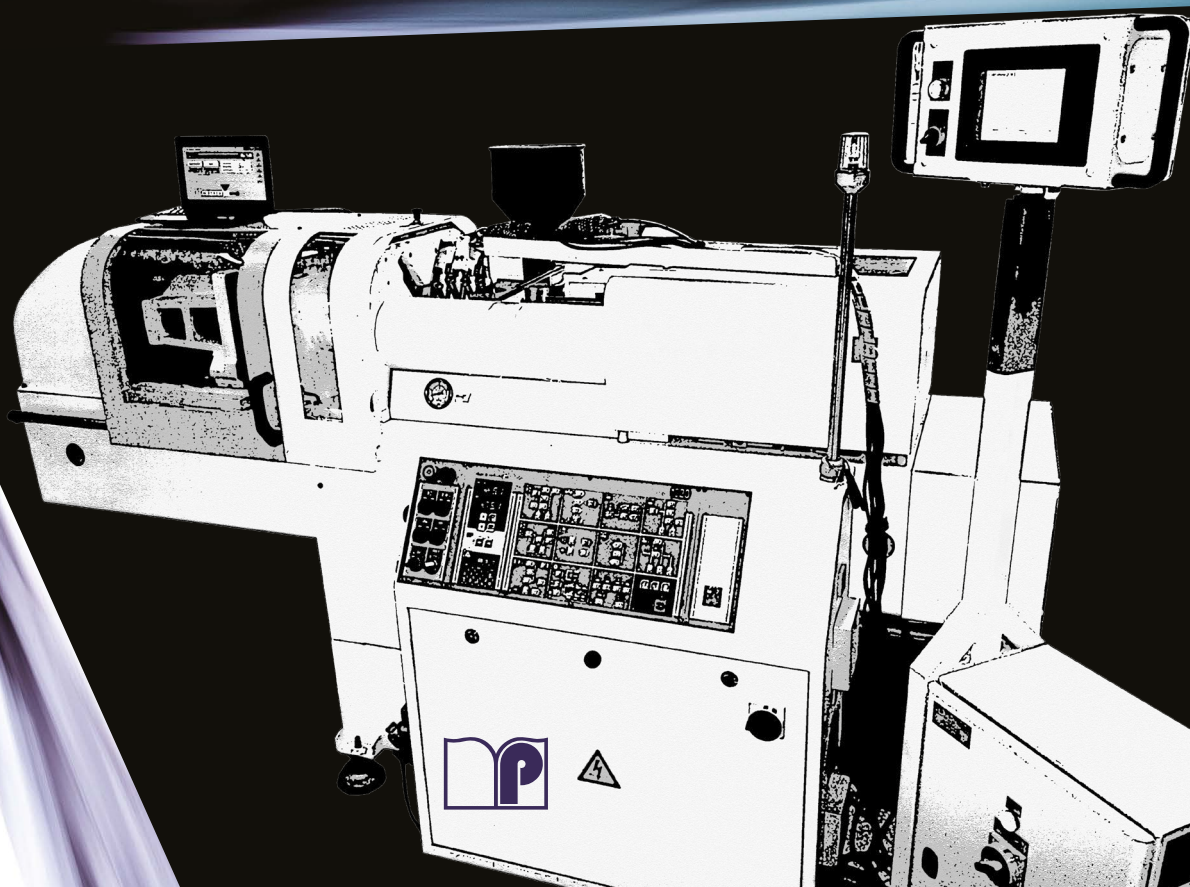


Jacek Iwko

Modelowanie procesu uplastyczniania tworzyw polimerowych przy wtryskiwaniu



Modelowanie procesu uplastyczniania
tworzyw polimerowych przy wtryskiwaniu

Jacek Iwko

**Modelowanie procesu uplastyczniania
tworzyw polimerowych przy wtryskiwaniu**



Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wrocław 2021

Recenzenci: Elżbieta Bociąga, Tomasz Sterzyński

Redakcja: Magdalena Józefiak

Redakcja techniczna i korekta: Stanisław Gancarz

Projekt okładki: Dominika Osadców-Będkowska

Skład: Jan Kaczorowski

Wszelkie prawa zastrzeżone. Żadna część niniejszej książki, zarówno w całości, jak i we fragmentach, nie może być reprodukowana w sposób elektroniczny, fotograficzny i inny bez zgody wydawcy i właściciela praw autorskich.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej,
Wrocław 2021

Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
www.oficyna.pwr.edu.pl
oficwyd@pwr.edu.pl
zamawianie.ksiazek@pwr.edu.pl

ISBN 978-83-7493-175-5

Druk i oprawa: beta-druk, www.betadruk.pl

Spis treści

Wstęp / 9

1. Stan wiedzy w zakresie modelowania przepływów ślimakowych tworzyw polimerowych / 13

- 1.1. Matematyczne modele opisu transportu i uplastyczniania przy wytłaczaniu / 14
- 1.2. Komputerowe modele symulacji wytłaczania / 19
- 1.3. Badania nad przebiegiem, opisem i symulacją zjawisk transportu i uplastyczniania przy wtryskiwaniu / 22

2. Model matematyczny uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu / 27

- 2.1. Założenia modelu / 29
- 2.2. Strefa transportu tworzywa stałego / 39
 - 2.2.1. Profil ciśnienia / 42
 - 2.2.2. Średnia temperatura tworzywa stałego / 48
 - 2.2.3. Moc i moment obrotowy / 49
- 2.3. Strefa uplastyczniania i transportu stopu / 50
 - 2.3.1. Stapianie dynamiczne / 52
 - 2.3.2. Stapianie statyczne / 59
 - 2.3.3. Profil złoża stałego / 63
 - 2.3.4. Temperatura tworzywa w kanale ślimaka oraz w szczelinie / 64
 - 2.3.5. Ciśnienie w strefie przejściowej i stapiania właściwego / 76
 - 2.3.6. Pobór mocy i moment obrotowy / 80

**3. Model symulacyjny uplastyczniania polimerów
przy wtryskiwaniu / 85**

4. Doświadczalna weryfikacja modelu / 93

4.1. Stanowisko badawcze i plan badań / 94

4.2. Analiza porównawcza / 102

4.3. Analiza czułości modelu / 116

5. Analiza wyników modelowania / 119

5.1. Charakterystyki modelu / 119

5.2. Możliwości zwiększenia dokładności wskazań modelu / 133

Podsumowanie / 137

Bibliografia / 141

Chciałbym w tym miejscu podziękować mojemu Promotorowi, prof. Ryszardowi Stellerowi za wszechstronną pomoc i wsparcie w latach 1997–2020. Chciałbym również podziękować mojej Żonie Joannie za wspieranie mnie w trudnych momentach badań oraz za cierpliwość w chwilach mojej nieobecności.

Wstęp

Do podstawowych zadań przetwórstwa tworzyw polimerowych należy nie tylko właściwe przygotowanie kompozycji polimerowych oraz wytworzenie z nich wyrobów użytkowych o pożądanych cechach eksploatacyjnych, lecz także wykonanie tego jak najmniejszym kosztem.

Jednym z elementów umożliwiających minimalizację kosztów wytwarzania jest optymalny dobór konstrukcji maszyn przetwórczych i warunków przetwarzania. Stwierdzenie to dotyczy również metod przetwórczych, u podstaw których leżą procesy transportu ślimakowego. Zalicza się do nich zwłaszcza procesy wytłaczania, w tym wytłaczania jednoślimakowego oraz wtryskiwania, które pod względem ilości przetwarzanych materiałów polimerowych stanowią absolutną większość wśród wszystkich metod przetwórstwa tworzyw sztucznych. Zarówno wytłaczanie, jak i wtryskiwanie składają się z dwóch głównych etapów, tj. uplastyczniania i formowania, które mają decydujący wpływ na jakość wyrobów oraz koszty ich wytworzenia.

Podstawowym zadaniem etapu uplastyczniania jest otrzymanie stopu polimeru o jak najlepszej jednorodności (homogenizacji) materiałowej i termicznej oraz jego stabilny transport z możliwie dużą wydajnością i przy możliwie małym nakładzie energii. W zależności od charakteru procesu zadania te mogą być traktowane z różnym nasileniem. W przypadku wytłaczania homogenizującego, związanego najczęściej z przygotowaniem kompozycji, podstawową rolę odgrywa dobra homogenizacja materiałowa przy minimalnym koszcie energetycznym, podczas gdy dla wytłaczania formującego większe znaczenie mają problemy homogenizacji termicznej i stabilności, które determinują dokładność wymiarową i jakość wyrobów. Ten ostatni przypadek można w pewnej mierze odnieść

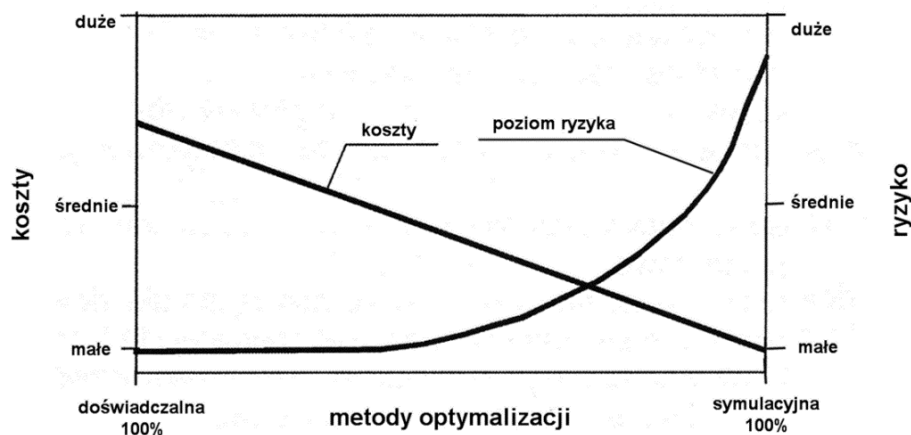
również do uplastyczniania przy wtryskiwaniu, chociaż z uwagi na ich różną dynamikę podobieństwo obu procesów jest stosunkowo niewielkie. W przypadku wytłaczania – procesu o charakterze ciągłym – uplastycznianie przebiega w warunkach równowagi dynamicznej. Stan równowagi może być zakłócany jedynie przez losowe fluktuacje parametrów o charakterze białego szumu. W przypadku wtryskiwania – procesu cyklicznego – uplastycznianie zachodzi w warunkach nierównowagi dynamicznej. Oznacza to, że w trakcie jednego cyklu wtryskowego parametry procesu podlegają zmianom w czasie, a zmiany te są niezależne od możliwych zakłóceń o charakterze losowym. Stąd w przypadku kilku cykli wtryskowych można mówić co najwyżej o *quasi*-równowadze dynamicznej tego procesu, rozumianej jako stałość parametrów w tych samych momentach różnych cykli wtryskiwania.

Istnieją dwa dodatkowe elementy, które w sposób bardzo istotny odróżniają dynamikę pracy układu uplastyczniającego podczas wtryskiwania i wytłaczania jednoślimakowego. Pierwszy z nich jest pochodną faktu, że stapianie tworzywa przy wtryskiwaniu ma charakter zarówno statyczny (ślimak jest nieruchomy), jak i dynamiczny (ślimak obraca się), podczas gdy przy wytłaczaniu ma ono charakter wyłącznie dynamiczny. Drugi element wpływający na dynamikę procesu to ruch posuwisto-zwrotny ślimaka związany z etapem uplastyczniania dynamicznego oraz wtrysku tworzywa do formy. Ruch ten dodatkowo zmienia położenie stref roboczych ślimaka w czasie oraz warunki przepływu tworzywa w kanale. Zaniedbując w pierwszym przybliżeniu istnienie tego ruchu, można ogólnie stwierdzić, że im dłuższy czas rotacji ślimaka, tym bardziej uplastycznianie przy wtryskiwaniu zbliża się do uplastyczniania przy wytłaczaniu.

Omówione różnice w procesie uplastyczniania przy wytłaczaniu jednoślimakowym i wtryskiwaniu znajdują swoje odzwierciedlenie w odmiennym ukształtowaniu geometrycznym układów uplastyczniających, a zwłaszcza ślimaków wtryskowych i wytłaczarskich. Optymalizacja geometrii tych układów wykorzystywała przez długi czas jedynie duże doświadczenie oraz wyczucie konstruktorów i technologów. W ostatnich latach coraz większego znaczenia nabiera podejście teoretyczne. Związane jest ono z tworzeniem matematycznych modeli procesu uplastyczniania, opartych na prawach zachowania masy, pędu i energii oraz właściwości materiału. Modele te wiążą podstawowe charakterystyki uplastyczniania danego tworzywa z geometrią układu uplastyczniającego, umożliwiając tym samym optymalizację rozwiązań konstrukcyjnych. Takie podejście jest możliwe dzięki szybkiemu rozwojowi techniki obliczeniowej, obejmującej moc obliczeniową komputerów, programowanie oraz metody

numeryczne. Należy w tym miejscu podkreślić, że podejście empiryczne i teoretyczne wzajemnie się inspirują i uzupełniają (rys. 1).

Jak już wspomniano, dość duże podobieństwo układów uplastyczniających wytłaczarek jednoślیمakowych oraz wtryskarek ślیمakowych sugeruje, że mechanizmy uplastyczniania w obu układach są w pewnym stopniu do siebie podobne. Zasadnicze różnice wynikają z odmiennej dynamiki pracy wtryskarek i wytłaczarek, wyrażającej się m.in. cykliczną rotacją przy wstecznym ruchu ślیمaka wtryskowego.



Rys. 1. Poglądowa zależność kosztów optymalizacji ślیمaka wytłaczarskiego oraz ryzyka konstrukcyjnego od zastosowanej metody optymalizacji (metody doświadczalne vs symulacyjne programy komputerowe) (opracowano na podstawie: J. Stasiek, *Wytłaczanie tworzyw polimerowych – zagadnienia wybrane*, Wydawnictwa Uczelniane UTP w Bydgoszczy, Bydgoszcz 2007, s. 180)

Z tego względu proces uplastyczniania przy wytłaczaniu można traktować jako graniczny przypadek uplastyczniania przy wtryskiwaniu, odpowiadający nieskończeniu długiemu czasowi rotacji ślیمaka (przy pominięciu jego ruchu wstecznego). Stąd też model wytłaczania umożliwiający symulację i optymalizację procesów rzeczywistych może być traktowany jako punkt wyjścia do zbudowania podobnego modelu działania układu uplastyczniającego wtryskarki.

Niniejsza praca ma na celu prezentację własnych dokonań w zakresie modelowania procesu uplastyczniania podczas wtryskiwania tworzyw termoplastycznych na tle aktualnego stanu wiedzy w obszarze symulacji procesów transportu i uplastyczniania ślیمakowego.

1.

Stan wiedzy w zakresie modelowania przepływów ślimakowych tworzyw polimerowych

Jak już stwierdzono, układy uplastyczniające wytłaczarek jednoślimalikowych oraz wtryskarek ślimakowych charakteryzują się dużym podobieństwem pod względem geometrii, przy jednoczesnym niewielkim podobieństwie pod względem dynamiki działania. Podobieństwo to jest najbardziej widoczne w fazie stapiania dynamicznego tworzywa przy obracającym się ślimaku podczas wtryskiwania. Z tego też względu modelowanie ustalonego procesu wytłaczania jednoślimalikowego może stanowić pierwszy krok do modelowania złożonego pod względem dynamiki działania *quasi*-ustalonego procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu. Fakt ten uwzględnia poniższe zwięzłe omówienie aktualnego stanu wiedzy poświęcone problemom matematycznego i komputerowego modelowania procesów uplastyczniania. W pierwszej części skoncentrowano się na modelowaniu procesów wytłaczania jednoślimalikowego, przechodząc następnie do procesów modelowania układów wtryskowych z uwzględnieniem różnic i podobieństw obu układów. Przy omawianiu wytłaczania nieco uwagi poświęcono także wytłaczaniu dwuślimalikowemu.

Należy już teraz podkreślić, że wiele z cytowanych poniżej istotnych prac, związanych zwłaszcza z matematycznym opisem zjawisk podczas wytłaczania, a szczególnie podczas wtryskiwania polimerów, zostało opublikowanych kilkadziesiąt lat temu i mimo pewnych modyfikacji nadal są wykorzystywane. Świadczy to pośrednio o dużej skali trudności zagadnień związanych z opisem i modelowaniem procesów przetwórstwa ślimakowego, zwłaszcza wtryskowego, materiałów polimerowych.

1.1. Matematyczne modele opisu transportu i uplastyczniania przy wytłaczaniu

Teoretyczne podejście do procesu uplastyczniania polimerów poprzez tworzenie matematycznych modeli symulacyjnych jest szeroko stosowane głównie w przypadku procesu wytłaczania. W literaturze istnieje wiele tego typu modeli omówionych krótko poniżej. Opisują one w mniej lub bardziej złożony sposób jeden lub więcej procesów obejmujących transport polimeru stałego, uplastycznianie oraz transport polimeru stopionego. Stosuje się w nich podobne ogólne zasady, ale różnią się one założeniami szczegółowymi. Jako ogólną zasadę przyjmuje się, że wytłaczarka jest podzielona na kilka głównych stref funkcjonalnych – strefę transportu tworzywa stałego, strefę przejściową, strefę stapiania oraz strefę transportu stopu. Niektóre modele uwzględniają także głowice wytłaczarskie oraz strefę leja zasypowego.

W literaturze dostępne są również prace przeglądowe z zakresu modelowania transportu i uplastyczniania polimerów w wytłaczarkach jedno- i dwuślimakowych, z których najnowsze to opracowania Wilczyńskiego i wsp. [2] oraz Hyvärinena i wsp. [3]. Przegląd literatury na ten temat zawiera również wybrane monografie, np. White'a i Potente [4] czy Rauwendala [5].

Opis strefy transportu tworzywa stałego opiera się na mechanizmie tarcia suchego, zwykle reprezentowanym przez klasyczne podejście Darnella i Molla [6] z późniejszymi modyfikacjami [7–12], związanymi m.in. z uwzględnieniem przewodzenia ciepła do złoża stałego [8], [9] czy wyznaczeniem kąta siły nacisku złoża stałego na zwój ślimaka różnego od 90° [11], [12]. Opis tej strefy może również obejmować rowkowany cylinder. Badania dotyczące układów uplastyczniających wytłaczarek ze strefowo rowkowanym cylindrem opisali m.in. Chung i wsp. [13] oraz Jin i wsp. [14], natomiast modele uplastyczniania uwzględniające tę strefę zaproponowali Avila-Alfaro i wsp. [15], [16].

Chung w swoich wcześniejszych pracach [17], [18] przedstawił ponadto inne podejście do problemu transportu złoża stałego, zakładając, że na jego ruch wpływa obecność stopionej warstwy polimeru na rdzeniu ślimaka i wewnętrznej powierzchni cylindra, tzn. że blok stałego polimeru jest otoczony warstwą polimeru uplastycznego. Ponadto przeprowadzono szereg badań, w których dane materiałowe dla strefy transportu tworzywa stałego nie były przyjmowane jako stałe [19]. Badania nad tą strefą zostały ostatnio szczegółowo przeanalizowane w pracach Schöppnera i wsp. [20], [21]. Pojawiły się również

prace dotyczące wpływu kształtu i wielkości cząstek stałych polimeru na współczynnik tarcia polimer–metal, wydajność transportową oraz szybkość stapiania [22], [23], jak również zależności gęstości nasypowej polimeru, która jest ważnym parametrem materiałowym przy analizie transportowej, od ciśnienia i temperatury [24]. Istnieją również prace uwzględniające ruch ziaren polimeru w złożu względem siebie. W modelach tych często wykorzystywana jest tzw. metoda elementów dyskretnych (DEM), pozwalająca na wyznaczanie trajektorii ruchu cząstek i wzajemnych oddziaływań między elementami ośrodków o naturze dyskretniej (materiałów sypkich). Szerokie badania wykorzystujące 3D DEM przeprowadzili niedawno Moysey i Thompson [25–27], wykazując trafność tej metody przy modelowaniu strefy zasilania w wytłaczarkach.

W literaturze znaleźć można również prace opisujące transport złoża stałego w wytłaczarkach dwuślimakowych o mniejszym podobieństwie do układów wtryskowych. Procesy transportowe w wytłaczarkach współbieżnych opisano m.in. w artykułach [28–31]. Wytłaczarki dwuślimakowe przeciwbieżne są znacznie słabiej poznane i opisane. Jedną z kilku prac opisujących doświadczalne badania nad transportem i uplastycznianiem w tego typu wytłaczarce jest praca Wilczyńskiego i White’a [32]. W wytłaczarkach dwuślimakowych dominuje tzw. zasilanie dozowane (głodujące, ang. *starve fed*) i ma ono mniejszy wpływ na całościowy model procesu uplastyczniania niż typowe zasilanie grawitacyjne w wytłaczarkach jednoślimakowych. Jako podsumowanie warto dodać, iż niektóre opisane powyżej modele zostały wykorzystane w różnych monografiach związanych z wytłaczaniem tworzyw polimerowych [7], [33], [34].

Istniejące modele uplastyczniania polimerów w układach ślimakowych można podzielić na dwie kategorie, tj. na modele stapiania tworzywa w warstwie (*Contiguous Solids Melting*, CSM) i modele stapiania tworzywa w dyspersji (*Dispersed Solids Melting*, DSM). Do opisu procesu uplastyczniania polimerów w systemach jednoślimakowych powszechnie stosuje się model CSM Tadmora [7] (zapoczątkowany przez wcześniejsze badania Maddocka i Streeta [35], [36]) oraz jego różne modyfikacje [37–49]. Model Tadmora zakłada, że uplastycznianie zachodzi w cienkiej warstwie tworzywa stałego przylegającej do gorącego cylindra, która znajduje się nad złożem polimeru w stanie stałym poruszającym się ze stałą prędkością wzdłuż kanału ślimaka. Obszar cyrkulującego stopu pojawiający się przy pewnej krytycznej grubości warstwy stapiania znajduje się przy aktywnej stronie zwoju ślimaka.

Jego względna szerokość stopniowo wzrasta z intensywnością zależną od parametrów procesu i geometrii ślimaka aż do wypełnienia stopem polimerowym całego kanału ślimaka. Modyfikacje modelu Tadmora uwzględniają między innymi takie zjawiska, jak zmienna prędkość przemieszczania się złoża stałego [37], zmienna wysokość stopionej warstwy polimeru w kierunku normalnym do osi kanału [38], odkształcanie się złoża stałego [39], [40], [43], zastosowanie helikalnego (śrubowego) układu współrzędnych w celu uwzględnienia krzywizny ślimaka [41] lub uplastycznianie złoża stałego także od strony ślimaka [39], [44], [49]. Zazwyczaj do modelowania przyjmuje się płaski lub cylindryczny kształt kanału ślimaka oraz jedno- lub dwuwymiarowy przepływ nieizotermiczny. Właściwości reologiczne stopionego tworzywa polimerowego są z reguły opisane przez model Crossa-WLF, Carreau lub potęgowy. Modele te umożliwiają obliczenie typowych charakterystyk procesu, takich jak rozkład ciśnienia i temperatury lub pobór mocy w zależności od geometrii kanału ślimaka oraz parametrów procesu.

Odmienny model uplastyczniania polimerów podczas wytłaczania zaprezentował Lindt [50], [51]. W swoich badaniach zaobserwował on, że klin tworzywa stałego w strefie uplastyczniania otoczony jest ze wszystkich stron warstewką stopu. Prowadząc badania z zastosowaniem ślimaków o dużych średnicach ($D \geq 100$ mm) oraz w warunkach przepływu związanych z dużymi gradientami ciśnienia (rzędu 100 MPa/m), Lindt zaobserwował, że stopiony materiał gromadzi się w dolnej oraz górnej warstewce (sąsiadującej z powierzchnią cylindra i rdzenia ślimaka), których grubość zwiększa się stopniowo, aż do całkowitego stopienia cienkiego klina tworzywa stałego. Taki mechanizm uplastyczniania może mieć miejsce szczególnie wówczas, gdy powstawanie gradientu ciśnienia w kierunku normalnym do osi kanału może zostać znacząco utrudnione z powodu występowania przepływu przeciekowego. Prace Lindta były później rozwijane przez Elbirli i wsp. przez uwzględnienie m.in. występowania przepływu poprzecznego stopu dokoła złoża stałego oraz możliwości odkształcenia złoża stałego [52], [53].

Warto wspomnieć również o próbach modelowania procesu uplastyczniania polimerów bez założenia konkretnego mechanizmu stapiania. Pierwszy krok w tym kierunku został podjęty z dużym powodzeniem przez Viriyayuthakorna i Kassahuna [54], a następnie prace te były kontynuowane przez innych badaczy [55]. Ewolucję procesu uplastyczniania wzdłuż kanału ślimaka uzyskano wyłącznie na podsta-

wie rozwiązania układu równań zachowania masy, pędu i energii oraz odpowiedniego równania konstytutywnego.

Mechanizm uplastyczniania DSM, charakterystyczny dla wytłaczania głodującego (*starve-fed*), jest bardziej odpowiedni w przypadku wytłaczania dwuślimakowego. Warunki takie w wytłaczarkach jednoślimakowych można uzyskać przy zasilaniu dozowanym, ponieważ w typowych procesach dominuje zasilanie grawitacyjne (*flood-fed*) właściwsze dla modeli CSM. Chociaż zagadnienie zasilania dozowanego w wytłaczarkach jednoślimakowych jest znane od dawna [56], [57], jego systematyczne badania i modelowanie rozpoczęto w ostatniej dekadzie [58–60]. Na przestrzeni ostatnich dwudziestu lat nastąpił także znaczący rozwój w dziedzinie modelowania procesu uplastyczniania w wytłaczarkach dwuślimakowych. Analizując badania układów współbieżnych [61–68], warto wskazać zarówno podejście zbliżone do modelu Tadmora stapienia w warstwie [62–64], zakładające stopniowe zwiększanie się wysokości stopionej warstwy polimeru, jak i podejście oparte na modelu dyspersyjnym, zakładające przesycenie stałego polimeru stopem i analizujące przepływ powstałych systemów dyspersyjnych [65], [66].

Badania układów ślimaków przeciwbieżnych [32], [69–74] są mniej rozwinięte od badań układów współbieżnych. W pracy [32] pokazano, że uplastycznianie polimeru zachodzi nie tylko od strony gorącego cylindra poprzez przewodzenie i lepkie rozpraszanie w warstwie stopu, ale również między ślimakami w wyniku tarcia ziaren polimeru. Na tej podstawie opracowano model stapienia uwzględniający oba te obszary [69]. W kolejnych latach kontynuowano badania nad modelami uplastyczniania w układach przeciwbieżnych [70–74]. Pojawiły się również opracowania dotyczące obserwacji procesu stapienia polimerów bezpośrednio w wytłaczarce, jako alternatywa dla techniki wyciągania ślimaka z cylindra (*Screw Pulling-Out Technique*), która jest dość uciążliwa. Wprowadzono m.in. szklane okna w cylindrze wytłaczarki [64], [75] oraz wykorzystywano w tym celu pomiarowe systemy ultradźwiękowe [76], [77]. Niedawno ukazała się także publikacja, mówiąca o wykorzystaniu przezroczystego cylindra do obserwacji przepływu cieczy lepkosprężystych w wytłaczarce współbieżnej [78].

Przepływy stopionych polimerów w wytłaczarkach jednoślimakowych zostały szeroko opisane w literaturze, przy uwzględnieniu różnych założeń. Pierwsze opracowanie na ten temat, związane z izotermicznym przepływem ciśnieniowo-wleczonym cieczy newtonowskiej

w kanale ślimaka, pojawiło się w latach 50. XX wieku [79]. Badania te dotyczyły jednowymiarowego przepływu przez kanał prostokątny o bardzo dużej szerokości w porównaniu do wysokości. W późniejszym czasie pojawiły się modele, które dodatkowo uwzględniały przepływ poprzeczny [80], wpływ krzywizny kanału [81], [82] oraz wpływ szczeliny między wierzchołkiem uzwojenia ślimaka a cylindrem [83]. Pierwsze prace uwzględniające przypadek nienewtonowski obejmowały jednowymiarowy, izotermiczny przepływ cieczy potęgowej w kanale o nieskończonej szerokości i pojawiły się w połowie lat 60. poprzedniego stulecia [84], [85]. Następnie analizowano przepływ dwuwymiarowy [86], [87]. Badania te zostały podsumowane i rozszerzone w znanych monografiach [7], [88]. Fundamentalna praca Tadmora i Kleina [7] była podstawą do tworzenia ulepszonych modeli, biorąc pod uwagę przepływy dwu- lub trójwymiarowe, nienewtonowskie właściwości stopionych polimerów i rzeczywistą geometrię ślimaka, jak również stosując właściwsze podejście do zagadnień termicznych oraz sprzężeń mechaniczno-termicznych [89–96].

Uwzględniając poślizg na ściankach kanału przepływowego, co może mieć miejsce w przypadku wytłaczania elastomerów, PVC lub kompozytów polimerowych (np. polimerowo-drzewnych), mechanizm stapiania może być inny – stopiony materiał może gromadzić się przy pasywnym zwoju ślimaka. Przepływy stopionych polimerów z uwzględnieniem poślizgu analizowano w wielu pracach. Omawiano w nich między innymi wpływ zjawiska poślizgu na profile prędkości i charakterystyki transportowe [97] oraz na wydajność uplastyczniania i pobór mocy [98–102]. W ostatnich latach pojawiły się prace zawierające heurystyczne metody dwu- oraz trójwymiarowego modelowania przepływu płynów potęgowych w strefie dozowania wytłaczarek jednoślimakowych [103–105]. Istotne ze względu na możliwość wystąpienia procesów degradacyjnych podczas przepływu stopionych polimerów są też opracowania opisujące tzw. przepływy wtórne w narożach kanałów przepływowych [106], [107], podobne do tzw. wirów Moffatta [108] znanych w mechanice płynów.

Pierwsze doświadczalne badania przepływu stopionych polimerów we współbieżnych wytłaczarkach dwuślimakowych opracowano w połowie lat 60. XX wieku. Stwierdzono w nich, iż mechanizm transportu opiera się głównie na przepływie wleczonym, podobnie jak w wytłaczarkach jednoślimakowych [109]. Modele opisujące przepływ newtonowski polimerów w wytłaczarkach współbieżnych zostały opracowane znacznie później, bo w latach 80. [110–114]. W następnej

dekadzie pojawiły się prace uwzględniające przepływ nienewtonowski [61], [115–117], a także analizy łącznego przepływu wleczonego i ciśnieniowego [118]. W analizach modelowych uwzględniano także efekt poślizgu stopionych polimerów [68], [119]. Najnowsze publikacje w dziedzinie dwuślimakowych wytłaczarek współbieżnych dotyczą trójwymiarowych, nienewtonowskich analiz MES [68], [96]. Pojawiła się również praca [120], w której porównano wyniki symulacji 3D z wynikami pochodzącymi z oprogramowania 1D (Ludovic). Pokazano w niej m.in., że model 1D dał zupełnie poprawne wyniki dla przepływów polimerów w układach ślimakowych.

Wytłaczarki dwuślimakowe przeciwbieżne różnią się od współbieżnych nie tylko budową, ale przede wszystkim mechanizmem transportu. Po raz pierwszy opisane zostały prawie sto lat temu [121], [122] jako pompy wyporowe, których wydajność uzależniona jest od geometrii i prędkości obrotowej ślimaków. Późniejsze opracowania dotyczą charakterystyk transportowych wytłaczarek przeciwbieżnych, ze szczególnym uwzględnieniem przepływu przeciekowego między ślimakami [123–125] oraz stopnia zazębienia ślimaków [126]. Pierwsze analizy numeryczne dla zazębiającej się wytłaczarki przeciwbieżnej przedstawiono w latach 90. [127], [128]. Pod koniec tego okresu przeanalizowano przepływy nienewtonowskie i modelowano przepływy dla różnych kształtów segmentów ślimaków w wytłaczarkach przeciwbieżnych, co umożliwiło m.in. wyznaczenie profili ciśnienia i temperatury na długości układu uplastyczniającego [129], [130]. Najnowsze prace [131] obejmują trójwymiarowe, nienewtonowskie modelowanie MES, stosowane w celu wyznaczenia charakterystyk transportowych wytłaczarek przeciwbieżnych.

1.2. Komputerowe modele symulacji wytłaczania

Programy komputerowe służące do szeroko pojętego modelowania stają się narzędziami coraz częściej i coraz chętniej wykorzystywanymi nie tylko przez naukowców, lecz przede wszystkim przez konstruktorów i technologów. Przyczyniają się one do znacznych oszczędności ekonomicznych przedsiębiorstw, eliminując zarówno nakłady finansowe przeznaczane na budowę prototypów maszyn czy urządzeń, jak

i oszczędzając czas pracowników. W dzisiejszych czasach komercyjne programy symulacyjne są jednym z podstawowych narzędzi projektowych i konstrukcyjnych, umożliwiając przewidywanie zachowania się materiałów lub konstrukcji w określonych warunkach oraz analizę zjawisk zachodzących podczas przebiegu różnych procesów przemysłowych. Znajdują one również szerokie zastosowanie w przetwórstwie tworzyw sztucznych i są pomocne w konstruowaniu maszyn i narzędzi oraz w przewidywaniu właściwości wyrobów polimerowych.

Pakiety programowe służące do komputerowego modelowania procesów przetwórstwa można najogólniej podzielić na dwie grupy [132]:

- 1) systemy ogólnie zorientowane,
- 2) systemy zorientowane na określoną technikę przetwórstwa.

W pierwszej grupie programów, zwanej systemami CFD (*Computational Fluid Dynamics*), znajdują się m.in. takie pakiety programowe, jak POLYFLOW [133] czy POLYCAD [134]. Zastosowanie systemów ogólnie zorientowanych nie jest ograniczone do konkretnego procesu lub zagadnienia. Stanowią one narzędzia do rozwiązywania równań zachowania masy, pędu i energii dla różnych materiałów i w odniesieniu do różnych warunków przepływu. Podstawą tego typu modelowania jest każdorazowe zdefiniowanie analizowanego problemu. Są to tzw. modele o parametrach rozłożonych. Zakres zagadnień, które można rozwiązać przy pomocy tych pakietów jest bardzo szeroki i obejmuje np. zagadnienia, takie jak analiza przepływów w kanałach o dowolnej geometrii, m.in. obliczenia dwuwymiarowych i trójwymiarowych pól prędkości, naprężeń, ciśnienia i temperatury z różnymi warunkami brzegowymi dla płynów rozrzedzanych ścinaniem, w tym również płynów lepkosprężystych, rozwiązywanie zagadnień powierzchni swobodnych, analizę przepływów wielowarstwowych czy procesów mieszania.

W drugiej grupie pakietów znajdują się programy, których działanie dotyczy zagadnień wyraźnie sformułowanych, w tym najczęściej przepływów. W przeciwieństwie do pakietów z pierwszej grupy są one ograniczone do określonej metody przetwórstwa. Modelowanie za pomocą tych systemów ma za każdym razem podobny charakter. Polega ono na wprowadzeniu do programu danych opisujących geometrię układu przepływowego (np. geometrię ślimaka lub głowicy), regulowane warunki przepływu (tzw. parametry robocze) oraz fizykochemiczną, cieplną i reologiczną charakterystykę materiału (tzw. parametry materiałowe), a następnie wykonaniu obliczeń i prezentacji wyników. W modelach tego typu kanał ślimaka

jest zwykle podzielony na krótkie segmenty osiowe (przyrosty), w których parametry wyjściowe z bieżącego segmentu są parametrami wejściowymi dla następnego segmentu – są to więc klasyczne modele deterministyczne o parametrach skupionych (lokalnie skupionych – zakłada się bowiem, że w każdym segmencie parametry lokalne są stałe). W tej grupie programów znajduje się również autorski model uplastyczniania przy wtryskiwaniu, który jest przedmiotem niniejszego opracowania.

Warto zwrócić uwagę na fakt, iż symulacji pełnego procesu uplastyczniania ślimakowego polimerów w dowolnym procesie przetwórczym nie można wykonać, wykorzystując system o przeznaczeniu ogólnym, gdyż w szczególności nie będzie on w stanie modelować transportu tworzywa stałego czy działania strefy stapiania. Do tego celu muszą być wykorzystane programy symulujące określony proces przetwórczy, czyli tzw. systemy zorientowane.

