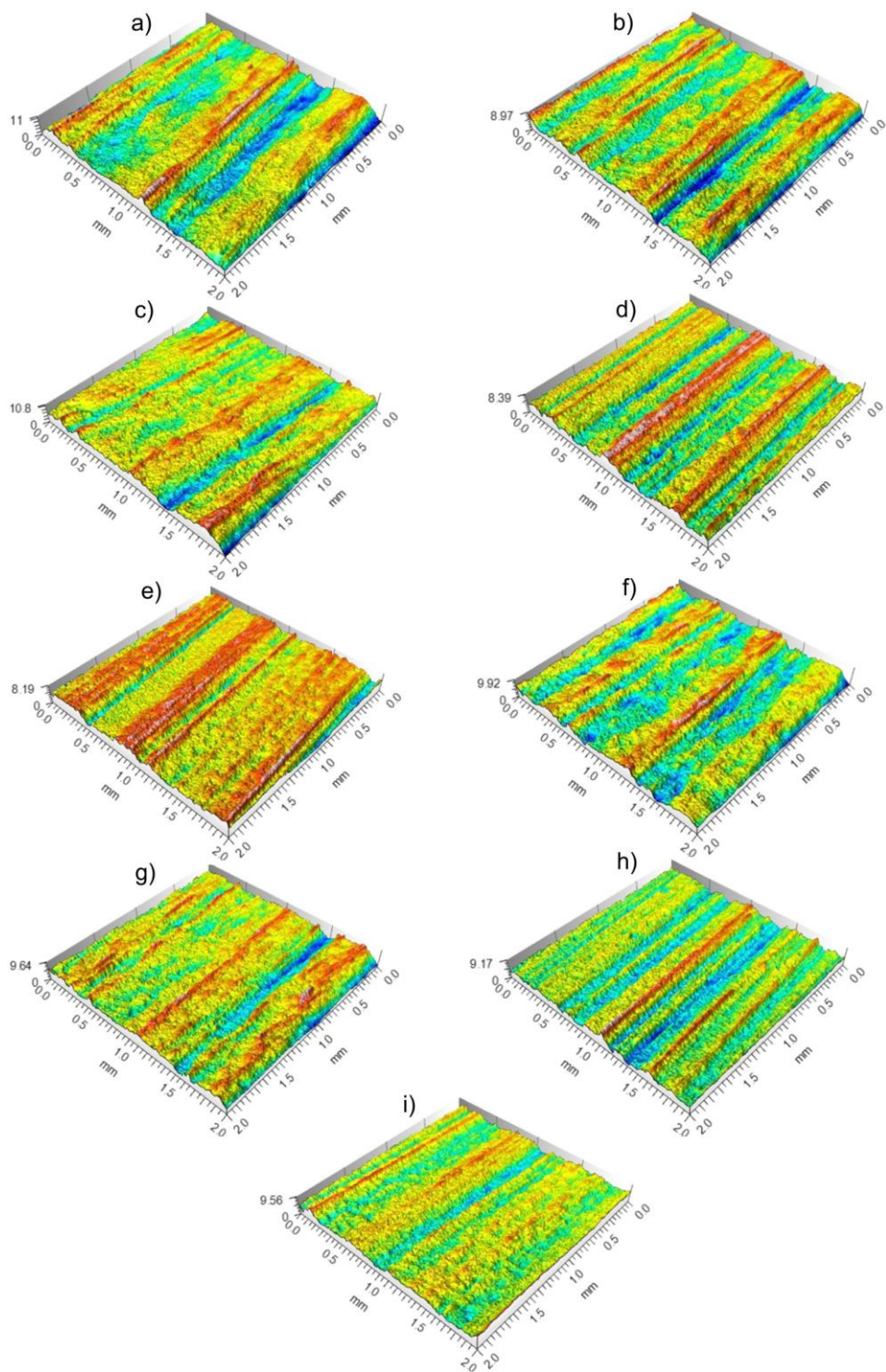
parametrów S_a oraz S_q blach platerowanych EN AW-2024-T3 kształtowane z prędkością $n_n = 18$ obr./min zwiększają się ze zwiększeniem głębokości a_p (tabela 4.11).



Rys. 4.18. Topografia powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm w warunkach a) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 18$ obr./min, b) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 110$ obr./min, c) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 202$ obr./min, d) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 18$ obr./min, e) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, f) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, g) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 18$ obr./min, h) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min, i) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min.



Rys. 4.19. Topografia powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach platerowanych EN AW-7075-T6 o grubości 0,8 mm w warunkach a) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 18$ obr./min, b) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 110$ obr./min, c) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 202$ obr./min, d) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 18$ obr./min, e) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, f) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, g) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 18$ obr./min, h) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min, i) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min.



Rys. 4.20. Topografia powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach platerowanych EN AW-2024-T3 o grubości 0,4 mm w warunkach a) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 18$ obr./min, b) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 110$ obr./min, c) $a_p = 0,4$ mm, $n_n = 202$ obr./min, d) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 18$ obr./min, e) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, f) $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, g) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 18$ obr./min, h) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min, i) $a_p = 0,2$ mm, $n_n = 110$ obr./min.

Tabela 4.7. Podstawowe parametry amplitudowe chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm.

a_p [mm]	n_n [obr./min]	Sq [μm]	Ssk	Sku	Sp [μm]	Sv [μm]	Sz [μm]	Sa [μm]
0,2	18	1,09	0,355	3,10	5,16	4,33	9,49	0,874
	110	0,944	0,0009	2,73	3,85	3,69	7,54	0,733
	202	1,84	0,0545	3,97	9,06	7,30	16,4	1,41
0,3	18	1,19	0,0649	3,35	4,93	6,65	11,6	0,940
	110	1,53	0,0228	2,45	5,09	4,77	9,86	1,26
	202	0,935	-0,184	3,50	3,34	4,91	8,25	0,737
0,4	18	1,92	0,192	2,65	7,12	8,51	15,6	1,59
	110	1,16	-0,321	3,27	3,86	4,67	8,53	0,914
	202	1,39	-0,0958	3,69	4,88	8,29	13,2	1,09

Tabela 4.8. Podstawowe parametry przestrzenne, hybrydowe oraz funkcjonalne chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm.

a_p [mm]	n_n [obr./min]	Sal [mm]	Str	Sdq	Sdr [%]	Sk [μm]	Spk [μm]	Svk [μm]
0,2	18	0,0935	0,0932	0,0593	0,175	2,16	0,877	0,733
	110	0,0621	0,0621	0,0554	0,153	2,08	0,468	0,585
	202	0,0978	0,0973	0,0648	0,208	2,68	1,18	0,938
0,3	18	0,115	0,115	0,0492	0,120	2,62	1,17	0,866
	110	0,119	0,118	0,0673	0,225	3,50	0,657	0,790
	202	0,696	0,171	0,0654	0,213	1,85	0,735	0,740
0,4	18	0,142	0,141	0,0832	0,334	2,51	1,89	0,719
	110	0,111	0,111	0,0498	0,124	1,79	0,511	1,85
	202	0,0978	0,116	0,0495	0,122	2,41	0,987	0,949

Tabela 4.9. Podstawowe parametry amplitudowe chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm.

a_p , [mm]	n_n [obr./min]	Sq [μm]	Ssk	Sku	Sp [μm]	Sv [μm]	Sz [μm]	Sa [μm]
0,2	18	1,10	0,199	3,09	4,40	4,37	8,77	0,875
	110	1,01	0,108	2,68	4,44	3,97	8,41	0,823
	202	0,768	-0,0625	0,63	3,11	3,87	6,98	0,593
0,3	18	1,89	0,143	2,55	6,25	5,58	11,8	1,53
	110	1,07	0,125	3,58	5,09	4,67	9,76	0,827
	202	1,15	0,110	3,09	5,07	4,47	9,54	0,908
0,4	18	1,88	0,0632	3,30	7,61	7,60	15,2	1,47
	110	1,28	-0,0962	3,38	4,66	6,74	11,4	0,999
	202	1,29	0,0954	2,53	5,28	5,65	10,9	1,06

Tabela 4.10. Podstawowe parametry przestrzenne, hybrydowe oraz funkcjonalne chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm.

a_p [mm]	n_n [obr./min]	Sal [mm]	Str	Sdq	Sdr [%]	Sk [μm]	Spk [μm]	Svk [μm]
0,2	18	0,0823	0,0822	0,075	0,278	2,35	1,12	1,01
	110	0,102	0,101	0,0618	0,190	2,21	0,810	0,701
	202	0,717	0,715	0,0626	0,195	1,71	0,759	0,738
0,3	18	0,121	0,121	0,0748	0,273	4,46	0,720	0,742
	110	0,0691	0,0689	0,0702	0,245	2,02	0,808	0,841
	202	0,0866	0,0864	0,0801	0,318	2,69	1,19	1,11
0,4	18	0,109	0,108	0,0876	0,379	4,23	1,79	1,47
	110	0,0896	0,0895	0,0685	0,233	2,64	1,02	1,14
	202	0,0852	0,085	0,0765	0,290	2,69	0,791	0,883

Tabela 4.11. Podstawowe parametry amplitudowe chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm.

a_p , [mm]	n_n [obr./min]	Sq [μm]	Ssk	Sku	Sp [μm]	Sv [μm]	Sz [μm]	Sa [μm]
0,2	18	1,22	-0,274	3,27	4,49	5,14	9,64	0,963
	110	1,10	0,222	3,46	5,01	4,16	9,17	0,862
	202	0,959	-0,0038	2,93	4,79	4,76	9,56	0,771
0,3	18	1,26	0,0608	2,67	3,96	4,42	8,39	1,03
	110	0,979	-0,432	3,59	3,11	5,08	8,19	0,759
	202	1,41	0,133	2,60	5,25	4,68	9,92	1,17
0,4	18	1,64	-0,0334	2,82	5,65	5,40	11,0	1,34
	110	1,30	-0,189	2,88	4,45	4,52	8,97	1,06
	202	1,27	-0,371	3,42	5,07	5,70	10,8	0,994

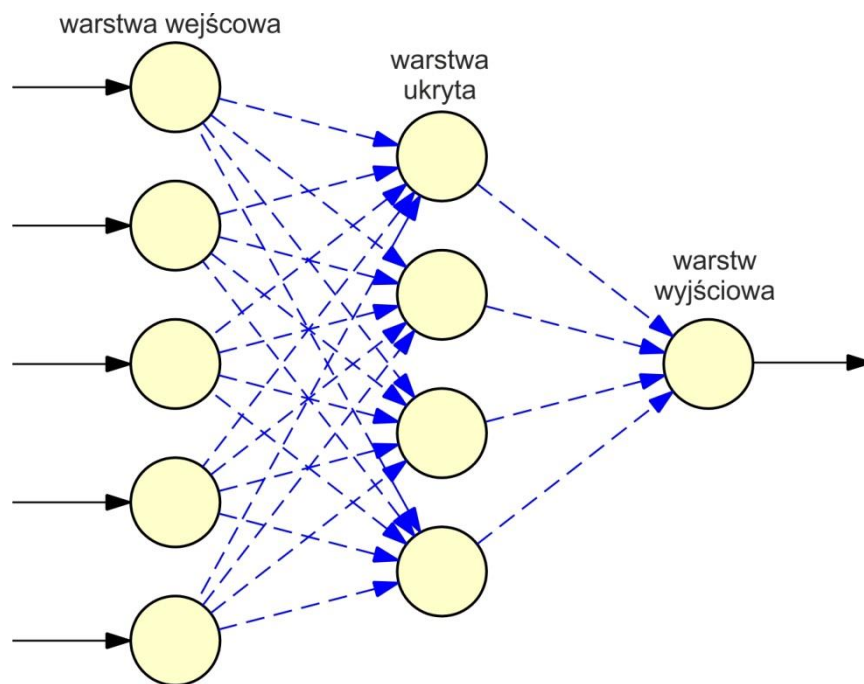
Tabela 4.12. Podstawowe parametry przestrzenne, hybrydowe oraz funkcjonalne chropowatości powierzchni wewnętrznej żeber kształtowanych w blachach EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm.

a_p [mm]	n_n [obr./min]	Sal [mm]	Str	Sdq	Sdr [%]	Sk [μm]	Spk [μm]	Svk [μm]
0,2	18	0,0847	0,0844	0,078	0,302	2,12	1,05	1,16
	110	0,0671	0,0669	0,0754	0,282	3,03	1,33	0,614
	202	0,0822	0,082	0,0709	0,250	2,12	0,680	0,894
0,3	18	0,0892	0,0887	0,0763	0,289	3,06	0,814	0,977
	110	0,0749	0,0792	0,0705	0,247	1,55	0,785	1,19
	202	0,0903	0,0898	0,0718	0,257	3,00	1,43	0,992
0,4	18	0,101	0,101	0,0736	0,269	2,77	1,65	0,807
	110	0,0835	0,0833	0,0725	0,261	3,05	0,956	1,27
	202	0,0939	0,0933	0,0762	0,288	2,53	0,873	1,35

4.5. Sztuczne sieci neuronowe

Sztuczne sieci neuronowe są połączeniami elementów zwanych sztucznymi neuronami służącymi do analizy złożonych problemów regresyjnych [161, 162, 163]. Działanie sieci neuronowych bazuje na mechanizmach biologicznego przetwarzania informacji występujących w mózgu, jednym z najważniejszych organów człowieka. Istnieje wiele topologii sieci neuronowych używanych do przetwarzania relacji między parametrami objaśniającymi i objaśnianymi [164, 165]. Sieć neuronowa wielowarstwowa (ang. *multilayer perceptron*) składa się z połączonych ze sobą neuronów (rys. 4.21). Każde połączenie w sieci ma przypisaną wagę, która w neuronie przemnażana jest przez wartość wejściową. W ten sposób wyznaczone jest pobudzenie neuronu w sieci. Do normalizacji danych uczących użyto reguły funkcji *min-max* a do obliczenia wartości wyjściowej neuronów wykorzystano funkcję tangensa hiperbolicznego:

$$f(x) = \tanh(x) = \frac{e^x - e^{-x}}{e^x + e^{-x}} \quad (4.1)$$



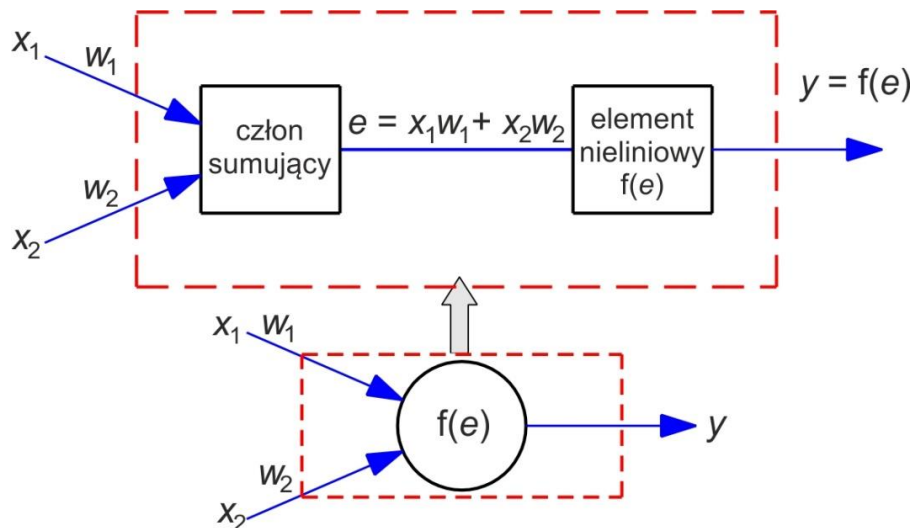
Rys. 4.21. Architektura perceptronu wielowarstwowego.

W skład topologii sieci neuronowej wchodzi co najmniej dwie warstwy, wejściowa oraz wyjściowa, oraz dowolna liczba warstw ukrytych [166]. Liczba neuronów w warstwach wejściowej i wyjściowej jest uwarunkowana liczbą parametrów prezentowa-

nych sieci na wejściu oraz liczbą parametrów wyjściowych. Do analizy wpływu parametrów obróbkowych procesu kształtowania przyrostowego na wartość chropowatości powierzchni żeber usztywniających wykorzystano program Statistica. Jako parametry objaśniające wytypowano głębokość jednego przejścia narzędzia i prędkość obrotową narzędzia. Parametrem objaśnianym przyjęto średnie arytmetyczne odchylenie rzędnych profilu Sa , podstawowy parametr chropowatości powierzchni w przemyśle budowy maszyn [167]. W związku z tym, że testowano blachy z różnych materiałów, o różnej grubości, z lub bez ochronnej powłoki platerowej postanowiono dla każdej z testowanych blach zbudować niezależną sieć. Możliwe jest uwzględnienie wszystkich wymienionych parametrów w jednej globalnej sieci, ale takie postępowanie mogłoby doprowadzić do utraty zdolności generalizacyjnych sieci w związku z ograniczoną liczbą danych uczących.

Złożoność architektury sieci jest wypadkową pomiędzy liczbą zmiennych wejściowych oraz liczbą zmiennych objaśnianych, a także licznością zbioru uczącego. O ile liczba neuronów w warstwie wejściowej i wyjściowej jest zdeterminowana liczbą zmiennych objaśniających i objaśnianych, o tyle brak jest ogólnych wytycznych pozwalających *a priori* dobrać architekturę sieci o raz liczbę zmiennych w warstwie(ach) ukrytych. Architektura sieci zależy od informacji niesionej przez zbiór uczący oraz ewentualnych interakcji pomiędzy zmiennymi wejściowymi dlatego, musi być dobrana indywidualnie do analizowanego problemu.

Uczenie sieci polega na samodzielnym dostosowaniu współczynników wagowych sieci na podstawie prezentowanego zbioru danych uczących. Podaje się na wejściu sieci kolejne wzorce ze zbioru uczącego, a sieć na podstawie różnicy wartości wyjściowej w stosunku do wzorca modyfikuje wagi połączeń. Każdy neuron składa się z dwóch członów wykonawczych (rys. 4.22). W pierwszym z nich sumowane są iloczyny sygnałów wejściowych x_i oraz współczynników wag w_i . Sygnał wyjściowy sumatora e przetworzony w elemencie nieliniowym jest sygnałem wyjściowym z neuronu $y = f(e)$



Rys. 4.22. Struktura neuronu.

Trenowanie sieci neuronowych może być przeprowadzone za pomocą bardzo wielu algorytmów, m.in. wstecznej propagacji błędów, największego spadku, zmiennej metryki, gradientów sprzężonych [168, 169]. Po przeprowadzeniu szeregu eksperymentów z sieciami wielowarstwowymi o różnej liczbie neuronów w warstwie ukrytej, na podstawie wartości trzech parametrów: współczynnika determinacji, średniego błędów bezwzględnych oraz błędów średniokwadratowych [170, 171, 172, 173] do analizy wpływu parametrów obróbkowych na wartość średniej arytmetycznej odchylenia rzędnych profilu Sa powierzchni wewnętrznej żeber usztywniających wybrano sieć o strukturze 2:2-8-1:1 (rys. 4.23). Jakość sieci określono na podstawie następujących parametrów:

- a) współczynnika determinacji R^2 (ang. *coefficient of determination*):

$$R^2 = 1 - \left(\frac{\sum_{i=1}^m (a_j - p_j)^2}{\sum_{i=1}^m (p_j)^2} \right) \quad (4.2)$$

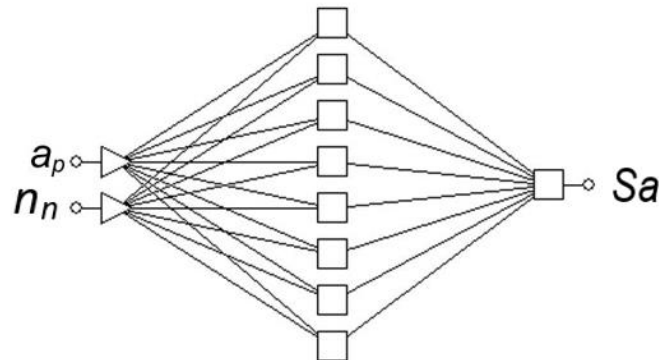
- b) średniego błędów bezwzględnych (ang. *absolute error mean AEM*):

$$AEM = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m |a_j - p_j| \quad (4.3)$$

- c) błędów średniokwadratowych (ang. *round mean square error - RMSE*):

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m |a_j - p_j|^2} \quad (4.4)$$

gdzie a jest wartością aktualną, p jest wartością przewidywaną, a m jest liczbą zestawów uczących.



Rys. 4.23. Architektura sieci zastosowanej do analizy wpływu parametrów obróbki na wartość parametru chropowości S_a .

Uczenie sieci przeprowadzono za pomocą różnych algorytmów, które dla stosunkowo mało rozbudowanej sieci stosowanej w niniejszej pracy, zapewniły porównywalne wyniki. Do zaprezentowania wyników procesu uczenia wybrano algorytm zmiennej metryki (quasi Newtona), który zapewnił najszybsze osiągnięcie minimum przez odpowiedź sieci w trakcie uczenia [174, 175]. W metodzie uczenia quasi Newtona hesjan minimalizowanej funkcji błędu sieci jest przybliżany przez analizowanie kolejnych wektorów gradientu. metoda zmiennej metryki jest uważana za jedną z najlepszych metod optymalizacji funkcji wielu zmiennych dlatego, że hesjan minimalizowanej funkcji błędu w każdym kroku uczenia spełnia warunek dodatniej określoności. Ze uwagi na dużą złożoność obliczeniową związaną z koniecznością obliczania m^2 elementów hesjanu metoda ta zalecana jest do niezbyt rozbudowanych sieci neuronowych. Ten warunek spełnia sieć analizowana w niniejszej pracy (rys. 4.23). Ze zbioru uczącego wydzielono losowo 20% przypadków, które zostały przypisane do zbioru walidacyjnego, który służy do niezależnej kontroli algorytmu uczenia. Zbiór walidacyjny chroni proces uczenia przed „brzytwą Ockhama”, według której „w wyjaśnianiu zjawisk należy dążyć do prostoty, wybierając takie wyjaśnienia, które opierają się na jak najmniejszej liczbie założeń i pojęć”. Niespełnienie warunku

Ockhama prowadzi do nadmiernego dopasowania sieci do danych uczących i w konsekwencji zanika jej zdolność do generalizacji danych. Wartości błędów RMSE dla „nauczonych” sieci przedstawiono w tabeli 4.13. Różnice w wartościach tych błędów dla różnych sieci wynikają z różnicy w oraz możliwego zaszumienia danych w zestawach uczących. Innym wytłumaczeniem w różnicach błędów wynikają z losowego doboru przez algorytm uczenia danych, które zostały zakwalifikowane do zbioru walidacyjnego. Usunięcie danych, które niosły istotną wartość informacyjną z zestawu uczącego mogło obniżyć jakość procesu uczenia.

Tabela 4.13. Wartości błędów RMSE dla analizowanych sieci neuronowych.

Materiał	Błąd RMS dla zboru uczącego
EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm	0,1206
EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm	0,3004
EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm	0,286

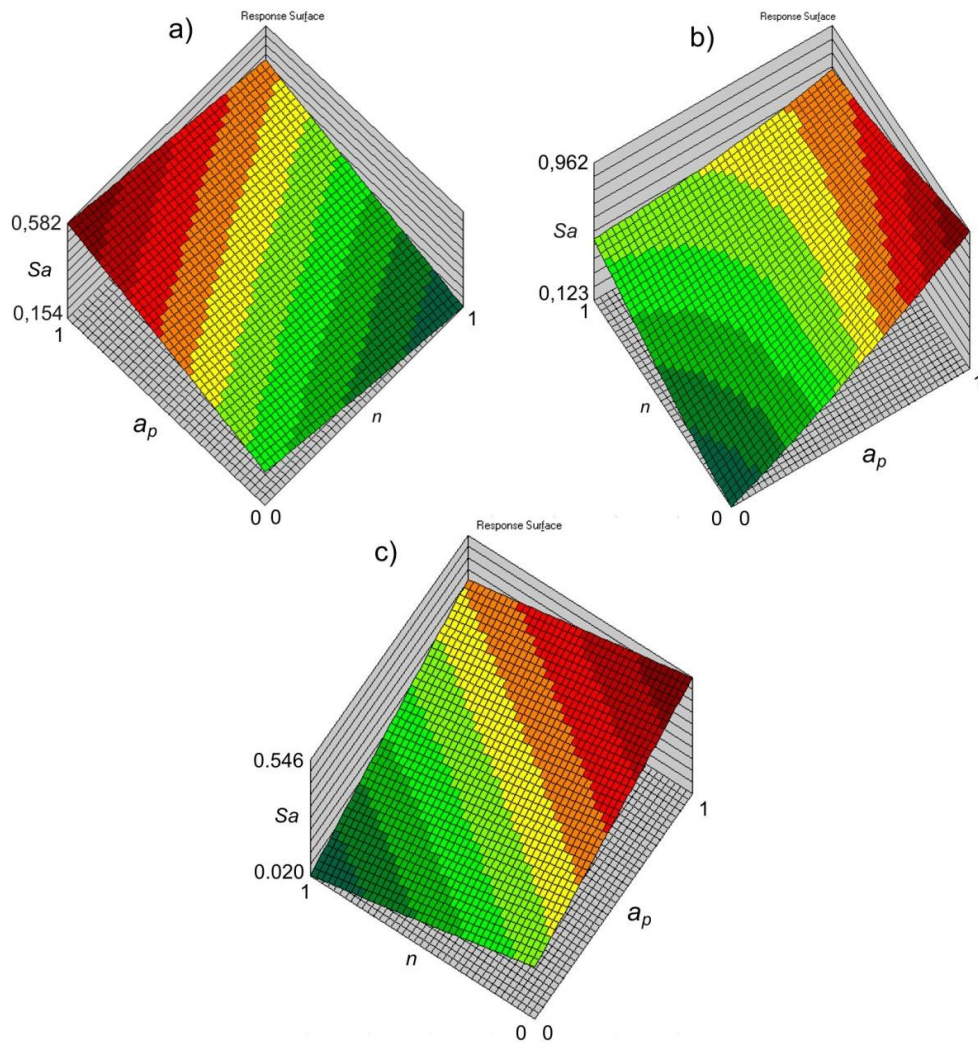
Obserwacja zmian wartości błędu uczenia sieci stanowi odpowiedź na możliwe przeuczenie sieci, natomiast obok błędu uczenia sieci bardzo ważnymi parametrami świadczącymi o zdolnościach aproksymacyjnych sieci są współczynnik determinacji oraz średni błąd bezwzględny. Uwzględniając małą liczbę danych uczących, wszystkie sieci charakteryzowały się stosunkowo wysoką wartością współczynnika determinacji wyznaczonego dla zbioru uczącego (Tr. SA na rys. 4.24), powyżej $R^2 = 0,65$.

Wartości ilorazu odchyłeń standardowych dla zbioru uczącego wynoszące powyżej 0,5 świadczą o średniej jakości predykcyjnej sieci neuronowej. Dla bardzo dobrych modeli wartość tego współczynnika wynosi poniżej 0,1 [176].

a)		b)		c)	
	Tr. SA		Tr. SA		Tr. SA
Data Mean	0.396361	Data Mean	0.4382397	Data Mean	0.5095289
Data S.D.	0.3706392	Data S.D.	0.3850771	Data S.D.	0.3248869
Error Mean	-0.05026	Error Mean	0.1293778	Error Mean	-0.2017
Error S.D.	0.2841315	Error S.D.	0.2928821	Error S.D.	0.2190582
Abs E. Mean	0.2058558	Abs E. Mean	0.2617742	Abs E. Mean	0.2135158
S.D. Ratio	0.7665988	S.D. Ratio	0.7605805	S.D. Ratio	0.6742597
Correlation	0.7085505	Correlation	0.6574437	Correlation	0.8514288

Rys. 4.24. Podstawowe parametry regresyjne sieci dotyczących blach: a) EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm, b) EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm oraz c) EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,4 mm: Data Mean – średnia, Data S.D. – odchylenie standardowe danych, Error Mean – błąd średni, Error S.D. – odchylenie standardowe błędów, Abs. E. Mean – średni błąd bezwzględny, S.D. Ratio – iloraz odchyleń standardowych, Correlation – współczynnik determinacji R^2 .

