



Akademia Górniczo – Hutnicza
im. St. Staszica w Krakowie

Wydział Metali Nieżelaznych

Katedra Przeróbki Plastycznej i Metaloznawstwa
Metali Nieżelaznych

PRACA DOKTORSKA

ANALIZA PARAMETRÓW SIŁOWYCH KOŃCOWEJ FAZY WYCISKANIA METALI

mgr inż. Artur Rękas

Promotor: Prof. zw. dr hab. inż. Józef Zasadziński

Kraków, marzec 2008

*Składam serdeczne podziękowania Promotorowi
Panu prof. zw. dr hab. inż. Józefowi Zasadzińskiemu
za pomoc i cenne wskazówki podczas realizacji
niniejszej pracy doktorskiej.*

SPIS TREŚCI

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ	4
WSTĘP	5
1. ANALITYCZNE METODY OKREŚLANIA NAPRĘŻEŃ I ODKSZTAŁCEŃ W PROCESIE	
WYCISKANIA	8
1.1. METODA ENERGETYCZNA	8
1.2. METODA LINII POŚLIZGU I CHARAKTERYSTYK.....	10
1.3. METODA GÓRNEJ OCENY	12
1.4. METODA ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH.....	14
2. PŁYNIĘCIE METALU PODCZAS WYCISKANIA	16
3. ANALITYCZNO – DOŚWIADCZALNE MOŻLIWOŚCI UZYSKIWANIA CHARAKTERYSTYK	
SIŁOWYCH W PROCESIE WYCISKANIA	20
4. TEZA PRACY	26
5. BADANIA WŁASNE.....	27
6. ANALIZA NUMERYCZNA	28
6.1. CEL I ZAKRES OBLICZEŃ.....	29
6.2. WARUNKI MODELOWANIA PROCESU WYCISKANIA	29
6.3. WYNIKI OBLICZEŃ NUMERYCZNYCH MES.....	32
6.4. ANALIZA WYNIKÓW	71
7. BADANIA EKSPERYMENTALNE	73
7.1. CEL I ZAKRES BADAŃ	73
7.2. MATERIAŁ I STANOWISKO DO BADAŃ.....	73
7.3. WYNIKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH.....	76
7.4. ANALIZA WYNIKÓW	88
WNIOSKI.....	89
LITERATURA	91

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

A_0	–	pole przekroju poprzecznego materiału wsadowego
A_k	–	pole przekroju poprzecznego wyrobu
D_L	–	średnica wlewka
D_P	–	średnica wewnętrzna pojemnika
D_w	–	średnica wyrobu wyciskanego
d	–	średnica otworu matrycy
F	–	siła wyciskania
F_{max}	–	maksymalna siła wyciskania
F_{min}	–	minimalna siła wyciskania
f	–	współczynnik zmiany siły wyciskania
K_M	–	naprężenie ścinające w strefie ścinania
K_P	–	naprężenie ścinające w strefie paska kalibrującego matrycy
K_R	–	naprężenie ścinające w strefie odkształcenia głównego
k_f	–	chwilowa wartość granicznego naprężenia uplastyczniającego
L	–	długość wlewka
L_p	–	długość pozostałości wlewka
L_{pl}	–	praca odkształcenia plastycznego
L_w	–	długość wyciśnięta
L_t	–	praca tarcia
l	–	droga stempla
p	–	nacisk jednostkowy
T	–	temperatura
T_w	–	temperatura wlewka
u_p	–	współczynnika długości pozostałości wlewka
u_w	–	współczynnik wykorzystania długości wlewka
λ	–	współczynnik wydłużenia
V	–	objętość wlewka
v_i	–	prędkość przemieszczenia cząstek metalu
ε_i	–	intensywność odkształcenia
$\dot{\varepsilon}$	–	prędkość odkształcenia
μ	–	współczynnik tarcia
σ_i	–	intensywność naprężenia
σ_p	–	naprężenie uplastyczniające
σ_{sr}	–	średnie naprężenie uplastyczniające w obszarze odkształcenia
σ_0	–	granica plastyczności

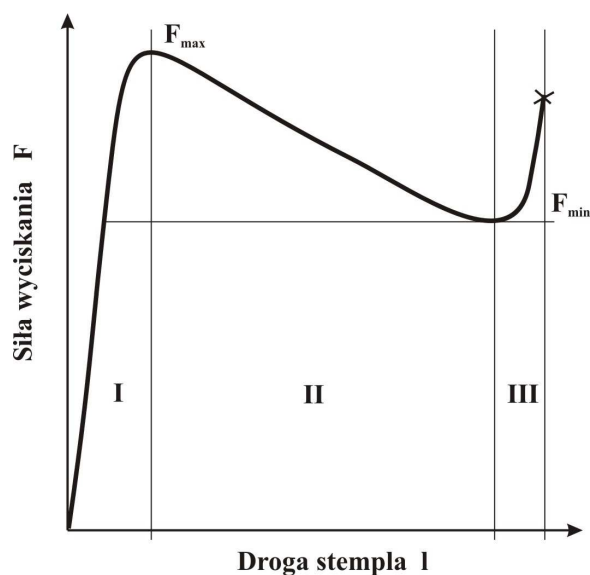
WSTĘP

W grupie podstawowych sposobów kształtowania plastycznego metali wyciskanie zalicza się do tzw. kształtowania objętościowego. Podczas wyciskania dochodzi do bardzo dużych odkształceń plastycznych w ramach jednej operacji. Takiego zakresu odkształceń nie spotyka się w innych procesach kształtowania plastycznego. W przypadku wyciskania mamy do czynienia z intensywnym płynięciem metalu do otworu matrycy. Siły niezbędne do realizacji procesu są wysokie i w głównej mierze zależą od wielkości odkształcenia realizowanego w czasie wyciskania w danych warunkach temperaturowo – prędkościowych.

Podstawowym parametrem opisującym proces wyciskania jest siła potrzebna do realizacji tego procesu, której przebieg zależy od fazy wyciskania. Niezależnie od sposobu wyciskania każdy proces wyciskania można podzielić na trzy fazy (rys. 1.):

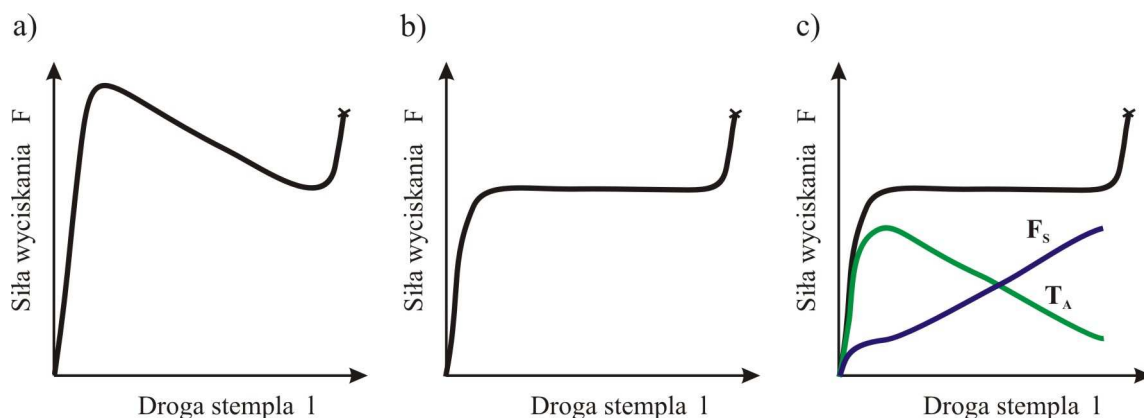
- fazę spęczania wsadu (I)
- fazę właściwego wyciskania (II)
- fazę końcową wyciskania (III).

Na rys. 1 zaprezentowano schematycznie charakterystykę siłową wyciskania współbieżnego, a więc zależność w układzie siła wyciskania – droga stempla z zaznaczeniem podstawowych faz wyciskania.



Rys. 1. Przebieg siły wyciskania współbieżnego w funkcji drogi stempla.

Przebieg charakterystyki siłowej wyciskania zależy od sposobu wyciskania oraz od parametrów towarzyszących realizacji procesu. Na rys. 2 pokazano schematycznie podstawowe, porównywalne przebiegi charakterystyk siłowych wyciskania współbieżnego, przeciwbieżnego i z aktywnym tarcieniem.



Rys. 2. Przebieg siły wyciskania w funkcji drogi stempla w procesie wyciskania:
 a) współbieżnego, b) przeciwbieżnego, c) z aktywnym tarcieniem.

Bliższe informacje o przebiegu charakterystyk siłowych podczas wyciskania można znaleźć w pracach [1-16]. Przebieg siły wyciskania oraz wartości siły w poszczególnych fazach wyciskania odgrywają istotną rolę zarówno z punktu widzenia doboru urządzeń (pras) do wyciskania jak również narzędzi, które muszą przenieść określone naprężenia towarzyszące procesowi wyciskania. Problem ten mimo prowadzonych od wielu lat badań [1-16] jest ciągle aktualny i ważny zarówno z punktu widzenia poznawczego jak i głównie z punktu widzenia praktycznego. Studiując literaturę przedmiotu [1-16] można stwierdzić, że główny nacisk w badaniach charakterystyk siłowych wyciskania położony jest na określenie siły maksymalnej towarzyszącej procesowi wyciskania, słusznie zakładając, że siła ta limituje możliwości realizacji procesu. Pełniejsza analiza charakterystyk siłowych wyciskania prowadzi jednak do wniosku, że z punktu widzenia panowania nad całością procesu ważne jest pełne rozpoznanie sił towarzyszących realizacji wyciskania tzn. od chwili rozpoczęcia procesu do jego zakończenia.

W dobie kiedy maksymalizujemy uzyski w procesach wyciskania, na czoło wysuwają się problemy związane z końcową fazą realizacji procesu wyciskania.

Zarówno od strony teoretycznej jak i praktycznej interesuje nas w jaki sposób będzie prowadzony proces wyciskania, aby możliwie maksymalnie wykorzystać długość wsadu (objętość wsadu) przeznaczoną do wyciskania. Teoretycznie najlepsze w tym względzie będzie wyciskanie ciągłe, jednak dotychczasowe praktyczne możliwości stosowania tego sposobu są ograniczone. W realnej praktyce w ponad 90 % światowej produkcji wyrobów wyciskanych mamy do czynienia z wyciskaniem okresowym (periodycznym), gdzie zmuszeni jesteśmy pozostawić pewną ilość niewyciśniętego materiału jako tzw. odpad uzasadniony technologicznie. Istnieją wprawdzie sposoby wyciskania wlewka za wlewkiem, jednak w praktyce i w tym przypadku musimy odrzucić pewną ilość wyrobu z obszaru stykowego wlewków.

Wracając do myśli przewodniej pracy w kontekście dotychczasowych rozważań łatwo jest stwierdzić, że charakterystyki siłowe wyciskania odgrywają bardzo ważną rolę w analizie procesów wyciskania metali a głębsza ich analiza zwłaszcza dla praktycznie nie rozpoznanej fazy końca wyciskania nabiera szczególnego znaczenia.

W pracy przedstawiono wyniki obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych oraz badania doświadczalne procesu wyciskania przeciwbieżnego. Analizowano przebiegi siły wyciskania dla różnych wartości współczynnika wydłużenia λ przy ustalonych pozostałych parametrach procesu tj. temperaturze, prędkości wyciskania i współczynniku tarcia. Badano wpływ współczynnika wydłużenia λ na końcową fazę wyciskania przeciwbieżnego. Dokonano analizy rozkładu stanu naprężenia, intensywności odkształcenia, pola prędkości cząstek, temperatury i plastycznego płynięcia metalu w strefie odkształcenia głównego.

1. ANALITYCZNE METODY OKREŚLANIA NAPRĘŻEŃ I ODKSZTAŁCEŃ W PROCESIE WYCISKANIA

Metody teoretycznej analizy procesów przeróbki plastycznej metali są przydatne do projektowania procesów technologicznych, dając możliwość określenia parametrów siłowych i energetycznych. Pozwalają na wyznaczenie sił i naprężeń potrzebnych do pokonania oporu plastycznego i sił tarcia występujących na powierzchni kontaktu narzędzi i metalu. Metody analityczne umożliwiają określenie schematu płynięcia metalu, rozkładu naprężeń, odkształceń, prędkości oraz prędkości odkształcenia. Dają możliwość analizy zjawisk na kontakcie materiał – narzędzia poprzez określenie rozkładów nacisków.

Teoretyczną analizę procesu wyciskania metali pozwalającą na wyznaczenie stanu naprężenia i odkształcenia prowadzi się głównie w oparciu o metody [17-20]:

- metodę energetyczną,
- metodę linii poślizgu i charakterystyk,
- metodę górnej granicy,
- metodę elementów skończonych.

1.1. METODA ENERGETYCZNA

Analiza procesów przeróbki plastycznej metodą energetyczną, zwaną również metodą równowagi prac, oparta jest na zasadzie zachowania energii. Zgodnie z tą zasadą praca sił zewnętrznych L_z niezbędna do realizacji odkształcenia plastycznego jest równa pracy sił wewnętrznych L_w . Natomiast praca sił wewnętrznych jest sumą pracy odkształcenia plastycznego L_{pl} i pracy niezbędnej do pokonania sił tarcia L_t , która zamienia się na ciepło. Energetyczny bilans procesu odkształcenia plastycznego wyraża równanie:

$$L_z = L_{pl} + L_t \quad (1)$$

Pracę odkształcenia plastycznego L_{pl} definiuje się jako iloczyn jednostkowej pracy odkształcenia w_p i objętości odkształcanego plastycznie materiału V :

$$L_{pl} = w_p \cdot V \quad (2)$$

W dalszych rozważaniach wyznacza się wartość jednostkowej pracy odkształcenia w_p , którą dla materiału idealnie plastycznego można opisać jako iloczyn granicy plastyczności σ_0 i odkształcenia zastępczego ε_i ,

$$w_p = \sigma_0 \cdot \varepsilon_i \quad (3)$$

gdzie wartość odkształcenia zastępczego ε_i wyznacza się z zależności:

$$\varepsilon_i = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2 + 2(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2)} \quad (4)$$

Przyrost pracy tarcia dL_t zdefiniować można za pomocą iloczynu pracy naprężenia stycznego τ na drodze dl .

$$dL_t = \tau \cdot dl \quad (5)$$

Po scałkowaniu równania (5) wyznacza się pracę tarcia L_t ,

$$L_t = \int \int_S \tau \cdot dl \cdot dS \quad (6)$$

gdzie: S – powierzchnia styku materiału z narzędziem, H – wartość przemieszczenia materiału po powierzchni narzędzia.

1.2. METODA LINII POŚLIZGU I CHARAKTERYSTYK

Na powierzchni odkształcanego materiału w niektórych procesach przeróbki plastycznej można zaobserwować charakterystyczne linie o regularnym przebiegu. Linie te tworzą ortogonalną sieć krzywych i są zawsze nachylone pod kątem 45° do kierunku naprężeń głównych. Takie ułożenie linii jest zgodnie z kierunkiem największych naprężeń stycznych. Ze względu na wzajemne przesunięcie linii nazwano je liniami poślizgu. Podstawy teorii linii poślizgu opracowali H. Hencky [21] i L. Prendtl [22] opierając się na wcześniejszych badaniach B. de Saint-Venanta [23] i M. Lewy [24].

Metoda linii poślizgu stosowana jest do analizy rozkładu naprężeń i odkształceń w płaskich i osiowo symetrycznych procesach przeróbki plastycznej. Metoda ta pozwala poza określeniem siły niezbędnej do odkształcenia, na wyznaczenie pola naprężeń i prędkości na przekroju odkształcanego materiału. Uzyskane rozkłady niezbędne są przy projektowaniu procesu technologicznego [25-31].

W dowolnym punkcie przekroju ciała znajdującego się w płaskim stanie odkształcenia plastycznego możemy wyróżnić dwa równoważne, wzajemnie prostopadłe kierunki, wzdłuż których naprężenia styczne osiągają wartość maksymalną. Wyznaczenie naprężeń metodą zaproponowaną przez Levy'ego dla płaskiego stanu odkształcenia sprowadza się do rozwiązania układu równań: różniczkowego równania równowagi (7) i równania plastyczności (8).

$$\begin{cases} \frac{\delta \sigma_x}{\delta x} + \frac{\delta \tau_{yx}}{\delta y} = 0 \\ \frac{\delta \tau_{xy}}{\delta x} + \frac{\delta \sigma_y}{\delta y} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2 \quad (8)$$

gdzie k jest granicą plastyczności materiału na ścinanie przy czym w zależności od warunku plastyczności k definiujemy:

$$k = \frac{\sigma_p}{2} \quad \text{lub} \quad k = \frac{\sigma_p}{\sqrt{3}} \quad (9)$$

gdzie σ_p jest naprężeniem uplastyczniającym.

Przy wykorzystaniu koła Mohra, można wyznaczyć wartość naprężenia średniego σ_s , zależnego od sumy naprężeń głównych oraz kąta φ , jaki tworzy jeden z kierunków głównych z osią x .

$$\sigma_s = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} \quad (10)$$

Układ równań określający składowe naprężenia normalnych i stycznych w dowolnym punkcie siatki linii poślizgu, można przedstawić następująco:

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma_s + k \cos 2\varphi \\ \sigma_y = \sigma_s - k \cos 2\varphi \\ \tau_{xy} = k \sin 2\varphi \end{cases} \quad (11)$$

Stosując zależność (11) do różniczkowego równania równowagi (7) otrzymamy dwie niewiadome funkcje σ_s i φ a równanie przyjmuje postać:

$$\begin{cases} \frac{\delta \sigma_s}{\delta x} - 2k \sin 2\varphi \frac{\delta \varphi}{\delta x} + 2k \cos 2\varphi \frac{\delta \varphi}{\delta y} = 0 \\ \frac{\delta \sigma_s}{\delta y} + 2k \sin 2\varphi \frac{\delta \varphi}{\delta y} + 2k \cos 2\varphi \frac{\delta \varphi}{\delta x} = 0 \end{cases} \quad (12)$$

Uzyskany układ dwóch równań różniczkowych cząstkowych rozwiązuje się metodą charakterystyk. Rozwiązanie to w pierwszym kroku prowadzi do wyznaczenia równań

kierunków charakterystycznych (równania charakterystyk):

$$\frac{dx}{dy} = \operatorname{tg}\left(\varphi \pm \frac{\pi}{4}\right) \quad (13)$$

Otrzymane dwa kierunki charakterystyczne tworzą dwie rodziny linii wzajemnie ortogonalnych, tak aby tworzyły układ prawoskrętny. Otrzymuje się to wówczas, gdy przyjmuje się zależność:

$$\begin{cases} \frac{dy}{dx} = \operatorname{tg}\left(\varphi - \frac{\pi}{4}\right) \\ \frac{dy}{dx} = \operatorname{tg}\left(\varphi + \frac{\pi}{4}\right) \end{cases} \quad (14)$$

Rozwiązując układ równań (12) otrzymuje się zależności pomiędzy funkcjami σ_s i φ zachodzące wzdłuż kierunków charakterystycznych (14). Zależności te na odpowiednich rodzinach charakterystyk mają postać:

$$\begin{cases} \sigma_s - 2k\varphi = \operatorname{const.} \\ \sigma_s + 2k\varphi = \operatorname{const.} \end{cases} \quad (15)$$

Charakterystyki odgrywają istotną rolę w analizie płaskiego stanu odkształcenia ze względu na ich znaczenie fizyczne jak i ze względu na możliwość uzyskania efektywnych rozwiązań. Z równań (14) wynika, że styczne do linii poślizgu są nachylone w każdym punkcie pod kątem $\pm \pi/4$ względem kierunków głównych określonych kątem φ . Kierunki charakterystyk są zatem kierunkami działania maksymalnych naprężeń stycznych (linii poślizgu).

1.3. METODA GÓRNEJ OCENY

Metoda górnej granicy, zwana również teorią górnej oceny jest metodą przybliżoną pozwalającą na oszacowanie obciążeń uplastyczniających potrzebnych do realizacji procesów przeróbki plastycznej. Całkowita moc odkształcenia jest górną

granicą mocy wydatkowanej przez siły zewnętrzne. Jeżeli założone pole prędkości odkształcenia nie będzie odpowiadało rzeczywistemu polu, to moc obliczona będzie zawsze większa od mocy wydatkowanej [32-39].

Do wyznaczenia obciążeń granicznych niezbędna jest znajomość lub przyjęcie założeń dotyczących pól naprężeń, pól prędkości odkształceń, warunku plastyczności i prawa plastycznego płynięcia. Warunkiem wystarczającym jest, aby znane lub założone pole naprężeń było statycznie dopuszczalne a pole odkształceń tylko kinematycznie dopuszczalne.

Jeżeli rozpatrzmy ciało o objętości V , na którego części powierzchni S_F dane są siły zewnętrzne F_i , a na pozostałej części S_V prędkości przemieszczenia v_i . Warunki te wywołują wewnątrz ciała stan graniczny określony naprężeniami σ_{ij} i prędkościami odkształcenia $\dot{\epsilon}_{ij}$ spełniającymi warunki równowagi i ciągłości ośrodka. Zakładając, że wewnątrz strefy plastycznej V_p istnieją powierzchnie S_L , wzdłuż których występują nieciągłości składowych stycznych prędkości i składowe styczne τ stanu naprężenia σ_{ij} powstałe na tych powierzchniach w wyniku tarcia.

Po przyjęciu dowolnego schematu odkształcenia ciała określony prędkościami v_i^k spełniający wszystkie warunki ciągłości i nieściśliwości materiału oraz warunki graniczne na powierzchni S_V . Przy spełnionych warunkach kinematycznych procesu, równania równowagi mogą zostać nie spełnione.

Zgodnie z zasadą równowagi mocy sił wewnętrznych i zewnętrznych dla przyjętego pola prędkości v_i i rzeczywistego pola naprężeń σ_{ij} otrzymano:

$$\int_{V_p} \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV + \sum_{S_L} \int \tau [v^k] dS_L = \int_{S_F} F_i v_i^k dS + \int_{S_V} F_i v_i^k dS \quad (16)$$

gdzie $[v^k]$ oznacza nieciągłość składowych stycznych prędkości wzdłuż płaszczyzny S_L .

Rozpatrując pole naprężeń σ_{ij}^k , które nie musi być statycznie dopuszczalne dla przyjętego pola prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_{ij}^k$ jako pochodnej prędkości v^k otrzymamy nierówność:

$$\int_{S_V} F_i v_i dS \leq \int_{V_p} \sigma_{ij}^k \dot{\epsilon}_{ij}^k dV_p + \sum_{S_L} \int \tau^k [v^k] dS_L - \int_{S_F} F_i v_i^k dS \quad (17)$$

Nierówność pozwala na wyznaczenie górnej oceny rzeczywistych sił zewnętrznych, które umożliwiają plastyczne płynięcie metalu. Siły wyznaczone na podstawie pola prędkości spełniającego warunki brzegowe i warunki ciągłości są większe od sił wyznaczonych za pomocą pełnego układu równań dla naprężeń i prędkości.

Przy założeniu, że strefa odkształcenia plastycznego V_p składa się z bloków przemieszczających się względem siebie jako ciała sztywne, wewnątrz których pole prędkości jest jednorodne, a część powierzchni S_F jest wolna od obciążenia, to nierówność (17) przyjmuje postać:

$$\int_{S_V} F_i v_i dS \leq \sum \int_{S_L} \tau^k [v^k] dS \quad (18)$$

Określenie dolnej i górnej granicy umożliwia wyznaczenie przedziału, w którym zawarta jest rzeczywista siła. Zmieniając kinematycznie dopuszczalne pole prędkości, można wyznaczyć minimalną górną ocenę i w ten sposób uściślić rozwiązanie. Kinematyczne rozwiązanie zagadnień jest znacznie prostsze od pełnych rozwiązań statycznych.

1.4. METODA ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

Stosowanie metody elementów skończonych MES do analizy procesów przeróbki plastycznej jest aktualnie standardowym podejściem w tych rozważaniach. Większość prowadzonych badań poprzedzonych jest szczegółową analizą numeryczną MES [40-56]. Takie podejście pozwala na uzyskanie wyników obliczeń dla wielu zmiennych, przy różnych koncepcjach i wariantach obliczeniowych. Analiza uzyskanych wyników MES pozwala na dokonanie właściwego wyboru, w zależności od przyjętego kryterium, wariantów do badań eksperymentalnych, co wiąże się z minimalizacją kosztów. Szczególne znaczenie miało opracowanie przez Lee i Kobyashi'ego [43] wersji macierzowej MES, która zakłada sztywno-plastyczny model ośrodka i umożliwia analizę procesów przy dużych odkształceniach plastycznych.

Podstawową zasadą metody elementów skończonych jest modelowanie ośrodka ciągłego poprzez podzielenie go na skończoną liczbę elementów. Taki podział na

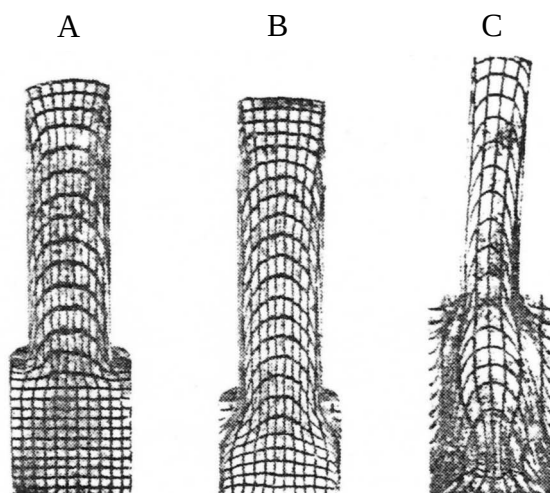
elementy umożliwia analizę układów o złożonym kształcie, z uwzględnieniem niejednorodności własności mechanicznych i złożonych warunków brzegowych. W węzłach poszczególnych elementów działają siły węzłowe, powstałe w wyniku sprężystego lub plastycznego przemieszczenia. Na podstawie przemieszczenia węzłów obliczane są odkształcenia a następnie naprężenia we wszystkich punktach obszaru. W metodzie elementów skończonych zależności pomiędzy elementami opisane są równaniami równowagi, warunkami brzegowymi dla przemieszczeń i sił, odkształceniami, przemieszczeniami, warunkami ciągłości, warunkiem plastyczności i prawem plastycznego płynięcia. Możliwe jest nierównomierne rozmieszczenie elementów, co pozwala na zagęszczenie siatki w wybranych obszarach. Przejście z opisu ciągłego na opis dyskretny pozwala na zastąpienie układu równań różniczkowych dla całego kontinuum, układem równań algebraicznych dla poszczególnych elementów.

W metodzie elementów skończonych ciągle aktualnym zagadnieniem jest dokładny opis zjawisk zachodzących w materiale podczas procesu wyciskania, o czym świadczą liczne publikacje z różnych ośrodków badawczych [46-51]. Dokładność wyników obliczeń numerycznych a tym samym zbieżność z wynikami w rzeczywistych procesach, uwarunkowana jest głównie dokładnością przyjmowanych modeli konstytutywnych. W pracy [49] autorzy podjęli próbę weryfikacji różnych modeli odkształcanego ośrodka. Porównali wyniki obliczeń numerycznych dotyczące lokalizacji odkształcenia i tworzenia stref martwych z wynikami wyciskania wlewków w warunkach przemysłowych. Analiza porównawcza wykazała bardzo dobrą zgodność wyników obliczeń z wynikami doświadczalnymi. Duża zbieżność obliczeń z badaniami eksperymentalnymi, potwierdza słuszność zastosowania metody elementów skończonych do modelowania procesu wyciskania.

2. PŁYNIĘCIE METALU PODCZAS WYCISKANIA

Jednym z podstawowych procesów otrzymywania wyrobów, bądź półwyrobów w przemyśle metali nieżelaznych jest proces wyciskania metali. Badania procesu wyciskania w dużej mierze koncentrują się na problematyce związanej z charakterem płynięcia metalu w procesie wyciskania. Wychodząc ze specyfiki procesu można stwierdzić, że mamy tu do czynienia z dużą w skali makroskopowej niejednorodnością deformacji, obejmującą całą bądź znaczną część objętości wyciskanego metalu. Obok wyznaczenia siły potrzebnej do procesu wyciskania istotne są informacje dotyczące charakteru płynięcia metalu w trakcie wyciskania, gdyż od tego w dużym stopniu zależy jakość otrzymywanych wyrobów i wydajność procesu wyciskania. Znajomość płynięcia metalu umożliwia wprowadzenie zmian czynników wpływających na charakter płynięcia, co pozwala na poprawienie jakości uzyskanych wyrobów. Charakter płynięcia określa własności i strukturę gotowego wyrobu.

W wielu pracach przeprowadzono analizę typów płynięcia i ich wpływu na efekt w procesie wyciskania metali [57-88]. Identyfikacją sposobu płynięcia wyciskanego metalu zajmowali się m. in.: Pearson [57], Gubin [58-59], Żołobow [60] i Perlin [61]. W badaniach nad charakterem płynięcia stosowano metodę składanych próbek, metodę makro i mikrostruktur, wstawek metalowych, elastooptyczną i wizjoplastyczności.



Rys. 3. Typy płynięcia wg klasyfikacji Pearsona [57].

Na podstawie licznych badań eksperymentalnych wyciskania metali i ich stopów, prowadzonych w różnych warunkach, Person zaproponował trzy typy płynięcia metalu w czasie wyciskania. Na rysunku 3 przedstawiono odkształcenie siatki na częściowo wyciśniętych wlewkach dla płynięcia wg typu A, B i C.

Parametrem decydującym o tym, który z podanych typów płynięcia (A, B, C) będzie można zaobserwować w trakcie procesu wyciskania jest siła tarcia na kontakcie pojemnik – wlew, wynikająca z ruchu wlewka względem ścianki pojemnika.

Przypadek A

Tarcie na powierzchni kontaktu pojemnik – wlew i matryca – wlew jest minimalne. Odkształceniu ulegają jedynie linie siatki znajdujące się w pobliżu prześwitu matrycy. Na przekroju wlewka widoczne są charakterystyczne strefy: martwa, ścinania i płynięcia. Strefa ścinania tworzy powierzchnię stożkową, względem której zachodzi intensywne ścinanie metalu. W tym przypadku strefa ścinania nachylona jest pod niewielkim kątem do poziomu. Występowanie strefy martwej związane jest z hamowaniem promieniowego płynięcia poprzez tarcie. Typ płynięcia A występuje podczas wyciskania przeciwbieżnego.

Przypadek B

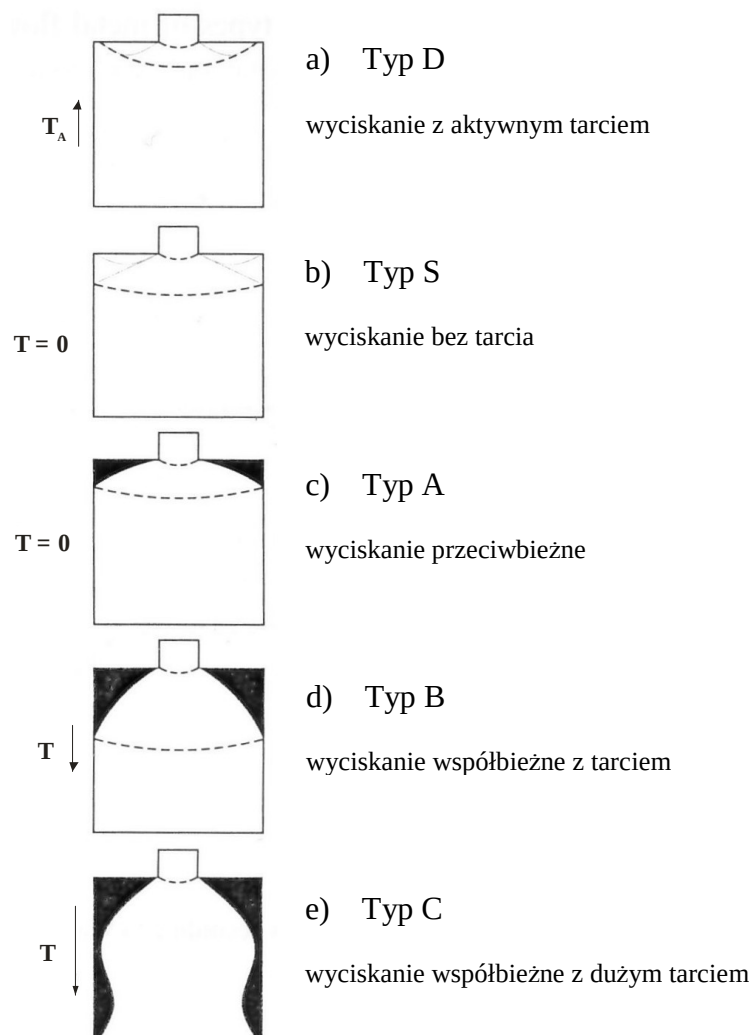
Wyciskanie metalu odbywa się w warunkach podwyższonego tarcia na kontakcie pojemnik – wlew. Udział w odkształceniu biorą nie tylko obszary materiału w pobliżu prześwitu matrycowego, metal płynie w zasadzie w całej masie wlewka. Występują tutaj również strefy: martwa, ścinania i płynięcia. Kąt strefy ścinania jest znacznie większy niż w omawianym przypadku A. Większa jest również strefa martwa. Jest to związane z silniejszym oddziaływaniem sił tarcia na kontakcie pojemnik – wlew. Typ płynięcia B występuje podczas wyciskania z udziałem smarowania.

Przypadek C

Obraz odkształconej siatki zupełnie odbiega od obrazów w omawianych przypadkach A i B. Obserwuje się zmiany w całej objętości wlewka. Tarcie na kontakcie pojemnik – wlew jest bardzo duże. Szczególnie interesujące jest zachowanie się poprzecznych linii siatki w czasie wyciskania. Końce linii w miejscu wyjścia na ściankę pojemnika pozostają w jednakowej odległości, niezmienniej w czasie wyciskania, takiej jaka została zaznaczona na połowie wlewka przed wyciskaniem.

W tym przypadku nie cały wlewek ulega przemieszczeniu względem ścianki pojemnika, zewnętrzne warstwy materiału pozostają nieruchome, wewnętrzne zaś płyną w kierunku prześwitu matrycowego.

Aktualne badania nad typami płynięcia [77] wprowadzają do klasyfikacji Pearsona dodatkowe dwa typy płynięcia D i S (rys. 4). Typ płynięcia S jest przypadkiem wyidealizowanym, gdyż zakłada, że tarcie na powierzchni kontaktu pojemnik – wlewek i matryca – wlewek nie występuje ($T = 0$). Natomiast w przypadku płynięcia wg typu D proces wyciskania prowadzony jest z aktywnym tarcieniem. W tym przypadku siła tarcia sprzyja płynięciu metalu.