Analizując powstałe na bazie modeli matematycznych programy komputerowe, pierwszy przeznaczony do symulacji procesu wytłaczania EXTRUD opracowali Tadmor i Klein [135]. Następnie pojawiło się kilka innych programów komputerowych do symulacji procesu wytłaczania jednoślismakowego, takich jak NEXTRUCAD [46], SPR [136], PASS [137] oraz REX [138], [139]. W tym czasie pojawiły się także inne modele matematyczne procesu uplastyczniania polimerów w wytłaczarkach jednoślismakowych [140–143]. Warto podkreślić osiągnięcia krajowe – w latach 90. Wilczyński [144], [145] opracował program SSEM (*Single Screw Extrusion Model*), a w 2018 r. zaprezentował program do symulacji wytłaczania jednoślismakowego kompozytów polimer–drewno [146].

Badania nad współbieżnym wytłaczaniem dwuślismakowym zostały zapoczątkowane przez White’a i jego współpracowników, w wyniku czego opracowano komputerowy model współbieżnego wytłaczania dwuślismakowego *Akro-Co-Twin* [147], [148]. Niezależne badania prowadzone przez Potente doprowadziły do opracowania programu SIGMA [149]. Vergnes i wsp. opracowali program LUDOVIC [150]. Pojawiły się ponadto inne programy do modelowania procesu wytłaczania współbieżnego [151], [152]. Badania nad wytłaczaniem dwuślismakowym przeciwbieżnym zostały również zainicjowane przez White’a i jego współpracowników. Ich rezultatem był pierwszy model komputerowy wytłaczania dwuślismakowego przeciwbieżnego *Akro-Counter-Twin* [69], [71]. Badania te kontynuował zespół Wilczyńskiego, który opracował program TSEM (*Twin-Screw Extrusion Model*) [74], [153].

1.3. Badania nad przebiegiem, opisem i symulacją zjawisk transportu i uplastyczniania przy wtryskiwaniu

Mimo znacznego rozwoju teorii i programów do symulacji wytłaczania, zwłaszcza jednoślindakowego, które znalazły odzwierciedlenie w bogatej literaturze, analogiczne postępy w zakresie wtryskiwania są znacznie skromniejsze. Z tego względu problematyka matematycznego opisu oraz komputerowej symulacji procesów transportu i uplastyczniania przy wtryskiwaniu omówiona zostanie łącznie. Istnieją tylko nieliczne modele teoretyczne i symulacyjne opisujące proces uplastyczniania przy wtryskiwaniu, mimo iż etap ten jest niezwykle istotny dla jakości stopu (homogenizacja materiałowa i termiczna), a tym samym dla jakości wypraski. Główną tego przyczyną jest znacznie bardziej złożona dynamika procesu uplastyczniania podczas wtryskiwania, wynikająca z jego cyklicznego (*quasi*-ustalonego) charakteru. Przejawia się to m.in. istnieniem sprzężonych faz stapiania statycznego (ślindak nieruchomy) i dynamicznego (ślindak wykonujący ruch obrotowy, czemu towarzyszy osiowy ruch wsteczny z regulowanym skokiem). Stapianie polimeru zachodzi w wyniku transportu ciepła przez przewodzenie z nagrzanego cylindra przy nieruchomym ślindaku oraz dodatkowo przez lepkie rozpraszanie podczas ruchu obrotowo-wstecznego ślindaka.

Modelowe podejście do mechanizmu stapiania przy formowaniu wtryskowym było przedmiotem kilku prac w latach 70. oraz 80. ubiegłego wieku. Donovan i wsp. badali naturę procesu uplastyczniania różnych polimerów we wtryskarce z wykorzystaniem „eksperymentu chłodzenia” [154]. Wyniki ich badań pokazały, że proces uplastyczniania we wtryskarce ślindakowej może być ogólnie traktowany jako proces przejściowy wytłaczania uplastyczniającego, który stopniowo zbliża się do stanu równowagi typowego dla wytłaczania podczas wydłużania czasu ruchu obrotowego ślindaka wtryskowego. Jako kontynuację Donovan zaproponował związany z tym model teoretyczny dla procesu uplastyczniania w układzie uplastyczniającym wtryskarki [155] przez połączenie modelu wytłaczania w stanie ustalonym z podejściem heurystycznym, opisującym stan przejściowy podczas stapiania. Następnie stworzył on model uplastyczniania, służący jako metoda projektowania analitycznego dla fazy uplastyczniania przy wtryskiwaniu, która łączy przejściowy model uplastyczniania z innymi modelami w celu obliczenia profili temperatury oraz ciśnienia podczas procesu

uplastyczniania [156]. Inne podejście zostało zaproponowane przez Lipshitz i wsp., którzy połączyli dynamiczny model uplastyczniania przy wytłaczaniu dla okresu rotacji ślimaka oraz model nieustalonego przewodzenia ciepła z przemianą fazową dla okresu, w którym ślimak jest nieruchomy [157]. Model wytłaczania dynamicznego opisany przez Tadmora [158], odnoszący się do wytłaczania nieustalonego w czasie, rozpatruje dwa procesy występujące podczas takiego wytłaczania, tj. stapianie oraz transport stopu. Głównym elementem tego modelu jest opis zmian profilu względnej szerokości złoza stałego, temperatury oraz ciśnienia w warunkach nieustalonych. Pojawiły się ponadto inne prace analizujące proces uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu [48], [159], lecz nie kontynuowano rozwoju tych modeli.

W międzyczasie opublikowano także kilka innych prac [160–172] związanych z układem uplastyczniającym wtryskarki. W latach 80. w kraju powstała publikacja dotycząca badań doświadczalnych uplastyczniania podczas wtryskiwania [160]. Jednym z jej wyników, oprócz danych pomiarowych, było stanowisko umożliwiające pomiary momentu obrotowego ślimaka i poboru energii przy uplastycznianiu oraz pomiary rozkładu ciśnienia i temperatury stopu w cylindrze. Z innych badań krajowych na temat modelowania procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu zapoczątkowanych także w latach 80. należy wspomnieć badania prowadzone przez Stellera na zlecenie Fabryki Wtryskarek Ponar-Żywiec S.A. Z uwagi na wymagania zleconodawcy ich wyniki publikowane były jedynie w formie szcztkowej [161].

Prace dotyczące obliczeń zapotrzebowania mocy w układzie uplastyczniającym wtryskarki (i wytłaczarki) były prowadzone przez Potente [162]. Potente i jego współpracownicy przedstawili też metody matematyczne umożliwiające symulację uplastyczniania przy wtryskiwaniu, będące podstawą do opracowania zdaje się jedyne do tej pory komercyjnie dostępnego programu do symulacji tego procesu – PSI [163]. Model symulacyjny, zweryfikowany doświadczalnie na różnych stanowiskach przemysłowych, nie analizuje jednak strefy transportu tworzywa stałego i strefy przejściowej. Wyznacza on ponadto temperaturę stopu dla warunków ustalonych, nie uwzględniając nieustalonego charakteru procesu wtryskiwania.

W literaturze znaleźć można również raporty z eksperymentalnych badań szerokości złoza stałego w układzie uplastyczniającym wtryskarki [164], [169], z wykorzystaniem „okien” wykonanych w cylindrze w celu obserwacji zachowania się stałego polimeru i procesu uplastyczniania.

Przed kilkoma laty Fernandes i in. przedstawili nowy model procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu [170]. Model ten uwzględnia wsteczny ruch ślimaka, obecność zaworu zwrotnego i przewodzenie ciepła w czasie postoju ślimaka.

Autorski, kompleksowy model procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, który we właściwy sposób odzwierciedla dynamikę rzeczywistego układu uplastyczniającego wtryskarki, został przedstawiony w pracach [171–175]. Model ten, obejmujący strefę transportu tworzywa stałego, przejściową, stapienia i transportu stopu, po pewnych modyfikacjach został niedawno zweryfikowany doświadczalnie na specjalnie do tego celu utworzonym stanowisku badawczym. Bardzo dobrze prognozuje on pobór mocy przez układ uplastyczniający, moment obrotowy ślimaka, profile ciśnienia i temperatury oraz wydajność procesu uplastyczniania. Model ten został przekształcony w program komputerowy ANALIZER, który nie jest jeszcze komercyjnie dostępny. Model ten będzie szczegółowo przedstawiony w niniejszym opracowaniu.

Warto podkreślić jedną z najnowszych prac Wilczyńskiego i Narowskiego [176], której część stanowią badania eksperymentalne uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Stwierdzono w niej, iż uplastycznianie polimeru we wtryskarce zachodzi w pewnym stopniu zgodnie z mechanizmem Tadmora, jednak z wyraźnie widocznym niecałkowicie wypełnionym kanałem ślimaka w strefie zasilania, typowym dla zasilania dozowanego. W istniejących modelach procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu, omówionych powyżej [163], [170], [173], zakłada się, że kanał ślimaka jest całkowicie wypełniony tworzywem stałym, tak jak w wytłaczaniu z zasilaniem grawitacyjnym, co jest niezgodne z wynikami eksperymentu [176], gdzie efekt zasilania dozowanego jest wyraźnie widoczny. Nie jest jednak jasne, do którego momentu cyklu wtryskowego odnoszą się dane eksperymentalne. Należy przypuszczać, że na początku fazy rotacji ślimaka rozkład złoża stałego w kanale ślimaka bardziej przypomina zasilanie dozowane, podczas gdy na końcu upodabnia się do typowego zasilania grawitacyjnego. Badania nad tym zagadnieniem są obecnie prowadzone przez autora i jego współpracowników.

Podsumowując, warto wspomnieć o niedawno wydanej obszernej publikacji przeglądowej z zakresu modelowania i szeroko rozumianej optymalizacji wtryskiwania, obejmującej zarówno etap uplastyczniania, jak i formowania wtryskowego [177].

Jak widać z powyższej analizy bibliograficznej, w zasadzie brak dostępnych w literaturze całościowych modeli procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, obejmujących analizę strefy transportu tworzywa stałego, stapiania oraz transportu tworzywa stopionego, które byłyby w pełni zweryfikowane doświadczalnie. Istniejące modele opisują zwykle proces uplastyczniania w sposób fragmentaryczny, z pominięciem niektórych stref dynamicznych wtryskarki lub też modele te nie zostały zweryfikowane. Stąd też w niniejszej pracy przedstawiono pełny model uplastyczniania przy wtryskiwaniu wraz z założeniami, wynikami kompleksowej weryfikacji przeprowadzonej na specjalnie do tego celu stworzonym stanowisku badawczym oraz wynikami analizy czułości modelu.

Wyniki zamieszczone w niniejszej monografii stanowią rezultat badań autora, realizowanych m.in. jako kontynuacja pracy doktorskiej [178], a także w ramach projektu OPUS 11 finansowanego przez Narodowe Centrum Nauki („Modelowanie procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu”, nr rej. proj. bad. N N519 651840) w latach 2012–2015.

W pozostałej części opracowania zaprezentowano szczegółowo badania własne autora w zakresie zjawisk przepływu tworzyw polimerowych w kanale ślimaka wtryskowego. W kolejnym rozdziale przedstawiono prace realizowane z udziałem autora, związane z matematycznym podejściem do opisu zjawisk transportu w poszczególnych strefach roboczych ślimaka wtryskowego, które połączone w całość na podstawie określonych założeń prowadzą do stworzenia modelu umożliwiającego symulację procesów transportu, a przede wszystkim uplastyczniania polimerów podczas wtryskiwania. W kolejnych częściach pracy omówiono problematykę doświadczalnej weryfikacji modelu oraz przeprowadzono porównawczą analizę wyników modelowania. Opracowanie zakończono analizą czułości modelu oraz przedyskutowaniem wyników, obejmującym również propozycje zwiększenia dokładności wskazań modelu.

2.

Model matematyczny uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu

Tendencje rozwojowe w zakresie maszyn do przetwórstwa tworzyw polimerowych idą głównie w kierunku wzrostu wydajności i niezawodności ich działania oraz zmniejszenia nakładów energetycznych oraz ogólnych kosztów produkcji. W przypadku ślimakowych urządzeń do przetwórstwa tworzyw sztucznych wyraźnie widoczne są trzy podstawowe kierunki rozwoju [1], [179]:

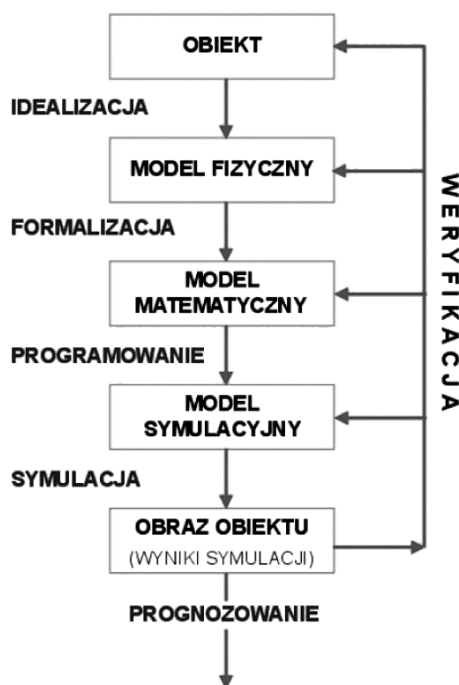
- 1) poprawa technik zasilania materiałem stałym,
- 2) zwiększenie wydajności uplastyczniania przez dobór odpowiedniej geometrii kanałów przepływowych,
- 3) poprawa wydajności homogenizacji oraz transportu przy stosunkowo niskiej temperaturze stopionego tworzywa.

Zamierzenia te są realizowane poprzez:

- zastosowanie dodatkowego oprzyrządowania do transportu materiału sypkiego,
- właściwy dobór geometrii kanałów przepływowych,
- poprawę systemów regulacji oraz sterowania procesem.

Rozwiązując powyższe zagadnienia zarówno od strony teoretycznej, jak i praktycznej, należy uwzględnić również rodzaj tworzywa, a więc jego specyficzne właściwości reologiczne i fizykochemiczne, a także związaną z tym specyficzną technikę przetwórstwa (np. odgazowanie) oraz wymagania stawiane wyrobom (np. orientacja makrocząsteczek polimeru i napelniaczy).

Ponieważ, jak już wspomniano, w literaturze nie znaleziono modelu opisującego w sposób całościowy proces uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, zamierzeniem autora tego opracowania było stworzenie kompleksowego modelu matematycznego, a następnie programu komputerowego służącego do symulacji tego procesu. Program taki (tzw. model symulacyjny) jest oparty na modelu matematycznym, który opisuje zjawiska zachodzące w układzie uplastyczniającym wtryskarki, przy pomocy odpowiednich równań, wynikających z praw zachowania masy, pędu i energii. Model symulacyjny na podstawie wprowadzonych parametrów wejściowych (np. charakterystyka geometryczna cylindra i ślimaka), parametrów pracy wtryskarki (np. obroty i skok ślimaka, przeciwcisnienie, temperatura cylindra) oraz danych materiałowych polimeru stałego i stopionego (np. gęstość, przewodnictwo cieplne, stałe równania konstytutywnego), powinien wyznaczać odpowiednie charakterystyki procesu, obejmujące przede wszystkim profile złoża stałego, temperatury oraz ciśnienia na długości ślimaka, pobór mocy przez ślimak oraz wydatek masowy uplastycznionego tworzywa.



Rys. 2. Schemat blokowy procesu modelowania matematycznego i symulacji komputerowej (opracowano na podstawie: *Nauka o pracy – bezpieczeństwo, higiena, ergonomia: pakiet edukacyjny dla uczelni wyższych*, 3 Czynniki antropometryczne i biomechaniczne, pod red. D. Koradeckiej, Centralny Instytut Ochrony Pracy, Warszawa 2000, s. 33)

Ogólny schemat procesu modelowania i symulacji komputerowej przedstawiono na rys. 2.

Niniejszy rozdział poświęcony jest przedstawieniu takiego modelu matematycznego. Jednak zanim zostaną wskazane modele matematyczne dla poszczególnych stref dynamicznych wtryskarki, niezbędne jest zaprezentowanie najważniejszych założeń modelu, umożliwiających powiązanie odpowiednich rozwiązań szczegółowych w zwartą całość.

2.1. Założenia modelu

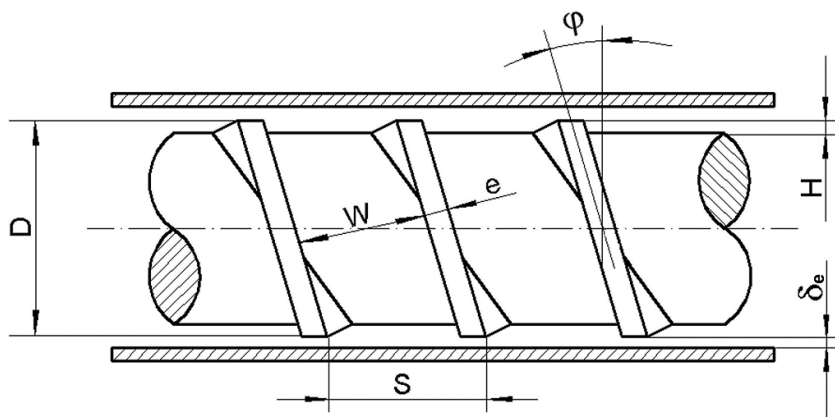
Poniżej przedstawiono ogólne oraz szczegółowe założenia, które zostały przyjęte przy tworzeniu modelu matematycznego procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Większość z nich, w nieco zmienionej formie, prezentowana była we wcześniejszych pracach własnych [171], [173], [178].

Założenia ogólne

W celu zbudowania matematycznego modelu transportu i uplastyczniania przy wtryskiwaniu przyjęto ogólne założenie, że punktem wyjścia takiego modelu będzie model procesu wytłaczania ustalonego. Podobne koncepcje prezentowane były już wcześniej przez innych autorów, np. [155]. W tym modelu zostaną jednak uwzględnione procesy stapienia statycznego i dynamicznego oraz ruchu posuwisto-zwrotnego, określające dynamikę pracy ślimaka i wpływające na zmianę położenia stref roboczych układu uplastyczniającego. Ponadto uwzględnione są różne sprzężenia zwrotne, związane z cyklicznym działaniem układu uplastyczniającego w procesie wtryskiwania.

Geometria układu uplastyczniającego

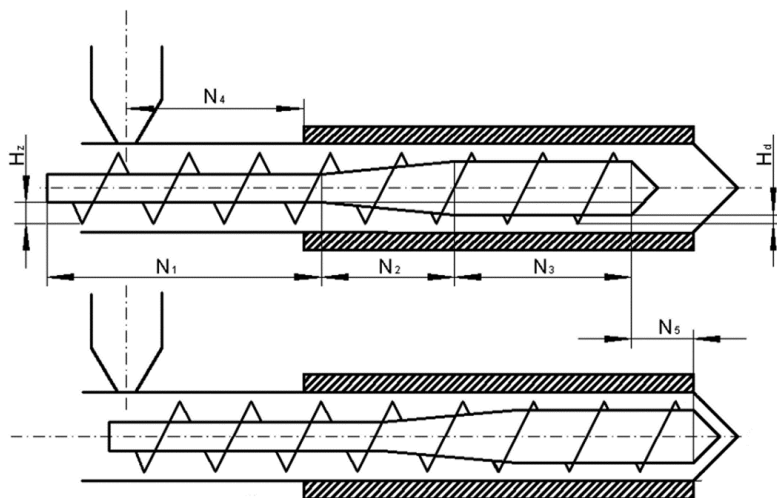
Układ uplastyczniający wtryskarki składa się z cylindra z zasobnikiem, elementów grzejnych na cylindrze oraz ślimaka trójstrefowego o średnicy zewnętrznej D , szerokości kanału W (stałej na całej długości ślimaka), skoku zwoju S oraz szerokości zwoju e . Wysokość kanału H w strefie zasilania i dozowania są stałe i równe odpowiednio H_z i H_d . Wysokość kanału w strefie sprężania zmienia się liniowo od H_z do H_d . Inne parametry geometryczne modelu związane z układem uplastyczniającym to wysokość szczeliny między wierzchołkiem zwoju ślimaka a cylindrem δ_e oraz kąt pochylenia zwoju φ . Zostały one zaprezentowane na rys. 3.



Rys. 3. Parametry geometryczne układu cylinder-ślimak we wtryskarce

Trójstrefowy ślimak o stałym skoku zwoju i dowolnej krotności kanału oraz długości stref geometrycznych zasilania, sprężania i dozowania równych odpowiednio N_1 , N_2 oraz N_3 umieszczony jest w cylindrze posiadającym dwie zasadnicze strefy:

- 1) strefa nieogrzewana o temperaturze nieprzekraczającej temperatury płynięcia tworzywa i długości N_4 , rozciągająca się od środka lejka zaspowego do początku strefy ogrzewanej,
- 2) strefa ogrzewana o średniej temperaturze cylindra T_b wyższej od temperatury płynięcia tworzywa, położona w odległości N_4 od zasobnika, na pozostałej długości cylindra.



Rys. 4. Strefy geometryczne ślimaka wtryskowego

Strefy te przedstawiono na rys. 4, na którym uwzględniono również dwa skrajne położenia ślimaka w cylindrze, różniące się wielkością skoku przy wtrysku N_5 . Poszczególne wielkości N_i wyrażone są w liczbie zwojów z uwagi na prostotę i zwartość opisu.

Długości stref geometrycznych ślimaka N_1-N_3 można zmieniać w dowolny sposób, otrzymując w skrajnym przypadku np. ślimak jednostrefowy lub różne rodzaje ślimaków dwustrefowych.

Do celów obliczeniowych niezbędna jest znajomość niektórych wielkości geometrycznych ślimaka w różnych położeniach radialnych. Są to średnica ślimaka D_i , kąt natarcia zwoju φ_i oraz szerokość kanału W_i . Zdefiniowano je następująco:

$$D_i = D - iH_z \quad (1)$$

$$\varphi_i = \arctan\left(\frac{S}{\pi D_i}\right) \quad (2)$$

$$W_i = \frac{S \cos \varphi_i}{K} - e \quad (3)$$

gdzie:

K – krotność kanału (liczba kanałów równoległych) ślimaka

($K = 1, 2, \dots$); zwykle $K = 1$,

i – indeks przyjmujący wartości 0, 1, 2 oznaczający położenie:

0 – przy powierzchni cylindra,

1 – w połowie wysokości kanału,

2 – na powierzchni rdzenia ślimaka.

Indeksy 0, 1, 2 stosowane będą z tymi znaczeniami w dalszej części pracy.

Z uwagi na zmieniające się warunki na długości kanału ślimaka do dalszych obliczeń wprowadzono krok obliczeniowy równy:

$$\Delta = \frac{\pi D}{E \cos \varphi_1} \quad (4)$$

gdzie E – współczynnik umożliwiający dowolną zmianę kroku obliczeniowego i w rezultacie zagęszczenie obliczeń. E może przyjmować dowolne wartości dodatnie, przy czym liczba ta oznacza liczbę punktów oblicze-

niowych przypadających na 1 zwój ślimaka. W praktyce zwykle przyjmowano $1 \leq E \leq 8$. Przy takim ujęciu parametru E , podane poniżej długości mierzone są liczbą kroków obliczeniowych i w takiej postaci są stosowane w dalszych obliczeniach.

Położenia określające koniec poszczególnych stref geometrycznych, odpowiadające środkowi wysokości kanału i mierzone liczbą kroków obliczeniowych, można określić następująco:

$$l_a = \frac{N_1 \pi D_1}{\Delta \cos \varphi_1} \quad (5)$$

$$l_b = l_a + \frac{N_2 \pi D_1}{\Delta \cos \varphi_1} \quad (6)$$

$$l_c = l_b + \frac{N_3 \pi D_1}{\Delta \cos \varphi_1} \quad (7)$$

Tangens kąta nachylenia kanału w strefie sprężania równy jest:

$$R = \frac{(H_z - H_d) \cos \varphi_1}{N_2 \pi D_1} \quad (8)$$

Względna wysokość kanału ślimaka (w odniesieniu do H_z) w zależności od strefy geometrycznej wynosi:

$$H = \begin{cases} 1 = \frac{H_z}{H_z} & \text{dla } 0 < l \leq l_a \\ 1 - \frac{R(l - l_a) \Delta}{H_z} & \text{dla } l_a < l \leq l_b \\ 1 - \frac{R(l_b - l_a) \Delta}{H_z} = \frac{H_d}{H_z} & \text{dla } l_b < l \leq l_c \end{cases} \quad (9)$$

gdzie l – położenie od początku ślimaka na długości kanału, mierzone liczbą kroków obliczeniowych.

Wielkość skoku ślimaka l_k oraz położenie strefy grzejnej l_w , w przeliczeniu na długość kanału strefy zasilania mierzonej w środku wysokości kanału, wynoszą odpowiednio:

$$l_k = \frac{N_5 S}{\Delta \sin \varphi_1} \quad (10)$$

$$l_w = l_k + \frac{N_4 S}{\Delta \sin \varphi_1} \quad (11)$$

Model kanału ślimaka

Do analizy procesu przyjęto typowy układ z nieruchomym ślimakiem i ruchomym cylindrem (tj. odwrotny niż w rzeczywistości) oraz płaski model kanału ślimaka, co zapewnia prostotę opisu przy niewielkim błędzie, wynikającym z zaniedbania krzywizny relatywnie płytkiego kanału, na co wskazuje np. Tadmor [7]. Ogólne problemy względności ruchu związane z wyborem wspomnianego wyżej układu cylinder–ślimak do opisu przepływu w kanałach płaskich i zakrzywionych omawiane były m.in. w pracach [180], [181]. Z kolei wpływ krzywizny kanału analizowany był np. przez Tadmora [7] dla cieczy newtonowskiej oraz Rolanda i wsp. [182] dla cieczy spełniającej prawo potęgowe. Porównawczy opis przepływu stopu w płaskim i zakrzywionym kanale ślimaka dla równania Ellisa oraz równania potęgowego jako przypadku szczególnego przedstawiony został też w pracach własnych [183], [184].

Równanie konstytutywne

Równanie konstytutywne oprócz praw zachowania masy, pędu i energii jest niezbędne do opisu przepływu stopionego polimeru w kanale ślimaka. Mimo iż stop ma właściwości cieczy lepkosprężystej, podstawowe efekty związane z jego przepływem można uwzględnić, wykorzystując właściwie dobrane równanie cieczy lepkiej, co jest powszechnie przyjętą procedurą. Przybliżoną, lecz prostą i stąd szeroko stosowaną w praktyce możliwość opisu wpływu warunków płynięcia (np. szybkości ścinania lub naprężenia ścinającego) na charakterystykę przepływu, daje równanie uogólnionej cieczy newtonowskiej:

$$\tau = 2\eta \dot{\gamma} \quad (12)$$

z lepkością η zależną od warunków płynięcia opisywaną np. prawem potęgowym (Ostwalda–de Waele). Lepkość η opisywana prawem potęgowym wyraża się wzorem:

$$\eta(\dot{\gamma}) = k_0 e^{-\alpha(T - T_0)} \left(\frac{1}{2} \Pi_{\dot{\gamma}} \right)^{\frac{n-1}{2}} \quad (12a)$$

jeśli lepkość jest funkcją tensora szybkości deformacji, bądź jeśli lepkość jest funkcją tensora ekstra-naprężenia:

$$\eta(\tau) = k'_0 e^{-\alpha'(T - T_0)} \left(\frac{1}{2} \Pi_{\tau} \right)^{\frac{1-m}{2}} \quad (12b)$$

gdzie:

$\dot{\gamma}$ – tensor szybkości deformacji,

τ – tensor ekstranaprężenia,

$\Pi_{\dot{\gamma}} / \Pi_{\tau}$ – drugi niezmiennik tensora szybkości deformacji/ tensora ekstranaprężenia,

T_0 – temperatura odniesienia (zazwyczaj przyjmowana jest temperatura płynięcia/topnienia polimeru),

$k_0, n, a/k'_0, m, \alpha'$ – parametry reologiczne równania potęgowego (w temperaturze T_0).

W przypadku równania potęgowego odpowiednie parametry reologiczne odnoszące się do obu przypadków można formalnie łatwo przeliczyć jako: $k'_0 = k_0^{1/n}$, $m = 1/n$, $\alpha' = \alpha/n$. Ponieważ równanie potęgowe ma charakter przybliżony, w rzeczywistości należy je jednak wyznaczać niezależnie z doświadczalnych krzywych lepkości jako funkcji szybkości ścinania bądź naprężenia ścinającego w różnych temperaturach.

Istotne poszerzenie możliwości dokładnego opisu krzywych lepkości z uwzględnieniem zakresu newtonowskiego stanowi 5-parametrowe równanie lepkości zależne od naprężenia (i temperatury), oparte na teorii objętości swobodnej o postaci:

$$\eta = \eta_0 e^{-\beta(T - T_0)} \exp \left(- \frac{\delta \left(\frac{1}{2} \Pi_{\tau} \right)^{\theta}}{1 + \varepsilon \left(\frac{1}{2} \Pi_{\tau} \right)^{\theta}} \right) \quad (13)$$

gdzie:

$\eta_0, \beta, \delta, \varepsilon, \theta$ – parametry równania,

η_0 – lepkość newtonowska w temperaturze T_0 .

Równanie (13) zostało zasygnalizowane w pracy [185], a w pełni uzasadnione oraz szeroko zweryfikowane eksperymentalnie w pracy z udziałem własnym [186]. Równanie to bardzo dobrze opisuje zarówno zachowanie pseudoplastyczne, jak i dylatantne. Uogólnione do tzw. postaci wie-

lomodowej jest w stanie adekwatnie opisać nawet bardzo złożone krzywe lepkości z zakresami pseudoplastycznymi i dylatantnymi dla różnych wartości naprężeń. Bardzo przydatna w praktyce jest uproszczona wersja równania (13), w której parametr $\varepsilon = 0$. Przyjmuje ono wtedy postać funkcji typu Kohlrauscha i jest w stanie bardzo dobrze opisać krzywe lepkości większości typowych termoplastów (bez górnej lepkości newtonowskiej). Przybliżeniem funkcji typu Kohlrauscha jest równanie Ellisa, użyte we wspomnianych wcześniej pracach własnych. Inne badania wykonane z udziałem własnym [187] dowiodły ponadto, że takie typowe doświadczalne krzywe lepkości jako funkcje naprężenia w postaci zredukowanej (podzielonej przez lepkość newtonowską w danej temperaturze) są niezależne od temperatury. Oznacza to, że stałe materiałowe w opisujących je równaniach lepkości zależnych od naprężenia są także niezależne od temperatury. Cechy tej nie posiadają parametry w równaniach zależnych od szybkości ścinania. Warto wspomnieć, że analityczny opis przepływu stopu w kanale ślimaka wymaga użycia równań lepkości zależnych od naprężenia, co jest w tym przypadku bardzo korzystne.

Przebieg stapiania

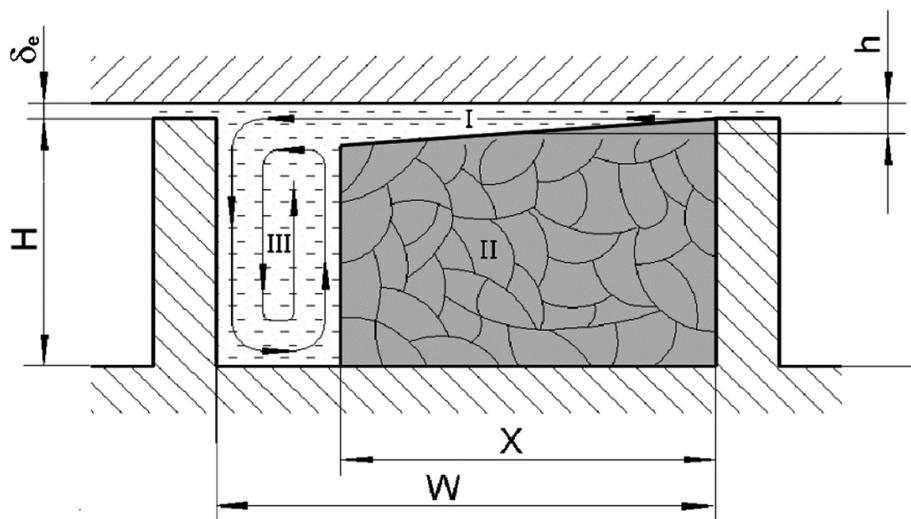
Stapianie przy wtryskiwaniu, w odróżnieniu od wytłaczania, zachodzi w dwóch fazach: przy nieruchomym ślimaku (faza stapiania statycznego) oraz przy obracającym się i cofającym ślimaku (faza stapiania dynamicznego). Obie fazy są ze sobą sprzężone, tzn. koniec jednej fazy jest początkiem drugiej i odwrotnie, przy czym przejście od jednej fazy do drugiej następuje w sposób skokowy. Przy wytłaczaniu stapianie ma wyłącznie charakter dynamiczny. Skutki istnienia obu faz są najbardziej widoczne tuż przed ich zakończeniem. W związku z tym wyróżnić można dwa momenty w czasie cyklu wtryskiwania, które mogą być miarodajne przy ocenie przebiegu i charakterystyce procesu uplastyczniania. Są to:

- moment tuż przed końcem stapiania statycznego i przed początkiem stapiania dynamicznego,
- moment tuż przed końcem stapiania dynamicznego i przed początkiem stapiania statycznego.

Zależną od czasu ewolucję złoza stałego w czasie stapiania dynamicznego opisuje równanie nieustalonego bilansu masy, podczas gdy dla wytłaczania bilans masy ma charakter ustalony. Koncepcja ta zwana też wytłaczaniem dynamicznym została zaprezentowana przez Tadmora i wsp. [158] na prostym przykładzie kanału o stałej geometrii (ślimaka jednostrefowego).

Proces stapiania dynamicznego podczas wtryskiwania jest wprawdzie nieustalony, tzn. profil złoża w kanale zmienia się w czasie od stanu po zakończeniu poprzedzającej fazy stapiania statycznego w chwili rozpoczęcia obrotów ślimaka do stanu „częściowo ustalonego” w chwili zakończenia obrotów i rozpoczęcia nowej fazy stapiania statycznego. Tym niemniej należy przyjąć, że mechanizm tego nieustalonego stapiania, któremu towarzyszy wsteczny ruch ślimaka, jest jakościowo podobny do stapiania ustalonego, takiego jak przy wytłaczaniu.

Rozpatrując obracający się ślimak wtryskowy w chwili tuż przed końcem jego ruchu obrotowego, tj. w położeniu tylnym na rys. 4, materiał stały w postaci granulatu lub proszku pobierany z leja zasypowego zostaje zagęszczony pod wpływem wzrastającego ciśnienia na odcinku N_4 , charakteryzującym się najczęściej stałymi wymiarami kanału. Następnie tworzywo jest przemieszczane w strefę ogrzewaną cylindra, gdzie w tzw. strefie uplastyczniania wstępnego zaczyna się stapiać powierzchniowo przy liniowym wzroście wysokości warstewki stopu do wysokości krytycznej δ_w . Po jej przekroczeniu profil tworzywa w kanale ślimaka ulega zmianie, przy czym w przekroju wyróżnić można trzy podstawowe obszary o różnym jakościowo zachowaniu się materiału, przedstawione na rys. 5.



Rys. 5. Przekrój poprzeczny kanału w strefie uplastyczniania właściwego

Obszary te można przedstawić jako:

- I. Warstewkę stopu o średniej wysokości h oraz średniej temperaturze T_{av} , występującą między złożem stałym o szerokości X (maleją-

cej na długości kanału i stąd przyjmującej kształt klina) a powierzchnią cylindra. Uplastyczniony materiał otrzymany w wyniku stapiania klina tworzywa stałego usuwany jest do obszaru III wskutek poprzecznego przepływu wleczonego, powstającego w wyniku względnego ruchu ślimaka i cylindra.

- II. Obszar o kształcie klina zajęty przez tworzywo stałe o szerokości X i wysokości $(H - h)$ oraz średniej temperaturze T_s .
- III. Obszar zajęty przez cyrkulujący stop o szerokości $W - X$ i wysokości H , do którego stale dopływa strumień uplastycznionego tworzywa z warstewki I.

Strefa zwana strefą uplastyczniania właściwego rozciąga się do miejsca, gdzie zupełnemu stopieniu ulegnie klin materiału stałego, czyli do $X = 0$.