Nadrzędnym celem przeprowadzonych analiz za pomocą sieci neuronowych, poza próbą budowy sieci o wysokiej jakości na podstawie stosunkowo małego zestawu danych, było poznanie zależności pomiędzy parametrami procesu obróbki na wartość średniego arytmetycznego odchylenia rzędnych profilu Sa . Powierzchnie odpowiedzi sieci neuronowej dla danych dotyczących wszystkich materiałów przedstawiono na rysunku 4.25. Według wszystkich modeli neuronowych zwiększenie wartości głębokości przejścia narzędzia wpływa na zwiększenie wartości parametru chropowatości powierzchni Sa . Wpływ prędkości obrotowej narzędzia na wartość parametru Sa jest bardziej złożony. Podczas obróbki blach pokrytych powłoką platerową (rys. 4.25a oraz 4.25c) zwiększenie prędkości obrotowej powoduje zmniejszenie wartości parametru Sa . Odwrotną zależność można zaobserwować dla blachy EN AW-2024-T3 (rys. 4.25b), która nie posiadała ochronnej powłoki przeciwkorozyjnej. Wynikiem może być nagrzewanie się miękkiej powłoki ochronnej, zawierającej duży udział aluminium, pod wpływem adhezyjnego oddziaływania powierzchni obracającego się narzędzia. W konsekwencji uplastycznione wierzchołki powierzchni blachy były bardziej podatne na wygładzanie.



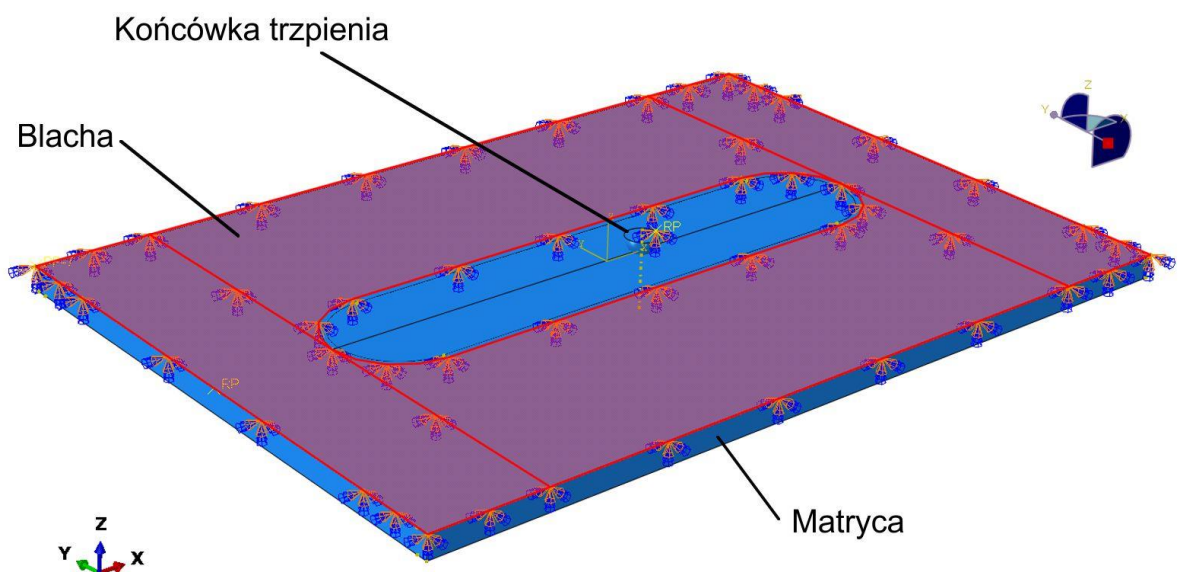
Rys. 4.25. Powierzchnie odpowiedzi sieci neuronowej 2:2-8-1:1 dotyczące wpływu głębokości jednego przejścia narzędzia oraz prędkości obrotowej narzędzia na wartość średniego arytmetycznego odchylenia rzędnych profilu Sa (dane znormalizowane) dla blach: a) EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm, b) EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm oraz c) EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,4 mm

Formowanie żeber przeprowadzono z zastosowaniem syntetycznego oleju 75W-85 o następujących parametrach: lepkość $74,0 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}$ (przy 40°C), gęstość 874 kg/m^3 (przy 15°C), temperatura zamarzania -45°C .

4.6. Modelowanie numeryczne kształtowania przetłoczeń usztywniających

4.6.1. Model numeryczny

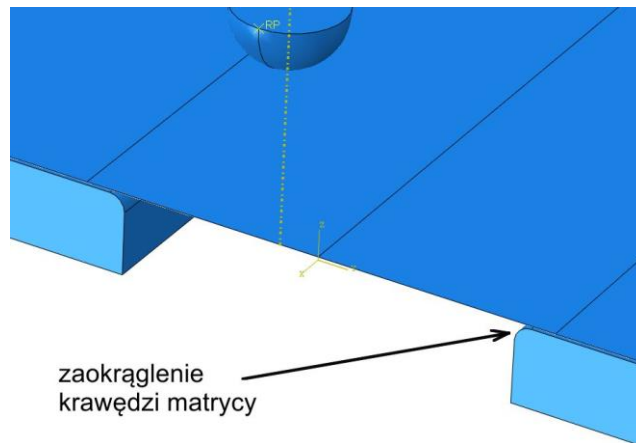
Modelowanie numeryczne kształtowania przetłoczeń przeprowadzono dla dwóch wariantów formowania blachy platerowanej EN AW-2024-T3 o grubości 0,4 mm, konwencjonalnego tłoczenia oraz formowania przyrostowego. Symulacje numeryczne za pomocą metody elementów skończonych przeprowadzono w programie ABAQUS 2016, który umożliwia analizę modeli fizycznych uwzględniających nieliniową charakterystykę materiałową oraz nieliniowości geometryczne wywołane dużymi odkształceniami. Model geometryczny matrycy oraz trzpienia odpowiadał rzeczywistym wymiarom narzędzi (rys. 3.9, 3.10). Zgodnie z ideą formowania przyrostowego płaskie powierzchnie blachy niepodlegające odkształceniu są dociśnięte do matrycy za pomocą dociskacza. Siła docisku powinna zapobiegać przemieszczaniu się blachy pomiędzy narzędziami. W modelu numerycznym zablokowano węzły blachy w obszarze objętym dociskaczem (czerwony obszar na rys. 4.26). W ten sposób ograniczono rozmiar numeryczny zadania.



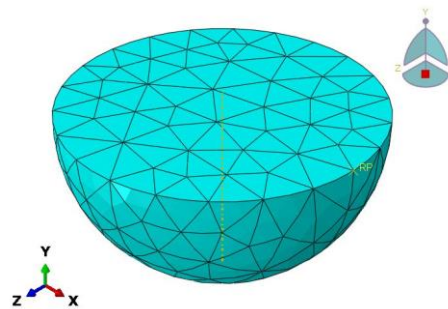
Rys. 4.26. Model geometryczny dotyczący formowania przyrostowego przetłoczenia usztywniającego.

Uwzględnienie matrycy w modelu MES było konieczne ze względu na odwzorowanie w symulacji numerycznej jej zaokrąglonego promienia (rys. 4.27). W metodzie kształtowania przyrostowego matrycę oraz końcówkę trzpienia (rys. 4.28) zamodelowano za pomocą 10. węzłowych czworościennych elementów nieodkształcalnych

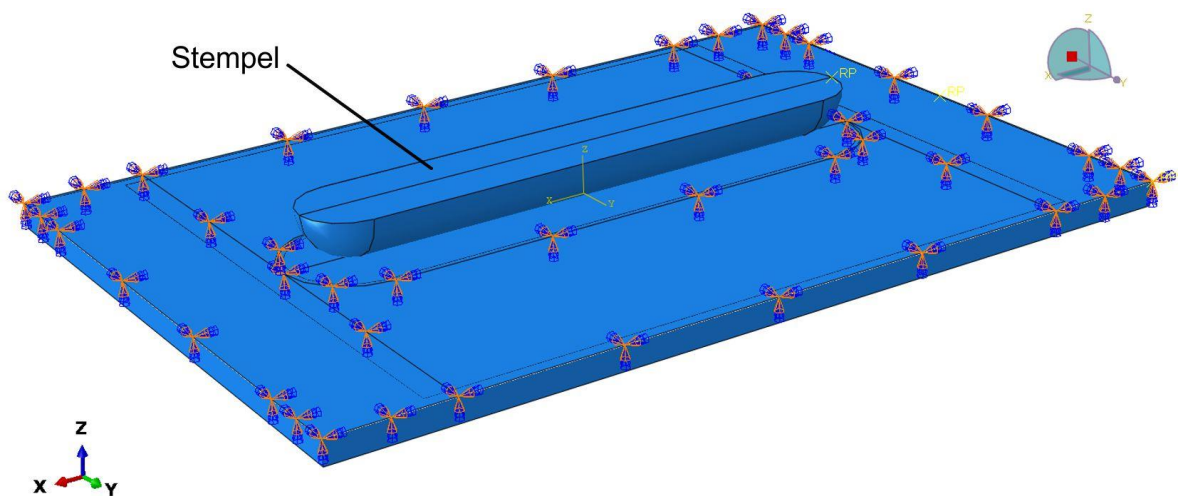
C3D10 [177]. W porównawczym, konwencjonalnym wariancie kształtowania żeber uwzględniono nieodkształcalny stempel obejmujący swoją powierzchnią cały profil usztywnienia (rys. 4.29).



Rys. 4.27. Przekrój poprzeczny modelu geometrycznego procesu formowania.



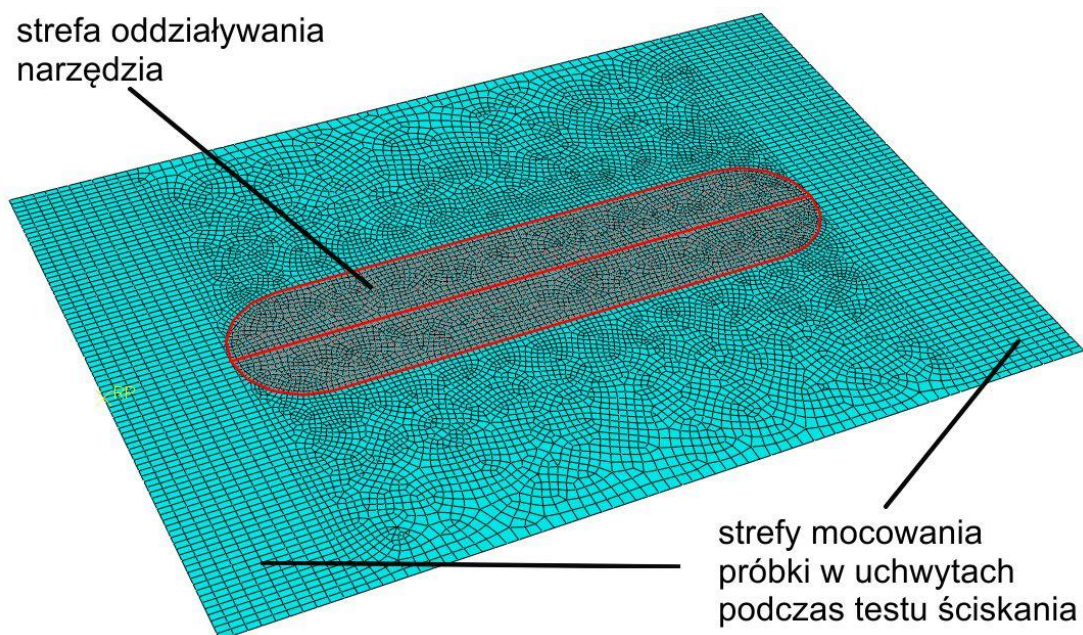
Rys. 4.28. Siatka elementów skończonych końcówki trzpienia.



Rys. 4.29. Model geometryczny dotyczący formowania konwencjonalnego przetłoczenia usztywniającego.

Do dyskretyzacji blachy zastosowano elementy podwójnie zakrzywione powłokowe czterowęzłowe S4R (*4-node doubly curved shell, reduced integration* wg [177]) z formułą całkowania zredukowanego, Są to elementy skończone, które posiadają po 6 stopni swobody w każdym węźle (3 obroty i 3 przemieszczenia) i mogą być stosowane w analizach uwzględniających duże przemieszczenia i obroty. Elementy powłokowe ogólnego przeznaczenia do których zaliczamy element S4R pozwalają na otrzymanie dokładnego rozwiązania przy zwiększonej szybkości obliczeń dla wszystkich możliwych rodzajów obciążeń [178]. S4R jest elementem powszechnie stosowanym w symulacjach numerycznych procesów kształtowania blach [179, 180, 181, 182].

W strefie oddziaływania narzędzia na blachę lokalnie zagęszczono siatkę elementów (rys. 4.30). Model blachy składał się z 11111 elementów, model matrycy z 27289 elementów, model stempla z 18226 a model końcówki trzpienia z 943 elementów. Podczas generowania siatki należy pamiętać o zasadzie, aby elementy miały kształt zbliżony do regularnego. Wykorzystanie elementów, których jeden z wymiarów jest znacznie mniejszy od pozostałych może stwarzać problemy podczas obliczeń związane z aproksymacją poszukiwanych wartości pomiędzy węzłami.



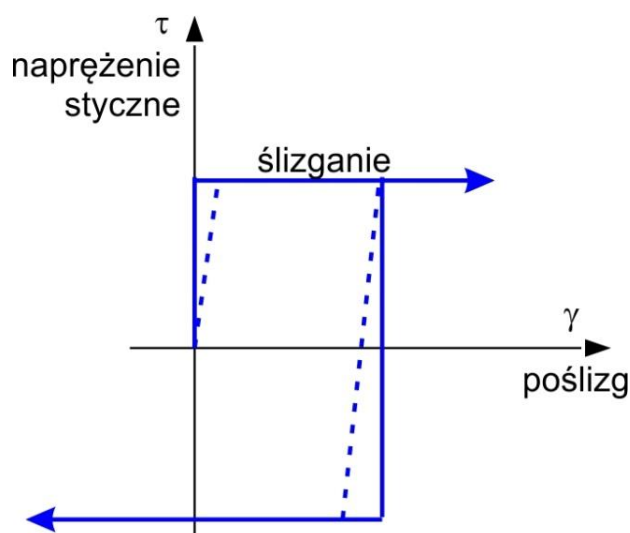
Rys. 4.30. Siatka elementów skończonych blachy

Do matrycy przyłożono warunek brzegowy blokujący jej wszystkie przemieszczenia i obroty przestrzenne. Trajektoria ruchu końcówki trzpienia w symulacji dotyczącej kształtowania przyrostowego odpowiadała warunkom eksperymentalnym. W

modelu formownia konwencjonalnego założono przemieszczenie do stempla na kierunku osi Z (rys. 4.29) odpowiadające maksymalnemu zagłębieniu końcówki trzpienia w formowaniu przyrostowym, tj. 5 mm.

Przyjęto izotropowy sprężysto-plastyczny model materiału z nieliniowym wzmocnieniem. Krzywa umocnienia odkształceniowego odpowiadała parametrom materiałowym wyznaczonym eksperymentalnie (tabela 3.2). Gęstość materiału wynosiła 2780 kg/m^3 . Właściwości sprężyste materiału zdefiniowano przez wprowadzenie współczynnika Poissona $\nu = 0,33$ oraz modułu Younga $E = 73,1 \text{ GPa}$ [183].

Warunki kontaktowe zdefiniowano pomiędzy blachą oraz powierzchniami matrycy i końcówki trzpienia (kształtowanie przyrostowe) oraz stempla (formowanie konwencjonalne). Do opisu zjawisk kontaktowych pomiędzy wyżej wymienionymi powierzchniami wykorzystano model tarcia z funkcją kary (ang. *penalty*) [184] ze współczynnikiem tarcia równym 0,11. Wartość ta odpowiadała średniej wartości współczynnika tarcia wstępującego w warunkach smarowania blachy platerowanej EN AW-2024-T3 za pomocą oleju 75W-85 w rozważanym zakresie nacisków (rys. 3.26). Analizy numeryczne uwzględniające duże przemieszczenia materiału w warunkach idealnego modelu tarcia Coulomba jest utrudniona [184]. Dlatego domyślnym modelem tarcia w programie Abaqus jest model uwzględniający funkcję kary z dopuszczalnym „elastycznym poślizgiem”, określonym linią przerywaną na rys. 4.31.



Rys. 4.31. Model tarcia z funkcją kary.

Jest to niewielki ruch między kontaktującymi się powierzchniami w chwili obciążenia połączenia tarcioowego. Algorytm kontaktowy programu Abaqus automatycznie dobiera nachylenie linii przerywanej (karną sztywność) tak, aby „elastyczny poślizg”

był niewielkim ułamkiem charakterystycznej długości elementu. Model tarcia z funkcją kary zalecany jest do modelowania zjawisk kontaktowych w procesach przeróbki plastycznej [184, 185, 186, 187].

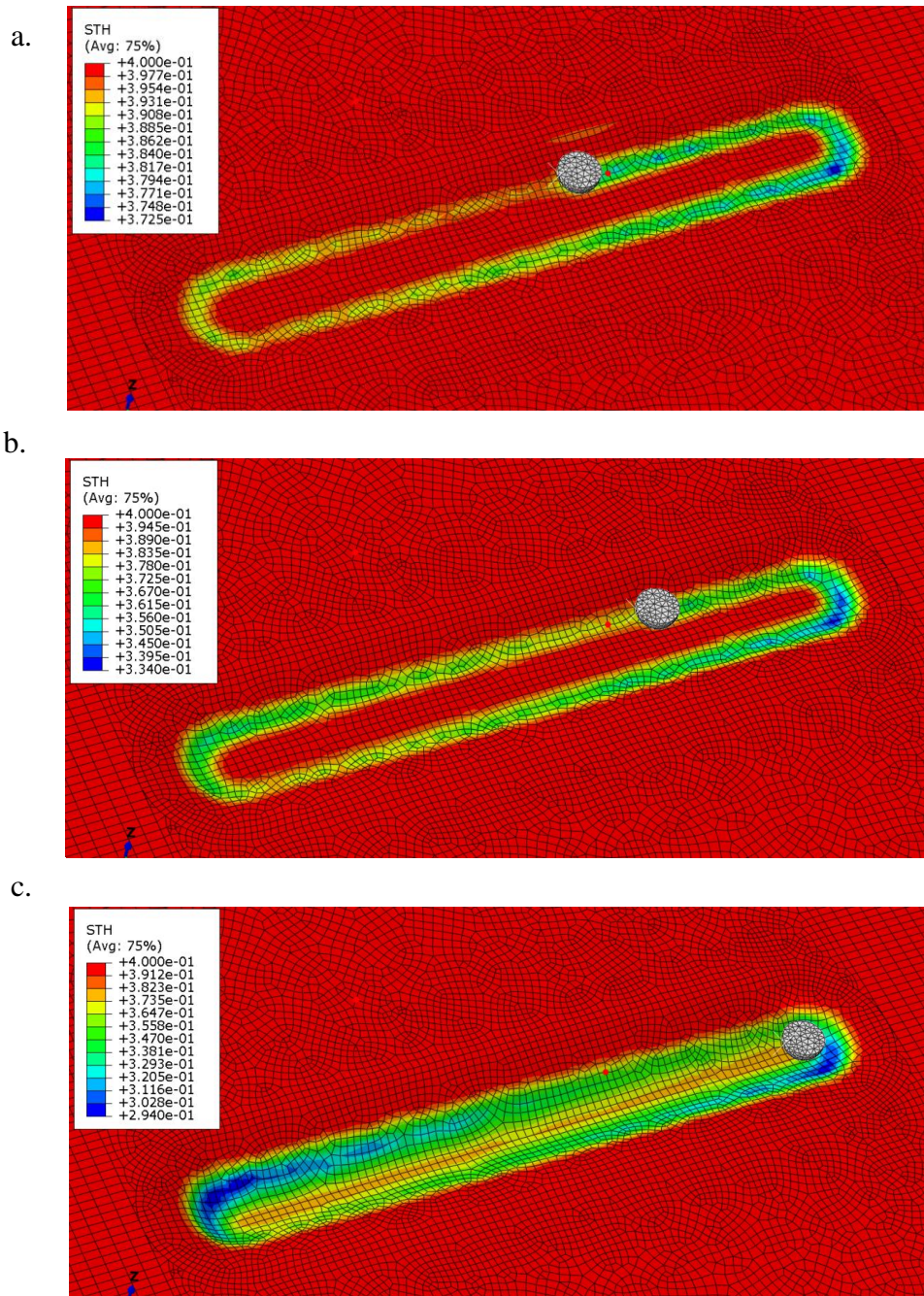
4.6.2. Wyniki modelowania MES

Odkształcenie żeber formowanych metodą przyrostową przebiegało w sposób lokalny, w okolicy kontaktu powierzchni trzpienia z materiałem (rys. 4.32a,b). Obszar odkształcony stopniowo rozszerzał się w kierunku wierzchołka usztywnienia (rys. 4.32c). Odkształcenie blach podczas tłoczenia konwencjonalnego przebiegało w odmienny sposób. Blacha, począwszy od pierwszego kontaktu stempla, podlegała odkształceniu na całej powierzchni swobodnej oznaczonej jako strefa oddziaływania narzędzia na rys. 4.30. Najbardziej wyężonymi obszarami podczas tłoczenia usztywnienia za pomocą stempla były strefy naroży żeber kontaktujące się ze stemplem w jego skrajnych punktach (rys. 4.33). Poza strefą naroży, blacha w obszarze żeber wykazuje bardzo równomierną grubość (rys. 4.33c). Ma to również odzwierciedlenie w rozkładzie odkształceń zredukowanych przedstawionych dla formowania konwencjonalnego na rysunku 4.34b. Formowanie przyrostowe wywołuje największe odkształcenia na bocznej powierzchni przetłoczenia w okolicy naroży (rys. 4.34a). W tym obszarze materiał jest intensywnie wyężony ze względu na panujący stan rozciągania, zbliżony do jednoosiowego, i kontaktową interakcję ze sferyczną powierzchnią trzpienia. Podczas tłoczenia konwencjonalnego, boczne powierzchnie żeber kontaktują się z powierzchnią stempla dopiero na końcu procesu obróbki. W trakcie zagłębiania stempla materiał w tym obszarze jest rozciągany swobodnie (rys. 4.35).

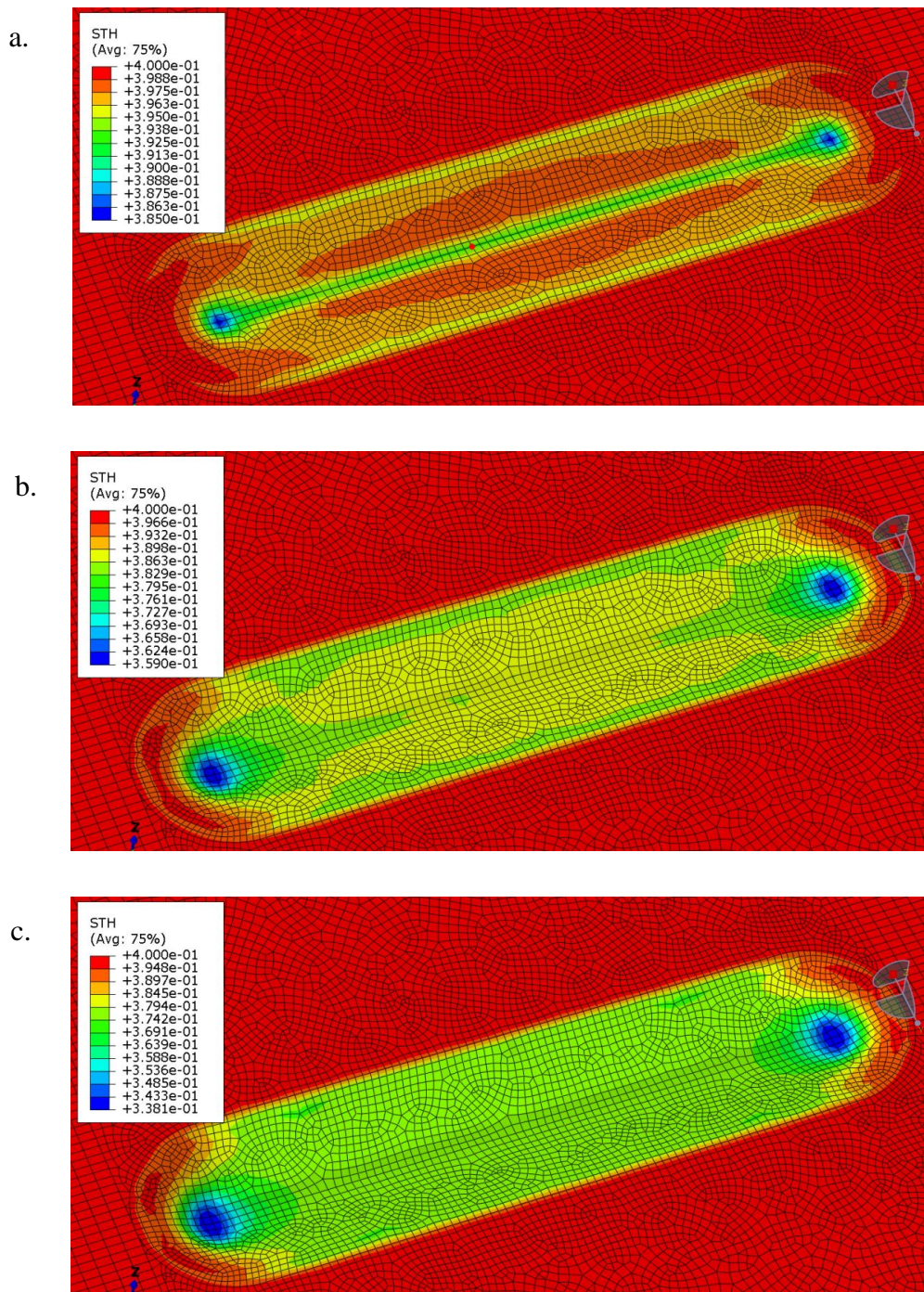
Największą wartość pocienienia ścianek równą 26,5% zarejestrowano przy formowaniu przyrostowym. Wartość pocienienia ścianek żeber formowanych za pomocą stempla była prawie dwukrotnie mniejsza (15,5%). Grubość blachy mierzona w połowie długości żeber w najwyższym ich punkcie jest niemal identyczna dla obydwu metod formowania: 0,372 mm (kształtowanie przyrostowe), 0,378 mm (tłoczenie konwencjonalne).

Niekorzystne pocienienie ścianki na bocznej powierzchni usztywnień formowanych przyrostowo można częściowo wyeliminować przez zaprojektowanie żeber o nierównomiernej wysokości wzdłuż profilu, zmniejszającej się w kierunku naroży. Problem ten nie był w pracy szczegółowo analizowany dlatego, że kierunek rozwojowy technologii formowania przyrostowego do kształtowania usztywnień autor upatruje w

zastosowaniu tej metody do obróbki przestrzennych paneli zawierających zamknięte przetłoczenia, które nie posiadają naroży. Przyszłe badania będą ukierunkowane na wytworzenie przestrzennych usztywnień w konstrukcjach cienkościennych, w których zastosowanie tradycyjnego tłoczenia jest nieopłacalne z uwagi na małą elastyczność geometryczno-kształtową tej technologii.



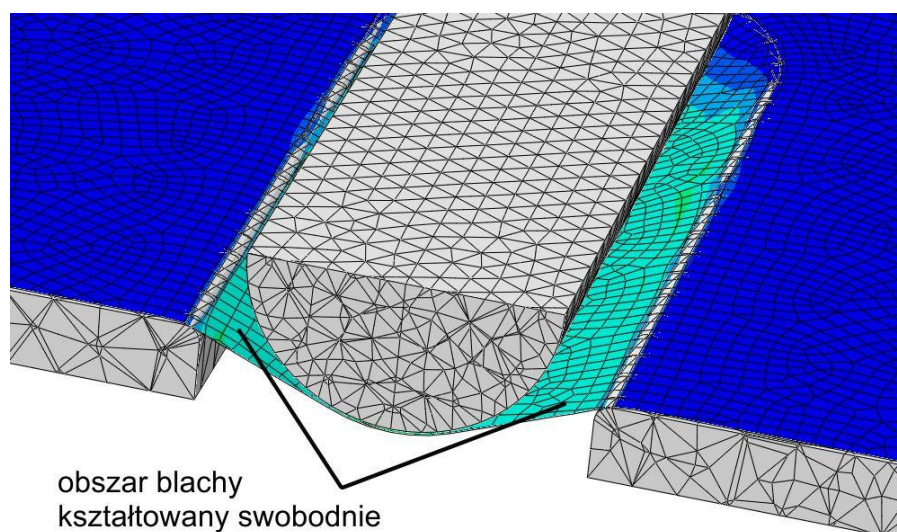
Rys. 4.32. Rozkład grubości blachy w obszarze żebra kształtowanego metodą przyrostową; zagłębienie narzędzia kształtującego: a) 2,9 mm, b) 3,8 mm, c) 5 mm.