Rys. 4. Modele typów płynięcia [77].

Jedną z podstawowych metod analityczno-doświadczalnych identyfikacji płynięcia jest metoda wizjoplastyczności. W metodzie wizjoplastyczności charakter płynięcia ocenia się w oparciu o analizę odkształcenia siatki naniesionej różnymi metodami na jedną z połówek przeciętego wzdłużnie wlewka, który zostaje poddany częściowemu wyciskaniu. Umożliwia to obserwację linii płynięcia poszczególnych punktów siatki, a dzięki temu również zmiany globalne we wlewku (charakterystyczne strefy) oraz w wyciśniętym wyrobie. Każdemu punktowi (węzłowi) siatki można przypisać współrzędne a obserwując trajektorie punktów można dokonać matematycznego opisu płynięcia materiału. Jest więc możliwa analiza ilościowa procesu odkształcenia w postaci rozkładów prędkości, odkształceń a nawet naprężeń w materiale. Niedogodność tej metody polega na konieczności przecinania wsadu przed procesem odkształcenia i dokładnym naniesieniu siatki. Pomiar polega na porównaniu siatki przed procesem wyciskania z siatką po deformacji z określonego etapu wyciskania, najlepiej w stanie ustalonego płynięcia.

3. ANALITYCZNO – DOŚWIADCZALNE MOŻLIWOŚCI UZYSKIWANIA CHARAKTERYSTYK SIŁOWYCH W PROCESIE WYCISKANIA

Obliczanie sił potrzebnych do realizacji procesu wyciskania metali ma długą historię i sprowadza się do wykorzystania różnych metod obliczeniowych opartych na różnych założeniach. Generalnie siły wyciskania można określić metodami:

- Portevina [89]

$$F = 1,3mnk_f A_0 \left(1 + \frac{4\mu L}{D_L} \right) \log \frac{D_L^2}{D_w^2} \quad (19)$$

gdzie współczynniki m i n zależą od wymiarów półproduktów i kształtu przekroju wyrobów,

- Siebela i Frangmeiera [90]

$$F = \frac{\sigma_{sr}}{\eta} A_0 \ln \frac{A_0}{A_k} \quad (20)$$

gdzie η – sprawność procesu,

- Gubkina [58-59]

$$F = nk_f A_0 \left[\left(\ln \frac{A_0}{A_k} + e^{\frac{4\mu L}{D_w}} \right) e^{\frac{4\mu(L-c)}{D_L}} - 1 \right] \quad (21)$$

gdzie n jest współczynnikiem korekcyjnym oraz c jest długością martwych naroży,

- Eisbeina [91]

$$F = A_0 \sigma_{sr} \left[\left(\ln \frac{D_L^2}{D_w^2} + 1 \right) e^{\frac{4\mu L}{D_L}} - 1 \right] \quad (22)$$

- Geleji [92]

$$F = (2k_m - k_f) A_0 [1 + \psi(l - c)] \quad (23)$$

gdzie: $k_m = \frac{k_f}{1 - \frac{A_0 - A_k}{2A_k} \left(1 + \frac{\mu}{\sin \alpha} \right)}$

α – kąt nachylenia tworzących stożka stref martwych do osi

$$\psi = 0,025^4 \sqrt{\frac{\dot{\epsilon}}{L - c}}$$

- Unksowa [93]

$$F = k_f \left[\left(\frac{1}{\alpha_1} \ln \frac{A_0}{A_k} + \frac{4\mu l}{D_w} - 1 \right) e^{\frac{4\mu L}{D_L}} + 1 \right] \quad (24)$$

gdzie α_1 jest kątem rozwarcia matrycy stożkowej,

- Hilla [94]

$$F = 1,45 k_f A_0 \log \frac{A_0}{A_k} \quad (25)$$

równanie Hilla (25) pomija wpływ tarcia,

- Billigmann [95]

$$F = \sigma_{sr} A_0 \left(\ln \frac{A_0}{A_k} + 0,6 \right) \left(1,25 + 2\mu \sqrt{\frac{\pi L}{A_0}} \right) \quad (26)$$

- Leclerca [96]

$$F = k_f A_0 \ln \frac{D_L^2}{D_w^2} e^{\frac{4\mu L}{D_L}} \quad (27)$$

- Buffeta i Jaoula [97]

$$F = A_0 \mu_f k_f \ln \frac{A_0}{A_k} \quad (28)$$

gdzie μ_f jest czynnikiem opisującym tarcie, dla procesu bez smarowania $\mu_f = 2,15$,

- Prozorowa [98]

$$F = k_f A_0 \left(1 + \frac{\mu L}{D_L} \right) \ln \frac{A_0}{A_k} \quad (29)$$

- Felthama [99]

$$F = 2\pi k_f \left(\frac{D_L}{2} \right)^2 \ln \frac{D_L}{D_w} e^{\frac{16\mu \dot{\epsilon}}{\pi D_L^3}} \quad (30)$$

- Hirsta i Ursella [100]

$$F = k_f \left(0,47 + 1,2 \ln \frac{A_0}{A_k} \right) e^{\frac{4\mu L}{D_L - D_w}} \quad (31)$$

- Wilcoxa i Whittona [101]

$$F = k_f A_0 \left(a + b \ln \frac{A_0}{A_k} \right) \quad (32)$$

gdzie a, b – stałe zależne od rodzaju materiału,

- Perlina [102]

$$F = R_M + T_R + T_M + T_P \quad (33)$$

gdzie poszczególne składowe równania (33) to:

R_M – składowa pozioma siły wyciskania związana z pokonaniem oporu plastycznego

$$R_M = 0,68 K_R F_0 \ln \lambda \quad (34)$$

F_0 – siła potrzebna do pokonani oporu plastycznego

T_R – siła potrzebna do pokonania sił tarcia na powierzchni pojemnika

$$T_R = \pi D_p L \tau_r \quad (35)$$

T_M – składowa pozioma siły wyciskania związana z pokonaniem oporu w strefie ścinania

$$T_M = 0,9 K_M D_L^2 \ln \lambda \quad (36)$$

T_P – składowa pozioma siły wyciskania związana z pokonaniem oporów na pasku kalibrującym matrycy

$$T_P = \lambda \mu_p K_P F_P \quad (37)$$

μ_p – współczynnik tarcia na kontakcie materiał – pasek kalibrujący

F_P – siła potrzebna do pokonania oporów na pasku kalibrującym matrycy.

Na podstawie wieloletnich doświadczeń i prowadzonych badań realizowanych w zespole profesora Zasadzińskiego można stwierdzić, że dobre wyniki uzyskuje się wykorzystując do obliczeń siły wyciskania metodę Perlina [102] oraz w ostatnich latach stosując metodę elementów skończonych (MES) przy wykorzystaniu dobrze sformułowanych warunków brzegowo – materiałowych w dostępnych programach komercyjnych np.: Deform, Forge.

Ciągle dobrą lecz bardzo pracochłonną metodą określenia sił i analizy procesu wyciskania jest metoda analityczno – doświadczalna tzn. metoda wizjoplastyczności, która daje dobry obraz rozkładu naprężeń i odkształceń w procesach wyciskania z możliwością oceny rozkładu prędkości cząstek wyciskanego metalu zmierzającego do otworu matrycy.

Praktyczny obraz zmian sił w procesach wyciskania można uzyskać prowadząc bądź to w warunkach laboratoryjnych, bądź to w warunkach przemysłowych eksperymentalne pomiary siły wyciskania z użyciem specjalistycznego sprzętu pomiarowego, ewentualnie analizując przebieg zmian ciśnienia wyciskania w funkcji drogi stempla.

Interesujące badania dotyczące rozwoju strefy martwej w procesie wyciskania współbieżnego zaprezentowano w pracy F. Mavundy i J. Zasadzińskiego [67], gdzie autorzy bazując na metodzie określania sił wg. Perlina opisali wpływ warunków tarcia na płynięcie metalu i przebieg charakterystyk siłowych wyciskania. W pracy tej udowodniono, że przyjmowane przez Perlina założenie o stałości kąta strefy martwej α w zakresie 55 - 60° w modelowaniu płynięcia podczas wyciskania przy obliczaniu siły wyciskania nie odpowiada realiom wyciskania współbieżnego i prowadzi do rozbieżności pomiędzy wynikami obliczeniowymi i wynikami uzyskanymi eksperymentalnie. Zawarte w pracy F. Mavundy, J. Zasadzińskiego wyniki badań mogą być podstawą do analizy charakterystyk siłowych wyciskania współbieżnego metali zarówno w zakresie fazy spęczania, właściwego wyciskania wlewka a także w końcowej fazie wyciskania współbieżnego.

Analizując charakterystyki siłowe wyciskania współbieżnego metali, głównie wyciskania na gorąco warto wskazać na czynniki, które decydują o wielkości siły potrzebnej do wyciskania. Powołując się na prace Zasadzińskiego i współpracowników [1-9] można wskazać relacje, które umożliwiają minimalizację siły potrzebnej do realizacji procesu wyciskania. Zgodnie z pracą [5] relacja na minimalizację siły wyciskania przyjmuje postać:

$$\downarrow F = f\left(\downarrow \varepsilon, \downarrow \frac{d\sigma}{d\varepsilon}, \downarrow \dot{\varepsilon}, \uparrow T, \downarrow \uparrow S_{opt}, \downarrow \mu, \downarrow \sigma_i\right) \quad (38)$$

gdzie S_{opt} jest optymalną zmianą drogi deformacji.

Aby precyzyjnie wyznaczyć charakterystyki siłowe wyciskania współbieżnego konieczne jest uwzględnienie w analizie następujących czynników wpływających na wielkość siły przy wyciskaniu danego metalu lub stopu:

- warunki tarcia o pojemnik, matrycę i stempel
- temperatura wlewka i narzędzi
- prędkość wyciskania
- wielkość odkształcenia (λ)
- długość wlewka

W grupie prac, które uwzględniają podstawowe czynniki wpływające na wielkość siły wyciskania współbieżnego wymienić należy prace [1-16].

Na podstawie dotychczasowych badań widać jak trudno w sposób analityczny uwzględnić możliwie wszystkie czynniki rzutujące na wielkość siły wyciskania współbieżnego. Szczególną trudność sprawia określenie warunków tarcia towarzyszących wyciskaniu i to zarówno na kontakcie wlewek – pojemnik jak i na kontakcie metal wyciskany – matryca, nie mówiąc już o tarcu wewnętrznym występującym np. na strefach martwych.

Z tych też powodów racjonalnym wydaje się badanie charakterystyk siłowych wyciskania przeciwbieżnego, w którym z racji specyfiki sposobu wyciskania unikamy trudnych do uwzględnienia sił tarcia na kontakcie wlewek – pojemnik.

Ważnym uzasadnieniem aby prowadzić analizę parametrów siłowych w odniesieniu do procesu przeciwbieżnego wyciskania jest także fakt, że coraz częściej w praktyce przemysłowej wykorzystuje się wyciskanie przeciwbieżne, które wykazuje szereg zalet w stosunku do wyciskania współbieżnego.

4. TEZA PRACY

Poprzez dobór współczynnika wydłużenia można wpływać na przebieg charakterystyki siłowej wyciskania przeciwbieżnego tak, aby wzrost siły kończącej proces wyciskania nastąpił jak najpóźniej.

Celem pracy jest zbadanie wpływu podstawowych parametrów wyciskania z uwzględnieniem płynięcia metalu na końcowy przebieg charakterystyki siłowej wyciskania przeciwbieżnego. Dobór parametrów decydujących o przebiegu charakterystyki siłowej w końcowej fazie wyciskania ma na celu minimalizację długości pozostałości wlewka po wyciskaniu przeciwbieżnym. Pozwoli to na uzyskanie danych umożliwiających minimalizację odpadu. Uzyskane wyniki dają możliwość wykorzystania ich do analizy procesu wyciskania ciągłego oraz innych procesów kształtowania plastycznego związanych z wyciskaniem np.: operacja kucia w wykrojach.

5. BADANIA WŁASNE

Przeprowadzono badania numeryczne i eksperymentalne procesu wyciskania przeciwbieżnego. Analizowano charakterystyki siłowe, rozkłady stanu naprężenia, intensywności odkształcenia, temperatury, pola prędkości cząstek i plastycznego płynięcia w strefie odkształcenia głównego. Czynniki wpływające na charakterystykę siłową w procesie wyciskania przeciwbieżnego to:

- temperatura wlewka i narzędzi
- prędkość wyciskania
- wielkość odkształcenia (λ)

Przyjęta do analizy wielkość odkształcenia została zdefiniowana poprzez współczynnik wydłużenia λ jako zależność pola przekroju materiału przed odkształceniem A_0 do pola przekroju po odkształceniu A_k zgodnie z równaniem (39).

$$\lambda = \frac{A_0}{A_k} \quad (39)$$

Badania przeprowadzono metodą wyciskania przeciwbieżnego, gdyż ten sposób wyciskania umożliwia pominięcie tarcia na kontakcie pojemnik - wlewek, trudnego do jednoznacznego zdefiniowania. Przy analizie charakterystyki siłowej wyciskania przeciwbieżnego zmiana długości wlewka nie jest parametrem wpływającym na jej przebieg. Niemniej jednak w rozważaniach przyjęto różne długości wlewków, zmniejszając ich długość w kolejnych operacjach, aż do długości, przy której rozpoczyna się końcowa faza procesu wyciskania. Zmiana długości wlewka istotna jest również przy analizie strefy odkształcenia głównego. Wyciskano wyroby pełne o przekroju kołowym ze stałą wartością prędkości wyciskania, ze względu na niewielkie różnice w prędkościach stosowanych na skalę przemysłową dla wyciskania przeciwbieżnego.

6. ANALIZA NUMERYCZNA

Modelowanie procesu wyciskania przeciwbieżnego przeprowadzono przy zastosowaniu programu opartego na metodzie elementów skończonych z wykorzystaniem sztywno-plastycznego modelu odkształcanego ciała. Założenie sztywno-plastycznego modelu umożliwia analizowanie dużych przyrostów odkształceń, przy jednoczesnym zapewnieniu odpowiedniej dokładności rozwiązania.

Wartości pola prędkości w strefie odkształcenia, w poszczególnych węzłach elementów obliczono korzystając z minimalizacji funkcjonału mocy odkształcenia J . Funkcjonał mocy odkształcenia jest obliczany zgodnie z równaniem (40).

$$J = \int_V (\sigma_i \dot{\epsilon}_i + \lambda_L \dot{\epsilon}_V) dV - \int_S f_z^T v dS \quad (40)$$

gdzie:

- σ_i – intensywność naprężeń,
- $\dot{\epsilon}_i$ – intensywność prędkości odkształcenia,
- λ_L – mnożnik Lagrange'a,
- $\dot{\epsilon}_V$ – prędkości odkształcenia objętościowego,
- V – objętość,
- f_z – wektor sił zewnętrznych,
- T – temperatura,
- v – wektor prędkości w węzłach siatki,
- S – powierzchnia kontaktu z narzędziem.

Do obliczeń przyjęto równanie plastycznego płynięcia zgodnie z prawem Levy-Misesa:

$$\sigma'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\epsilon_i} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (41)$$

gdzie:

- σ'_{ij} – dewiator naprężeń,
- σ_i – intensywność naprężeń,
- ϵ_i – intensywność odkształceń,
- $\dot{\epsilon}_{ij}$ – dewiator prędkości odkształcenia,

6.1. CEL I ZAKRES OBLICZEŃ

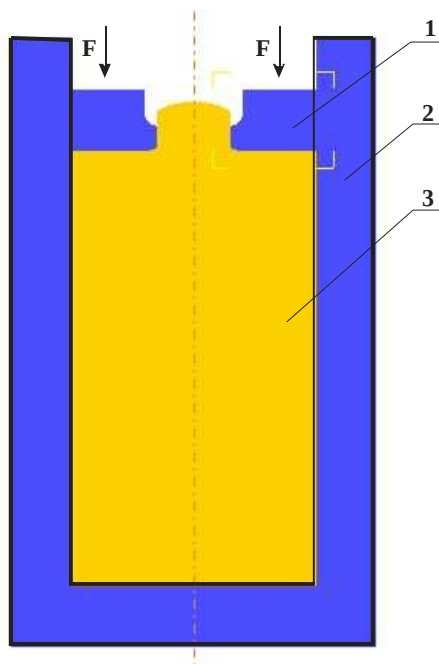
Celem badań numerycznych była symulacja procesu wyciskania przeciwbieżnego. Pozwoliła ona na wyznaczenie charakterystyk siłowych i analizę płynięcia materiału w dowolnym etapie prowadzenia procesu. Umożliwiła wygenerowanie rozkładów naprężeń, odkształceń, prędkości i temperatury.

W pierwszym etapie analizowano wpływ temperatury wlewka i narzędzi na charakterystykę siłową ze szczególnym uwzględnieniem końcowej fazy wyciskania.

Drugim etapem była analiza wpływu współczynnika wydłużenia λ na początek końcowej fazy wyciskania.

6.2. WARUNKI MODELOWANIA PROCESU WYCISKANIA

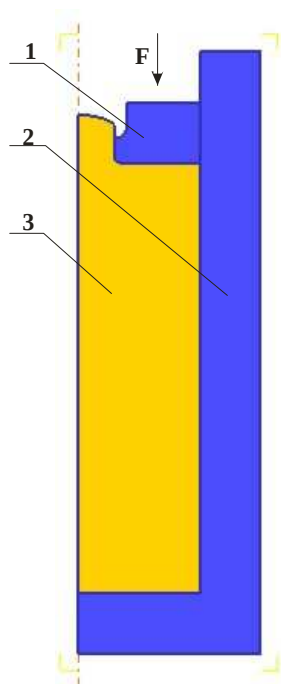
Modelowanie wyciskania przeciwbieżnego przeprowadzono zgodnie ze schematem umieszczonym na rysunku 5 z zastosowaniem programu Deform. Przyjęty w symulacji wyrób pełny o przekroju kołowym umożliwia prowadzenie obliczeń w płaskim stanie 2D z zachowaniem symetrii.



Rys. 5. Schemat procesu wyciskania przeciwbieżnego

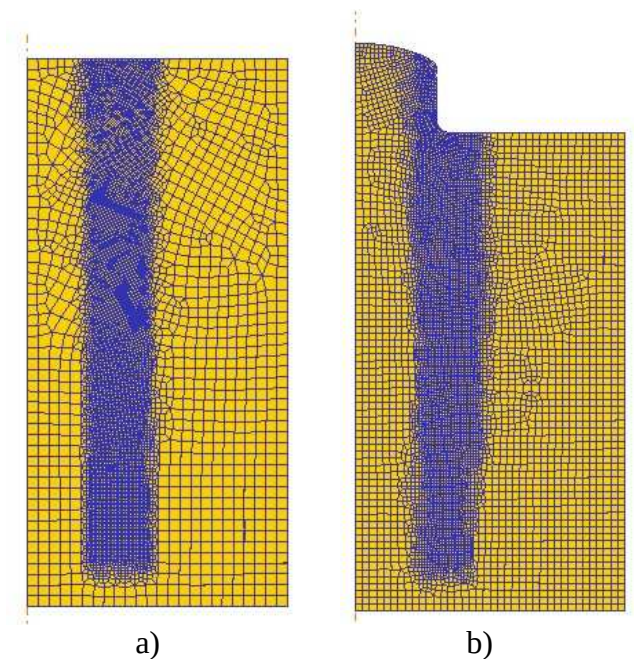
1 – matryca, 2 – pojemnik, 3 – wlewk.

Na rysunku 6 przedstawiono schemat wyciskania przeciwbieżnego przyjęty do obliczeń z uwzględnieniem symetrii osiowej.

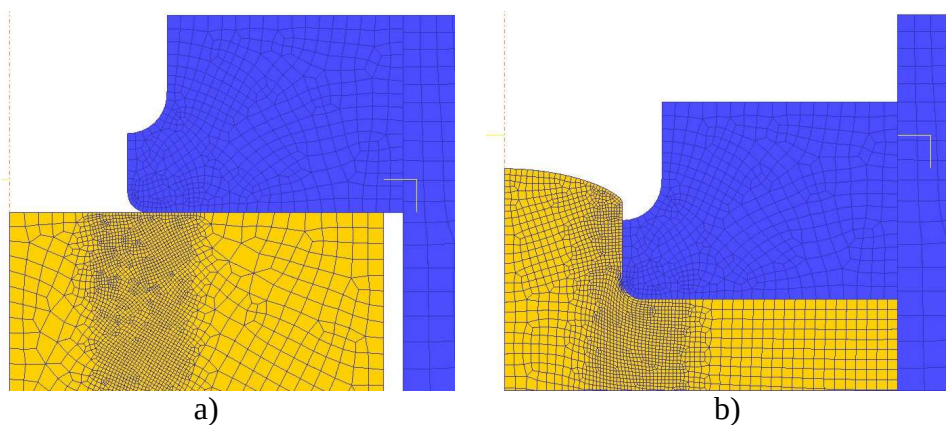


Rys. 6. Schemat procesu wyciskania przeciwbieżnego przyjęty do obliczeń
1 – matryca, 2 – pojemnik, 3 – wlewki.

Bardzo istotnym zagadnieniem z punktu widzenia poprawności obliczeń obok prawidłowo zdefiniowanych warunków brzegowych jest odpowiednie wygenerowanie siatki elementów skończonych wlewka. Zły dobór parametrów siatki prowadzi do uzyskania wyników o dużej rozbieżności, bądź do błędów w obliczeniach i w konsekwencji ich przerywania. Do obliczeń zastosowano siatkę o zróżnicowanych parametrach. Tak dobrano parametry siatki i zależności pomiędzy elementami, aby we wlewku przed odkształceniem wygenerować siatkę zagęszczoną w obszarze największych odkształceń (rys. 7a). Takie podejście pozwoliło na uzyskanie odpowiedniej siatki i jej przebudowę (remeshing) w trakcie obliczeń (rys. 7b). Na rysunku 8 przedstawiono fragment schematu wyciskania przeciwbieżnego w obszarze prześwitu matrycowego z naniesioną siatką. Usytuowano zagęszczony obszar siatki w prześwicie matrycowym (rys. 8a) tak, aby w trakcie obliczeń obszar na kontakcie wlewka z matrycą i warstwy zewnętrzne wyrobu były objęte zagęszczonym obszarem (rys. 8b).



Rys. 7. Włewek z wygenerowaną siatką elementów skończonych
a – przed wyciskaniem, b – w trakcie wyciskania.



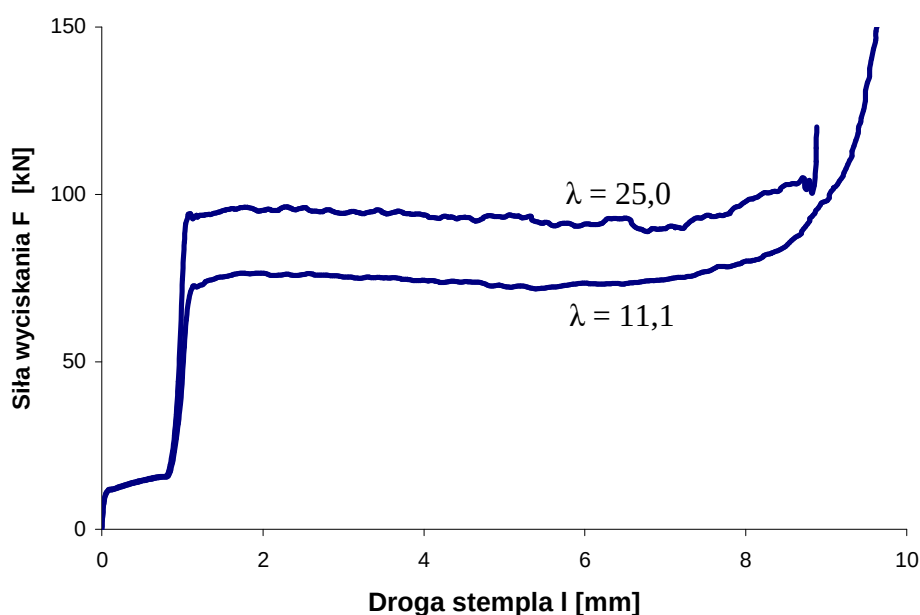
Rys. 8. Schemat wyciskania z wygenerowaną siatką elementów skończonych
a – przed wyciskaniem, b – w trakcie wyciskania.

Obliczenia przeprowadzono dla wlewka z aluminium Al-99,5 (EN AW-1050). Dane opisujące reologię materiału w zakresie temperatur 300 - 500°C zdefiniowano na podstawie bazy materiałowej programu Deform. Przyjęto dla wszystkich analizowanych wariantów stałą prędkość wyciskania $V_0 = 2 \text{ mm/s}$ i jednakowe warunki tarcia na powierzchni kontaktu metalu z narzędziami. Zmiennymi parametrami były wymiary wlewka i temperatura wlewka i narzędzi.

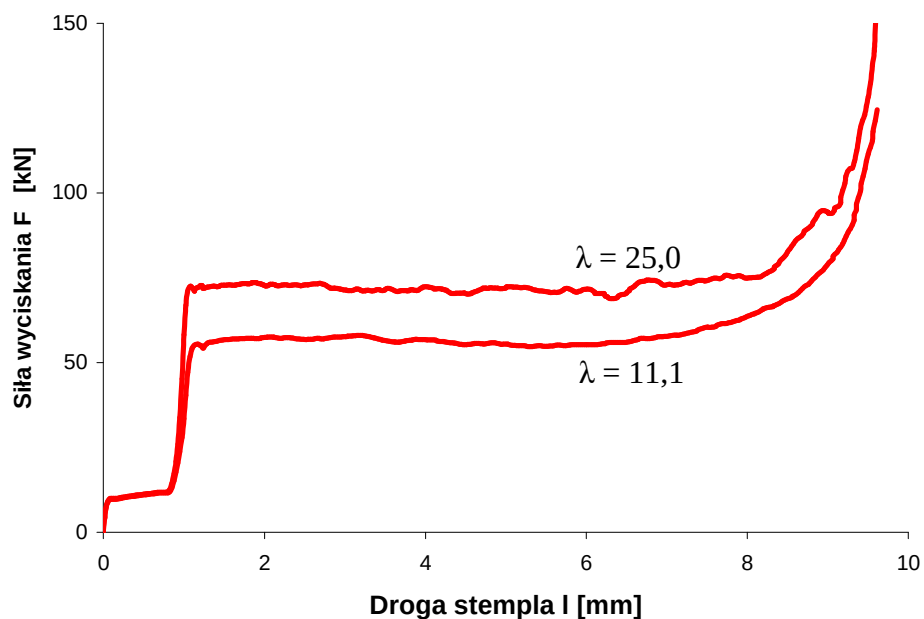
6.3. WYNIKI OBLICZEŃ NUMERYCZNYCH MES

Obliczenia numeryczne wpływu temperatury wlewka T_w na wartość i przebieg siły oraz końcową fazę procesu wyciskania przeciwbieżnego przeprowadzono dla trzech temperatur wlewka $T_w = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, $350\text{ }^{\circ}\text{C}$ i $400\text{ }^{\circ}\text{C}$. Modelowanie dla podanych temperatur realizowano przy współczynniku wydłużenia $\lambda = 11,1$ w pierwszym przypadku i $\lambda = 25,0$ w drugim. W każdym z analizowanych wariantów przyjęto wlewki z aluminium Al-99,5 (EN AW-1050) o długości $L = 10,0\text{ mm}$ i średnicy $D_L = 19,0\text{ mm}$. Zdefiniowano jednakową temperaturę pojemnika i matrycy przy założeniu, że dla wybranego przypadku temperatura pojemnika i matrycy jest równa temperaturze wlewka.

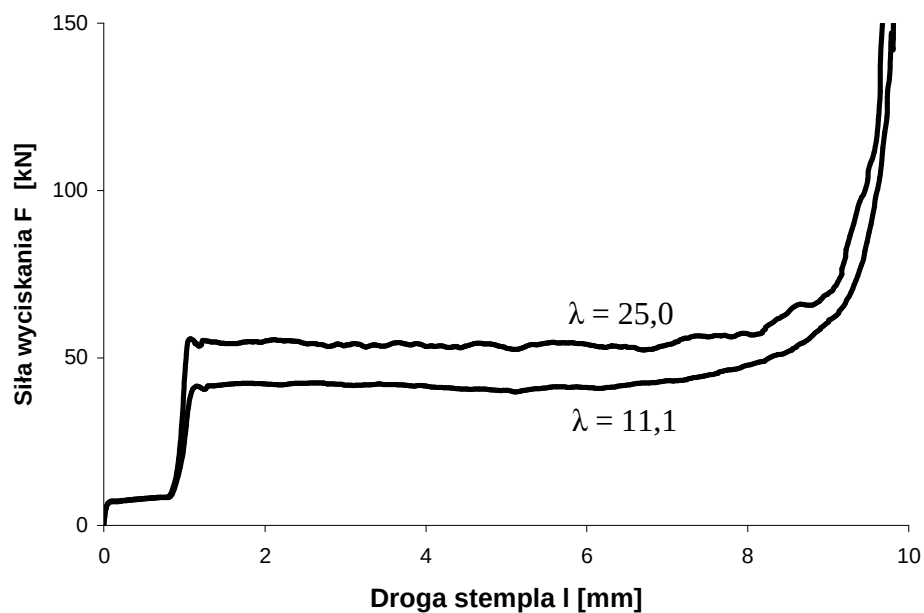
W wyniku obliczeń numerycznych otrzymano charakterystyki siłowe procesu wyciskania przeciwbieżnego. Na rysunkach 9 – 11 zestawiono przebiegi siły w procesie wyciskania dla stałej temperatury wlewka i narzędzi przy różnych współczynnikach wydłużenia λ . We wszystkich rozpatrywanych wariantach dla wybranej temperatury wlewka T_w przy wyciskaniu ze współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 25,0$ siła wyciskania jest na wyższym poziomie niż w przypadku wyciskania ze współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 11,1$. W analizowanych przypadkach (rys. 9 – 11) wraz ze wzrostem



Rys. 9. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla temperatury wlewka $T_w = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$.



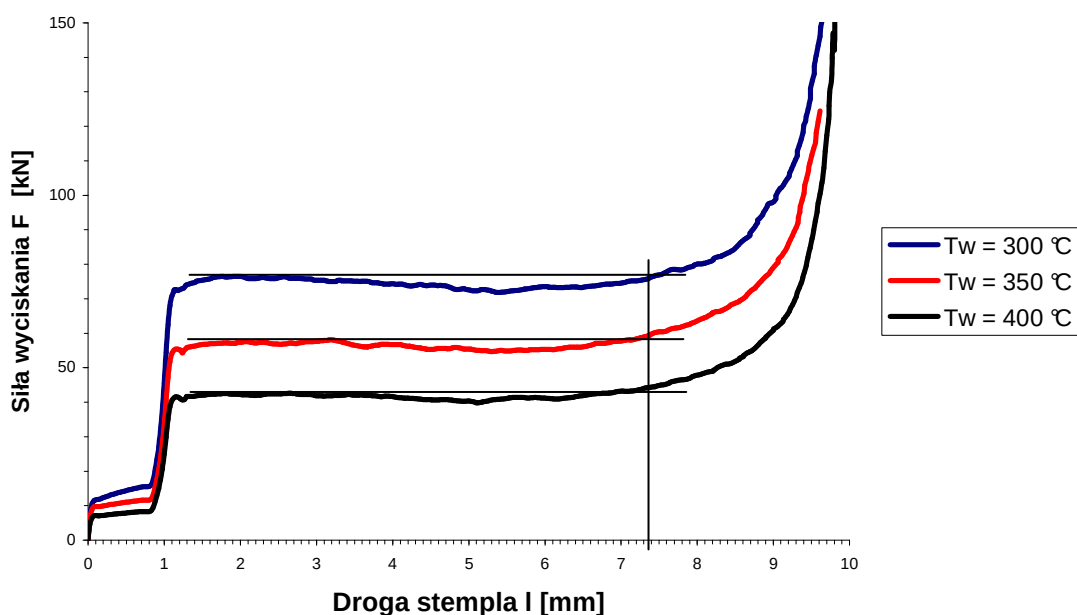
Rys. 10. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla temperatury wlewka $T_w = 350$ °C.



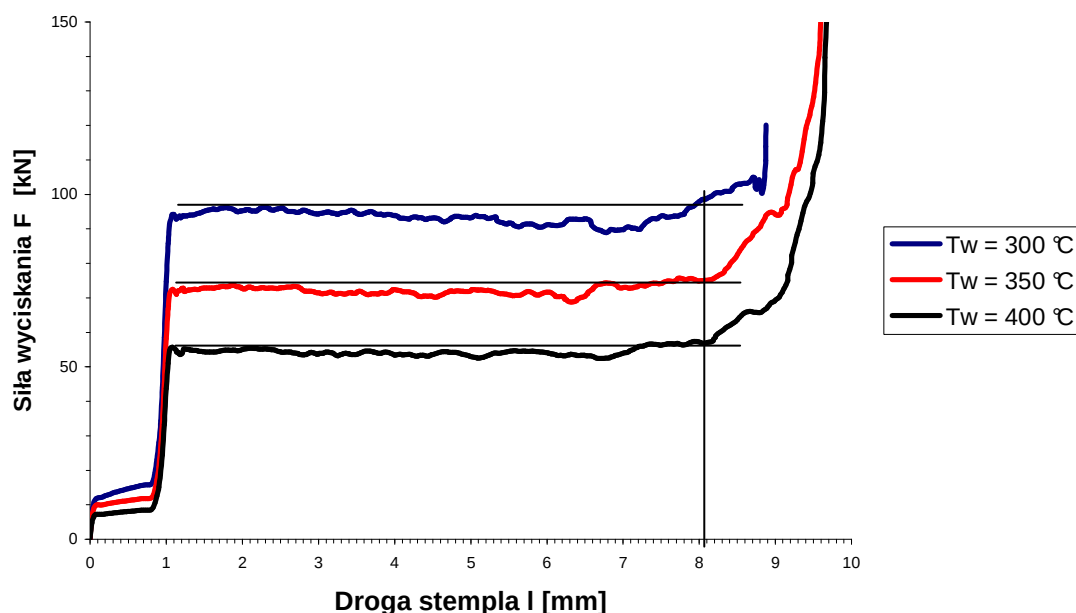
Rys. 11. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla temperatury wlewka $T_w = 400$ °C.

temperatury wlewka T_w zmniejsza się różnica pomiędzy poziomem siły wyciskania ze współczynnikiem $\lambda = 25,0$, a współczynnikiem $\lambda = 11,1$. Przy wyciskaniu wlewka o temperaturze początkowej wynoszącej $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ różnica pomiędzy poziomami sił wynosi 21 kN , a dla temperatury wlewka $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ różnica pomiędzy poziomami sił zmniejszyła się do 13 kN .