Przedstawione założenia dotyczące stapiania dynamicznego oraz transportu tworzywa w poszczególnych strefach ślimaka wtryskowego nie odbiegają zasadniczo od klasycznego ujęcia teorii uplastyczniania przy wytłaczaniu [7], zakładając dodatkowo, że stan równowagi w cienkiej warstwie stapiania ustala się szybko i może być opisany zależnościami słusznymi dla wytłaczania. Podstawowa modyfikacja wszystkich zależności słusznych dla wytłaczania ustalonego wynika z konieczności uwzględnienia w nich dodatkowej składowej prędkości opisującej wsteczny ruch obracającego się ślimaka. Prędkość ta, określająca wydajność uplastyczniania, jest odwrotnie proporcjonalna do czasu rotacji ślimaka i podobnie jak czas rotacji ma charakter dynamiczny, zależny od przyjętych parametrów procesu. Może być zatem wyznaczona jedynie jako granica ciągu przybliżeń podczas modelowania dynamicznego, uwzględniającego także istnienie fazy stapiania statycznego przy nieruchomym ślimaku.

Przy opisie stapiania statycznego założono, że zachodzi ono jedynie od strony cylindra w jego ogrzewanej części. Stapianie od strony ślimaka, chociaż możliwe do uwzględnienia, jest znacznie mniej intensywne z uwagi na niższą temperaturę powierzchni ślimaka. Założono też stałą średnią temperaturę wnętrza złoża stałego. Obliczenie grubości powstającej warstwy stopu jako funkcji czasu oparto na rozwiązaniu tzw. problemu Neumana zgodnie z sugestiami zaczerpniętymi z prac [188], [189]. Należy zwrócić uwagę, że czas stapiania statycznego nie jest jednakowy dla wszystkich partii tworzywa. Wskutek osiowego ruchu ślimaka tworzywo stałe znajdujące się dalej od leja zasypowego w ogrzewanej strefie cylindra stapiane jest w łącznym czasie równym sumie czasów pobytu ślimaka w położeniu tylnym (czasu chłodzenia), czasu wtrysku (ruch ślimaka do

przodu bez obrotów) oraz czasu docisku. Nowy materiał wprowadzany do ogrzewanej strefy cylindra podczas fazy wtrysku ma łączny czas stapiania równy w przybliżeniu sumie dwóch ostatnich czasów technologicznych, przy czym wszystkie czasy są parametrami nastawianymi.

Kluczowe zagadnienie dla charakterystyki procesu w modelu uplastyczniania przy wtryskiwaniu ma ocena zmian szerokości złoza stałego X (lub ściślej – pola powierzchni jego przekroju poprzecznego A) na długości kanału w funkcji czasu. Umożliwia ona obliczenie podstawowych charakterystyk procesu, takich jak: wydajność uplastyczniania, pobór mocy przez ślimak oraz profile ciśnienia i temperatury w wybranych momentach cyklu wtryskowego, z których podstawowe znaczenie ma moment rozpoczęcia i zakończenia rotacji ślimaka.

Dynamika pracy układu uplastyczniającego

Tworząc matematyczny model procesu uplastyczniania polimerów podczas wtryskiwania, założono istnienie różnych stref zasadniczo podobnych do stref występujących w procesie wytłaczania. Są to strefy:

- zasobnika,
- transportu tworzywa stałego,
- uplastyczniania wstępnego,
- uplastyczniania właściwego,
- transportu stopu.

W niniejszej pracy wygodniej było omówić pewne strefy razem. Połączono więc strefę zasobnika i transportu tworzywa stałego. Ponadto omówiono wspólnie strefę uplastyczniania wstępnego, właściwego i transportu stopu, nazywając ją strefą uplastyczniania i transportu stopu.

Jak już wspomniano, w odróżnieniu od warunków ustalonych charakterystycznych dla wytłaczania długość i położenie tych stref w trakcie cyklu wtryskowego ulega zmianie. Stąd do opisu działania tych stref w warunkach nieustalonych przyjęto dodatkowe założenia.

Wiadomo już, że w cyklu pracy ślimaka wtryskowego podstawowe znaczenie mają dwa sprzężone stany, występujące w dwóch charakterystycznych momentach czasu cyklu:

- (a) stan tuż przed zakończeniem rotacji ślimaka (koniec stapiania dynamicznego),
- (b) stan tuż przed rozpoczęciem rotacji ślimaka (koniec stapiania statycznego).

Stany te dla danego tworzywa określone są jednoznacznie wartościami zarówno wymienionych powyżej parametrów geometrycznych, jak i parametrów roboczych wtryskarki oraz parametrów materiałowych polimeru.

Przyjęto, że stan (a), charakteryzujący się największym stopniem wypełnienia kanału ślimaka tworzywem stałym, ma podstawowe znaczenie przy ocenie takich wielkości, jak maksymalna temperatura oraz maksymalne ciśnienie tworzywa w kanale ślimaka, maksymalny pobór mocy przez ślimak oraz wydajność uplastyczniania.

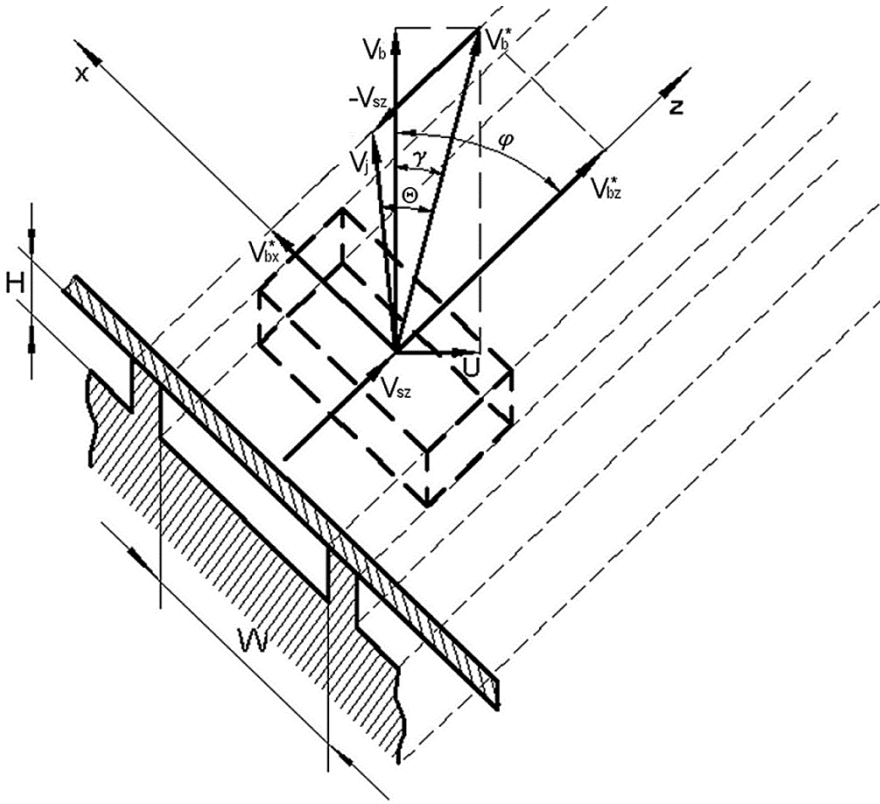
Założono, że w stanie (a) równowaga dynamiczna w strefach zasobnika oraz transportu tworzywa stałego ustala się na tyle szybko, że charakterystyka robocza tych stref (zwłaszcza profil ciśnienia) może zostać adekwatnie opisana zależnościami słusznymi dla warunków ustalonych [7], [190], z uwzględnieniem wstecznego ruchu ślimaka.

Długość strefy uplastyczniania wstępnego, której chwilowe położenie pokrywa się z początkiem strefy grzejnej cylindra, a wysokość warstwy stopionego tworzywa h zmienia się od 0 do wysokości krytycznej δ_w , obliczano także za pomocą modelu słusznego dla warunków ustalonych. Z uwagi na bardzo małą wysokość warstewki stopu przyjęto, iż równowaga ustala się w niej na tyle szybko, że szybkość stapiania dynamicznego ω jest praktycznie taka sama jak dla warunków ustalonych, z uwzględnieniem wzdłużnej składowej prędkości U cofającego się ślimaka, która nie występuje w procesie wytłaczania.

2.2. Strefa transportu tworzywa stałego

Zgodnie z kryteriami przedstawionymi w podrozdziale 2.1 analiza procesu transportu tworzywa stałego podczas wtryskiwania opiera się zasadniczo na takich samych założeniach jak w przypadku wytłaczania. Dodatkowo należy uwzględnić jednak istnienie ruchu wstecznego obracającego się ślimaka, opisywanego wektorem prędkości osiowej U . Należy jeszcze raz podkreślić, że wielkość ta jest parametrem dynamicznym, który nie podlega regulacji i zależy od warunków pracy układu uplastyczniającego. Stąd też jej wyznaczenie, stanowiące jeden z kluczowych elementów modelowania procesu uplastyczniania, musi opierać się na łącznej analizie działania wszystkich stref funkcjonalnych ślimaka. Przy analizie strefy transportu tworzywa stałego prędkość U będzie traktowana jako pewien zmienny parametr pomocniczy.

Poszczególne składowe prędkości opisujące ruch elementarnej warstwy tworzywa stałego przedstawiono na rys. 6 [171], [173]. Jest on jakościowo podobny do rysunków ilustrujących ruch tworzywa stałego w przypadku wytłaczania, w których jednak $U = 0$.



Rys. 6. Schemat kinematyczny transportu warstwy tworzywa stałego w kanale ślimaka wtryskowego

Zgodnie z rys. 6, warstwa stała przesuwa się względem cylindra z prędkością V_j , równą:

$$\vec{V}_j = \vec{V}_b + \vec{U} - \vec{V}_{sz} \quad (14)$$

gdzie:

V_b – wektor prędkości obwodowej cylindra,

U – wektor prędkości ruchu wstecznego ślimaka,

V_{sz} – wektor prędkości warstwy stałej.

Wartości wektorów V_j oraz V_{sz} określić można na podstawie związków geometrycznych wynikających z rys. 6 jako:

$$V_j = V_b \frac{\sin(\varphi_0 - \gamma)}{\sin(\varphi_0 + \theta - \gamma) \cos \gamma} \quad (15)$$

$$V_{sz} = V_b \frac{\sin \theta}{\sin(\varphi_0 + \theta - \gamma) \cos \gamma} \quad (16)$$

$$\gamma = \arctan\left(\frac{U}{V_b}\right) \quad (17)$$

gdzie:

V_b – prędkość obwodowa cylindra,

V_{sz} – prędkość warstwy tworzywa stałego,

θ – kąt transportu tworzywa stałego,

φ – kąt pochylenia linii śrubowej ślimaka,

γ – kąt zawarty między wektorem prędkości obwodowej cylindra a wektorem V_b^* prędkości wypadkowej, wynikającej z istnienia wektora prędkości osiowej cofającego się ślimaka.

Dla $\gamma = 0$ ($U = 0$) wyrażenia (15) i (16) przechodzą w znane zależności typowe dla wytłaczania.

Uwzględniając ciągłość przepływu masowego w miejscu, gdzie kanał jest wypełniony litym tworzywem stałym oraz na końcu ślimaka, gdzie tworzywo jest stopione, można przyjąć:

$$\dot{m} = V_{sz} H_z W \rho_s \quad (18a)$$

$$\dot{m} = \frac{\pi D^2}{4} U \rho_m \quad (18b)$$

gdzie:

$\dot{m}$ – masowe natężenie przepływu polimeru,

ρ_s – gęstość polimeru stałego,

ρ_m – gęstość polimeru stopionego.

Równania (18a) i (18b) wiążą ze sobą prędkości V_{sz} i U , pozwalając równocześnie wyznaczyć z równania (16) kąt transportu złoza stałego θ jako funkcję U (bądź m) w postaci:

$$\tan \theta = \frac{\beta \sin \gamma \sin(\varphi_0 - \gamma)}{1 - \beta \sin \gamma \cos(\varphi_0 - \gamma)} \quad (19)$$

gdzie:

$$\beta = \frac{\pi D^2 \rho_m}{4 H_z W \rho_s} \quad (20)$$

Znajomość kąta transportu θ ma fundamentalne znaczenie do obliczania profilu ciśnienia w strefie transportu tworzywa stałego, a stąd takich wielkości, jak pobór mocy i moment obrotowy na ślimaku oraz maksymalna zdolność transportowa w tej strefie.

Dla typowych warunków parametr $\beta \cong 0,9 < 1$. Ze wzoru (19) wynika, że $\tan \theta = 0$, jeśli $\gamma = 0$ lub $\gamma = \varphi_0$. W zakresie $0 < \gamma < \varphi_0$ kąt θ osiąga maksimum, tzn. zdolność transportowa strefy jest największa, jeżeli spełniony jest warunek:

$$\sin(\varphi_0 - 2\gamma) - \beta^2 \sin^2 \gamma = 0 \quad (21)$$

który uzyskuje się, obliczając maksimum funkcji (19).

Powyższe rozważania wskazują, że zdolność transportowa strefy transportu tworzywa stałego uwarunkowana jest ściśle szybkością ruchu wstecznego ślimaka U . Zbyt mała lub zbyt duża szybkość ruchu wstecznego obniżają zdolność transportową, co wskazuje na konieczność optymalizacji parametrów procesu, a zwłaszcza ciśnienia uplastyczniania, które bezpośrednio wpływa na szybkość ruchu wstecznego ślimaka.

2.2.1. Profil ciśnienia

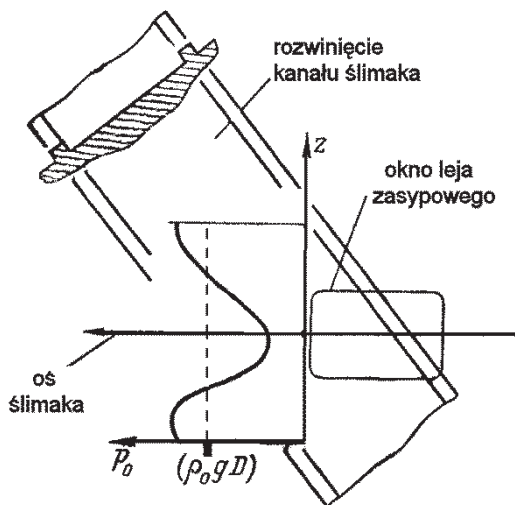
Strefa zasobnika

W strefie tej tworzywo w stanie stałym w postaci granulatu lub proszku jest podawane do cylindra wtryskarki. Przemieszczanie się materiału odbywa się pod działaniem sił grawitacji.

Powodem wprowadzenia tej strefy do modelu jest potrzeba określenia początkowej wartości ciśnienia materiału w cylindrze. Przyjęto, iż ciśnieniem tym jest ciśnienie p_0 , panujące na dnie leja zasypowego. W literaturze istnieje kilka znanych rozwiązań jego wyznaczania [159], [191], [192], przy czym podstawowe znaczenie ma model zaproponowany przez Walkera [191], który rozwiązuje ten problem na gruncie mechaniki ośrodków sypkich. W niniejszym opracowaniu wykorzystany został model Basowa i Kazankowa [159] jako znacznie prostszy w obliczeniach, a jednocześnie dający porównywalne wyniki.

Analiza zachowania się materiału polimerowego w obszarze otworu zasypowego [159] wskazuje, że na skutek rotacji ślimaka ciśnienie początkowe jest cykliczną funkcją czasu, zależną od prędkości kątowej ślimaka oraz położenia względem osi symetrii otworu zasypowego (rys. 7).

Uwzględniając fakt, że przed otworem zasypowym znajduje się warstwa sypkiego tworzywa o określonej wysokości (która może zmieniać się w czasie), autorzy otrzymali następujące wyrażenie na wielkość ciśnienia początkowego p_0 na dnie lejka zasypowego:



Rys. 7. Przebieg ciśnienia p_0 w obszarze lejka zasypowego (opracowano na podstawie: N.I. Basov, Yu.Y. Kazankov, *Litevoe formirovanie polimerov*, Chimija, Moskwa 1984, s. 28)

$$p_0(z, t) = \rho_0 g \left\{ \frac{D}{2} \left[1 + \cos \left(\omega t + \frac{2z}{D} \right) \right] + h(t) \right\} \quad (22)$$

gdzie:

- ρ_0 – ciężar nasypowy tworzywa,
- $h(t)$ – wysokość warstwy tworzywa,
- g – przyspieszenie ziemskie,
- D – średnica zewnętrzna ślimaka,
- ω – prędkość kątowa rotacji ślimaka,
- z – współrzędna położenia w kierunku osi symetrii otworu zasypowego.

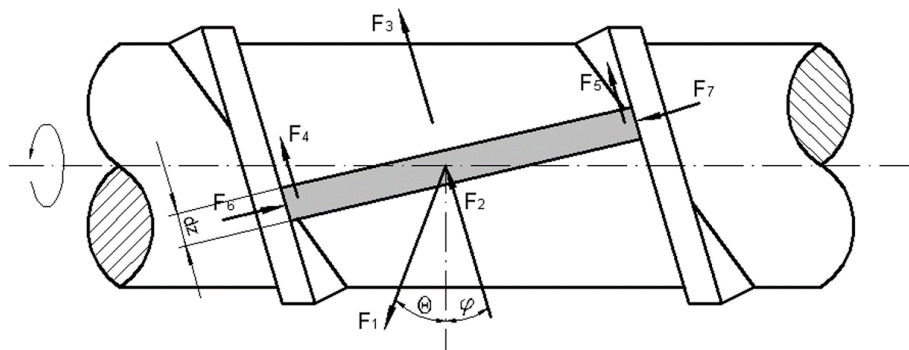
Rozpatrując złożone efekty związane z ograniczoną sypkością materiału, efektem klinowym w obszarze między ścianką otworu i częścią powierzchni ślimaka oraz wpływem prędkości rotacji na zdolność transportową w obszarze otworu zasypowego, autorzy doszli do wniosku, że najprostsze, a jednocześnie dostatecznie dokładne oszacowanie wartości ciśnienia początkowego można przedstawić wzorem:

$$p_0 = \rho_0 g D \quad (23)$$

Zależność tę przyjęto do wyznaczenia wartości ciśnienia p_0 panującego na dnie zasobnika. Jest to wartość średnia ciśnienia, gdyż jak wynika z rys. 7, ciśnienie to zmienia się sinusoidalnie w czasie, proporcjonalnie do kąta obrotu ślimaka względem położenia otworu zasypowego.

Strefa transportu tworzywa stałego

Zgodnie z zaproponowaną przed kilkudziesięcioma laty, lecz nadal aktualną koncepcją Darnella i Mola [6] podstawą do wyznaczenia przebiegu ciśnienia w strefie transportu tworzywa stałego jest bilans sił oraz momentów sił działających na warstwę stałego materiału o grubości elementarnej dz , co przedstawiono na rys. 8.



Rys. 8. Schemat obciążenia warstwy stałej tworzywa w kanale ślimaka (opracowano na podstawie: Z. Tadmor, I. Klein, *Engineering Principles of Plasticating Extrusion*, Wiley-Interscience, New York 1970, s. 58)

Na warstwę tę działają następujące siły:

1. Siła tarcia F_1 między powierzchnią cylindra a tworzywem:

$$F_1 = f_c p W_0 dz_0 \quad (24)$$

2. Siła F_2 wynikająca z istnienia gradientu ciśnienia wzdłuż grubości warstwy dz :

$$F_2 = H W_1 dp \quad (25)$$

3. Siła tarcia F_3 między rdzeniem ślimaka a tworzywem:

$$F_3 = f_s p W_2 dz_2 \quad (26)$$

4. Siła tarcia F_4 między aktywną powierzchnią boczną zwoju ślimaka a tworzywem:

$$F_4 = f_s F_6 \quad (27)$$

5. Siła tarcia F_5 między pasywną powierzchnią boczną zwoju ślimaka a tworzywem:

$$F_5 = f_s F_7 \quad (28)$$

6. Siła F_6 wywierana przez aktywną powierzchnię ścianki kanału na warstwę tworzywa:

$$F_6 = p H dz_1 + F_d \quad (29)$$

7. Siła F_7 wywierana przez pasywną powierzchnię ścianki kanału na warstwę tworzywa:

$$F_7 = p H dz_1 \quad (30)$$

gdzie:

dz_0, dz_1, dz_2 – grubość warstwy tworzywa, odpowiednio: przy powierzchni cylindra, w połowie wysokości kanału oraz na powierzchni rdzenia ślimaka,

F_d – siła dodatkowa, normalna do aktywnej ścianki kanału, związana z ruchem tworzywa.

Po rozłożeniu każdej z sił na składowe w kierunku osi ślimaka i w kierunku prostopadłym do osi otrzymuje się bilans sił działających w kierunku osiowym oraz momentów sił względem osi, które w równowadze są równe 0. Otrzymuje się wówczas następujące równania bilansowe:

$$F_1 \sin \theta + (F_2 + F_4 + F_5) \sin \varphi_1 + F_3 \sin \varphi_2 - (F_6 - F_7) \cos \varphi_1 = 0 \quad (31)$$

$$\begin{aligned} F_1 \cos \theta \left(\frac{D_0}{2} \right) - (F_2 + F_4 + F_5) \cos \varphi_1 \left(\frac{D_1}{2} \right) - F_3 \cos \varphi_2 \left(\frac{D_2}{2} \right) \\ - (F_6 - F_7) \sin \varphi_1 \left(\frac{D_1}{2} \right) = 0 \end{aligned} \quad (32)$$

Podstawiając wyrażenia (24)–(30) do zależności (31) i (32), po wyeliminowaniu nieznannej wielkości F_d otrzymuje się wyrażenie:

$$(B_1 - E_1 K) dz = (B_2 + E_2 K) \frac{dp}{p} \quad (33)$$

gdzie:

$$B_1 = f_c W_0 \cos \theta - 2 f_s H \left(\frac{D_1}{D_0} \right) \sin \varphi_0 \operatorname{ctg} \varphi_1 - f_s W_2 \left(\frac{D_2}{D_0} \right) \sin \varphi_0 \operatorname{ctg} \varphi_2 \quad (34)$$

$$B_2 = W_1 H \left(\frac{D_1}{D_0} \right) \cos \varphi_1 \quad (35)$$

$$E_1 = f_c W_0 \sin \theta + 2 f_s H \sin \varphi_0 + f_s W_2 \sin \varphi_0 \quad (36)$$

$$E_2 = W_1 H \sin \varphi_1 \quad (37)$$

$$K_a = \frac{D_1 \sin \varphi_1 + f_s \cos \varphi_1}{D_0 \cos \varphi_1 - f_s \sin \varphi_1} \quad (38)$$

Po przekształceniu i scałkowaniu równania (33) uzyskuje się wyrażenie określające przyrost ciśnienia w strefie transportu tworzywa stałego:

$$p = p_0 \exp \left(\frac{B_1 - E_1 K_a}{B_2 + E_2 K_a} z \right) \quad (39)$$

Z powyższej zależności wynika, że ciśnienie w tej warstwie wzrasta wykładniczo, co zostało wykazane wcześniej wieloma badaniami doświadczalnymi [193–195].

Równanie (39) można przedstawić w formie przekształconej:

$$\cos \theta = K_a \sin \theta + M_a \quad (40)$$

gdzie:

$$M_a = 2 \frac{f_s}{f_b} \frac{H}{W_0} \sin \varphi_0 \left(K_a + \frac{D_1}{D_0} \cot \varphi_1 \right) + \frac{f_s}{f_b} \frac{W_2}{W_0} \sin \varphi_0 \left(K_a + \frac{D_2}{D_0} \cot \varphi_2 \right) + \frac{1}{f_b} \frac{W_1}{W_0} \frac{H}{z_0} \sin \varphi_1 \left(K_a + \frac{D_1}{D_0} \cot \varphi_1 \right) \ln \left(\frac{p_2}{p_1} \right) \quad (41)$$

Zależność (40) umożliwia wyznaczenie kąta transportu warstwy stałej θ :

$$\sin \theta = \frac{\sqrt{1 + K_a^2 - M_a^2} - K_a M_a}{1 + K_a^2} \quad (42)$$

Z przedstawionych zależności wynika, że znając np. kąt transportu θ , można przy znanym ciśnieniu początkowym wyznaczyć ciśnienie w dowolnym przekroju kanału ślimaka, a także prędkość V_{sz} , określającą masowe natężenie przepływu tworzywa stałego. W zastosowaniach praktycznych związanych z modelowaniem procesu transportu w procesach przetwórstwa ślimakowego najczęstszy jest przypadek odwrotny, tzn. przy znanym (założonym) V_{sz} wyznaczany jest kąt transportu i na tej podstawie profil ciśnienia tworzywa na długości strefy zasilania.

Ciśnienie w strefie transportu tworzywa stałego wyznaczano, korzystając z zależności (39) oraz obliczając zmianę ciśnienia na długości kroku obliczeniowego Δ :

$$p_2 = p_1 \exp \left(\frac{B_1 - E_1 K}{B_2 + E_2 K} \Delta \right) \quad (43)$$

Do wyznaczenia bezwzględnych wartości ciśnienia niezbędna jest znajomość ciśnienia początkowego. Jako ciśnienie początkowe przyjęto wartość średnią ciśnienia panującego na dnie zasobnika, wyznaczoną metodą zaproponowaną w [159] i określoną wzorem (23).

W tym miejscu niezbędny jest krótki komentarz odnośnie do rzeczywistej dynamiki pracy strefy zasilania podczas wtryskiwania. Bliższa analiza tej dynamiki wskazuje, że na początku fazy stapiania dynamicznego przy obracającym i cofającym się ślimaku tworzywo z zasobnika wprowadzane jest do pustego kanału, który powstaje przez posuwisty ruch ślimaka do przodu w fazie wtrysku tworzywa do formy. Przypomina to nieco wymuszone zasilanie dozowane przy wytłaczaniu [58], na co wskazują również wspomniane wcześniej dane doświadczalne [176]. Wskutek wycofywania się ślimaka punkt jego zasilania tworzywem (położenie leja) przesuwa się stale w górę kanału z szybkością równą szybkości cofania się ślimaka, powodując dosunięcie świeżo wprowadzanego tworzywa do partii tworzywa z poprzednich cykli, zwłaszcza gdy zdolność transportowa strefy zasilania jest dostatecznie duża, co jest konieczne do zachowania ciągłości przepływu. Ponadto zauważyć należy, że nowy materiał zasila kanał o coraz wyższej temperaturze, co ułatwia jego zagęszczanie. W tej sytuacji założono, że pod koniec fazy stapiania dynamicznego zasilanie i transport tworzywa stałego są bardzo podobne do typowego zasilania grawitacyjnego obserwowanego w wytłaczarce, czemu odpowiadają przedstawione wyżej zależności, uwzględniające jednak wsteczny ruch ślimaka.

2.2.2. Średnia temperatura tworzywa stałego

Średnia temperatura złoza stałego jest niezbędna do wyznaczenia profilu stapiania w warunkach zarówno statycznych, jak i dynamicznych, którego obliczenie zostanie przedstawione w następnym podrozdziale.

Średnią temperaturę warstwy stałej polimeru policzono, opierając się na zaleceniach literaturowych [159], przy czym obliczenia nieznacznie zmodyfikowano tak, aby średnia temperatura złoza była liczona jako średnia na całej długości kanału, a nie tylko, jak proponują autorzy, na długości, jaka została wypełniona stałym materiałem z leja zasypowego podczas ruchu wstecznego ślimaka.

Średnia bezwymiarowa temperatura $\bar{\theta}_s$ złoza stałego przedstawiona jest wzorem:

$$\bar{\theta}_s = \frac{\bar{T}_s - T_m}{T_0 - T_m} = \frac{8}{\pi^2} \exp \left(-\frac{12 \alpha_s}{V_{sz} H^2} z \right) \quad (44)$$

gdzie:

$\bar{T}_s$ – średnia temperatura złoza stałego,

T_0 – temperatura otoczenia,

T_m – temperatura płynięcia polimeru.

Obliczenie średniej całkowitej na długości jednego kroku Δ z zależności (44) daje wyrażenie na średnią temperaturę złoza stałego na długości Δ oraz w położeniu l :

$$\bar{\theta}_s(l) = -\frac{2}{3} \frac{V_{sz} H^2}{\alpha_s \pi^2 \Delta} \left[\exp \left(\frac{-12 \alpha_s}{V_{sz} H^2} \Delta \right) - 1 \right] \quad (45)$$

gdzie:

$\bar{\theta}_s(l)$ – średnia bezwymiarowa temperatura złoza stałego na długości jednego kroku obliczeniowego o wskaźniku położenia l ,

H – wysokość kanału w położeniu l , określona jako:

$$H = H_z H(l) \quad (46)$$

Średnią bezwymiarową temperaturę złoza stałego na całej długości ślimaka policzono jako średnią ważoną temperatur wyznaczonych przy pomocy wzoru (44), z wagą określoną przez profil złoza stałego w stanie ustalonym:

$$\bar{\theta}_s = \frac{\sum_1^{l_c} \bar{\theta}_s(l) A_e(l)}{l_c} \quad (47)$$

gdzie:

$A_e(l)$ – profil złoża stałego w stanie ustalonym, określony zależnością (71),

l_c – położenie określające odległość końca geometrycznej strefy dozowania od początku ślimaka, mierzone ilością kroków obliczeniowych, wyznaczane ze wzoru (7).

Średnia temperatura złoża stałego na całej długości ślimaka wynosi zatem:

$$\bar{T}_s = T_m + \bar{\theta}_s (T_0 - T_m) \quad (48)$$

Z przytoczonych powyżej zależności wynika, że do obliczenia średniej temperatury złoża niezbędna jest wielkość $A_e(l)$, której wyznaczenie przedstawiono w podrozdziale 2.3.1. Omówiony sposób obliczenia może być zastosowany począwszy od drugiej iteracji. Dla rozpoczęcia iteracji postanowiono na podstawie wcześniejszych obliczeń porównawczych jako przyjąć średnią harmoniczną temperatury cylindra T_b , ślimaka T_l oraz temperatury tworzywa na dnie zasobnika (równej temperaturze otoczenia T_0):

$$\bar{T}_s = \frac{3}{\frac{1}{T_b} + \frac{1}{T_l} + \frac{1}{T_0}} \quad (49)$$

Stwierdzono, że $\bar{T}_s$ obliczona tym sposobem różni się tylko o kilka stopni od wyznaczonej ze wzoru (48).

2.2.3. Moc i moment obrotowy

Moc e_z dostarczona do układu cylinder–ślimak wtryskarki w obszarze występowania tworzywa stałego na długości jednego kroku obliczeniowego Δ jest sumą:

- mocy rozproszonej na powierzchni cylindra e_{zb} ,
- mocy rozproszonej na powierzchni rdzenia ślimaka e_{zs} ,
- mocy rozproszonej na powierzchniach bocznych zwoju ślimaka e_{zf} ,
- mocy wywołującej gradient ciśnienia e_{zp} .

Moc rozproszoną na powierzchni cylindra wyznaczono jako iloczyn siły tarcia działającej na tej powierzchni oraz prędkości przemieszczania się cylindra względem warstwy stałej:

$$e_{zb} = F_{tb} V_j = p(l) W_0 \Delta f_c V_j \quad (50)$$

Moc rozproszoną na powierzchni rdzenia ślimaka określa iloczyn siły tarcia działającej na powierzchni rdzenia oraz prędkości przemieszczania się warstwy stałej wzdłuż kanału:

$$e_{zs} = F_{ts} V_{sz} = p(l) W_2 \Delta f_s V_{sz} \quad (51)$$

Moc rozproszoną na powierzchniach bocznych zwoju ślimaka wyznaczono z iloczynu siły tarcia działającej na powierzchniach bocznych zwoju oraz prędkości przemieszczania się warstwy stałej wzdłuż kanału:

$$e_{zf} = F_{tf} V_{sz} = 2 p(l) H \Delta f_s V_{sz} \quad (52)$$

Moc wywołującą gradient ciśnienia można obliczyć z iloczynu przyrostu ciśnienia i objętościowego natężenia przepływu:

$$e_{zp} = Q \Delta p = H W_1 V_{sz} [p(l) - p(l-1)] \quad (53)$$

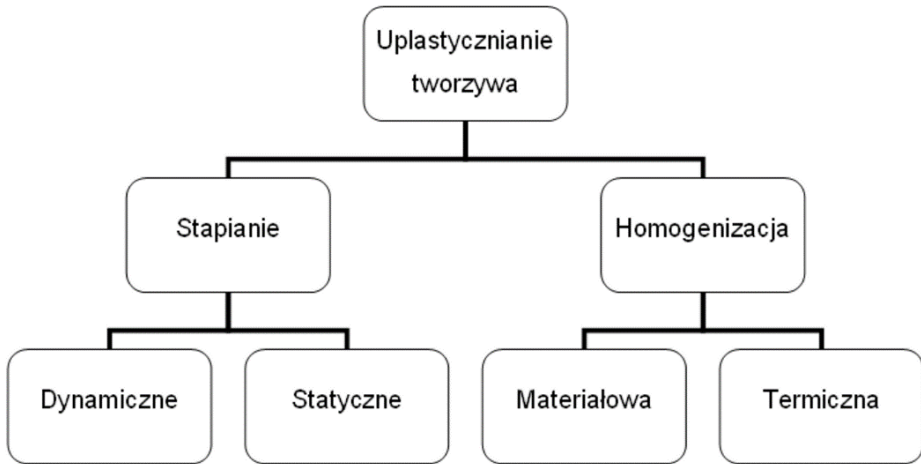
Wartość momentu obrotowego w strefie transportu tworzywa stałego, określonego ogólnie jako iloczyn wektorowy siły F_{tb} i jej ramienia r_F (tu wektory prostopadłe), dla kroku obliczeniowego Δ wyznaczono ze wzoru:

$$M_z = F_{tb} r_F = p(l) W_0 \Delta f_c \quad (54)$$

Należy raz jeszcze podkreślić, że zależności dotyczące m.in. wyznaczania mocy i momentu obrotowego ślimaka odnoszą się do chwili tuż przed zakończeniem rotacji ślimaka.

2.3. Strefa uplastyczniania i transportu stopu

Uplastycznianie tworzywa w układzie uplastyczniającym wtryskarki ma na celu dwa podstawowe zadania, którymi są stopienie materiału, a następnie jego homogenizacja (rys. 3).



Rys. 9. Podstawowe zadania układu uplastyczniającego wtryskarki

Uplastycznianie tworzywa we wtryskarce (w odróżnieniu od wytłaczarki) cechuje istnienie dwóch różnych mechanizmów:

1. Stapianie statyczne przy nieruchomym ślimaku. Stapianie to zachodzi w czasie $t_w + t_d$ (sumaryczny czas postoju ślimaka w położeniu tylnym oraz przednim i ewentualnie czas wtrysku). Oba te czasy są w procesie wtryskiwania wielkościami regulowanymi.
2. Stapianie dynamiczne podczas rotacji i ruchu wstecznego ślimaka w czasie t_r . Czas rotacji t_r (stapiania dynamicznego) jest wielkością niepodlegającą bezpośredniej regulacji, lecz wynika z przebiegu procesu i jest obliczany w procesie iteracji.

Niniejsza część modelu dotyczy opisu procesu stapiania polimeru podczas wtryskiwania, obejmującego zarówno stapianie statyczne, jak i dynamiczne. W tym ostatnim przypadku, który obejmuje stapianie wstępne (tzw. strefę przejściową) oraz stapianie właściwe, analizę oparto na tzw. teorii wytłaczania nieustalonego (dynamicznego) [158], uwzględniającego dodatkowo ruch wsteczny ślimaka trójstrefowego. Stapianie statyczne oparto na znanym rozwiązaniu tzw. zagadnienia Neumana [189], rozszerzonego na ślimak trójstrefowy o zmiennej geometrii. Omówiono także sprzężenia istniejące między fazą stapiania statycznego i dynamicznego oraz różnymi parametrami procesu określającymi ostateczny przebieg profilu szerokości złoza stałego wzdłuż kanału ślimaka, który zasadniczo różni się od profilu złoza stałego w geometrycznie podobnym ślimaku wytłaczarki z uwagi na zupełnie odmienną dynamikę pracy obu układów uplastyczniających.

Homogenizację podzielić można na dwa rodzaje: materiałową i termiczną, określane odpowiednio jako wielkość niejednorodności materiałowych oraz różnic temperatury w stopie. Chociaż oba wymienione powyżej zadania uplastyczniania – stapianie i homogenizacja, mają duże znaczenie w poprawnym przebiegu procesu wtryskiwania, przedstawiony model kładzie główny nacisk przede wszystkim na zagadnienia związane ze stapianiem tworzywa, mimo że wyniki modelowania pozwalają określić podstawowe wielkości opisujące homogenizację materiałową i termiczną, a więc zawartość stopu na końcu ślimaka oraz fluktuacje temperatury stopu.