Rys. 4.33. Rozkład grubości blachy w obszarze przetłoczenia kształtowanego metodą tłoczenia konwencjonalnego; zagłębienie narzędzia kształtującego: a) 2,9 mm, b) 3,8 mm, c) 5 mm.

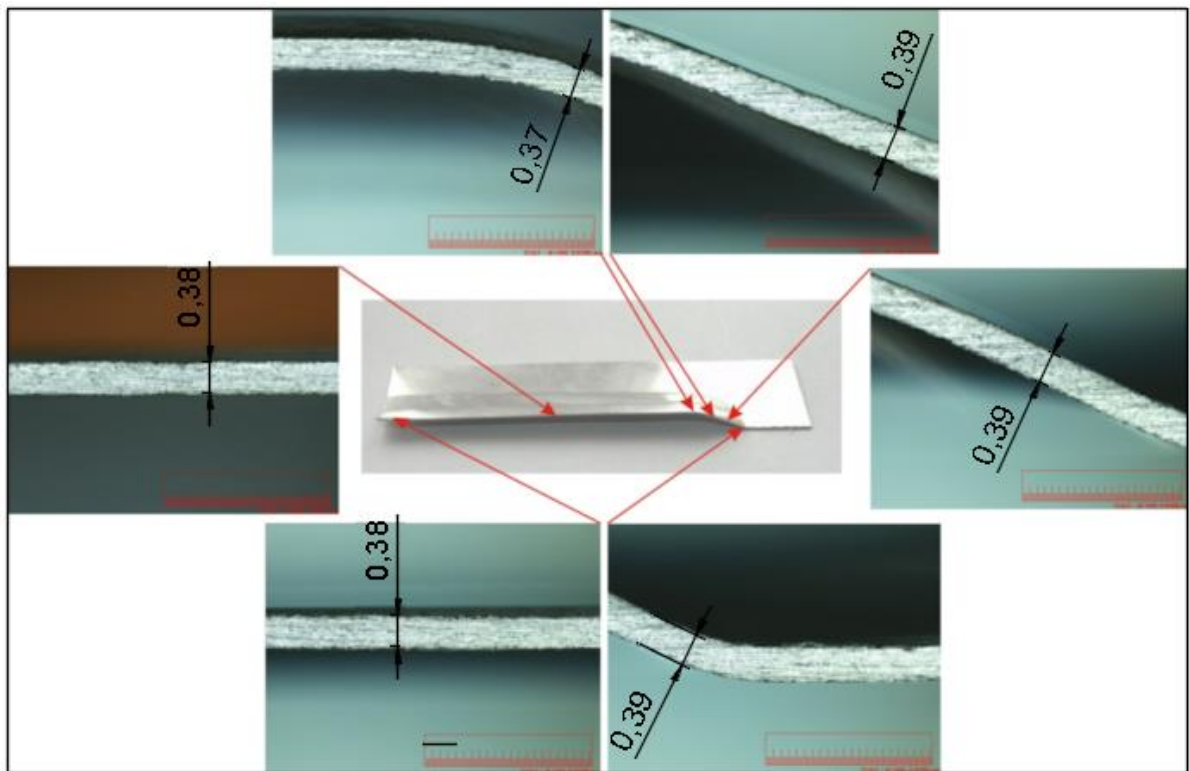


Rys. 4.34. Rozkład odkształceń zastępczych w materiale żeber kształtowanych metodami: a) przyrostową oraz b) konwencjonalną, zagłębienie narzędzi 5 mm.



Rys. 4.35. Charakter kształtowania przetłoczenia metodą konwencjonalną.

Dla sprawdzenia i porównania rozkładu grubości blachy uformowanej przy użyciu stempla i matrycy, oprócz modelowania numerycznego wykonano także badanie eksperymentalne. Grubość blachy przetłoczenia uformowanego przy użyciu stempla i matrycy w różnych punktach przedstawiono na rys. 4.36. Modelowanie numeryczne oraz doświadczenie eksperymentalne wykazały porównywalne rezultaty i charakter przebiegu odkształcenia. Przy jednopunktowym formowaniu przyrostowym, daje się zauważyć przede wszystkim pocienienie ścianek usztywnienia, zaś jego dno zachowuje grubość bliską grubości wyjściowej blachy. W przypadku formowania metodą „tradycyjną” rozkład grubości blachy jest w przybliżeniu stały z zauważalnymi pocienieniami w narożach formowanego zębra.



Rys. 4.36. Rozkład grubości blachy przetłoczenia wykonanego przy użyciu stempla i matrycy.

5. Badania wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi

Rozważane w pracy usztywnienia dedykowane do cienkościennych konstrukcji nośnych w procesie eksploatacyjnym mogą być narażone na szereg obciążeń o różnej prędkości działania. Zawężając zagadnienie do elementów budowy statków powietrznych, niezwykle istotnym jest poddanie takich struktur usztywnionych badaniom w warunkach obciążeń dynamicznych.

Konstrukcje lotnicze mogą być narażone na wiele zdarzeń wywołujących dynamiczne uderzenia. Zasadniczo w lotnictwie cywilnym zdarzenia takie można podzielić na dwie grupy. Pierwsza z nich to zderzenia statku powietrznego z ciałem obcym podczas lotu [188]. Są to przede wszystkim uderzenia brył lodu w czasie gradobicia [189, 190], a także zderzenia z ptakami [191, 192]. Tego typu przypadki uszkodzenia struktur lotniczych na ogół są związane z dużą prędkością uderzenia oraz relatywnie małą masą obiektu. Jednak większość uszkodzeń konstrukcji statków powietrznych wskutek losowych uderzeń ciałem obcym w samolotach cywilnych ma miejsce przede wszystkim w obsłudze naziemnej [193]. Dochodzi wówczas do przypadkowych uderzeń podczas załadunku lub rozładunku i jest to najczęstsza forma uszkodzeń elementów strukturalnych samolotów [193]. Powszechne są także przypadki dynamicznych uderzeń w pokrycie statków powietrznych w czasie obsługi serwisowej. Dochodzi wreszcie do przypadków zderzeń z obiektami np. podczas kołowania [194].

Naziemne przypadki uszkodzeń spowodowane uderzeniami dynamicznymi cechują się stosunkowo małą prędkością oddziaływania, a także znaczącą masą obiektów zdefiniowanych jako ciała obce. Autorzy opracowań [195, 196, 197] określają zakres prędkości dla zderzeń zaliczanych do niskich prędkości w przedziale: 1-10 m/s. W praktyce jednak są to w przeważającej części prędkości do około 2 m/s [191]. Realizując badania eksperymentalne, bądź też modelując zjawiska zachodzące przy rozpatrywanych zdarzeniach, rozpatruje się je zatem jako zjawiska quasi-statyczne [191, 194]. Przy niskopiędkościowych uderzeniach kontakt obiektu ze strukturą jest na tyle długi, że cała struktura przenosi obciążenie dynamiczne, podobnie jak przy obciążeniu statycznym [198, 199].

5.1. Statyczne badania wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi

Efektywność badań eksperymentalnych zależy w dużej mierze od zastosowanej metody planowania eksperymentów, które obok ograniczenia ich liczby pozwala na

uzyskanie wiarygodnych wyników badań. Głównym problemem w planowaniu eksperymentów jest wybór odpowiedniej metody oraz prawidłowa interpretacja uzyskanych wyników. Zaletą praktycznie wszystkich metod optymalizacyjnych jest zdolność do samoregulacji. Zwiększenie ilości eksperymentów wpływa na poprawę zdolności predykcyjnych modelu.

W pewnych zagadnieniach optymalizacyjnych liczba eksperymentów z góry jest ograniczona z przyczyn technologicznych, konstrukcyjnych lub innych. Z pomocą przychodzą plany planowania eksperymentu, które poprzez minimalizację liczby badań pozwalają jednocześnie na prawidłowe wnioskowanie o wpływie parametrów wejściowych na wartość estymowaną. Powszechnie stosowane plany ortogonalne, które na podstawie zmienności zadanej liczby zmiennych na kilku poziomach zapewniają otrzymanie statystycznie istotnej informacji o interakcjach pomiędzy zmiennymi wejściowymi i zmienną objaśnianą oraz interakcją między czynnikami. Alternatywnym sposobem na optymalizację procesu kształtowania przyrostowego uźebrowanych paneli jest metoda Taguchi stosowana do eksperymentalnej optymalizacji jakości procesów wieloparametrowych. Metoda Taguchi, stanowiąca rozszerzenie metody Shainin'a [200, 201], polega na minimalizacji zmienności parametru wyjściowego w odpowiedzi na czynnik i zakłócające, przy jednoczesnej maksymalizacji zmienności w odpowiedzi na czynniki sterowalne [202]. Podejście to pozwala na znaczące zmniejszenie liczby eksperymentów koniecznych do oceny wpływu parametrów formowania na właściwości obiektu. W niniejszej pracy celem metody Taguchi jest ustalenie parametrów procesu kształtowania przyrostowego zapewniających największą nośność panelu poddanego próbie ściskania.

W badaniach optymalizacyjnych zastosowano plan Taguchi L9 (dwa czynniki zmienne na trzech poziomach). Podczas wstępnych badań kształtowania uźebroanych paneli stwierdzono, że prędkość posuwu badana w zakresie 800-1500 mm/min nie wywiera istotnego wpływu na możliwość formowania żeber, poza zmianą czasu kształtowania do optymalizacji procesu metodą Taguchi wybrano następujące parametry wejściowe (zmiennie niezależne): zagłębienie narzędzia a_p oraz prędkość obrotową narzędzia n_n . Plan badawczy według podejścia Taguchi przedstawiono w tabeli 5.1. Poziomy zmienności parametrów wejściowych są następujące:

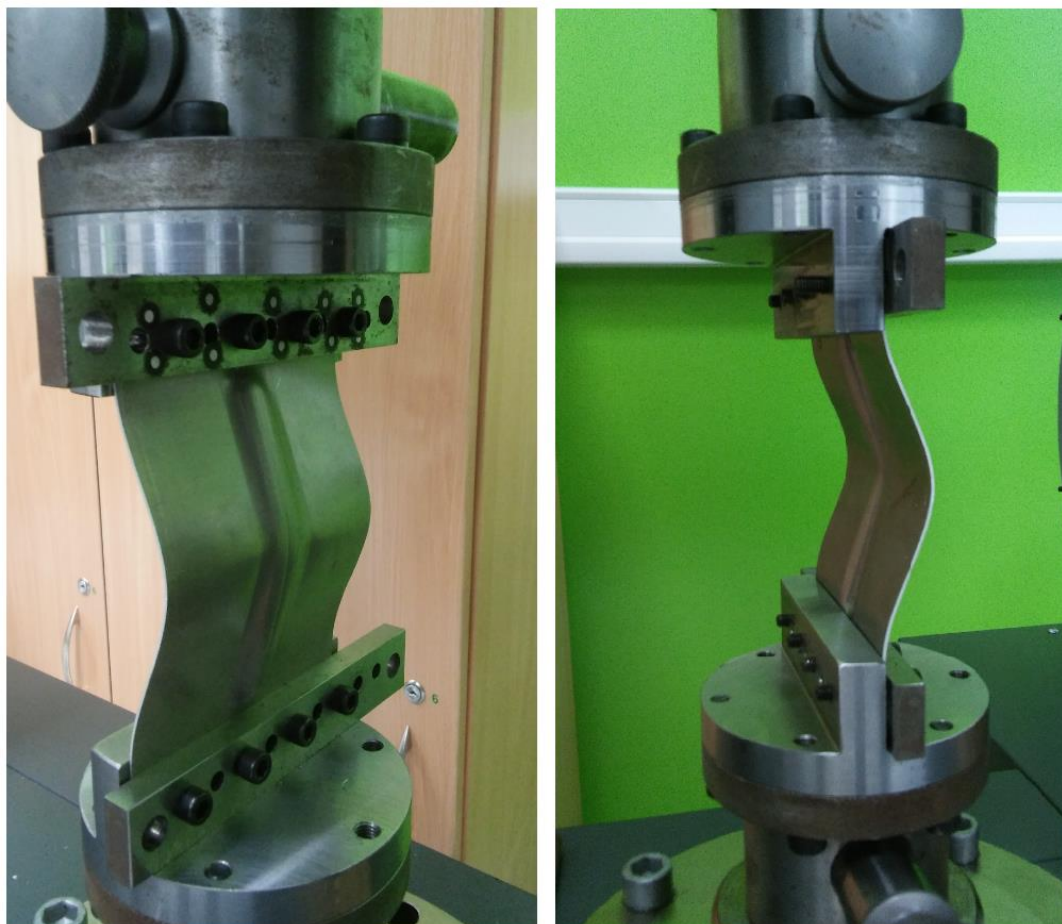
- zagłębienie narzędzia: Z1 – 0,2 mm, Z2 – 0,3 mm, Z3 – 0,4 mm,
- prędkość obrotowa narzędzia: P1 – 18 obr./min, P2 – 110 obr./min, P3 – 202 obr./min.

Ze względu na maksymalizację czasu obróbki paneli badania przeprowadzono przy największej wstępnie analizowanej prędkości posuwu 1500 mm/min. Plan Taguchi L9 zastosowano niezależnie dla różnych gatunków i grubości badanych blach.

Tabela 5.1. Ortogonalny plan eksperymentów

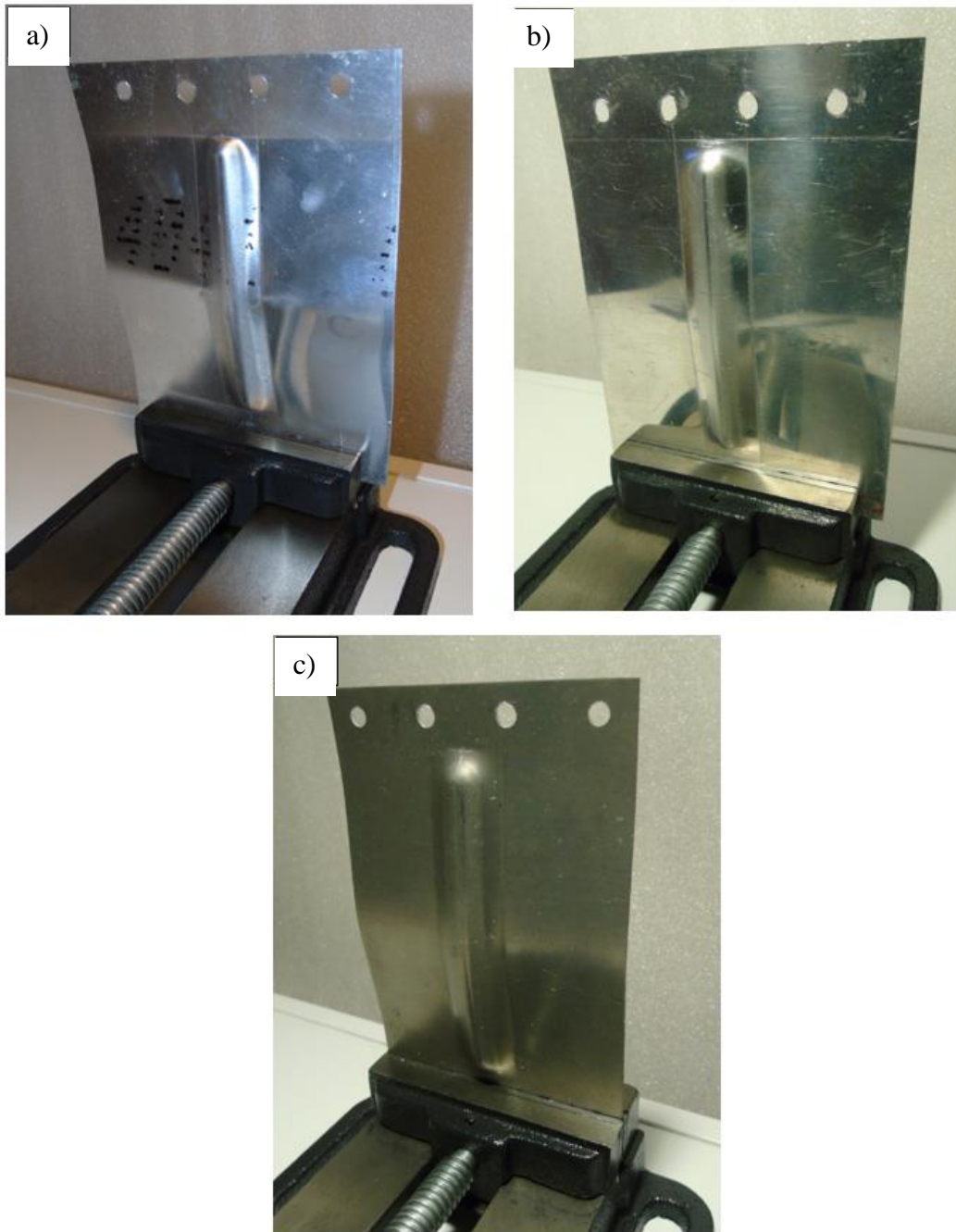
L.p.	Zagłębienie narzędzia a_p , [mm]	Prędkość obrotowa narzędzia n_n , [obr./min]
1	Z1	P1
2	Z1	P2
3	Z1	P3
4	Z2	P1
5	Z2	P2
6	Z2	P3
7	Z3	P1
8	Z3	P2
9	Z3	P3

Próbki wykonane metodą jednopunktowego formowania przyrostowego poddano badaniom ściskania na maszynie wytrzymałościowej Zwick/Roell Z100. Na obydwu końcach badanych blach wywiercono otwory umożliwiające mocowanie w specjalnie wykonanym do przeprowadzenia testu przyrządzie i zapobiegające przesuwaniu się próbki w szczękach uchwytu. Formatkę umieszczono w maszynie wytrzymałościowej i dociśnięto płaskownikiem za pośrednictwem czterech śrub symetrycznie rozmieszczonych z obydwu stron (rys. 5.1). Próby przeprowadzono w temperaturze pokojowej.

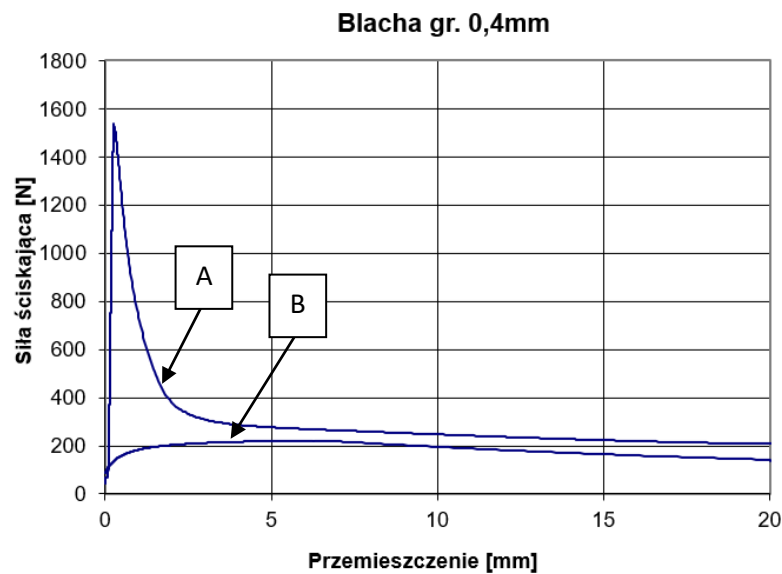


Rys. 5.1. Widok zamocowanej w maszynie wytrzymałościowej próbki po przeprowadzeniu badania.

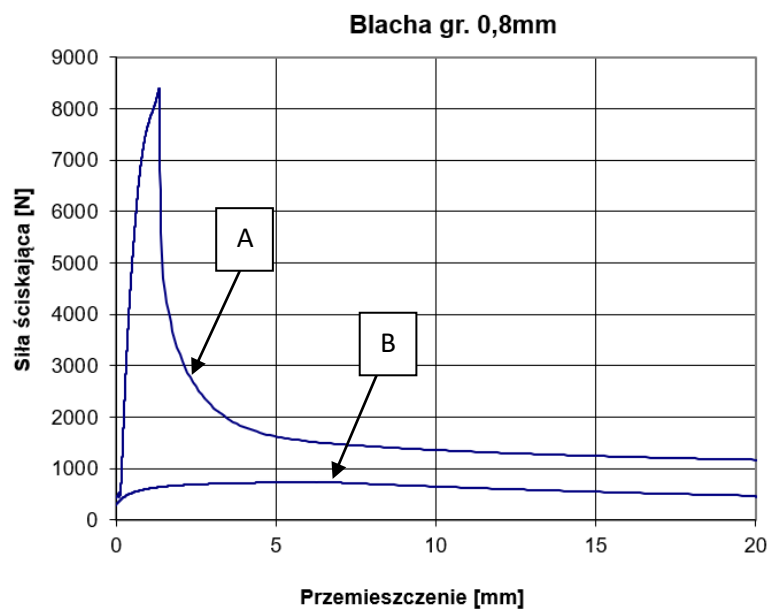
Próba polegała na ściskaniu uformowanej blachy z małą prędkością przyrostu siły, która wynosiła 25 N/s. W wyniku obciążenia, poddawana próbie blacha w miarę wzrostu siły ściskającej uległa zniszczeniu poprzez utratę stabilności panelu. Przed odkształceniem przetłoczenia wzmacniającego, można było zauważyć odkształcenie płaskiej części po obydwu stronach arkusza. Odkształcenie i zniszczenie uformowanej próbki polegało na wygięciu w połowie wysokości w kierunku przetłoczenia (rys. 5.2a, b, c). Arkusz blachy podczas próby charakteryzował się przebiegiem odkształcenia podczas obciążenia siłą ściskającą zgodnie z krzywymi „A” (rys. 5.3 - 5.5). Wraz ze wzrostem grubości blachy wzrasta maksymalna siła potrzebna do trwałego zdeformowania. Lokalizacja odkształceń badanych formatek wystąpiła w połowie długości usztywnienia. Krzywa „B” na rys. 5.3 - 5.5 przedstawia przebieg odkształcenia blachy płaskiej bez przetłoczenia wzmacniającego.



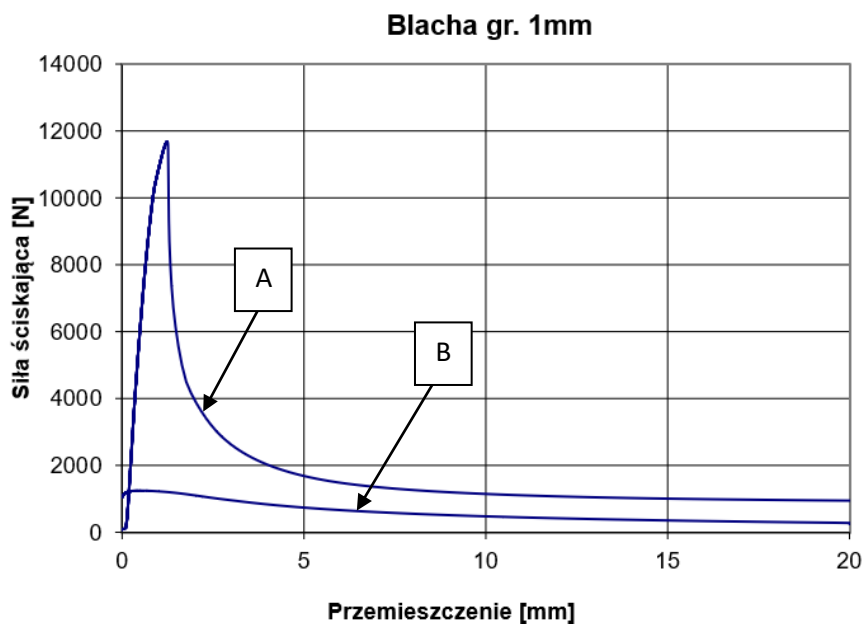
Rys. 5.2. Widok odkształconych blach o grubości: a) 0,4 mm, b) 0,8 mm, c) 1 mm



Rys. 5.3. Przebiegi krzywych odkształcenia blach EN AW-2024-T3 z powłoką platerową o grubości 0,4 mm pod wpływem obciążenia statycznego: A – blacha z uformowanym przetłoczeniem (parametry formowania $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, $v_f = 1500$ mm/min), B – blacha płaska.



Rys. 5.4. Przebiegi krzywych odkształcenia blach EN AW-7075-T6 z powłoką platerową o grubości 0,8 mm pod wpływem obciążenia statycznego: A – blacha z uformowanym przetłoczeniem (parametry formowania $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min, $v_f = 1500$ mm/min), B – blacha płaska.



Rys. 5.5. Przebiegi krzywych odkształcenia blach EN AW-2024-T3 bez powłoki plate-
rowej o grubości 1mm pod wpływem obciążenia statycznego: A – blacha z uformowa-
nym przetłoczeniem (parametry formowania $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 110$ obr./min,
 $v_f = 1500$ mm/min), B – blacha płaska.

Maksymalne wartości siły, jakie zarejestrowano podczas realizacji próby statycz-
nego obciążenia paneli wykonanych z zagłębieniem $a_p = 0,3$ mm, i prędkości obrotową
 $n_n = 110$ obr./min wynosiły kolejno:

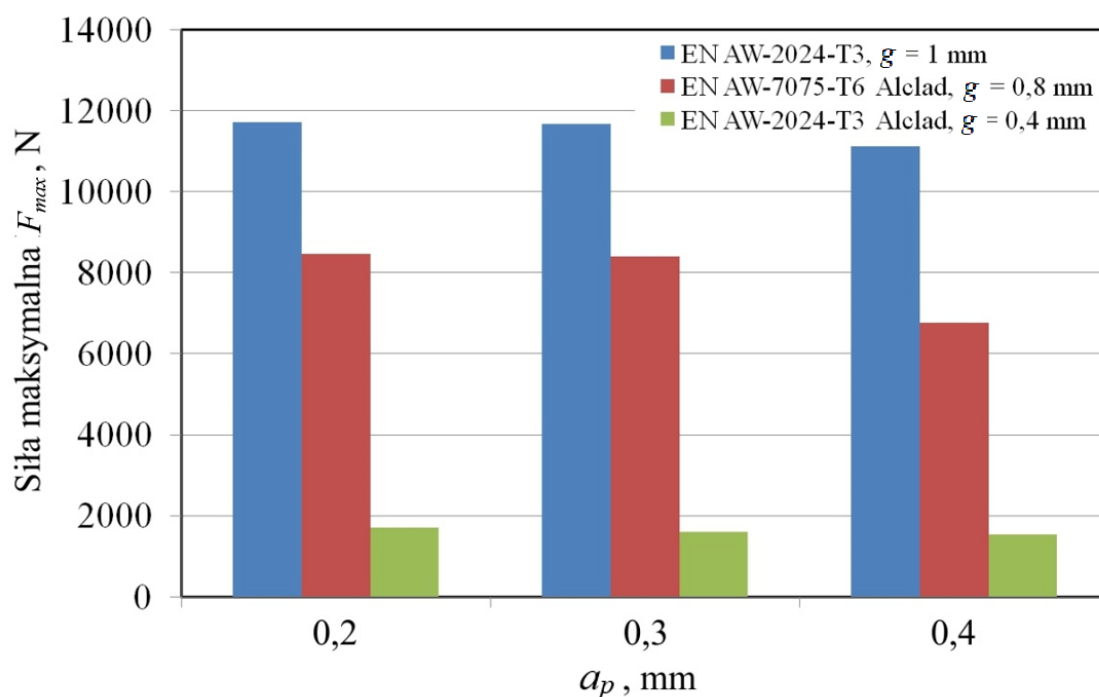
dla blachy o grubości 0,4 mm – 1536,36 N,

dla blachy o grubości 0,8 mm – 8396,62 N,

dla blachy o grubości 1 mm – 11678,85 N.

Dla porównania wykonano próby ściskania blach płaskich o takich samych grubo-
ściach bez ukształtowanego przetłoczenia wzmacniającego. Przebiegi tych odkształceń
przedstawiają krzywe B na rys. 8.54. Można zauważyć analizując wykresy, że zastoso-
wanie jednego przetłoczenia wzmacniającego o głębokości 5 mm powoduje bardzo du-
ży (około dziesięciokrotny) wzrost możliwości przenoszenia sił ściskających. Z prze-
biegu krzywej obrazującej charakter odkształcenia blachy z usztywnieniem można
wnioskować, że zniszczenie próbki zachodzi w sposób nagły, po przekroczeniu pewnej
maksymalnej siły ściskającej. Dalsze odkształcenie próbki odbywa się przy gwałtownie
malejącej sile ściskającej. Odkształcenie blachy płaskiej odbywa się w sposób mniej
nagły i wymaga w przybliżeniu stałej wartości siły powodującej odkształcenie arkusza.