Zestawiając charakterystyki siłowe dla różnych temperatur wlewka przy stałym współczynniku wydłużenia (rys. 12 i 13) wyznaczono wpływ temperatury wlewka na wartość siły w końcowej fazie procesu wyciskania przeciwbieżnego. Do oceny wpływu temperatury na wartość siły i wielkość drogi stempla w końcowej fazie procesu wyciskania wyznaczono siłę maksymalną F_{max} . Zdefiniowano ją jako wartość, od której rozpoczyna się wzrost siły wyciskania przeciwbieżnego, a tym samym początek końcowej fazy wyciskania. W celu wyznaczenia siły maksymalnej na rysunku 12 i 13 naniesiono pomocnicze linie poziome określające wartość siły wyciskania i linię pionową, wyznaczającą końcową fazę. Zmiana temperatury wsadu przy stałej wartości współczynnika wydłużenia λ nie wpływa na zmianę położenia wartości siły maksymalnej F_{max} w końcowej fazie procesu. Zmienia się jedynie poziom wartości siły wyciskania natomiast końcowa faza procesu rozpoczyna się po przemieszczeniu stempla o jednakową wartość. Różnice jakie się pojawiają wynikają jedynie ze zmiany



Rys. 12. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla różnych temperatur wlewka T_w przy stałej wartości współczynnika wyciskania $\lambda = 11,1$.



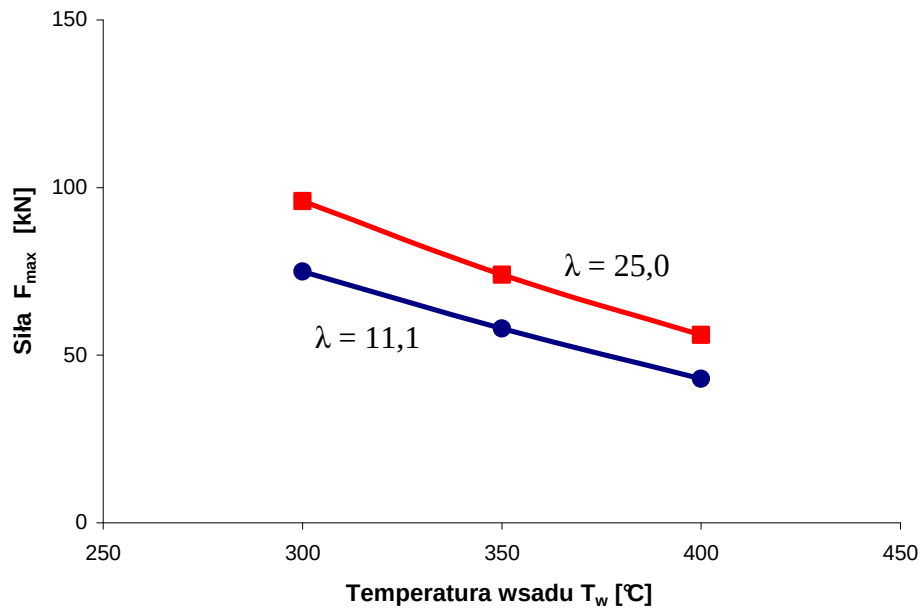
Rys. 13. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla różnych temperatur wlewka T_w przy stałej wartości współczynnika wyciskania $\lambda = 25,0$.

współczynnika wydłużenia. Wyciskanie z większym współczynnikiem wydłużenia ($\lambda = 25,0$) zwiększa drogę stempla l powodując przesunięcie końcowej fazy procesu, co w efekcie korzystnie wpływa na zwiększenie uzysku.

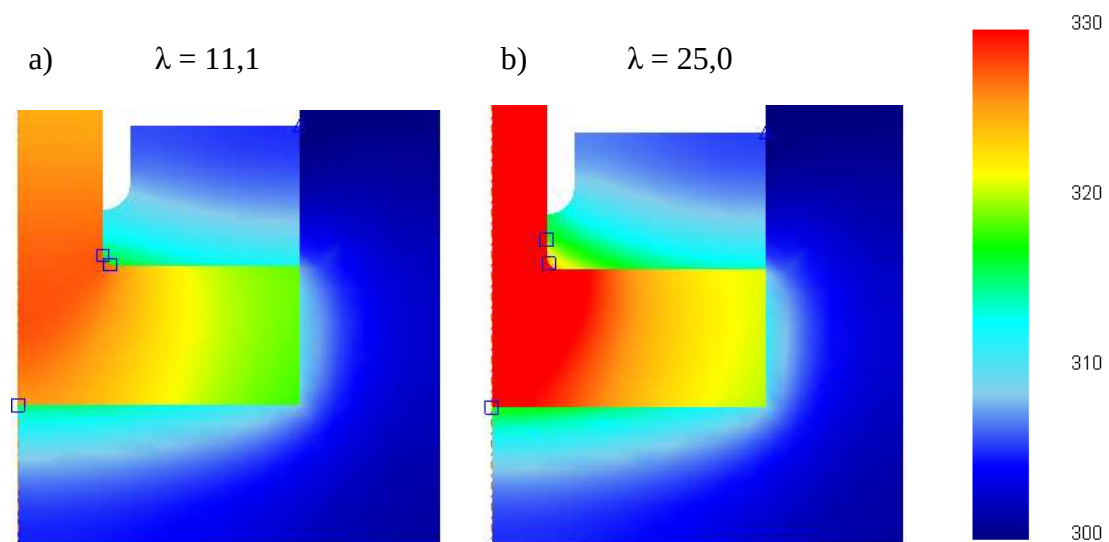
Siłę maksymalną $F_{\max}$ dla wyciskania ze współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 11,1$ wyznaczono przy przemieszczeniu stempla $l = 7,4$ mm (rys. 12). W przypadku wyciskania ze współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 25,0$ siłę maksymalną odczytano po przemieszczeniu stempla o 8,1 mm (rys. 13). Zmniejszenie siły maksymalnej wraz ze wzrostem temperatury oraz wzrost poziomu siły maksymalnej podyktowany wzrostem współczynnika wydłużenia przedstawiono na rysunku 14.

Analizowano mapy rozkładu temperatury wyciskania przeciwbieżnego w dwóch fazach procesu wyciskania. W pierwszym przypadku w fazie właściwego wyciskania po przemieszczeniu stempla do połowy wysokości wsadu ($l = 5$ mm), traktując ten etap jako stacjonarny przebieg procesu wyciskania (rys. 15 – 17). W drugim przypadku analizowano rozkłady temperatury w końcowej fazie wyciskania po przemieszczeniu stempla o 7,4 mm dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$ i po przemieszczeniu stempla o 8,1 mm dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$ (rys. 18 – 20). Poza wcześniej

stwierdzonym wzrostem temperatury przy wyciskaniu ze współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 25,0$ na przedstawionych rozkładach (rys. 15 – 20) można zaobserwować, iż koncentracja temperatury występuje w całym obszarze odkształcenia głównego,

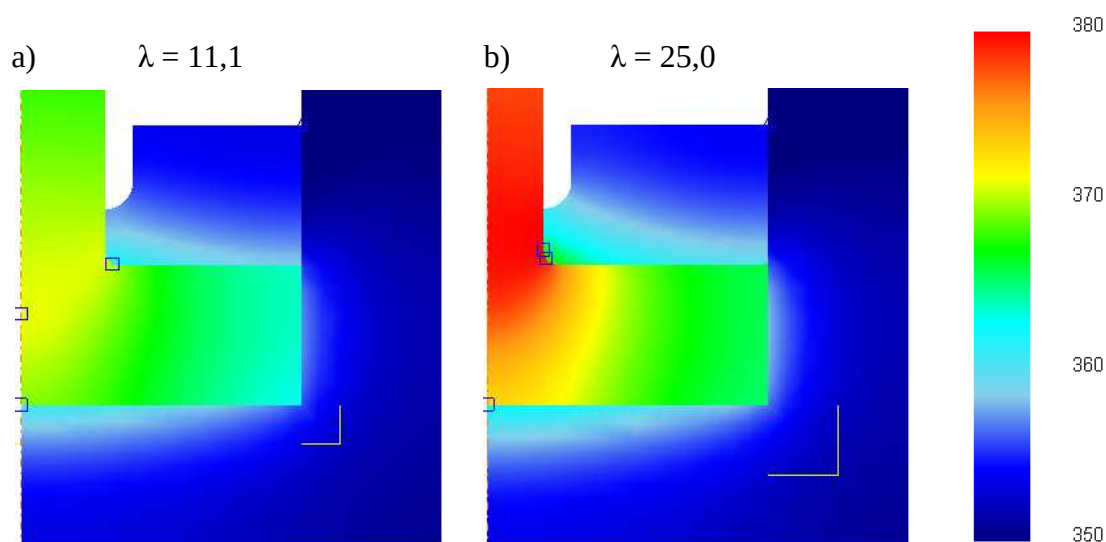


Rys. 14. Zależność maksymalnej siły wyciskania F_{max} w funkcji temperatury wlewka T_w .

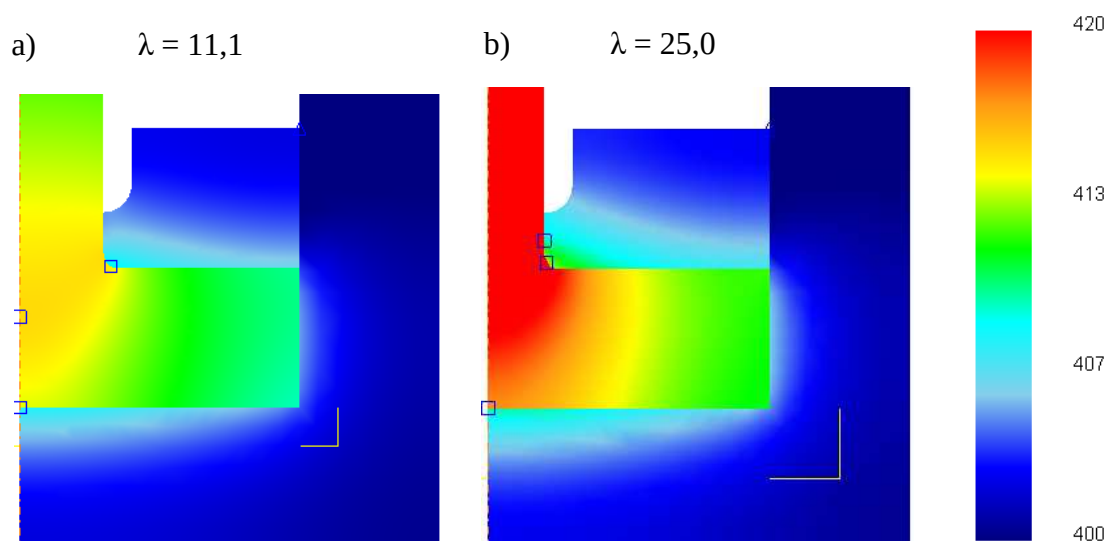


Rys. 15. Rozkłady temperatury wyciskania w fazie właściwego wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 300$ °C.

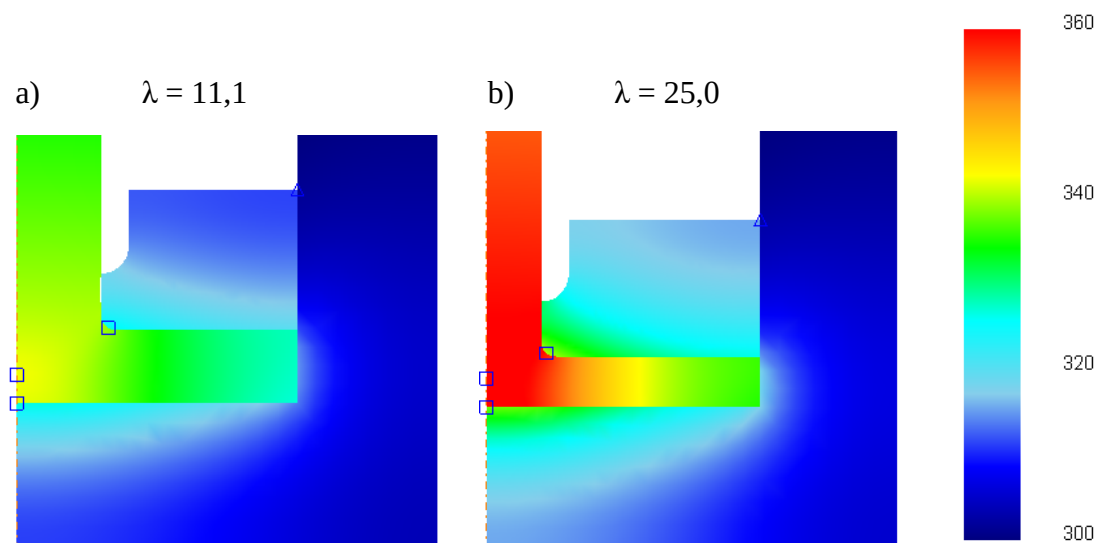
uzyskując najwyższą wartość. W pozostałych obszarach wlewka temperatura jest niższa, ze względu na wymianę ciepła z narzędziami. Zakres nagrzewania narzędzi widoczny jest na rozkładach temperatury w końcowej fazie wyciskania (rys. 18 – 20).



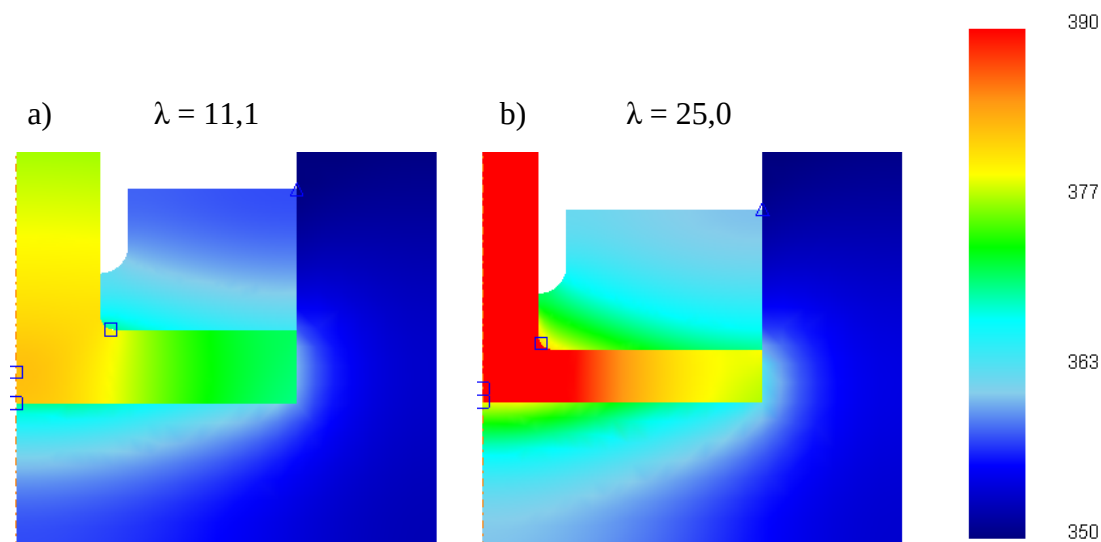
Rys. 16. Rozkłady temperatury wyciskania w fazie właściwego wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 350$ °C.



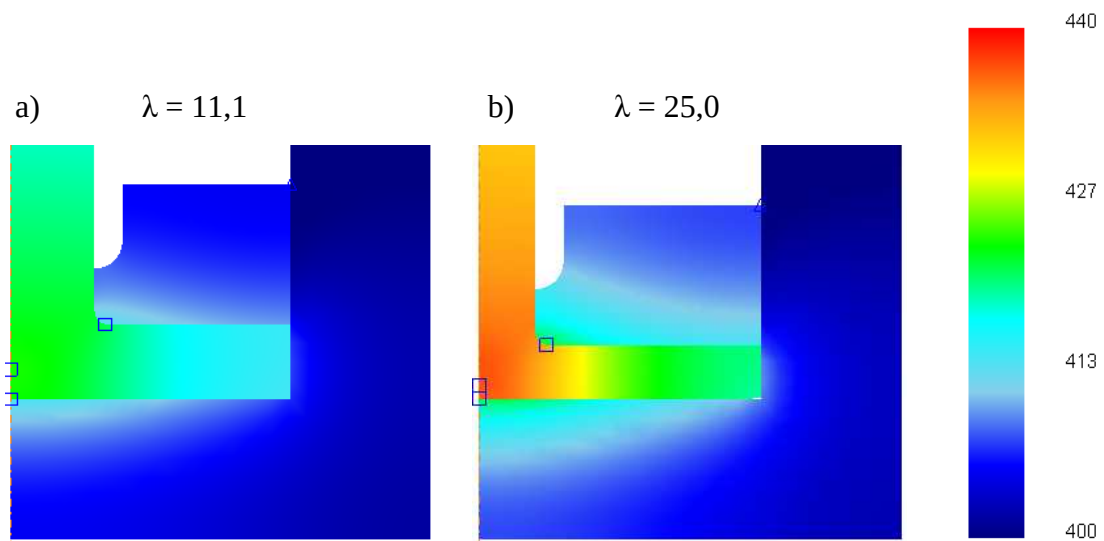
Rys. 17. Rozkłady temperatury wyciskania w fazie właściwego wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 400$ °C.



Rys. 18. Rozkłady temperatury wyciskania w końcowej fazie wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 300\text{ °C}$.

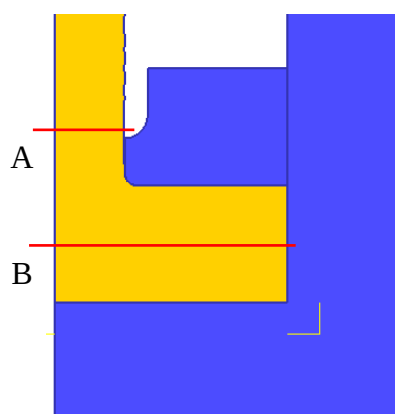


Rys. 19. Rozkłady temperatury wyciskania w końcowej fazie wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 350\text{ °C}$.



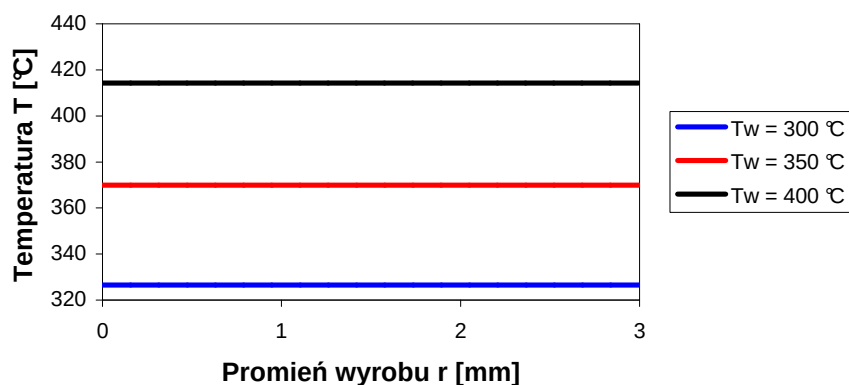
Rys. 20. Rozkłady temperatury wyciskania w końcowej fazie wyciskania dla temperatury wlewka $T_w = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Badano rozkłady temperatury wlewka w procesie wyciskania w dwóch obszarach A i B zaznaczonych na rysunku 21 zarówno w fazie właściwego wyciskania jak i w końcowej fazie wyciskania. W przekroju A na wyjściu z matrycy analizowano rozkłady temperatury na średnicy wyrobu. Zaś przekrój B wyznaczono w połowie wysokości wlewka, niezależnie od wysokości wlewka będącej przedmiotem analizy, dotyczy to wysokości wsadu w końcowej fazie wyciskania.

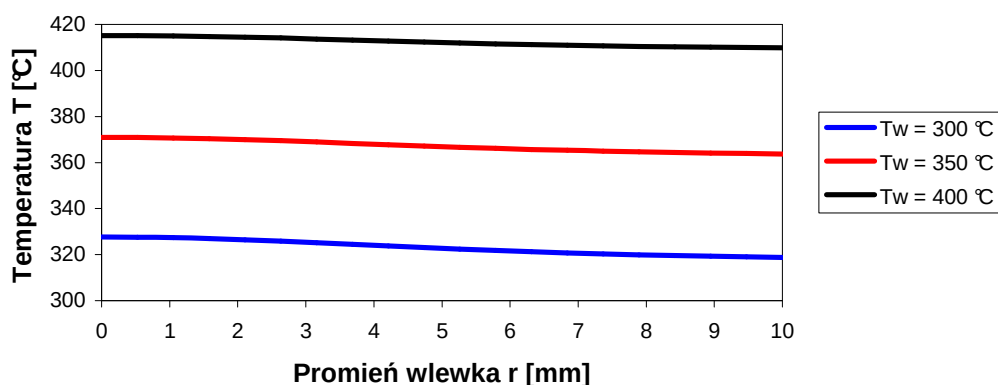


Rys. 21. Schemat wyciskania przyjęty do obliczeń z zaznaczonymi płaszczyznami analizy rozkładu temperatury wlewka.

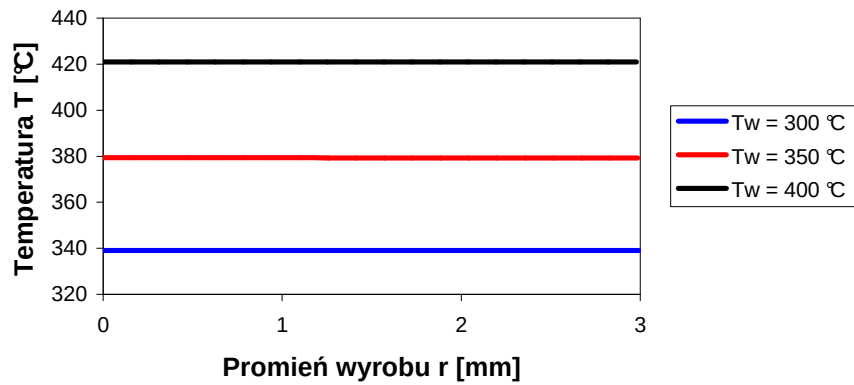
Niezależnie od wartości temperatury wlewka i współczynnika wydłużenia dla badanych faz wyciskania w obszarze A rozkład temperatury na przekroju wyrobu jest na jednakowym poziomie (rys. 22, 24, 26, 28). Zróżnicowanie temperatury wynika jedynie z różnych temperatur wsadu i zmiany współczynnika wydłużenia. Gradientowy rozkład temperatury zaobserwowano w obszarze B (rys. 23, 25, 27, 29). Najwyższa wartość temperatury wlewka występuje w strefie odkształcenia głównego i zmniejsza się wraz ze zbliżaniem do ścianki pojemnika.



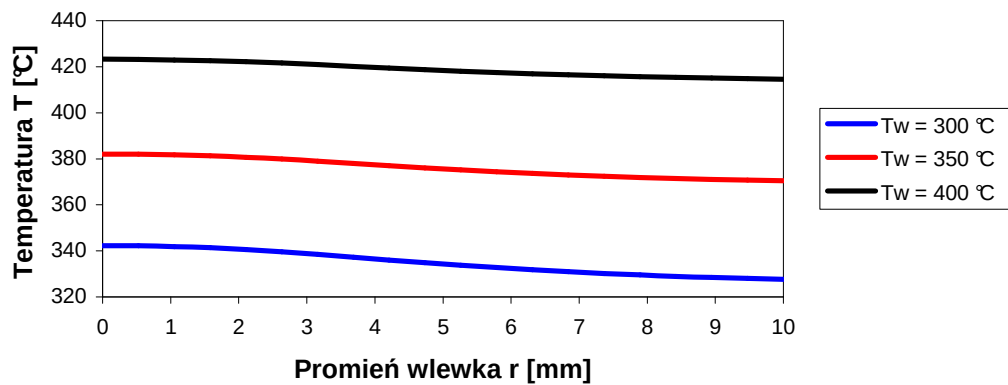
Rys. 22. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie A w fazie właściwego wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



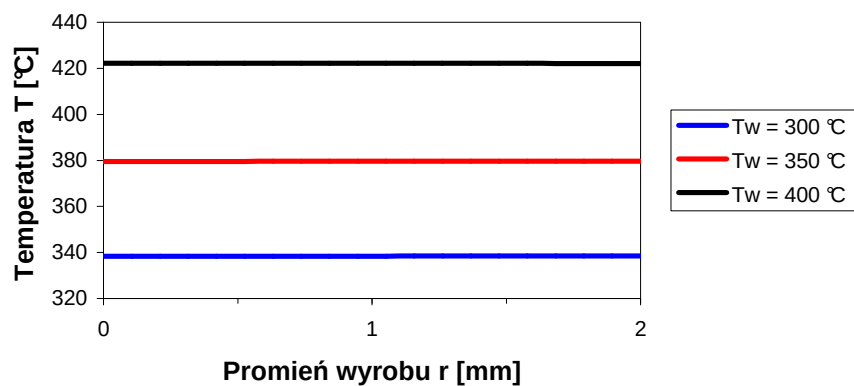
Rys. 23. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie B w fazie właściwego wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



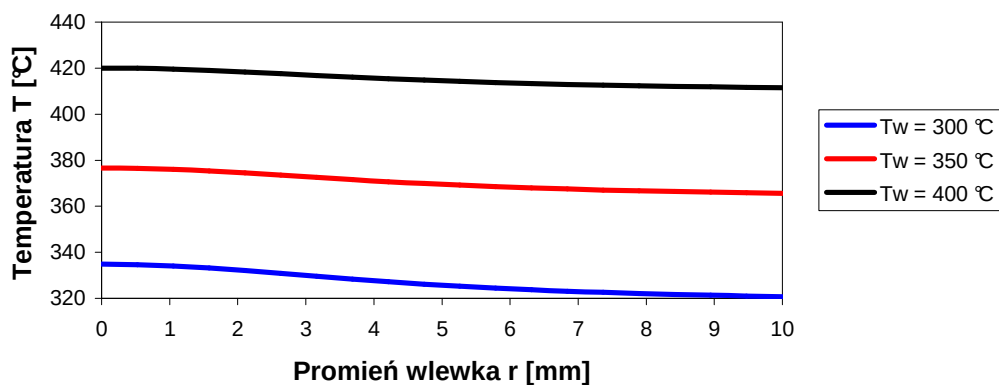
Rys. 24. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie A w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



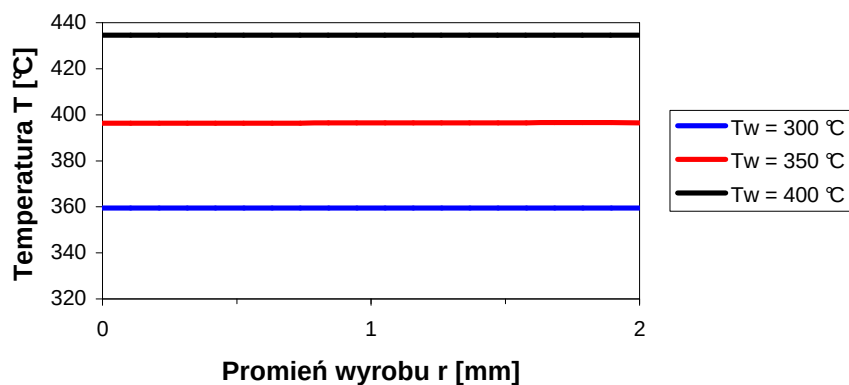
Rys. 25. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie B w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



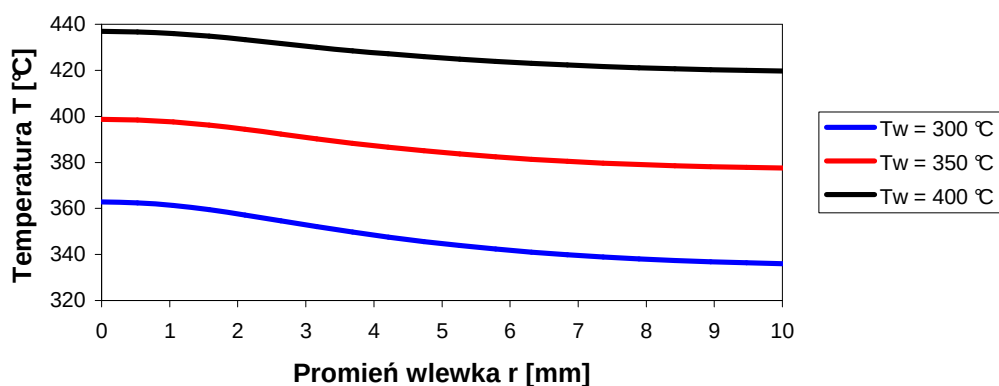
Rys. 26. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie A w fazie właściwego wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



Rys. 27. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie B w fazie właściwego wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



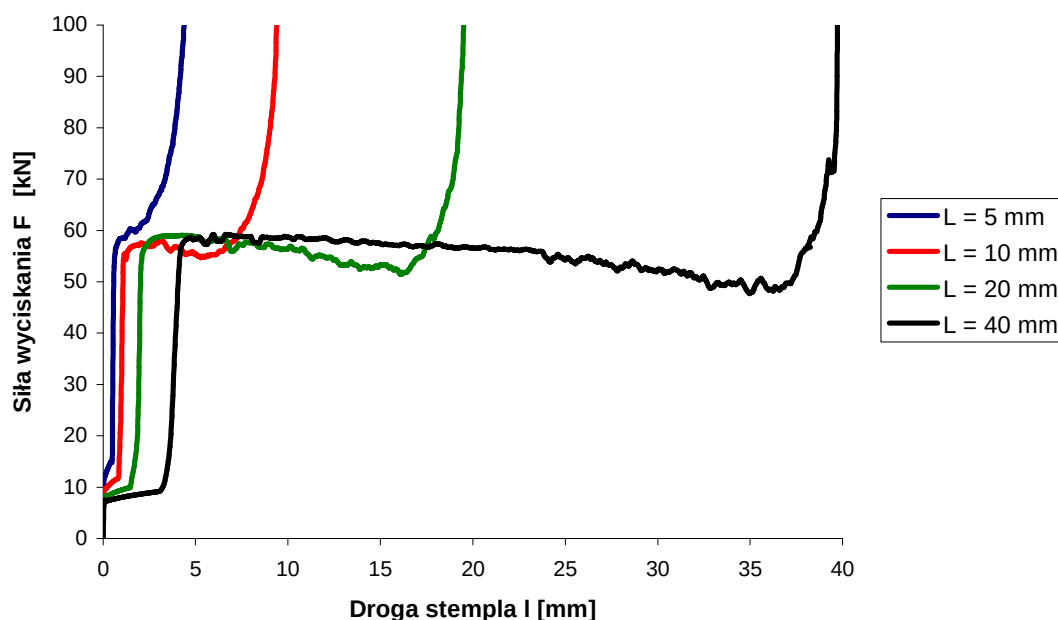
Rys. 28. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie A w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



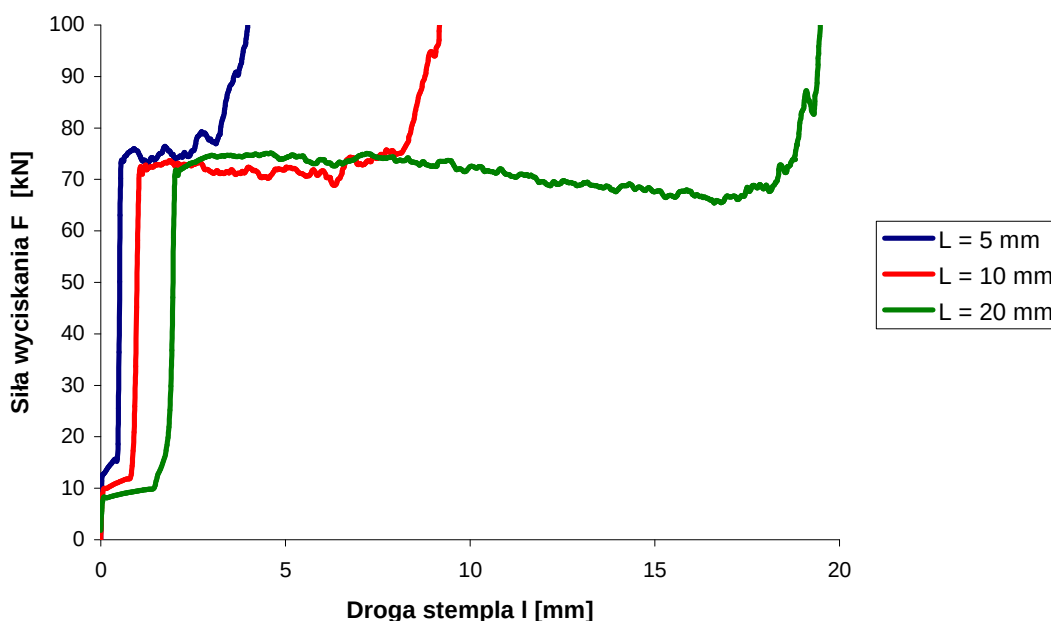
Rys. 29. Rozkłady temperatury w płaszczyźnie B w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.

Analiza wyników obliczeń wpływu temperatury wlewka na końcową fazę wyciskania wskazuje na fakt, iż przy stałym współczynniku wydłużenia zmiana temperatury wlewka nie wpływa na zmianę drogi stempla, w momencie uzyskania siły maksymalnej, a tym samym na końcową fazę procesu wyciskania. Dlatego do dalszych obliczeń przyjęto stałą temperaturę wlewka $T_w = 350\text{ }^{\circ}\text{C}$. Materiał wlewka zdefiniowano jako aluminium Al-99,5 (EN AW-1050) o średnicy $D_L = 19\text{ mm}$. W obliczeniach przyjęto zmienne parametry, którymi była długość wlewka $L = 5, 10, 20$ i 40 mm oraz średnica otworu matrycy. Zmiana średnicy otworu matrycy d pozwoliła uzyskać różne współczynniki wydłużenia $\lambda = 11,1; 16,0; 25,0$ i $44,4$.

Badania nad specyfiką końcowej fazy wyciskania przeciwbieżnego zapoczątkowały obliczenia numeryczne przy zmiennej długości wlewka. Wyznaczono charakterystyki siłowe dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$ (rys. 30) i współczynnika $\lambda = 25,0$ (rys. 31) przy różnych długościach wlewka. Zmienne długości wlewka posłużyły do analizy strefy odkształcenia głównego na podstawie wygenerowanych rozkładów stanu naprężenia, intensywności odkształcenia, pola prędkości cząstek, temperatury i płynięcia metalu.