Analizując procesy zachodzące w strefie uplastyczniania, proces stapiania omówiono łącznie dla strefy stapiania wstępnego (strefy przejściowej) oraz uplastyczniania właściwego, natomiast przy analizie profilu temperatury, ciśnienia oraz poboru mocy rozdzielono je, biorąc pod uwagę najpierw strefę przejściową, a następnie strefę uplastyczniania właściwego.

2.3.1. Stapianie dynamiczne

Tworząc matematyczny model stapiania tworzywa podczas wtryskiwania, założono, że mechanizm stapiania dynamicznego przy wtryskiwaniu jest jakościowo podobny do stapiania w procesie wytłaczania, który opisuje klasyczna teoria Tadmora [7] oraz jej modyfikacje, opisane w poprzednim rozdziale. Zakłada ona istnienie strefy stapiania wstępnego, w której tworzywo stałe całkowicie wypełnia kanał ślimaka, natomiast na styku z ogrzewanym cylindrem o znanej temperaturze T_b pojawia się warstewka stopionego polimeru, której grubość stopniowo rośnie, aż do osiągnięcia pewnej krytycznej wartości δ_w . Jest to początek strefy stapiania właściwego, w której w przekroju kanału oprócz warstwy tworzywa stopionego i złoża stałego pojawia się obszar cyrkulującego stopu o pewnej szerokości, wypełniającego kanał na całej wysokości (rys. 5). W miarę postępu stapiania wzdłuż osi kanału udział złoża stałego stopniowo maleje, wzrasta natomiast udział tworzywa stopionego (oba złoża mają w przybliżeniu kształt klina). W opisie przebiegu stapiania dynamicznego podstawową rolę odgrywa zdefiniowanie tzw. funkcji szybkości stapiania ω , która przedstawia natężenie przepływu stopionego polimeru wypływającego z warstwy stapiania o jednostkowej długości pod wpływem poprzecznej składowej prędkości. Przyjęto, że z uwagi na bardzo niewielką grubość warstwy równowaga ustala się w niej szybko. Z tego względu funkcja stapiania może być zdefiniowana tak, jak w teorii Tadmora dla uplastyczniania

podczas wytłaczania ustalonego [7], w której trzeba jednak uwzględnić wsteczny ruch obracającego się ślimaka o pewnej szybkości średniej U .

Przyjmując, że właściwości reologiczne stopu opisuje równanie potęgowe (12), można otrzymać następujące wyrażenie na szybkość stapiania ω jako funkcję względnej szerokości złoza stałego X/W [7], [190]:

$$\omega = \Phi_s W \sqrt{\frac{X}{W}} \quad (55)$$

gdzie:

$$\Phi_s = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{V_{bx}^* U_2 \rho_m [2 k_m (T_b - T_m) + U_1]}{W [c_s (T_m - T_s) + c_m \Theta (T_b - T_m) + \lambda]}} \quad (56)$$

$$V_{bx}^* = V_b \frac{\sin(\varphi_0 - \gamma)}{\cos \gamma} \quad (57)$$

$$U_1 = 2 m_0 V_j^{n+1} \frac{\exp(-b) + b - 1}{b^2} \left(\frac{b}{1 - \exp(-b)} \right)^{n+1} \delta_w^{1-n} \quad (58)$$

$$U_2 = 2 \left(\frac{1}{1 - \exp(-b)} - \frac{1}{b} \right) \quad (59)$$

$$b = \frac{a}{n} (T_b - T_m) \quad (60)$$

$$\delta_w = \sqrt{\frac{[2 k_m (T_b - T_m) + U_1] W}{V_{bx}^* U_2 \rho_m [c_s (T_m - T_s) + c_m \Theta (T_b - T_m) + \lambda]}} \quad (61)$$

przy czym:

k_m – przewodnictwo cieplne tworzywa stopionego,

T_m – temperatura płynięcia tworzywa,

W – średnia szerokość kanału ślimaka,

X – szerokość złoza tworzywa stałego (p. rys. 5),

- c_s – średnie ciepło właściwe tworzywa stałego (przy stałym ciśnieniu),
 c_m – średnie ciepło właściwe tworzywa uplastycznionego (przy stałym ciśnieniu),
 Θ – bezwymiarowa średnia temperatura warstewki stopu,
 λ – ciepło topnienia tworzywa (dla tworzyw semikrystalicznych),
 V_{bx}^* – składowa prędkości obwodowej cylindra w kierunku x prostopadłym do osi kanału (p. rys. 6),
 U_1 – współczynnik określający jednostkowy strumień ciepła generowany wskutek tarcia wewnętrznego w warstwie stapiania,
 U_2 – współczynnik określający zmniejszenie natężenia przepływu cieczy nienewtonowskiej w stosunku do przepływu cieczy newtonowskiej w warstwie stapiania.

Krytyczną grubość warstwy stopu δ_w przedstawioną wzorem (61) wyznaczono, wykorzystując znaną zależność opisującą wysokość warstwy uplastycznionego tworzywa jako funkcję szerokości złoza stałego X [7], [190]. Z równań (58) i (61) wynika, że wielkości δ_w oraz U_1 są wzajemnie uwiązane. Można je obliczyć, rozwiązując układ równań (58) i (61), np. iteracyjnie, wychodząc z pewnej dobranej empirycznie wartości δ_{w0} , zapewniającej zbieżność procedury iteracyjnej. Przyjęto, że jest ona porównywalna z grubością szczeliny między cylindrem a ścianką zwoju ślimaka, co zapewnia zbieżność procedury iteracyjnej.

W strefie stapiania wstępnego, której początek przypada w miejscu zetknięcia się stałego tworzywa z ogrzewaną częścią cylindra, na powierzchni styku materiału z nagrzaną ścianą cylindra zaczyna się tworzyć cienka warstewka stopu. Zgodnie z sugestiami innych autorów [7], [196] przyjęto założenie, że grubość tej warstwy zwiększa się w sposób liniowy na długości strefy stapiania wstępnego, proporcjonalnie do szybkości stapiania ω odniesionej do kanału wypełnionego materiałem stałym na całej szerokości, tzn. dla $X = W$ we wzorze (55). Strefa przejściowa kończy się, gdy grubość warstwy stopu osiąga wartość krytyczną δ_w . Ponieważ:

$$\dot{m} = W h V_{sz} \rho_s = \omega z \quad (62)$$

gdzie h – wysokość warstewki stopu.

Z równań (55) i (62) dla $X = W$ otrzymuje się:

$$h = \frac{\Phi_s}{\rho_s V_{sz}} z \quad (63)$$

Długość strefy stapiania wstępnego określa się z warunku $z = z_p$ dla $h = \delta_w$. Przechodząc do przyrostów skończonych, z wyrażenia (63) otrzymuje się ostateczną zależność, określającą długość strefy stapiania wstępnego l_p , wyrażoną liczbą kroków obliczeniowych (co jest dogodniejsze przy tworzeniu symulacyjnego modelu komputerowego i dlatego będzie dalej w tej formie stosowane):

$$l_p = \frac{\delta_w \rho_s V_{sz}}{\Phi_s \Delta} \quad (64)$$

Mimo iż szybkość stapiania dynamicznego ω podczas wtryskiwania może być opisana zależnościami słusznymi dla wytłaczania ustalonego (skorygowanymi o prędkość ruchu wstecznego ślimaka), względna szerokość złoza stałego w strefie stapiania właściwego oraz położenie tej strefy w kanale ślimaka ewoluują w czasie i przestrzeni podczas ruchu obrotowego ślimaka. Efekt ten, który nie występuje w wytłaczarce, wynika z faktu, iż czas rotacji ślimaka wtryskowego jest relatywnie krótki w przeciwieństwie do wytłaczania ustalonego, gdzie jest on teoretycznie nieskończenie długi. Nierównowagowy charakter stapiania dynamicznego podczas wtryskiwania jest (oprócz ruchu wstecznego ślimaka) drugim czynnikiem odróżniającym stapianie dynamiczne we wtryskarce od stapiania dynamicznego w wytłaczarce. Stąd też stapianie dynamiczne podczas wtryskiwania staje się coraz bardziej podobne do wytłaczania ze wzrostem czasu rotacji ślimaka wtryskowego (i/lub skróceniem czasu jego bezruchu).

Jak już wspomniano, w chwili obecnej istnieją dwie podstawowe koncepcje opisujące nierównowagowy proces stapiania dynamicznego przy wtryskiwaniu, zwłaszcza w aspekcie jego sprzężenia ze stapianiem statycznym. Matematycznie prostsza teoria Donovan [155] wymaga podania pewnej stałej fenomenologicznej, charakterystycznej dla danego polimeru, podczas gdy bardziej złożona matematycznie koncepcja tzw. wytłaczania dynamicznego Tadmora [158] nie jest zależna od takich ograniczeń, wykorzystując równocześnie szereg elementów teorii wytłaczania ustalonego, jak np. funkcję szybkości stapiania ω . Z tego względu w niniejszym modelu wykorzystano koncepcję Tadmora, dostosowując ją do warunków działania ślimaka trójstrefowego w odróżnieniu od dotychczasowych, nie liczących prac, które omawiają jedynie ślimak jednostrefowy, nie uwzględniając także jego ruchu wstecznego [48], [159].

Podstawą do opracowania modelu stapiania właściwego dla ślimaka trójstrefowego jest zdefiniowanie funkcji rozkładu względnej szerokości złoza stałego na długości kanału. Jej wyznaczenie umożliwia w dalszej ko-

lejności określenie profilu ciśnienia i temperatury oraz obliczenie poboru energii, zużycia mocy itd.

Z uwagi na zmienną wysokość warstwy stapiania i wysokość kanału profil strefy stapiania w zależności od liczby kroków obliczeniowych l ($l = z / \Delta$) najdogodniej było określić za pomocą funkcji:

$$A(l) = H(l) \frac{X(l)}{W} \quad (65)$$

gdzie $H(l)$ – względna wysokość kanału ślimaka, którą dla ślimaka trójstrefowego określa zależność (9).

Funkcja (65) określa stosunek pola powierzchni w przekroju kanału zajmowanego przez złożę stałe do całkowitego pola powierzchni przekroju kanału w położeniu l . W przypadku procesu wtryskiwania funkcja A jest także funkcją czasu, tzn. $A = A(l, t)$.

Przy powyższych założeniach z teorii wytłaczania dynamicznego wynika następujące nieliniowe cząstkowe równanie różniczkowe pierwszego rzędu na $A(l, t)$ [171]:

$$\frac{\partial A}{\partial t} + \frac{V_{sz}}{\Delta} \frac{\partial A}{\partial l} = - \frac{\Phi_s}{\rho_s \sqrt{H(l)}} \sqrt{A} \quad (66)$$

Równanie (66) stanowi w swej istocie różniczkowy bilans masy dla danego przekroju l w czasie, gdy ślimak wykonuje ruch obrotowy. Pomijając pochodną czasową, uzyskuje się równanie dla wytłaczania ustalonego zgodne z klasyczną teorią wytłaczania [7].

Ogólna postać rozwiązania równania (66) wskazuje, że profil złoża stałego tuż po zakończeniu fazy stapiania dynamicznego (tj. po czasie rotacji t_r) jest funkcją pewnego wyjściowego profilu złoża $A_i(l)$ tuż przed rozpoczęciem fazy stapiania dynamicznego, tzn. po fazie stapiania statycznego:

$$A_f(l, t_r) = f(A_i(l)) \quad (67)$$

Okazało się, że nieliniowe cząstkowe równanie różniczkowe (66) dla ślimaka trójstrefowego o profilu (9) określonym przedziałami można rozwiązać analitycznie metodą charakterystyk z warunkiem początkowym:

$$A(l, 0) = A_i(l) \quad (68)$$

Zarówno mechanizm stapiania statycznego, jak i charakter sprzężenia między fazą stapiania statycznego i dynamicznego, które są niezwykle istotne dla dynamiki pracy ślimaka wtryskowego, zostaną szczegółowo omówione w dalszej części rozdziału.

Wprowadzając parametr l_u (tzn. długość obliczeniową, o jaką przesunął się klin stałego tworzywa w wyniku ruchu obrotowo-wstecznego ślimaka w czasie rotacji t_r) w postaci:

$$l_u = \frac{t_r V_{sz}}{A} \quad (69)$$

uzyskuje się profil względnego przekroju złoża stałego po fazie stapiania dynamicznego w czasie rotacji ślimaka t_r , $A(l, t_r) = A_r(l)$, przedstawiony zależnością (70). Należy podkreślić, że czas t_r jest wielkością dynamiczną, zależną od różnych parametrów procesu (a nie nastawianą, jak np. prędkość obrotowa ślimaka lub jego skok przy wtrysku). Jego wyznaczenie stanowi jeden z istotnych elementów modelowania procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu.

W zależności (70) funkcja $A_e(l)$ opisuje stan ustalony typowy dla wytłaczania z uwzględnieniem wstecznego ruchu ślimaka. Funkcja ta, dostosowana do potrzeb niniejszej pracy, wynika z klasycznej teorii Tadmora dla wytłaczania, którą, jak wspomniano, opisuje równanie (66) bez pochodnej czasowej, tzn. dla bardzo długiego czasu trwania ruchu obrotowego ślimaka, i przyjmuje postać (71) [7]. Bardzo złożona postać funkcji (70) i nieco prostsza jej postać (71) wynika ze specyficznej (określonej przedziałami) postaci profilu wysokości kanału ślimaka (9).

Teoria wytłaczania dynamicznego przewiduje, że w trakcie rotacji ślimaka od jego początku „nasuwa się” stopniowo profil złoża stałego charakterystyczny dla procesu ustalonego wytłaczania $A_e(l)$. Wielkość tego „nasunięcia” oznaczona jest wartością l_u , w której „zakodowane są” różne parametry robocze procesu, jak np. skok ślimaka (objętość dozowania), ciśnienie uplastyczniania itp. Teoria ta istotnie różni się pod tym względem od teorii Donovana, w której stan ustalony nachodzi równomiernie na całą długość kanału w miarę wzrostu czasu rotacji.

Należy w tym miejscu podkreślić, że profil $A_f(l)$ po zaprzestaniu ruchu obrotowego ślimaka jest równocześnie profilem początkowym dla fazy stapiania statycznego omówionego w kolejnym podrozdziale. Wynika to ze wspomnianego już sprzężenia między fazą stapiania statycznego oraz dynamicznego. Sprzężenie to determinuje dynamikę procesu uplastyczniania, a w konsekwencji i ewolucję profilu złoża stałego podczas cyklu wtryskowego. Ilościowa ocena tej ewolucji w czasie i przestrzeni jest

możliwa praktycznie jedynie w wyniku komputerowej symulacji procesu, w oparciu o omawiane algorytmy.

$$\begin{aligned}
 & A_e(l) \quad \text{dla } l_s \leq l \leq (l_s + l_u) \\
 & \text{jeśli } l_s + l_u > l_b: \\
 & A_i(l - l_u) \left\{ 1 - \frac{\Phi_s t_r}{2 \rho_s \sqrt{A_i(l - l_u)} \sqrt{H[H - R(l_b - l_a)\Delta]}} \right\}^2 \quad \text{dla } (l_b + 1) \leq l \leq l_c \\
 & \text{jeśli } l_s + l_u > l_a: \\
 & A_i(l - l_u) \left\{ 1 - \frac{\Phi_s}{\rho_s V_{sz} R \sqrt{A_i(l - l_u)}} \left[\sqrt{\frac{H - R(l - l_a - l_u)\Delta}{H}} - \sqrt{\frac{H - R(l - l_a)\Delta}{H}} \right] \right\}^2 \quad \text{dla } (l_a + 1) \leq l \leq l_b \\
 & A_f(l) = \left\{ A_i(l - l_u) \left\{ 1 - \frac{\Phi_s}{2 \rho_s V_{sz} \sqrt{A_i(l - l_u)}} \left[\frac{2}{R} \left[\sqrt{\frac{H - R(l - l_a - l_u)\Delta}{H}} - \sqrt{\frac{H - R(l - l_a)\Delta}{H}} \right] + \frac{(l_a - l_b)\Delta}{\sqrt{H[H - R(l_b - l_a)\Delta]}} \right] \right\}^2 \right. \\
 & \quad \left. \text{jeśli } l_s + l_u < l_a: \right. \\
 & A_i(l - l_u) \left[1 - \frac{\Phi_s t_r}{2 \rho_s H \sqrt{A_i(l - l_u)}} \right]^2 \quad \text{dla } (l_u + l_s + 1) \leq l \leq l_a \\
 & A_i(l - l_u) \left\{ 1 - \frac{\Phi_s}{2 \rho_s V_{sz} \sqrt{A_i(l - l_u)}} \left[\frac{(l_a + l_u - l)\Delta}{H} + \frac{2}{R} \left[1 - \sqrt{\frac{H - R(l - l_a)\Delta}{H}} \right] \right] \right\}^2 \quad \text{dla } (l_a + 1) \leq l \leq l_b \\
 & A_i(l - l_u) \left\{ 1 - \frac{\Phi_s}{2 \rho_s V_{sz} \sqrt{A_i(l - l_u)}} \left[\frac{(l_a + l_u - l)\Delta}{H} + \frac{2}{R} \left[1 - \sqrt{\frac{H - R(l_b - l_a)\Delta}{H}} \right] + \frac{(l - l_b)\Delta}{\sqrt{H[H - R(l_b - l_a)\Delta]}} \right] \right\}^2 \quad \text{dla } (l_b + 1) \leq l \leq l_c \\
 & \left. \right\} \quad (70)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & A_e(l) = \begin{cases} 1 & \text{dla } l_s \leq l \leq (l_w + l_p) \\ \left\{ 1 - \frac{\Phi_s [l - (l_w + l_p)] \Delta}{2 V_{sz} H \rho_s} \right\}^2 & \text{dla } (l_w + l_p + 1) \leq l \leq l_a \\ A_e(l_a) \left[\frac{\Phi_s}{V_{sz} R \rho_s \sqrt{A_e(l_a)}} - \left(\frac{\Phi_s}{V_{sz} R \rho_s \sqrt{A_e(l_a)}} - 1 \right) \sqrt{\frac{H}{H - R(l - l_a)\Delta}} \right] \left[1 - \frac{R \Delta}{H} (l - l_a) \right] & \text{dla } (l_a + 1) \leq l \leq l_b \\ A_e(l_b) \left[1 - \frac{\Phi_s (l - l_b) \Delta}{2 V_{sz} \rho_s \sqrt{H[H - R(l - l_a)\Delta]} \sqrt{A_e(l_b)}} \right]^2 & \text{dla } (l_b + 1) \leq l \leq l_c \end{cases} \\
 & \quad (71)
 \end{aligned}$$

2.3.2. Stapianie statyczne

Faza stapiania statycznego zaczyna się z chwilą zaprzestania ruchu obrotowo-wstecznego ślimaka, podczas którego ustala się pewien charakterystyczny profil złoża stałego $A_f(l)$. Zgodnie z ogólnymi założeniami dotyczącymi układu uplastyczniającego wtryskarki (p. podrozdz. 2.1) przyjęto, że w chwili zaprzestania ruchu obrotowego ślimaka położenie otworu zasypowego znajduje się w odległości l_k (obliczeniowa wielkość skoku przy wtrysku), licząc od początku ślimaka. Założono ponadto, że stapianie wstępne (strefa przejściowa) rozpoczyna się w miejscu kontaktu tworzywa z ogrzewaną strefą cylindra o stałej temperaturze T_b . W momencie zaprzestania ruchu ślimaka położenie grzałek, licząc także od początku ślimaka, wynosi l_w (suma obliczeniowych wielkości skoku i odległości od otworu zasypowego). Wynika stąd, że strefa transportu tworzywa stałego ma stałą długość $l_w - l_k$ (jej położenie w kanale ślimaka ulega jednak zmianie), po czym zaczyna się strefa przejściowa o pewnej długości l_p , określonej równaniem (64). Na dalszym odcinku kanału ślimaka, na którym grubość warstwy stopionego polimeru pozostającego w kontakcie z gorącym cylindrem przekracza grubość krytyczną δ_w , położona jest strefa stapiania właściwego. Przedstawiony powyżej układ podlega stapianiu statycznemu w czasie t_w (równemu czasowi chłodzenia i usuwania wyrobu), po czym w czasie fazy wtrysku ślimak, nie wykonując obrotów, przesuwa się do przodu o wielkość skoku l_k , pozostając w tym położeniu przez czas t_d (równy czasowi docisku z ewentualnym uwzględnieniem pewnej poprawki związanej ze skończoną szybkością wtrysku). W chwili wtrysku do ogrzewanej strefy cylindra wprowadzona zostaje pewna ilość stałego tworzywa, znajdująca się pierwotnie w strefie zasilania, która podlega stapianiu statycznemu tylko w czasie t_d , podczas gdy pozostała część tworzywa stapiana jest w czasie $t_w + t_d$. Należy zaznaczyć, że w skrajnym przypadku, gdyby wielkość skoku przy wtrysku przekraczała odległość elementów grzejnych od otworu zasypowego, cała zawartość strefy zasilania podlegałaby stapianiu statycznemu w czasie t_d .

Obliczenia zmian profilu względnej szerokości złoża stałego po okresie stapiania statycznego dokonano, wykorzystując znany model stapiania statycznego, który został zaproponowany po raz pierwszy przez Donovana [155], a następnie nieco zmodyfikowany przez Tadmora [157]. Opiera się on na rozwiązaniu tzw. problemu Neumanna [189], zgodnie z którym grubość utworzonej warstwy stopu jako funkcja czasu stapiania statycznego dana jest wzorem:

$$\delta = k \sqrt{t} \quad (72)$$

Współczynnik proporcjonalności k jest pierwiastkiem następującego nieliniowego równania algebraicznego:

$$\frac{(T_m - T_b) k_m \exp\left(\frac{-k^2}{4\alpha_m}\right)}{\sqrt{\pi\alpha_m} \operatorname{erf}\left(\frac{k}{2\sqrt{\alpha_m}}\right)} - \frac{(T_s - T_m) k_s \exp\left(\frac{-k^2}{4\alpha_s}\right)}{\sqrt{\pi\alpha_s} \operatorname{erfc}\left(\frac{k}{2\sqrt{\alpha_s}}\right)} = -\frac{k\lambda\rho_m}{2} \quad (73)$$

gdzie:

k_s – przewodnictwo cieplne tworzywa stałego,

α_m – współczynnik przewodności temperaturowej tworzywa stopionego,

α_s – współczynnik przewodności temperaturowej tworzywa stałego.

Równanie (73) można rozwiązać iteracyjnie [48].

Równanie (72) jest słuszne dla przypadku, gdy pierwotna grubość warstwy stopu δ_0 w chwili rozpoczęcia stapiania statycznego jest równa 0. Ponieważ najczęściej $\delta_0 > 0$ (np. w strefie stapiania właściwego), fakt ten uwzględnia się przez wprowadzenie do wzoru (72) odpowiednich poprawek empirycznych, jak np. tzw. pozorny czas stapiania właściwego zaproponowany przez Tadmora [157]. Wyniki symulacji przeprowadzone przez autora pokazały jednak, że poprawka Tadmora przewiduje zbyt silny spadek szybkości stapiania statycznego $d\delta/dt$ ze wzrostem początkowej grubości warstwy stopu. W skrajnym przypadku prowadziła ona do nie-realnego wniosku, że im większa jest wyjściowa grubość warstwy stopionego polimeru nad złożem stałym, tym mniejszy jest stopień jego końcowego uplastycznienia po stapieniu statycznym, co w praktyce prowadziło do występowania lokalnych wzrostów względnej szerokości złoża stałego, czego nie obserwuje się w praktyce. Z tego względu zaproponowano własną poprawkę na grubość warstwy:

$$\delta(t) = \delta_0 + k\sqrt{t} \quad (74)$$

Z równania (74) wynika, że początkowa grubość warstwy δ_0 stopu nie wywiera wpływu na szybkość stapiania statycznego. Oczywiście, realnie wpływ taki na pewno musi istnieć, jednak, jak wskazują wyniki symulacji z zastosowaniem wzoru (74), jest on bardzo niewielki.

Przyjęto ponadto założenie, że w strefie stapiania właściwego tworzywo może być stapiane statycznie także od strony ślimaka, którego

średnia temperatura jest równa temperaturze cylindra, przy czym na powierzchni kontaktu brak początkowej warstwy stopu. Założenie to wynika z faktu, że strefa ta pozostaje zawsze w ogrzewanej części cylindra, a powierzchnia ślimaka jest w stałym kontakcie ze stopem i ślimak pracuje niemal w warunkach neutralnych, tzn. brak intensywnej wymiany ciepła na granicy ślimak–stop. W konsekwencji temperatura tej części ślimaka zbliżona jest do temperatury cylindra, co pozostaje w zgodzie z danymi literaturowymi [7]. Założenia tego nie spełnia jego początkowa część, która jest okresowo wysuwana z ogrzewanej części cylindra.

Profil złoża stałego $A_i(l)$ tuż po zakończeniu stapienia statycznego (tuż po rozpoczęciu obrotów ślimaka) obliczono, korzystając z ogólnej zależności:

$$A_i(l) = A_f(l) \frac{H - \delta}{H - \delta_0} \quad (75)$$

gdzie:

H – wysokość kanału w położeniu l ,

δ_0 – pierwotna grubość warstwy stopu w położeniu l ,

δ – końcowa grubość warstwy stopu w położeniu l .

Wzór (75) obowiązuje przy stapieniu statycznym jedynie od strony cylindra, przy czym wartość δ oblicza się z wyrażenia (74) dla czasu t_d lub $t_w + t_d$ (parametry nastawiane) w zależności od tego, jak długo dana warstwa przebywała w ogrzewanej części cylindra. Grubość warstwy δ po okresie stapienia statycznego w poszczególnych strefach wyjściowych (po stapieniu dynamicznym), które znalazły się w ogrzewanej części cylindra, obliczono więc następująco:

strefa zasilania:
$$\delta_{stz} = k \sqrt{t_d} \quad (76)$$

strefa przejściowa:
$$\delta_{stp}(l) = \delta_{sp}(l) + k \sqrt{t_d + t_0} ,$$

$$\delta_{sp}(l) = \delta_w \frac{i}{l_p} , \quad (77)$$

$$i = 1 \div l_p$$

strefa stapienia:
$$\delta_{stm}(l) = \delta_s(l) + k \sqrt{t_d + t_0} ,$$

$$l > l_w + l_p \quad (78)$$

gdzie:

$$\delta_s(l) = \delta_w \sqrt{\frac{X}{W}} = \delta_w \sqrt{\frac{A_f(l)}{H(l)}} \quad (79)$$

W równaniach (77) i (78) uwzględniono fakt, że na początku stapiania statycznego w podanych strefach istniała już warstwa stopu o pewnej grubości, której formalnie odpowiada pewien „pozorny czas stapiania statycznego”, o czym wspomniano wcześniej. Uwzględniając z kolei stapianie statyczne od strony ślimaka, do równania (75) należy dodać nowy człon, w którym $\delta_0 = 0$, a wartość δ oblicza się z równania (72).

$$\delta_{stp0} = \frac{k}{2} (\sqrt{t_d} + \sqrt{t_d + t_0}) \quad (80)$$

W celu złagodzenia ewentualnych skoków profilu złoża na granicy zetknięcia się partii tworzywa o różnych czasach pobytu w strefie ogrzewanej ($l = l_w$) wprowadzono ponadto uśrednioną grubość warstwy.

Ponieważ profil złoża stałego po stapianiu statycznym $A_l(l)$ jest stanem wyjściowym dla następnej fazy – stapiania dynamicznego, należy również ustalić położenie początku strefy stapiania dynamicznego l_s , liczone od początku ślimaka.

Początek strefy stapiania l_s określono z warunku, aby grubość warstwy stopu po okresie stapiania statycznego przekroczyła wartość krytyczną δ_w wynikającą z teorii stapiania dynamicznego, gdyż jedynie wtedy tworzywo w kanale zaczyna „rozdzielać się” na obszar cyrkulującego stopu i złoża stałego, o czym wspomniano wcześniej.

Dokonując porównania wartości δ_{stz} , δ_{stp0} , δ_{stp} oraz δ_w , otrzymuje się:

$$\text{jeśli } \delta_{stz} \geq \delta_w \quad \text{to} \quad l_s = l_w - l_k \quad (81)$$

$$\text{jeśli } \delta_{stp0} \geq \delta_w \quad \text{to} \quad l_s = l_w \quad (82)$$

$$\text{jeśli } \delta_{stp} \geq \delta_w \quad \text{to} \quad l_s = l_w + i \quad (83)$$

gdzie zmienna i w równaniu (83) oznacza wskaźnik i z równania (77), dla którego nierówność (83) zostaje spełniona.

Na podstawie powyższych założeń otrzymuje się następujący profil złoża stałego po fazie stapiania statycznego:

$$A_i(l) = \begin{cases} \text{jeśli } (l_w - l_s - 1) \geq 0 \\ A_f(l) \frac{H - \delta_{stz}}{H} & \text{dla } l_s \leq l \leq l_w - 1 \\ \text{jeśli } (l_w - l_s) \geq 0 \\ A_f(l) \frac{H - \delta_{stp0}}{H} & \text{dla } l_s = l_w \\ \text{jeśli } (l_w - l_s + 1) \geq 0 \\ A_f(l) \frac{H - \delta_{stp}(l)}{H - \delta_{sp}(l)} & \text{dla } l_s \leq l \leq l_w + l_p \\ A_f(l) \frac{H - \delta_{stm}(l) - k_1 \sqrt{t_d + t_0}}{H - \delta_s(l)} & \text{dla } (l_w + l_p + 1) \leq l \leq l_c \end{cases} \quad (84)$$

gdzie k_1 – współczynnik stanowiący rozwiązanie zagadnienia Neumanna (73) dla procesu stapiania statycznego zachodzącego od strony ślimaka; ponieważ założono, że do obliczeń zmian profilu złoża podczas stapiania statycznego temperatura ślimaka T_l jest równa temperaturze cylindra T_b , zatem $k_1 = k$.

Uzyskany w ten sposób profil złoża stałego po fazie stapiania statycznego (84) jest funkcją wyjściowego profilu tuż po zatrzymaniu ślimaka $A_f(l)$ oraz ilorazu grubości warstwy stałego tworzywa tuż przed rozpoczęciem obrotów ślimaka i odpowiedniej grubości warstwy w stanie równowagi. Zakłada się przy tym, że tuż po rozpoczęciu ruchu obrotowego ślimaka następuje bardzo szybka przebudowa struktury stapianego statycznie tworzywa na strukturę typową dla stapiania dynamicznego, dla której w przekroju wyróżnić można trzy obszary, tj. obszar tworzywa stałego, obszar cyrkulującego stopu oraz warstwę stapiania (rys. 5).

2.3.3. Profil złoża stałego

Jak już wspomiano, uplastycznianie tworzywa podczas wtryskiwania cechuje brak równowagi dynamicznej w przeciwieństwie do procesu wytłaczania. Istnieje natomiast stan „quasi-równowagi”, ponieważ profil złoża stałego, mimo iż ewoluuje w czasie pojedynczego cyklu wtryskowego, jest taki sam w tych samych momentach różnych cykli. Z uwagi na ścisłe sprzężenie między fazami stapiania statycznego i dynamicznego, profil złoża stałego po stapieniu statycznym $A_i(l)$ jest stanem wyjściowym dla fazy stapiania dynamicznego, której stan końcowy $A_f(l)$ jest z kolei stanem wyjściowym dla fazy stapiania statycznego itd. „Quasi-równowa-

gowe” wartości $A_f(l)$ i $A_i(l)$ można obliczyć z równań (70) i (84), stosując odpowiednią procedurę iteracyjną. Jako pierwsze przybliżenie funkcji $A_f(l)$ przyjęto profil (71) dla ustalonego wytłaczania $A_e(l)$ (teoretycznie można przyjąć dowolny profil), obliczając z (84) odpowiednie przybliżone wartości $A_i(l)$, które wykorzystuje się następnie do obliczenia $A_f(l)$ z modelu wytłaczania dynamicznego (70), a te z kolei ponownie podstawia się do wzoru (84). Opisany proces iteracji kontynuuje się do momentu, aż wartości $A_i(l)$ i $A_f(l)$ ustalą się. Można pokazać, że następuje to po czasie nie mniejszym niż czas przejścia pierwszej warstwy tworzywa przez całą długość ślimaka, tzn. po N_i cyklach iteracji, przy czym wartość N_i opisana jest wzorem:

$$N_i \geq \frac{l_c - l_s}{l_u} + 1 \quad (85)$$

Zmieniając w wyrażeniu (70) wartość l_u od 0 do wartości wynikającej ze wzoru (69), można prześledzić zmiany profilu złoża stałego zachodzące podczas ruchu obrotowego ślimaka, tzn. w przedziale czasu od 0 do t_r .

2.3.4. Temperatura tworzywa w kanale ślimaka oraz w szczelinie

Wyznaczenie profilu temperatury na długości kanału ślimaka w strefie stapiania jest bardzo ważną częścią modelu symulacyjnego. Znajomość temperatury umożliwia bowiem wyznaczenie innych ważnych charakterystyk procesu wtryskiwania, takich jak profil ciśnienia, pobór mocy przez ślimak czy moment obrotowy na ślimaku.

Do obliczenia profilu temperatury (oraz ciśnienia) tworzywa w strefie stapiania właściwego zastosowano autorską metodę, opartą na wynikach analizy dwuwymiarowego, nieizotermicznego przepływu cieczy potęgowej o lepkości danej wzorem (12a), w płaskim kanale ślimaka o określonej wysokości H oraz szerokości W , przy założeniu, że temperatura w dowolnym przekroju kanału jest w przybliżeniu stała, a zmienia się jedynie wzdłuż osi kanału [183], [197]. Metoda ta zakłada, że przepływ ten można opisać układem równań [171], [173]:

$$\chi \int_0^1 (\eta - \eta_x) \Phi(\eta) d\eta = \frac{V_{bx}^*}{v_0} \quad (86a)$$

$$\int_0^1 (\eta - \eta_z) \Phi(\eta) d\eta = \frac{V_{bz}^*}{v_0} F_d \quad (86b)$$

$$\chi \int_0^1 \eta (\eta - \eta_x) \Phi(\eta) d\eta = \frac{V_{bx}^*}{v_0} \quad (86c)$$

$$\int_0^1 \eta (\eta - \eta_z) \Phi(\eta) d\eta = \frac{V_{bz}^*}{v_0} F_d - \frac{\dot{q}_z}{WH v_0} \quad (86d)$$

gdzie:

$$\Phi(\eta) = \left[(\eta - \eta_z)^2 + \chi^2 (\eta - \eta_x)^2 \right]^{\frac{1-n}{2n}} \quad (87)$$

$$v_0 = H \left| \frac{\partial p}{\partial z} F_p \frac{H}{k_0} \exp [a (T - T_m)] \right|^{\frac{1}{n}} \operatorname{sgn} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \right) \quad (88)$$

F_d i F_p – współczynniki kształtu dla przepływu wleczonego i ciśnieniowego, wyznaczane analogicznie jak dla cieczy newtonowskiej ze wzorów:

$$F_d = \frac{16 W}{\pi^3 H} \sum_{i=0}^{\infty} \frac{1}{(2i+1)^3} \tanh \left[\frac{(2i+1) \pi H}{2 W} \right] \quad (89)$$

$$F_p = \frac{192 H}{\pi^5 W} \sum_{i=0}^{\infty} \frac{1}{(2i+1)^5} \tanh \left[\frac{(2i+1) \pi W}{2 H} \right] \quad (90)$$

$\dot{q}_z$ – skorygowane, objętościowe natężenie przepływu wzdłuż osi kanału, wyznaczone z zależności (129)

V_{bx}^* i V_{bz}^* – składowe prędkości cylindra, zdefiniowane jako:

$$V_{bx}^* = V_b \frac{\sin (\varphi_0 - \gamma)}{\cos \gamma} \quad (91)$$

$$V_{bz}^* = V_b \frac{\cos (\varphi_0 - \gamma)}{\cos \gamma} \quad (92)$$

Wielkości η_x , η_z i χ są stałymi całkowania, natomiast n oraz k_0 – stałymi równania potęgowego.