Zwiększenie głębokości zagłębienia narzędzia a_p spowodowało zmniejszenie sztywności paneli objawiające się w mniejszą wartością siły maksymalnej przenoszonej przez panel (rys. 5.6). Efekt ten jest najbardziej widoczny dla blachy platerowanej EN AW-7075-T6 i może być wynikiem dwóch zjawisk, tj. odkształcenia sprężystego blachy oraz lokalnego umocnienia odkształceniowego materiału blachy. Podczas małego pionowego zagłębienia narzędzia, intensywne działanie narzędzia na powierzchnię usztywnienia powoduje intensywne wyciągnięcie arkusza z obszaru bliskiego powierzchni oddziaływania dociskacza. Mechanizm ten ma miejsce tylko w pobliżu środkowej części podłużnej krawędzi żebra i wyzwała odmienny sposób odkształceń sprężystych panelu po odciążeniu. Drugim mechanizmem, który mógł mieć mniejszy wpływ na wielkość sprężynowania, było umocnienie odkształceniowe żeber. Blacha platerowana EN AW-7075-T6 wykazuje o około 50% większą granicę plastyczności niż blacha EN AW-2024-T3 dla której zarejestrowano niewielkie różnice w wartości maksymalnej siły obciążającej panel (rys. 5.6). Duża wartość pionowego zagłębienia narzędzia powodowała mniej intensywne oddziaływanie narzędzia na arkusz. W konsekwencji panel był bardziej podatny na swobodne zginanie, co doprowadziło do zmniejszenia siły maksymalnej w porównaniu do paneli kształtowanych z małą wartością zagłębienia.



Rys. 5.6. Wpływ głębokości zagłębienia narzędzia a_p na maksymalną siłę ściskającą panele F_{max} .

Do oceny właściwości badanego obiektu Taguchi zaproponował wiele kryteriów. Spośród nich, w odniesieniu do nośności panelu, przyjęto założenie „, im większe - tym lepsze”. Kryterium to jest odpowiednie, gdy celem optymalizacji jest minimalizacja wystąpienia niepożądanych cech wyrobu, według funkcji:

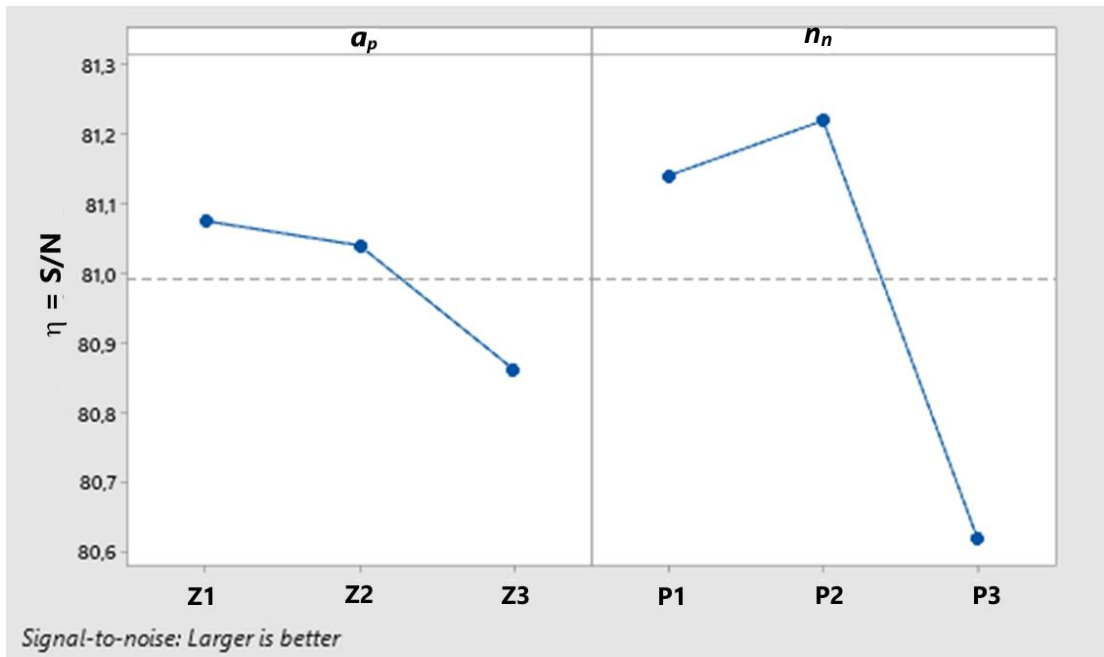
$$\eta = -10 \cdot \log_{10} \left(\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \frac{1}{y_i^2} \right) \quad (5.1)$$

gdzie η – współczynnik S/N , m – liczba pomiarów, y – mierzona cecha, $i = 1 \dots m$

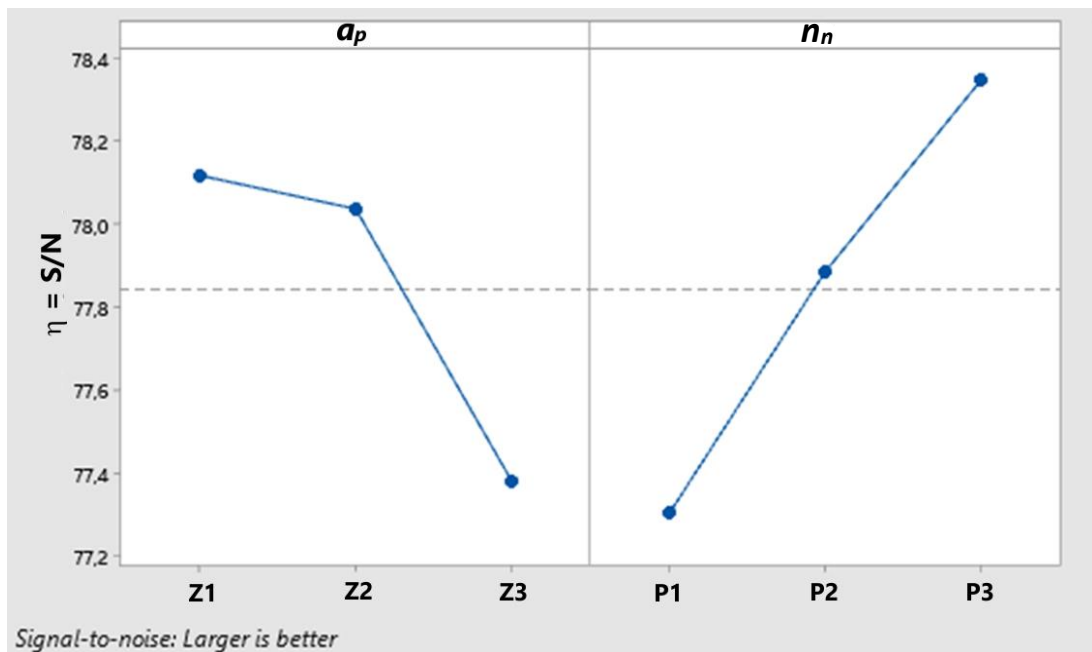
W metodzie Taguchi do liczbowego określenia jakości przyjmuje się minimalizację zmienności działania produktu w odpowiedzi na czynniki zakłócające N przy maksymalizacji zmienności w odpowiedzi na czynniki S [203]. Kryteria te uwzględnia się łącznie przez maksymalizację funkcji kryterialnej $\eta = S/N$ (ang. *Signal/Noise*).

Wykresy efektów głównych przedstawiają wpływ każdego czynnika na charakterystykę odpowiedzi funkcji kryterialnej η . Główny skutek występuje wtedy, gdy różne poziomy czynnika w różny sposób wpływają na daną cechę. Program Minitab, który wykorzystano do analizy Taguchi tworzy wykres efektów głównych, wykreślając charakterystyczną średnią dla każdego poziomu czynnika [203]. Gdy linia odpowiedzi jest pozioma, nie występuje efekt główny. Gdy linia nie jest pozioma, wtedy efekt główny występuje. Im większe jest odchylenie linii względem osi odciętych, tym większa jest wielkość efektu głównego.

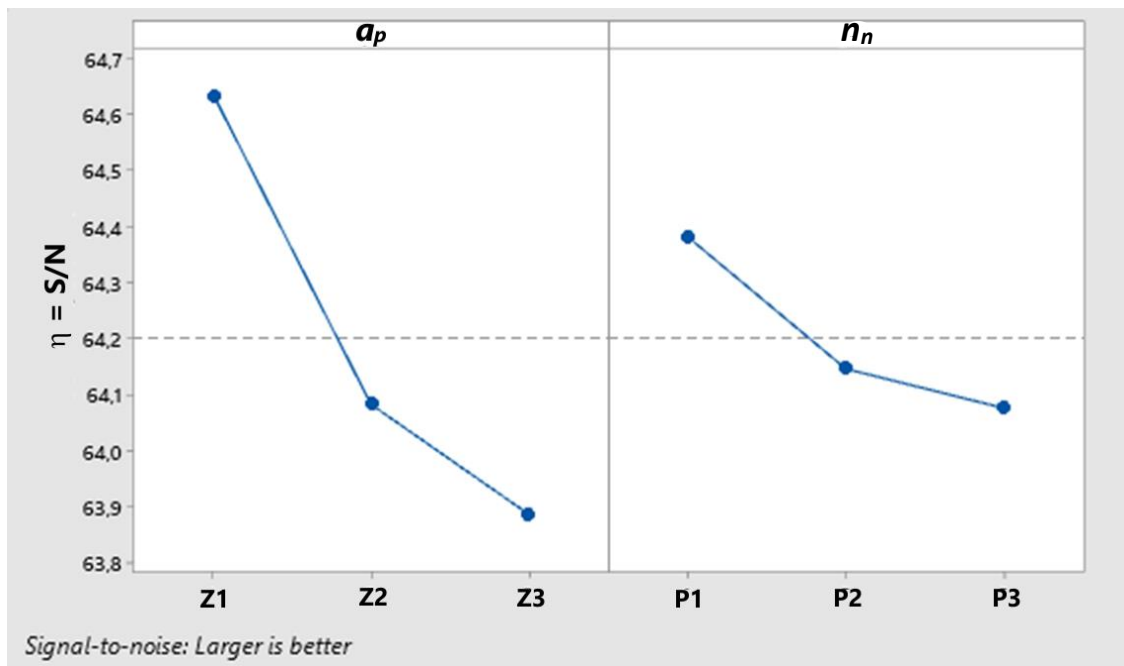
Na rysunkach 5.7-5.9 przedstawiono wpływ wartości zagłębienia narzędzia a_p oraz prędkości obrotowej n_n na wartość funkcji kryterialnej η . Prędkość obrotowa podczas kształtowania paneli wykonanych z blachy EN AW- 2024-T3 wywiera znaczący wpływ na wartość maksymalnej siły obciążającej panel w warunkach jednoosiowego ściskania, ale tylko w zakresie prędkości 110-202 obr./min (rys. 5.7). Zagłębienie ma niewielki wpływ na maksymalną siłę obciążającą panel.



Rys. 5.7. Wykres efektów głównych wpływających na funkcję kryterialną η dla paneli kształtowanych z blachy EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm



Rys. 5.8. Wykres efektów głównych wpływających na funkcję kryterialną η dla paneli kształtowanych z blachy platerowanej EN AW-7075-T6 o grubości 0,8 mm



Rys. 5.9. Wykres efektów głównych wpływających na funkcję kryterialną η dla paneli kształtowanych z blachy platerowanej EN AW-2024-T3 o grubości 0,4 mm.

Przebieg efektów głównych wpływających na funkcję kryterialną dla panelu z blachy EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm dla parametrów a_p i n_n przedstawiono na rys. 5.8. Można stwierdzić, że głębokość jednego przejścia wpływa na nośność paneli, ale najbardziej jest to widoczne w przedziale a_p od 0,3 do 0,4 mm. Z kolei prędkość obrotowa narzędzia ma wyraźny wpływ w całym zakresie użytego parametru n_n .

Dla panelu uformowanego z blachy EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm (rys. 5.9) parametr a_p ma wpływ na nośność panelu w całym przedziale zastosowanych wartości, lecz najbardziej widoczne jest to w zakresie od 0,2 do 0,3 mm. Z kolei prędkość obrotowa narzędzia ma niewielki wpływ na maksymalną siłę obciążającą panel.

Podsumowując, najbardziej widocznym, utrzymującym trend dla obydwu gatunków blach oraz dla wszystkich grubości, mającym wpływ na nośność ukształtowanych paneli na jednoosiowe ściskanie, jest głębokość jednego przejścia narzędzia. Otrzymane wykresy (rys. 5.7 - 5.9) jednoznacznie stwierdzają, że największą wartość współczynnika η uzyskano dla parametru $a_p = 0,2$ mm. Wraz ze wzrostem a_p zauważono zmniejszanie się maksymalnej siły ściskającej potrzebnej do zniszczenia panelu. Można zatem stwierdzić, iż wartość głębokości jednego przejścia narzędzia w znacznym stopniu wpływa na nośność paneli. Wartość obrotów narzędzia także wpływa na maksymalną

siłę przenoszona przez panel, jednak porównując wykresy (rys. 5.7 – 5.9) dla kształtek wykonanych z wszystkich analizowanych materiałów, bez wyraźnego trendu.

5.2. Analiza odkształcenia ściskanych próbek z zastosowaniem systemu trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS

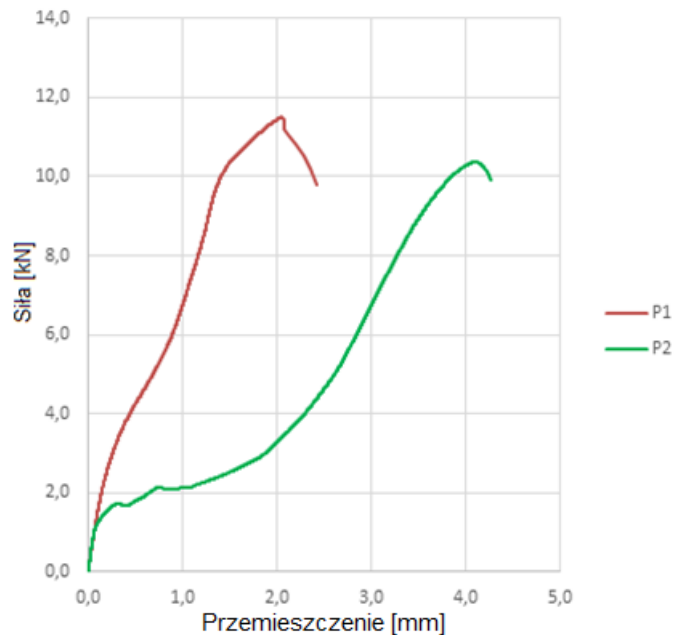
Próbki wykonane metodą jednopunktowego formowania przyrostowego poddano próbie ściskania, celem wyznaczenia sposobu odkształcenia blachy pod wpływem stale narastającego obciążenia. Element przeznaczony do badania eksperymentalnego został zaciśnięty między szczękami uchwytu poprzez cztery śruby. Końce badanego elementu były obustronnie utwierdzone w maszynie wytrzymałościowej za pośrednictwem identycznych zacisków (rys. 5.10).



Rys. 5.10. Zamocowanie badanych paneli w uchwytach maszyny wytrzymałościowej.

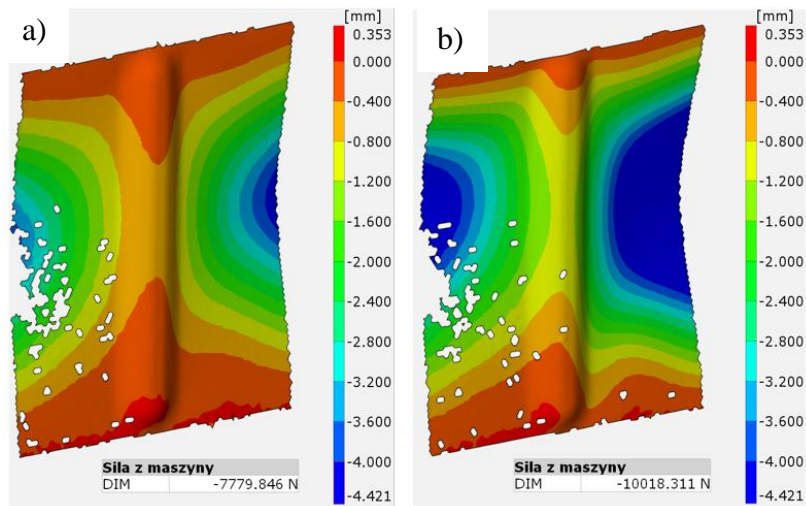
Próbie obciążenia rejestrowano przy użyciu systemu do trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS. Na podstawie analizy przebiegu krzywych ugięcia próbek P1 i P2 wykonanych przy zastosowaniu parametrów $a_p = 0,3\text{mm}$ i $n_n=18$ obr./min, można stwierdzić, iż ich zniszczenie zachodzi w sposób nagły po przekroczeniu pewnej krytycznej wartości siły (rys. 5.11). W początkowym etapie działania siły ściskającej

następuje w przybliżeniu proporcjonalne zmniejszenie długości próbki pod wpływem stale narastającego obciążenia. Po osiągnięciu wartości maksymalnej wartości siły, następuje zniszczenie (wyboczenie) próbki. Utrata stateczności blachy zobrazowana jest na wykresie szybkim i ciągłym zmniejszaniem wartości siły, przy jednoczesnym wyboczeniu arkusza z przetłoczeniem.

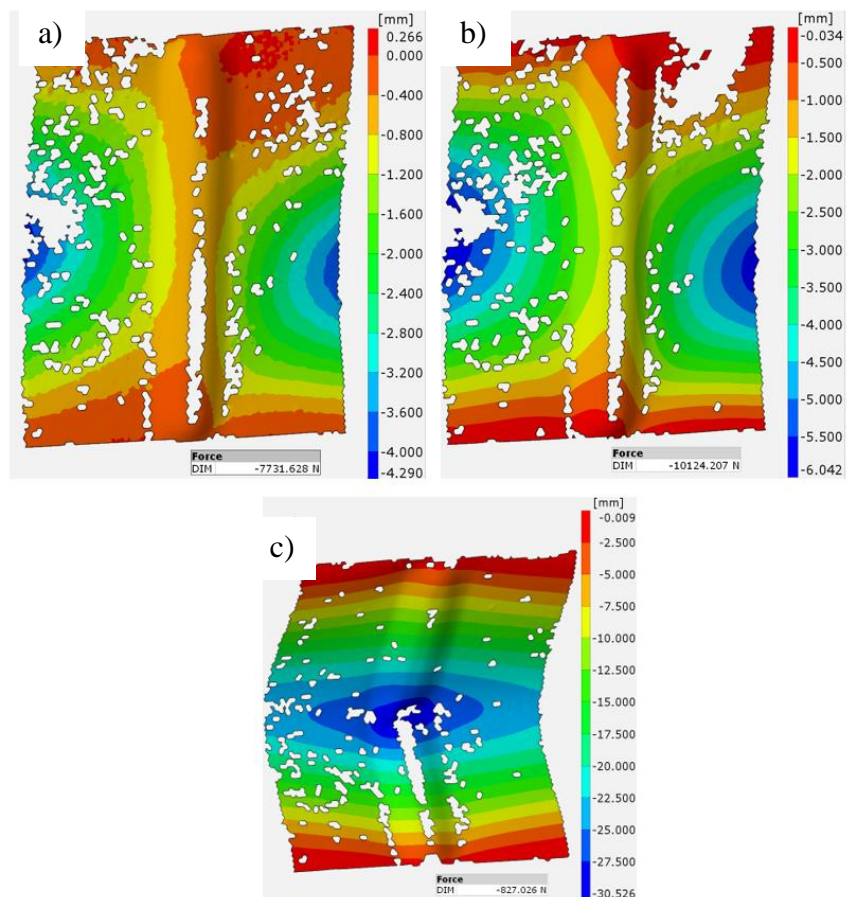


Rys. 5.11. Krzywe odkształcenia blach usztywnionych przetłoczeniem pod wpływem sił ściskających – P1 – próbka nr 1, P2 – próbka nr 2.

Aby dokonać analizy przebiegu odkształcenia, zastosowano system ARAMIS, który umożliwia rejestrację deformacji badanego obiektu i przedstawienie wyników w postaci pól odkształceń na wirtualnym modelu blachy (rys. 5.12, 5.13).

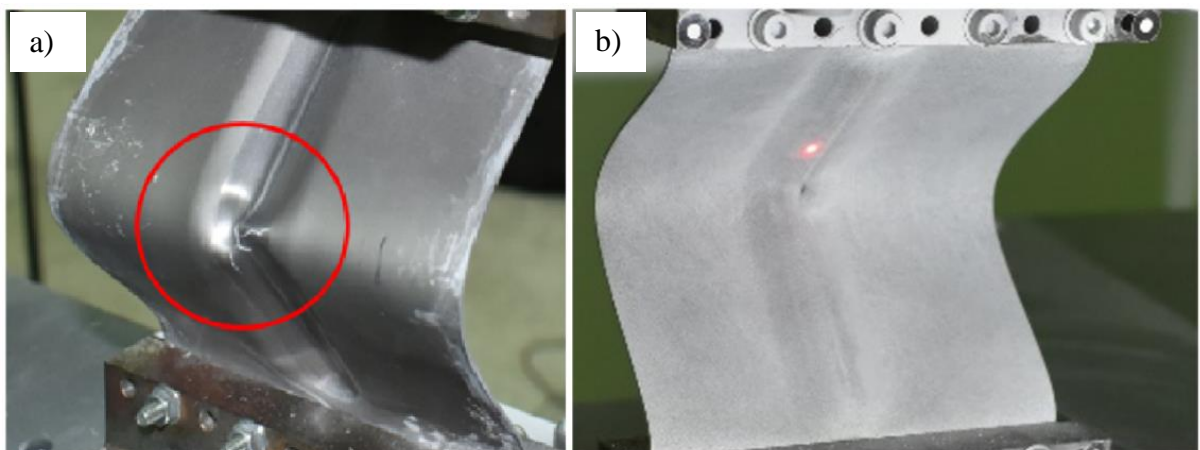


Rys. 5.12. Deformacja próbki nr P1 – wynik uzyskano przy zastosowaniu systemu trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS: a), b) kolejne etapy obciążenia próbki.



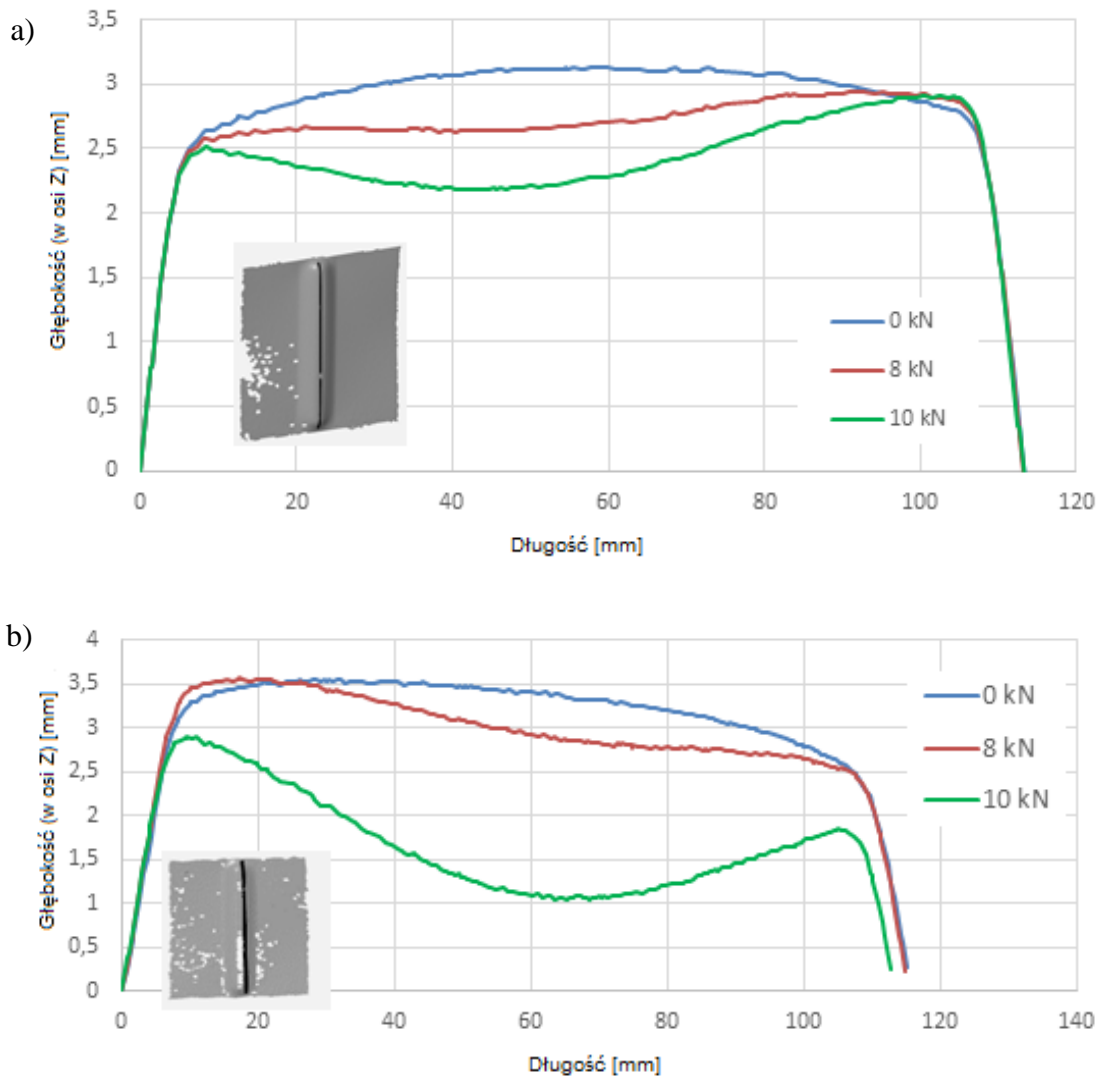
Rys. 5.13. Deformacja próbki nr P2 – wynik uzyskano przy zastosowaniu systemu trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS: a), b), c) kolejne etapy obciążenia próbki.

Proces odkształcania blach wzmocnionych żebrem pod wpływem siły ściskającej rozpoczyna się od najmniej sztywnych i najbardziej oddalonych obszarów względem żebra (rys. 5.12a, 5.13a). Na tym etapie deformacji blachy determinowany jest kierunek ugięcia całej próbki w następnych krokach. Wraz ze zwiększaniem obciążenia, pole odkształceń przesuwa się od zewnętrznej części blachy do jej środka, do miejsca o największej sztywności (rys. 5.12b, 5.13b), zaś skrajne, płaskie części próbki ulegają coraz większemu ugięciu. Kiedy największe ugięcie płaskiej części wytłoczki wynosiło około 5 mm, jej środek, w którym umiejscowione jest przetłoczenie wzmacniające, wykazał wychylenie od pozycji początkowej o około 1 mm. Świadczy to o przenoszeniu większości obciążenia przez ukształtowane usztywnienie. Można zatem wnioskować, że lokalna utrata stateczności konstrukcji o kształcie płaskiej blachy z uformowanym żebrem wzmacniającym nie powoduje jej zniszczenia, a występujące obciążenie nie jest obciążeniem niszczącym. Dalsze zwiększanie działającej siły powodowało ekspansję pola największych odkształceń do środka blachy, aż do utraty jej stateczności. Na rys. 5.13c można zaobserwować, że siła potrzebna do kontynuowania odkształcania po przekroczeniu maksimum drastycznie spadła. Oględziny obiektu badań po wykonaniu próby wykazały, w strefie największych odkształceń, oprócz deformacji dodatkowo pęknięcie, które było zlokalizowane na dnie przetłoczenia wzmacniającego rys. 5.14a. Świadczy ono o przekroczeniu w tym miejscu dopuszczalnych naprężeń rozciągających po stronie usztywnienia, w miejscu największych odkształceń.



Rys. 5.14. Pęknięcie przetłoczenia kształtowanego w warunkach $a_p = 0,3$ mm, $n_n = 18$ obr./min: a) widok od strony wypukłej, b) widok od strony wklęsłej.

Podczas przeprowadzania prób zarejestrowano krzywe przedstawiające wzdłużny profil usztywnienia w miejscu jego największej głębokości rys. 5.15. Wykonane przy narastającym obciążeniu blachy profile wskazują, że o miejscu koncentracji największych odkształceń i docelowo miejscu zniszczenia próbki decydują etapy inicjujące odkształcenie. Można także zauważyć, że deformacji ulega nie tylko środkowa część przetłoczenia, ale (w mniejszym stopniu) cała jego długość (rys. 5.15).