Rys. 30. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla przy stałej wartości współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



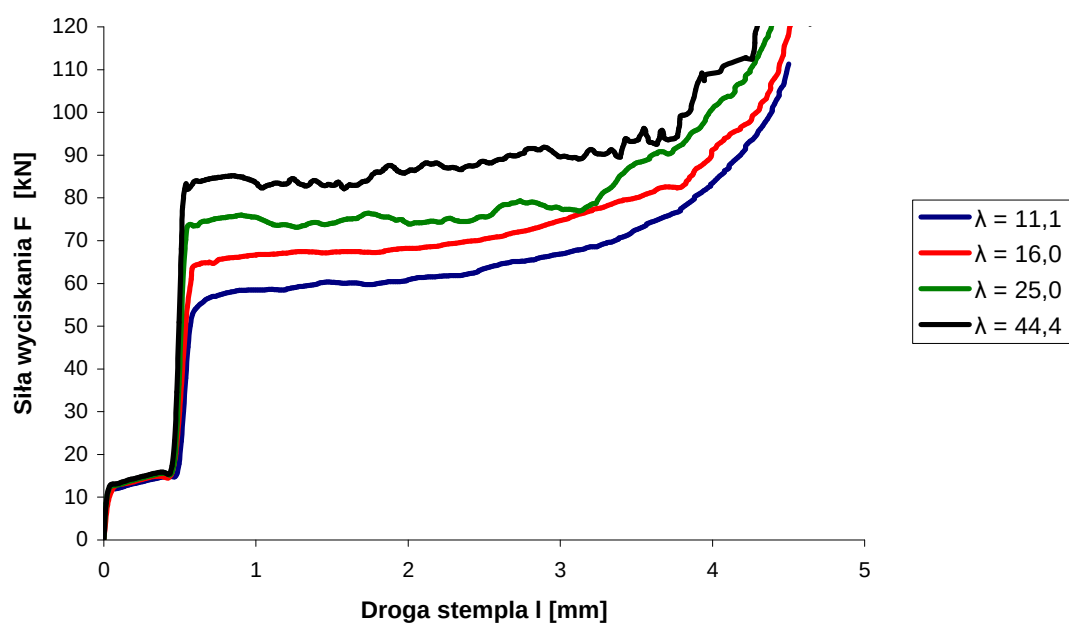
Rys. 31. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla przy stałej wartości współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.

Dalsze symulacje procesu wyciskania prowadzono dla ustalonych długości wlewka przy zmiennym współczynniku wydłużenia. Otrzymano przebiegi siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla wlewka o długości $L = 5$ mm (rys. 32) i wlewka o długości $L = 10$ mm (rys. 33) przy różnych współczynnikach wydłużenia. Wraz ze wzrostem współczynnika wydłużenia λ wzrasta poziom siły wyciskania (rys. 32 i 33).

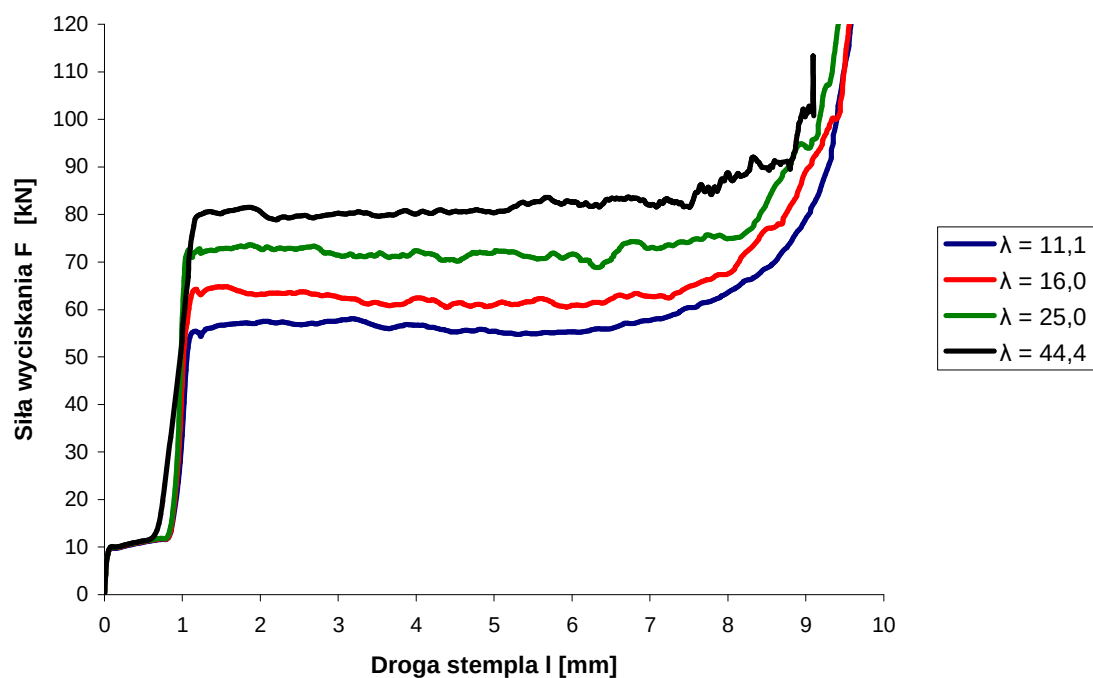
Analiza końcowej fazy wyciskania na podstawie uzyskanych charakterystyk siłowych (rys. 30 – 33) jest utrudniona ze względu na charakter przebiegów. Nie można bezpośrednio z wykresu jednoznacznie wyznaczyć punktu, w którym rozpoczyna się końcowa faza wyciskania. Dlatego w celu wyznaczenia końcowej fazy wyciskania zaproponowano wyznaczenie współczynnika zmiany siły wyciskania f i współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

Wyznaczono współczynnik zmiany siły wyciskania f jako iloraz przyrostu siły wyciskania ΔF do przyrostu drogi stempla Δl zgodnie z zależnością (42).

$$f = \frac{\Delta F}{\Delta l} \quad (42)$$



Rys. 32. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla przy stałej długości wlewka $L = 5$ mm.



Rys. 33. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla przy stałej długości wlewka $L = 10$ mm.

Po zakończeniu procesu wyciskania długość początkową wlewka L możemy podzielić na długość wyciśniętą L_w związaną z wyrobem oraz długość pozostałą wlewka jako odpad uzasadniony technologicznie (piętka) L_p :

$$L = L_w + L_p \quad (43)$$

Poprzez określenie ilorazu długości wyciśniętej wlewka L_w do długości początkowej wlewka L zdefiniowano współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w :

$$u_w = \frac{L_w}{L} \quad (44)$$

Korzystając z zależności długości pozostałości wlewka L_p do długości początkowej wlewka L wyznaczono współczynnik długości pozostałości wlewka u_p :

$$u_p = \frac{L_p}{L} \quad (45)$$

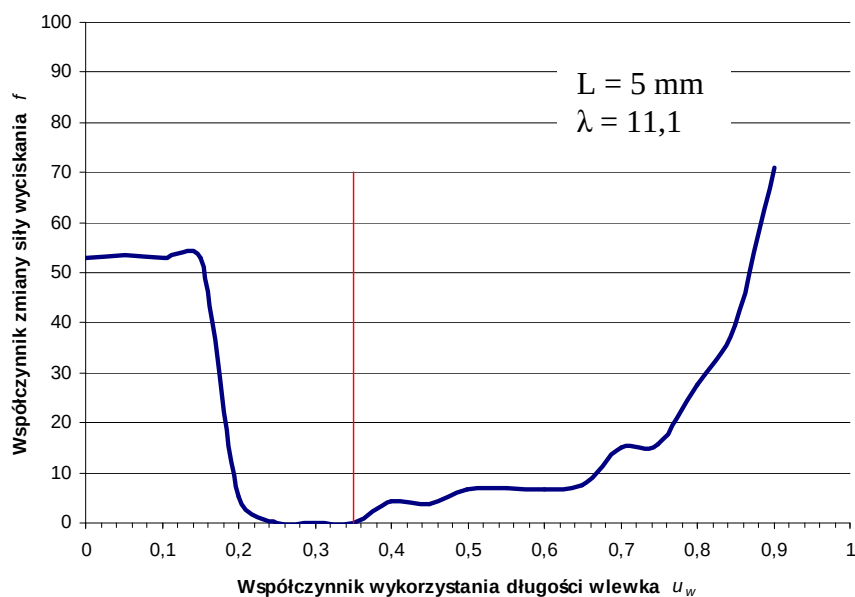
Relacje pomiędzy równaniem (44) opisującym współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w , a równaniem (45) opisującym zależność współczynnika długości pozostałości wlewka u_p na podstawie zależności (43) można zapisać w postaci równania (46).

$$u_w + u_p = 1 \quad (46)$$

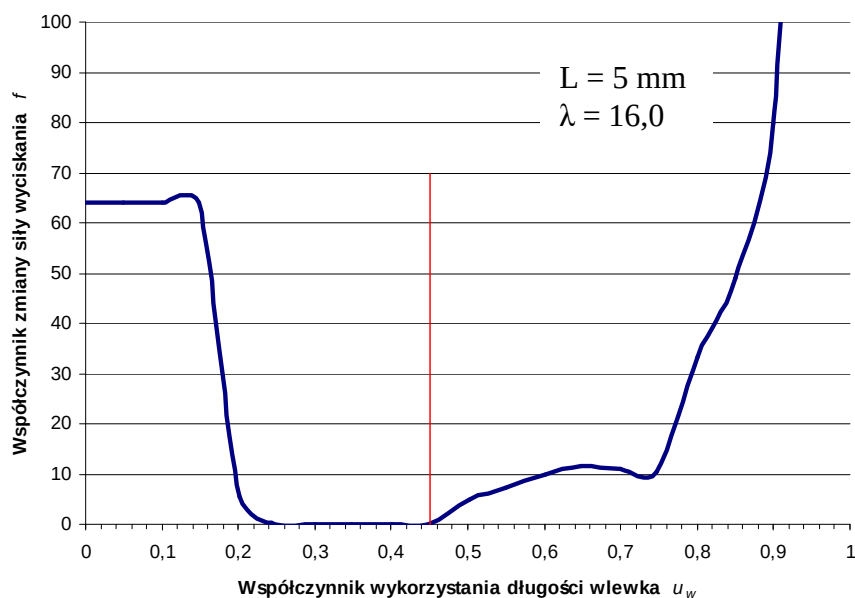
Z zależności (46) można wyznaczyć wartość współczynnika długości pozostałości wlewka u_p

$$u_p = 1 - u_w \quad (47)$$

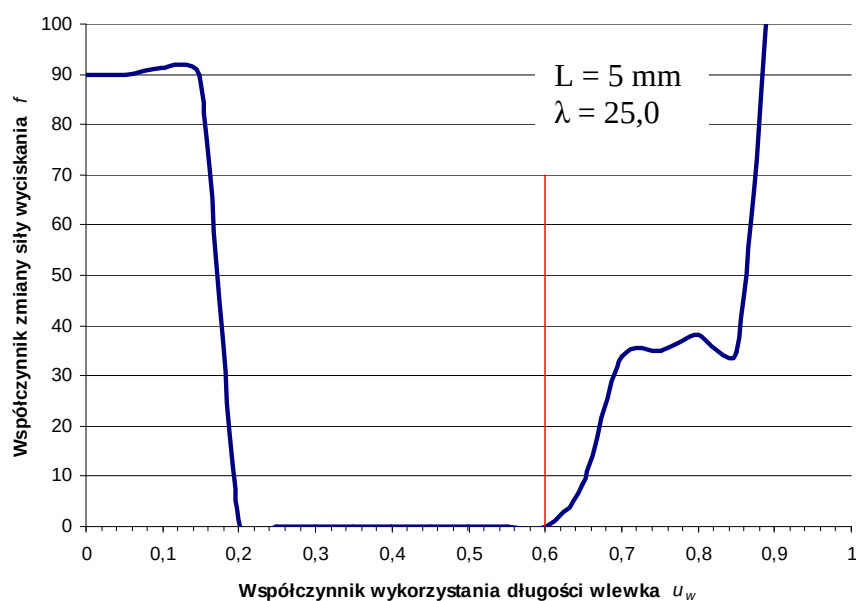
Zdefiniowane i uwzględnione w analizie końcowej fazy wyciskania współczynniki zmiany siły wyciskania f i wykorzystania długości wlewka u_w pozwoliły na ujęcie charakterystyk siłowych w sposób ułatwiający wyznaczenie końcowej fazy wyciskania.



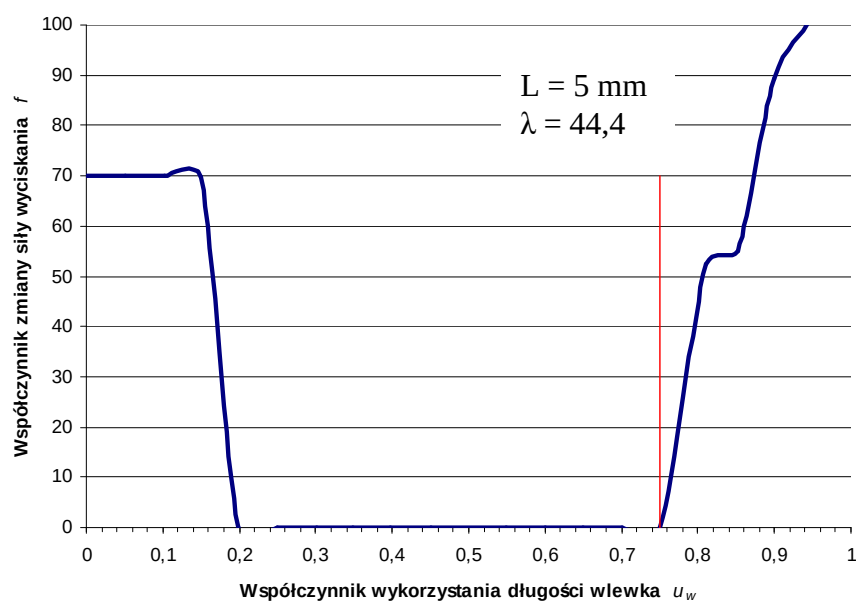
Rys. 34. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



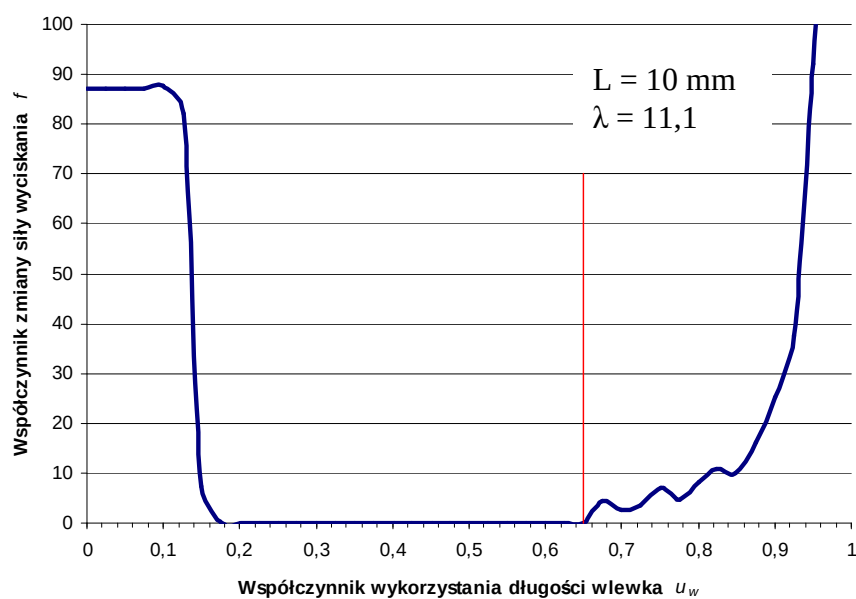
Rys. 35. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



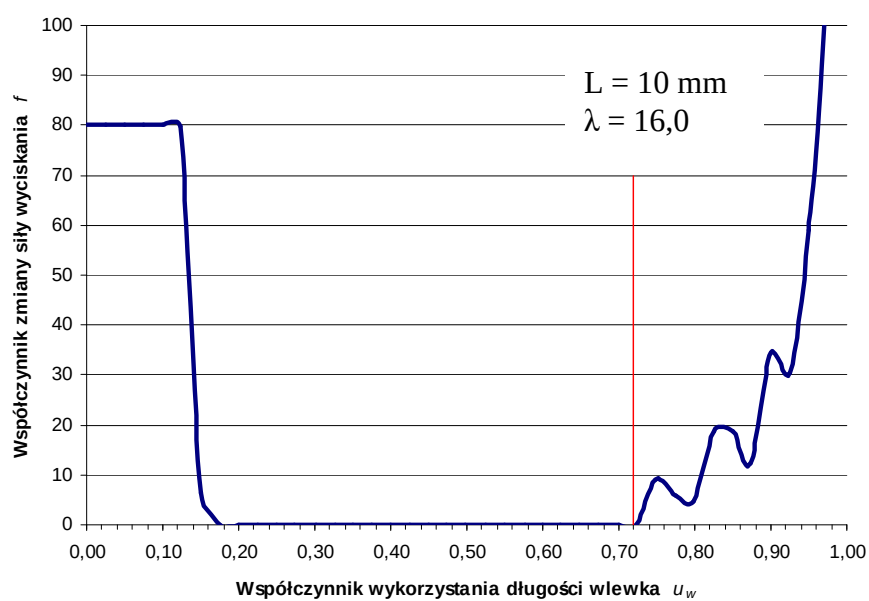
Rys. 36. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



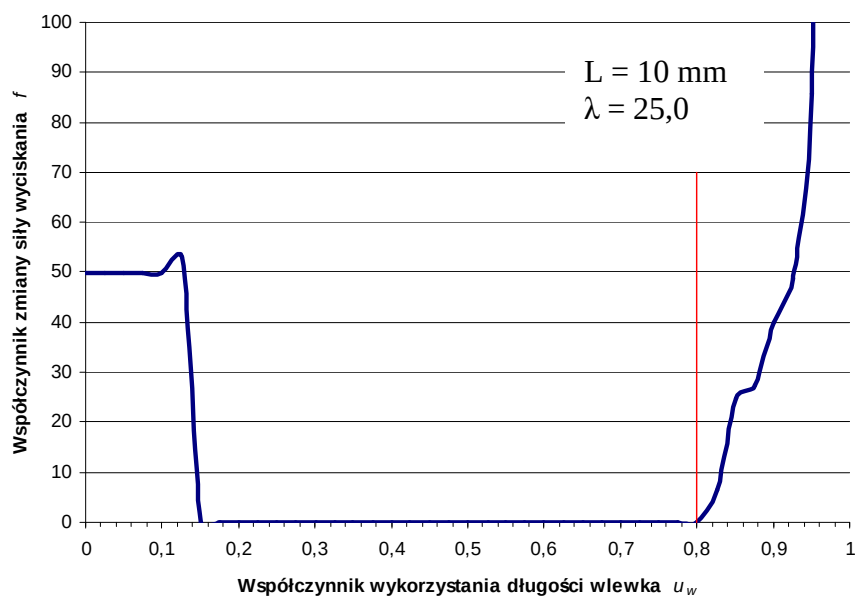
Rys. 37. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



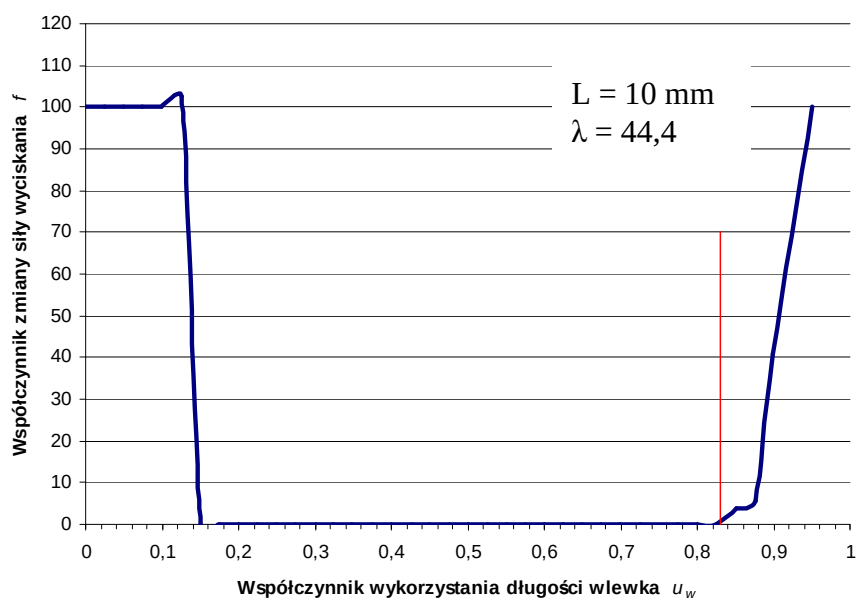
Rys. 38. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



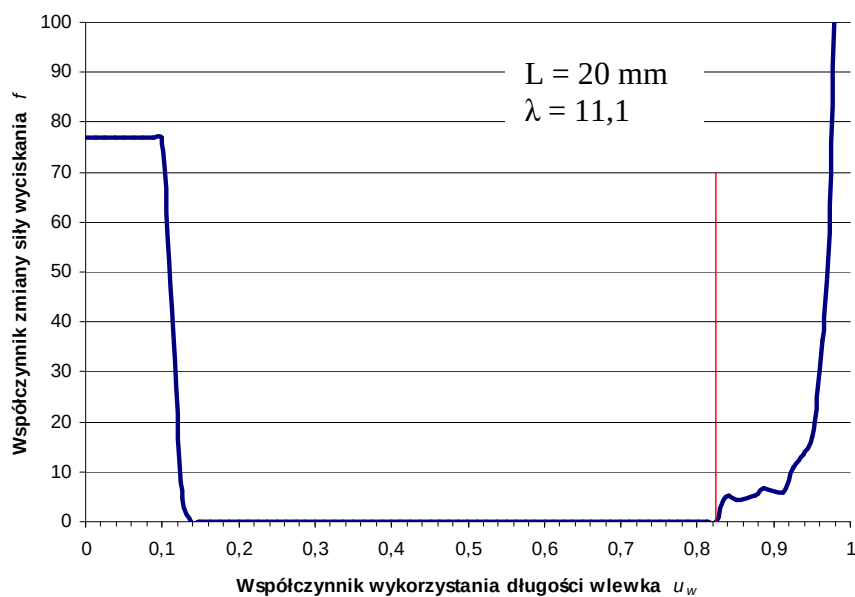
Rys. 39. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



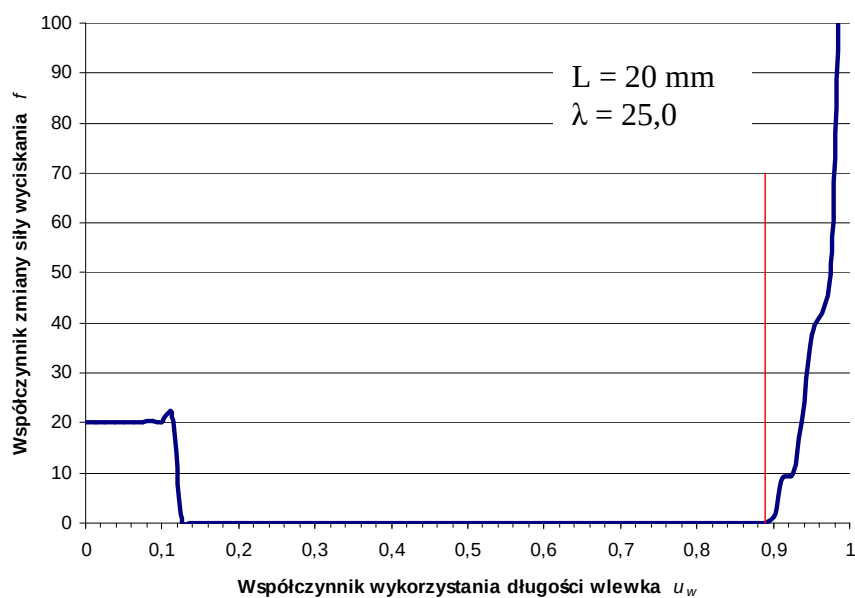
Rys. 40. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



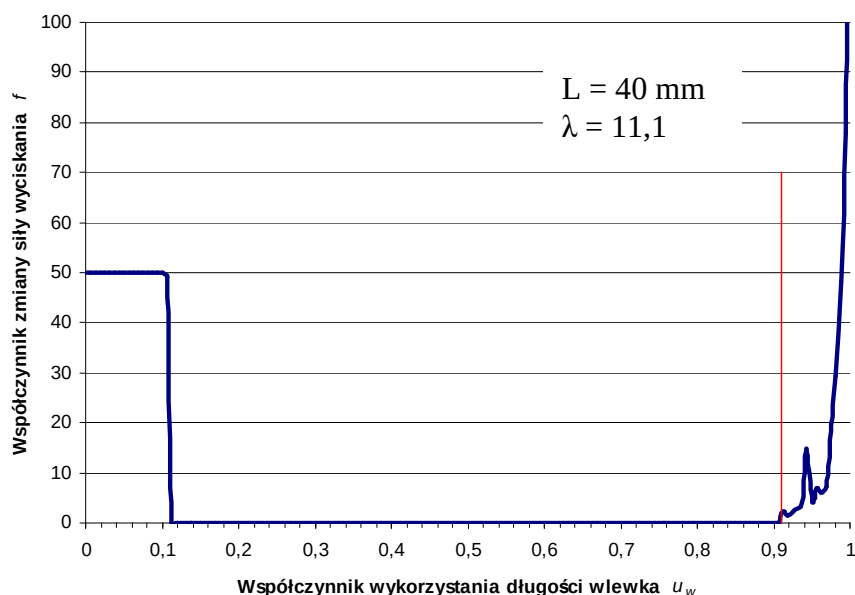
Rys. 41. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



Rys. 42. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



Rys. 43. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

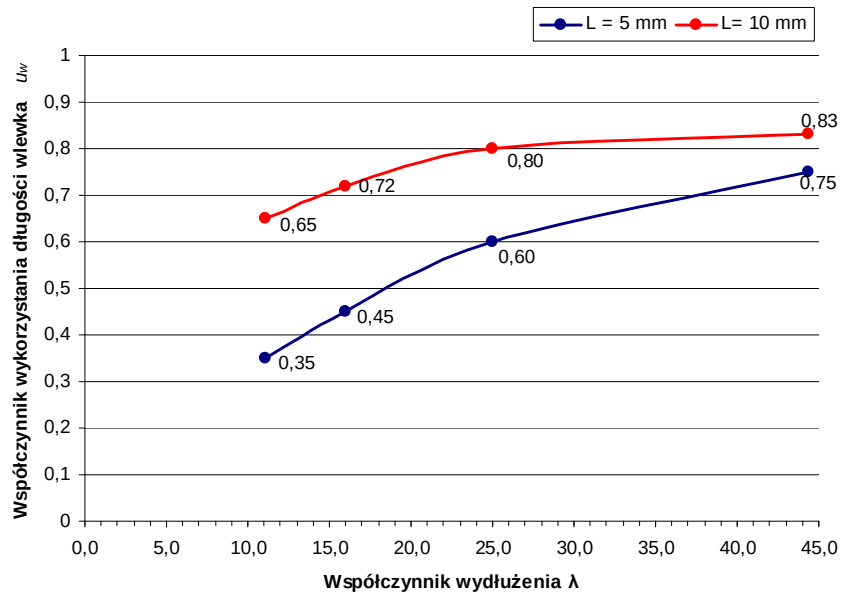


Rys. 44. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

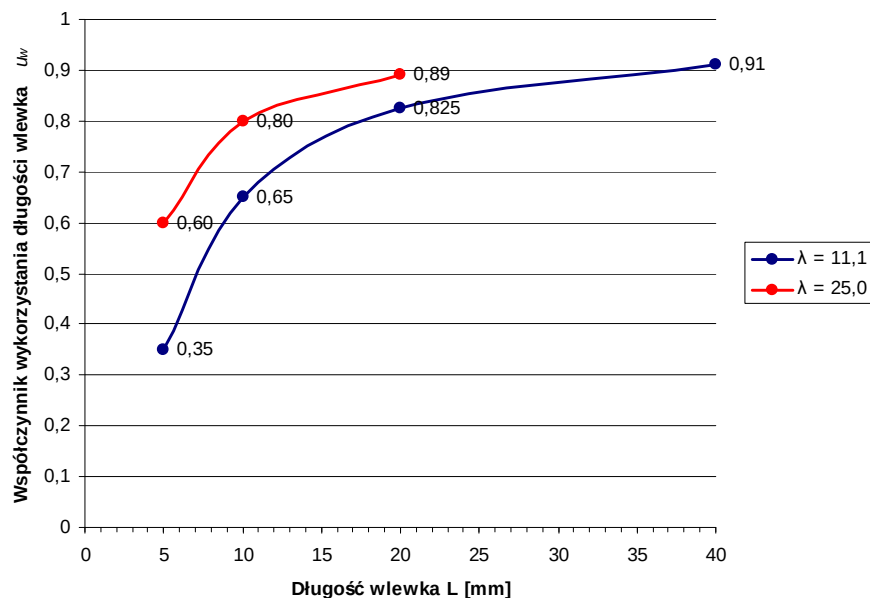
Na rysunkach 34 – 44 przedstawiono zależności współczynnika zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , gdzie linią czerwoną zaznaczono końcową fazę wyciskania. Takie podejście podczas analizy umożliwiło porównanie wyników przy różnych wartościach odkształcenia i różnych długościach wlewka.

Analizowano wpływ współczynnika wydłużenia na końcową fazę wyciskania dla wlewka o długości $L = 5$ mm i $L = 10$ mm (rys. 45). Wzrost współczynnika wydłużenia λ przy wyciskaniu przeciwbieżnym powoduje wzrost współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , a tym samym przesunięcie końcowej fazy wyciskania i zwiększenie uzysku. Przyjęto założenie, że wysokość wsadu nie wpływa na charakterystykę siłową w procesie wyciskania przeciwbieżnego. Założenie to potwierdza się w przypadku analizy fazy właściwego wyciskania, w której uzyskane przebiegi są na przybliżonym poziomie. Przy analizie końcowej fazy wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm uzyskano wyższe wartości współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , niż dla wsadu o długości $L = 5$ mm (rys. 45). Wraz ze wzrostem długości wlewka i współczynnika wydłużenia wzrasta współczynnik wykorzystania

długości wlewka u_w (rys. 46). Na rysunku 45 i 46 podano wyznaczone wartości współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

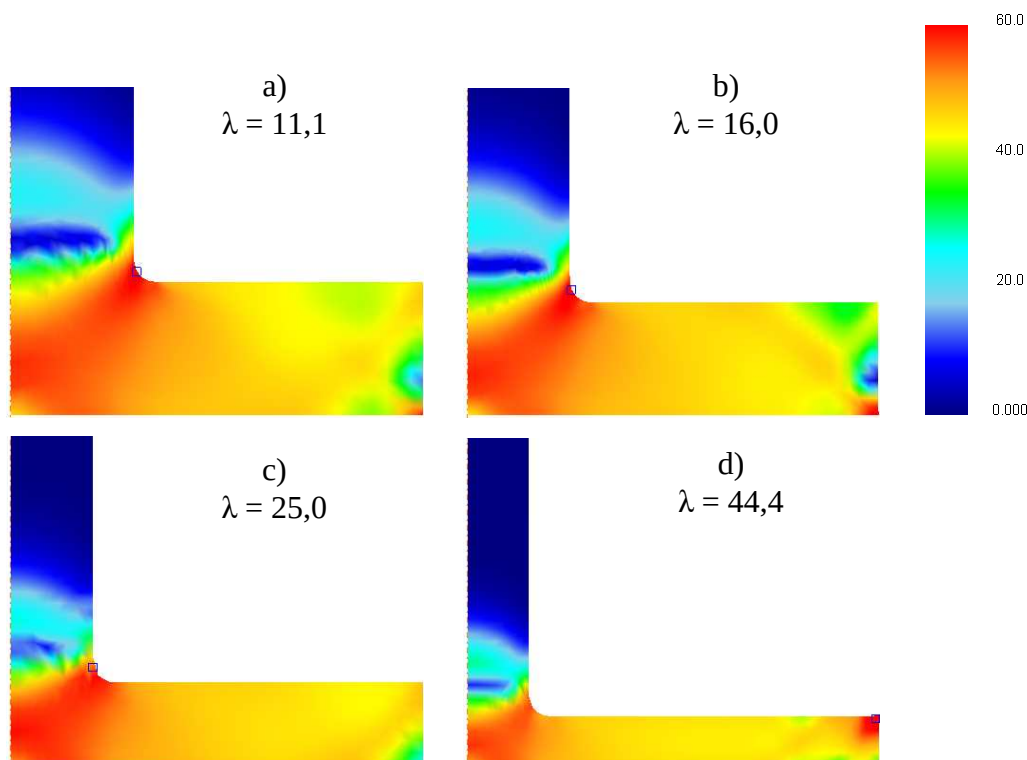


Rys. 45. Współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w w funkcji współczynnika wydłużenia λ .

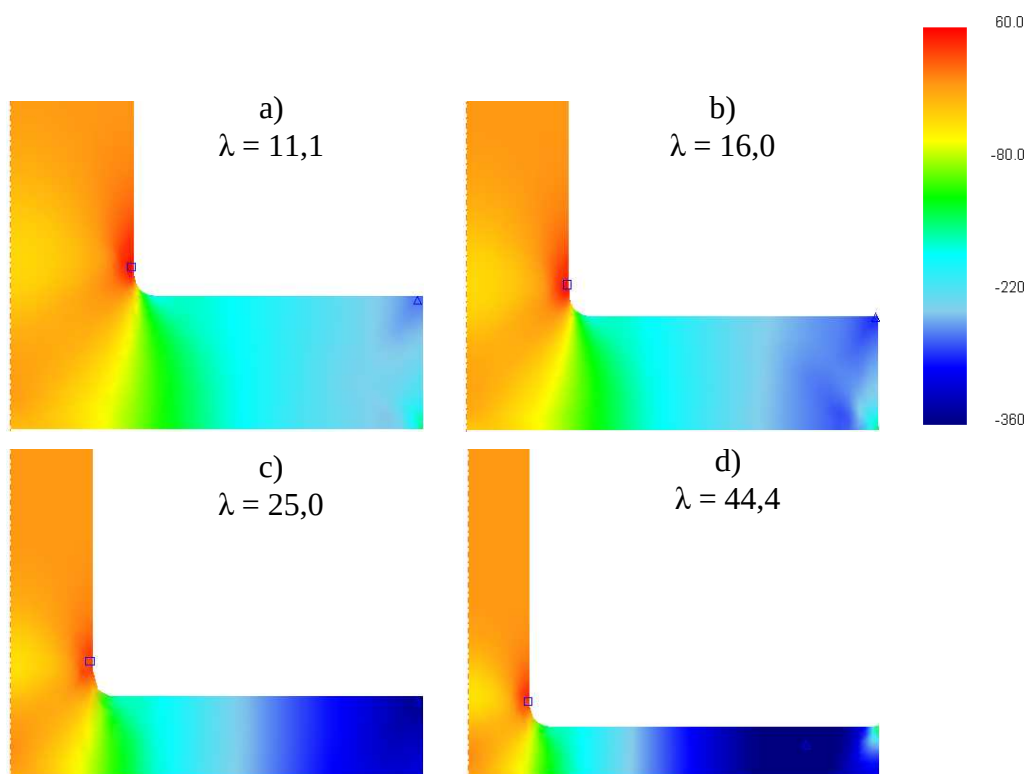


Rys. 46. Współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w w funkcji początkowej długości wlewka L .