Powyższe wyrażenia można łatwo przystosować do innych równań lepkości zależnych od naprężenia. Przykładowo, stosując funkcję Kohlrausha jako równanie konstytutywne (wyrażenie (13) dla $\varepsilon = 0$), pewnym zmianom ulegną jedynie wielkości $\Phi(\eta)$ i ν_0 zdefiniowane wzorami (87) i (88). Konieczność przededefiniowania wielkości $\Phi(\eta)$ i ν_0 dotyczy praktycznie wszystkich uogólnionych cieczy newtonowskich, których lepkość można przedstawić jako funkcję naprężenia. Na przykład obliczenia podobne do pokazanych powyżej wykonano w ramach badań własnych dla cieczy El-lisa [183], [184], o czym już wcześniej wspomniano.

Wykorzystując bardzo dobre przybliżenie udowodnione przez Tornera [196], równania (86)–(88) mogą być użyte zarówno do opisu przepływów izotermicznych, jak i nieizotermicznych. Jak wynika ze wzoru (88), w tych samych warunkach hydrodynamicznych i geometrycznych przepływu (V_{bx}^* , V_{bz}^* , $\dot{q}_z$, W , $H = \text{const}$) zmiana temperatury wywołuje jedynie zmiany gradientu ciśnienia $\frac{\partial p}{\partial z}$, natomiast parametry η_x , η_z oraz χ pozostają stałe.

Właściwość ta okazała się bardzo ważna z praktycznego punktu widzenia, ponieważ umożliwiła rozprzęgnięcie równań ruchu i energii. Tak więc cyrkulacyjny przepływ stopu w obszarze III (rys. 5) można było potraktować jako izotermiczny, wyznaczając dla niego wartości η_x , η_z , χ oraz ν_0 , które występują w odpowiednim równaniu energii. Rozwiązując to równanie, można było wyznaczyć profil temperatury, który po podstawieniu do równania (88) umożliwiał obliczenie gradientu ciśnienia, a stąd i profilu ciśnienia tworzywa w strefie stapiania. Taką metodykę postępowania wykorzystano w prezentowanym modelu matematycznym.

W przypadku klasycznego ujęcia przebiegu stapiania dynamicznego, który zakłada również teoria wytłaczania dynamicznego, tzn. kiedy w przekroju kanału w strefie stapiania można wyróżnić trzy obszary – poruszający się ze stałą prędkością klin tworzywa stałego, warstwę stapianą, w której tworzywo transportowane jest wyłącznie dzięki przepływowi wleczonemu oraz cyrkulujący stop, układ równań (86) odniesiony do tego ostatniego obszaru (wysokość H , szerokość $W - X$) rozwiązywano iteracyjnie, stosując do obliczania całek (86) metodę kwadratur Gaussa na pięciu węzłach. Przy znanym z bilansu masy objętościowym natężeniu przepływu q_z dla danego przekroju można było w ten sposób iteracyjnie obliczyć wartości parametrów η_x , η_z , χ oraz ν_0 , stosując jako przybliżenie początkowe ich wartości odpowiadające cieczy newtonowskiej, które łatwo uzyskać ze wzorów (86) dla $n = 1$:

$$\eta_x = \frac{1}{3} \quad (93a)$$

$$\eta_z = \frac{1}{2} - \frac{V_{bz}}{v_{0e}} \quad (93b)$$

$$\chi = 6 \frac{V_{bx}}{v_{0e}} \quad (93c)$$

Przy znanych już wartościach parametrów η_x , η_z , χ oraz v_0 rozwiązywa-
no równanie energii omówione poniżej, z którego określono profil tem-
peratury tworzywa, dalej z równania (88) gradient ciśnienia, a następnie
profil ciśnienia.

Warto w tym miejscu dodać, że ostatnio udało się opracować analitycz-
ny algorytm, który dla prawa potęgowego eliminuje konieczność nume-
rycznego rozwiązywania układu równań (86), umożliwiając bezpośrednie
obliczenie gradientu ciśnienia wzdłuż osi kanału przy znanym natężeniu
przepływu [197]. Z uwagi na to, iż jest to nowy problem, nie jest on ele-
mentem omawianej metodyki obliczania ciśnienia i temperatury.

Profil temperatury tworzywa w kanale ślimaka

Profil temperatury tworzywa w strefie stapiania tuż przed zakończeniem
rotacji ślimaka kształtowany jest przez procesy cieplne uwzględniające
ewolucję profilu złoża stałego w całym okresie rotacji ślimaka. Oblicze-
nie rozkładu temperatury stopu na długości kanału ślimaka w czasie jego
rotacji oparto na przybliżonej metodzie zaproponowanej przez Basowa
i Kazankowa [159], którą jednak dostosowano do potrzeb prezentowane-
go modelu.

Przy założeniu średniej temperatury stopionego tworzywa w danym
przekroju kanału ślimaka bilans energii w różniczkowej warstwie tworzy-
wa o grubości dz leżącej w tym przekroju (odpowiadający uśrednionemu
równaniu energii) można przedstawić następująco:

$$\begin{aligned} \rho_m c_m \frac{\partial \bar{T}}{\partial t} = & + k_m \frac{\partial^2 \bar{T}}{\partial y^2} + \left(\tau_{xy} \frac{\partial v_x}{\partial y} + \tau_{zy} \frac{\partial v_z}{\partial y} \right) \\ & - \rho_m c_m \bar{V}_{mz} \frac{\partial \bar{T}}{\partial z} - \rho_m c_m \bar{V}_{wx} (\bar{T} - T_b) \end{aligned} \quad (94)$$

gdzie:

$\bar{V}_{wx}$ – średnia szybkość dopływu stopionego tworzywa z warstwy stapienia:

$$\bar{V}_{wx} = \frac{\Phi_s \sqrt{\frac{A(l)}{H(l)}}}{\rho_m H \left(1 - \frac{A(l)}{H(l)}\right)} \quad (95)$$

$\bar{V}_{mz}$ – średnia szybkość przepływu uplastycznionego tworzywa wzdłuż osi kanału:

$$\bar{V}_{mz} = \frac{\dot{q}_z}{H W_1} \quad (96)$$

przy czym $\dot{q}_z$ jest skorygowanym natężeniem przepływu tworzywa określonym zależnością (129).

W równaniu (94), oprócz typowych elementów opisujących średnie szybkości akumulacji ciepła, wymiany na drodze przewodnictwa, generowania w wyniku tarcia wewnętrznego oraz wymiany na drodze konwekcji, występuje ponadto dodatkowy, ostatni człon, uwzględniający wymianę ciepła z warstwą stapienia. W celu uproszczenia obliczeń przyjęto, że jej temperatura jest równa temperaturze cylindra T_b , a nie średniej temperaturze warstewki stopu wynikającej z teorii Tadmora [7], co nie wpływa jednak istotnie na końcowe wyniki obliczeń.

W ogólnym przypadku ocena szybkości wymiany ciepła na drodze przewodzenia wymaga znajomości współczynników wnikanie ciepła na granicy cylinder–stopiony polimer i ślimak–stopiony polimer, które są zazwyczaj dostępne przez wykonanie odpowiednich pomiarów. Zakładając jednak, że przepływ cyrkulacyjny w kanale ślimaka powoduje pewne wyrównanie różnic temperatury stopu w przekroju kanału, można przyjąć,

że wartość członu $\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$ opisującego lokalną wartość strumienia przewodzonego ciepła będzie słabo zależna od y i w przybliżeniu równa jego wartości średniej $\overline{\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}}$. Umożliwia to zastąpienie wyrażenia $\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$ przez $\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$ w równaniu (94), które przy tych założeniach przyjmuje postać:

$$k_m \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \Psi = \text{const} \quad (97)$$

gdzie Ψ oznacza wszystkie pozostałe człony równania (94) przeniesione na prawą stronę.

Równanie (97) można scałkować przy odpowiednich warunkach brzegowych. Założono więc, że ślimak w strefie stapiania jest neutralny, tzn. brak intensywnej wymiany ciepła na granicy stopione tworzywo–ślimak oraz że temperatura cylindra jest stała, co prowadzi do związków:

$$T(0) = \bar{T}, \quad T(H) = T_b \quad (98)$$

przy czym średnią temperaturę w przekroju określono jako:

$$\bar{T} = \frac{1}{H} \int_0^H T dy \quad (99)$$

Rozwiązując równanie (94) z warunkami brzegowymi (98) oraz uśredniając wg (99), po wprowadzeniu kroku obliczeniowego Δ oraz kilku przekształceniach algebraicznych otrzymuje się wyrażenie:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta}{\bar{V}_{mz}} \frac{\partial (\bar{T} - T_b)}{\partial t} + \Delta \frac{\partial (\bar{T} - T_b)}{\partial z} + \frac{\bar{V}_{wx} \Delta}{\bar{V}_{mz}} (\bar{T} - T_b) \\ + \frac{6 k_m \Delta}{H^2 \rho_m c_m \bar{V}_{mz}} (\bar{T} - T_b) - C = 0 \end{aligned} \quad (100)$$

Wyraz C w równaniu (100), przedstawiający średnią wartość szybkości generowania ciepła wskutek tarcia lepkiego, można przedstawić zgodnie z wynikami pracy [183] jako:

$$\begin{aligned} C = k_0 \exp [-a (T_b - T_m)] \left| \frac{v_0}{H} \right|^{n+1} \left[(1 - \eta_z) \left(\frac{V_{bz}^*}{v_0} + \frac{V_{bx}^*}{v_0} \frac{1}{\chi} \right) \right. \\ \left. - (1 - \eta_x) \left(\frac{V_{bz}^*}{v_0} - \chi \frac{V_{bx}^*}{v_0} \right) \right] \exp [-a (\bar{T} - T_b)] \end{aligned} \quad (101)$$

Wprowadzając zmienną

$$\theta = \bar{T} - T_b \quad (102)$$

oraz bezwymiarowe wielkości (czasową i przestrzenną):

$$\xi = \frac{\bar{V}_{mz} t}{\Delta}, \quad \text{gdzie } 0 \leq \xi \leq l_u \quad (103)$$

$$l = \frac{z}{\Delta}, \quad \text{gdzie } l_s \leq l \leq l_c \quad (104)$$

równaniu (100) można nadać postać bezwymiarową, stosowaną do dalszych obliczeń numerycznych:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \xi} + \frac{\partial \theta}{\partial l} = -B(l, \xi) \theta + C(l, \xi) \exp(-a \theta) \quad (105)$$

gdzie:

$$B(l, \xi) = \frac{\Phi_s \sqrt{\frac{A_f(l)}{H(l)}} \Delta}{\bar{V}_{mz} \rho_m H \left[1 - \frac{A_f(l)}{H(l)} \right]} + \frac{6 \alpha_m \Delta}{\bar{V}_{mz} H^2} \quad (106)$$

$$C(l, \xi) = \frac{k_0 \exp[-a(T_b - T_m)] \Delta}{\bar{V}_{mz} \rho_m c_m} \left| \frac{v_0}{H} \right|^{n+1} \left[(1 - \eta_z) \left(\frac{V_{bz}^*}{v_0} + \frac{V_{bx}^*}{v_{0x}} \right) - (1 - \eta_x) \left(\frac{V_{bz}^*}{v_0} - \chi \frac{V_{bx}^*}{v_0} \right) \right] \quad (107)$$

Równanie (105) jest nieliniowym równaniem różniczkowym cząstkowym pierwszego rzędu.

Numeryczne rozwiązanie równania (105) oparto na metodzie zaproponowanej w pracy Tadmora [198]. W tym celu pochodną cząstkową zastąpiono odpowiednim ilorazem różnicowym:

$$\frac{\partial \theta}{\partial l} = \frac{\theta_{l+1} - \theta_{l-1}}{2} \quad (108)$$

Ponadto, zgodnie z zaleceniami [159], przyjęto jako warunek początkowy ($t = 0$) i brzegowy ($z = 0$), że temperatura stopionego tworzywa tuż po rozpoczęciu rotacji ślimaka (po stapieniu statycznym) oraz temperatura

tworzywa na początku strefy stapiania są równe temperaturze cylindra T_b , czyli:

$$\theta_l(0) = 0 \text{ oraz } \theta(l_s) = 0 \quad (109)$$

Przyjęto także, że temperatura stopionego tworzywa w przestrzeni przed ślimakiem, do której dozowane jest tworzywo, równa jest temperaturze stopu na końcu ślimaka, co oznacza, że:

$$\theta(l_c - l_s) = \theta(l_c - l_s + 1) \quad (110)$$

Zatem, uwzględniając warunki (109) i (110), zgodnie z zaleceniami ujętymi w pracy [159], można zapisać następujący układ równań różnicowych:

$$\begin{pmatrix} \theta_1^* \\ \theta_2^* \\ \theta_3^* \\ \theta_4^* \\ \vdots \\ \theta_{l_c - l_s}^* \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (1 - B_1) & -\frac{1}{2} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ \frac{1}{2} & (1 - B_2) & -\frac{1}{2} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{1}{2} & (1 - B_3) & -\frac{1}{2} & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} & (1 - B_4) & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & \left(\frac{1}{2} - B_{l_c - l_s}\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \\ \vdots \\ \theta_{l_c - l_s}^* \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} C_1 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & C_2 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & C_3 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_4 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{l_c - l_s} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} e^{-a\theta_1} \\ e^{-a\theta_2} \\ e^{-a\theta_3} \\ e^{-a\theta_4} \\ \vdots \\ e^{-a\theta_{l_c - l_s}} \end{pmatrix} \quad (111)$$

gdzie:

$\{\theta_i^*\}$ ($i = 1, 2, \dots, l_c - l_s$) oznacza wektor (dyskretny rozkład) temperatury otrzymany z wektora przy wzroście czasowej zmiennej ζ o jednostkę,

B_i oraz C_i są dyskretnymi wartościami parametrów równania (105), które z powodu ewolucji względnej szerokości złoża stałego podczas rotacji ślimaka zależą także od czasu ζ .

Wektor temperatury $\{\theta_i^*\}$ po pierwszym kroku obliczono wstawiając do układu $\{\theta_i\} = 0$ (zgodnie z warunkiem początkowym). Ponieważ początkowy profil złoża stałego równy jest $\frac{A_i(l)}{H(l)}$, z układu równań (86)

można było wyznaczyć odpowiadające mu parametry η_x , η_z , χ oraz v_0 , a stąd początkową wartość współczynników C_i ze wzoru (107). Obliczony wektor temperatury po pierwszym kroku czasowym podstawiono w miejsce do układu (111), wyznaczając równocześnie wartości B_i oraz C_i dla profilu złoża stałego po pierwszym kroku czasowym. Profil złoża po k -tym kroku czasowym $A_k(l)$ można wyznaczyć z formuły (70), podstawiając w niej w miejsce l_u wartość i z zakresu $0 \leq i \leq l_u$. Postępowanie to kontynuowano l_u razy, wyznaczając w ten sposób wektor temperatury odpowiadający czasowi zakończenia rotacji ślimaka t_r i szerokości złoża $\frac{A_f(l)}{H(l)}$. Równocześnie w trakcie pełnego procesu ob-

liczeniowego rejestrowano obliczeniowe maksimum temperatury stopu T_x , co umożliwiło określenie wielkości fluktuacji temperatury stopu ΔT_f w fazie uplastyczniania.

Temperatura stopionego tworzywa w szczelinie

Wyznaczenie temperatury stopionego polimeru w szczelinie między wierchołkiem uzwojenia ślimaka a cylindrem, odnoszącej się do przepływu przeciekowego, jest ważnym elementem modelu symulacyjnego, mimo iż sam przepływ przeciekowy był pominięty jako mało istotny w ogólnym bilansie masy. Wyznaczenie wartości temperatury w szczelinie umożliwiło poprawne wyznaczenie mocy pobranej przez ślimak, momentu obrotowego na ślimaku oraz wydajności uplastyczniania. Analizę rozkładu temperatury podczas ścinania w szczelinie (praca niepublikowana) oparto na nieustalonych równaniach energii przy zaniedbaniu konwekcji i przewodnictwa wzdłuż i w szerz szczeliny dla uogólnionej cieczy newtonowskiej.

Tak więc szybkość ścinania w szczelinie o wysokości δ_e , traktowaną jako wektor, można określić wyrażeniem:

$$\vec{\dot{\gamma}} = \frac{\vec{V}}{\delta_e} \quad (112)$$

Jak widać, kierunek wektora szybkości ścinania jest taki sam jak wektora prędkości przemieszczenia stopu w szczelinie określonej wzorem:

$$\vec{V} = \vec{V}_b + \vec{U} \quad (113)$$

Zakładając, że w szczelinie dominuje przepływ wleczony, a przepływ ciśnieniowy można zaniedbać, kierunek wektora naprężenia stycznego jest taki sam jak kierunek wektora szybkości ścinania w równaniu (112), a jego wartość określa równanie konstytutywne, np. równanie potęgowe stosowane w tych obliczeniach.

Długość wektora $\vec{V}$ jako sumy wektorów prostopadłych jest równa:

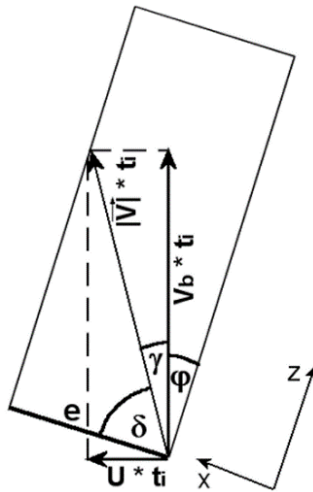
$$|\vec{V}| = \sqrt{V_b^2 + U^2} \quad (114)$$

Czas ścinania w szczelinie jest równy czasowi przejścia od jednej do drugiej krawędzi zwoju o szerokości e i kącie natarcia φ , zgodnie z kierunkiem i prędkością określonymi przez wektor $\vec{V}$. Można go łatwo obliczyć na podstawie zależności geometrycznych z rysunku 10 jako:

$$t_i = \frac{e}{|\vec{V}| \sin(\varphi + \gamma)} \quad (115)$$

gdzie

$$\gamma = \arctg \frac{U}{V_b} \quad (116)$$



Rys. 10. Analiza wektorowa przesunięcia cząstki tworzywa w szczelinie

Na mniejszej szerokości zwoju x czas ścinania jest proporcjonalnie mniejszy:

$$t = \frac{x}{|\vec{V}| \sin(\varphi + \gamma)} \quad (117)$$

Z równań (112)–(116) wynika, że w przypadku wytłaczania ($U = 0$) stop ścinany jest w dłuższym czasie, lecz z mniejszą intensywnością niż podczas wtryskiwania.

Ocenę rozkładu temperatury podczas ścinania w szczelinie oparto na nieustalonych równaniach energii, które przy zaniedbaniu konwekcji oraz przewodnictwa wzdłuż i w szerz szczeliny dla uogólnionej cieczy newtonowskiej przyjmują postać:

$$\rho_m c_m \frac{\partial T}{\partial t} = k_m \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \eta |\dot{\gamma}|^2 \quad (118)$$

Uśredniając na grubości szczeliny δ_e , równanie (118) przyjmuje postać:

$$\frac{\rho_m c_m}{\delta_e} \frac{\partial \int_0^{\delta_e} T dy}{\partial t} = \frac{k_m}{\delta_e} \left[\left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=\delta_e} - \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0} \right] + \frac{\int_0^{\delta_e} \eta dy}{\delta_e} |\dot{\gamma}|^2 \quad (119)$$

Z uwagi na dużą intensywność, krótki czas ścinania oraz częściową kompensację efektów cieplnych przy powierzchni cylindra i zwoju założono, że przepływ ma w przybliżeniu charakter adiabatyczny (brak istotnej wymiany ciepła na ścianach szczeliny, tj. pochodne w nawiasie kwadratowym są równe 0). Równanie (119) przybiera więc uproszczoną postać: przy czym zgodnie z równaniem potęgowym lepkość średnią można zde-

$$\rho_m c_m \frac{\partial \bar{T}}{\partial t} = \bar{\eta} |\dot{\gamma}|^2 \quad (120)$$

finiować wzorem:

Szybkość ścinania wynika bezpośrednio z równań (112) i (114).

$$\bar{\eta} = k_0 \exp[-a(\bar{T} - T_m)] \cdot |\dot{\gamma}|^{n-1} \quad (121)$$

Równanie (120) z lepkością wyrażoną wzorem (121) można bezpośrednio scałkować z warunkiem początkowym:

$$\bar{T}(t=0) = T_b \quad (122)$$

gdzie T_b jest temperaturą cylindra (temperaturą warstewki tworzywa przy powierzchni cylindra, która wchodzi do szczeliny i podlega intensywnemu ścinaniu).

Rozwiązanie równania (120), które uwzględnia zależność (117), ma postać:

$$\exp[a(\bar{T} - T_m)] = \frac{k_0 a}{\rho_m c_m \sin(\varphi + \gamma)} \left| \frac{\vec{V}}{\delta_e} \right|^n \frac{x}{\delta_e} + \exp[a(T_b - T_m)] \quad (123)$$

Z równania (123) można obliczyć temperaturę stopionego tworzywa w szczelinie (dla $x = e$):

$$\bar{T}_{slit} = T_b + \frac{1}{a} \ln \left[\frac{k_0 a \exp[-a(T_b - T_m)]}{\rho_m c_m \sin(\varphi + \gamma)} \left| \frac{\vec{V}}{\delta_e} \right|^n \frac{e}{\delta_e} + 1 \right] \quad (124)$$

W toku obliczeń symulacyjnych stwierdzono, że temperatury stopionego polimeru wyznaczone z zależności (124) przyjmują wartości nieco wyższe od średniej temperatury cylindra, lecz są jak najbardziej realne. W tabeli 1 przedstawiono przykładowe wartości tych temperatur dla wybranych termoplastów w standardowych warunkach przetwarzania.

Tabela 1. Wartości temperatury stopu w szczelinie między wierzchołkiem uzwojenia ślimaka a cylindrem wyznaczone ze wzoru (124) po czasie rotacji t_r (równym czasowi ścinania – p. wzór (115))

Polimer	LDPE	HDPE	PP	POM
Średnia temperatura cylindra T_b [°C]	180	190	230	210
Średnia temperatura stopu w szczelinie T_{slit} [°C]	197	206	236	225

Jak widać, temperatura stopu w szczelinie, wyznaczona z zależności (124), jest o ok. 10–15°C wyższa od średniej temperatury cylindra dla poszczególnych polimerów, co wydaje się być realną wartością temperatury w typowych warunkach przetwarzania. Temperatura ta zbliża się do wartości średniej temperatury tworzywa w przekroju poprzecznym kanału, wyznaczanej z modelu i jest od niej wyższa tylko o kilka stopni. Z tego powodu tę metodę wyznaczania średniej temperatury stopionego tworzywa w szczelinie wykorzystano na potrzeby modelu matematycznego.

2.3.5. Ciśnienie w strefie przejściowej i stapania właściwego

Do obliczenia podstawowych charakterystyk procesu uplastyczniania niezbędna jest znajomość profilu ciśnienia, którego końcowa wartość na czole ślimaka musi być równa regulowanemu ciśnieniu uplastyczniania (przeciwcisnieniu) p_p . W niniejszym opracowaniu profil ciśnienia wyznaczono dla momentu tuż przed zakończeniem rotacji ślimaka. Z uwagi na cykliczny (*quasi*-ustalony) przebieg procesu wtryskiwania moment ten, odpowiadający maksymalnemu wypełnieniu kanału ślimaka tworzywem stałym, jest bardzo istotny ze względu na wartości podstawowych charakterystyk procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu i stąd ma bardzo duże znaczenie dla takich zjawisk i wielkości, jak kształtowanie się profilu ciśnienia i temperatury na długości ślimaka, pobór mocy przez ślimak, moment obrotowy ślimaka czy wydajność uplastyczniania.

Profil ciśnienia w strefie przejściowej

Przyjęto, że strefa przejściowa w kanale ślimaka zaczyna się w miejscu, które pokrywa się z położeniem elementów grzejnych na cylindrze. W toku modelowania symulacyjnego stwierdzono, iż zazwyczaj jej długość nie przekracza jednego zwoju ślimaka. Jest ona jednak ważnym obszarem pod kątem modelowania procesów występujących w ślimakach. Jej uwzględnienie np. przy obliczaniu przebiegu ciśnienia zapewnia z jednej strony jego ciągłość oraz gładkość. Z drugiej strony jej pominięcie w pierwotnej wersji modelu matematycznego skutkowało niezgodnością wskazań mocy pobranej przez ślimak oraz momentu obrotowego na ślimaku podczas doświadczalnej weryfikacji modelu. Dopiero uwzględnienie tej strefy w obliczeniach spowodowało poprawne wyznaczanie tych praktycznych charakterystyk.

Wyznaczenie profilu ciśnienia w strefie przejściowej było jednym z trudniejszych zadań w całym modelu matematycznym z uwagi na nieoczywisty mechanizm transportu tworzywa, w którym występują elementy zarówno tarcia suchego, jak i lepkiego. Na trudności związane z analizą zjawisk w tej strefie zwracał uwagę już Tadmor [7], sugerując liniową ekstrapolację profilu ciśnienia na końcu strefy zasilania (tarcie suche) do strefy stapania właściwego (tarcie lepkie). Ponieważ procedura taka zapewnia ciągłość, lecz nie gładkość (różniczkowalność) funkcji ciśnienia na styku strefy przejściowej i stapania właściwego, przeanalizowano kilka różnych sposobów obliczania ciśnienia w strefie przejściowej, opisanych szczegółowo w rozprawie [178]. W rezultacie niepowodzeń użycia przeanaliz-

zowanych metod zdecydowano się na wyznaczenie gradientu ciśnienia w strefie przejściowej jako średniej ważonej gradientu ciśnienia obliczonego dla końca strefy transportu tworzywa stałego $\left(\frac{dp}{dz}\right)_s$ oraz gradientu ciśnienia wyznaczonego dla początku strefy stapiania właściwego $\left(\frac{dp}{dz}\right)_m$, tzn.:

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_p = \left(\frac{dp}{dz}\right)_s (1-x) + \left(\frac{dp}{dz}\right)_m x \quad (125)$$

gdzie x – waga przyjmująca wartości z zakresu 0–1 i określona zależnością:

$$x = \frac{l - l_w}{l_p} \quad \text{dla } l_w \leq l \leq l_w + l_p \quad (126)$$

Wielkość obliczyć można ze wzoru (39) zapisanego w formie różniczkowej, natomiast wyznaczono z zależności (88). Powyższa metoda zapewnia gładkość profilu ciśnienia nie tylko wewnątrz strefy przejściowej, lecz także na jej granicach. Można pokazać, że wyrażenie (125) przyjmie ogólną postać:

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_p = p \alpha (1-x) + \beta x \quad (127)$$

gdzie α oraz β są pewnymi parametrami wynikającymi z modeli przyjętych do obliczeń. Przechodząc do przyrostów skończonych, zmiany ciśnienia w strefie przejściowej w kolejnych krokach obliczeniowych dane są wyrażeniem:

$$p_l = \frac{p_{l-1} [2 + \alpha (1-x) \Delta] + 2 \beta x \Delta}{2 - \alpha (1-x) \Delta} \quad (128)$$

Inna ciekawa koncepcja obliczenia ciśnienia w strefie przejściowej, która bazuje silniej na przesłankach fizycznych niż koncepcja powyższa, zapewniając równocześnie teoretyczną gładkość profilu ciśnienia między strefą transportu tworzywa stałego a strefą stapiania właściwego, opisana została przez Wilczyńskiego [190]. Zaproponował on do opisu tej strefy w wylączarce użycie zależności takich samych jak dla strefy transportu tworzywa stałego z wyjątkiem siły tarcia suchego między cylindrem a tworzywem $F_1 = F_{1s}$, danej równaniem (24), odpowiednią siłą tarcia lep-

kiego F_{II} . Nie przynosi to jednak zadowalających wyników z podobnych względów jak omawiane dalej przy obliczeniach mocy w tej strefie. Ciekawe rezultaty dla tej strefy otrzymuje się natomiast, przyjmując dla siły F_I mieszany sucho-lepki mechanizm tarcia, zależny od grubości warstwy stopu δ w strefie przejściowej w zakresie $0 \leq \delta \leq \delta_w$, przy czym skrajnym wartościami δ odpowiada tarcie suche bądź lepkie. Zależności niezbędne do obliczenia siły tarcia sucho-lepkiego, a w konsekwencji ciśnienia, podane są wzorami (137) i (139) wraz z odpowiednią dyskusją. Trzeba podkreślić, że poprzednia metoda obliczeń profilu ciśnienia wykorzystuje analogiczny sposób ważenia, w tym przypadku gradientów ciśnienia (a nie sił), wynikających z tarcia suchego i lepkiego, jak to podano we wzorze (125).

Profil ciśnienia w strefie stapiania właściwego

Do obliczenia profilu ciśnienia w strefie stapiania właściwego zastosowano autorską metodę, opartą na analizie dwuwymiarowego, nieizotermicznego przepływu cieczy potęgowej w płaskim kanale ślimaka. Metodę tę omówiono ogólnie na początku podrozdziału 2.3.4. Zgodnie z opisaną procedurą opartą na obliczeniach Tornera [196] analizując cyrkulacyjny przepływ stopu w obszarze III (rys. 5), można traktować go jako przepływ izotermiczny, lecz lokalne wartości gradientu ciśnienia są funkcją temperatury. Stąd z układu równań (86) wyznaczano wartości η_x , η_z , χ oraz v_0 , a następnie profil temperatury, który umożliwiał obliczenie gradientu ciśnienia z równania (88). Znając wartość początkową ciśnienia, można było ostatecznie wyznaczyć profil ciśnienia tworzywa w strefie stapiania.

Przeprowadzone nad wyznaczaniem profilu ciśnienia badania symulacyjne pokazały jednak, iż ten schemat obliczeń funkcjonował bardzo dobrze, dopóki obszar zajmowany przez cyrkulujący stopiony polimer był dostatecznie duży. Jednak w wielu przypadkach, zależnych od wartości parametrów geometrycznych i roboczych, jak np. duży stopień sprężania, duża prędkość rotacji ślimaka, duża objętość dozowania czy krótki czas stapiania statycznego, często występują sytuacje, gdy kanał ślimaka jest niemal całkowicie wypełniony tworzywem stałym, a transport stopionego tworzywa zachodzi jedynie w wąskiej szczelinie między złożem stałym a ścianką zwoju oraz w warstwie stapianej. W takich sytuacjach profil ciśnienia obliczany z układu równań (86) wykazywał różne ostre ekstrema lokalne, które nie mają praktycznego uzasadnienia w rzeczywistości. W celu poprawy takiego zachowania modelu podjęto kilka modyfikacji powyższego sposobu obliczeń, które zostały omówione w rozprawie [178]. Nie przyniosły one jednak spodziewanego efektu w postaci wygładzonego profilu ciśnienia. W poszukiwaniu metody obliczeń, która dawałaby gład-

ki profil ciśnienia nawet przy skrajnie dużym wypełnieniu kanału ślimaka materiałem stałym, zwrócono uwagę na fakt, że stapianie dynamiczne przy wtryskiwaniu zachodzi zwykle przy kilkakrotnie większej prędkości obrotowej ślimaka niż przy wytłaczaniu. Sytuacja ta sprzyja wystąpieniu przepływu cyrkulacyjnego stopionego tworzywa wokół złoża stałego, tzn. w całym przekroju kanału, tak jak to przewiduje wspomniany w podrozdziale 1.1 model Lindta [50], a nie tylko w obszarze stopu przewidywanym przez model Tadmora [7]. Ponadto należy oczekiwać znacznie większego przesycenia złoża stałego stopem. Fakt ten nie powinien prowadzić do istotnych zmian ilościowych ogólnej szybkości stapiania, pozwala natomiast założyć, że całkowity przepływ w kanale determinowany jest przez właściwości stopu, w którym zdyspergowane jest złoże stałe. Można więc było przyjąć, że przybliżony, lecz dostatecznie dokładny profil ciśnienia w kanale da się wyznaczyć z równań (86)–(88), traktując całe tworzywo w przekroju kanału ślimaka jako tworzywo stopione, którego objętościowa szybkość przepływu zostanie skorygowana przez uwzględnienie średnich różnic gęstości tworzywa stałego i stopionego, a więc przyjmując tzw. model dyspersyjny. Na podstawie bilansu masy dla danego przekroju można wykazać, że:

$$\dot{q}_z = \frac{\dot{G}}{\rho_m} \left[1 - (1 - M) H(l) \left(1 - \frac{\rho_m}{\rho_s} \right) \right] \quad (129)$$

gdzie parametr M można określić jako ułamek powierzchni przekroju kanału zajętego przez tworzywo stopione (p. rys. 5 – obszar I oraz III):

$$M = S_I + S_{III} = \left(\frac{A_f(l)}{H(l)} \right)^{\frac{3}{2}} \frac{\delta_w}{H} + H(l) \left(1 - \frac{A_f(l)}{H(l)} \right) \quad (130)$$

Powyższa przybliżona metoda obliczeń przebiegu zmian ciśnienia pozwalała na uzyskanie stabilnych wyników obliczeń przy dowolnym wypełnieniu kanału ślimaka tworzywem stałym. Została ona więc zaadaptowana na potrzeby modelu matematycznego.

Nieco inną możliwość obliczania ciśnienia w strefie stapiania właściwego przy bardzo dużym wypełnieniu kanału tworzywem stałym (kiedy nie do końca słuszne jest założenie, że układ można traktować jako jednorodną zawieszinę tworzywa stałego w stopie) stwarza dalsze uogólnienie metody przedstawionej przy obliczaniu ciśnienia i mocy w strefie przejściowej. Polegała ona na wykorzystaniu zależności słusznych dla przepływu tworzywa stałego, traktując siłę na granicy cylinder–tworzywo, wy-

stępującą w równaniach bilansu sił i momentów, jako generowaną przez tarcie sucholepkie. W tym przypadku uogólnienie polega na przyjęciu kolejnej siły tarcia suchego F_4 danej wzorem (27) działającej na granicy aktywna ścianka zwoju–tworzywo, jako generowaną przez tarcie sucholepkie. W tym przypadku tarcie lepkie byłoby generowane nie przez ruch cylindra, lecz ruch złoża stałego ze znaną prędkością V_{sz} . Koncepcja ta wymaga jednak praktycznego sprawdzenia podczas symulacji.

2.3.6. Pobór mocy i moment obrotowy

Strefa przejściowa

Moc e_p dostarczona do układu cylinder–ślimak wtryskarki w strefie uplastyczniania wstępnego w elementarnej warstwie przekroju kanału o szerokości Δ jest sumą:

- mocy rozproszonej na powierzchni rdzenia ślimaka e_{ps} ,
- mocy rozproszonej na powierzchniach bocznych zwoju ślimaka e_{pf} ,
- mocy wywołującej gradient ciśnienia e_{pp} ,
- mocy rozproszonej w szczelinie między wierzchołkiem uzwojenia ślimaka a ścianą cylindra e_{pt} ,
- mocy rozproszonej w cienkiej warstwie tworzywa uplastycznionego e_{pb} .

Poszczególne składniki mocy wyznaczono z następujących zależności:

$$e_{ps} = F_{ts} V_{sz} = p(l) W_2 \Delta f_s V_{sz} \quad (131)$$

$$e_{pf} = F_{tf} V_{sz} = 2 p(l) (H - \delta_s) \Delta f_s V_{sz} \quad (132)$$

$$e_{pp} = Q \Delta p = (H - \delta_s) W_1 V_{sz} [p(l) - p(l-1)] \quad (133)$$

Moc e_{pt} rozproszoną w szczelinie między wierzchołkiem uzwojenia ślimaka a ścianą cylindra wyznaczono, biorąc pod uwagę tarcie lepkie w szczelinie:

$$e_{pt} = \tau_e e \Delta \sqrt{V_b^2 + U^2} \quad (134)$$

gdzie:

$$\tau_e = k_0 \exp [-a (\bar{T}_{slit} - T_m)] \left(\frac{\sqrt{V_b^2 + U^2}}{\delta_e} \right)^n \quad (135)$$

przy czym $\bar{T}_{slit}$ – średnia temperatura stopionego tworzywa w szczelinie, wyznaczona z zależności (124).