Rys. 5.15. Kształt przekroju w kolejnych krokach obciążenia: a) próbka nr P1, b) próbka nr P2.

W wyniku przeprowadzonych prób można stwierdzić, że konstrukcja z blachy, w której zastosowano wytłoczone elementy wzmacniające może pracować i przenosić obciążenie pomimo lokalnej utraty stateczności. O wartości maksymalnych obciążeń

ściskających decyduje obecność elementów usztywniających w postaci m.in. żeber uformowanych metodą jednopunktowego formowania przyrostowego.

5.3. Badania udarowościowe wytłoczek z przetłoczeniami usztywniającymi

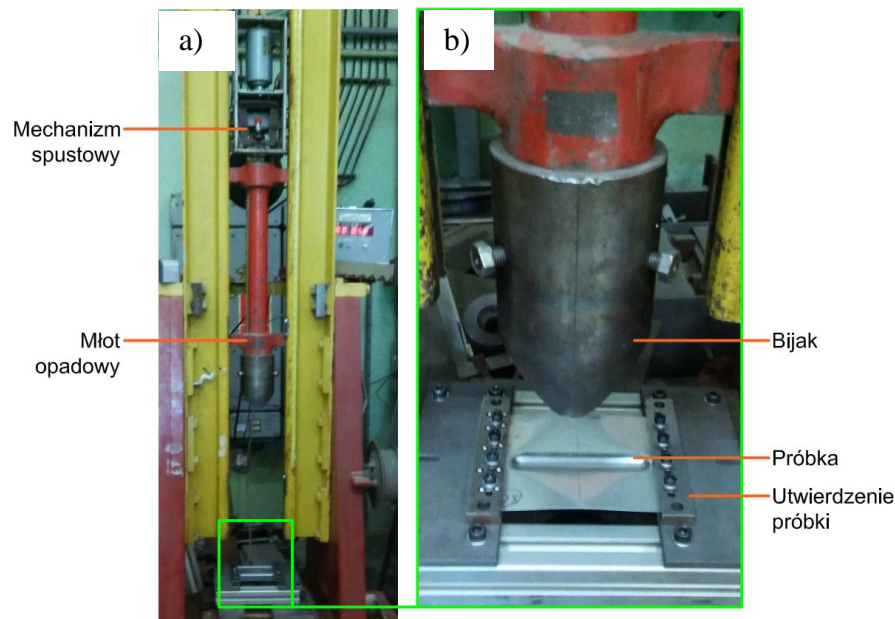
Do prób udarowości w zakresie małych prędkości uderzenia powszechnie stosuje się próby Charpy'ego, Izoda, a także młoty opadowe [197]. W przypadku badań na udarność struktur lotniczych to ostatnia z wymienionych metod oddaje w sposób najbardziej precyzyjny warunki rzeczywistych zdarzeń losowych związanych z dynamicznym obciążeniem konstrukcji [204, 205].

W literaturze znaleźć można szereg rezultatów badań dotyczących zarówno badań eksperymentalnych jak również modelowania MES zjawiska obciążenia dynamicznego cienkościennych struktur lotniczych. W pracy [206] opisano model numeryczny zjawiska gradobicia struktury kompozytowej, obliczono energię uderzenia, przy której dochodzi do inicjacji uszkodzenia laminatu, a także wskazano sprężystą reakcję kompozytu na uderzenia gradu. W opracowaniu [207] autorzy poddali analizie mechanizm zniszczenia laminatów metalowo-włóknistych poddanych uderzeniom z dużą prędkością. Warstwowa budowa opisanych kompozytów determinowała złożone mechanizmy zniszczenia. Autorzy pracy [208] przeprowadzili szereg badań eksperymentalnych polegających na uderzeniu pocisku lodowego i stalowego w płaskie płyty z kompozytu węglowo-epoksydowego. Celem opracowania również było określenie mechanizmu zniszczenia. Wykazano, że rykoszetujące pociski zniszczone przy uderzeniu w płytę skutkowały bardziej rozproszonym ładunkiem, prowadzącym do poważnych uszkodzeń powierzchni czołowej badanego kompozytu.

W artykule [209] autorzy opisali wyniki badań usztywnionych płyt ze stopu aluminium EN AW-6062-T6 poddanych obciążeniom udarowym o niskiej prędkości. Stwierdzono, że zniszczenie w panelu usztywnionym zostało zapoczątkowane przez pękanie ciągłe, podczas gdy propagacja pęknięcia zdominowana była przez pękanie poprzez ścinanie. Wyniki badań przedstawione w pracy [210] wskazują, że uszkodzenie usztywnionego panelu ze stopu aluminium EN AW-2024 w wyniku uderzeń kul lodowych jest reakcją dynamiczną zdominowaną przez falę naprężeń, a początkowe rozwarstwienie panelu zawsze występuje na styku pokrycie-podłużnica.

W niniejszym rozdziale pracy przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych, których celem było określenie wpływu przetłoczenia usztywniającego, a także jego usytuowania w stosunku do działającego obciążenia, na stopień deformacji pod wpływem

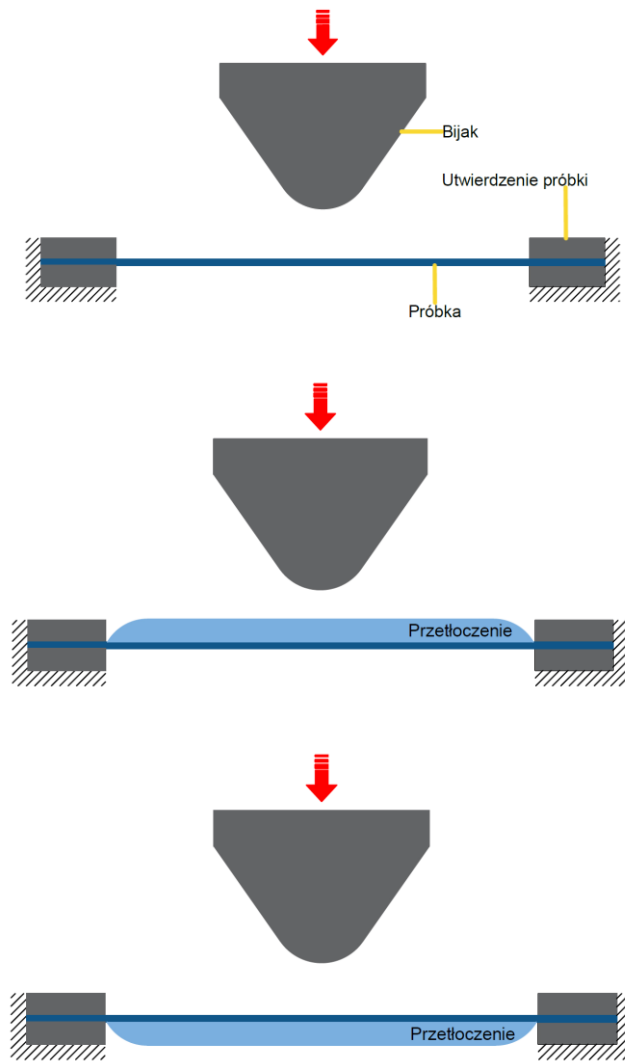
dynamicznego uderzenia tępym obiektem. Przeprowadzono badania z wykorzystaniem młota opadowego stosując różną energię uderzenia zależną od grubości badanych blach.



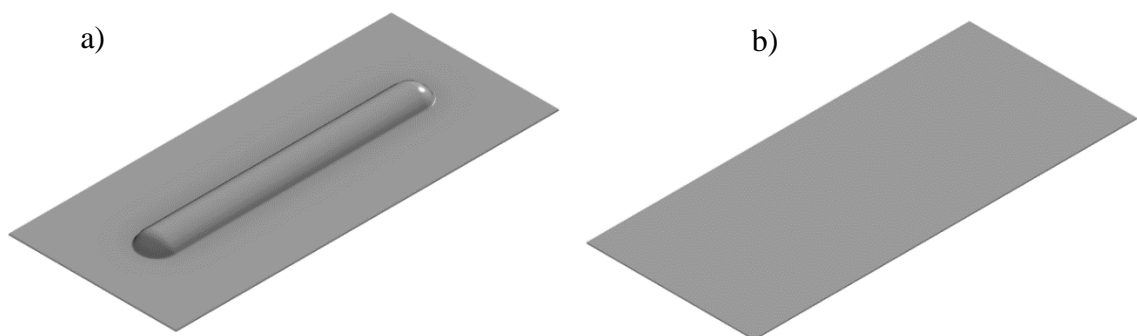
Rys. 5.16. a) stanowisko badawcze, b) widok bijaka.

Badania blach z przetłoczeniem usztywniającym określające deformacje pod wpływem obciążenia dynamicznego wywołanego tępym obiektem o niskiej prędkości uderzenia (poniżej 10 m/s) zrealizowano stosując młot opadowy MBO. Kompletnie stanowisko badawcze wraz z próbką badaną przedstawiono na rys. 5.16a. Z kolei na rys. 5.16b zaprezentowano widok bijaka. Element wywołujący w sposób grawitacyjny obciążenie dynamiczne jest złożony z młota opadowego o masie 27 kg oraz bijaka o masie 8,81 kg, co łącznie daje masę 35,81 kg. Bijak ma kształt klina o kącie wierzchołkowym równym 70° oraz promieniu czoła o wartości R20, szerokość bijaka wynosi 110 mm.

Ponieważ w rzeczywistej konstrukcji uderzenie obiektu może wystąpić zarówno z wewnętrznej jak i zewnętrznej strony usztywnienia, stąd też zrealizowano badania eksperymentalne dla każdego z tych przypadków (rys. 5.17). Celem weryfikacji wpływu przetłoczenia na reakcję struktury na obciążenie dynamiczne, badaniom poddano także próbki płaskich blach, rys. 5.18 przedstawia konfigurację opisanych wyżej wariantów.

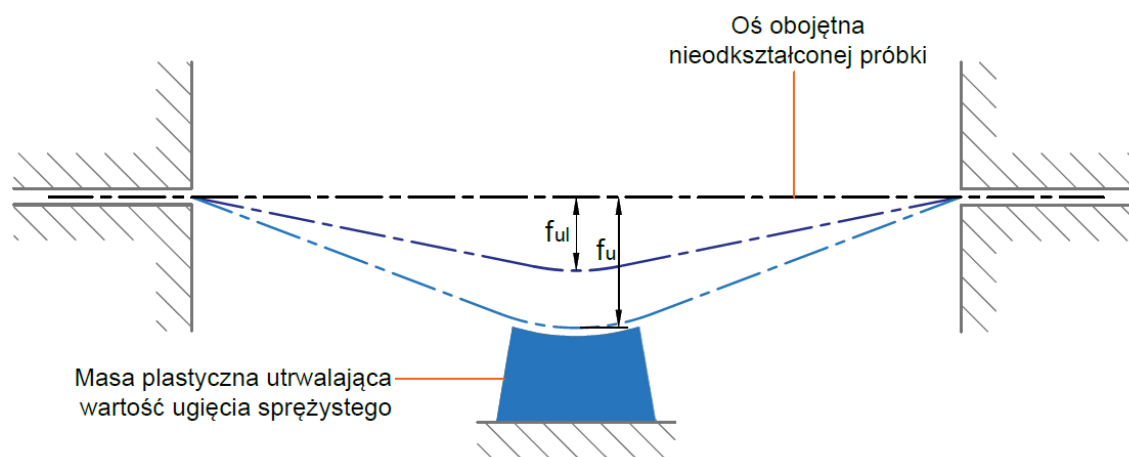


Rys. 5.17. Warianty realizacji prób.



Rys. 5.18. Próbkę zastosowane do wykonania badań: a) z przetłoczeniem usztywniającym, b) płaska.

W próbie dynamicznego obciążenia dokonano pomiarów wielkości geometrycznych charakteryzujących stopień deformacji próbki. Po realizacji każdej z prób wykonano pomiar ugięcia plastycznego próbki jako wartość strzałki ugięcia. Natomiast ugięcie sprężyste należało zarejestrować w momencie uderzenia bijaka w próbkę. Rejestracji ugięcia sprężystego dokonano więc przez umieszczenie bezpośrednio pod próbką masy plastycznej (rys. 5.19), która utrzymywała wartość tego ugięcia.



Rys. 5.19. Zasada rejestracji odkształcenia sprężystego.

Badaniom poddano próbki z blach o trzech różnych grubościach, zastosowano dwa różne stopy aluminium mianowicie EN AW-2024-T3 (próbki z blachy o grubościach 0,4 mm oraz 1 mm), a także ze stopu aluminium EN AW-7075-T6 (próbki o grubości 0,8 mm). Próbkę z blach o grubości 1 mm wykonano z blachy nieplaterowanej, natomiast w przypadku pozostałych grubości zastosowano blachy platerowane. Dla każdej z grubości blach dobrano indywidualnie parametry próby, tj. wysokości uniesienia młota opadowego. W tabeli 5.2 podano te wielkości, wskazując również wynikające z energii kinetycznej wartości prędkości młota w momencie uderzenia w próbkę. Tabela 5.2 zawiera także wymiary próbek.

Wyniki badań obciążenia dynamicznego zestawiono w tabeli 12.2 oraz rys. 5.20, na których przedstawiono wpływ wariantu obciążenia na ugięcie w momencie uderzenia f_i oraz współczynnik sprężystości K_s . Dla każdej z próbek dokonano obliczeń wartości ich współczynnika sprężynowania pod wpływem dynamicznego uderzenia wg następującej zależności [211]:

$$K_s = \frac{f_{ul}}{f_l} \quad (5.2)$$

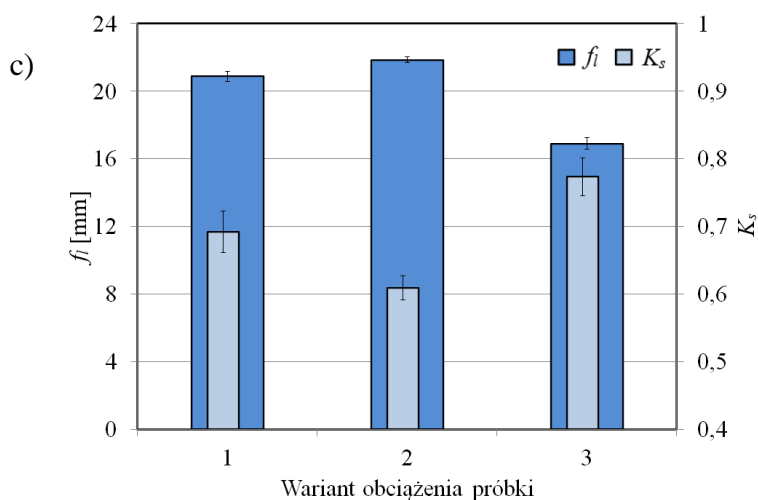
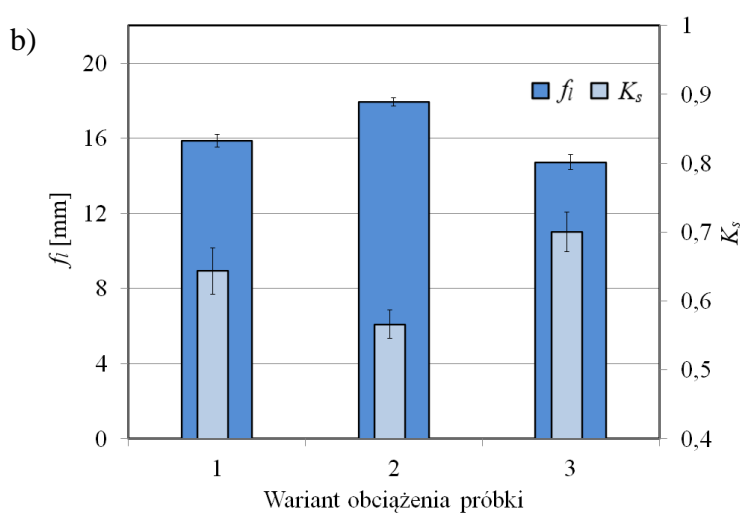
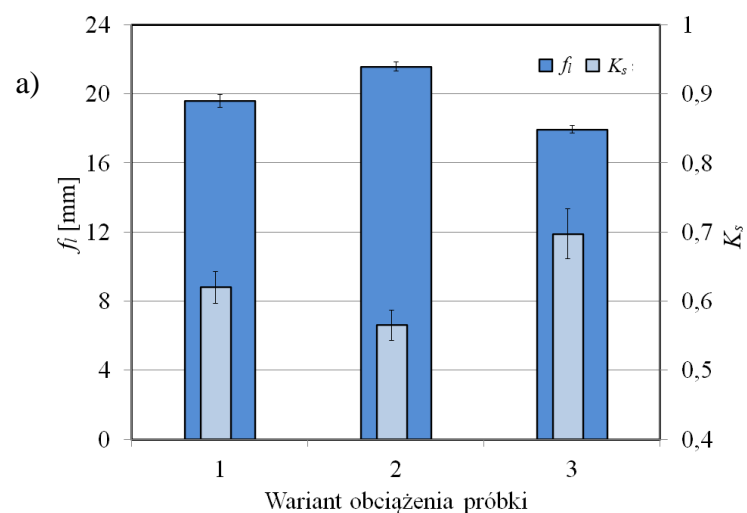
gdzie: f_{ul} – wartość ugięcia plastycznego, f_l – maksymalna wartość ugięcia próbki w momencie uderzenia.

Tabela 5.2. Zestawienie parametrów próby.

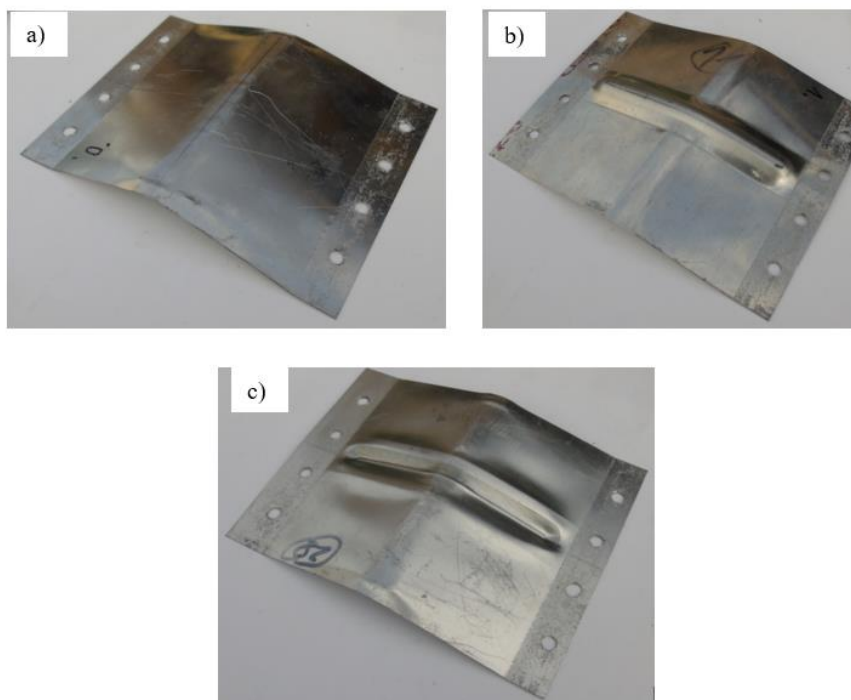
Materiał próbki	Grubość blachy [mm]	Wymiary próbki (szer. x dł.) [mm]	Wysokość uniesienia młota [mm]	Prędkość uderzenia [m/s]
EN AW-2024-T3 Alclad	0,4	120x170	300	2,43
EN AW-7075-T6 Alclad	0,8	120x170	500	3,13
EN AW-2024-T3	1,0	100x170	500	3,13

Tabela 5.3. Warunki badań obciążenia dynamicznego.

Materiał próbki oraz grubość blachy	Energia uderzenia [J]	Wariant obciążenia próbki
EN AW-2024-T3 Alclad blachy 0,4 mm	105,39	Próbka bez przetłoczenia „ <i>wariant 1</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym ku górze „ <i>wariant 2</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym w dół „ <i>wariant 3</i> ”
EN AW-7075-T6 Alclad, Grubość blachy 0,8 mm	105,39	Próbka bez przetłoczenia „ <i>wariant 1</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym ku górze „ <i>wariant 2</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym w dół „ <i>wariant 3</i> ”
EN AW-2024-T3 Grubość blachy 1 mm	105,39	Próbka bez przetłoczenia „ <i>wariant 1</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym ku górze „ <i>wariant 2</i> ”
	175,65	Próbka z przetłoczeniem skierowanym w dół „ <i>wariant 3</i> ”

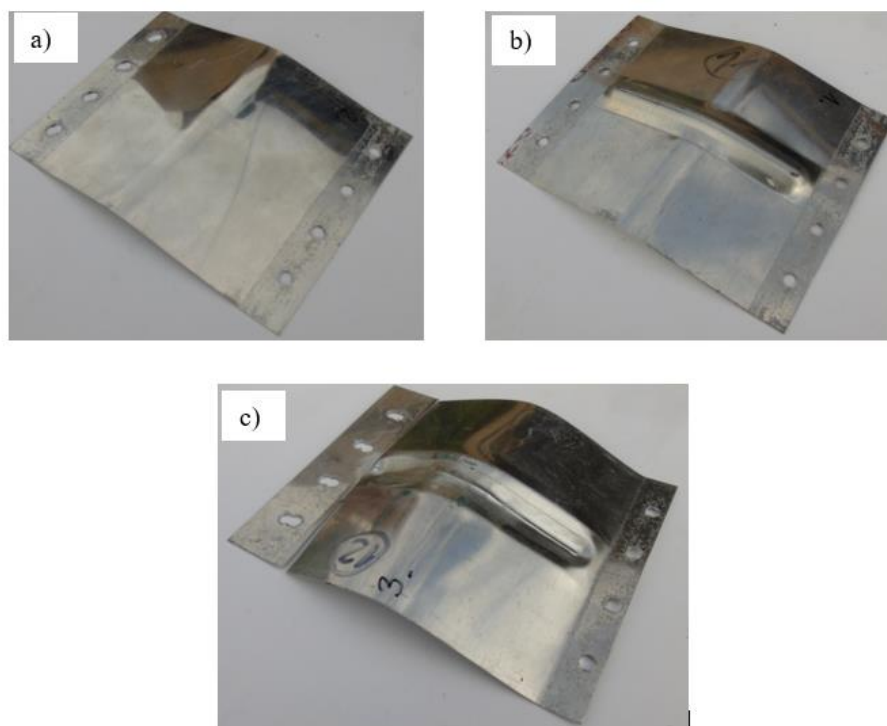


Rys. 5.20. Wpływ przetłoczenia oraz jego ukierunkowania podczas próby na wartość ugięcia f_i oraz współczynnik sprężynowania K_c pod wpływem obciążenia dynamicznego dla próbek wykonanych z blach: a) EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm, b) EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm; c) EN AW-2024-T3 o grubości 1 mm.

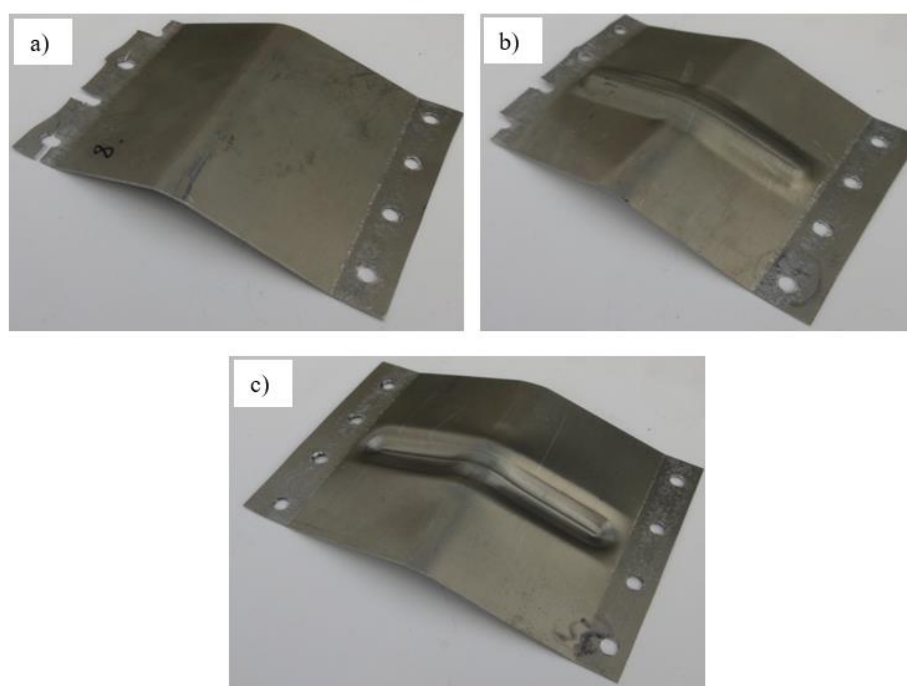


Rys. 5.21. Widok odkształceń blachy EN AW-2024-T3 Alclad o grubości 0,4 mm (wysokość uderzenia 300 mm): a) próbka płaska, b) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do dołu oraz c) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do góry.

Na podstawie wyników badań można zaobserwować, że dla wybranych wariantów obciążenia wykazano zwiększenie sztywności próbki pod wpływem zastosowanego przetłoczenia w warunkach obciążenia dynamicznego. Wzrost sztywności zaobserwowano jedynie dla przypadków obciążenia próbki, w których przetłoczenie skierowane było w dół, a zatem uderzenie bijaka oddziaływało na płaską powierzchnię próbki (trzeci wariant obciążenia). W rzeczywistych konstrukcjach usztywnienia struktur cienkościennych są zazwyczaj skierowane do ich wnętrza, podczas gdy sama konstrukcja w głównej mierze narażona jest na uszkodzenia poprzez zderzenia z zewnętrznymi obiektami. Stąd też rozpatrywany „trzeci wariant” obciążenia najbardziej odpowiadający rzeczywistym warunkom, wskazuje, że zastosowane przetłoczenie usztywniające zwiększa sztywność obiektu. Dla tych też wariantów próbek wykazano najwyższe wartości współczynnika sprężynowania. Z kolei, kiedy uderzenie dynamiczne skierowane jest od strony wierzchołka przetłoczenia, wówczas sztywność ulega zmniejszeniu w stosunku do płaskiej, nieusztywnionej blachy.



Rys. 5.22. Widok odkształceń blachy EN AW-7075-T6 Alclad o grubości 0,8 mm (wysokość uderzenia 500 mm): a) próbka płaska, b) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do dołu oraz c) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do góry.



Rys. 5.23. Widok odkształceń blachy EN AW-7075-T6 o grubości 1 mm (wysokość uderzenia 500 mm): a) próbka płaska, b) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do dołu oraz c) próbka z przetłoczeniem zorientowanym do góry.

5.4. Pomiar naprężeń szczątkowych ukształtowanej blachy

W wyniku przeróbki arkusza blachy zostało uformowane przetłoczenie usztywniające arkusz. Działanie na płaski arkusz podczas procesu jednopunktowego formowania przyrostowego siłą pochodzącą od narzędzia kształtującego, wprowadza do materiału naprężenia przekraczające granicę plastyczności blachy, co w konsekwencji prowadzi do powstania trwałych odkształceń. Po ustąpieniu działania siły zewnętrznej w objętości materiału formowanego pozostają naprężenia szczątkowe będące wynikiem przesunięcia się części sieci krystalograficznej względem jej pozostałej części. W wyniku powstania zjawisk dyslokacyjnych dochodzi do zaburzenia periodycznej, uporządkowanej sieci pierwotnej, która prowadzi do powstawania pola naprężeń własnych. Większość zjawisk zachodzących w materiale podczas obróbki występuje na niewielkich głębokościach (biorąc pod uwagę powierzchnię obrabianego przedmiotu), przez co naprężenia własne zlokalizowane są głównie w warstwie wierzchniej lub w warstwach sąsiednich. Zwykle wartość bezwzględna naprężeń własnych jest wyższa w pobliżu warstwy wierzchniej i zmniejsza się w głąb materiału obrabianego [212].