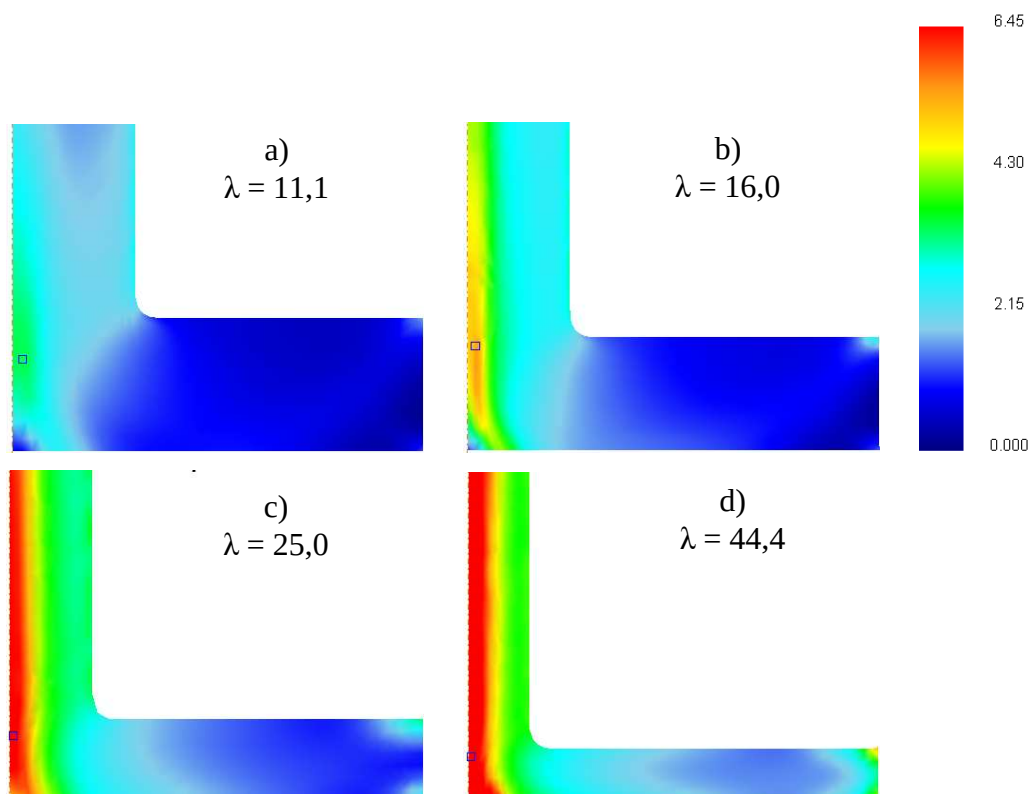
Wyniki obliczeń procesu wyciskania przeciwbieżnego zestawiono w postaci map rozkładów naprężeń, odkształceń, temperatury i prędkości płynięcia metalu (rys. 47 – 58). Na podstawie wyznaczonych współczynników wykorzystania długości wlewka u_w wygenerowano rozkłady w końcowej fazie wyciskania. Rozkłady stanu naprężenia (rys. 47-48 i 53-54) wskazują na koncentrację naprężeń w strefie odkształcenia głównego. Nie zależnie od długości wsadu rozkłady naprężeń w końcowej fazie procesu dla jednakowych współczynników wydłużenia są porównywalne. Analiza rozkładu odkształceń (rys. 49-50 i 55-56) pokazuje zróżnicowanie odkształcenia na przekroju wyrobu. Im większy współczynnik wydłużenia tym większe zróżnicowanie odkształcenia pomiędzy warstwami wewnętrznymi, a zewnętrznymi wyrobu w końcowej fazie wyciskania. W końcowej fazie wyciskania czoło stempla styka się bezpośrednio ze strefą odkształcenia głównego i silnie w nią ingeruje. Prędkość przemieszczenia cząstek metalu (rys. 51, 57) jest wyższa dla niższych wlewków. Dłuższe wlewki w końcowej fazie wyciskania przeciwbieżnego mają wyższą temperaturę (rys. 52, 58).



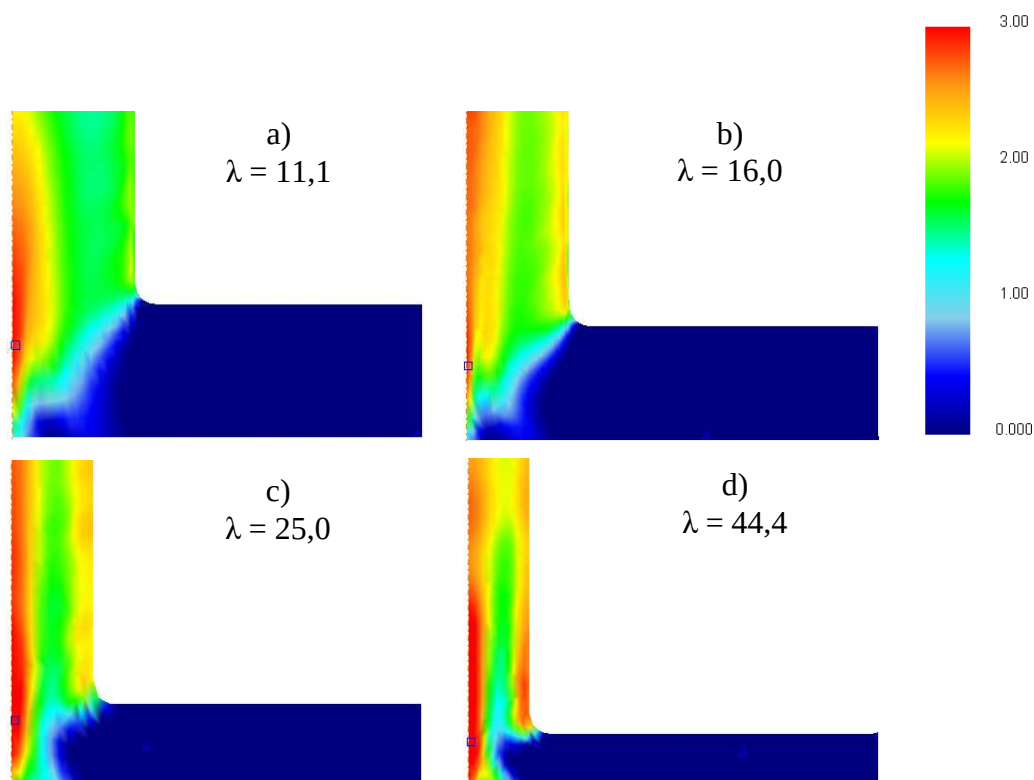
Rys. 47. Rozkłady intensywności naprężenia σ_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



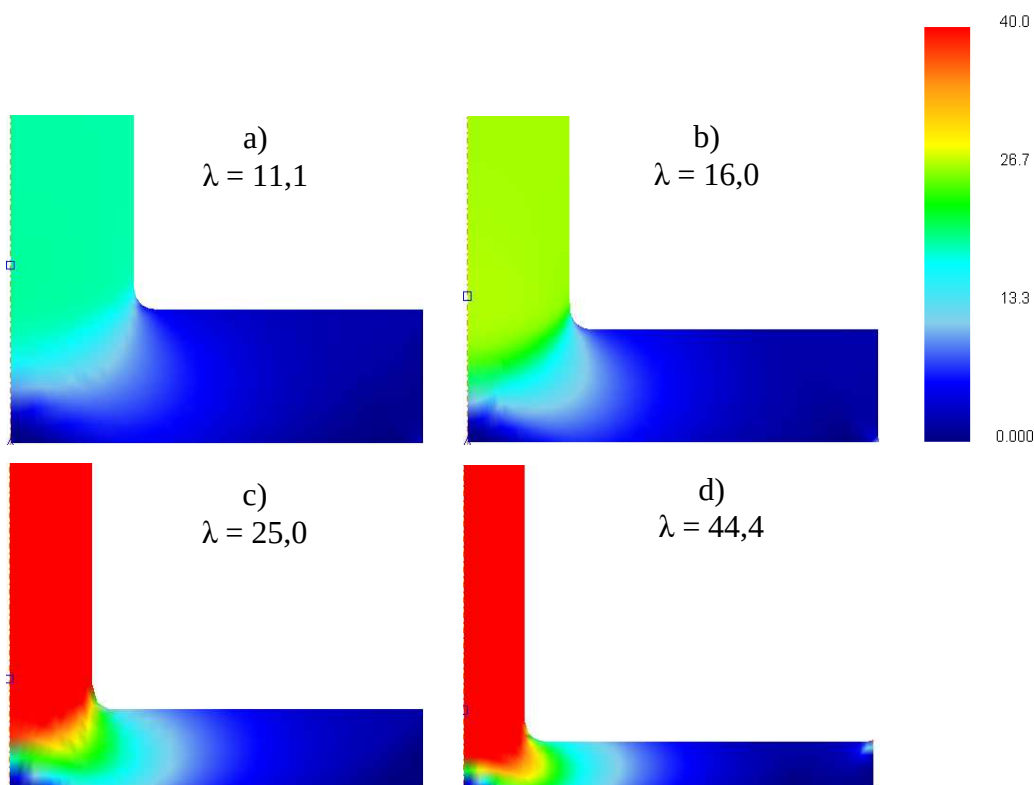
Rys. 48. Rozkłady naprężenia σ_y w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



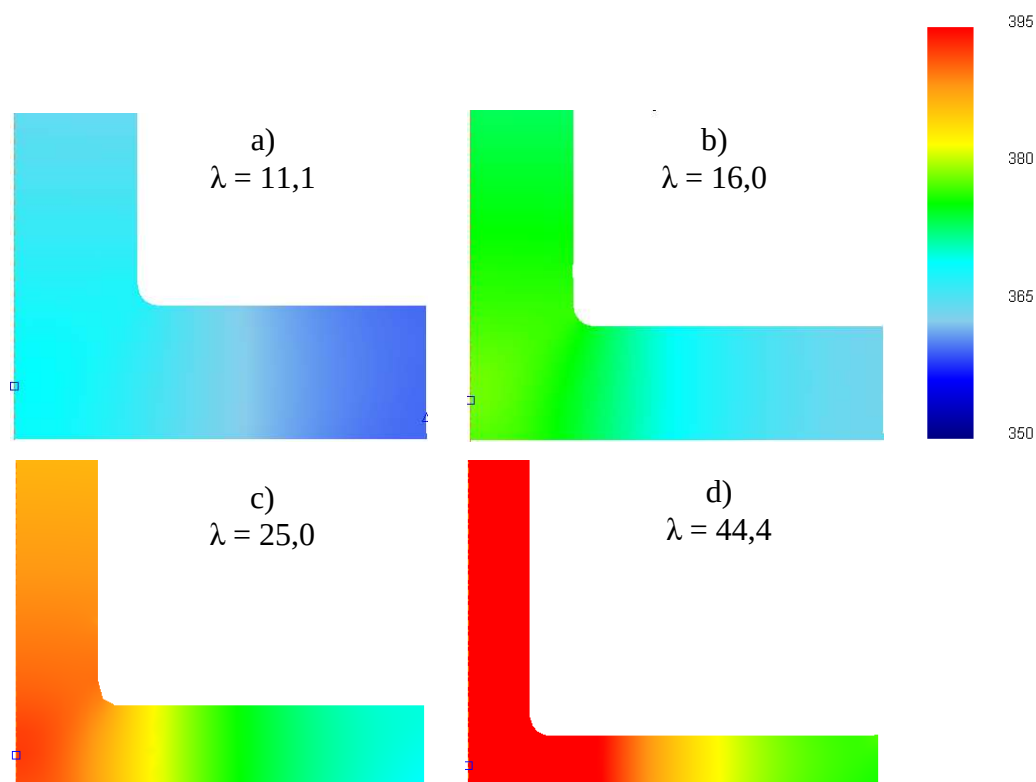
Rys. 49. Rozkłady intensywności odkształcenia ϵ_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



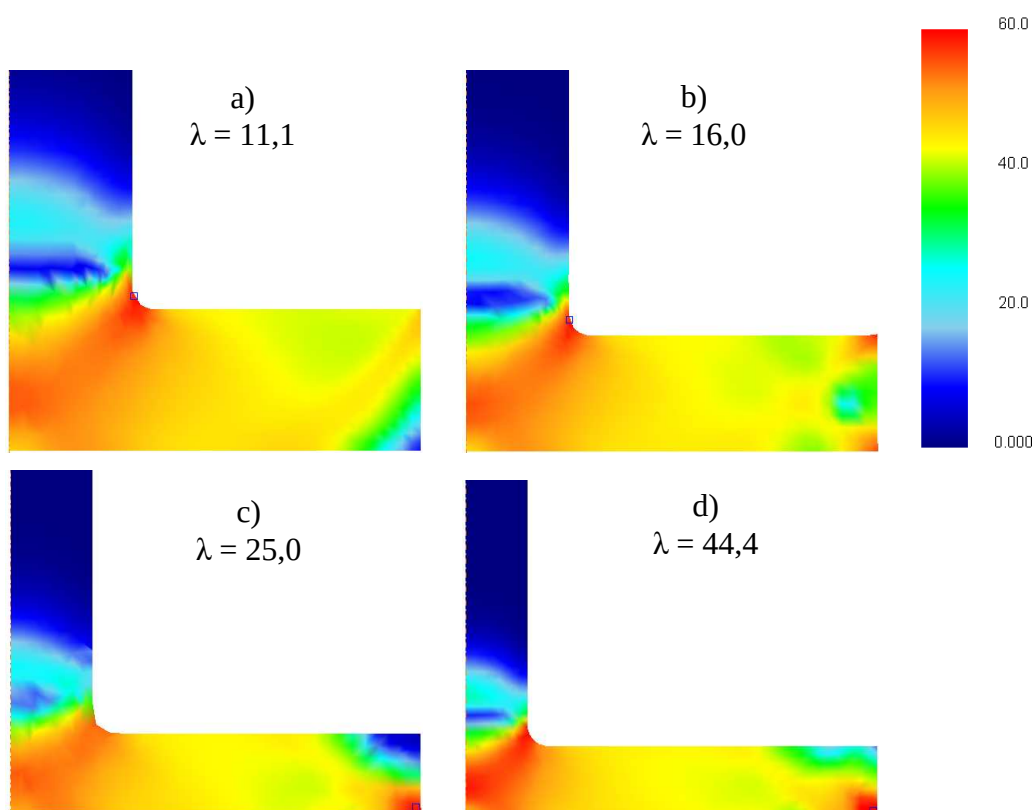
Rys. 50. Rozkłady odkształcenia ε_y w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



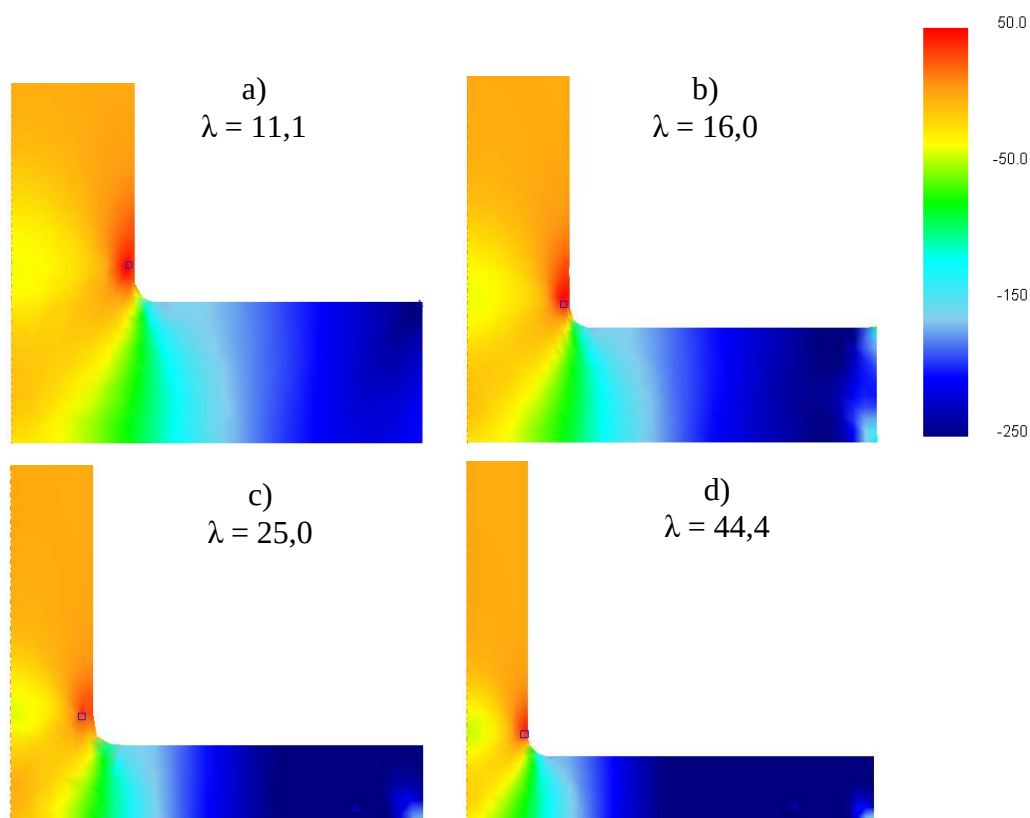
Rys. 51. Rozkłady prędkości cząstek v_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



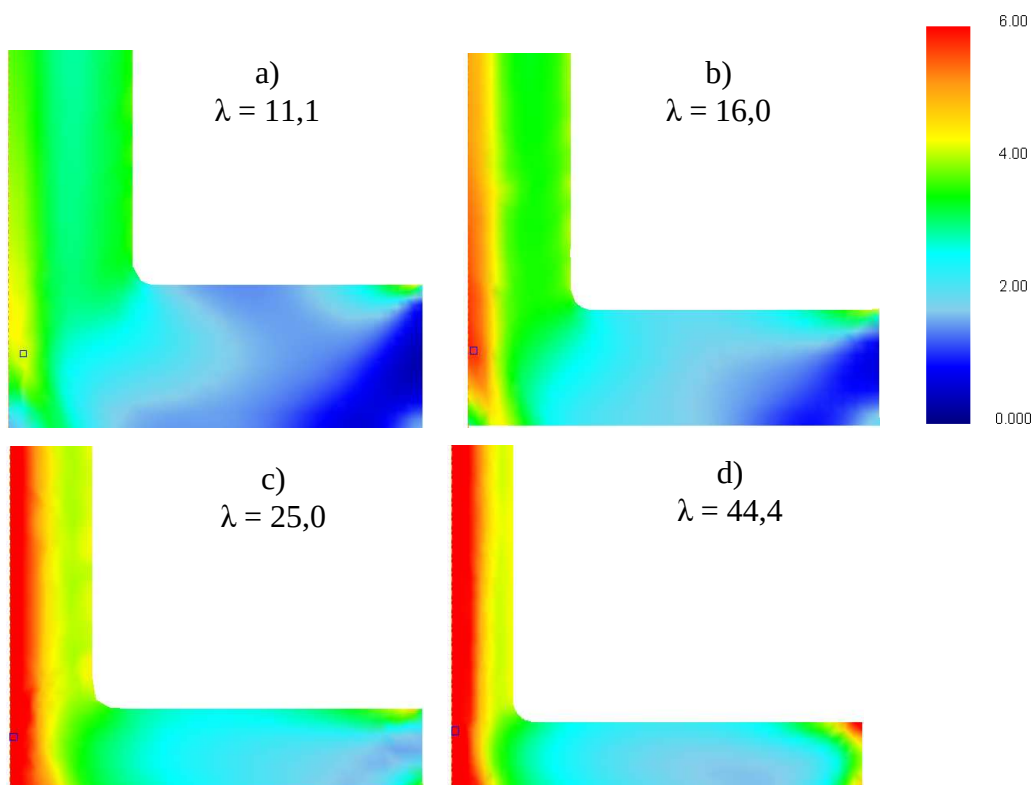
Rys. 52. Rozkłady temperatury T w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 5$ mm.



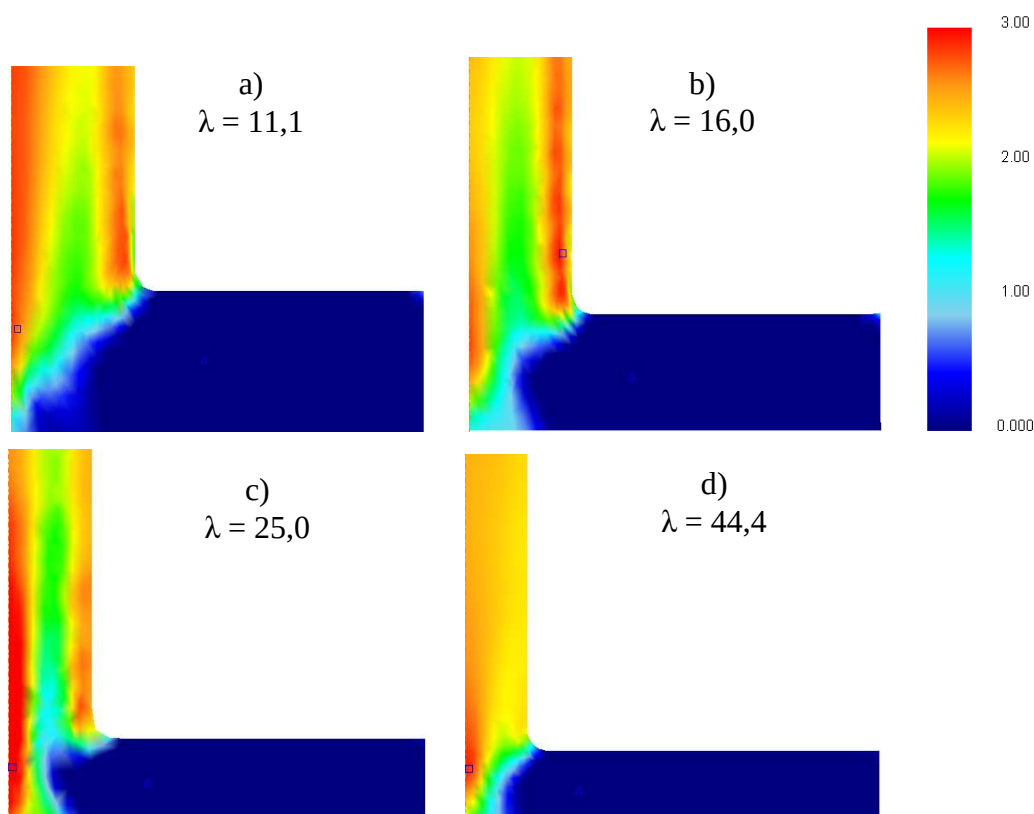
Rys. 53. Rozkłady intensywności naprężenia σ_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.



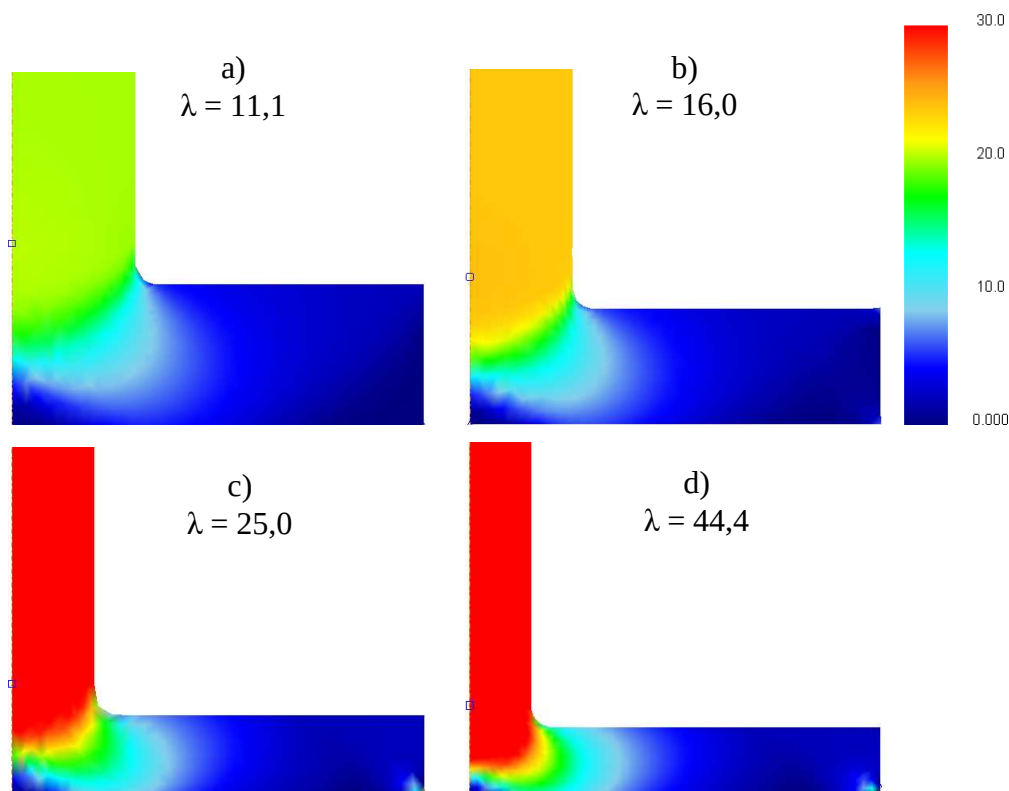
Rys. 54. Rozkłady naprężenia σ_y w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.



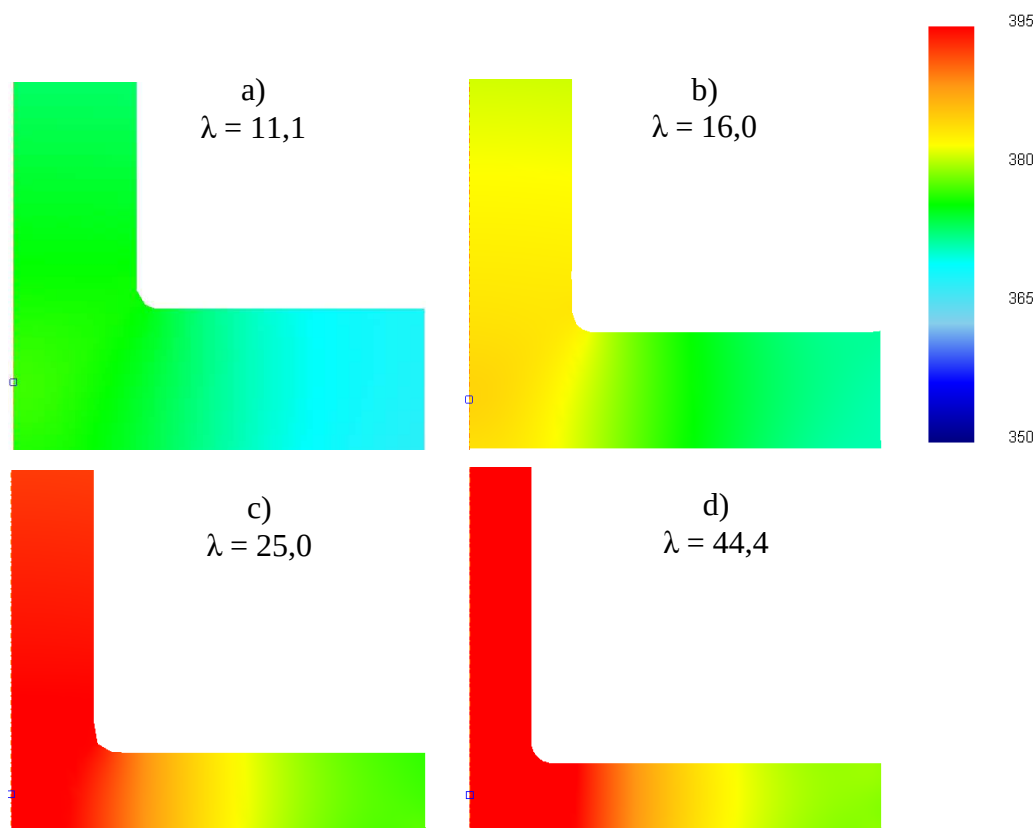
Rys. 55. Rozkłady intensywności odkształcenia ϵ_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.



Rys. 56. Rozkłady odkształcenia ε_y w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.

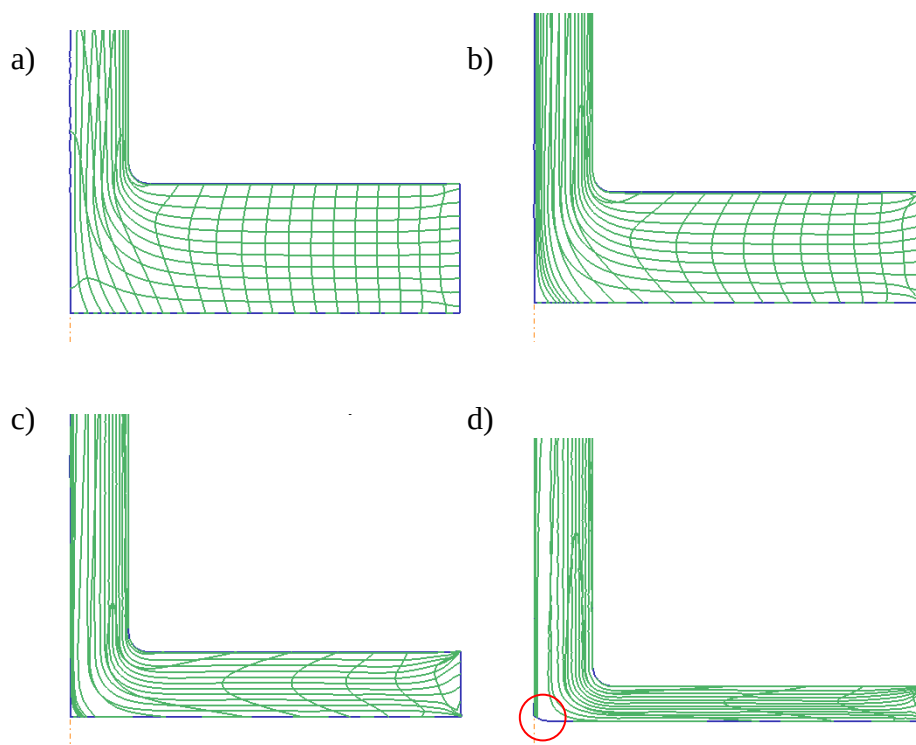


Rys. 57. Rozkłady prędkości cząstek v_i w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.

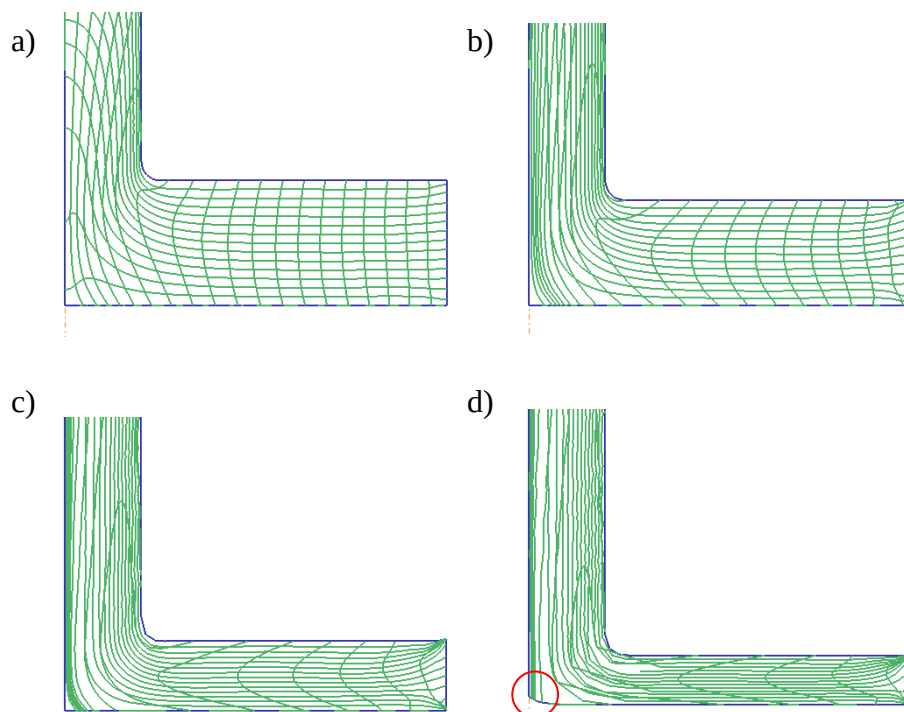


Rys. 58. Rozkłady temperatury T w końcowej fazie wyciskania dla długości wlewka $L = 10$ mm.