Moc e_{pb} rozproszoną w cienkiej warstwie tworzywa uplastycznionego wyznaczono jako iloczyn siły tarcia (siła ważona uwzględniająca tarcie suche i lepkie) oraz prędkości przemieszczania się cylindra względem tej warstwy:

$$e_{pb} = F_{tb} V_j = [p(l) f_c (1 - x) + \tau_j^* x] W_0 \Delta V_j \quad (136)$$

Przy wyznaczaniu e_{pb} przyjęto warunek analogiczny do założeń w całej strefie przejściowej, że charakterystyki obliczane w tej strefie (ciśnienie, moment obrotowy i moc pobrana przez ślimak) będą wyznaczane jako wartości ważone dla strefy zasilania oraz strefy stapiania. Obliczanie bowiem tych charakterystyk zakładając występowanie wyłącznie tarcia lepkiego (bez udziału tarcia suchego, które z pewnością musi oddziaływać jeszcze w strefie uplastyczniania wstępnego), powoduje, że naprężenie styczne w warstewce wynosi¹:

$$\tau_j = k \dot{\gamma}^n = k_0 \exp[-a (T_b - T_m)] \left(\frac{V_j}{\delta_s} \right)^n \quad (137)$$

Przyjęto, że zgodnie z analizą mechanizmu stapiania (63) grubość warstewki stopu w strefie przejściowej δ_s zmienia się liniowo od 0 do δ_w zgodnie z zależnością:

$$\delta_s = \delta_w x \quad (138)$$

przy czym x zmienia się w zakresie od 0 do 1 i jest określone wzorem (126). Zależność (138) można traktować jako analogiczną do wzoru (63), w którym wielkości zostały przemianowane.

Wobec bardzo małych wartości grubości warstwy stopu δ_s rzędu 10^{-5} m, z zależności (137) uzyskuje się wartości naprężenia stycznego τ_j rzędu 1–2 MPa, co powoduje natychmiastowe przeszacowanie wszystkich wymienionych powyżej charakterystyk. W celu zniwelowania tego efektu zastąpiono wielkość τ_j w tym równaniu średnią ważoną τ_j^* naprężenia wynikającego z tarcia suchego i lepkiego w postaci:

$$\tau_j^* = p f_c (1 - x) + \tau_j x \quad (139)$$

gdzie x – waga opisana zależnością (126).

¹ Przy założeniu, iż temperatura warstewki stopu w strefie przejściowej wynosi T_b oraz że zmiana prędkości na grubości warstewki jest liniowa – występuje wyłącznie przepływ wleczony.

Po przyjęciu założenia (139) uzyskano poprawne wartości mocy i momentu, a ten sposób wyznaczania średniego naprężenia w warstewce stopu w strefie przejściowej został zaadaptowany na potrzeby modelu matematycznego.

Moment obrotowy w strefie przejściowej obliczono, analogicznie do metodyki wyznaczania profilu ciśnienia, jako średnią ważoną momentów liczonych dla strefy transportu tworzywa stałego oraz dla strefy stapiania właściwego (przy takim samym założeniu, jak przy wyznaczaniu mocy):

$$M_p = M_z (1 - x) + M_s x = W_0 p(l) \Delta f_c \frac{D}{2} (1 - x) + \tau W_0 \Delta \frac{D}{2} x \quad (140)$$

gdzie:

x – waga przedstawiona zależnością (126),

τ – wypadkowe naprężenie styczne, określone wzorem:

$$\tau = k_0 \exp [-a (T_b - T_m)] \left(\frac{V_b}{\delta_s} \right)^n \quad (141)$$

Strefa stapiania właściwego

Moc e_m doprowadzona do układu w strefie stapiania oraz transportu stopu odniesiona do jednego kroku obliczeniowego Δ równa jest sumie:

- mocy rozproszonej w warstwie cyrkulującego stopu, związanej z przepływem wzdłużnym e_{mz} ,
- mocy rozproszonej w warstwie cyrkulującego stopu, związanej z przepływem poprzecznym e_{mx} ,
- mocy rozproszonej w szczelinie między wierzchołkami uzwojenia ślimaka a ścianką cylindra e_{mf} ,
- mocy wywołującej gradient ciśnienia e_{mp} .

Poszczególne składniki mocy odniesione do jednego kroku obliczeniowego określone są zależnościami:

$$e_{mz} = \tau_z W_0 \Delta V_{bz} F_d \quad (142)$$

$$e_{mx} = \tau_x W_0 \Delta V_{bx} \quad (143)$$

$$e_{mf} = \tau_e e \Delta \sqrt{V_b^2 + U^2} \quad (144)$$

$$e_{mp} = \dot{q} \Delta p = \bar{V}_{mz} W_1 H \Delta p \quad (145)$$

przy czym naprężenia τ_z , τ_x oraz τ_e wyznaczono przy założeniu, że gradient prędkości w kanale ślimaka jest stały, tj. $\frac{dv_x}{dy} = \frac{V_{bx}}{H}$ oraz $\frac{dv_z}{dy} = \frac{V_{bz}}{H}$, jako:

$$\tau_z = k_0 \exp [-a (\bar{T} - T_m)] \left(\frac{V_{bz} F_d}{H} \right)^n \quad (146)$$

$$\tau_x = k_0 \exp [-a (\bar{T} - T_m)] \left(\frac{V_{bx}}{H} \right)^n \quad (147)$$

$$\tau_e = k_0 \exp [-a (\bar{T}_{slit} - T_m)] \left(\frac{\sqrt{V_b^2 + U^2}}{\delta_e} \right)^n \quad (148)$$

gdzie:

$\bar{T}$ – średnia temperatura stopionego polimeru wyznaczana z modelu,

$\bar{T}_{slit}$ – temperatura stopu w szczelinie, wyznaczana z zależności (124).

Moment obrotowy w strefie stapiania i transportu stopu odniesiony do jednego kroku obliczeniowego jest wyznaczany jako suma dwóch składowych:

- momentu obrotowego odniesionego do obszaru nad kanałem ślimaka M_{sc} ,
- momentu obrotowego odniesionego do obszaru nad zwojem ślimaka M_{se} .

Poszczególne składowe momentu wyznaczane są z zależności:

$$M_{sc} = \tau_{xz} W_0 \Delta \frac{D}{2} \quad (149)$$

$$M_{se} = \tau_e e \Delta \frac{D}{2} \quad (150)$$

Naprężenie wypadkowe τ_{xz} jest obliczane wg wzoru:

$$\tau_{xz} = \sqrt{\tau_x^2 + \tau_z^2} \quad (151)$$

Naprężenia τ_x oraz τ_z wyznaczane są odpowiednio z zależności (147) oraz (146). Naprężenie styczne w szczelinie wyznaczono z zależności:

$$\tau_e = k_0 \exp [-a (\bar{T}_{slit} - T_m)] \left(\frac{V_b}{\delta_e} \right)^n \quad (152)$$

3.

Model symulacyjny uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu

Proces wtryskiwania jest procesem nieustalonym, a w zasadzie *quasi*-ustalonym, a więc zaobserwować w nim można stałość charakterystyk, np. profili złoża stałego, temperatury i ciśnienia w tych samych momentach różnych cykli wtryskowych. Przedstawiony powyżej matematyczny model procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu musi być zatem symulowany numerycznie przy użyciu odpowiedniego cyklu obliczeniowego. Jedną z podstaw umożliwiającą zbudowanie programu symulującego proces uplastyczniania przy wtryskiwaniu było rozwiązanie problemu wyznaczenia szybkości ruchu wstecznego ślimaka U oraz profilu ciśnienia tworzywa, a zwłaszcza ciśnienia na końcu ślimaka. Wielkości te są wzajemnie zależne od siebie (sprzężone), niemożliwe jest więc obliczenie jednej z nich bez znajomości drugiej. Wyznaczenie ich umożliwia zamknięcie cyklu obliczeniowego, dając równocześnie jako wyniki odpowiednie wartości takich charakterystyk, jak profil złoża stałego (stopień wypełnienia kanału tworzywem stałym), temperatura, ciśnienie, wartość poboru mocy, moment obrotowy na ślimaku, wydatek masowy uplastycznionego tworzywa itd.

Przebieg obliczeń w modelu symulacyjnym składa się z kilku etapów, które zostaną poniżej pokrótce omówione. W pierwszej kolejności należy wprowadzić do modelu dane charakteryzujące geometrię ślimaka, parametry robocze wtryskarki oraz charakterystykę materiałową tworzywa.

Omawiany model odnosi się do ślimaka trójstrefowego o stałej średnicy zewnętrznej D , skoku zwoju S , szerokości zwoju e oraz krotności kanału K . Podział ślimaka na strefy geometryczne opisywany jest liczbą zwojów w poszczególnych strefach: N_1 – w strefie zasilania, N_2 – w strefie sprężania oraz N_3 – w strefie dozowania. Geometryczne strefy zasilania i dozo-

wania charakteryzują się stałą wysokością kanału wynoszącą odpowiednio H_z i H_d . Parametry geometryczne D , S , e , N_1 , N_2 , N_3 , H_z , H_d oraz K należy wprowadzić jako dane wejściowe do obliczeń (rys. 11).

ślimak	wtryskarka	tworzywo	zaawansowane
25			
19			
3,7			
14			
4			
4			
4,1			
1,9			
1			

Rys. 11. Parametry geometryczne ślimaka, które należy wprowadzić do modelu

W dalszej kolejności przyjęto, iż regulowanymi parametrami roboczymi wtryskarki są: szybkość obrotowa ślimaka N , skok ślimaka przy wtrysku N_5 , średnia temperatura cylindra w części ogrzewanej T_b , ciśnienie uplastyczniania p_p (przeciwiśnienie – ciśnienie panujące przed ślimakiem w czasie jego ruchu wstecznego) oraz czas, w którym ślimak jest w stanie spoczynku. Jak już wspomniano, czas ten stanowi sumę dwóch czasów odpowiadających czasowi t_d postoju ślimaka w położeniu przednim (czasowi docisku) oraz czasowi t_w jego postoju w położeniu tylnym (czasowi chłodzenia). Dodatkowo należy podać pewne dane geometryczne niezwiązane z charakterystyką ślimaka, czyli wysokość szczeliny między wierzchołkami uzwojenia ślimaka a powierzchnią cylindra δ_e oraz odległość między lejem zasypowym a początkiem strefy grzejnej N_4 . Parametry N , N_5 , T_b , t_w , t_d , p_p , N_4 oraz δ_e są wprowadzane jako dane wejściowe do obliczeń (rys. 12). Jako dodatko-

wy parametr można wprowadzić czas wtrysku równy stosunkowi skoku ślimaka przy wtrysku oraz prędkości wtrysku. Czas ten (zwykle bardzo krótki) można zaliczyć do fazy stapiania statycznego mimo ruchu postępowego ślimaka, gdyż nie występuje tu usuwanie stopu znad warstwy złoża stałego.

Rys. 12. Parametry robocze wtryskarki, które należy wprowadzić do modelu

Do celów obliczeniowych w niniejszym modelu niezbędna jest znajomość takich właściwości fizykochemicznych tworzywa, jak jego temperatura topnienia (płynięcia) T_m , średnie współczynniki tarcia tworzywa o cylinder f_c oraz o ślimak f_s , gęstość nasypowa ρ_0 , gęstość tworzywa stałego ρ_s oraz stopionego ρ_m , a także średnie wartości przewodnictwa cieplnego tworzywa stałego k_s i stopionego k_m , ciepło topnienia λ (dla tworzyw semikryształicznych) oraz średnie wartości ciepła właściwego tworzywa stałego c_s i stopionego c_m . Przyjęto, że wielkości te są niezależne od temperatury i ciśnienia. Niezbędne są również pewne dane reologiczne charakteryzujące użyte równanie konstytutywne materiału. Dla równania Ostwalda–de Waele (12a) są to: stała lepkości k_0 w prawie potęgowym, wykładnik równania potęgowego n oraz współczynnik temperaturowy lepkości a . Wielkości T_m, f_c, f_s ,

$\rho_0, \rho_s, \rho_m, k_s, k_m, \lambda, c_s, c_m, m_0, n$ oraz a należy wprowadzić jako dane wejściowe do obliczeń (rys. 13), przy czym dla wybranych polimerów przykładowe dane zostały w modelu już zamieszczone. Wartości te zostały przyjęte jako średnie z różnych danych literaturowych. Można je jednak wprowadzić w sposób niezależny.

slimak	wtryskarka	tworzywo	zaawansowane
135		Temperatura płynięcia tworzywa [C]	polietylen dużej gęstości, HDPE
0.50		Współczynnik tarcia tworzywa o cylinder	
0.35		Współczynnik tarcia tworzywa o ślimak	
550		Gęstość nasypowa tworzywa [kg / m ³]	
780		Średnia gęstość stopionego tworzywa [kg / m ³]	
955		Średnia gęstość stałego tworzywa [kg / m ³]	
0.26		Przewodnictwo cieplne stopionego tworzywa [J / m*s*deg]	
0.42		Przewodnictwo cieplne stałego tworzywa [J / m*s*deg]	
245		Ciepło topnienia tworzywa [kJ / kg]	
2.5		Ciepło właściwe stopionego tworzywa [kJ / kg*deg]	
2.0		Ciepło właściwe stałego tworzywa [kJ / kg*deg]	
11000		Stała lepkości w prawie potęgowym (w temp. płynięcia) [Pa * s^m]	
0.60		Wykładnik prawa potęgowego	
0.011		Współczynnik temperaturowy lepkości [1/deg]	

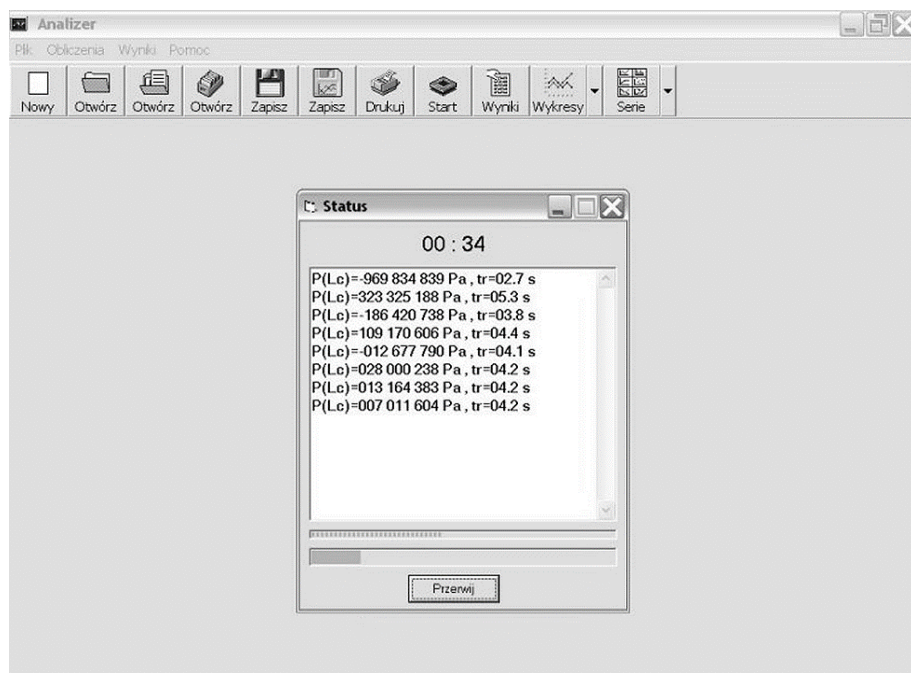
OK Przerwij Zastosuj

Rys. 13. Właściwości fizykochemiczne oraz reologiczne tworzywa, które należy wprowadzić do modelu

Po wprowadzeniu niezbędnych danych model przyjmuje pewną początkową wartość szybkości ruchu wstecznego U podczas obliczania dla tej wartości profili złoża stałego, temperatury oraz ciśnienia na całej długości ślimaka (w tym ciśnienia p_{end} na końcu ślimaka). Pierwotna wartość U szacowana była zwykle na podstawie maksymalnej zdolności transportowej strefy zasilania. W dalszej kolejności program oblicza nową szybkość ruchu wstecznego, a na jej podstawie nowe profile złoża stałego, temperatury, ciśnienia oraz ciśnienie na końcu ślimaka. Profile te zostają obliczone, wykorzystując zaproponowane modele matematyczne dla różnych stref dynamicznych układu uplastyczniającego wtryskarki, a więc dla stref zasobnika i transportu tworzywa stałego oraz uplastyczniania. Obliczenia

w modelu przeprowadzane są stopniowo, na ustalonych wstępnie odcinkach elementarnych o długości Δl , na których parametry robocze, geometryczne oraz materiałowe traktowane są jako stałe. Wartości wielkości obliczonych w danym odcinku elementarnym są danymi wejściowymi do obliczeń na odcinku następnym. Program wyposażony został ponadto w różnego typu zabezpieczenia, obejmujące zarówno ograniczenia uniemożliwiające wprowadzenie nierealnych danych wejściowych, np. wielkości skoku powodującego wysunięcie ślimaka z cylindra, jak i proste zabezpieczenia kontrolujące rząd wielkości wprowadzonych danych wejściowych.

Działania te powtarzają się do chwili, gdy obliczone ciśnienie na końcu ślimaka p_{end} będzie równe założonemu (wprowadzonemu jako parametr roboczy wtryskarki) ciśnieniu uplastyczniania p_p z założoną dokładnością. Przy ustalonej charakterystyce roboczej powyższą równość uzyskać można w modelu symulacyjnym przez właściwy dobór szybkości ruchu wstecznego ślimaka U , bezpośrednio związanej z wydatkiem uplastyczniania. Jest to możliwe przy zastosowaniu metody iteracji z użyciem odpowiedniego algorytmu określającego zmiany szybkości ruchu wstecznego ślimaka w zależności od obliczonego ciśnienia na końcu ślimaka oraz założonego ciśnienia uplastyczniania. Algorytm taki ma charakter doświadczalny, a jedynym kryterium jego doboru jest zapewnienie szybkiej



Rys. 14. Przykład działania programu symulacyjnego

zbieżności obliczeń (bez możliwości zapętlenia), niezależnie od założonej charakterystyki materiałowej, geometrycznej oraz parametrów pracy. W niniejszym modelu jako optymalny przyjęto algorytm zbieżności opisany zależnością (153). Wyznaczona przy tym szybkość U określa jednoznacznie wydatek uplastyczniania, pobór mocy i inne charakterystyki procesu:

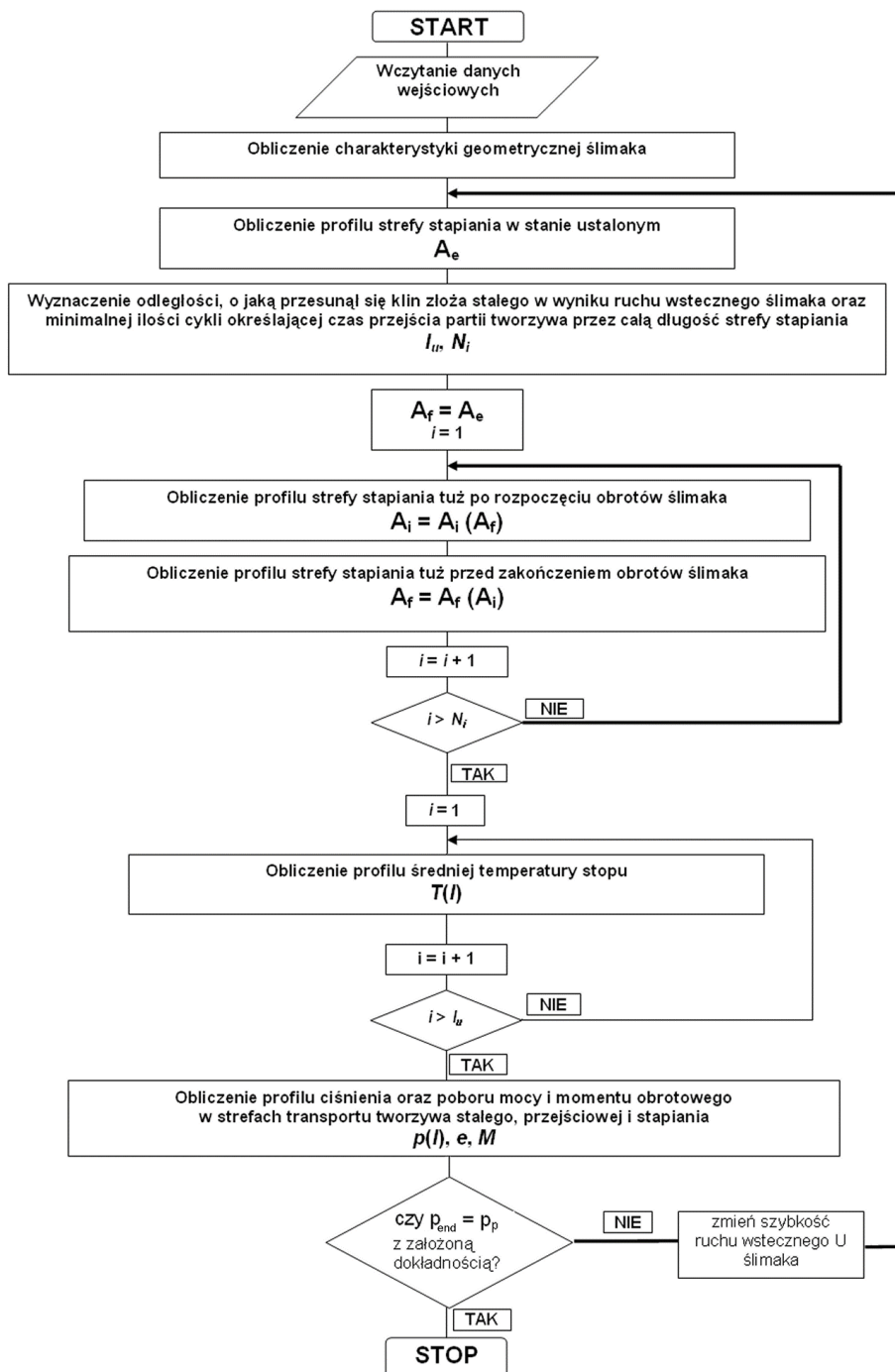
$$U_2 = U_1 \left(1 + \frac{p_{end} - p_p}{|p_{end} - p_p| + p_p} \right)^{\text{sgn}(p_{end} - p_p)} \quad (153)$$

Przykładowe działanie programu symulacyjnego przedstawiono na rys. 14. Dla założonego ciśnienia uplastyczniania p_p , równego w tym przypadku 10 MPa, wyświetlone zostały kolejne cykle dużej pętli programu w postaci obliczonego ciśnienia na końcu ślimaka ($p_{end} = p_{lc}$) oraz wyznaczonego czasu rotacji ślimaka $t_r = N_s / U$. Zaobserwować można zbieżność wyznaczonego ciśnienia na końcu ślimaka do wartości równej ciśnieniu uplastyczniania.

Symulacja procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu przebiega wg algorytmu przedstawionego na rys. 15. Pogrubioną linią zaznaczono najważniejsze sprzężenia zwrotne występujące w modelu. W modelu występuje więc jedna duża pętla zwrotna – główna pętla modelu, którą program opuszcza w momencie, gdy, jak już wspomniano, wartość ciśnienia na końcu ślimaka p_{end} zrówna się z wartością ciśnienia uplastyczniania p_p z odpowiednią, założoną dokładnością. W modelu występuje ponadto jedna mała pętla zwrotna, związana z wyznaczeniem profilu złoza stałego w strefie stapiania.

Po ukończeniu obliczeń program umożliwia wyświetlenie następujących charakterystyk wyjściowych:

1. Profilu względnej szerokości złoza stałego (liczbowo lub graficznie) w trzech stanach:
 - a) tuż przed zakończeniem rotacji ślimaka (po stapianiu dynamicznym),
 - b) tuż przed rozpoczęciem rotacji ślimaka (po stapianiu statycznym),
 - c) w stanie ustalonym (ciągła rotacja ślimaka jak w wytłaczaniu);
2. Profilu temperatury tworzywa na długości ślimaka (liczbowo lub graficznie);



Rys. 15. Algorytm modelu symulacyjnego procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu

3. Profilu ciśnienia tworzywa na długości ślimaka (liczbowo lub graficznie);
4. Poboru mocy przez ślimak;
5. Momentu obrotowego na ślimaku;
6. Czasu rotacji ślimaka;
7. Czasu pełnego cyklu wtryskowego;
8. Wydajności masowej uplastycznionego tworzywa;
9. Zużycia energii pobranej przez ślimak na jednostkę masy tworzywa;
10. Maksymalnej temperatury stopionego tworzywa w cylindrze,
11. Zawartości stopionego tworzywa na końcu ślimaka.

Ostatnie dwie charakterystyki związane z homogenizacją termiczną i materiałową tworzywa w strefie stapiania i transportu stopu traktować należy jako pomocnicze.

Jak już wspomniano wcześniej, wszystkie powyższe wielkości z wyjątkiem 1b i 1c odnoszą się do momentu tuż przed zakończeniem rotacji ślimaka, w którym stopień wypełnienia kanału tworzywem stałym jest największy.

Wyniki modelowania można zapisać na dysku lub wydrukować. Istnieje też możliwość załadowania do programu kilku (do ośmiu) plików z wynikami i porównania tych wyników na wykresach.

4.

Doświadczalna weryfikacja modelu

W wyniku badań nad procesem uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu stworzono model matematyczny opisany w rozdziale drugim, który w sposób kompleksowy opisuje transport materiału polimerowego w cylindrze wtryskarki oraz proces uplastyczniania przy wtryskiwaniu. Model opisuje strefę transportu tworzywa stałego począwszy od zasobnika, następnie strefę stapiania wstępnego oraz właściwego. Stał się on podstawą do stworzenia modelu symulacyjnego, a następnie na jego podstawie programu komputerowego, który opisano w rozdziale trzecim. Program ten wykorzystano następnie do badań porównawczych przedstawionych w niniejszym rozdziale.

Wykorzystanie modeli komputerowych do symulacji procesów przemysłowych, w tym również przetwórczych, będzie uzasadnione wyłącznie wtedy, gdy modele te zostaną zweryfikowane doświadczalnie pod kątem ich adekwatności. Doświadczalna weryfikacja takich modeli jest zwykle kosztowna czasowo i finansowo, lecz jest niezbędną częścią pracy nad modelem w ujęciu całościowym. Polega ona ogólnie na budowie stanowiska badawczego, złożonego z maszyny wraz z narzędziem, umożliwiającego prowadzenie analizowanego procesu. W układzie tym należy umieścić odpowiednie czujniki mierzące charakterystyki wyznaczone przez badany model. Po uruchomieniu maszyny i zebraniu odpowiedniej ilości danych pomiarowych należy porównać dane pomiarowe z odpowiednimi wartościami generowanymi przez analizowany model. W dalszej części badań nad modelem następuje, jeśli jest to wymagane, modyfikacja założeń oraz poszczególnych modułów obliczeniowych modelu w kierunku poprawy zgodności jego przewidywań z dynamiką pracy rzeczywistych maszyn lub urządzeń. Modyfikacje te są wykonywane aż do momentu osiągnięcia założonej dokładności wskazań modelu.

W niniejszym rozdziale przedstawiono porównania wybranych charakterystyk teoretycznych oraz rzeczywistych układu uplastyczniającego wtryskarki. Charakterystyki teoretyczne wygenerowane zostały przez program komputerowy omówiony w rozdziale trzecim, który powstał na bazie modelu matematycznego przedstawionego w rozdziale drugim. Charakterystyki doświadczalne zostały uzyskane w wyniku badań prowadzonych na stanowisku pomiarowym, opisanym poniżej.

Badania nad doświadczalną weryfikacją modelu były przedmiotem wielu artykułów, m.in. [199–201], również w czasopiśmie branżowych [202], [203]. Prezentowane były także na kilku konferencjach krajowych i zagranicznych [204–206].

4.1. Stanowisko badawcze i plan badań

W celu weryfikacji stworzonego modelu symulacyjnego wykonano stanowisko badawcze do pomiarów charakterystyk wyjściowych procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu². Stanowisko to, przedstawione na rys. 16, zbudowane jest z odpowiednio oprzyrządowanej wtryskarki ślimakowej połączonej z modułem zbierającym i przetwarzającym dane oraz z komputerem umożliwiającym zapis i wyświetlanie w czasie rzeczywistym zebranych wyników pomiarowych. Na wtryskarce zamontowano wykonaną na potrzeby weryfikacji modelu formę wtryskową umożliwiającą wytwarzanie próbek do badań właściwości wytrzymałościowych (wiosło oraz belka).

Stanowisko badawcze składa się z następujących urządzeń i elementów pomiarowych:

- 1) wtryskarki ślimakowej Battenfeld Plus 350/70, której ogólną specyfikację przedstawiono w tab. 2,
- 3) czterech czujników ciśnienia i temperatury (analogowy czujnik CDTAI200-1/2-1500-1-1-1J prod. Bagsik Sp. z o.o., zakres 0–150 MPa, 0–300°C, błąd całk. $\pm 0,5\%$ FS),
- 3) sprzęgła pomiarowego momentu obrotowego (analogowy czujnik DMF2X-250 prod. MEGATRON Elektronik GmbH & Co. KG, zakres 0–250 Nm, błąd całk. $\pm 1\%$ FS),

² Stanowisko pomiarowe oraz badania porównawcze wykonano w ramach projektu OPUS 11, temat: Modelowanie procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, nr rej. proj. bad. N N519 651840.

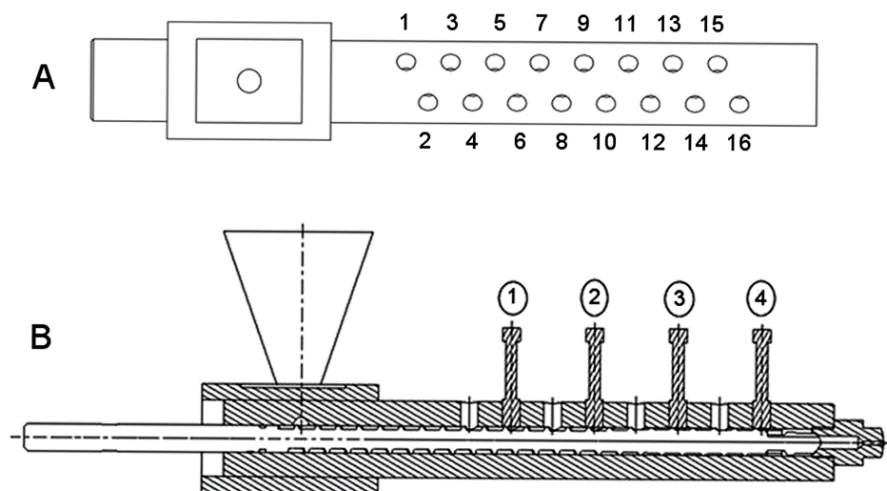
- 4) czujnika indukcyjnego mierzącego szybkość obrotową ślimaka (czujka indukcyjna E2A-S08KS02-WP-B1 prod. Omron Corp.),
- 5) czujnika przesunięcia liniowego ślimaka (analogowy czujnik LWH 0150 prod. Novotechnik U.S. Inc., zakres 0–150 mm, błąd liniowości $\pm 0,08\%$),
- 6) szafy elektryczno-sterującej wraz z ekranem dotykowym, zawierającej układ pomiarowy,
- 7) komputera typu laptop z oprogramowaniem służącym do zbierania i zapisywania wyników pomiarowych.



Rys. 16. Wtryskarka wraz z układem pomiarowo-kontrolnym

Tabela 2. Podstawowe dane wtryskarki wykorzystanej do badań

Cecha	Wartość
Producent wtryskarki	Battenfeld
Typ wtryskarki	Plus 350/70
Średnica ślimaka	25 mm
L/D	17
Liczba zwojów	22
Siła zamykania formy	350 kN
Maks. obj. wtrysku	49 cm ³
Maks. ciśnienie wtrysku	157,5 MPa

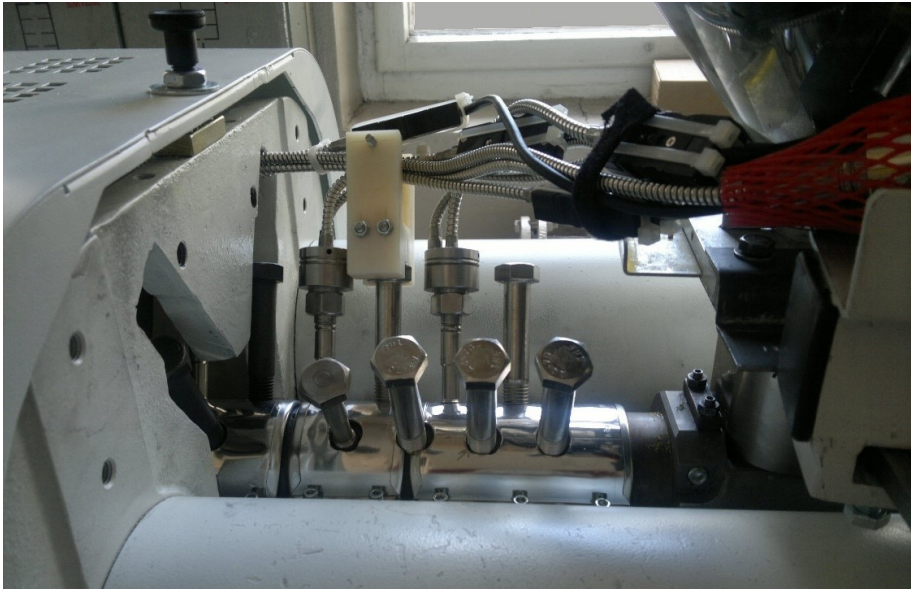


Rys. 17. Rozmieszczenie otworów w cylindrze wtryskarki pod czujniki pT (A) oraz poglądowy widok rozmieszczenia czterech czujników pT w cylindrze (B)

Układ uplastyczniający wtryskarki składa się z cylindra i umieszczonego w nim ślimaka. Cylinder wtryskarki posiada 16 nawierconych otworów pod czujniki, których położenie schematycznie przedstawiono na rys. 17a. Otwory te umożliwiają montaż czujników w jednej lub w dwóch liniach na tworzącej cylindra. W cylindrze umieszczono równocześnie cztery czujniki pT o numeracji odpowiednio od 1 do 4 w położeniach 4, 8, 12 i 16, por. rys. 17a. Poglądowy obraz rozmieszczenia czujników ukazano na rys. 17b. Pozostałe otwory w cylindrze, które umożliwiają ewentualną zmianę konfiguracji czujników, zaślepione zostały śrubami. Zdjęcie czujników umieszczonych w cylindrze przedstawiono na rys. 18.

Na cylindrze zamontowano grzałki otokowe o budowie umożliwiającej umieszczenie czujników pT wewnątrz tego cylindra. Pomiar momentu obrotowego ślimaka w trakcie uplastyczniania jest dokonywany za pomocą momentomierza, zamocowanego bezpośrednio w układzie napędowym ślimaka między silnikiem a pasem przenoszenia napędu na ślimak. Umieszczono tam również czujnik indukcyjny mierzący rzeczywistą prędkość obrotową ślimaka. Odpowiedni układ elektryczny mierzy średnią moc doprowadzoną do elementów grzejnych na cylindrze. W układzie napędowym wtryskarki zamontowano ponadto dodatkowy liniał mierzący precyzyjnie przesunięcie ślimaka (położenie czoła ślimaka).

Układ pomiarowo-kontrolny ma za zadanie zbierać i przetwarzać sygnały generowane przez elementy pomiarowe. Chwilowa wartość każdej



Rys. 18. Czujniki pT umieszczone w cylindrze wtryskarki

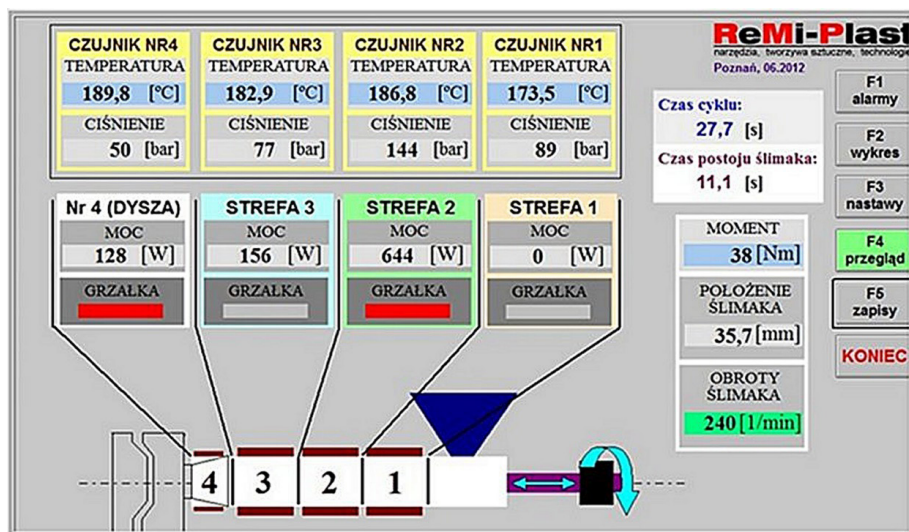
go z mierzonych parametrów jest wyświetlana na ekranie synoptycznym (wyświetlacz z możliwością dotykowego sterowania), umieszczonym na froncie szafki sterującej, stojącej bezpośrednio przy wtryskarce. Niezależnie od chwilowego odczytu układ sterownika (PLC CJ z Ethernetem, dwa moduły AI oraz moduł DI) dokonuje rejestracji i archiwizacji wyników pomiarowych.