Do ich pomiaru w warstwie powierzchniowej użyto techniki XRD (ang. X-Ray Diffraction) opartej na dyfraktometrze Proto iXRD Combo (Proto Manufacturing Inc., Taylor, MI, USA). Zjawisko dyfraktometrii rentgenowskiej polega na odbiciu promieni „X” od płaszczyzn sieciowych badanego materiału. Podstawą dyfraktometrii rentgenowskiej jest zjawisko dyfrakcji promieni rentgenowskich na sieci krystalicznej. „Odbicie” promieni X następuje na skutek interferencji promieniowania na płaszczyznach sieciowych ciała krystalicznego. Aby promieniowanie odbite było możliwe do zarejestrowania doświadczalnie, zjawisko to musi nastąpić od wielu płaszczyzn sieciowych. Odbite promienie rentgenowskie nałożą się na siebie w zgodnej fazie, a sumaryczna fala odbita będzie na tyle silna, że spowoduje wyraźnie mierzalny efekt nazywany często odbiciem interferencyjnym lub odbiciem Bragga. Zachodzi ono od zespołu równoległych płaszczyzn sieciowych (h k l) o odległości międzypłaszczyznowej d. Warunek dyfrakcji promieni rentgenowskich na sieci krystalicznej opisuje równanie Bragga [213]:

$$N \cdot \lambda = 2 \cdot d \cdot \sin\theta \quad (5.3)$$

gdzie:

d - odległość pomiędzy sąsiednimi płaszczyznami atomowymi,

θ - kąt dyfrakcji,

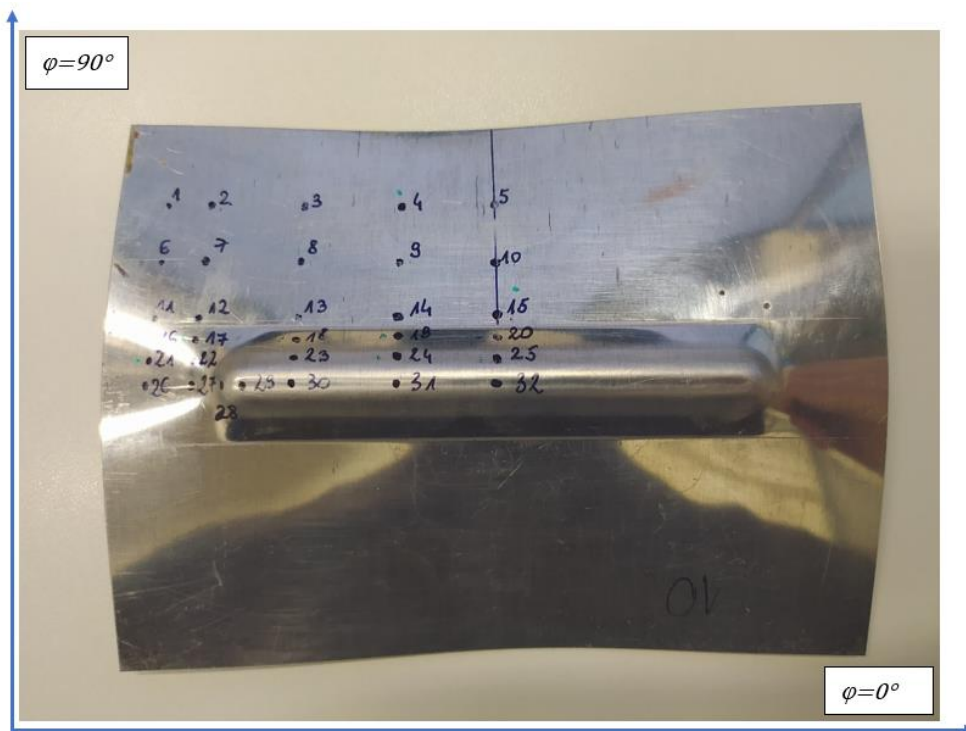
λ - długość fali promieniowania rentgenowskiego,

N - liczba naturalna.

Przy czym długość fali (λ) musi spełniać poniższy warunek:

$$\lambda \leq 2 \cdot d_{\max} \quad (5.4)$$

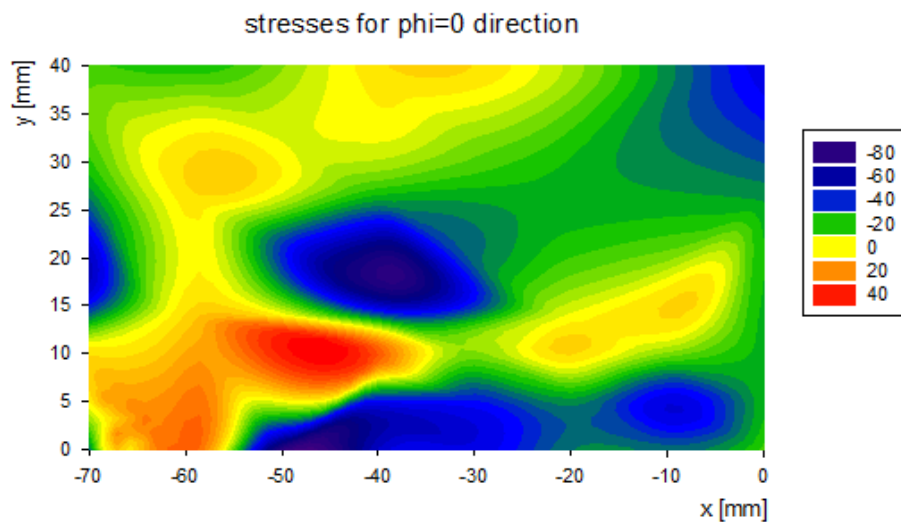
Założono, że wykonana próbka posiada dwie osie symetrii nie tylko geometryczne, ale także pod względem pól naprężeń szczątkowych, dlatego punkty pomiarowe umieszczono na jednej ćwiartce uformowanej blachy (rys. 5.24). Pomiaru naprężeń szczątkowych dokonano pod kątami $\varphi = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ oraz $\varphi = 90^\circ$ do osi wzdłużnej żebra. Pola naprężeń szczątkowych przedstawiono na rys. 5.25 – 5.28.



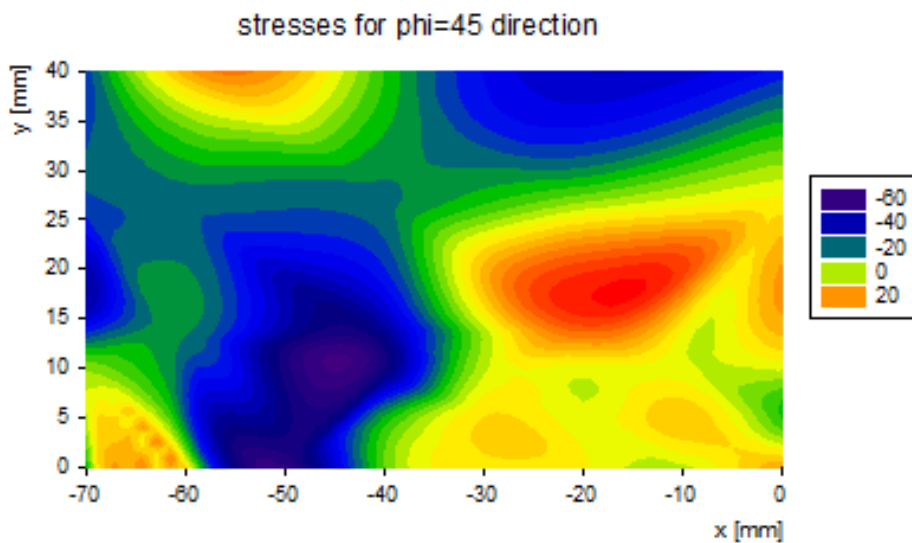
Rys. 5.24. Rozkład punktów do pomiaru naprężeń szczątkowych na panelu uformowanym przy $a_p = 0,3$ mm oraz $n_n = 18$ obr./min.

Największe naprężenia rozciągające wzdłuż osi ukształtowanego przetłoczenia (rys. 5.25) zarejestrowano w części płaskiej panelu w pobliżu granicy formowania naroża usztywnienia (obszar zaznaczony kolorem czerwonym), których wartość wynosi około 40 MPa. Największe naprężenia ściskające wynoszące ok. 80 MPa zaobserwowano w miejscu uformowanego przetłoczenia, w szczególności w jego narożu. Pomiar naprężeń szczątkowych pod kątem 90° do osi przetłoczenia (rys. 5.27) wskazuje, że

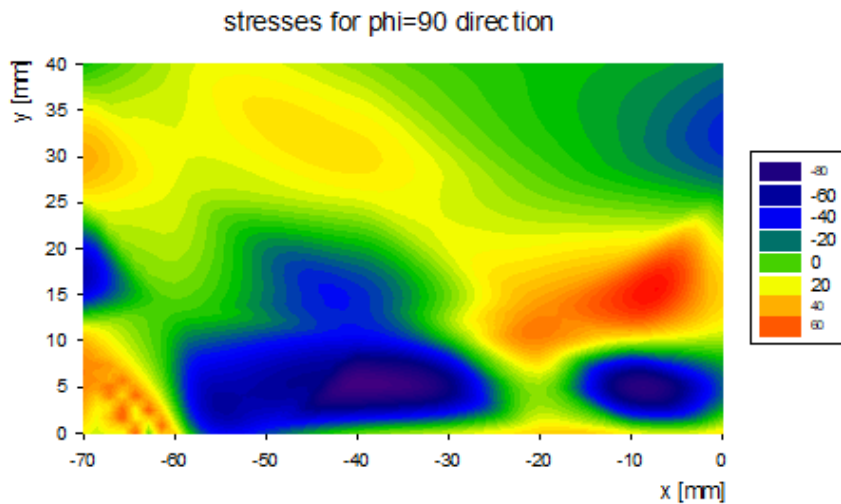
lokalizacja naprężeń ściskających znajduje się wzdłuż uformowanego żebra, zaś ich największa wartość mieści się poza obszarem naroża, ale przed połową długości przetłoczenia. Pole naprężeń szczytkowych rozciągających umiejscowione jest w płaskiej części panelu w pobliżu części środkowej. Analizując pola naprężeń szczytkowych zredukowanych, można zauważyć, że w większości obszaru panuje stan naprężeń rozciągających, których największe wartości umiejscowione są w płaskiej części, na granicy formowania oraz w części uformowanej poza narożem usztywnienia. W samym narożu wartość naprężeń maleje (niebieskie pola na rys. 5.28).



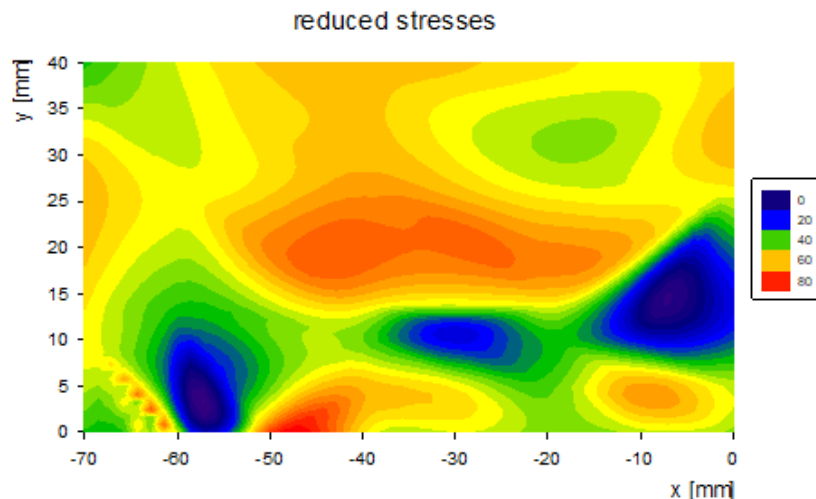
Rys. 5.25. Pola naprężeń szczytkowych blachy kształtowanej metodą jednopunktowego formowania przyrostowego mierzone pod kątem 0° .



Rys. 5.26. Pola naprężeń szczytkowych blachy kształtowanej metodą jednopunktowego formowania przyrostowego mierzone pod kątem 45° .



Rys. 5.27. Pola naprężeń szczytkowych blachy kształtowanej metodą jednopunktowego formowania przyrostowego mierzone pod kątem 90° .



Rys. 5.28. Pola naprężeń szczytkowych zredukowanych blachy kształtowanej metodą jednopunktowego formowania przyrostowego mierzone pod różnymi kątami.

5.5. Analiza stanu powierzchni narzędzia po procesie kształtowania

W procesach przeróbki plastycznej bardzo istotnym zagadnieniem jest żywotność narzędzi, a w związku z tym bardzo ważnym jest poznanie wszelkich mechanizmów zużycia. W przypadku konwencjonalnych metod kształtowania plastycznego zagadnienia zużycia narzędzi są dobrze poznane i opisane. Natomiast jeśli chodzi o technologię kształtowania przyrostowego, jako relatywnie nową, wciąż ważnym i aktualnym jest zagadnienie dotyczące zużycia i trwałości narzędzi, stąd wszelkie prace naukowe realizowane w tym kierunku należy uznać za ważne i aktualne. W rozdziale tym dokonano

krótkiego przeglądu literatury, a także przedstawiono wyniki badań własnych dotyczących problematyki zużycia.

Autorzy pracy [214] przedstawili wyniki badań eksperymentalnych dotyczących kształtowania metodą przyrostową blach ze stopu tytanu Ti-Al6-V4. Wykazano, że pomimo uzyskania prawidłowej geometrii przetłoczeń, zużycie powierzchni narzędzia wykonanego ze stali narzędziowej było znaczące, a przez to otrzymano niską jakość powierzchni wytwarzanych detali.

W pracy [215] w szerokim zakresie podjęto analizę zagadnienia związanego ze zużyciem powierzchni czołowej narzędzia wywołanym formowaniem blach ze stopu tytanu Ti-6Al4-V metodą przyrostową. Autorzy tej pracy drogą eksperymentalną wykazali, że istotny wpływ na zużycie narzędzia w procesie formowania ma wzrost temperatury wynikający z tarcia generowanego podczas kształtowania blachy. Wykazano, że stosowanie narzędzi chłodzonych cieczą poprzez kanały chłodzące wydrążone w nim efektywnie zmniejszają zużycie, co z kolei prowadzi do poprawy jakości kształtowanej powierzchni blachy. Inni autorzy również potwierdzają negatywny wpływ wzrostu temperatury wywołanego tarcieniem na zużycie narzędzia [32, 216], a także obniżenie jakości kształtowanych powierzchni blach [217].

Problem zużycia narzędzia, które wywoływane jest poprzez tarcie może być niwelowany poprzez zastosowanie powłok narzędzia zmniejszających współczynnik tarcia. W pracy [218] opisano badania, w których narzędzie do formowania metodą przyrostową pokryto technologią PVD powłoką TiZrN/CrN + CrN wykazując znaczącą redukcję współczynnika tarcia. Ponieważ kształtowanie blach metodą przyrostową jest de facto zagadnieniem tribologicznym, toteż istotne znaczenie na stopień zużycia narzędzia, jak też na jakość kształtowanej powierzchni mają warunki smarowania, co potwierdzają badania przedstawione w pracach [219 -221]. W przypadku kształtowania blach ze stopu aluminium rozważaną technologią, zazwyczaj typowym mechanizmem zużycia narzędzia jest zużycie adhezyjne [222].

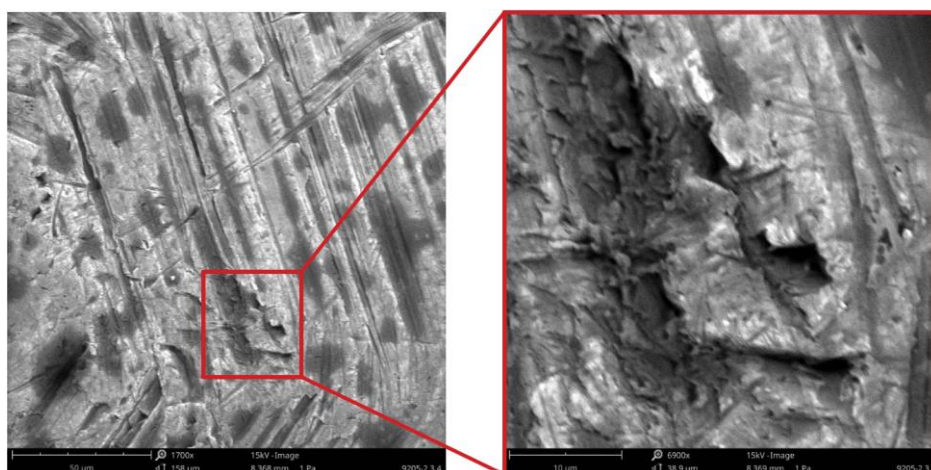
Celem redukcji negatywnych zjawisk występujących w roboczej części narzędzia do kształtowania przyrostowego, stosuje się ruchome końcówki robocze takie jak kulki, czy też rolki, co także prowadzi do redukcji negatywnych zjawisk wywołanych przez tarcie [223-226].

W ramach badań wchodzących w zakres niniejszej pracy stosowano narzędzia o różnych promieniach końcówki narzędzia, mianowicie $d_1 = 2,5$ mm; $d_2 = 5$ mm oraz $d_3 = 7,5$ mm. Wszystkie te narzędzia wykonano z tego samego materiału, stali szybkot-

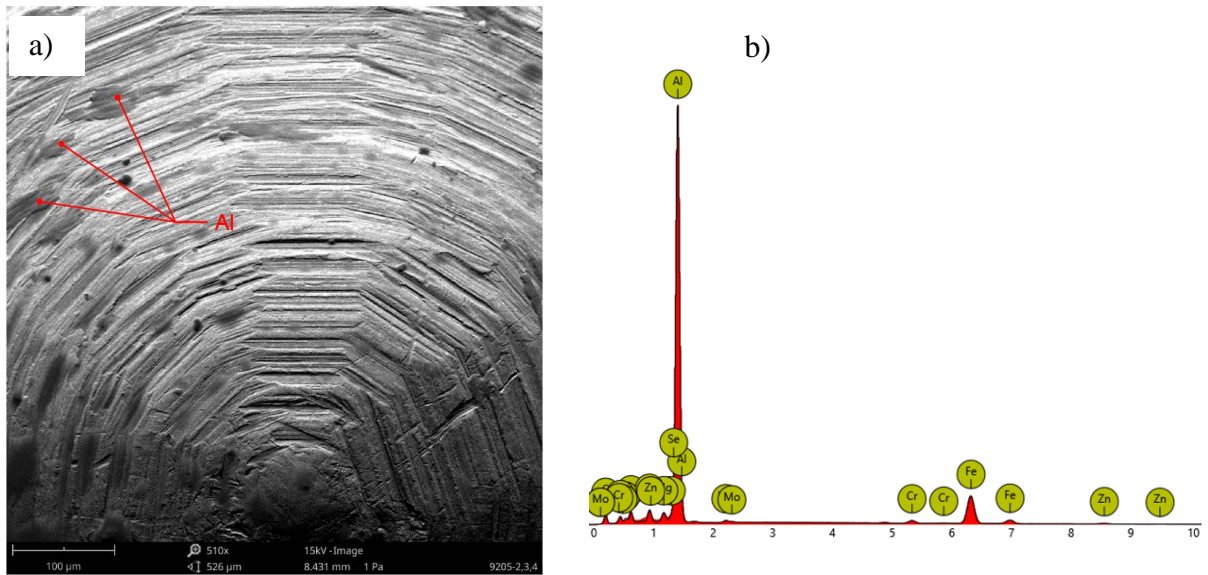
nącej HSS. Ze względu na najmniejszą powierzchnię styku z formowaną blachą narzędzie o najmniejszej średnicy było narażone na oddziaływanie największych wartości sił powierzchniowych, co z kolei przełożyło się na intensywność zużycia.

Czoło narzędzia poddano analizie z użyciem skaningowej mikroskopii elektronicznej, w tym analizie składu chemicznego metodą EDS. Zaobserwowano, że na powierzchni narzędzia doszło do inicjacji zniszczenia adhezyjnego, co uwidacznia obraz mikroskopowy SEM (rys. 5.29). Zjawisko to wykazano dla relatywnie małej liczby wykonanych przetłoczeń, około 20 sztuk. Co istotne tego typu form zniszczenia nie zaobserwowano w przypadku narzędzi o średnicach $d_2 = 5$ mm oraz $d_3 = 7,5$ mm, które posłużyły do wykonania co najmniej 40 przetłoczeń. Powyższe prowadzi do wniosku, iż niezbędnym jest aby pole powierzchni styku kształtowanego materiału z powierzchnią narzędzia było odpowiednie duże.

Kolejnym zaobserwowanym zjawiskiem, które z kolei dotyczy każdego ze stosowanych narzędzi niezależnie od średnicy, jest zanieczyszczenie narzędzia przez aluminium pochodzące z kształtowanej blachy. Potwierdzają to wyniki analizy EDS przeprowadzonej w różnych punktach na czołowej powierzchni narzędzia. Przykładowy wynik analizy składu chemicznego przedstawiono na rys. 5.30. Z kolei w tabeli 5.4 wyszczególniono pierwiastki, które wykazano w ramach przeprowadzonej analizy. Problem ten występuje głównie w procesie kształtowania blach pokrytych platerem, gdyż ta miękka powłoka z aluminium technicznego jest podatna na odseparowanie od podłoża pod wpływem sił nacisku narzędzia.



Rys. 5.29. Obrazy mikroskopowe SEM czoła narzędzia o średnicy $d_1 = 2,5$ mm ukazujące zjawisko inicjacji zużycia adhezyjnego w skali makroskopowej (rysunek po prawej) oraz mikroskopowej (rysunek po lewej).



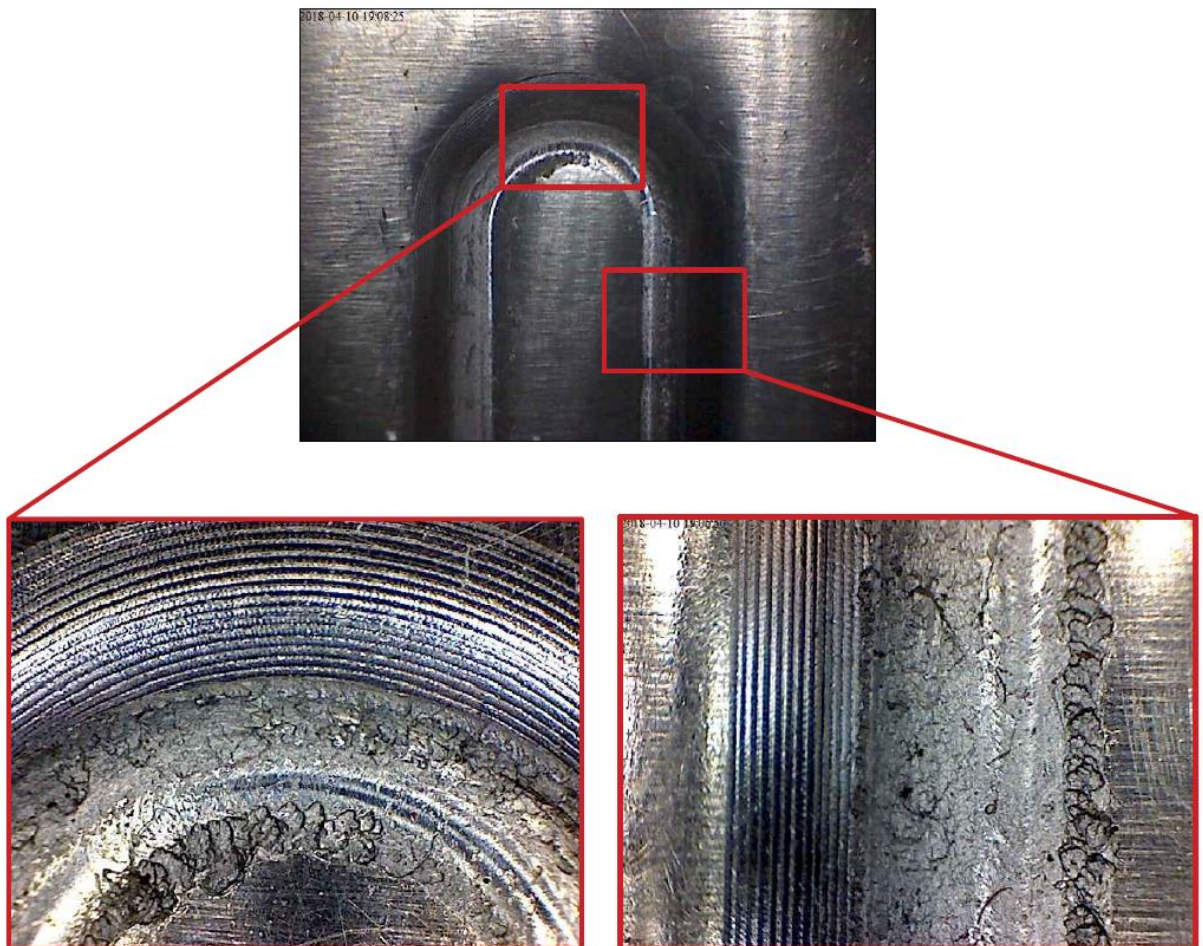
Rys. 5.30. Zanieczyszczenie roboczej części narzędzia przez aluminium pochodzące z zacieranego plateru kształtowanych blach, obraz mikroskopowy SEM czoła narzędzia z widocznym zanieczyszczeniem a), widmo analizy EDS wykonanej w punktach gdzie zidentyfikowano zanieczyszczenie b)

Tabela 5.4. Wyniki badań składu chemicznego określonego metodą EDS obszarów wskazanych na rys. 5.30.

Lp.	Pierwiastek	Zawartość atomowa	Zawartość wagowa
		[%]	[%]
1.	Al	52,25	51,84
2.	Fe	12,80	26,29
3.	C	27,68	12,22
4.	Se	0,71	2,06
5.	O	3,36	1,97
6.	Zn	0,73	1,75
7.	Cr	0,77	1,46
8.	Mg	1,37	1,23
9.	Mo	0,33	1,17

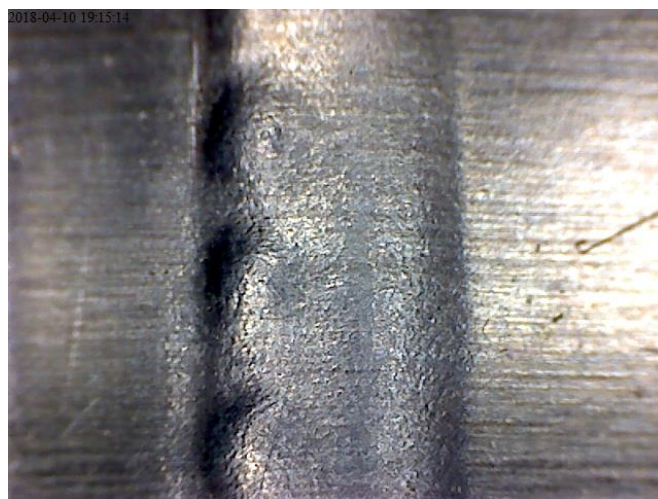
Największą intensywność zacierania powłoki platerowej również zaobserwować można dla najmniejszej ze stosowanych średnicy narzędzia, co jest skutkiem skupienia dużej wartości siły na relatywnie małej powierzchni czoła narzędzia. Oczywiście natę-

żenie tego zjawiska jest dodatkowo powiązane z warunkami smarowania, a także parametrami procesu. Na rys. 5.31 przedstawiono widok wewnętrznej strony przetłoczenia z wyraźnie widoczną naruszoną warstwą plateru przekładającą się na niedostateczną jakość powierzchni. Należy dodatkowo podkreślić, że powłoka platerowa blach stosowanych w konstrukcjach lotniczych stanowi formę zabezpieczenia antykorozyjnego dla wysokowytrzymałych stopów z grupy 2xxx oraz 7xxx, które poprzez dodatki stopowe takiej jak miedź i cynk są bardzo podatne na korozję międzykrystaliczną. Cienka warstwa aluminium technicznego utlenia się powierzchniowo dzięki czemu stanowi powłokę ochronną uniemożliwiającą postępowanie korozji w głąb metalu. Dlatego też przedstawiony efekt naruszenia warstwy plateru w procesie formowania przetłoczeń jest niedopuszczalny.



Rys. 5.31. Wewnątrz powierzchnia przetłoczenia z widocznymi wadami powstałymi na skutek zacierania plateru.

Wymienione wyżej zjawiska zanieczyszczania narzędzia materiałem pochodzącym z kształtowanych blach, a także naruszania warstwy wierzchniej blach w tym szczególnie plateru, prowadzą do zmian warunków tarcia oraz geometrii czoła narzędzia, a to z kolei w określonych warunkach zdeterminowanych przez parametry i warunki smarowania może prowadzić do charakterystycznych deformacji pojawiających się przy krawędzi przetłoczenia, co przedstawiono na rys. 5.32.