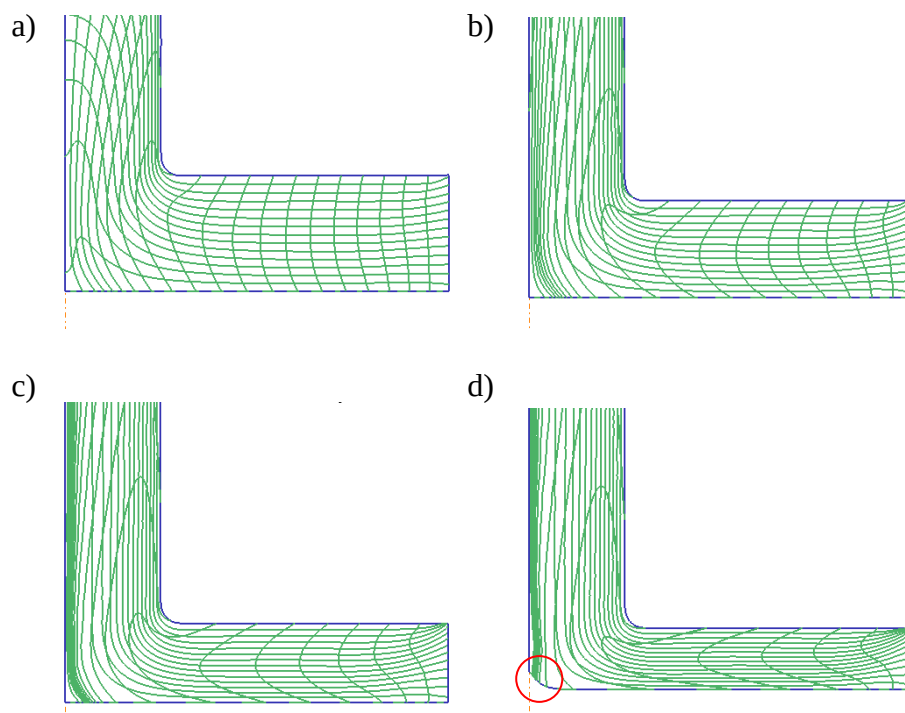
Dokonano oceny płynięcia metalu na podstawie wygenerowanych rozkładów deformacji siatki w trakcie procesu wyciskania przeciwbieżnego (rys. 59 – 62). Porównano rozkłady z czterech etapów wyciskania dla różnych współczynników wydłużenia przy stałej długości wlewka $L = 5$ mm. Pierwsze dwa etapy dotyczą fazy właściwego wyciskania. Dwa pozostałe etapy związane są z końcową fazą wyciskania. W początkowej fazie ustalonego płynięcia przy wyciskaniu z większym współczynnikiem wydłużenia siatka w obszarze prześwitu matrycowego jest bardziej odkształcona (rys. 59a – 62a), co wskazuje na intensywniejsze płynięcie metalu w tym obszarze. Pozostały obszar wlewka nie jest odkształcony, gdyż siatka nie uległa deformacji. Rozkład linii płynięcia w strefie odkształcenia głównego wskazuje na ingerencję stempla w tym obszarze (rys. 59b – 62b). W końcowej fazie wyciskania (rys. 59c – 62c) siatka w strefie odkształcenia głównego jest silnie i nierównomiernie odkształcona, na tym etapie przerywa się proces. Dalsze prowadzenie procesu skutkuje pojawieniem się wciągów w osi wlewka (rys. 59d – 62d).



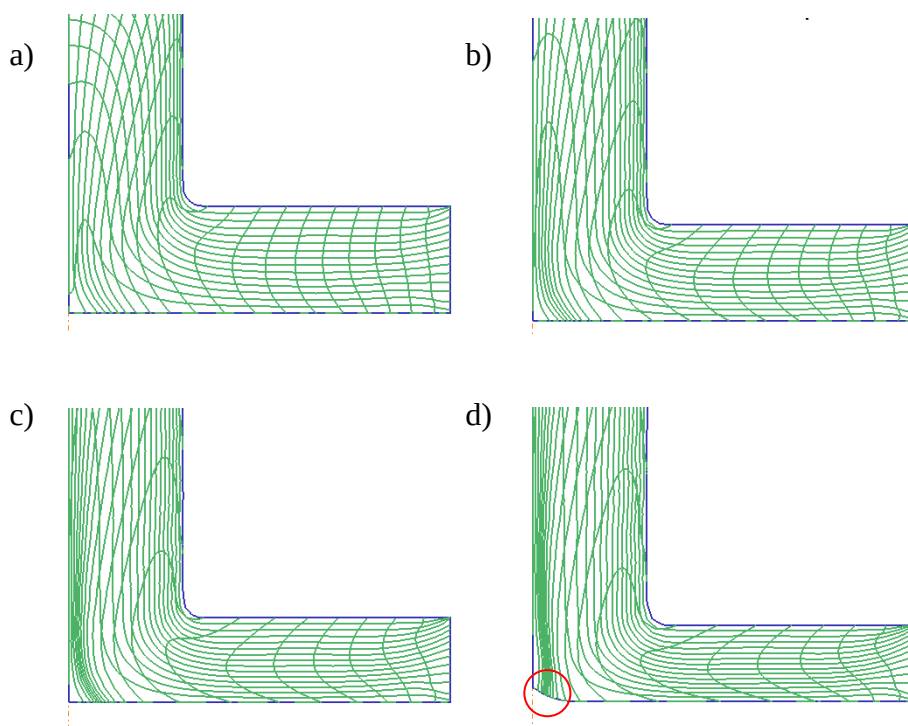
Rys. 59. Analiza płynięcia dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 44,4$.



Rys. 60. Analiza płynięcia dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



Rys. 61. Analiza płynięcia dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 16,0$.

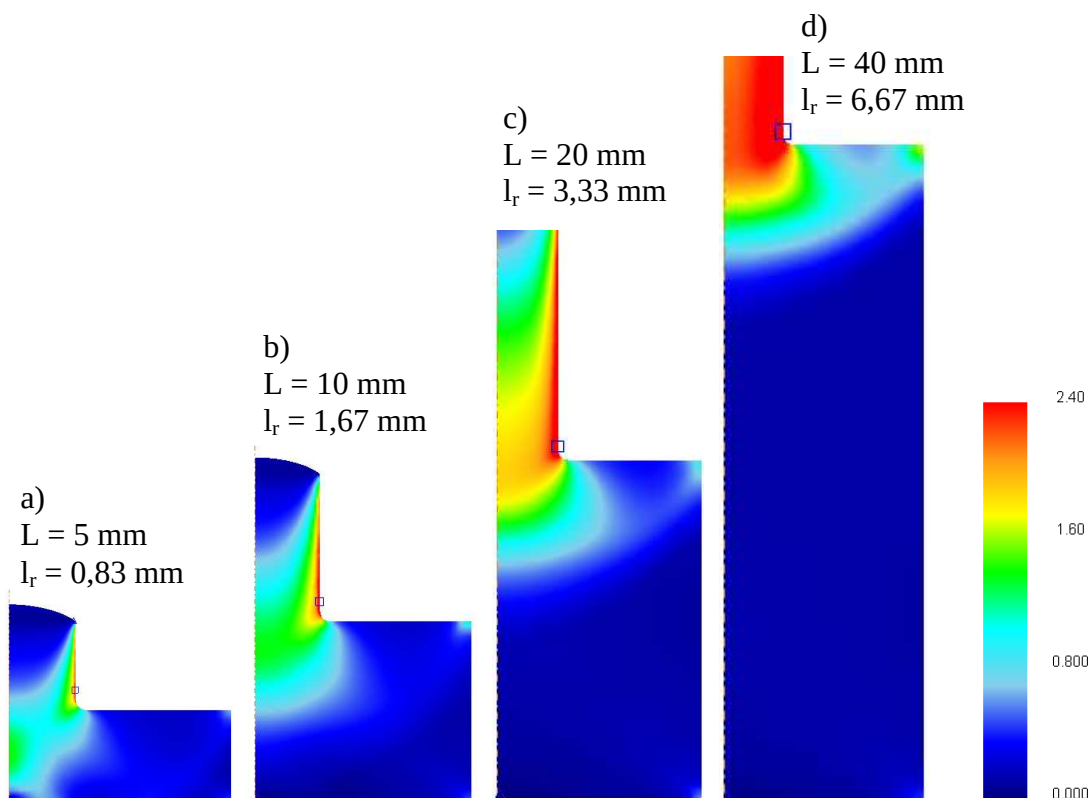


Rys. 62. Analiza płynięcia dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.

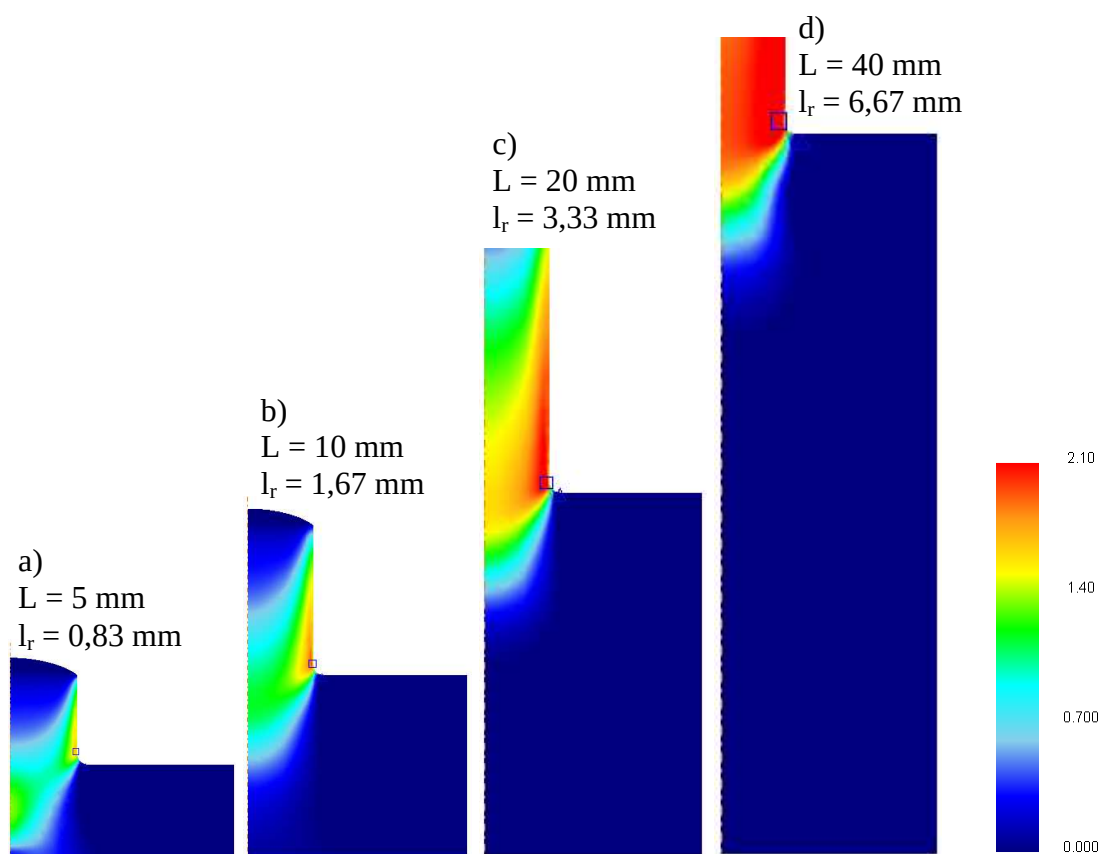
Na podstawie rozkładów odkształceń (rys. 63 – 70) porównano wpływ długości wlewka na strefę odkształcenia głównego dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$ w jednym przypadku i $\lambda = 25,0$ w drugim. Analizę rozkładów przeprowadzono dla fazy właściwego wyciskania (rys. 63 – 66) i w końcowej fazie wyciskania (rys. 67 – 70). W celu porównania rozkładów stanu odkształcenia w fazie właściwego wyciskania dla różnych długości wlewka wyznaczono drogę stempla l_r zgodnie ze wzorem (48) by od tego momentu generować rozkłady.

$$l_r = \frac{L}{D_w} \quad (48)$$

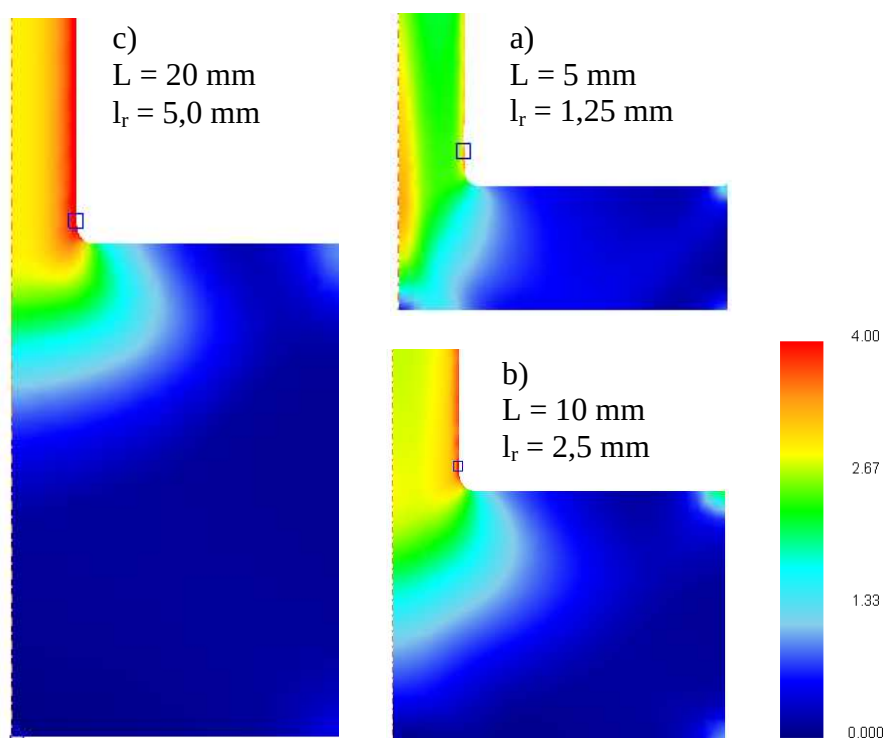
Zmniejszając długość wlewka zbliżamy się do stanu, w którym strefa odkształcenia głównego styka się z czołem stempla, co widoczne jest dla wlewków o długości 5 mm. Dla porównywanych zakresów współczynnika wydłużenia długość strefy odkształcenia głównego jest większa przy $\lambda = 25,0$. Na tym etapie porównań widoczne jest zróżnicowanie odkształcenia na przekroju wyciśniętego wyrobu.



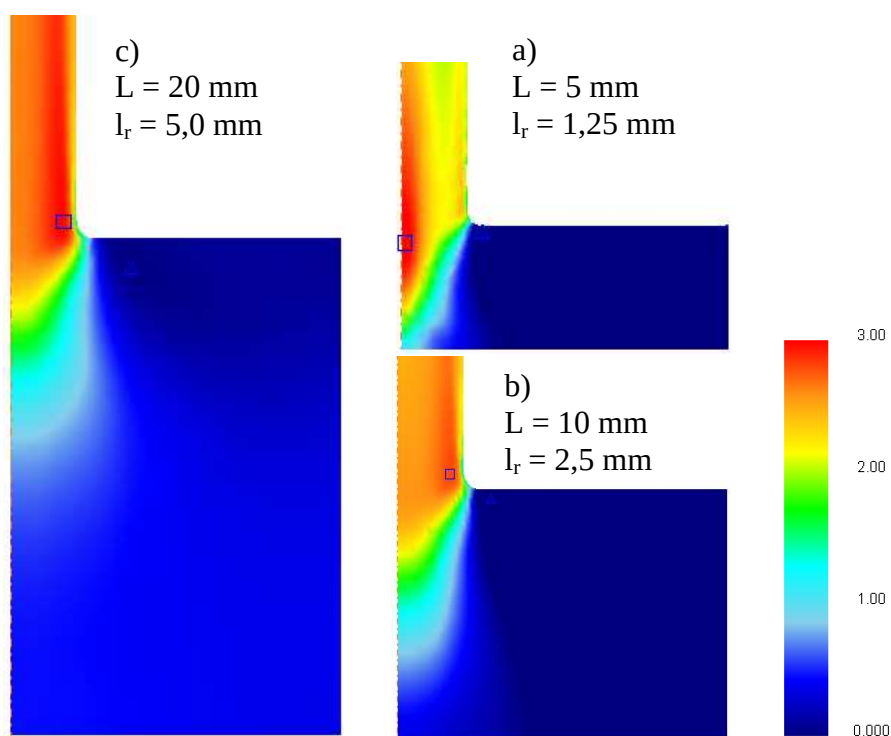
Rys. 63. Rozkłady intensywności odkształcenia ε_i w trakcie procesu wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



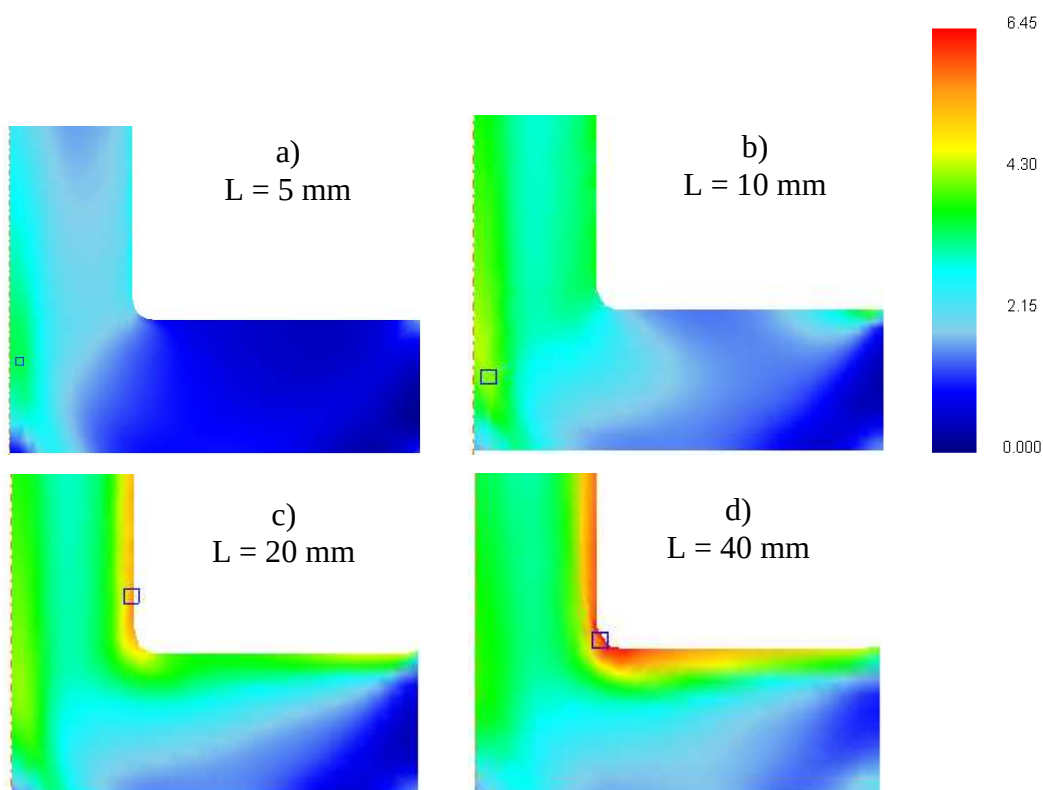
Rys. 64. Rozkłady odkształcenia ε_y w trakcie procesu wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



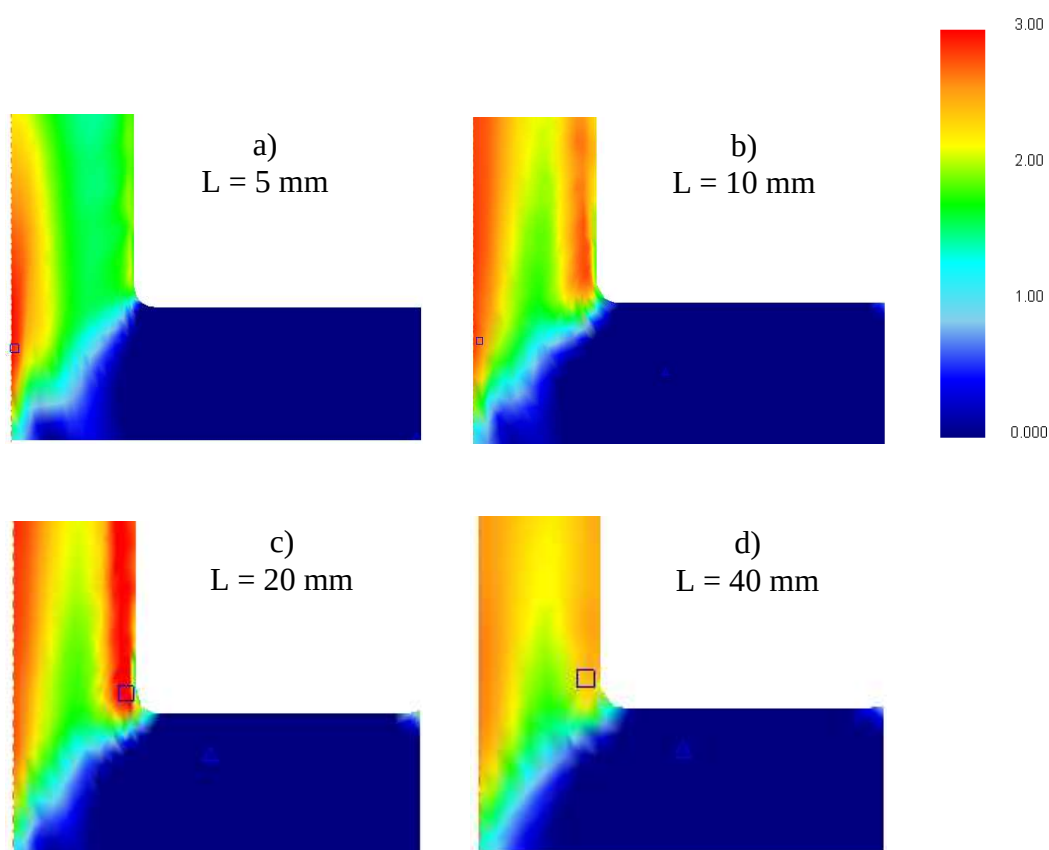
Rys. 65. Rozkłady intensywności odkształcenia ε_i w trakcie procesu wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



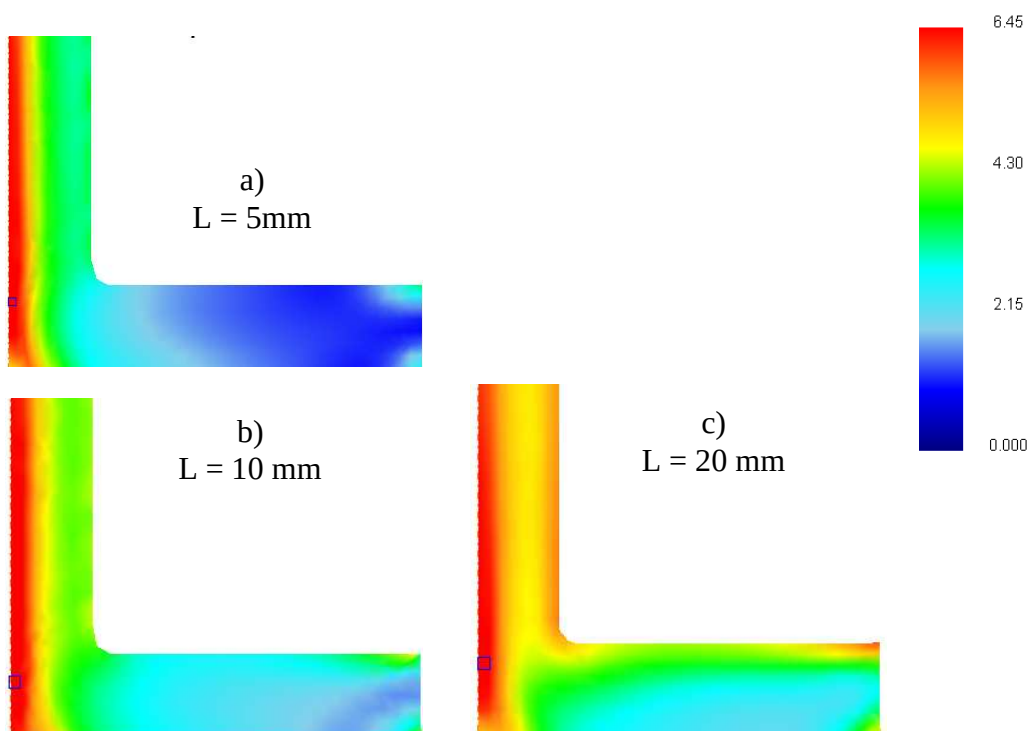
Rys. 66. Rozkłady odkształcenia ε_y w trakcie procesu wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



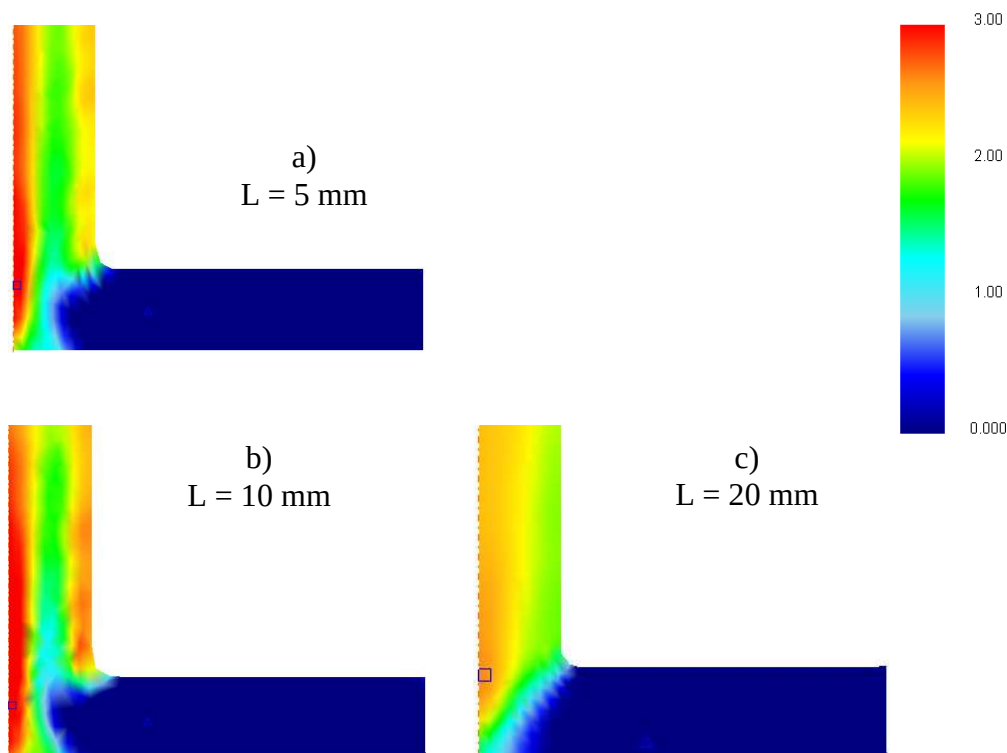
Rys. 67. Rozkłady intensywności odkształcenia ε_i w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



Rys. 68. Rozkłady odkształcenia ε_y w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



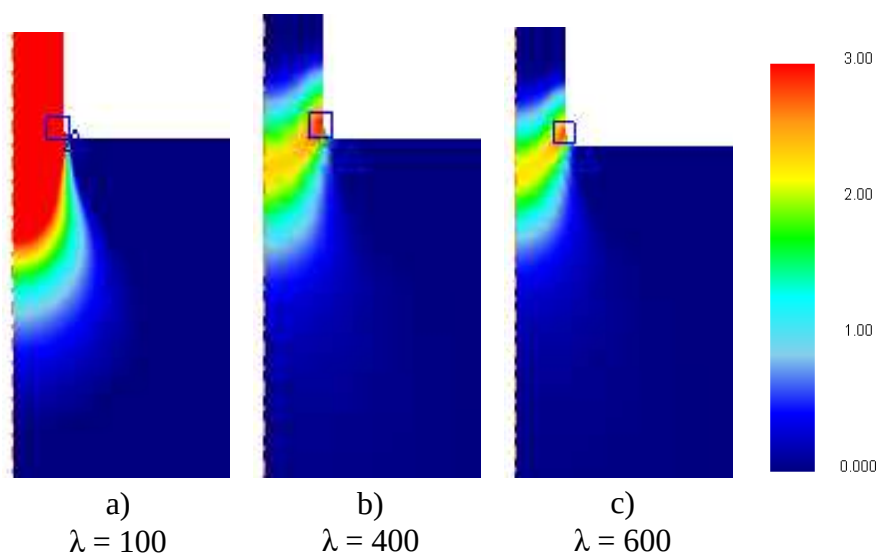
Rys. 69. Rozkłady intensywności odkształcenia ε_i w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.



Rys. 70. Rozkłady odkształcenia ε_y w końcowej fazie wyciskania dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 25,0$.

W końcowej fazie wyciskania strefa odkształcenia głównego jest w bezpośrednim kontakcie ze stemplem. Oddziaływanie tarcia na kontakcie wlewk – stempel wpływa na charakter płynięcia materiału w głównej strefie odkształcenia. Wraz ze wzrostem długości wlewka wzrasta wartość odkształcenia i zwiększa się niejednorodność rozkładu odkształcenia na przekroju wyciskanego wyrobu. Największe odkształcenia na przekroju występują w osi wyciskanego wyrobu.

W celu dalszej analizy strefy odkształcenia głównego przeprowadzono obliczenia dla znacznie większych współczynników wydłużenia ($\lambda = 100, 400$ i 600). Na rysunku 71 przedstawiono powiększone obszary strefy odkształcenia głównego. Przykładowy wlewk zdefiniowany do obliczeń pokazano na rysunku 72. Uzyskane rozkłady odkształcenia wskazują na istotną różnicę pomiędzy wysokością strefy odkształcenia głównego dla różnych współczynników wydłużenia. Przy wyciskaniu przeciwbieżnym z dużym współczynnikiem wydłużenia $\lambda = 600$ strefa odkształcenia głównego zlokalizowana jest bardzo blisko prześwitu matrycowego. Pozostały obszar wlewka nie jest odkształcany (rys. 72).



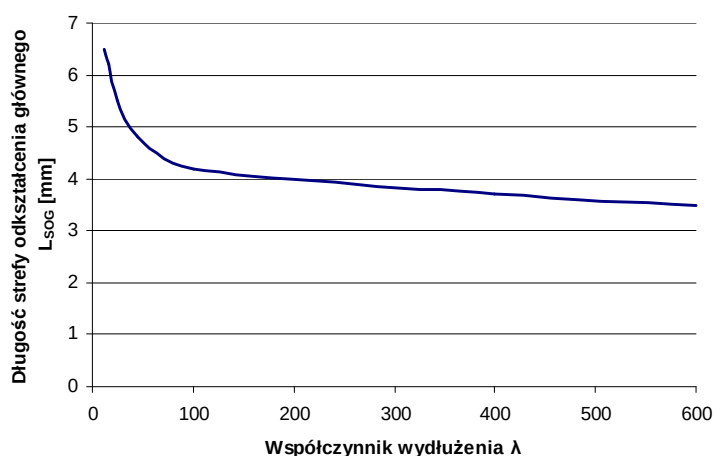
Rys. 71. Rozkłady odkształcenia ε_y w strefie odkształcenia głównego.



Rys. 72. Rozkłady odkształcenia ε_y dla współczynnika wydłużenia $\lambda = 600$.

Na podstawie wyników obliczeń zarówno dla małych wartości współczynnika wydłużenia ($\lambda = 11,1; 16,0; 25,0; 44,4$) jak i dla dużych odkształceń ($\lambda = 100, 400, 600$) uzyskano rozkłady odkształcenia ε_y . Posłużyły one do pomiaru długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} i określenia charakteru wpływu współczynnika

wydłużenia λ na strefę odkształcenia głównego. Wzrost współczynnika wydłużenia λ wpływa na zmniejszenie długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} (rys. 73).

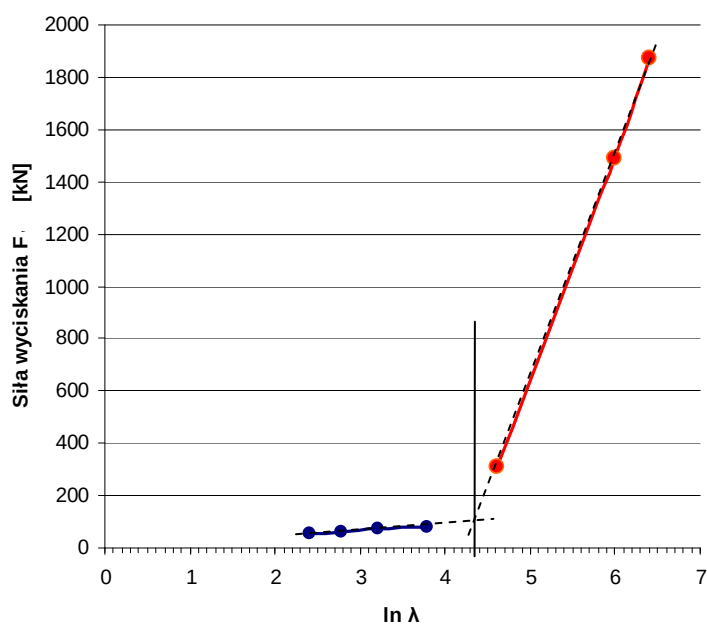


Rys. 73. Zależność długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} od współczynnika wydłużenia λ .

Przeprowadzono analizę wpływu rzeczywistego współczynnika wydłużenia $\ln \lambda$ na wartość siły w procesie wyciskania przeciwbieżnego dla badanych współczynników wydłużenia. Uzyskano dwa liniowe przebiegi różniące się kątem nachylenia. Na rysunku 74 przedstawiono oba przebiegi, na niebiesko zaznaczono przebieg dla małych współczynników wydłużenia a na czerwono dla dużych wartości współczynnika wydłużenia. Wyznaczone proste przedłużono liniami przerywanymi, aby uzyskać punkt przecięcia. Odczytana wartość rzeczywistego współczynnika wydłużenia z przecięcia prostych wynosi $\ln \lambda = 4,35$. Wyznaczona wartość rzeczywistego współczynnika wydłużenia wskazuje na zakres odkształcenia, po przekroczeniu którego następuje znaczny wzrost siły wyciskania.

Podobne wyniki uzyskano w pracy [9], gdzie autorzy analizowali wpływ przekroju poprzecznego kształtowników cienkościennych na wielkość siły wyciskania. Uzyskane dane dla przebiegu $F = f(\ln \lambda)$ wskazują na dwa wyraźne zakresy o liniowej zależności ale różnym kącie nachylenia. W badaniach płynięcia metalu podczas wyciskania przez wąskie prześwity matrycowe wyraźne jest zjawisko lokalizacji strefy odkształcenia w bardzo wąskim obszarze przy otworze matrycy, co wywołuje

gwałtowny wzrost prędkości odkształcenia, a w konsekwencji znaczny wzrost siły wyciskania.



Rys. 74. Siła wyciskania przeciwbieżnego w funkcji rzeczywistego współczynnika wydłużenia $\ln \lambda$.

6.4. ANALIZA WYNIKÓW

Na podstawie obliczeń numerycznych procesu wyciskania przeciwbieżnego wyznaczono charakterystyki siłowe, przeprowadzono analizę płynięcia materiału, wygenerowano rozkłady naprężeń, odkształceń, prędkości i temperatury.

Badania nad wpływem temperatury wlewka na przebieg charakterystyki siłowej i końcową fazę wyciskania pozwoliły na wybór do dalszej analizy stałej temperatury wlewka. Zmiana temperatury wsadu wpływa na poziom siły wyciskania, przy wyższych temperaturach wlewka siła wyciskania maleje. Jednak w aspekcie końcowej fazy wyciskania zmiana temperatury wlewka nie skutkuje istotnymi zmianami jeżeli chodzi o położenie siły maksymalnej F_{max} rozpoczynającej końcową fazę procesu.