Wykonane stanowisko pomiarowe mierzy następujące charakterystyki procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu:

- temperaturę w czterech punktach pomiarowych na długości cylindra,
- ciśnienie w czterech punktach pomiarowych na długości cylindra,
- rzeczywistą prędkość obrotową ślimaka podczas jego ruchu wsteczno-obrotowego,
- moment obrotowy ślimaka podczas jego ruchu wsteczno-obrotowego,
- czas rotacji ślimaka,
- przesunięcie liniowe czoła ślimaka,
- moc pobieraną przez grzałki w każdej strefie (trzy strefy grzejne).

Przeprowadzone badania wstępne potwierdziły wysoką sprawność układu pomiarowego, który zapisuje dane z 15 linii pomiarowych z częstotliwością do 50 Hz. Charakterystyki procesu uplastyczniania wyświetlane są w czasie rzeczywistym zarówno na ekranie synoptycznym szafki kontrolnej, jak i na ekranie komputera rejestrującego dane.

Wyniki pomiarów zapisywane są na komputerze wyposażonym w odpowiedni program, który został wykonany w ramach budowy stanowiska pomiarowego. Program ten posiada moduły służące do wprowadzania danych i zapisu mierzonych charakterystyk oraz do bieżącej obserwacji wyników na wykresach i w sposób liczbowy. Otrzymane wyniki są eksportowane do programu MS Excel. Przykładowy kadr działania programu przedstawiającego w czasie rzeczywistym wszystkie mierzone charakterystyki pokazano na rys. 19.



Rys. 19. Kadr z programu współpracującego z układem pomiarowo-kontrolnym, umożliwiającego podgląd oraz zapis zbieranych wyników pomiarowych

Metodyka pomiarów

Zasadnicze badania doświadczalne procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu prowadzono z użyciem sześciu polimerów semikrystalicznych oraz amorficznych scharakteryzowanych w tab. 3, odznaczających się łatwością przetwórstwa wtryskowego. Było to istotne z punktu widzenia dużej rozpiętości parametrów procesu wtryskiwania zmienianych podczas badań, których dokładne wartości przedstawiono w tab. 4. Zmiennymi parametrami były:

- ciśnienie uplastyczniania (zmienne w zakresie 4–24 MPa (I etap badań) i w zakresie 1–20 MPa (II etap badań)),
- prędkość obrotowa ślimaka (zmienna w zakresie 30–70% prędkości maksymalnej ślimaka (I etap badań) i w zakresie 10–90% (II etap badań)),

- czas postępu ślimaka w położeniu tylnym (liczony od momentu zakończenia fazy rotacji do rozpoczęcia fazy wtrysku, zmienny w przedziale 8–50 s),
- temperatura cylindra (stała dla wszystkich trzech stref grzejnych wtryskarki, ustawiana na pięciu poziomach wartości tak, aby wartość środkowa była wartością „typową”; najczęściej była to wartość temperatury, przy której mierzono katalogową wartość wskaźnika MFR, pozostałe wartości temperatury zmieniano kolejno o 15–20°C (temperaturę zmieniano tylko w I etapie badań)).

Tabela 3. Polimery wykorzystane do badań

Etap badań	Polimer	Typ	Producent	MFR [g/10 min]
I	PE-LD	Malen E FABS 23-D022	Basell Orlen Polyolefins Sp. z o.o.	2,0 (190/2,16)
	PE-HD	Hostalen GC 7260	Basell Orlen Polyolefins Sp. z o.o.	8,0 (190/2,16)
	PP	Moplen HP515M	Basell Orlen Polyolefins Sp. z o.o.	9,0 (230/2,16)
	PS	Krasten 154	SYNTHOS Kralupy a.s.	10 (200/5)
	POM	Schulaform 9A	A. Schulman GmbH	10 (190/2,16)
II	PE-LD	Bralen VA 20-60	Slovnaft Petrochemicals S.R.O.	20 (190/2,16)
	PP	Moplen HP515M	Basell Orlen Polyolefins Sp. z o.o.	9,0 (230/2,16)

Symbole T1-T5 (tab. 4) zostały wprowadzone ze względu na różną średnią temperaturę cylindra przy przetwórstwie wymienionych wyżej polimerów. Podczas eksperymentów wszystkie trzy strefy grzejne cylindra były utrzymywane w tej samej (stałej) temperaturze. Wynika to ze sposobu działania modelu, w którym do obliczeń należy podać jedną, średnią temperaturę cylindra. Stałe parametry robocze procesu wtryskiwania podano w tab. 5.

Właściwe badania doświadczalne prowadzono w dwóch etapach:

1. Pierwszą serię badań prowadzono, zmieniając tylko jeden z parametrów podanych w tab. 4, przy zachowaniu stałych wartości pozostałych parametrów, które zawsze były równe ich trzeciej (środkowej) wartości z tab. 4.
2. W drugiej serii eksperymentów zmieniano równocześnie dwa z regulowanych parametrów z tab. 4, przy zachowaniu stałych wartości pozostałych parametrów, które były zawsze równe trzeciej (środkowej) wartości z tej tabeli.

Przy czterech zmiennych parametrach procesu uplastyczniania, wskazanych w tab. 4, porównywano ze sobą następujące charakterystyki teoretyczne i doświadczalne procesu:

- profil temperatury na długości ślimaka,
- profil ciśnienia na długości ślimaka,
- moc pobraną przez ślimak,
- moment obrotowy na ślimaku,
- masową wydajność procesu,
- czas rotacji ślimaka.

Celem weryfikacji była doświadczalna analiza wpływu zmian poszczególnych parametrów procesu wtryskiwania na poprawność wyznaczania przez model typowych charakterystyk wyjściowych procesu. Takie podejście stanowi istotną różnicę w stosunku do typowej optymalizacji procesu uplastyczniania, tj. takiego doboru parametrów, aby zmaksymalizować wydajność procesu oraz zminimalizować zużycie energii przy zachowaniu warunków dobrej przetwarzalności polimeru oraz korzystnej charakterystyki fizykochemicznej produktu. Stąd w planowaniu badań weryfikacyjnych świadomie zrezygnowano z klasycznych metod planowania eksperymentu, np. metod regresji z użyciem wielomianów w ograniczonym zakresie zmian parametrów. W tym przypadku parametry procesu wtryskiwania świado-

Tabela 4. Regulowalne parametry robocze procesu wtryskiwania

	Ciśnienie uplastyczniania [MPa]				
	3	6	10	16	24
	Prędkość obrotowa ślimaka [obr/min]				
	154	200	240	286	333
	Czas postoju ślimaka [s]				
	8	12	20	30	50
	Temperatura cylindra [°C]				
	T1	T2	T3	T4	T5
PE-LD	140	160	180	200	220
PE-HD	150	170	190	210	230
PP	190	210	230	250	270
POM	–	–	210	–	–
PS	–	180	200	220	240

mie dobrano z zakresu wykraczającego poza typowy zakres parametrów przetwórczych, rezygnując z oceny właściwości fizykochemicznych produktu z wyjątkiem wizualnej oceny poprawności zaformowania.

Tabela 5. Stałe parametry robocze procesu wtryskiwania

Parametr/polimer	PE-LD	PE-HD	PP	POM	PS
Ciśnienie wtrysku [MPa]	86	80	86	70	86
Ciśnienie docisku [MPa]	47	42	47	35	28
Czas docisku [s]	4	4	4	4	2,5
Temperatura formy [°C]	35	35	40	75	40

Profile temperatury i ciśnienia dla zmiennych parametrów wejściowych, tj. ciśnienia uplastyczniania, prędkości obrotowej ślimaka, czasu postoju i temperatury cylindra, zostały przedstawione najczęściej tylko dla dwóch skrajnych wartości tych parametrów (np. dla profili pT mierzonych przy zmiennym przeciwcisnieniu równym 3, 6, 10, 16 i 24 MPa zostały przedstawione tylko charakterystyki dla 3 i 24 MPa). Wyniki dla wartości pośrednich parametrów wejściowych nie zostały pokazane w celu zachowania przejrzystości rysunków. Charakterystyki otrzymane dla wartości pośrednich parametrów zmiennych zwykle zmieniają się w przybliżeniu w sposób liniowy w stosunku do charakterystyk mierzonych dla wartości skrajnych parametrów z tab. 4.

Jak już wspomniano, ze względu na cykliczny charakter procesu wtryskiwania wszystkie mierzone charakterystyki, w szczególności profile temperatury i ciśnienia tworzywa na długości ślimaka, odnoszą się do momentu tuż przed zakończeniem ruchu obrotowego ślimaka. Odpowiada on maksymalnemu wypełnieniu kanału ślimaka stałym polimerem i jest krytyczny z punktu widzenia głównych charakterystyk procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu.

Ponieważ uzyskanych wyników doświadczeń jest bardzo wiele [207] i są one dość podobne dla różnych polimerów pod względem kształtu krzywych oraz różnic odpowiednich charakterystyk teoretycznych i doświadczalnych, w tym opracowaniu zdecydowano się przedstawić charakterystyki wyjściowe dla każdego zmiennego parametru procesu tylko dla jednego polimeru, natomiast w komentarzu omówione zostaną różnice dla wszystkich badanych polimerów. W celu ujednolicenia wykresów charakterystyki uzyskane z modelu przedstawiono w postaci pogrubionych linii bez znaczników punktowych, natomiast dane doświadczalne przedstawione są jako punkty pomiarowe.

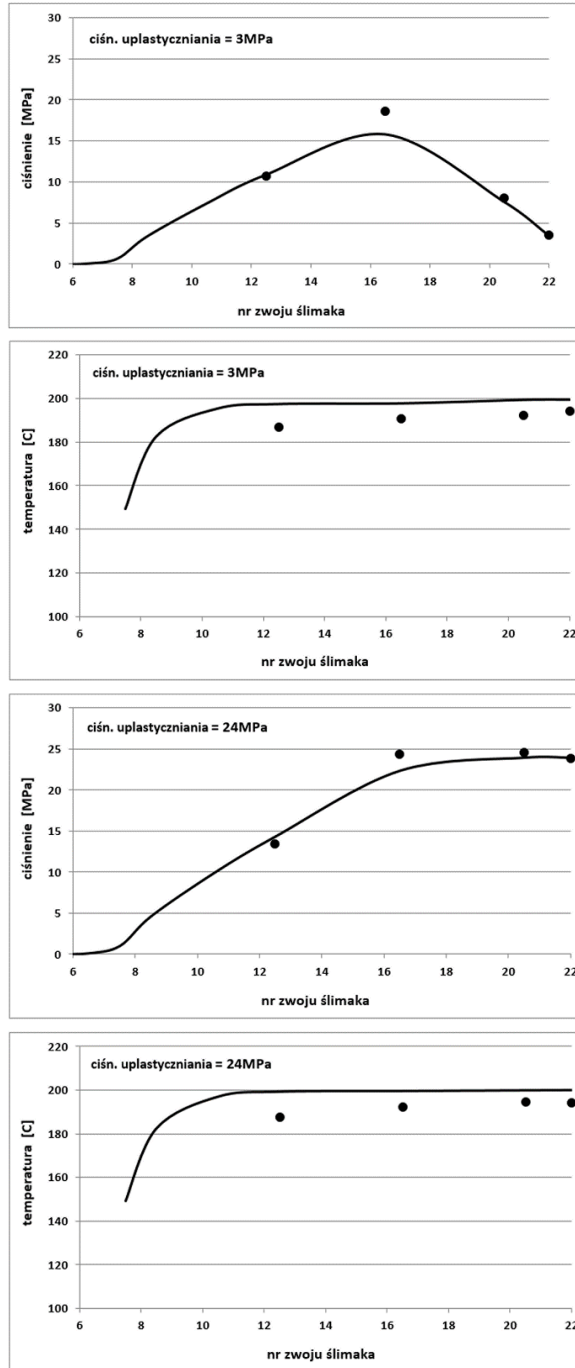
4.2. Analiza porównawcza

Pierwsza część omówionych badań dotyczy pomiarów charakterystyk wyjściowych procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu oraz ich porównania z charakterystykami wyznaczonymi przez model, zmieniając podczas badań jeden parametr wejściowy z tab. 4, przy zachowaniu stałych wartości pozostałych parametrów procesu.

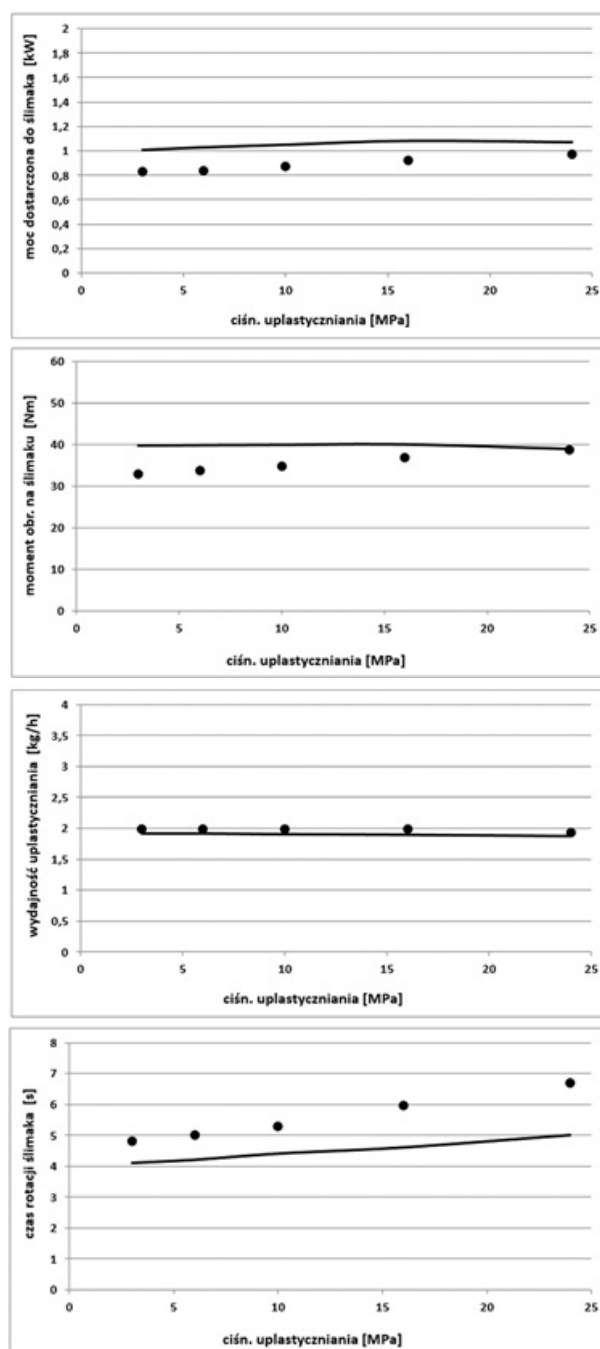
Zmienne ciśnienie uplastyczniania

Na rysunku 20 przedstawiono porównanie profili ciśnienia i temperatury na długości ślimaka dla procesu wtryskiwania PE-HD. Profile te przedstawione zostały, zgodnie z ustalonymi wcześniej założeniami, dla przeciwcisnienia równego odpowiednio 3 i 24 MPa. Na rysunku 21 przedstawiono z kolei porównanie innych charakterystyk procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu tego polimeru, takich jak pobór mocy przez ślimak, wydajność masową procesu uplastyczniania, moment obrotowy na ślimaku oraz czas rotacji ślimaka dla różnych wartości przeciwcisnienia.

Porównanie profili teoretycznych i doświadczalnych ciśnienia i temperatury podczas uplastyczniania PE-HD wskazuje, iż model poprawnie przewiduje wartości ciśnienia i temperatury stopionego tworzywa w kanale ślimaka. Dla większości polimerów model nieznacznie zaniża wartości ciśnienia (w typowych, średnich temperaturach przetwarzania) oraz przeszacowuje wartości temperatury o kilka stopni. Różnice te są tym większe, im większa jest wartość MFR (wskaźnika szybkości płynięcia) polimeru. Widać również bardzo mały wpływ przeciwcisnienia na wartość mocy dostarczonej do ślimaka przy jego ruchu posuwisto-obrotowym, wydajność procesu oraz moment obrotowy ślimaka. Model przewiduje wartości tych charakterystyk z poprawną dokładnością, przy czym zarówno dla PE-HD, jak i dla innych polimerów przeszacowuje on nieco wartości mocy oraz momentu obrotowego, dla których różnice nie przekraczają maksymalnie 20%. Zaobserwować można również, iż wzrost przeciwcisnienia nieznacznie tylko wpływa na zwiększenie czasu rotacji ślimaka. Wpływ ten jest tym większy, im mniejsza jest lepkość stopionego polimeru. Model we wszystkich przypadkach zaniża czas rotacji o 10–25%. Należy jednak zwrócić uwagę, że czas rotacji obliczany jest na podstawie szybkości ruchu wstecznego ślimaka tuż przed końcem obrotów, podczas gdy szybkość ta może się zmieniać w trakcie rotacji ślimaka. Jest ona prawdopodobnie nieco mniejsza na początku z uwagi na większy udział stopu i stąd trudność wytworzenia odpowiedniego ciśnienia na końcu ślimaka.



Rys. 20. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk ciśnienia (na górze) i temperatury (na dole) na długości kanału ślimaka w procesie wtryskiwania PE-HD dla ciśnienia uplastyczniania równego 3 MPa (po lewej) oraz 24 MPa (po prawej); — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



Rys. 21. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk procesu dla różnych wartości ciśnienia uplastyczniania podczas wtryskiwania PE-HD; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

Zmienna prędkość obrotowa ślimaka

Wpływ prędkości obrotowej ślimaka na wartości różnych charakterystyk procesu uplastyczniania podczas wtryskiwania POM przedstawiono na rys. 22 oraz 23. Oczekiwany wzrost maksymalnego ciśnienia polimeru w cylindrze wraz ze wzrostem prędkości obrotowej ślimaka widoczny jest na rys. 22. Model poprawnie przewiduje profil ciśnienia i, jak wspomniano wcześniej, nieco zaniża jego wartości, zwłaszcza w zakresie maksymalnych wartości dla tego i innych polimerów, o około 10–30%. Analizując profile temperatury w przypadku POM, model bardzo dobrze przewiduje ich wartości. Generalnie różnice przy wyznaczaniu temperatury stopionego tworzywa przez model są tym większe, im większa jest prędkość obrotowa ślimaka. Dla innych polimerów nie przekraczają one kilku stopni przy małej prędkości ślimaka i dochodzą do 20°C przy dużej prędkości. Jest to prawdopodobnie spowodowane przeszacowaniem wpływu tarcia lepkiego na wzrost temperatury stopionego polimeru, co może wynikać z zastosowanych przybliżeń. Jednak przyczyną może być również niejednoznaczny pomiar temperatury polimeru w kanale ślimaka. Problem ten zostanie omówiony szerzej w rozdziale poświęconym analizie wyników.

Na rysunku 23 widać znaczny wzrost mocy doprowadzonej do ślimaka oraz wzrost momentu obrotowego na ślimaku wraz ze wzrostem jego prędkości obrotowej. Wydajność uplastyczniania jest niemal stała, gdyż zmienna prędkość obrotowa ślimaka, a co za tym idzie zmienny czas jego rotacji, praktycznie nie wpływa na długość cyklu wtryskowego. Generalnie model dobrze przewiduje dynamikę zmian charakterystyk wyjściowych i minimalnie je przeszacowuje. Dla pozostałych badanych polimerów maksymalne różnice w profilach doświadczalnych oraz przewidywaniach modelu dotyczą zapotrzebowania na moc i nie przekraczają w skrajnych przypadkach 25%.

Zmienny czas postoju ślimaka

W przypadku badań doświadczalnych nad uplastycznianiem parametr czasu postoju oznacza czas postoju ślimaka w położeniu tylnym. Czas postoju nie wpływa znacząco na żadną charakterystykę wyjściową procesu uplastyczniania z wyjątkiem wydajności procesu z powodu zmiany czasu całego cyklu. Można to zaobserwować na rys. 24 oraz 25, gdzie przedstawiono porównanie charakterystyk doświadczalnych i modelowych dla procesu wtryskiwania PP. Prezentowany model jest w bardzo małym stopniu wrażliwy na zmianę tego parametru. Badania eksperymentalne wskazują jednak na pewien wzrost temperatury polimeru oraz nieznaczny spadek zapotrzebowania na moc przez ślimak, jak również spadek momentu

obrotowego wraz ze wzrostem czasu postoju. Dochodzi do tego, ponieważ wraz ze wzrostem czasu postoju polimer dłużej pozostaje w ogrzewanym cylindrze, a jego temperatura nieznacznie wzrasta. Powoduje to jego niższą lepkość, tj. mniejsze opory przepływu i, co za tym idzie, mniejsze zapotrzebowanie na moc oraz mniejszy moment obrotowy na ślimaku. Model poprawnie przewiduje przebieg charakterystyk ciśnienia i temperatury, bardzo dobrze natomiast prognozuje wartości mocy i momentu obrotowego oraz wydajności procesu uplastyczniania.

Zmienna temperatura cylindra

Na rysunkach 26 oraz 27 przedstawiono porównanie charakterystyk modelowych oraz doświadczalnych procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu dla różnych wartości temperatury cylindra w procesie wtryskiwania PE-LD.

Na rysunku 26 widoczne są różnice rzędu 20% w doświadczalnym i modelowym profilu ciśnienia tworzywa w kanale ślimaka. Model wyznacza z mniejszą dokładnością profile ciśnień w bardzo niskich i wysokich temperaturach przetwarzania. Dla prawie wszystkich badanych polimerów w niższych temperaturach profil ciśnienia jest zawyżony, a w temperaturach wyższych – niedoszacowany. Różnice te w skrajnych przypadkach sięgają 30%. Model dobrze wyznacza profile ciśnień w średnich, typowych temperaturach przetwarzania. Taką tendencję widać również w przypadku PE-LD – dla temperatury niższej od 180°C profil ciśnienia jest przez model przeszacowany, odwrotna sytuacja ma miejsce w przypadku temperatur wyższych od 180°C, natomiast w temperaturze 180°C model bardzo dobrze przewiduje przebieg profilu ciśnienia, co można zaobserwować na rys. 30. Dokładniejsza analiza modelu wykazała, że jest on bardzo wrażliwy na zmiany lepkości stopionych polimerów w module wyznaczającym ciśnienie, podczas gdy w rzeczywistości profil ciśnienia nie ulega znacznym zmianom przy zmianie średniej temperatury cylindra. Profil temperatury jest wyznaczany przez model z maksymalnymi różnicami rzędu 10%, przy czym błąd jest tym większy, im niższa jest temperatura cylindra.

Model poprawnie wyznacza inne charakterystyki procesu uplastyczniania PE-LD (rys. 27) z różnicami nieprzekraczającymi 20%. Wraz ze wzrostem temperatury cylindra maleje moc i moment obrotowy ślimaka, co prawdopodobnie związane jest ze zmniejszeniem lepkości stopionego polimeru. Całkowita moc dostarczana do układu uplastyczniającego wtryskarki jednak wzrasta, co wynika ze wzrostu zapotrzebowania na moc przez elementy grzejne na cylindrze [208]. Największe odchylenia od wartości rzeczywistych obserwuje się dla temperatury 140°C i dochodzą one nawet

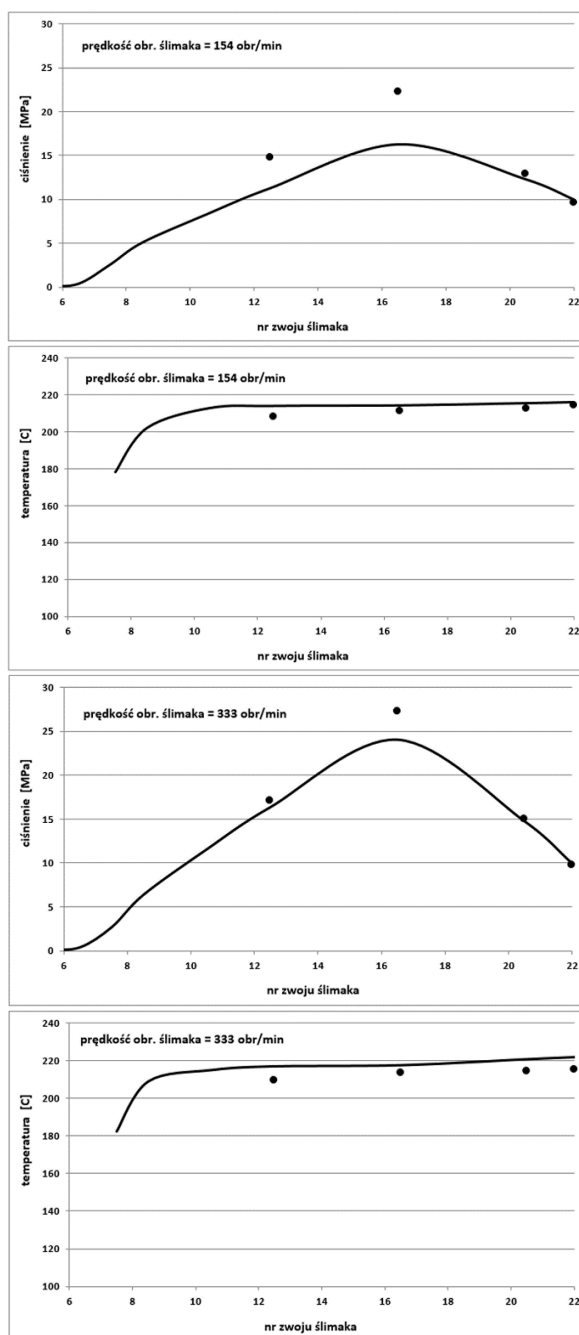
do 45%. Wyniki dla tej wartości temperatury cylindra przedstawiono jedynie w celach poglądowych, bowiem temperatura ta jest stanowczo za niska do prowadzenia procesu wtryskiwania PE-LD, o czym świadczył m.in. niestopiony granulat występujący w otrzymanych wypraskach. Zaobserwować można też przecinanie się profili doświadczalnych i modelowych mocy i momentu obrotowego; podobna tendencja występowała również dla profili ciśnienia. Podsumowując, model dokładniej przewiduje wartości charakterystyk wyjściowych w typowych temperaturach przetwórstwa polimerów, których zakres dla LDPE wynosi 170–210°C.

Druga część badań związana była z równoczesną zmianą dwóch parametrów roboczych procesu wtryskiwania. W tej części eksperymentu zmieniano jednocześnie prędkość obrotową ślimaka oraz ciśnienie uplastyczniania, zgodnie z danymi przedstawionymi w tab. 6. Pozostałe parametry pracy wtryskarki były stałe, podobnie jak w pierwszej części badań. W tym etapie badania przeprowadzono dla polimerów PE-LD oraz PP. Przykładowe wyniki przedstawiono dla PE-LD.

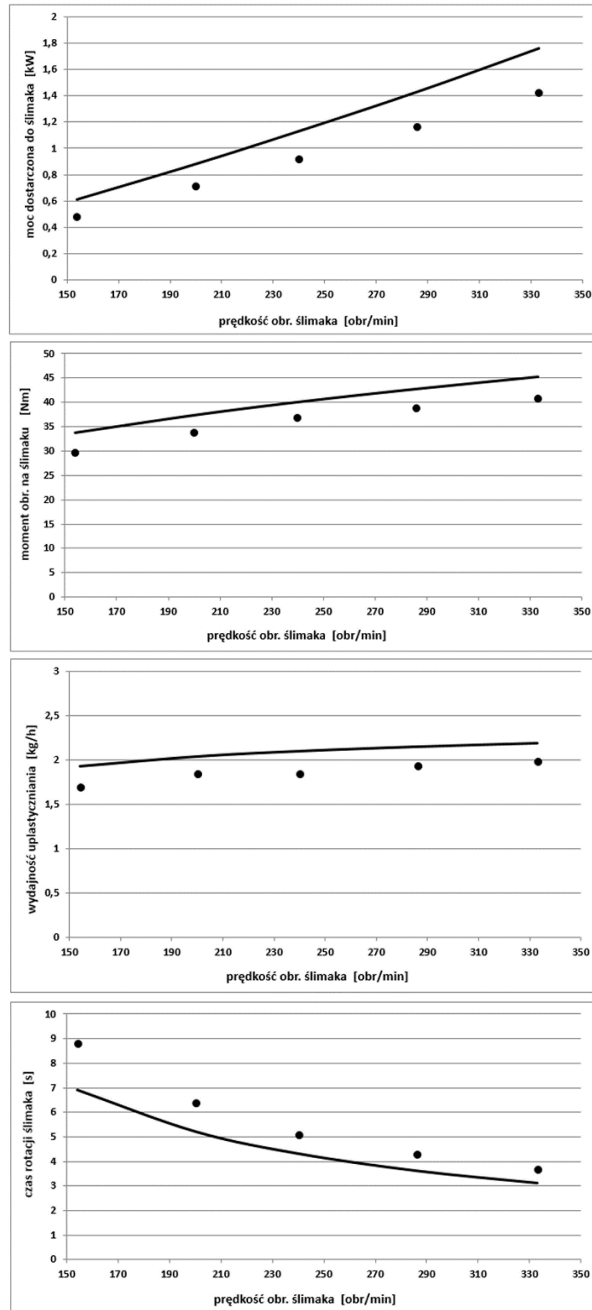
Tabela 6. Parametry zmieniane w drugiej części doświadczeń

Prędkość obr. ślimaka [obr/min]	Ciśnienie uplastyczniania [MPa]
60	1,0
154	4,0
240	10
333	15
400	20

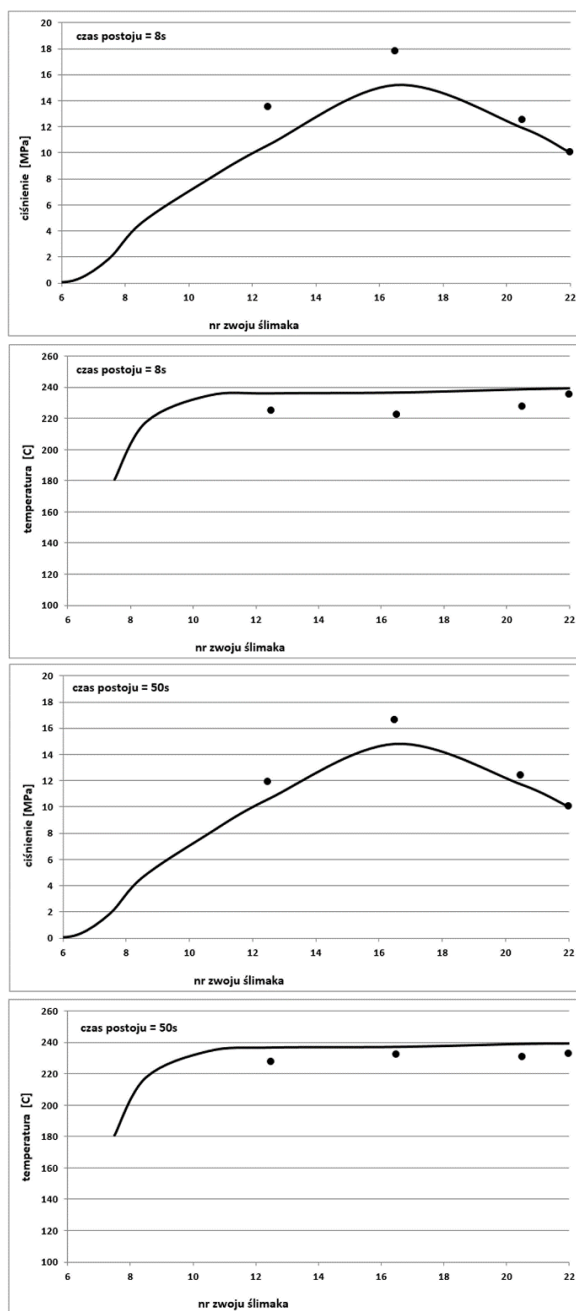
Na rysunkach 28 i 29 przedstawiono porównanie charakterystyk wyjściowych procesu uplastyczniania podczas wtryskiwania PE-LD, przy równoczesnej zmianie prędkości ślimaka oraz przeciwcisnienia. Zaobserwować można bardzo dobrą zgodność między profilami modelowymi a wynikami eksperymentalnymi. Model dobrze przewiduje profil ciśnienia z maksymalnymi różnicami rzędu 10–15%. W profilach temperatury obserwuje się różnice rzędu 5–8% dla dużych prędkości obrotowych ślimaka. Model bardzo dobrze przewiduje profile mocy, momentu obrotowego, czasu rotacji ślimaka i wydajności procesu w całym zakresie zmienianych parametrów. Taka sama sytuacja występuje w przypadku PP. Aby uogólnić ten wynik, należałoby przeprowadzić podobne badania, zmieniając podczas eksperymentu inne pary parametrów wejściowych. Kontynuowane są prace badawcze w tym zakresie.