Rys. 5.32. Deformacja przetłoczenia spowodowana zacieraniem warstwy wierzchniej kształtowanej blachy

Przedstawiona w tym rozdziale analiza dotycząca zużycia narzędzia i jego wpływu na proces kształtowania blach metodą przyrostową jest zagadnieniem istotnym i wymagającym dalszych prac badawczych. Należy podkreślić, że opisane negatywne zjawiska, które zaobserwowano podczas realizacji szeregu eksperymentów wystąpiły jedynie przy wyjątkowych, niekorzystnych warunkach. Przede wszystkim problemy pojawiły się głównie dla małej średnicy narzędzia, niepoprawnie dobranych parametrów kształtowania, a także niewłaściwych warunków smarowania. Jednak na podstawie zrealizowanych w pracy badań eksperymentalnych wykazano, że w technologii kształtowania przyrostowego realnym jest stosowanie tanich, o niskim stopniu skomplikowania narzędzi, które umożliwiają wykonanie efektywnych przetłoczeń. W założeniu rozważana technologia formowania blach ma być tanią alternatywą dla tradycyjnego tłoczenia w przypadku produkcji jednostkowej, wyrobów prototypowych, czy też prac rozwojowych dotyczących dosztywniania konstrukcji wykazujących niedostateczną sztywność.

Podsumowując, na podstawie własnych doświadczeń oraz przeprowadzonego przeglądu literatury można stwierdzić, że w przypadkach ekonomicznie uzasadnionych można stosować złożone narzędzia do formowania przyrostowego jak np. z ruchomą kulką, czy też rolką, a także z wysokowydajnym wewnętrznym chłodzeniem. Jednakże z całą pewnością jednolite narzędzia, tanie w produkcji w przypadku kształtowania blach ze stopów duraluminiowych są w pełni efektywne pod warunkiem prawidłowego doboru warunków procesu kształtowania.

6. Wnioski

Zastosowanie jednopunktowego formowania przyrostowego do kształtowania wyrobów z blach pozwala na dużo większą, niż w pozostałych metodach kształtowania plastycznego, swobodę i elastyczność we wprowadzaniu zmian kształtu wyrobu oraz umożliwia szybką eksperymentalną analizę wielu wariantów rozwiązań konstrukcyjnych. Kształtowanie przyrostowe kinematyką pracy przypomina obróbkę skrawaniem, lecz zastosowanie półfabrykatów w postaci blach i narzędzia w postaci trzpienia z zaokrągloną końcówką powoduje zmianę charakteru odkształceń formowanej blachy w porównaniu do technik konwencjonalnego tłoczenia blach.

Badania wstępne podczas realizacji pracy wykazały bardzo istotny wpływ środka smarnego na jakość obróbki oraz wartość współczynnika tarcia. Do oceny wpływu środka smarnego na wartość współczynnika tarcia blach zastosowano trzy gatunki olejów syntetycznych, kwas oleinowy oraz dwa gatunki olejów roślinnych. Dodatkowo przeprowadzono doświadczenia z olejami zawierającymi dodatek nanocząstek TiO_2 oraz SiO_2 , jednak nie stwierdzono jednoznacznego ich wpływu na efektywność smarowania. Do badań kształtowania usztywnionych paneli zastosowano olej przekładniowy 75W-85, który podczas przeprowadzonych testów zapewniał najbardziej efektywne smarowanie w szerokim zakresie nacisków.

Podstawowymi parametrami obróbkowymi podczas formowania metodą przyrostową: są głębokość jednego przejścia narzędzia a_p , prędkość obrotowa narzędzia n_n oraz prędkość posuwu V_f . Przeprowadzone badania kształtowania z prędkościami posuwu $v_f = 800, 1100$ oraz 1500 mm/min nie potwierdziły istotnego wpływu wartości posuwu na jakość powierzchni, a jedynie na produktywność obróbki, dlatego eksperymenty przeprowadzono ze stałym posuwem 1500 mm/min. Na podstawie badań wstępnych w badaniach objętych pracą zastosowano: a_p od $0,2$ do $0,4$ mm z rozdzielczością co $0,1$ mm, $n_n = 18, 110$ i 202 obr./min.

Każdy z tych parametrów wpływa na pewne cechy. Parametr a_p wpływa na jakość powierzchni panelu określoną wysokością profilu chropowatości wg 10 punktów Rz . Wraz ze zwiększaniem wartości prędkości obrotowej narzędzia zauważono prawie dwukrotne zwiększenie wartości parametru Rz w porównaniu do powierzchni przed kształtowaniem. Analiza topografii powierzchni wewnętrznej przetłoczeń wykazała występowanie cyklicznych rowków, których rozstaw jest proporcjonalny do zastosowa-

nej głębokości jednego przejścia. Przy dużej prędkości obrotowej narzędzia zaobserwowano również wyraźne poszarpanie śladów obróbkowych.

Ze względu na złożone interakcje pomiędzy parametrami wejściowymi oraz chropowatością powierzchni do określenia potencjalnych związków pomiędzy prędkością obrotową narzędzia i głębokością jednego przejścia narzędzia a średnim arytmetycznym odchyleniem rzędnych profilu S_a zastosowano wielowarstwowe sztuczne sieci neuronowe. Według wszystkich analizowanych modeli neuronowych zwiększenie wartości głębokości przejścia narzędzia wpływa na zwiększenie wartości parametru chropowatości powierzchni S_a . Podczas obróbki blach platerowanych zwiększenie prędkości obrotowej powoduje zmniejszenie wartości parametru S_a . Odwrotna zależność wystąpiła dla nieplaterowanej blachy EN AW-2024-T3.

Głębokość jednego przejścia narzędzia wpływa na docelową, możliwą do osiągnięcia głębokość przetłoczenia. Przy formowaniu panelu z blachy platerowanej o grubości 0,8 mm gatunku EN AW-7075-T6, osiągnięto założoną głębokość formowania 5 mm dla wartości a_p od 0,2 do 0,4 mm przy zachowaniu ciągłości materiałowej blachy. Zwiększenie głębokości jednego przejścia narzędzia do wartości 0,5 mm spowodowało powstawanie pęknięć w narożach żebra, czyli w miejscu największego pocienienia formowanej blachy. Zjawisko to zaobserwowano niezależnie od zastosowanej wartości prędkości obrotowej narzędzia. Badania eksperymentalne wykazały że, głębokość jednego przejścia narzędzia ma także wpływ na nośność paneli na ściskanie. Wraz ze wzrostem wartości tego parametru zaobserwowano zmniejszenie maksymalnej siły powodującej utratę stateczności panelu usztywnionego przetłoczeniem. Największą siłę krytyczną zarejestrowano dla panelu kształtowanego przy $a_p = 0,2$ mm. Ten trend powtarzał się dla każdej z analizowanych blach. Wartość obrotów narzędzia ma wpływ na jakość powierzchni oraz temperaturę w strefie kontaktu blacha – narzędzie. Zwiększanie wartości obrotów narzędzia skutkuje zwiększeniem temperatury w strefie kontaktu narzędzia z powierzchnią kształtowanego przetłoczenia. Dodatkowo, zwiększając prędkość obrotową narzędzia podczas formowania blach platerowanych może dojść do uszkodzenia lub nawet usunięcia warstwy platerowanej z formowanego panelu, co jest niedopuszczalne ze względu na funkcję ochronną powłoki. Nie stwierdzono wpływu prędkości posuwu V_f na parametry jakościowe formowania. Jednak obok głębokości jednego przejścia narzędzia a_p jest podstawowym parametrem wpływającym na szybkość realizacji obróbki. Ma to bardzo duże znaczenie przy redukcji kosztów procesu kształtowania. Dlatego należy dążyć do maksymalnego zwiększania prędkości posuwu.

Badania dynamiczne przeprowadzone za pomocą młota opadowego wykazały wzrost sztywności panelu podczas obciążenia próbek, gdy przetłoczenie skierowane było w dół, po przeciwnej stronie uderzenia bijaka młota. Ten wariant obciążenia odpowiadał typowym rzeczywistym warunkom pracy konstrukcji cienkościennych usztywnionych przetłoczeniami. W warunkach uderzenia dynamicznego w panel zawierający przetłoczenie po stronie uderzenia bijaka, sztywność uległa zmniejszeniu w stosunku do płaskiej, nieusztywnionej blachy.

Panele wykonane dwoma metodami tj. jednopunktowym kształtowaniem przyrostowym oraz tradycyjną metodą tłoczenia blachy, z użyciem stempla i matrycy, poddano pomiarowi grubości uformowanych ścianek. W obydwu przypadkach największą zmianę grubości zlokalizowano w narożach próbki przetłoczenia. W pozostałych strefach rozkłady grubości żeber kształtowanych wyżej wymienionymi metodami różniły się. Pomijając naroża, rozkład grubości przetłoczenia uformowanego metodą tradycyjną w każdym punkcie jest w przybliżeniu stały, natomiast uformowane w procesie przyrostowego formowania posiadają cieńsze ścianki i rosnącą grubość blachy na dnie, co zostało przedstawione podczas pomiaru grubości na przekroju poprzecznym usztywnienia. Największe wartości pocienienia blachy zarejestrowano dla panelu wykonanego metodą jednopunktowego kształtowania przyrostowego. Przeprowadzone modelowanie numeryczne kształtowania przetłoczeń metodą elementów skończonych przy pomocy systemu Abaqus potwierdziły taką tendencję rozkładu grubości przetłoczenia ukształtowanych paneli.

Przeprowadzone badania kształtowania paneli, statyczne badania nośności oraz dynamiczne próby wytrzymałościowe paneli zawierających przetłoczenia wzmacniające potwierdziły przydatność procesu jednopunktowego formowania przyrostowego do realizacji zadań związanych m.in. usztywnieniem cienkościennych paneli wykonanych z trudno odkształcalnych stopów aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6, zarówno platerowanych jak i nieplaterowanych. Wyniki badań mogą być wykorzystane do wytwarzania usztywnień konstrukcji cienkościennych za pomocą przetłoczeń o praktycznie dowolnej krzywiznie oraz przekroju, formowanych za pomocą technologii kształtowania przyrostowego. Przykładową aplikację wyników badań autor upatruje w wytwarzaniu struktur statków powietrznych, pojazdów samochodowych oraz konstrukcji cienkościennych od których wymagana jest podwyższona sztywność.

Literatura

1. Stachowicz F.: Przeróbka plastyczna laboratorium – Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2000.
2. Praca zbiorowa pod redakcją Sinczaka J.: Podstawy procesów przeróbki plastycznej – Wydawnictwo Naukowe Akapit
3. Kopac J., Kampus Z.: Incremental sheet metal forming on CNC milling machine-tool, *Journal of Materials Processing Technology* 162–163 (2005) 622–628
4. Malwada D. S., Dr. Nandedkar V. M.: Deformation Mechanism Analysis of Single Point Incremental Sheet Metal Forming, *Procedia Materials Science* 6 (2014) 1505 – 1510
5. de Bruyn R., Treurnicht N.F.: An investigation into lubrication strategies for the incremental sheet forming of Ti-6Al-4V, *CIE42 Proceedings*, 16-18 July 2012, Cape Town, South Africa 2012 CIE & SAIIE
6. Ceretti E., Giardini C., Attanasio A.: Experimental and simulative results in sheet incremental forming on CNC machines, *Journal of Materials Processing Technology* 152 (2004) 176–184
7. Lu B., Chen J., Ou H., Cao J.: Feature-based tool path generation approach for incremental sheet forming process. *J Mater Process Technol* 2013;213:1221–33.
8. Lu H.: Investigation of Control of the Incremental Forming Processes, The University Of Queensland Australia, 2016
9. Jong-Jin P., Yung-Ho K.: Fundamental studies on the incremental sheet metal forming technique, *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003) 447–453
10. Trzepieciński T.: Wybrane aspekty oceny tribologicznej blach odkształcanych plastycznie, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2013.
11. Matuszewski M.: Kierunkowość struktury geometrycznej powierzchni w transformacji warstwy wierzchniej, Uniwersytet Technologiczno - Przyrodniczy w Bydgoszczy, Bydgoszcz 2013
12. Hebda M., Wachal A.: Trybologia. WNT Warszawa 1980.
13. Lawrowski Z.: Tribologia: tarcie, zużywanie i smarowanie. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 2008.
14. Lawrowski Z.: Tribologia: tarcie, zużywanie i smarowanie. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 2008.
15. Pawlus P.: Topografia powierzchni: pomiar, analiza, oddziaływanie. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2006.
16. Pytko S., Pytko P., Furmanik K.: Tribologia smarowania granicznego. *Tribologia* 5, 189-204, 2011.
17. Kragelsky I. V.: Friction and wear. Butterworths, Washington 1965.
18. Allan K., Hamilton S.: „Friction and external Surface roughness in single point incremental forming”, Queen’s University Kingston, Ontario, Canada, January, 2010

19. Malwad D. S., Nandedkar V. M.: Deformation Mechanism Analysis of Single Point Incremental Sheet Metal Forming, *Procedia Materials Science* 6 (2014) 1505 – 1510
20. Verbert J., Behera AK, Lauwers B., Duflou JR.: Multivariate adaptive regression splines as a tool to improve the accuracy of parts produced by SPIF. *Key Eng Mater* 2011;473:841–6.
21. Kumar A., Alves de Sousa R., Ingarao G., Oleksik V.: Single point incremental forming: An assessment of the progress and technology trends from 2005 to 2015, *Journal of Manufacturing Processes* 27 (2017) 37–62
22. Emmens W.C., Sebastiani G., van den Boogaard A.H.: The technology of Incremental Sheet Forming—A brief review of the history, *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010) 981–997
23. Dejardin S., Thibaud S., Gelin J.C., Michel G.: Experimental investigations and numerical analysis for improving knowledge of incremental sheet forming process for sheet metal parts, *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010) 363–369
24. Skjødt, M.: „Rapid Prototyping by Single Point Incremental Forming of Sheet Metal”, Department of Mechanical Engineering Technical University of Denmark 2008, ISBN 978-87-89502-81-6
25. Suriyaprasanna P.: “Single Point Incremental Forming and Multi-Stage Incremental Forming on Aluminium Alloy 1050”, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto & Faculty of Engineering, Thammasat University
26. Kragelsky I.V., Dobychynin M.N., Kombalov V.S.: Friction and wear calculation methods. Pergamon Press, New York 1982.
27. Palumbo G., Brandizzi M.: Experimental investigations on the single point incremental forming of a titanium alloy component combining static heating with high tool rotation speed, *Materials and Design* 40 (2012) 43–51
28. Martínez – Romero O., García – Romeu M.L., Olvera -Trejo D., Bagudanch I., Elías – Zúñiga A.: Tool dynamics during single point incremental forming process, *Procedia Engineering* 81 (2014) 2286 – 2291.
29. Xu D., Lu B., Cao T.T., Zhang H., Chen J., Long H., Cao J.: Enhancement of process capabilities in electrically-assisted double sided incremental forming. *Mat. Des.* 92 (2016) 268-280
30. Durante M., Formisano A., Langella A., Memola Capece Minutolo F.: The influence of tool rotation on an incremental forming process, *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 4621–4626
31. Duflou, J.R. I in.: Laser Assisted Incremental Forming: Formability and Accuracy Improvement. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2007. 56(1): p. 273-276.
32. Fan G. i in.: Electric hot incremental forming: A novel technique. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008. 48(15): p. 1688-1692.
33. Ji Y.H., Park J.J.: Formability of magnesium AZ31 sheet in the incremental forming at warm temperature. *Mater Proc Technol* 2008; 201:354–358.

34. Junk S, Hirt G, Chouvalova I.: Forming strategies and tools in incremental sheet forming. In: Proceedings of the 10th SHEMET conference, 2003 April 14–16, Jordanstown, United Kingdom. p. 57–64.
35. Skjoedt, M. I in.: Multi Stage Strategies for Single Point Incremental Forming of a Cup. *International Journal of Material Forming*, 2008. 1(1): p. 1199-1202.
36. Jeswiet J, Adams D, Doolan M, McAnulty T, Gupta P.: Single point and asymmetric incremental forming. *Adv Manuf* 2015; 3:253–62.
37. Young D, Jeswiet J.: Wall thickness variations in single point incremental forming *IMECHE 2004 Part B* 218(B11):1453-1459
38. Malhotra R. Bhattacharya A. Kumar A. Reddy NV, Cao J.: A new methodology for multi-pass single point incremental forming with mixed toolpaths. *CIRP Ann Manuf Technol* 2011, 60(1):323-326
39. Manco L, Filice L, Ambrogio G.: Proceedings of the IMechE, Part B.: *Journal of Engineering Manufacture*. 225(3) (2011) 348-56.
40. Bambach M., Araghi B.T., Hirt G.: *Production Engineering*. 3(2) (2009)145-56.
41. Skjødt M., Silva M.B., Martins P.A., Bay N.: *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*.45(1) (2010) 33-44.
42. Xu D., Malhotra R., Reddy N.V., Chen J., Cao J.: Analytical prediction of steppedfeature generation in multi-pass single point incremental forming. *J Manuf Process* 2012;14:487–94.
43. Malhotra R., Bhattacharya A., Kumar A., Reddy N., Cao J.: A new methodologyfor multi-pass single point incremental forming with mixed toolpaths. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2011;60:323–6.
44. Dittrich M., Gutowski T., Cao J., Roth J., Xia Z., Kiridena V., I in.: Exergy analysisof incremental sheet forming. *Prod Eng* 2012;6:169–77.
45. Ingarao G., Kellens K., Behera A.K., Vanhove H., Ambrogio G., Duflou JR.: Electric energy consumption analysis of SPIF processes. *Key Eng Mater*2013; 549:547–54.
46. Ingarao G., Vanhove H., Kellens K., Duflou JR.: A comprehensive analysis ofelectric energy consumption of single point incremental forming processes. *JClean Prod* 2014;67:173–86.
47. Kurra S., Rahman N. H., Regalla S. P., Gupta A. K.: Modeling and optimization of surface roughness in single point incremental forming process, *jmater res technol*. 2015; 4(3): 304–313.
48. Marabuto S, Afonso D, Ferreira J, Melo F, Martins MA, de Sousa R.: Finding the best machine for SPIF operations – a brief discussion. *Key Eng Mater TransTech Publ* 2011:861–8.
49. Okada N., Ro G, Suzuki Y.: Method and apparatus for incremental forming. *USPatent* 6,971,256 B2 (2005).
50. Verbert J., Aereens R., Vanhove H., Aertbeliën E., Duflou JR.: Obtainable accuracies and compensation strategies for robot supported SPIF. *Key Eng Mater* 2009; 410:679–87.
51. Portman VT.: Stiffness evaluation of machines and robots: minimum col-linearstiffness value approach. *J Mech Robot* 2011;3:011015.

52. Jeswiet J., Micari F., Hirt G., Bramley A., Duflou J., Allwood J.: Asymmetric single point incremental forming of sheet metal. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2005; 54:623–49.
53. Allwood J., Houghton N., Jackson K.: The design of an incremental sheet forming machine. *Adv Mater Res* 2005;6:471–8.
54. Marabuto S., Afonso D., Ferreira J., Melo F., Martins MA., de Sousa R.: Finding the best machine for SPIF operations – a brief discussion. *Key Eng Mater TransTech Publ* 2011:861–8.
55. <https://strefainzyniera.pl>
56. Kumar Y., Kumar S.: *Incremental Sheet Forming (ISF)*, Mechanical Engineering Department, Indian Institute of Technology, Springer India 2015
57. Ziran X., Gao L., Hussain G., Cui Z.: The performance of flat end and hemispherical end tools in single-point incremental forming. *Int J Adv Manuf Technol* 2010;46:1113–8.
58. Verbert J.: *Computer aided process planning for rapid prototyping with incremental sheet forming techniques*. Leuven: Katholieke Universiteit Leuven; 2010.
59. Callebaut B., Duflou J., Verbert J.: Asymmetric incremental sheet forming system. US Patent US20090158805 (2011).
60. Dobrzański L. A.: *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*, Wydawnictwa Naukowo Techniczne, Warszawa 2002.
61. Kurra S., Regalla S.P.: *International Journal of Materials Engineering Innovation*. 6(1) (2015) 74-90.
62. Martins P.A.F., Bay N., Skjoedt M., Silva M.B.: Theory of single point incremental forming, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008) 247–252,
63. Hussain G., Gao L., Hayat N., Cui Z., Pang Y.C., Dar N.U.: Tool and lubrication for negative incremental forming of a commercially pure titanium sheet. *J Mater-Proc Technol* 2008;203:193–201.
64. Göttmann A., Dietrich J., Bergweiler G., Bambach M., Hirt G., Loosen P.: Laser assisted Asymmetric incremental sheet forming of titanium sheet metal parts. *Prod Eng Res Devel* 2011;5(4):393–404.
65. Junk S., Hirt G., Chouvalova I.: Forming strategies and tools in incremental sheet forming. In: *Proceedings of the 10th SHEMET conference, 2003 April 14–16, Jordanstown, United Kingdom*. p. 57–64.
66. Ingarao, G., di Lorenzo, R. and Micari, R. 2010. Energy-efficient Product and Process Innovation in Production Engineering. *Energy and Resource Efficient Forming Processes*. pp.717-745.
67. Hagan E., Jeswiet J.: 2004. Analysis of surface roughness for parts formed by CNC incremental forming. *IMECHE part B, J. of Engineering Manufacture*. 218(B10), pp.1307–1312.
68. Adams D. W., Jeswiet J.: Energy consumption in single point incremental forming. *Proc NAMRI/NAMRC* 40:738-742 (2012).
69. Camino L., Di Meo N., Sorrentino L., Strano M.: The influence of friction in the negative dieless incremental forming process. *The 9th international ESAFORM conference on material forming*

70. Azevedo N.G., Farias J.S., Bastos R.P., Teixeira P., Davim J.P., de Sousa R.J.A.: Lubrication aspects during single point incremental forming for steel and aluminum materials. *Int. J. Precis Eng. Manuf.* 16(3):589-595 (2015)
71. <https://stal.elamed.pl/artykul/kszaltowanie-przyrostowe-blach-mozliwosci-zastosowania-w-przemysle-lotniczym/47248>
72. Naranjo J. Miguela V. Martínez-Martínez A. Gómez-López L. M. Manjabacas M.C. Coello J.: Analysis and simulation of Single Point Incremental Forming by ANSYS, *Procedia Engineering* 132 (2015) 1104 – 1111
73. Sena J.I.V., Alves de Sousa R.J.: Valente RAF On the use of EAS solid-shell formulations in the numerical simulation of incremental forming processes. *Eng Comput* 2011 28(3):287-313
74. Suresh K., Regalla S.P.: Effect of mesh parameters in finite element simulation of single point incremental sheet forming process, *Procedia Materials Science* 6 (2014) 376 – 382
75. Gómez-López L.M., Miguel V., Martínez A., Coello J., Manjabacas M.C.: Incremental Sheet Forming Applied to Titanium Alloys, *DYNA Ingeniería e Industria*, aceptado para su publicación.
76. Naranjo J., Miguel V., Martínez-Martínez A., Gómez-López L.M., Manjabacas M.C., Coello J.: Analysis and simulation of Single Point Incremental Forming by ANSYS, *Procedia Engineering* 132 (2015) 1104 – 1111
77. Miguel V. Martínez A., Gómez-López L.M. Coello J., M.C. Manjabacas, Incremental Sheet Forming Applied to Titanium Alloys, *DYNA Ingeniería e Industria*, aceptado para su publicación.
78. Hadoush A., van den Boogaard A.H.: Efficient Implicit Simulation of Incremental Sheet Forming. *International Journal for Numerical Methods in Engineering. Int. Journal of Numerical Methods in Engineering* (2012) 90 pp. 597–612.
79. Lu H., Kearney M., Wang C., Liu S., Meehan P. A.: Part accuracy improvement in two point incremental forming with a partial die using a model predictive control algorithm, *Precision Engineering* 49 (2017) 179–188,
80. Ambrogio G., De Napoli L., Filice L., Gagliardi F., Muzzupappa M.: Application of Incremental Forming process for high customized medical product manufacturing, *Journal of Materials Processing Technology* 162–163 (2005) 156–162
81. Afonso D., de Sousa A., Torcato R.: Incremental forming of tunnel type parts, *Procedia Engineering* 183 (2017) 137 – 142
82. Alfonso D.: Forming without a die. Fundamentals and applications of single point incremental forming, PhD Thesis – project I. University of Aveiro, Aveiro 2016.
83. Trzpieciński T., Krasowski B., Kubit A., Wydrzyński D.: Possibilities of application of incremental sheet-forming technique in aircraft industry. *Zeszyty Naukowe PRz - Mechanika*, 35, 2018, 87–100.
84. Tanaka S., Nakamura T., Hayakawa K., Nakamura H., Motomura K.: Incremental: Sheet metal forming process for pure titanium denture plate, ICTP, Verona Italy, (2005).

85. Verbert J., Belkassam B., Henrard C., Habraken A. M., Gu J., Sol H., Lauwers B., Duflou J.R.: Multi-Step toolpath approach to overcome forming imitations in single point incremental forming, ESAFORM 2008, Lyon France, (2008).
86. Jeswiet J., Young, D.: Forming limit diagrams for single-point incremental forming of aluminium sheet, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 219, (2005), 359-364.
87. Amino H., Ozawa S.: Dieless NC forming, prototype of automotive service parts, ICRPM Conference, (2002), 179-185.
88. Jeswiet J., Hagan E.: Rapid Prototyping of a Headlight with Sheet Metal, Proceedings of Shemet (2001) 165-170.
89. Amino M., Mizoguchi M., Terauchi Y.: Trent Maki Current Status of “Dieless” Amino's Incremental Forming, Procedia Eng. 81 (2014) 54-62.
90. Obikawa T., Satou S., Hakutani T.: Dieless incremental micro-forming of miniature shell objects of aluminum foils, International Journal of Machine Tools & Manufacture 49 (2009) 906–915
91. Rosochowski A., Presz W., Olejnik L., Richert M.: Micro-extrusion of ultra-fine grained aluminium, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 33 (2007) 137–146.
92. Cho H., Hwang D.Y., Lee B.S., Jo H.H.: Fabrication of micro condenser tube through direct extrusion, Journal of Materials Processing Technology 187 (2007) 645–648.
93. Ceretti E., Giardini C., Attanasio A.: Experimental and simulative results in sheet incremental forming on CNC machines, Journal of Materials Processing Technology 152 (2004) 176–184
94. Tang Y., Chi Y., Chen J.C., Deng X.X., Liu L., Liu X.K., Wan Z.P.: Experimental study of oil-filled high-speed spin forming micro-groove fin-inside tubes, International Journal of Machine Tools & Manufacture 47 (2007) 1059–1068.
95. <http://pomiar.edu.pl/pomiar/maszyny/taylor-hobson-talysurf-cci/>
96. <http://wbia.pollub.pl/pl/o-wydziale/struktura-wydzialu/laboratorium-budownictwa/badania/aparatura/system-aramis>
97. <https://www.3d4u.com.tr/en/products/aramis/>
98. <https://www.gom.com/pl/systemy-pomiarowe/argus.html>
99. <http://lenso.creobit.pl/>
100. <https://pik-instruments.pl/nauka/mikroskopia-elektronowa/thermofisher-scientific/phenom-prox/>
101. <https://www.haascnc.com/pl/machines/vertical-mills/toolroom-mills/models/tm-1p.html>
102. <https://www.lasaero.com/products/article/R02LALMB9>
103. ISO 6892-1: Metallic Materials - Tensile Testing - Part 1: Method of Test at Room Temperature. (International Organization for Standardization, Geneva, 2016), pp. 1–79.
104. Luo C.: Role of Microstructure on Corrosion Control of AA2024-T3 Aluminium Alloy, School of Materials Corrosion and Protection Centre, 2011

105. Randell E., Hsiano A., Shirokoff J.: Effect of particla clading pattern of aluminium 7075 T651 on corrosion and mechanical properties. *Adv Mater Sci Eng* 2017:5282659. <https://doi.org/10.1155/2017/5282659> (2017)
106. Nowak Z.: *Metoda identyfikacji w mechanice materiałów ciągliwych z uszkodzeniami*, IPPT PAN, Warszawa 2006.
107. Saidi B., Boulila A., Ayadi M., Nasri R.: Prediction of the Friction Coefficient of the Incremental Sheet Forming SPIF. In *Proceedings of the 6th International Congress Design and Modelling of Mechanical Systems CMSM'2015*, Hammamet, Tunisia, 23–25 March 2015.
108. Xu, D., Wu, W., Malhotra, R., Chen, J., Lu, B., Cao, J.: Mechanism investigation for the influence of tool rotation and laser surface texturing (LST) on formability in single point incremental forming. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 73, 2013, 37–46.
109. Lu B., Fang Y., Xu D.K., Chen J., Oub H., Moser N.H., Cao J.: Mechanism investigation of friction-related effects in single point incremental forming using a developer oblique roller-ball tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 85, 2014, 14–29.
110. Bazan A., Trzepieciński T.: Effect of friction conditions on the change of sheet surface roughness during deep drawing. *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej - Mechanika*, vol. 30, nr 85/4, 2013, 375-386.
111. Trzepieciński T.: *Wybrane aspekty oceny tribologicznej blach odkształcanych plastycznie*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2013.
112. Makhkamov A., Wagne D., Baptista A.M., Santos A.D., Malheiro L.: Tribology testing to friction determination in sheet metal forming processes. *Ciência & Tecnologia dos Materiais*, 29(1), 2017, e249-e253.
113. Trzepieciński T.: Badanie właściwości tarciovych blach stalowych dla przemysłu motoryzacyjnego, *Hutnik Wiadomości Hutnicze*, 81, 2014, 446-449.
114. Carcel A.C., Palomares D., Rodilla E., Pe´rez Puig M.A.: Evaluation of vegetable oils as pre-lube oils for stamping. *Materials Design*, 26, 2005, 587–593.
115. Rao K.P., Xie C.L.: A comparative study on the performance of boric acid with several conventional lubricants in metal forming processes. *Tribology International*, 39, 2006, 663–668.
116. Dyja K., Adamus J.: Badania nad dobozem smarów technologicznych do tłoczenia blach aluminiowych i tytanowych. *Tribologia*, 3, 2014, 19–28.
117. Li X., Yu H., Guo G., Li D.: Single-point incremental forming of 2024-T3 aluminum alloy sheets. *AIP Conference Proceedings*, 1567, 2016, 848.
118. Rao K.P., Wei J.J.: Performance of a new dry lubricant in the forming of aluminum alloy sheets. *Wear*, 249,2001, 85–92.
119. Meiler M., Pfestorf M., Geiger M., Merklein M.: The use of dry film lubricants in aluminum sheet metal forming. *Wear*, 255(7-12), 2003, 1455-1462.
120. Dyja K., Więckowski W.: The effects of friction on stamping process of sheet metals used in aviation. *Archives of Metallurgy and Materials*, 60(3), 2015, 1895-1900.