Analiza końcowej fazy wyciskania na podstawie otrzymanych rozkładów wykazała, że wraz ze wzrostem współczynnika wydłużenia λ przy wyciskaniu przeciwbieżnym wzrasta wartość współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , co wpływa na zwiększenie uzysku. W fazie właściwego wyciskania wysokość wlewka nie wpływa na poziom przebiegu charakterystyki siłowej. W przypadku końcowej fazy wyciskania dla dłuższego wlewka uzyskano wyższe wartości współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , niż dla wlewka krótszego.

Uzyskane w wyniku obliczeń rozkłady stanu odkształcenia w procesie wyciskania przeciwbieżnego dla różnych współczynników wydłużenia λ pozwoliły na pomiar długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} . Zwiększenie współczynnika wydłużenia λ wpływa na zmniejszenie długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} . Dla mniejszych wartości odkształcenia zmniejszenie długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} jest bardziej intensywne, niż w przypadku dużych odkształceń.

Niewątpliwą zaletą badań numerycznych jest możliwość analizy rozkładu naprężeń, odkształceń, temperatury, prędkości i płynięcia metalu w dowolnym etapie procesu wyciskania. Zakres przeprowadzonych badań numerycznych i ich analiza pozwoliły na odpowiednie zaplanowanie badań eksperymentalnych. Bazując na wynikach symulacji procesu wyciskania przeciwbieżnego zmniejszono zakres badań doświadczalnych.

Dodatkowo przeprawo analizę wpływu odkształcenia na wartość siły wyciskania przeciwbieżnego $F = f(\ln \lambda)$ w fazie właściwego wyciskania. Wyznaczona zależność

siły wyciskania F w funkcji rzeczywistego współczynnika wydłużenia $\ln \lambda$ wskazała na dwa liniowe zakresy różniące się kątem nachylenia. Punkt przecięcia przebiegów liniowych pozwala wskazać przy jakich odkształceniach nastąpi znaczący wzrost siły wyciskania.

7. BADANIA EKSPERYMENTALNE

Badania eksperymentalne mają charakter badań modelowych, gdyż przeprowadzono je z zastosowaniem ołowiu. Wybór metalicznego materiału modelowego wynika z dobrej odkształcalności ołowiu i łatwości prowadzenia wizualizacji płynięcia.

7.1. CEL I ZAKRES BADAŃ

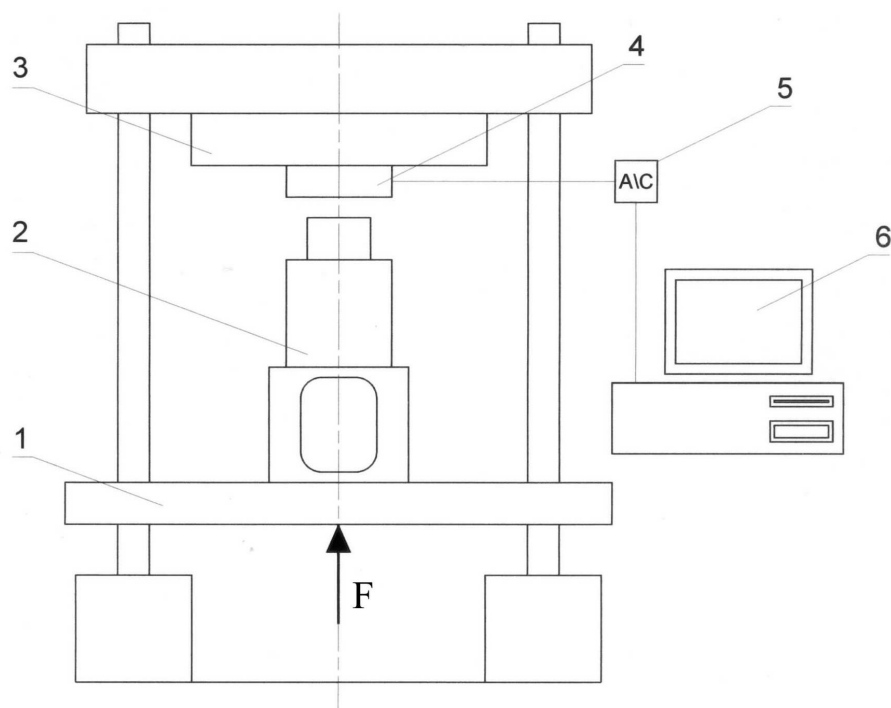
Celem badań eksperymentalnych było wyznaczenie charakterystyk siłowych procesu wyciskania przeciwbieżnego dla różnych współczynników wydłużenia i zmiennej długości wlewków. Wyciskano wyroby pełne o przekroju kołowym. Analizowano płynięcie metalu przy różnym współczynniku wydłużenia dla wlewków o zmiennej długości. Płynięcie metalu i strefę odkształcenia głównego badano metodą wizjoplastyczności stosując dzielone wlewki z naniesioną siatką koordynacyjną. Pomiary deformacji siatki po częściowym wyciśnięciu wlewka umożliwiły określenie zasięgu strefy odkształcenia głównego.

7.2. MATERIAŁ I STANOWISKO DO BADAŃ

Materiał badawczy stanowiły wlewki z ołowiu w gatunku Pb1 o średnicy 20 mm i długości $L = 5, 10, 20, 40$ mm. Badania przeprowadzono na prasie hydraulicznej pionowego działania o nacisku 40 t. Stanowisko badawcze wyposażono w system pomiaru i rejestracji siły oraz drogi stempla w procesie wyciskania przeciwbieżnego. Schemat stanowiska do prób modelowych przedstawiono na rysunku 75.

Zestaw narzędziowy 2 umieszczano na podstawie z otworami umożliwiającymi śledzenie wyciskanego wyrobu. Całość zestawu narzędziowego montowano na dolnej – ruchomej płycie prasy 1. Do górnej – nieruchomej płyty 3 mocowano głowicę tensometryczną 4 do pomiaru siły, do jednej z kolumn prasy zamontowano indukcyjny czujnik przemieszczenia. W trakcie procesu wyciskania sygnał generowany przez głowicę i czujnik drogi zbierany jest przez przetwornik analogowo – cyfrowy 5, a następnie rejestrowany i zapisywany w komputerze PC 6 w postaci danych

pomiarowych. Przygotowany tor pomiarowy i rejestracja danych umożliwia bieżącą analizę przebiegu charakterystyki siłowej.



Rys. 75. Schemat stanowiska do badań eksperymentalnych.

Opis stanowiska:

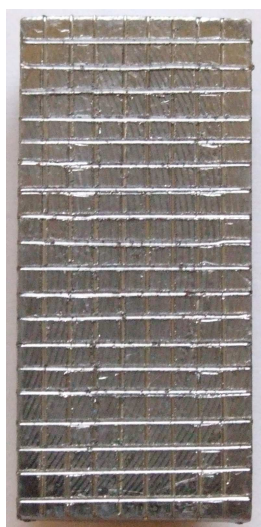
- 1 – dolna (ruchoma) płyta prasy
- 2 – zestaw narzędziowy
- 3 – górna (nieruchoma) płyta prasy
- 4 – głowica pomiarowa (tensometryczna)
- 5 – przetwornik analogowo – cyfrowy
- 6 – komputer PC

Do przeprowadzenia próby wyciskania przeciwbieżnego zaprojektowano zestaw narzędziowy. Na rysunku 76 przedstawiono składowe zestawu narzędziowego: trzy matryce, stempel i pojemnik. Wykonano matryce o średnicy otworu $d = 6, 4, 2$ mm, co pozwoliło na uzyskanie współczynnika wydłużenia odpowiednio $\lambda = 11,1; 25,0; 100,0$.



Rys. 76. Zestaw narzędzi do wyciskania przeciwbieznego.

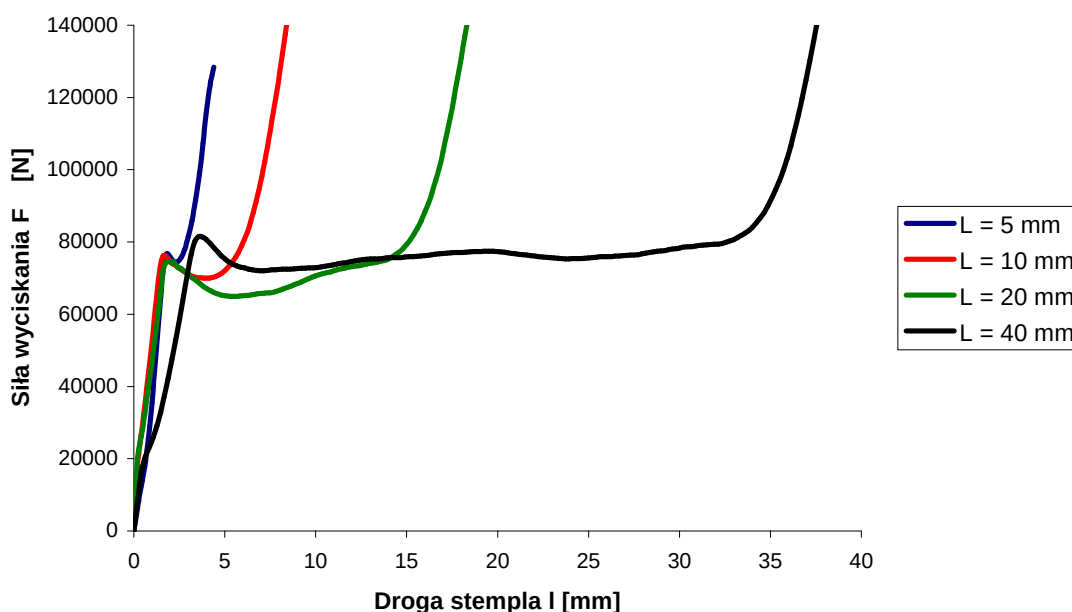
Próbki do badania płynięcia metalu zostały odpowiednio przygotowane przed przystąpieniem do odkształcenia. Przecięto je wzdłuż osi i na jedną z połówek mechanicznie naniesiono siatkę kwadratową o boku 2 mm, a następnie składano połówki próbek. Na rysunku 77 przedstawiono połówkę próbki z naniesioną siatką pomiarową. Taki sposób przygotowania próbki umożliwia po przerwaniu procesu wyciskania i rozdzieleniu połówek próbek identyfikację płynięcia i pomiary strefy odkształcenia metodą wizjoplastyczności.



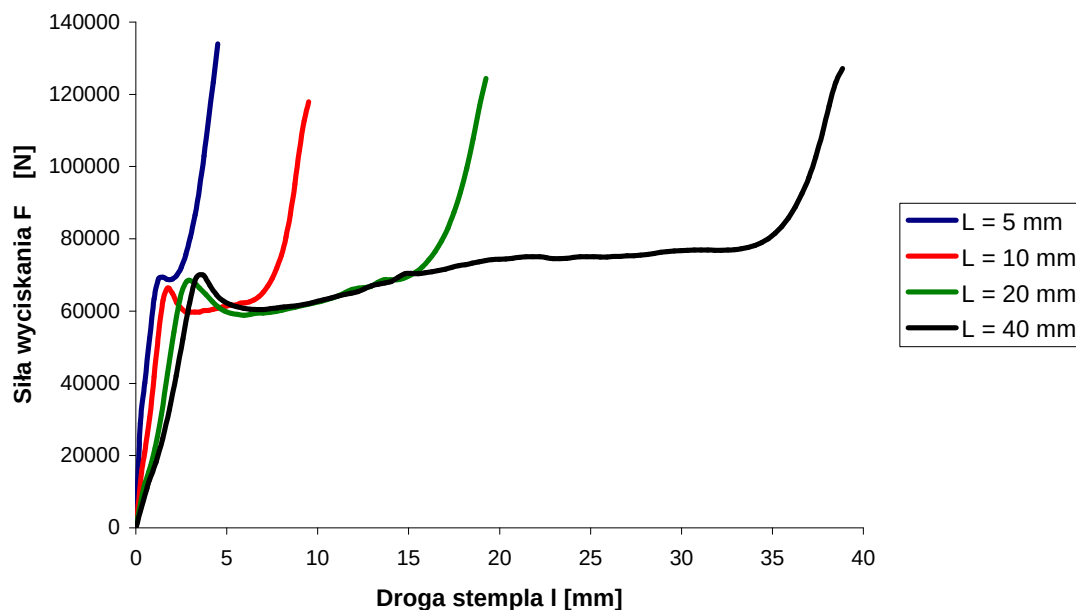
Rys. 77. Połówka próbki z naniesioną siatką pomiarową.

7.3. WYNIKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

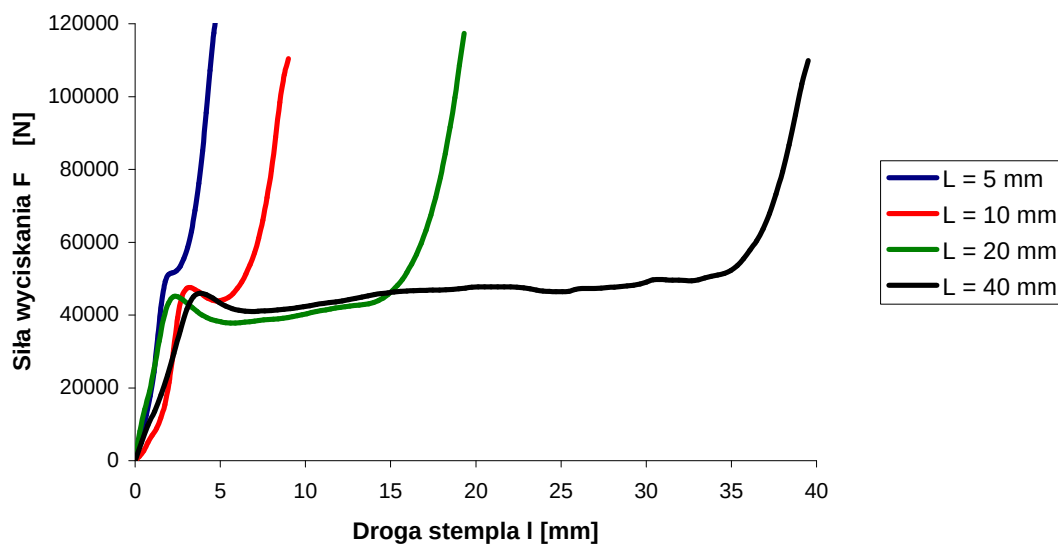
W badaniach doświadczalnych analizowano charakterystyki siłowe w procesie wyciskania przeciwbieżnego próbek z ołowiu. Na rysunkach 78 – 80 umieszczono przebiegi siły w funkcji drogi stempla dla zmiennych długości wlewka przy różnych współczynnikach wydłużenia. Do wyznaczenia końcowej fazy wyciskania zastosowano współczynnik zmiany siły wyciskania f (42) i współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w (44). Uzyskane wyniki (rys. 81 – 92) umożliwiły wyznaczenie końcowej fazy wyciskania. Ze wzrostem współczynnika wydłużenia wzrasta współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w (rys. 93), co wpływa na zmniejszenie długości pozostałości wlewka a tym samym zwiększenie uzysku. Wzrost długości wlewka wpływa na wzrost współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w (rys. 94).



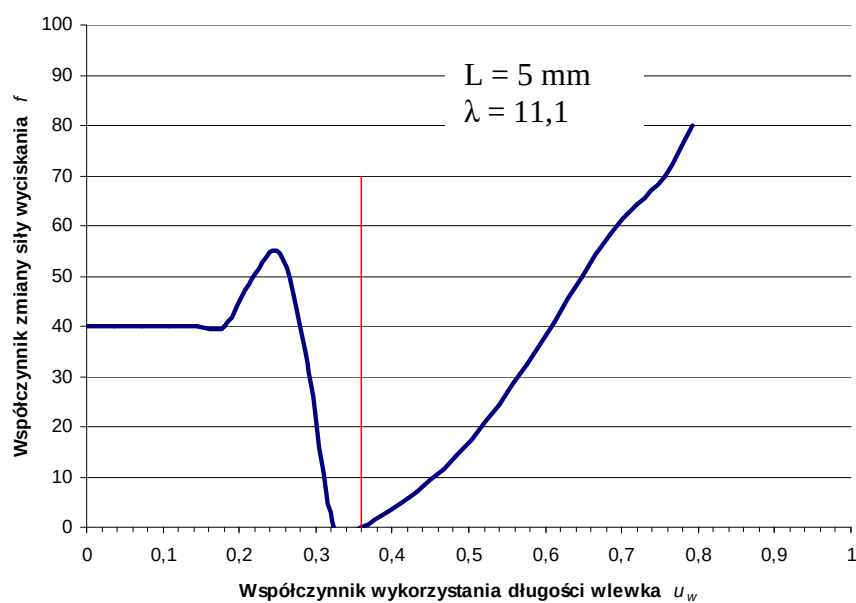
Rys. 78. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla różnych długości wlewka L przy stałej wartości współczynnika wydłużenia $\lambda = 100$.



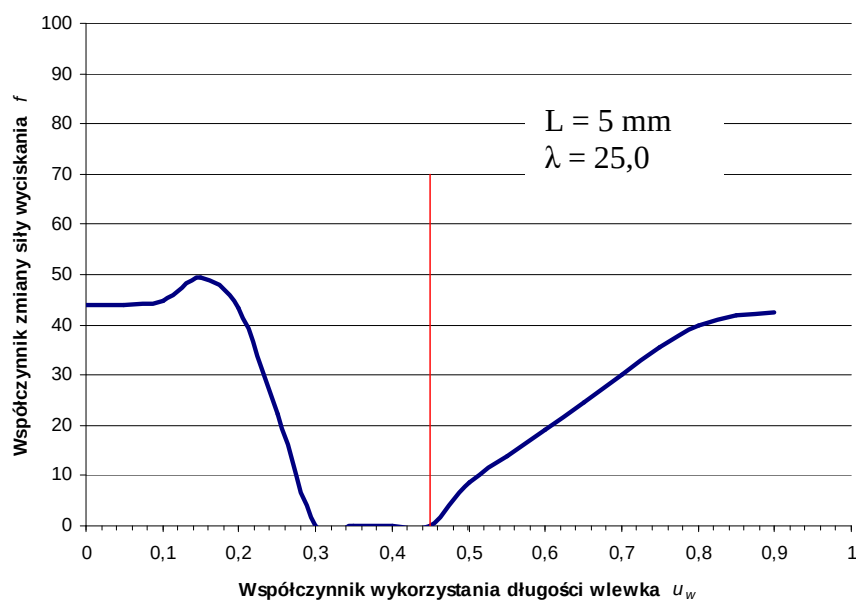
Rys. 79. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla różnych długości wlewka L przy stałej wartości współczynnika wydłużenia $\lambda = 25$.



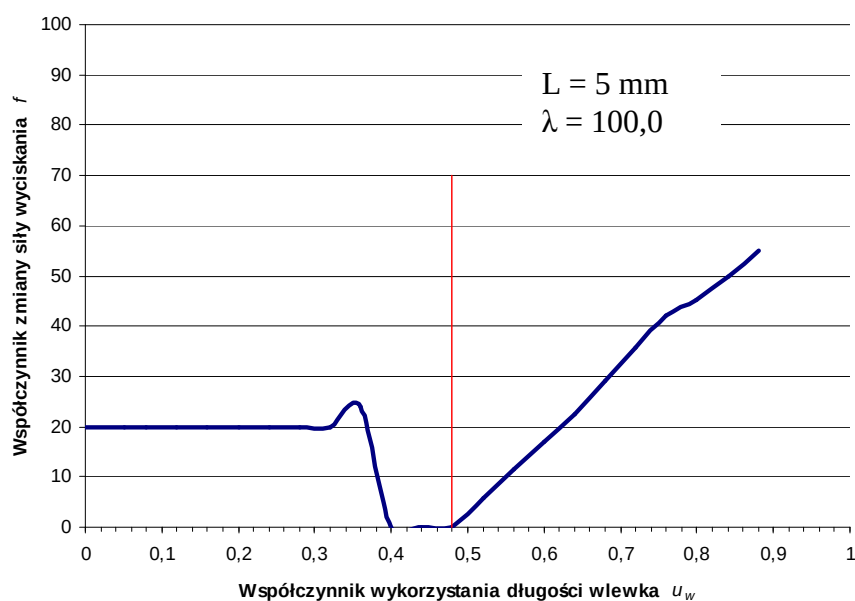
Rys. 80. Zależność siły wyciskania w funkcji drogi stempla dla różnych długości wlewka L przy stałej wartości współczynnika wydłużenia $\lambda = 11,1$.



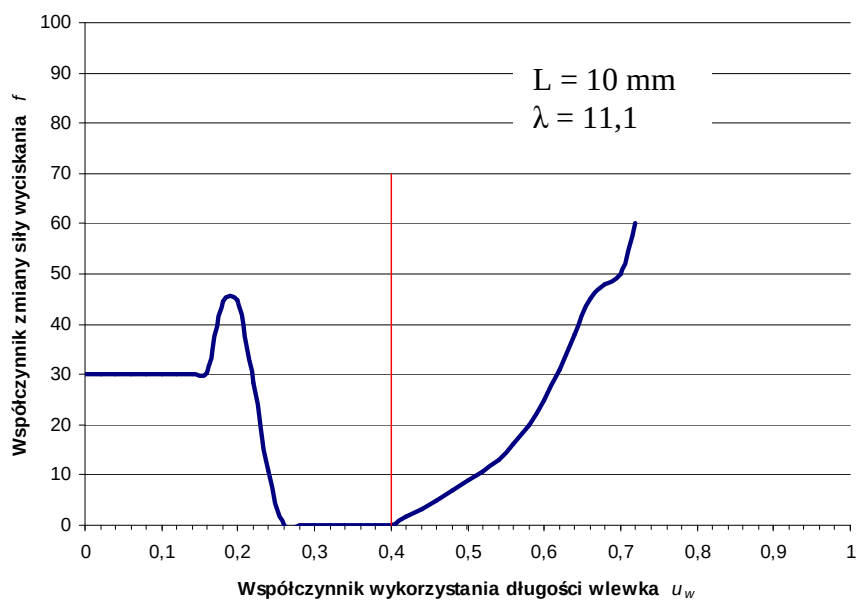
Rys. 81. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



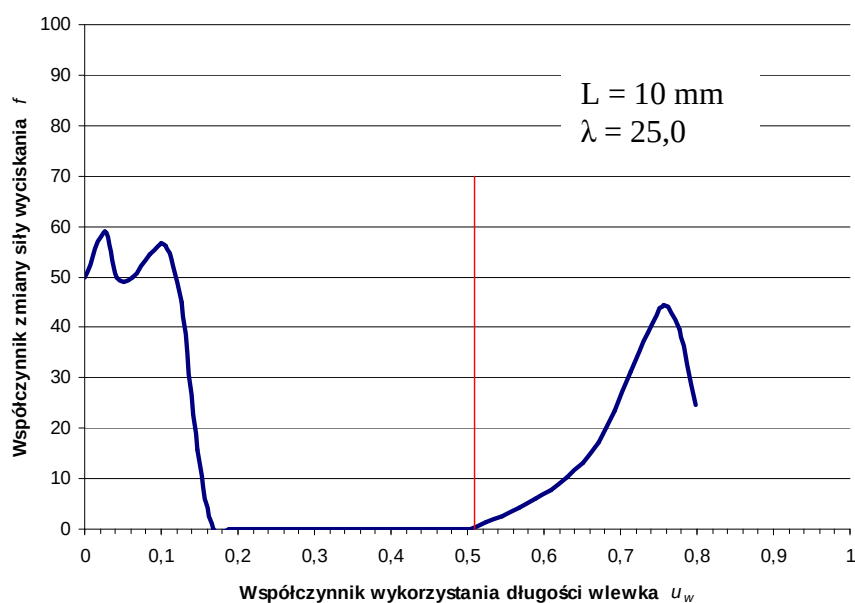
Rys. 82. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



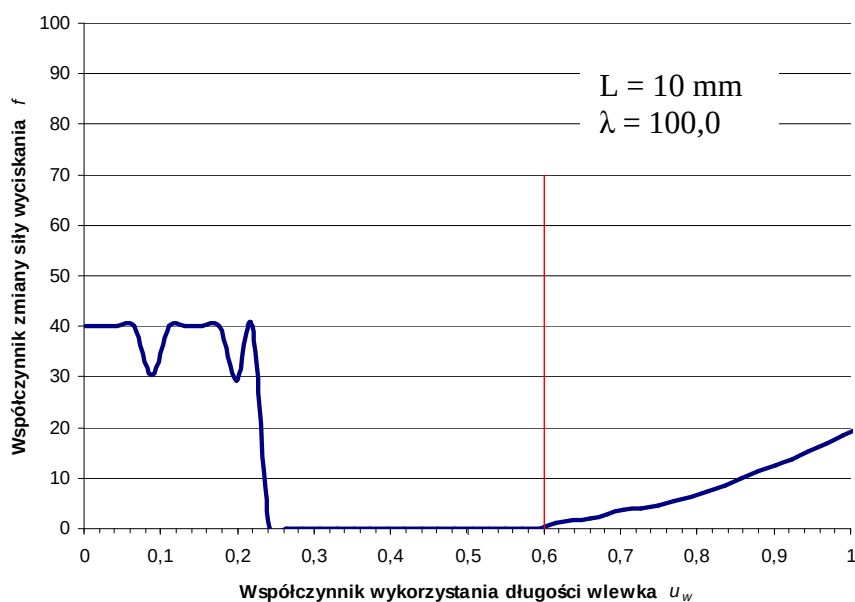
Rys. 83. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



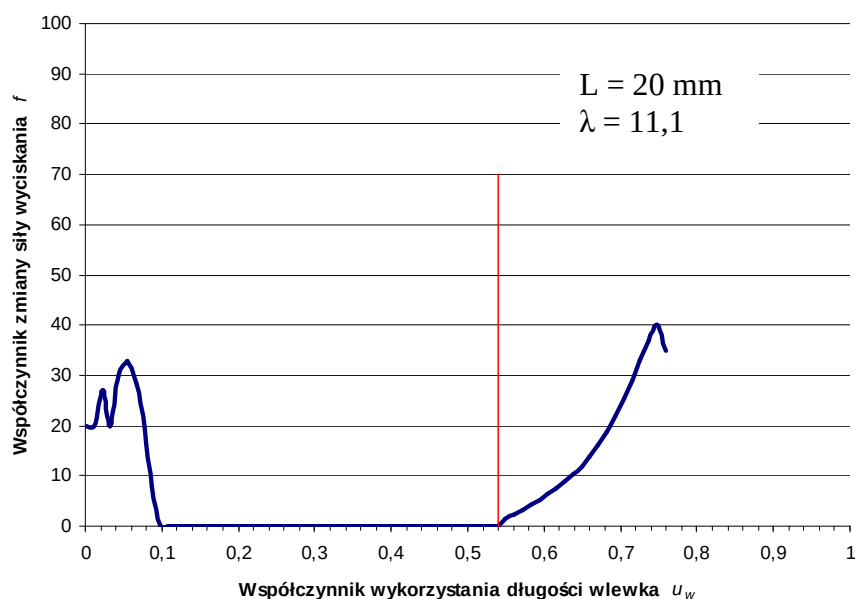
Rys. 84. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



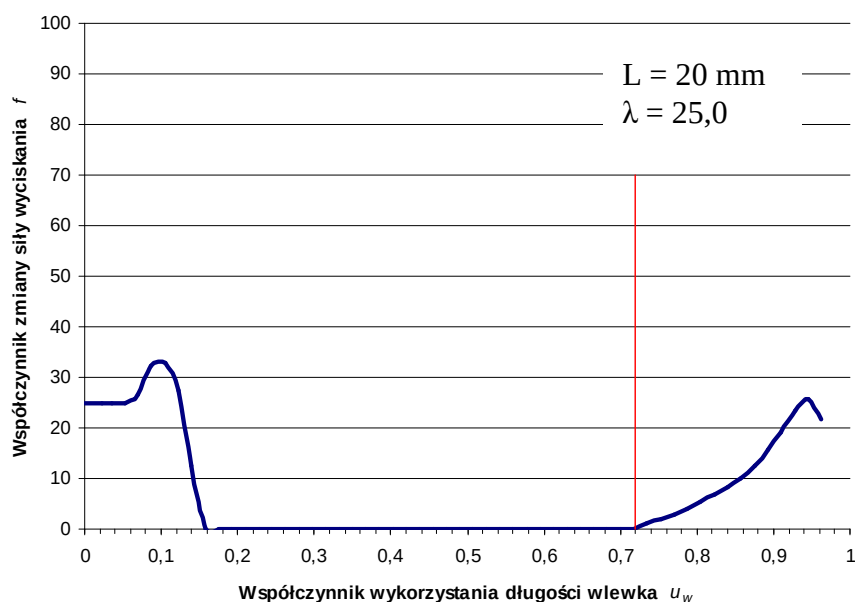
Rys. 85. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



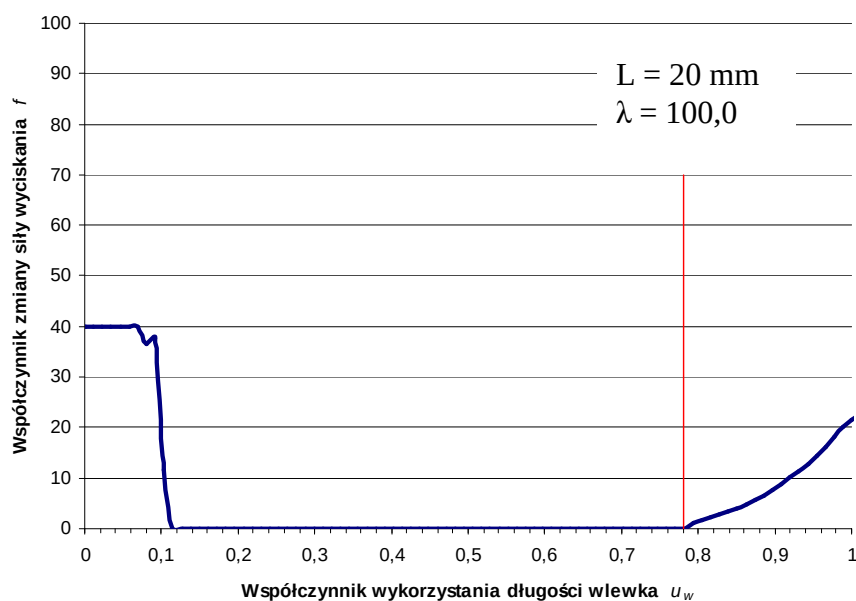
Rys. 86. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



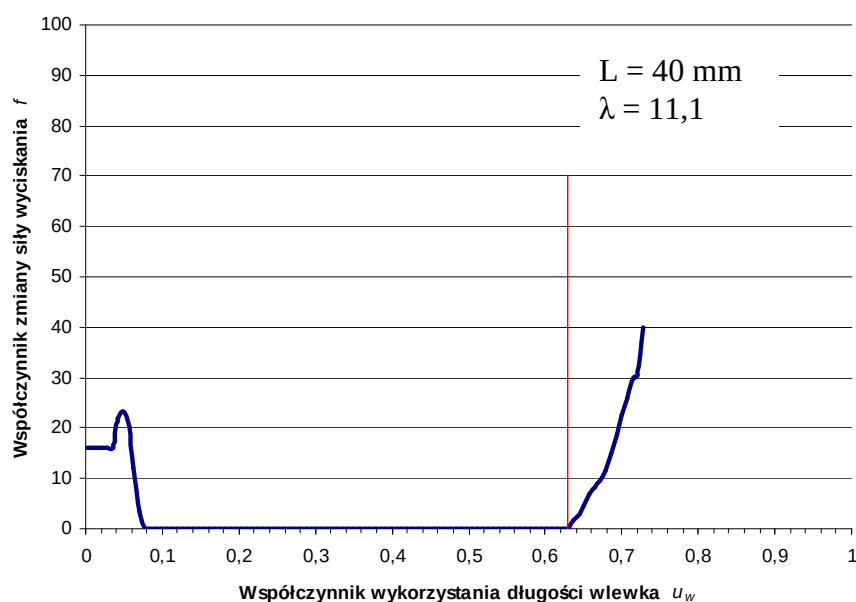
Rys. 87. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



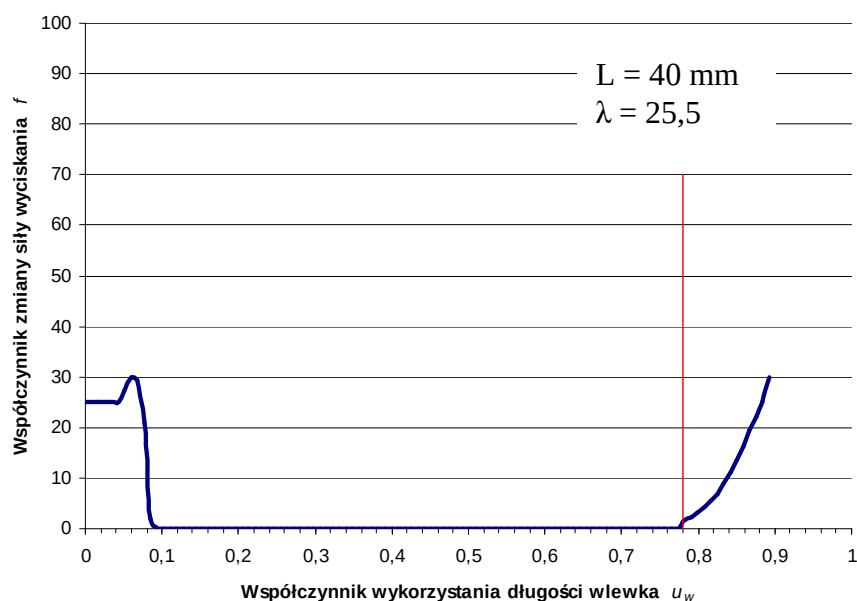
Rys. 88. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



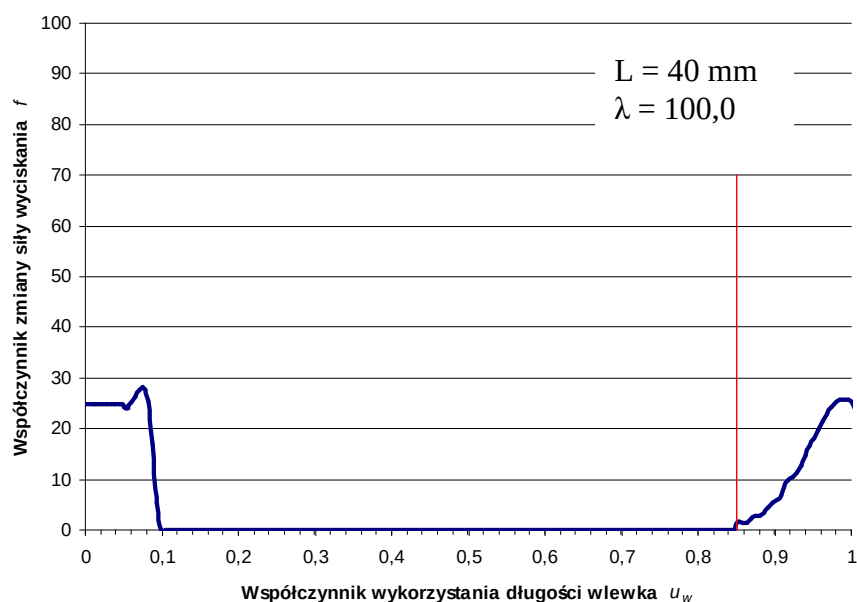
Rys. 89. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



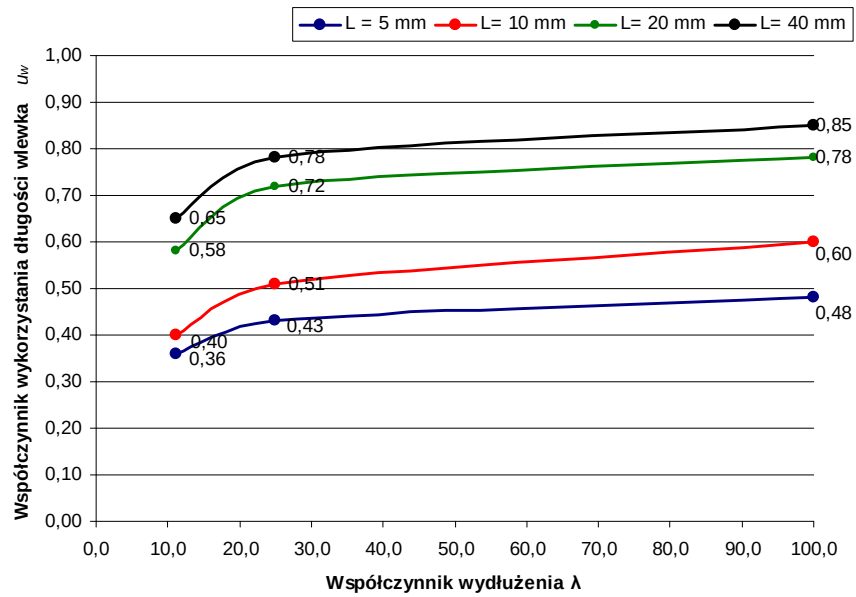
Rys. 90. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



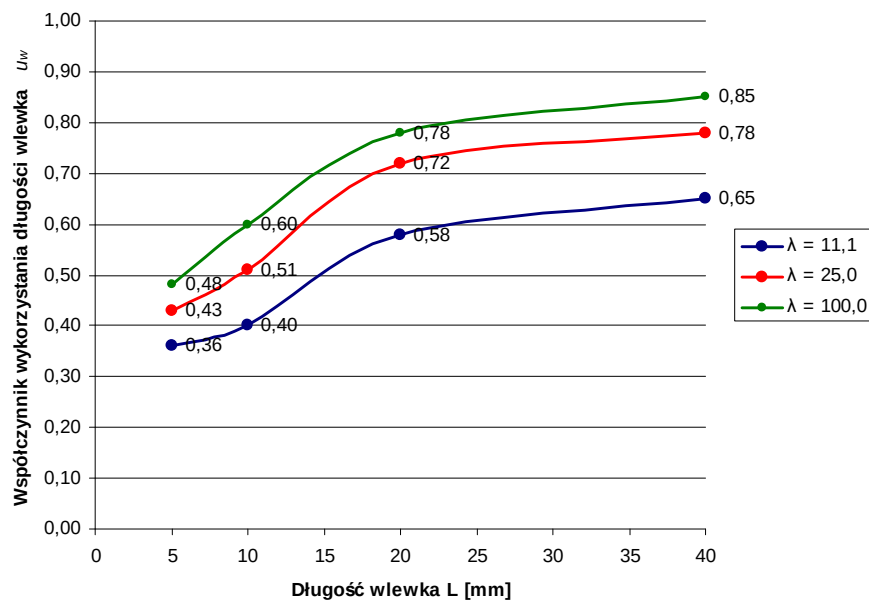
Rys. 91. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .



Rys. 92. Współczynnik zmiany siły wyciskania f w funkcji współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

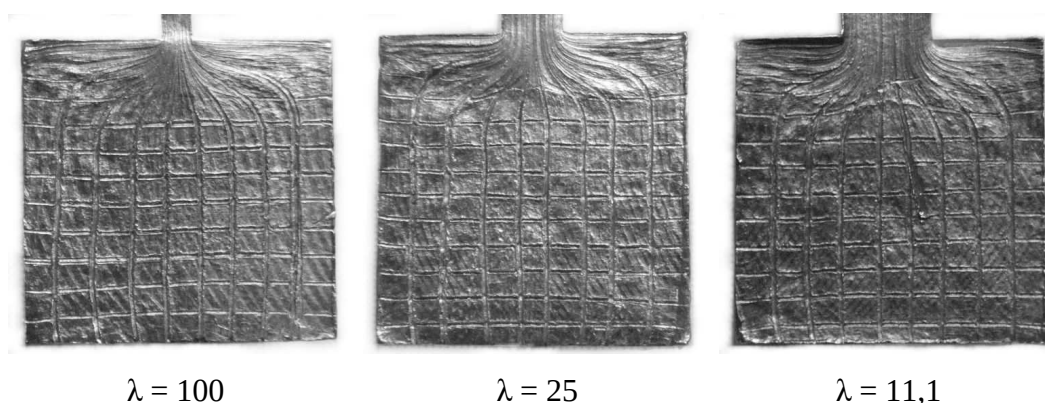


Rys. 93. Współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w w funkcji współczynnika wydłużenia λ .

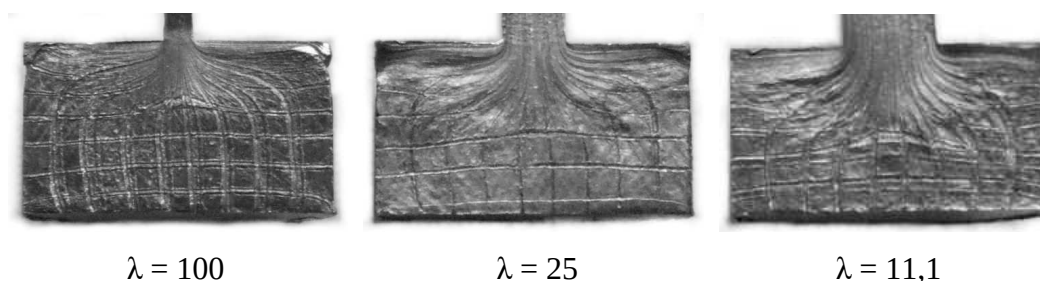


Rys. 94. Współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w w funkcji początkowej długości wlewka L .

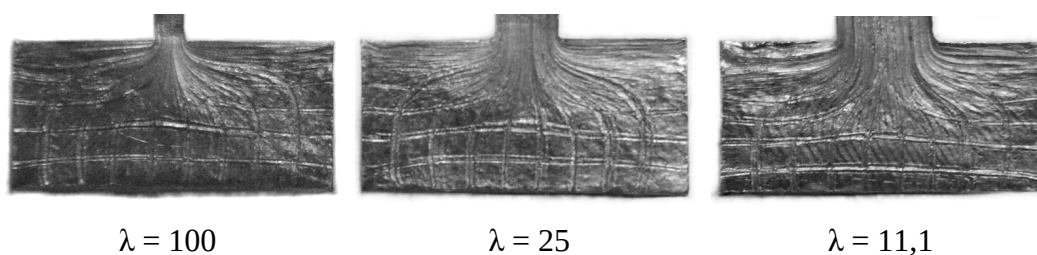
Analizę płynięcia wyciśniętego metalu przeprowadzono metodą wizjoplastyczności dla różnych współczynników wydłużenia, zmieniając długość wlewka. Próbki z naniesioną siatką wyciskano do zadanego przemieszczenia stempla (rys. 95 – 98) uzyskując w ten sposób różne długości końcowe wlewka L_k . Następnie po rozdzieleniu próbek mierzono wielkość strefy odkształcenia głównego. Linie naniesionej siatki równoległe do kierunku ruchu stempla ulegają deformacji przy wejściu w obszar intensywnego odkształcenia. Linie siatki prostopadłe do kierunku ruchu stempla ulegają symetrycznemu wygięciu w kierunku prześwitu matrycowego. Wynika to z opóźnienia w płynięciu warstw zewnętrznych w stosunku do warstw wewnętrznych. Wyniki pomiaru strefy odkształcenia głównego dla analizowanych przypadków podano w tablicy 1. W przypadku wyciskania wlewków o długości



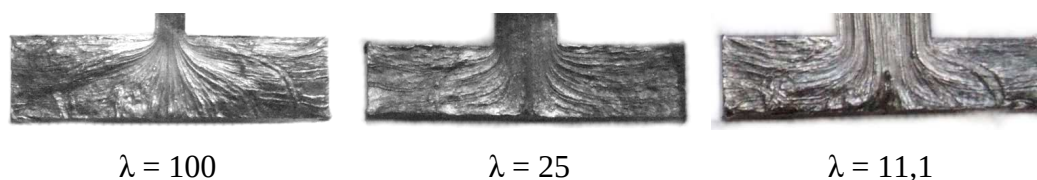
Rys. 95. Deformacja siatki koordynacyjnej przy wyciskaniu wlewków o długości $L = 40$ mm do długości końcowej $L_k = 20$ mm



Rys. 96. Deformacja siatki koordynacyjnej przy wyciskaniu wlewków o długości $L = 40$ mm do długości końcowej $L_k = 10$ mm



Rys. 97. Deformacja siatki koordynacyjnej przy wyciskaniu wlewków o długości $L = 20$ mm do długości końcowej $L_k = 10$ mm



Rys. 98. Deformacja siatki koordynacyjnej przy wyciskaniu wlewków o długości $L = 10$ mm do długości końcowej $L_k = 5$ mm

Wyniki pomiarów strefy odkształcenia głównego L_{SOG}

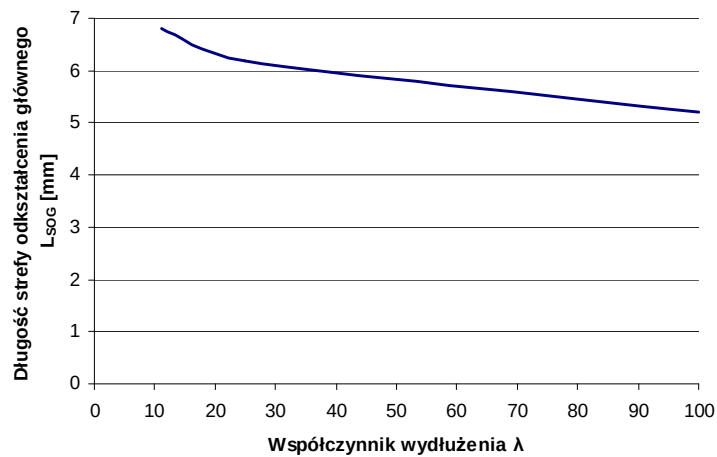
Tablica 1

L.p.	Długość wlewka L [mm] Długość końcowa L_k [mm]	Droga stempla l [mm]	Długość strefy odkształcenia głównego L_{SOG} [mm]		
			$\lambda = 11,1$	$\lambda = 25$	$\lambda = 100$
1.	$L = 40$ $L_k = 10$	30	7,0	6,4	5,4
2.	$L = 40$ $L_k = 20$	20	6,8	6,2	5,2
3.	$L = 20$ $L_k = 10$	10	6,8	5,8	5,2
4.	$L = 10$ $L_k = 5$	5	(5,0)*	(5,0)*	(5,0)*
5.	$L = 10$ $L_k = 8$	2	6,0	5,4	5,2

* pomiar na kontakcie strefy odkształcenia głównego z czołem stempla.

$L = 10$ mm i długości końcowej $L_k = 5$ mm długość strefy odkształcenia głównego jest większa niż długość końcowa wlewka. Na tym etapie procesu czoło stempla w istotnym stopniu ingeruje w strefę odkształcenia głównego stykając się z nią bezpośrednio.

Pomiar długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} dla analizowanych przypadków wykazał, że wraz ze wzrostem współczynnika wydłużenia zmniejsza się długość strefy odkształcenia (rys. 99).



Rys. 99. Zależność długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} od współczynnika wydłużenia λ .

7.4. ANALIZA WYNIKÓW

Analiza charakterystyk siłowych w końcowej fazie wyciskania wykazała, że wraz ze wzrostem współczynnika wydłużenia wzrasta współczynnik wykorzystania długości wlewka u_w , zwiększając tym samym uzysk a zmniejszając długość pozostałości wlewka. Badania wyciskania próbek o różnej długości wskazują na zależność, przy której zwiększenie wysokości wlewka wpływa na wzrost współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w .

Przeprowadzone badania płynięcia metodą wizjoplastyczności pozwoliły na ocenę wpływu współczynnika wydłużenia na strefę odkształcenia głównego. Wzrost współczynnika wydłużenia wpływa na zmniejszenie długości strefy odkształcenia głównego. Zwiększa się również koncentracja strefy odkształcenia (zmniejszenie zasięgu) w obszarze prześwitu matrycowego, szczególnie przy dużych współczynnikach wydłużenia.

Zarówno w badaniach eksperymentalnych jak i obliczeniach numerycznych analizowano wpływ współczynnika wydłużenia i długości wlewka na współczynnik wykorzystania długości wlewka. Porównanie jakościowe wyników potwierdza zgodność charakteru uzyskanych zależności. Przy wzroście współczynnika wydłużenia (rys. 45 i 93) i długości wlewka (rys. 46 i 94) wzrasta współczynnik wykorzystania długości wlewka. Zbieżność wyników pozwala na sformułowanie wniosków zarówno w oparciu o obliczenia numeryczne jak i wyniki badań eksperymentalnych.

Analiza długości strefy odkształcenia głównego L_{SOG} na podstawie rozkładu stanu odkształcenia w metodzie numerycznej odpowiada uzyskanym wynikom w metodzie wizjoplastyczności (rys. 73 i 99). Porównano przebiegi co do charakteru uzyskanych zależności. Wyniki obliczeń numerycznych obejmują większe wartości współczynnika wydłużenia, przy których zachowana jest również zależność, że wzrost współczynnika wydłużenia wpływa na zmniejszenie długości strefy odkształcenia.

WNIOSKI

Publikowane dotychczas badania procesu wyciskania koncentrują się na szczegółowej analizie fazy właściwego wyciskania. Następująca po niej końcowa faza wyciskania rozpatrywana jest jako moment zakończenia procesu. Niniejsza praca traktuje końcową fazę wyciskania jako fazę charakterystyczną dla procesu wyciskania ciągłego. Przesunięcie końcowej fazy wyciskania wpływa na minimalizację odpadu a tym samym zwiększenie uzysku.

Na podstawie wyników badań numerycznych i eksperymentalnych sformułowano następujące wnioski:

1. Parametrem decydującym o przebiegu końcowej fazy wyciskania w procesie wyciskania przeciwbieżnego jest współczynnik wydłużenia λ , co dowodzi przyjętą tezę pracy. Wzrost współczynnika wydłużenia wpływa na przesunięcie końcowej fazy wyciskania i zwiększenie uzysku.
2. Zmiana temperatury wlewka nie wpływa w istotny sposób na końcową fazę wyciskania. Decyduje jedynie o poziomie siły wyciskania, gdzie przy wyższych temperaturach wlewka siła wyciskania jest na niższym poziomie.
3. Długość wlewka w procesie wyciskania przeciwbieżnego wpływa na zmianę końcowej fazy wyciskania. W końcowej fazie wyciskania dla dłuższego wlewka uzyskano wyższe wartości współczynnika wykorzystania długości wlewka u_w , niż dla wlewka krótszego. Długość wlewka nie wpływa na poziom siły wyciskania przeciwbieżnego w fazie właściwego wyciskania.
4. Na podstawie analizy płynięcia metalu wykazano, że wzrost współczynnika wydłużenia wpływa na zmniejszenie długości strefy odkształcenia głównego. Zwiększa się również koncentracja czyli zmniejszenie zasięgu strefy odkształcenia w obszarze prześwitu matrycowego, szczególnie przy dużych współczynnikach wydłużenia.
5. Dodatkowym aspektem badań związanym z fazą właściwego wyciskania jest analiza wpływu rzeczywistego współczynnika wydłużenia $\ln \lambda$ na siłę wyciskania F w procesie wyciskania przeciwbieżnego. Zależność $F = f(\ln \lambda)$ wskazuje na dwa liniowe zakresy różniące się kątem nachylenia. Punkt

przecięcia przebiegów liniowych pozwala wskazać przy jakich odkształceniach nastąpi znaczący wzrost siły wyciskania.

LITERATURA

1. Zasadziński J., Richert J., Libura W.: Prognozowanie parametrów siłowych wyciskania na gorąco aluminium i jego stopów, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 3 (2004) 49, s. 131-134
2. Zasadziński J., Libura W., Richert J.: Minimalizacja parametrów siłowych w procesach wyciskania metali, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 3 (2006) 51, s. 136–142
3. Pacanowski J., Zasadziński J.: Wpływ wybranych parametrów na charakterystyki siłowe wyciskania aluminium, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 32 (1987)
4. Zasadziński J., Libura W.: Force parameters in extrusion of metals through convex dies, *Proc. Fourth ICTP, Pekin 1993*, s. 605-608
5. Zasadziński J., Libura W., Richert J.: Fundamentals of Advanced Aluminum Extrusion Processes, *Mat. Konf. 8th Internat. Aluminum Extrusion Technology Seminar ET'04, Orlando 2004*, s. 391-397
6. Richert J., Zasadziński J., Libura W., Richert M.: Niekonwencjonalne metody wyciskania stopów aluminium, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 2 (2003) 48, s. 80–84
7. Zasadziński J.: Ocena metod wyciskania ciągłego aluminium i jego stopów, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 1 (2006) 47, s. 26–30
8. Zasadziński J., Libura W., Richert J.: Zaawansowane techniki wyciskania na gorąco stopów aluminium. Cz. 1, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 12 (2002) 47, s. 623–626
9. Libura W., Zasadziński J., Richert J., Misiołek W. Z.: Wyciskanie kształowników cienkościennych, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 2 (2001) 46, s. 68-73
10. Pawłowska B., Śliwa R.: Analiza plastycznego płynięcia materiału w procesie wyciskania płaskowników, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 11 (1999) 44, s. 607-613
11. Pawłowska B., Śliwa R.: Maksymalna siła wyciskania kształowników w procesie nieosiowosymetrycznym, *Forming 2000*
12. Pawłowska B., Śliwa R., Nowotyńska I., Rzyńska G.: Plastik flow during extrusion of non-symmetrical sections, *PRO-TECH-MA 2004, Acta Mechanica Slovaca 8*, s. 341-347

13. Pawłowska B., Śliwa R.: Effect of metal flow pattern on resistance to deformation of non-circular profiles, 21th Danubia Adria, Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics 2004, s. 182-183
14. Pawłowska B., Śliwa R.: Czynniki kształtu w określaniu siły wyciskania wyrobów o różnej geometrii przekroju poprzecznego, Rudy i Metale Nieżelazne, 4 (2006) 51, s. 192-200
15. Wu C. W., Hsu R. Q.: A universal velocity field for the extrusion of non-axisymmetric rods with non-uniform velocity distribution in the extrusion direction, Journal of Materials Processing Technology 97, 2000, s. 180-184
16. Sińczak J., Odkształcenie w zamkniętym wykroju matrycy z regulowaną wielkością czynnika tarcia, Obróbka Plastyczna Metali, 7 (1996) 4, s. 5-11
17. Wasiuń P.: Teoria procesów kucia i prasowania, WNT Warszawa 1982
18. Morawiecki M., Sadok L., Wosiek E.: Przeróbka plastyczna podstawy teoretyczne, Wydawnictwo „Śląsk”, Katowice 1986
19. Pater Z., Gontarz A., Weroński W.: Obróbka plastyczna – obliczenia sił kształtowania, Mechanika, Wydawnictwa Uczelniane Politechniki Lubelskiej 2002
20. Devjatov V. V., Dyja H. S., Stolbov V. Y., Trusov P. V., Łabuda E. T.: Matematyczne modelowanie procesów wyciskania, Częstochowa 2004
21. Hencky H.: Über die einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts in plastischen Körpern, Z. angew. Math, 3 (1923), s. 241
22. Prandtl L.: Über die Härte plastischer Körper, Göttinger Nachrichten 1920
23. De Saint – Venant B.: C. r. Acad. Sc., v. 70, Paris 1870, s. 473
24. Levy M.: J. Math. Pures at appl., v. 16, 1871, s. 18
25. Shabaik A., Kobayashi S., Thomsen E. G., Application of Potential Flow Theory to Plane-Strain Extrusion, Trans. of the ASME, 1967, s. 503-513
26. Chenot J. L., Felgeres L., Lavarenne B., Salencon J.: A numerical application of the slip line field method to extrusion through conical dies, Int. J. Eng. Sci., v. 16, 1978, s. 263-273
27. Chitkara N. R., Butt M. A.: A general numerical method of construction of axisymmetric slip-line fields, Inst. J. Mech. Sci., v. 34, 1992, s. 833-848
28. Chitkara N. R., Butt M. A.: Axi-symmetric tube extrusion through a flat-faced circular die: numerical construction of slip-line fields and associated velocity fields, Inst. J. Mech. Sci., v. 39, 1997, s. 341-366

29. Materniak J.: Analiza procesu wyciskania współbieżnego metodą linii poślizgu, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, 1991
30. Seweryn A.: Analysis of Axisymmetric Steady-State Extrusion through Dies of large cone angle by slip-line method, Inst. J. Mech. Sci., v. 34, 1992, s. 891-900
31. Siemieniuk M., Piwnik J.: Numerical application of the slip-line method to axisymmetric metal forming processes, ESAFORM Conference, 1998
32. Fenton R. G.: Radial Flow Velocity Field for Predicting Upper-Bound Solutions for Plane Strain Extrusion, Trans. of the ASME, v. 90, 1968, s. 45-50
33. Chang K. T., Choi J. C.: Upper-Bound Solutions to Tube Extrusion Problems Through Curved Dies, Trans. of the ASME, v. 94, 1972, s. 1108-1112
34. Mahta B. V., Al-Zkeri I., Gunasekera J. S., Buijk A.: A Combined UBET/FEM Investigation of Metal Flow and Stress Analysis of Die in Extrusion Processes, J. of Mater. Process. Technol., v. 24, 1990, s. 431-440
35. Kakinaki T., Katoh K.: Application of Upper-Bound Method to Extrusion Die Design, Mat. Konf. 5th Intern. Aluminum Extrusion Techn., v. 1, Chicago 1992, s. 5-9
36. Venkata Reddy N., Sethuraman R., Lal G. K., Upper-bound and finite-element analysis of axisymmetric hot extrusion, J. of Mat. Process. Tech., v. 57, 1996, s. 14-22
37. Jia Z., Gunasekera J. S., Males J. C.: Application of Upper Bound Element Technique (UBET) for aluminium Extrusion, Mat. Konf. 6th Intern. Aluminum Extrusion Techn., v. 1, Chicago 1996, s. 247-252
38. Tibbetts B., Wen J.: Control Framework and Deformation Modeling of Extrusion Processes: An Upper Bound Approach, Mat. Konf. 6th Intern. Aluminum Extrusion Techn., v. 1, Chicago 1996, s. 375-385
39. Gunasekera J. S., Hoshino S.: Extrusion of Non-Circular Sections Through Shaped Dies, Annals of the CIRP, v. 29 (1980) 1
40. Zienkiewicz O. C.: Finite Element Method, McGraw Hill, 1977
41. Zienkiewicz O. C.: Metoda elementów skończonych, Arkady, Warszawa 1992
42. Szmelter J. i inni: Programy metody elementów skończonych, Arkady, Warszawa 1973
43. Lee C. H., Kobayashi H.: New Solution Rigid-Plastic Deformation Problems Using Matrix Method, Trans. of the ASME, 95 (1973), s. 865-873

44. Kobayashi H., Oh S. I., Altan T.: Metal Forming and the Finite-Element Method, Oxford University Press, Oxford 1989
45. Pietrzyk M.: Metody numeryczne w przeróbce plastycznej metali, skrypt AGH nr 1303, Kraków 1992
46. Oliver J.: Continuum Modelling of Strong Discontinuities in Solid Mechanics, Mat. Konf. 4th COMPLAS Conference, Barcelona 1995, s. 455-479
47. Stein E., Steinmann P., Miehe C.: Computational Modelling of Instability Phenomena in Plasticity, Mat. Konf. 4th COMPLAS Conference, Barcelona 1995, s. 481-508
48. Pietrzyk M., Kusiak J., Malinowski Z.: Problemy numerycznej symulacji procesów wyciskania z uwzględnieniem niestabilności odkształceń, Rudy i Metale Nieżelazne, 40 (1995), s. 466–469
49. Kusiak J., Libura W., Pietrzyk M., Misiolek W. Z.: Application of the Finite-Element Technique to the Simulation of the Aluminum Extrusion Process, Mat. Konf. 6th Internat. Aluminum Extrusion Technology Seminar ET'96, s. 361-367, Chicago 1996
50. Pietrzyk, M. Malinowski Z.: Numeryczna symulacja procesów wyciskania z lokalizacją odkształceń, Rudy i Metale Nieżelazne 40 (1997), s. 473-478
51. Pavanachand C., Li G., Wu W. T., Fluhrer J.: Finite element modeling of extrusion processes, Mat. Konf. 8th Internat. Aluminum Extrusion Technology Seminar, Floryda 2004
52. Mroczkowski M., Richert J.: Numeryczne symulacje procesów uwzględniające zachowanie stateczności plastycznego płynięcia, Rudy i Metale Nieżelazne, 9 (2001) 46, s. 426–432
53. Libura W., Leśniak D., Rękas A., Zasadziński J.: Physical and numerical modelling of extrusion of flat sections from hard deformable aluminium alloys, Advanced technology of plasticity 2005, proceedings of the 8th international conference on Technology of plasticity (ICTP 2005), Verona – Italy, Edizioni Progetto Padova, 2005, s. 219-220
54. Libura W., Leśniak D., Rękas A., Zasadziński J.: Modelowanie numeryczne procesu wyciskania przy użyciu matryc o różnym kształcie, KomPlasTech 2005, Informatyka w technologii metali, Ustroń 2005, s. 147-154
55. Libura W., Leśniak D., Rękas A., Zasadziński J.: Analiza numeryczna wyciskania trudnoodkształcalnych stopów aluminium przez matryce o różnym kształcie,

- Polska metalurgia w latach 2002 – 2006, Komitet Metalurgii PAN, Kraków 2006, s. 595-600
56. Rękas A., Baścik A., Leśniak D., Bakalarski P., Dokupil K., Libura W.: Wpływ geometrii matrycy na jakość wyciskanych kształtowników z trudnoodkształcalnych stopów aluminium, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 9 (2007) 52, s. 555–559
 57. Pearson C. E., Parkins R. N.: *The Extrusion of Metals*, London 1960
 58. Gubkin S. I.: *Plastическая деформация металлов*, ONTI NKTP, 1935
 59. Gubkin S. I.: *Теория обработки металлов давлением*, Металлургиздат, 1947
 60. Żołobow B. B., G. I. Žverev, *Pressowanie Metali*, 1959
 61. Perlin I. L.: *Теория прессования металлов*, Изд. Металлурггиза, Москва 1964
 62. Avitzur B.: Analysis of metal extrusion, *J. Eng. Ind. Trans. ASME*, 1965, s. 57
 63. Orzechowski H.: Płynięcie metalu podczas wyciskania, *Rudy i Metale Nieżelazne*, 9 (1964) 11, s. 593-599
 64. Parkins R. N.: *Mechanical Treatment of Metals*, London 1968
 65. Wantuchowski J., Zasadziński J.: Jakość wyrobów wyciskanych w świetle interpretacji wyników badań sposobu płynięcia metalu przy wyciskaniu, *Zeszyty Naukowe AGH, Metalurgia i Odlewnictwo* 25, 1972, s. 227-241
 66. Śliwa R., Zasadziński J.: Modelowanie płynięcia metalu wyciskanego przez matryce dwuotworowe, *Archiwum Hutnictwa*, 2 (1983) 28, s. 231-240
 67. Mavunda F., Zasadziński J.: Strefy martwe w procesie współbieżnego wyciskania metali, *Archiwum Hutnictwa*, 3 (1983) 28, s. 359-403
 68. Śliwa R., Zasadziński J.: Wyciskanie metali z wykorzystaniem matryc wielootworowych; Sposób i metodyka badań płynięcia metalu podczas wyciskania z użyciem matryc wielootworowych, *Archiwum Hutnictwa*, 3 (1985) 30, s. 328-341
 69. Śliwa R., Zasadziński J.: Wyciskanie metali z wykorzystaniem matryc wielootworowych; Badanie płynięcia metalu podczas wyciskania z użyciem matryc wielootworowych, *Archiwum Hutnictwa*, 3 (1985) 30, s. 343-363
 70. Szczepanik S., Piątkowska K.: Modelowanie numeryczne i fizyczne wyciskania współbieżnego, *Zeszyty Naukowe Mechanika* nr 207, s. 139-144, 2005
 71. Lee C. M., Yang D. Y., Kim M. U.: Numerical analysis of the three-dimensional extrusion of arbitrarily shaped sections by the method of weighted residuals, *Int. J. Mech. Sci.*, v. 32, s. 65-82, 1990

72. Zasadziński J., Richert J., Misiołek M.: Kontrolowanie płynięcia metalu podczas wyciskania kształowników asymetrycznych, XI Zebranie Sprawozdawcze Komitetu Metalurgii PAN, Kozubnik 1987, s. 145-148
73. Śliwa R., Mishuris G.: Modelling the plastic flow of composite materials in the extrusion process, Engineering Transaction, 45 (2), s. 275-293, 1997
74. Nakanishi K., Kamitani S., Koba H.: Metal flow control in hot extrusion of aluminium alloy using the pocket hole dies – die design aided by physical simulation system, Advanced Technology of Plasticity, v. 3, 6th ICTP 1999, s. 1833-1838
75. Nakanishi K., Kamitani S., Yang T., Takio H., Nagayoshi M.: Material flow characteristics in hot extrusion of aluminium alloy controlled by the flow guide and die bearing, Advanced Technology of Plasticity, v. 1, 2002, s. 409-414
76. Moroz B., Müller K.: Indirektes Strangpressen mit aktiver Reibung bei der Herstellung schwer presbarer Aluminiumwerkstoffe. Aluminium 71 (1995) 1, s. 80-90
77. Libura W., Metal flow in extrusion, Metallurgy on the turn of the 20th century, Wydawnictwo Naukowe „AKAPIT”, 2002, s. 391-412
78. Leśniak D., Libura W.: Analiza płynięcia metalu przez matryce z przedkomorą w procesie wyciskani profili pełnych o złożonej grubości ścianek, Rudy i Metale Nieżelazne, 11 (2001) 46, s. 569-574
79. Misiolek W. Z., Van Geertruyden W. H., Claves S. R., Bander A., Kazanowski P., Kansuwan P.: Metal Flow Analysis in Aluminum Extrusion, Microstructural Characterization and Modeling International Journal of Forming Processes, 6 (2003), s. 287-298
80. Steven R. C., Janiszewska K., Misiolek W. Z., Libura W.: Metal Flow in Billets of Thin-Walled Extrudates, Mat. Konf. 8th Internat. Aluminum Extrusion Technology Seminar ET'04, Orlando 2004, s. 55-67,
81. Zasadziński J., Richert J., Misiolek W. Z.: Physical Modeling Pertaining to Extrusion of Asymmetric Shapes, Journal of Materials Shaping Technology, vol. 7 (1989) 2, s. 113-116
82. Bandar R., Kloske K. E., Jeong T., Misiolek W. Z.: Real Time Three-Dimensional Visualization of Material Flow in Extrusion, Advanced Technology of Plasticity, Proceedings of the 6th ICTP, Germany 1999, v. III, s. 1795-1800

83. Misiolek W. Z., Van Geertruyden W. H., Claves S. R., Bander A. R.: Characterization of Aluminum Extrusions – Modeling of Metal Flow and Microstructure Response, ESAFORM 2002, Kraków 2002, s. 431-434
84. Śliwa R.: plastic flow in extrusion of metals by experimental investigations and analytical approach, Advanced Technology of Plasticity, vol. 3, 1999, s. 1839-1844
85. Alexandrov S., Mishuris G., Miszuris W., Sliwa R. E.: On the dead-zone formation and limit analysis in axially symmetric extrusion, International Journal of Mechanical Sciences 43, 2001, s. 367-379
86. Leśniak D., Libura W.: Modelowanie płynięcia materiału w procesie wyciskania niesymetrycznych kształowników, KomPlasTech 2001, s. 139-146
87. Kim Y. T., Ikeda K., Murakami T.: Metal flow in porthole die extrusion of aluminum, Journal of Materials Processing Technology 121, 2002, s. 107-115
88. Müller K.: Fundamentals of extrusion technology, Giesel Verlag 2005
89. Portevin A.: Les essais a chaud des metaux et alliades par filage, Revue de Metallurgie, 1929, s. 345-381
90. Siebel E., Fangmeier E.: Unrersuchungen uber den Kraftbedarf beim Pressen und Lochen, Mitt. K. W. I., 1931
91. Eisbein W.: Kraftbedarf und Flie Bvorgange beim Strangpressen, 1932
92. Geleji A.: Die Berechnung der Krafte und des Arbeitsbedarfs bei der Formgebung im bildsamen Zustande der Metalle, Budapest 1955
93. Unksow E. P.: Inżynieryjne metody rasczeta usilij pri obrabotkie mietalłow daelenijem, Moskwa 1955
94. Hill R.: The Theory of the extrusion of Metals, strength and Testing of Materiale, London 1952
95. Billigmann J.: Stauchen und Pressen, Munchen 1953
96. Leclerc G.: Le filage de l'acier avec verre lubrifiant, Revue generale de Mecanique, 1956
97. Buffet J., Jaoul B.: deformation reelle au cours du filage, Rev. Metall., 1960
98. Prozorov L. W.: Chołodnoje wydawliwanije tonkostiennych izdeielij, Nowyje issliedowanija w obłasti kuzniecnoej tiechnologii, CNIITMASZ, Moskwa 1950
99. Feldmann H. D.: Fliesspressen, VDI-Z, 1951
100. Hirst S., Ursell D. H.: Some Lemiting Factors in Extrusion, Metal Treatment, 1958

101. Wilcox R. J., Whitton P.: The cold extrusion of metals using lubrication at slow speeds, J. Inst. Metals, 1959
102. Perlin I. L.: Cvet. Met. 9, 1957