121. Gierzyńska M.: Tarcie, zużycie i smarowanie w obróbce plastycznej metali. WNT, Warszawa 1983.
122. Sá de Farias J., Ferreira J., Marabuto S., Andrade Campos A., Martins M., Alves de Sousa R.: Towards Smart Manufacturing Techniques using Incremental Sheet Forming, Smart Manufacturing Innovation and Transformation: Interconnection and Intelligence, IGI Global, 2014
123. Więckowski W., Adamus J., Dyrner M.: Sheet metal forming using environmentally benign lubricant. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 20, 2020, 51
124. Trzepieciński T.: Tribological Performance of Environmentally Friendly Bio-Degradable Lubricants Based on a Combination of Boric Acid and Bio-Based Oils. Materials 13, 2020, 3892.
125. Padgurskas J., Rukuiža R., Meškinis A., Kreivaitis R., Spruogis B.: Influence of manufacturing methods on the tribological properties of rapeseed oil lubricants. Transport. 2016;31(1):56–62.
126. Fox N.J., Stachowiak G.W.: Vegetable oil-based lubricants—A review of oxidation. Tribology International 2007, 40, 1035–1046.
127. Pang H., Ngaile G.: Formulation of SiO₂/oil nanolubricant for metal forming using hydrodynamic cavitation. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 234(12), 2020, 1549-1558.
128. Bogunovic L., Zuenkeler S., Toensing K., Anselmetti D.: An oil-based lubrication system based on nanoparticulate TiO₂ with superior friction and wear properties. https://pub.uni-bielefeld.de/download/2759012/2759018/tribology_015_2nd_revision.pdf (dostęp: 24-12-2020).
129. Peng D.X., Kang Y., Hwang R.M., Shyr S.S., Chang Y.P.: Tribological properties of diamond and SiO₂ nanoparticles added in paraffin. Tribology International 2009, 42, 911–917.
130. Hernández Battez A., González R., Viesca J.L., Fernández J.E., Díaz Fernández J.M., Machado A., Chou R., Riba J.: CuO, ZrO₂ and ZnO nanoparticles as anti-wear additive in oil lubricants. Wear 2008, 265, 422–428.
131. Cortes V., Sanchez K., Gonzalez R., Alcoutlabi M., Ortega J.A.: The performance of SiO₂ and TiO₂ nanoparticles as lubricant additives in sunflower oil. Lubricants, 8, 2020, 10.
132. Kossakowski P.: Aluminium - materiał ekologiczny. Przegląd Budowlany. 10, 2013, 36–41.
133. Azushima A., Tanaka T.: Lubricant behavior trapped within pockets on workpiece surface in lubricated upsetting by means of direct fluorescence observation technique. CIRP Annals, 49(1), 2000, 165-168.
134. Trzepieciński T., Fejkiel R.: On the influence of deformation of deep drawing quality steel sheet on surface topography and friction. TRIBOLOGY INTERNATIONAL 115 (2017) 78-88.
135. Trzepieciński T., Fejkiel R., Kubit A.: Experimental evaluation of value of friction coefficient in the drawbead region. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej – Mechanika, t. 35, z. 1, 2018, 77-85.

136. Groche P., Christiany M., Wu Y.: Load-dependent wear in sheet metal forming. *Wear*, 422-423, 2019, 252-260.
137. Trzepieciński T., Lemu H.G.: Recent developments and trends in the friction testing for conventional sheet metal forming and incremental sheet forming, *Metals*, 10(1), 2020, 47.
138. Nielsen C.V., Bay N.: Review of friction modeling in metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 255, 2018, 234-241.
139. Abe Y., Mori K., Hatashita F., Shiba T., Daodon W., Osakada K.: Improvement of seizure resistance in ironing of stainless steel cup with cermet die having fine lubricant pockets. *Journal of Materials Processing Technology*, 234, 2016, 195-207.
140. Trzepieciński T., Bazan A., Lemu H.G.: Frictional characteristics of steel sheets used in automotive industry. *International Journal of Automotive Technology*, vol. 16, no. 5, 2015, 849-863.
141. Vinay K.U., Vinoth M.A.: Analysis of mechanical properties of pure aluminium based metal matrix composite. *International Journal of innovative Research & Studies*, 3(5), 2014, 702-711.
142. Kubit A., Wydrzynski D., Bucior M., Krasowski B.: Testing of stiffening ribs formed by incremental forming in thin-walled aircraft structures made of 2024-T3 ALCLAD aluminium alloy.
143. Higgins R.A.: *Engineering Metallurgy*, 5th ed., Edward Arnold Publisher, UK, 1983.
144. Askeland D.R., Phule P.P.: *The Science and Engineering of Materials*, Thomson Books Inc., USA, 2003.
145. Polmear I.J.: *Light Alloys: Metallurgy of the Light Metals*, Routledge Metallurgy and Materials Science Series, New York, USA, 1995.
146. Luo C.: Role of microstructure on corrosion control of AA2024-T3 aluminium alloy. PhD Thesis, The University of Manchester, UK, 2011.
147. Xue L., Wierzbicki T.: Ductile Fracture Characterization of Aluminum Alloy 2024-T351 Using Damage Plasticity Theory. *International Journal of Applied Mechanics*, 1(2), 2009, 267-304.
148. Fallahnezhad K., Steele A., Oskouei, R.Z.: Failure mode analysis of aluminium alloy 2024-t3 in double-lap bolted joints with single and double fasteners; numerical and experimental study. *Materials*, 8, 2015, 3195-3209.
149. Bucci R.J.: Selecting aluminium alloys to resist failure by fracture mechanism. *ASM Handbook*, 19, 1996, 771-812.
150. Bhattacharya A., Maneesh K., Reddy N.V., Cao J.: Formability and surface finish studies in single point incremental forming. *Transactions of the ASME B Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 133, 2011, 1020-1028.
151. Khalil U., Aziz M.H., Jahanzaib M., Ahmad W., Hussain S., Hafeez F.: Effects of forming tools and process parameters on surface roughness in incremental sheet forming. *Advances in Science and Technology Research Journal*, 12(3), 2018, 75-95.

152. Kurra S., Rahman N.H., Regalla S.P., Gupta A.K.: Modeling and optimization of surface roughness in single point incremental sheet forming process. *Journal of Materials Research and Technology*, 4(3), 2015, 304-313.
153. Jagtap R., Kashid S., Kumar S., Hussein H.M.A.: An experimental study on the influence of tool path, tool diameter and pitch in single point incremental forming (SPIF). *Advances in Materials and Processing Technologies*, 1(3-4), 2015, 465-473.
154. Sornsuwit N., Sittisakuljaroen S.: The Effect of Lubricants and Material Properties in Surface Roughness and Formability for Single Point Incremental Forming Process. *Advanced Materials Research*, 979, 2014, 359-362.
155. Gatea S., Ou H., McCartney G.: Review on the influence of process parameters in incremental sheet forming. *International Journal of Manufacturing Technologies*, 87, 2016, 479-499.
156. Sisoida V., Kumar S.: Influence of process parameters on surface roughness in single point incremental forming using dummy sheet. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 361, 2018, 012003.
157. Rattanachan K., Chungchoo C.: Formability, The Effect of Single Point Incremental Forming Process Parameters on the Formed Part Surface Roughness. *Advanced Materials research*, 979, 2014, 335-338.
158. Najm S.M., Paniti I.: Predict the Effects of Forming Tool Characteristics on Surface Roughness of Aluminum Foil Components Formed by SPIF Using ANN and SVR. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 22, 2021, 13–26.
159. Korzyński M.: *Metodyka eksperymentu*. PWN, Warszawa 2017.
160. ISO 25178-2:2012 Geometrical product specifications (GPS) — Surface texture: Areal — Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters.
161. Kozłowski E., Mazurkiewicz D., Żabiński T., Prucnal S., Sęp J.: Assessment model of cutting tool condition for real-time supervision system. *Eksploracja i Niezawodność- Maintenance and Reliability*, 2019, 21(4), 679-685.
162. Lemu H.G., Trzepieciński T.: Multiple regression and neural network based characterization of friction in sheet metal forming. *Advanced Materials Research*, 1051, 2014, 204-210.
163. Trzepieciński T., Lemu H.G.: Effect of activation function and post synaptic potential on response of artificial neural network to predict frictional resistance of aluminium alloy sheets, *IOP SCIENCE CONFERENCE SERIES: MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING*, 269, 2017, 012041.
164. Altaf S., Mehmood M. S., Imran M.: Implementation of efficient artificial neural network data fusion classification technique for induction motor fault detection. *Journal of Engineering Sciences*, 2018, 5(2), E16–E21.
165. Rao K. V., Murthy B. S. N., Rao M.: Prediction of cutting tool wear, surface roughness and vibration of work piece in boring of AISI 316 steel with artificial neural network. *Measurement*, 2014, 51, 63–70.

166. Rodrigues J., Costa I., Farinha J. T., Mendes M., Margalho L.: Predicting motor oil condition using artificial neural networks and principal component analysis. *Eksploracja i Niezawodność- Maintenance and Reliability*, 2020, 22(3), 440-448.
167. Sedlaček M., Podgornik B., Vižintin J.: Influence of surface preparation on roughness parameters, friction and wear. *Wear*, 2009, 266, 482-487.
168. Hassoun M.H.: *Fundamentals of artificial neural networks*. MIT Press, Massachusetts 1995.
169. Trzepieciński T.: Genetic algorithms as an optimization tool of neural networks modelling friction phenomenon, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, 4, 2011, 63-72.
170. Cagan S. C., Aci M., Buldum B. B., Aci C.: Artificial neural networks in mechanical surface enhancement technique for the prediction of surface roughness and microhardness of magnesium alloy. *Bulletin of the Polish Academy of Sciences Technical Sciences*, 2019, 67(4), 729-739.
171. Esmé U., Sagbas A., Kahraman F., Kulekci M. K.: Use of artificial neural networks in ball burnishing process for the prediction of surface roughness of AA 7075 aluminium alloy. *Materiali in Technologije*, 2008, 42, 215-219.
172. Nalbant M., Gökkaya H., Toktaş I., Sur G.: The experimental investigation of the effects of uncoated, PVD- and CVD-coated cemented carbide inserts and cutting parameters on surface roughness in CNC turning and its prediction using artificial neural networks. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing* 2009, 25(1), 211-223.
173. Trzepieciński T., Gelgele H. L.: Application of genetic algorithm for optimization of neural networks for selected tribological test, *Acta Mechanica Slovaca*, 16, 2012, 54-60.
174. Hagan M. T., Menhaj M. B.: Training Feedforward Networks with the Marquardt Algorithm, *IEEE Trans. on Neural Networks*, 1994, 5(6), 989-993.
175. Marquardt D.: An algorithm for least squares estimation of non-linear parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, 1963, 11(2), 431-441.
176. Kluz R., Trzepieciński T.: Wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych do prognozowania poziomu montowalności stanowiska montażowego. *Technologia i Automatykacja Montażu*, 1, 2015, 9-12.
177. Abaqus 2016. *Analysis User's Guide, Volume 4: Elements*. Dassault Systèmes: Vélizy-Villacoublay, 2015.
178. Ajdukiewicz C., Gajewski M.: O klasycznej teorii prętów cienkościennych w świetle rozwiązań mes przy wykorzystaniu elementów belkowych i powłokowych. [w:] *Wybrane zagadnienia współczesnej inżynierii lądowej*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2009, 9-38.
179. Trzepieciński, T., Gelgele, H. L.: Investigation of anisotropy problems in sheet metal forming using finite element method. *International Journal of Material Forming*, 4(4), 357-369 (2011).
180. Sajjad M., Joy J.A., Jung D.W.: Finite Element Analysis of Incremental Sheet Forming for Metal Sheet. *Key Engineering Materials*, 783, 2018, 148-153.

181. Kraska D., Trzepieciński T.: Finite element based prediction of deformation in sheet metal forming process. *Applied Computer Science*, 14(3), 2018, 43-53.
182. Trzepieciński T., Fejkiel R.: A 3D FEM-based numerical analysis of the sheet metal strip flowing through drawbead simulator. *Metals*, 10(1), 2020, 45.
183. <http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MA2024T3> (do-
stęp: 15 stycznia 2021)
184. Abaqus 2016. Analysis User's Guide, Volume 1: Introduction, Spatial Modeling, Execution & Output. Dassault Systèmes: Vélizy-Villacoublay, 2015.
185. Tan X.: Comparisons of friction models in bulk metal forming. *Tribology International*, 35(6), 2002, 385-393.
186. Sun Y.N., Wan M., Wu X.D.: Friction coefficient in rubber forming process of Ti-15-3 alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22(12), 2012, 2952-2959.
187. Trzepieciński T., Lemu H.G., Fejkiel R.: Numerical simulation of effect of friction directionality on forming of anisotropic sheets. *International Journal of Simulation Modelling*, 16(4), 2017, 590-602.
188. Schoepner G., Abrate S.: Delamination Threshold Loads for Low Velocity Impact on Composite Laminates. *Composites: Part A*, 31, 9, 2000, s. 903-915.
189. Kim H., Kedward K.T.: Modeling Hail Ice Impacts and Predicting Impact Damage Initiation in Composite Structures. *AIAA Journal*, 38, 7, 2000, s. 1278-1288.
190. Kim H., Kedward K.T., Welch D.A.: Experimental Investigation of High Velocity Ice Impacts on Woven Carbon/Epoxy Composite Panels. *Composites Part A*, 34, 1, 2003, s. 25-41.
191. DeFrancisci G.K., Chen Z.M., Kim H.: Blunt impact damage formation in frame and Stringer stiffened composite panels. 18th International Conference on Composite Materials.
192. Zbrowski A.: Bezpieczeństwo samolotów w aspekcie zagrożenia kolizją z ptakami. *Problemy Eksploatacji*, 2, 2012, s. 215-227.
193. International Air Transportation Association.: Ground Damage Prevention Programme Targets 10% Cost Reduction. *Industry Times*, p. Article 4, 2005.
194. Chen Z.M., Kim H., DeFrancisci G.K.: Experimental and Modeling Investigation of Blunt Impact to Stringer Reinforced Composite Panels. COVER SHEET.
195. Elber K.N., Illg W.: Prediction of low velocity impact damage in thin circular laminates. Shivakumar, 1985, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal*, s. 442-449.
196. Niewerth D., Stefaniak D., Hühne C.: The response of hybrid composite structures to low-velocity impact.
197. Safri S.N.A., Sultan M.T.H., Yidris N., Mustapha F.: Low Velocity and High Velocity Impact Test on Composite Materials – A review. *The International Journal of Engineering and Science*, 3, 9, 2014, s. 50-60.
198. Bryan H.: *Engineering Composite Materials*. The Institute of materials, London 1999.

199. Richardson M.O.W., Wisheart M.J.: Review of low-velocity impact properties of composite materials. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 27, 12, 1996, s. 1123-1131.
200. Shainin D., Shainin P.: Better than Taguchi orthogonal tables. *Quality and Reliability Engineering International*, 4, 1988, 143-149.
201. Prasher A.: Using Shainin DOE for Six Sigma: an Indian case study. *Production Planning & Control*, 27(2), 2016, 83-101.
202. https://repozytorium.biblos.pk.edu.pl/redo/resources/26566/file/suwFiles/KielbusA_WielokryterialnaOcena.pdf (dostęp: 16:01-2021)
203. <https://support.minitab.com/en-us/minitab/18/help-and-how-to/modeling-statistics/doe/how-to/taguchi/analyze-taguchi-design/interpret-the-results/key-results/> (dostęp: 02-02-2021)
204. Cantwell W.J., Morton J.: The impact resistance of composite materials – a review. *Composites*, 22, 5, 1991, s. 347-362.
205. Mendez P.F., Eagar T.W.: Welding process for aeronautics. *Advanced Materials and Processes*, 159, 2001, s. 39-43.
206. Kim, H.; Kedward, K. T. Modeling Hail Ice Impacts and Predicting Impact Damage Initiation in Composite Structures. *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal* 2000, 38(7), 1278–1288.
207. Villanueva, R. G.; Cantwell, W. J. The High Velocity Impact Response of Composite and FML-Reinforced Sandwich Structures. *Composites Science and Technology* 2004, 64(1), 35–54. DOI: 10.1016/S0266-3538(03)00197-0
208. Coles, L. A., Roy A., Voronov L., Semeyonov S., Nikhamkin M., Silberschmidt V. V.: Dynamic Fracture in Carbon-Fibre Composites: Effect of Steel and Ice Projectiles. *Procedia Structural Integrity* 2016, 2, 366–372. DOI: 10.1016/j.prostr.2016.06.047
209. Morin D., Kaarstad B. L., Skajaa B., Hopperstad O. S., Langseth M.: Testing and Modelling of Stiffened Aluminium Panels Subjected to Quasi-Static and Low-Velocity Impact Loading. *International Journal of Impact Engineering* 2017, 110, 97–111. DOI: doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.03.002
210. Song Z., Le J., Whisler D., Kim H.: Skin-Stringer Interface Failure Investigation of Stringer-Stiffened Curved Composite Panels Under Hail Ice Impact. *International Journal of Impact Engineering* 2018, 122, 439–450. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.09.014
211. Trzecieński, T.; Lemu, H. G.: Effect of Computational Parameters on Springback Prediction by Numerical Simulation. *Metals*, 2017, 7(9), article no. 380. DOI: 10.3390/met7090380
212. Joanna Krajewska-Śpiewak J., Gawlik J.: Wyznaczanie naprężeń własnych za pomocą metody rentgenograficznej w materiałach trudnoskrawalnych, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, Politechnika Krakowska
213. Mackiewicz S.: Dyfraktometria rentgenowska w badaniach nieniszczących – nowe normy europejskie, Krajowa Konferencja Badań Radiograficznych, Popow 2005.

214. Hirt G., Bambach M., Bleck W., Prah U., Stollenwerk J.: The Development of Incremental Sheet Forming from Flexible Forming to Fully Integrated Production of Sheet Metal Parts. 19 November 2014, Advances in Production Technology pp. 117-129.
215. Liu R., Lu B., Xu D. I in. (4 more authors) (2016) Development of novel tools for electricity-assisted incremental sheet forming of titanium alloy. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 85 (5). pp. 1137-1144.
216. Fan G.Q., I in.: Electric hot incremental forming of Ti-6Al-4V titanium sheet. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010. 49(9-12): p. 941-947.
217. Gottmann, A., I in.: Laser-assisted asymmetric incremental sheet forming of titanium sheet metal parts. Production Engineering, 2011. 5(3): p. 263-271.
218. Bobzin K., Bagcivan N., Ewering M., Warnke C.: Investigations on Nanolaminated TiZrN/CrN as a Tribological PVD Hard Coating for Incremental Sheet Forming Tools. Advanced Engineering Materials, 21 August 2009.
219. Fratini L., Ambrogio G., Di Lorenzo R., Filice L. Micari F.: The influence of mechanical properties of the sheet material on formability in single point incremental forming. CIRP Annals. 53(2004), 207-210.
220. Carrino L., Di Meo N., Sorrentino L., Strano M.: The influence of friction in negative dieless incremental forming, 9th ESAFORM International Conference on Materials Forming, Glasgow, UK (2006) 203-206.
221. Bramley A.N.: Incremental Sheet Forming Process for small batch and prototype parts, Verlag Meisenbach (2001) ISBN 3-87525-149-0.
222. Lu B. I in.: International Journal of Machine Tools&Manufacture 85 (2014) 14–29.
223. Filice L., Fratini L., Micari F.: Analysis of material formability in incremental forming , 2002, CIRP ann Manufacturing Technology 51(1):199–202.
224. Kim T.J., Yang D.Y.: Improvement of formability for the incremental sheet forming Process, 2000, Int J Mech Sci 42:1271–1286.
225. Nimbalkar D.H., Nandedkar V.M.: Review of Incremental forming of sheet metal components, Int. Journal of Engineering Research and Applications, Vol. 3, Issue 5, Sep-Oct 2013, pp.39-51.
226. Iseki H., Kato K., Sakamoto S.: Flexible and incremental sheet metal forming using a spherical roller, Proceedings 40th JJCTP (1989) 41-44.

Analiza procesu kształtowania przyrostowego usztywnień w cienkościennych konstrukcjach nośnych wykonanych ze stopów aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6

Streszczenie

Celem przeprowadzonych badań była analiza procesu jednopunktowego formowania przyrostowego, uwzględniająca możliwość kształtowania żeber usztywniających w elementach powłokowych konstrukcji cienkościennych, wykonanych z trudno odkształcalnych stopów aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6 platerowanych i nieplaterowanych. Zakres pracy obejmował dobór parametrów obróbki a także środka smarnego do poprawnej realizacji procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego. Do przeprowadzenia badań tarcia metodą przeciągania pasa blachy zastosowano różne rodzaje olejów syntetycznych oraz roślinnych. Dodatkowo zastosowano dodatki modyfikacyjne do olejów w postaci nanoproszków materiałów ceramicznych tj. TiO_2 oraz SiO_2 . Stwierdzono, że największą efektywnością smarowania charakteryzuje się olej przekładniowy 75W-85 bez modyfikatorów w postaci nanocząstek. Analiza zmian topografii powierzchni wewnętrznej przetłoczeń po procesie przyrostowego kształtowania wykazała, że chropowatość powierzchni ścianek określona parametrem Rz zmienia się nie tylko z głębokością jednego przejścia narzędzia, ale również wraz ze zmianą wartości prędkości obrotowej narzędzia. Zwiększenie wartości prędkości obrotowej narzędzia spowodowało wzrost wartości parametru Rz. Przeprowadzono statyczne badania nośności oraz dynamiczne próby wytrzymałościowe paneli z przetłoczeniami usztywniającymi. Statyczna próba ściskania próbek wykazała prawie dziesięciokrotny wzrost nośności w stosunku do blachy płaskiej o tym samym gatunku i tej samej grubości co formowane arkusze. Zrealizowanie prób pod obciążeniem dynamicznym umożliwiło wyznaczenie wartości ugięcia plastycznego oraz sprężystego paneli, a także obliczenie współczynnika sprężynowania w zależności od lokalizacji żebra względem białka młota opadowego. Praca zawiera również analizę odkształceń paneli podczas próby jednoosiowego ściskania zrealizowaną przy użyciu systemu trójwymiarowej, cyfrowej korelacji obrazu Aramis. Przeprowadzono pomiary zmian grubości blach po procesie formowania przy użyciu wizyjnego systemu do analiz tłoczności blach - Argus. Ze względu na zaobserwowane odkształcenia sprężyste paneli po procesie formowania przeprowadzono pomiary naprężeń szczątkowych metodą dyfraktografii rentgenowskiej. Wyniki wykazały wysoki poziom ściskających naprężeń wewnętrznych o największej wartości w narożu przetłoczenia. W ramach badań SEM/EDS wykazano, że może dochodzić do adhezyjnego zanieczyszczenia roboczej części narzędzia materiałem powłoki platerowej, jednak zjawisko to zaobserwowano jedynie dla najmniejszej ze stosowanych średnic narzędzia. Objawiało się to zacieraniem powłoki ochronnej prowadząc do zmian warunków tarcia oraz geometrii czoła narzędzia. Przeprowadzono również symulacje numeryczne procesu kształtowania przetłoczeń metodą elementów skończonych za pomocą programu Abaqus.

Wyniki badań przeprowadzonych w pracy mogą znaleźć zastosowanie jako materiał źródłowy stanowiący kompendium wiedzy w zakresie doboru prawidłowych strategii oraz parametrów obróbki a także warunków smarowania podczas kształtowania przetłoczeń w trudno odkształcalnych materiałach. W badaniach objętych pracą zastosowano technikę obróbki przyrostowej do kształtowania przetłoczeń wzdłużnych o stałym profilu. Wyniki badań potwierdziły możliwość aplikacji badanej metody do kształtowania przetłoczeń o nieregularnym zarysie przy wysokim stopniu elastyczności procesu kształtowania w zakresie szybkiej zmiany kształtu i wymiarów usztywnień.

**Analysis of the process of incremental forming of stiffening in thin-walled
load-bearing structures made of aluminium alloys
EN AW-2024-T3 and EN AW-7075-T**

Summary

The aim of the research was to analyse the process of single-point incremental forming, taking into account the possibility of forming the stiffening ribs in the shell elements of thin-walled structures, made of difficult to deform aluminium alloys EN AW-2024-T3 and EN AW-7075-T6, clad and non-clad. The scope of work included the selection of machining parameters as well as the lubricant for the correct implementation of the single-point incremental forming process. Various types of synthetic and vegetable oils were used to carry out friction tests by the method of pulling the sheet metal. Additionally, oil modification additives in the form of nanopowders of ceramic materials, i.e. TiO_2 and SiO_2 , were applied. It was found that the 75W-85 gear oil without modifiers in the form of nanoparticles has the highest lubrication efficiency. The analysis of changes in the topography of the inner surface of the embossments after the incremental forming process showed that the surface roughness of the walls determined by the Rz parameter changes not only with the depth of one tool pass, but also with the change of the tool rotational speed. Increasing the tool rotation speed value increased the Rz parameter. Static load capacity tests and dynamic strength tests of panels with stiffening ribs were carried out. The static compression test of the samples showed an almost tenfold increase in load capacity in relation to the flat sheet of the same grade and the same thickness as the formed sheets. The performance of tests under dynamic load made it possible to determine the value of the plastic and elastic deflection of the panels, as well as to calculate the spring-back coefficient depending on the location of the rib in relation to the ram of the drop-weight type impact testing machine. The work also includes an analysis of the deformation of the panels during the uniaxial compression test performed with the use of the Aramis three-dimensional digital image correlation system. Measurements of the changes in the thickness of the sheets after the forming process were carried out with the use of a visual system for the analysis of sheet drawability - Argus. Due to the observed elastic deformation of the panels after the forming process, the measurements of the residual stresses were carried out using the X-ray diffraction method. The results showed a high level of internal compressive stresses with the highest value at the embossment corner. As part of the SEM / EDS tests, it was shown that the working part of the tool may be contaminated with the plating material, but this phenomenon was observed only for the smallest of the tool diameters used. It manifested itself in the tearing off of the protective coating, leading to changes in the friction conditions and the geometry of the tool face. Numerical simulations of the process of forming the embossing using the finite element method using the Abaqus program were also carried out.

The results of the research carried out in the work can be used as a source material constituting a compendium of knowledge in the selection of correct strategies and machining parameters as well as lubrication conditions during the formation of embossments in materials that are difficult to deform. In the research covered by the work, the technique of incremental processing was used to form longitudinal ribs with a constant profile. The test results confirmed the possibility of applying the tested method for forming irregularities with a high degree of flexibility of the forming process in terms of rapid changes in the shape and dimensions of stiffening.