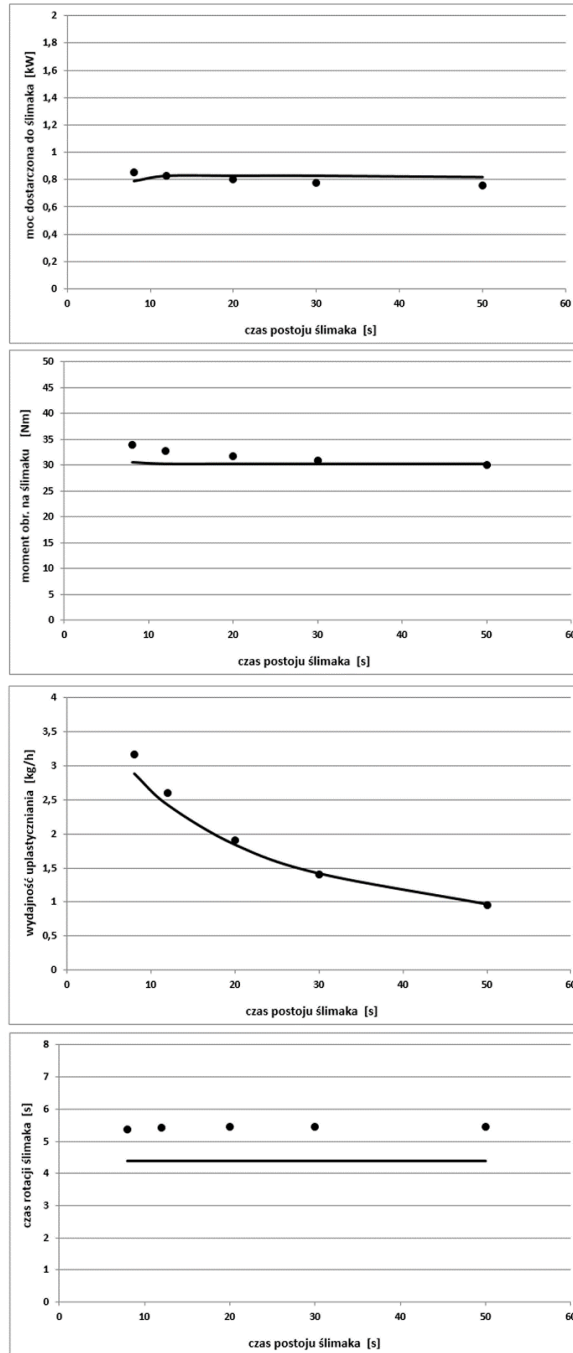
Rys. 22. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk ciśnienia (na górze) i temperatury (na dole) na długości kanału ślimaka w procesie wtryskiwania POM dla prędkości obrotowej ślimaka równej 154 obr/min (po lewej) oraz 333 obr/min (po prawej); — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



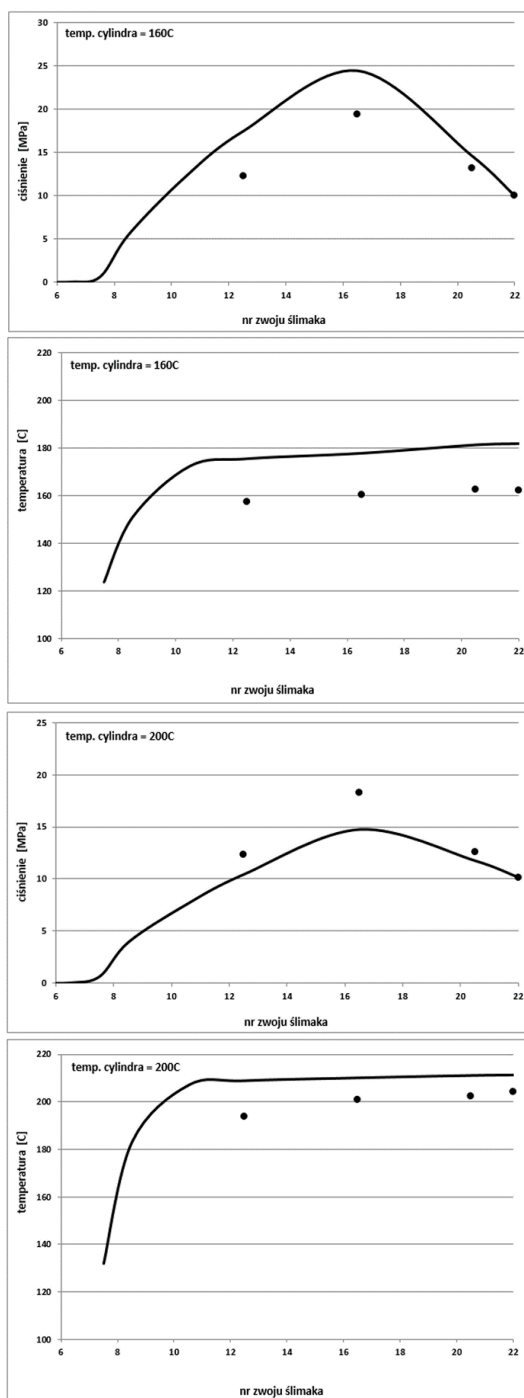
Rys. 23. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk procesu dla różnych wartości prędkości obrotowej ślimaka podczas wtryskiwania POM; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



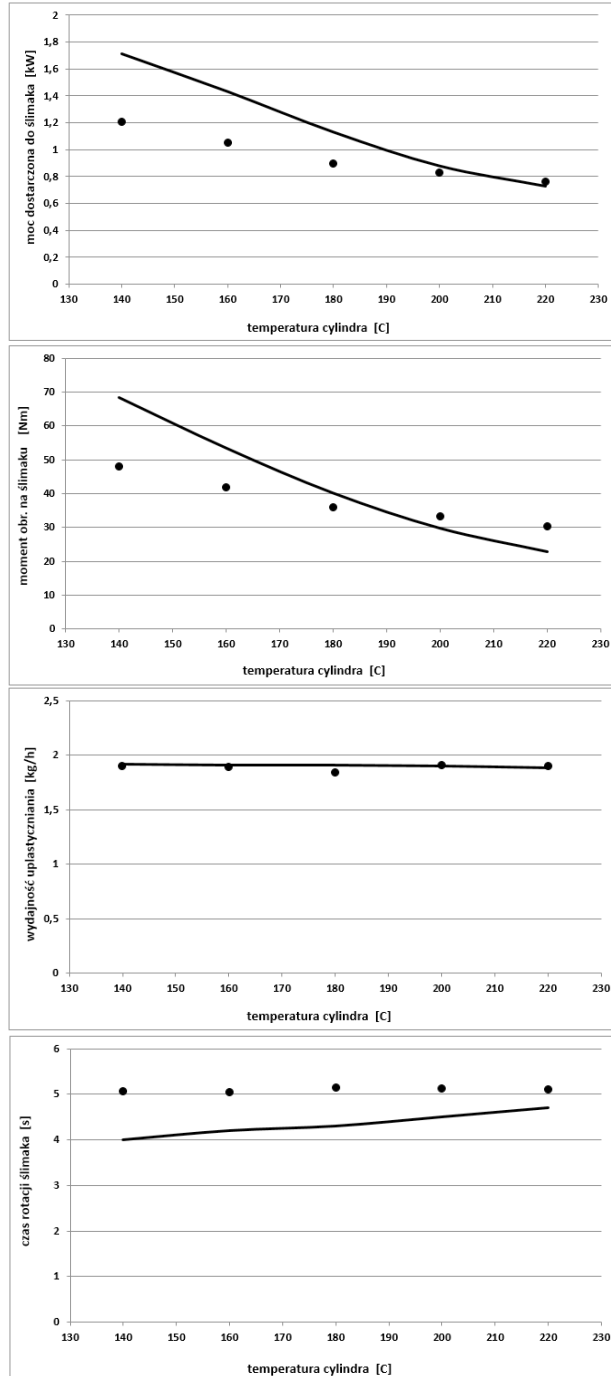
Rys. 24. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk ciśnienia (na górze) i temperatury (na dole) na długości kanału ślimaka w procesie wtryskiwania PP dla czasu postoju ślimaka równego 8 s (po lewej) oraz 50 s (po prawej); — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



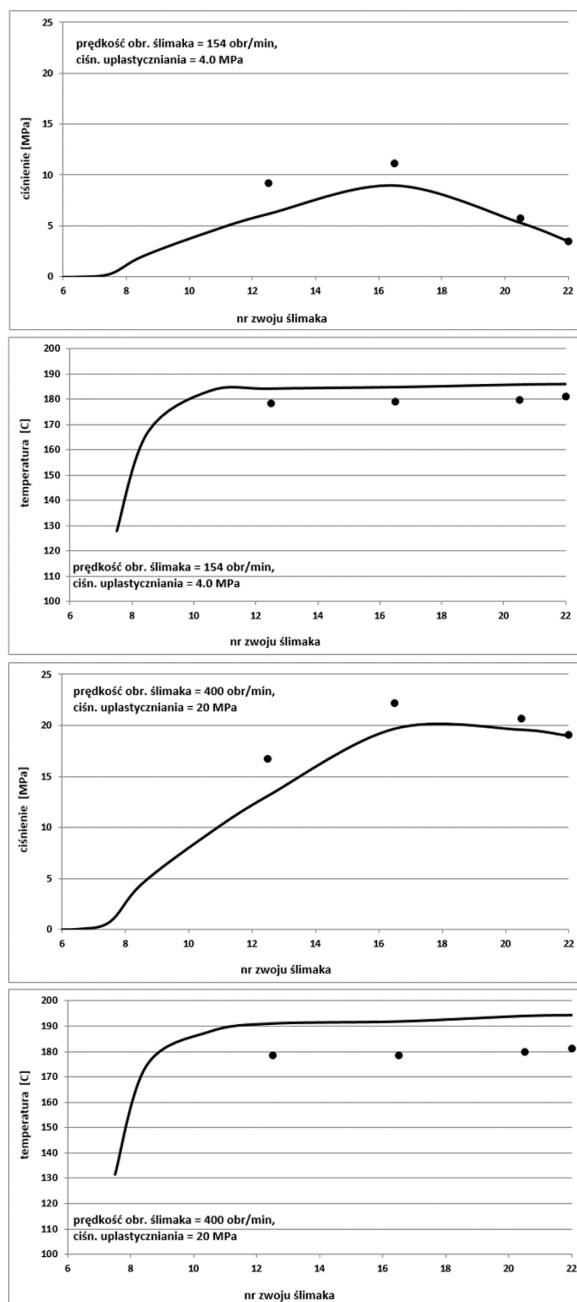
Rys. 25. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk procesu dla różnych wartości czasu postoju ślimaka podczas wtryskiwania PP; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



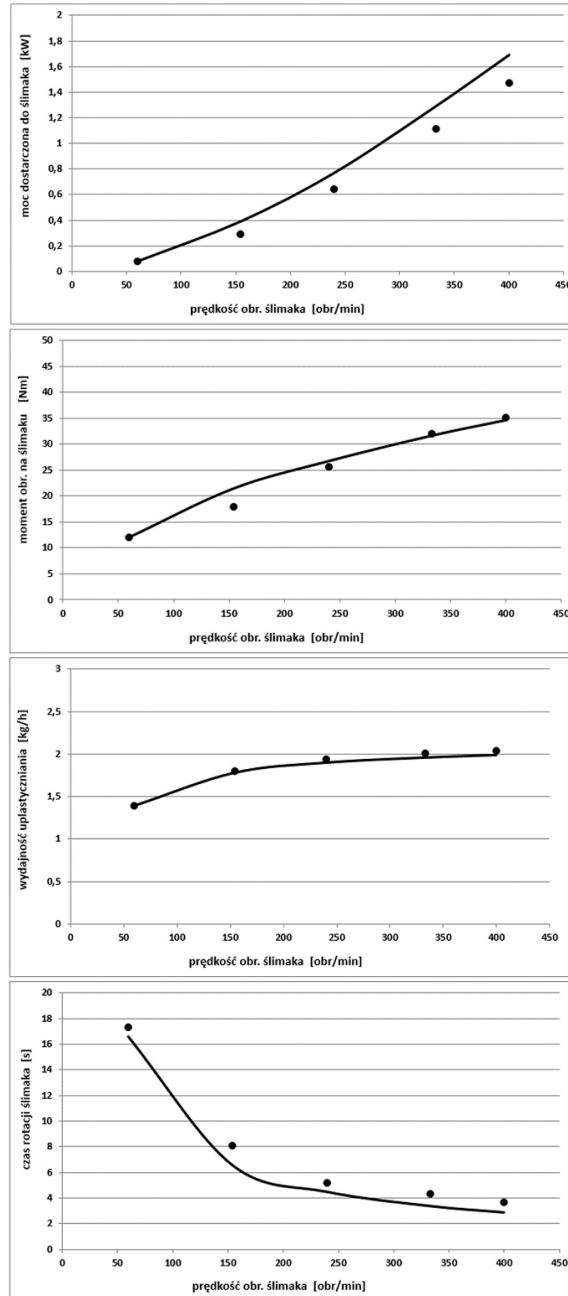
Rys. 26. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk ciśnienia (na górze) i temperatury (na dole) na długości kanału ślimaka w procesie wtryskiwania PE-LD dla temperatury cylindra równej 160°C (po lewej) oraz 200°C (po prawej); — przewidywania modelu; • wyniki doświadczalne



Rys. 27. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk procesu dla różnych wartości temperatury cylindra podczas wtryskiwania PE-LD; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



Rys. 28. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk ciśnienia (na górze) i temperatury (na dole) na długości kanału ślimaka w procesie wtryskiwania PE-LD dla prędkości obr. ślimaka równej 154 obr/min i ciśnieniu uplastyczniania 4 MPa (po lewej) oraz prędkości obr. ślimaka równej 400 obr/min i ciśnieniu uplastyczniania 20 MPa (po prawej); — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



Rys. 29. Porównanie teoretycznych oraz doświadczalnych charakterystyk procesu dla różnych wartości prędkości obrotowej ślimaka z równoczesną zmianą ciśnienia uplastyczniania podczas wtryskiwania PE-LD; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

4.3. Analiza czułości modelu

Procedura weryfikacji modelu symulacyjnego powinna, oprócz testów zgodności, obejmować również analizę czułości modelu. Analiza ta związana jest z badaniem poziomu zmian charakterystyk wyjściowych modelu przy zmianach parametrów wejściowych modelu. Od dobrego modelu symulacyjnego wymaga się, aby (jeśli brak jest zakresów krytycznych) małe zmiany parametrów wejściowych powodowały jedynie niewielkie zmiany jego charakterystyk wyjściowych [209], [210].

W uogólnieniu można przyjąć, że model reprezentuje pewna funkcja wielu zmiennych, w której dla procesu uplastyczniania zmienną zależną jest określona charakterystyka, np. profil ciśnienia lub czas rotacji, natomiast zmienne niezależne mogą stanowić dowolne parametry geometryczne, robocze i materiałowe. Funkcję taką można też aproksymować odpowiednim równaniem algebraicznym. Czułość danej charakterystyki y na zmiany określonego parametru x_i można ocenić definiując współczynnik wrażliwości S w postaci pochodnej logarytmicznej:

$$S_i^y = \frac{\partial \ln y}{\partial \ln x_i} \quad (154)$$

W uproszczeniu można przyjąć, że funkcja czułości (154) wskazuje, o ile procent zmieni się jej wartość, jeśli określona zmienna niezależna wzrośnie o 1%. Macierz wyników dla omawianego modelu została pokazana w tab. 7. Przedstawia ona zmiany wartości charakterystyk modelu (danych wyjściowych) przy wzroście poszczególnych parametrów modelu (danych wejściowych) o 1%. Przykładowy test czułości modelu wykonano dla procesu wtryskiwania PE-HD.

Stwierdzono, że prezentowany model, a zwłaszcza takie jego charakterystyki, jak moc i moment obrotowy na ślimaku oraz ciśnienie polimeru w cylindrze, jest szczególnie wrażliwy na cztery parametry:

- 1) temperatura cylindra,
- 2) temperatura topnienia polimeru,
- 3) współczynnik tarcia polimer–cylinder,
- 4) wykładnik równania potęgowego.

Zaskakujące jest spostrzeżenie, że model wykazuje dużą czułość zwłaszcza na zmiany parametrów materiałowych, co może stawiać pod znakiem zapytania przyjmowanie ich średnich wielkości literaturowych jako reprezentatywnych dla danego polimeru.

Tabela 7. Wyniki testu czułości modelu wykonanego dla procesu wtryskiwania PE-HD

Charakterystyki modelu	Pobór mocy (ślimak)	Moment obrotowy (ślimak)	Wydajność uplastyczniania	Czas cyklu wtryskowego	Maks. temp. stopu	Maks. ciśnienie stopu
Parametry wejściowe modelu						
Prędkość obrotowa ślimaka (V_p)	1,5	0,6	0,1	-0,2	0,1	0,5
Temperatura cylindra (T_p)	-1,6	-1,8	0,0	0,0	0,9	-1,7
Czas postoju ślimaka (t_d)	0,0	0,0	-0,6	0,7	0,0	0,0
Ciśnienie uplastyczniania (p_p)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,2
Temperatura płynięcia (topnienia) (T_m)	1,1	1,3	0,0	0,0	0,1	1,1
Współczynnik tarcia polimer-cylinder (f_c)	2,5	1,2	0,0	0,0	0,0	0,5
Gęstość nasypowa polimeru (ρ_p)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1
Średnia gęstość stopionego polimeru (ρ_m)	0,1	0,1	0,9	0,0	0,0	-0,1
Średnia gęstość stałego polimeru (ρ_s)	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,3
Przewodność cieplna stopionego polimeru (k_m)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1
Przewodność cieplna stałego polimeru (k_s)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Ciepło topnienia polimeru (l)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1
Średnie ciepło właściwe polimeru stopionego (c_m)	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,1
Średnie ciepło właściwe polimeru stałego (c_s)	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1
Współczynnik konsystencji (k_0)	0,8	0,8	0,0	0,0	0,0	0,8
Wykładnik potęgowy (n)	3,2	3,3	0,1	-0,1	0,1	2,8
Współczynnik temperaturowy lepkości (a)	-0,6	-0,6	0,0	0,0	0,0	-0,4

Przedstawione wyniki testu pokazują przede wszystkim dużą wrażliwość modelu na jeden z parametrów równania reologicznego (wykładnik potęgowy n). Fakt ten wskazuje z jednej strony na konieczność dokładnego określenia parametrów równania potęgowego (które ze swej natury ma charakter przybliżony) dla każdego polimeru użytego do modelowania. Z drugiej sugeruje zastosowanie innego, dokładniejszego równania konstytutywnego, jak np. wspomnianego wcześniej równania typu funkcji Kohlrauscha. Działanie to wymaga jednak pewnej przebudowy modelu matematycznego. Ponadto nie ma gwarancji, że parametry innych modeli reologicznych nie będą charakteryzowały się również znacznymi współczynnikami czułości, tym niemniej prace w kierunku użycia innego reologicznego równania stanu zostały podjęte. Warto jednak podkreślić, iż użycie prostego równania potęgowego zwykle dobrze opisuje zachowanie stopionego polimeru, na co wskazują ogólnie prawidłowe wyniki pracy modelu. Trzeba też zwrócić uwagę, że traktowanie uplastycznionego materiału jako zawiesiny polimeru stałego w jego stopie, stosowane w przypadku obliczeń profilu ciśnienia, zmienia parametry równania potęgowego w porównaniu z czystym stopem. W przypadku polimerów napełnianych należy oczekiwać wzrostu stałej k oraz zmniejszenia wykładnika n [211].

Drugim parametrem, na który warto wskazać w aspekcie analizy czułości modelu, jest współczynnik tarcia polimer–cylinder. Jest on związany z bilansem sił działających na elementarną warstwę stałą tworzywa w kanale ślimaka, który ma w dalszej kolejności duży wpływ na wartości ciśnienia tworzywa w układzie uplastyczniającym, a te z kolei na wartości mocy i momentu obrotowego. Duża czułość modelu na ten parametr wskazuje również na konieczność jego dokładnego wyznaczenia. Współczynniki tarcia wyznaczono na potrzeby modelowania jako średnie wartości z różnych źródeł literaturowych. Być może wprowadzenie zależności współczynników tarcia od temperatury poprawiłoby nieco zgodność modelu z doświadczeniem. Z drugiej strony prawdopodobną przyczyną obserwowanego zachowania może być fakt, że przyjęty model transportu materiału stałego niezbyt dokładnie oddaje rzeczywiste zachowanie strefy zasilania. Jak już wcześniej stwierdzono, po rozpoczęciu ruchu obrotowego ślimaka tworzywo stałe wprowadzane jest do pustego kanału i zasilanie przypomina nieco zasilanie dozowane, mimo że wprowadzanie tworzywa do układu uplastyczniającego nie jest zewnętrznie limitowane i zachodzi pod wpływem grawitacji. W związku z tym przyjęte założenie, że pod koniec fazy rotacji zasilanie ma charakter zbliżony do warunków ustalonych, niekoniecznie musi być spełnione. Planowane działania w kierunku wyjaśnienia widocznych różnic zostały opisane w rozdz. 5.

5.

Analiza wyników modelowania

Zaprezentowany w poprzednich rozdziałach model procesu uplastycznienia polimerów przy wtryskiwaniu przewiduje wartości następujących charakterystyk procesu:

- profil ciśnienia polimeru w kanale ślimaka,
- profil temperatury polimeru w kanale ślimaka,
- profil złoża stałego polimeru w kanale ślimaka,
- moc dostarczona do ślimaka (podczas jego ruchu posuwisto-obrotowego),
- moment obrotowy na ślimaku,
- wydajność uplastyczniania,
- czas rotacji ślimaka (a w konsekwencji czas cyklu wtryskowego).

Charakterystyki te podsumowano krótko poniżej, komentując najważniejsze działania związane z ich wyznaczaniem oraz modyfikacją. W komentarzach odniesiono się do tzw. standardowych warunków przetwórstwa, które należy rozumieć jako parametry robocze wtryskarki, wskazane w środkowej kolumnie parametrów procesu w tab. 4, a więc ciśnienie uplastyczniania równe 10 MPa, prędkość obrotowa ślimaka równa 240 obr/min, czas postoju ślimaka równy 20 s oraz temperatura cylindra równa dla każdego polimeru (wartości T3 z tab. 4).

5.1. Charakterystyki modelu

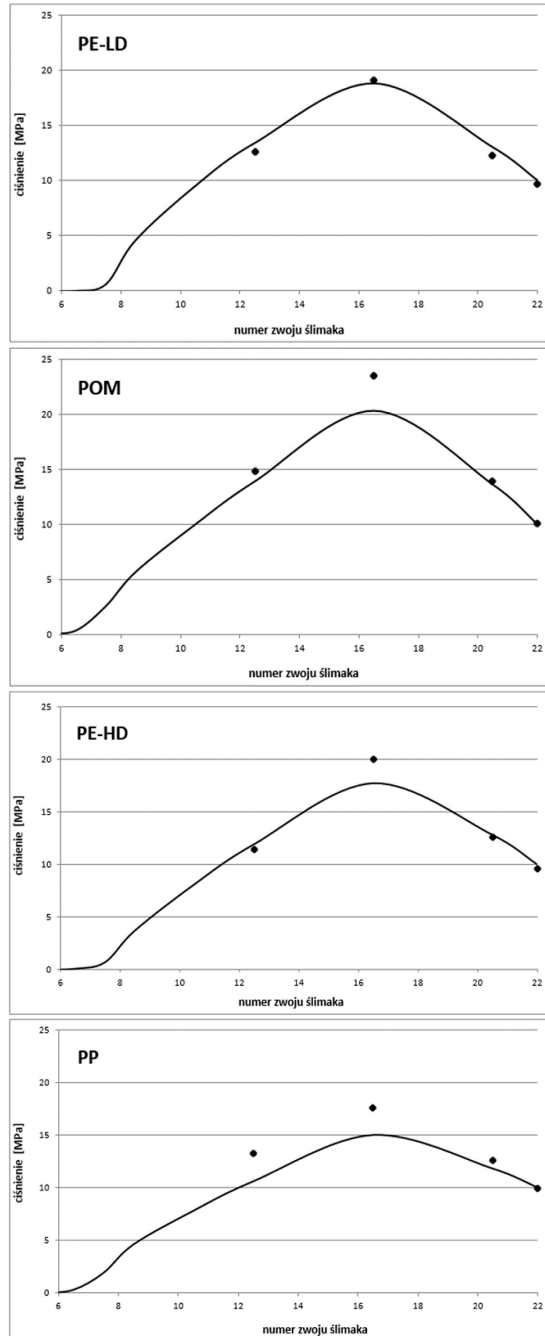
Ciśnienie

Rozkład ciśnienia stopionego polimeru w kanale ślimaka wyznaczany jest przez model zasadniczo poprawnie. Wyniki porównania charakterystyk teoretycznych i doświadczalnych profili ciśnienia dla pięciu przebadanych

polimerów wskazują, iż w skrajnych przypadkach różnice nie przekraczają 25%, a często prognozowane przebiegi charakterystyk bardzo dobrze pokrywają się z charakterystykami doświadczalnymi, co można zaobserwować na rys. 30. Warto dodać, iż największe odchyłki od wartości rzeczywistych obserwuje się dla małych prędkości obrotowych ślimaka i największych wartości ciśnienia uplastyczniania, a więc dla warunków procesu, które bardzo rzadko są w praktyce stosowane. Model lepiej prognozuje zachowanie polimerów w warunkach zbliżonych do zwykle stosowanych w przetwórstwie wtryskowym, a więc dość dużych prędkości obrotowych i małych wartości przeciwcisnienia.

Porównanie rozbieżności profili ciśnienia wskazuje na pewne charakterystyczne czynniki. Po pierwsze model dobrze przewiduje wartości ciśnienia dla polimerów o większej lepkości w stanie stopionym (mniejszym współczynniku płynięcia MFR, np. PE-LD). Wśród polimerów o większej płynności, jak POM czy PE-HD, model nieznacznie zaniża wartości ciśnienia, co przedstawiono na rys. 30. Po drugie dynamika zmian ciśnienia prognozowana przez model jest zasadniczo poprawna, tj. model dobrze przewiduje zwiększenie profilu ciśnienia dla zwiększających się wartości prędkości obrotowej ślimaka, ciśnienia uplastyczniania oraz czasu postoju ślimaka. Zmienny czas postoju ślimaka ma generalnie bardzo niewielki wpływ na charakterystyki wyjściowe procesu uplastyczniania, również na profil ciśnienia, niekiedy widoczny był niemal zupełny brak zarówno rzeczywistej, jak i prognozowanej zależności ciśnienia od czasu postoju ślimaka. Jedyńm wyjątkiem od poprawnego prognozowania dynamiki zmian ciśnienia jest wpływ zmiennej temperatury cylindra. Bliższa analiza pokazuje, iż dla polimerów o większej lepkości, jak PE-LD oraz PS, przewidywana dynamika zmian jest poprawna, tzn. przy wzroście średniej temperatury cylindra obserwowany jest prognozowany i rzeczywisty spadek ciśnienia polimeru w cylindrze. Niemniej dla innych polimerów o mniejszej lepkości w stanie stopionym (PE-HD i PP) przewidywanie zmian ciśnienia przez model jest niewłaściwe, tzn. przy wzroście temperatury cylindra ciśnienie polimeru również rośnie. Wzrost ciśnienia w tym przypadku jest niewielki, lecz dostrzegalny, rzędu kilku procent. Model zawsze prognozuje spadek ciśnienia wraz ze wzrostem temperatury cylindra, co jest prawdopodobnie związane z zastosowanym modelem reologicznym, tj. równaniem potęgowym. Problem ten nie został dotychczas rozwiązany, choć poniżej proponowano kierunki dalszych badań w celu jego rozwiązania.

Pierwszym czynnikiem, który zaplanowano zbadać w celu lepszego prognozowania wartości ciśnienia, jest wykorzystanie innego modelu reologicznego. Prace te nie zostały dotychczas wykonane, gdyż związane



Rys. 30. Porównanie charakterystyk ciśnienia: modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów w standardowych warunkach przetwórstwa; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

są z przebudową całego modelu matematycznego. Zamierza się przeanalizować dwa wspomniane już modele reologiczne uzależniające lepkość od wielkości naprężenia:

1. Trójparametrowy model Ellisa nawiązujący do użytego dwuparametrowego równania potęgowego, dla którego podstawowe obliczenia opisano już wcześniej [183]:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \delta t^m} \quad (155a)$$

2. Trójparametrowy model typu funkcji Kohlrauscha (jego przybliżeniem jest model Ellisa), który można przedstawić zależnością [187]:

$$\eta = \eta_0 \exp(-\delta t^m) \quad (155b)$$

gdzie η_0 (lepkość newtonowska), δ , m są parametrami równań (155a) i (155b), które pod względem wartości nie są na ogół w obu przypadkach tożsame.

Drugim czynnikiem, który planuje się przeanalizować pod kątem poprawy zgodności charakterystyk ciśnienia, jest sposób wyznaczania na potrzeby modelu współczynników tarcia polimer–metal. Z literatury wiadomo, iż wartości współczynników tarcia zależą silnie nie tylko od temperatury, ale również od ciśnienia oraz prędkości obrotowej ślimaka [19], [212]. Wartości dynamicznych współczynników tarcia polimerów użytych w badaniach są rzędu 0,1–0,2 dla PP i PE-HD oraz 0,4–0,5 dla PS oraz PE-LD. Widać, że gorsza dynamika wskazań modelu występuje dla polimerów o małej wartości współczynników tarcia, a dla drugiej pary polimerów wskazania modelu co do trendu są prawidłowe. W celu bliższej analizy tego problemu planuje się projekt oraz konstrukcję autorskiego aparatu do pomiaru wartości współczynników tarcia dynamicznego polimer–metal dla zmiennej temperatury tworzywa, zmiennego obciążenia (ciśnienia) oraz zmiennej prędkości przemieszczania się tworzywa względem cylindra.

W połączeniu z innymi badaniami, dotyczącymi pomiaru temperatury stałego polimeru w początkowej części ślimaka z wykorzystaniem termopary wsuwanej poprzez śrubę blokującą do wnętrza cylindra, planowane jest dokonanie pomiarów profilu temperatury polimerów w stanie stałym,

co nie było wcześniej przedmiotem analizy modelowej ani doświadczalnej. Umożliwi to być może wyjaśnienie problemu, dlaczego dla niektórych polimerów wzrost temperatury cylindra powoduje wzrost ciśnienia tworzywa w kanale ślimaka, a dla innych obserwowany jest proces odwrotny. Jest bowiem prawdopodobne, że przyczyna tego zachowania może występować już w obszarze polimeru niestopionego.

Kolejną sprawą problematyczną, która wynikła podczas badań doświadczalnych nad weryfikacją modelu matematycznego, jest sposób zasilania układu cylinder-ślimak w materiał stały podczas procesu wtryskiwania. Problem ten był już sygnalizowany w podrozdziale 1.3 i wspominany kilkakrotnie później. W dotychczasowych opracowaniach autorzy prac nad uplastycznianiem ślimakowym polimerów przy wtryskiwaniu zakładali, że zgodnie ze znanym modelem Tadmora dotyczącym wytłaczania, który przyjmowany był również na potrzeby modelowania procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu, granulaty polimerowy tworzył bardzo szybko tzw. lity blok materiału stałego, który przesunął się w kanale ślimaka na skutek występowania sił tarcia. Bliższa analiza tego problemu [169], [176] sugeruje, iż luźno ułożony granulaty polimerowy w kanale ślimaka jest przesycany stopionym polimerem już na początku strefy stapiania i nie jest tu obserwowane lite złoże stałe jak w przypadku wytłaczania. Z drugiej strony, obserwując pracę wtryskarki, widać, iż podczas rotacji i ruchu wstecznego ślimaka, granulaty polimerowy z zasobnika wypełnia nieomal pusty kanał ślimaka. Na bazie tych obserwacji wydaje się, że dotychczasowy, stosowany powszechnie w literaturze sposób wyznaczania ciśnienia w złożu stałym w kanale ślimaka nie jest całkowicie prawidłowy. Bardziej adekwatny przebieg zasilania układu uplastyczniającego wtryskarki w granulaty jest prawdopodobnie zbliżony do zasilania dozowanego, opisanego ostatnio dość szeroko w literaturze przez Wilczyńskiego i in. [58-60]. Prace nad tym zagadnieniem we wtryskarkach nie zostały jeszcze rozwinięte. W związku z powyższym rozważana jest koncepcja łącząca cechy zasilania dozowanego i grawitacyjnego. W myśl tej koncepcji pod koniec fazy rotacji złoże stałe w strefie zasilania jest porowate, a jego porowatość zbliżona jest do porowatości maksymalnego upakowania sferycznych cząstek sztywnego granulatu. Przestrzenie międzyziarnowe są w strefie przejściowej wypełniane przez stop powstający w warstwie stapiania. Po ich zapelnieniu tworzywo zaczyna rozdzielać się na obszar stopu oraz przesyczonego granulatu, tworząc właściwą strefę stapiania. Obecnie prowadzone są

doświadczalne prace własne, związane ze szczegółowym bilansem materiałowym strefy zasilania wtryskarki. Proste przybliżenie teorii zasilania dozowanego wskazujące na brak występowania bloku polimeru stałego, co implikuje brak wzrostu ciśnienia w strefie transportu tworzywa stałego (ciśnienie na końcu tej strefy przyjęto równe ciśnieniu występującemu na dnie zasobnika). Daje to w rezultacie bardzo niewielkie wartości ciśnienia stopionego polimeru w cylindrze, które w porównaniu z wynikami doświadczeń były zdecydowanie za małe. Należy też pamiętać, że wtryskarki w fazie stapiania dynamicznego pracują zwykle przy kilkakrotnie większej szybkości obrotowej ślimaka, niż wytłaczarki o tej samej średnicy ślimaka, co może istotnie zmieniać mechanizm transportu i uplastyczniania polimeru. Badania te wiążą się pośrednio z metodyką opisu transportu mieszanego tworzywa opartego o tarcie sucho-lepkie, który zachodzi przy znacznym wypełnieniu kanału ślimaka materiałem stałym. Problematyka ta nie znalazła jeszcze rozstrzygnięcia tak w pracach teoretycznych, jak i doświadczalnych, a może być źródłem wspomnianych rozbieżności między teorią i praktyką.

Podsumowując, wydaje się, że wszystkie wskazane powyżej analizy i badania powinny być przeprowadzone równocześnie. Jest prawdopodobne, że wnioski z nich otrzymane pozwolą na jeszcze dokładniejsze oszacowanie wartości ciśnienia polimeru w kanale ślimaka wtryskowego oraz na wyjaśnienie pewnych rozbieżności w dynamice pracy modelu, w porównaniu z rzeczywistym zachowaniem układu uplastyczniającego wtryskarki.

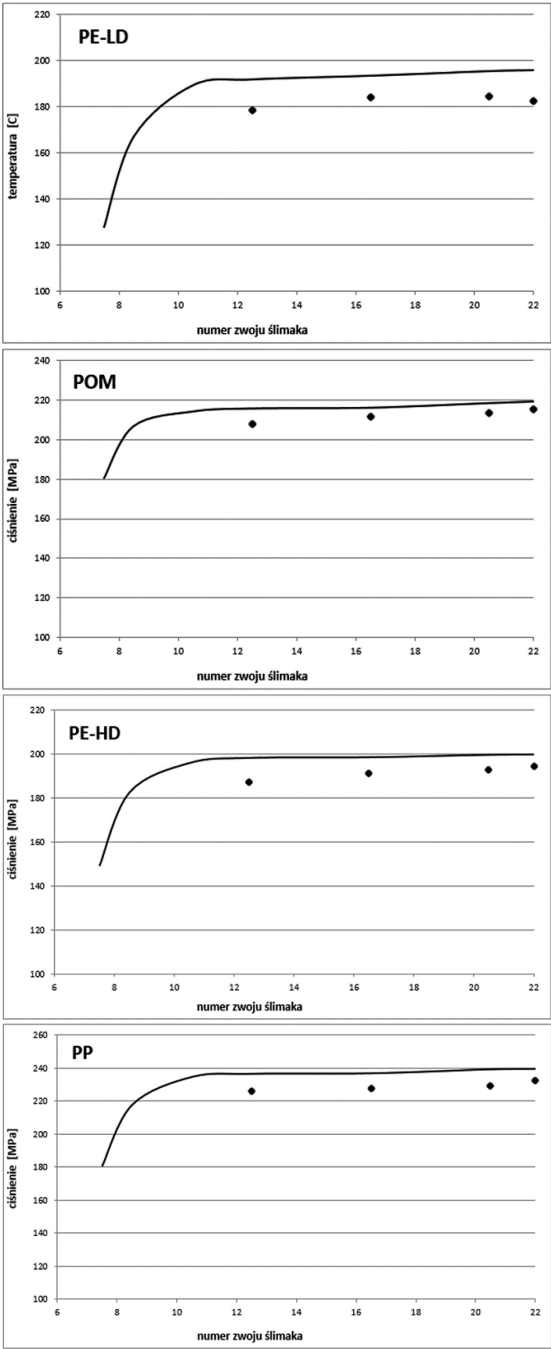
Temperatura

Porównanie charakterystyk temperatury stopionych polimerów wskazuje generalnie na przeszacowanie przez model rzeczywistych wartości temperatury o ok. 2–15°C, co przedstawiono na rys. 31. Różnice między profilami teoretycznymi i doświadczalnymi wydają się być tym większe, im większą lepkością charakteryzuje się polimer. Różnice te rosną wraz ze zwiększaniem się prędkości obrotowej ślimaka i maleją wraz ze wzrostem czasu postoju ślimaka i wzrostem temperatury cylindra oraz są praktycznie niezależne od zmiennego ciśnienia uplastyczniania.

Profile temperatury wyznaczone doświadczalnie są co do wartości praktycznie niezmiennie dla przedstawionych prędkości obrotowych ślimaka oraz ciśnienia uplastyczniania. Na tej podstawie oraz

w analizie zależności, z której wyznaczana jest temperatura stopionego polimeru wynika, że model prawdopodobnie przeszacowuje ilość ciepła generowanego w materiale wskutek tarcia lepkiego. Ponadto w rzeczywistym układzie uplastyczniającym wtryskarki nie obserwuje się dużych wzrostów temperatury polimeru powyżej temperatury cylindra. Niezależnie od rodzaju polimeru oraz parametrów procesu, wzrost ten wynosi zawsze ok. 2–6°C. Powyższe fakty doprowadziły do wątpliwości związanych ze sposobem pomiaru temperatury uplastycznionego polimeru w kanale ślimaka. Wydaje się, że skrajne wartości niektórych parametrów roboczych (bardzo duża prędkość obrotowa ślimaka, bardzo duże ciśnienie uplastyczniania) powinny w pewien sposób wpływać na temperaturę stopionego polimeru w cylindrze, tymczasem dla danego polimeru jest ona praktycznie stała w tych samych punktach cylindra, niezależnie od prędkości obrotowej ślimaka czy przeciwcisnienia.

Mierzona przez czujnik pT temperatura polimeru na stanowisku pomiarowym jest temperaturą warstwy stopionego polimeru przy cylindrze, podczas gdy model wyznacza uśrednioną temperaturę stopionego polimeru w całym przekroju poprzecznym kanału ślimaka. Może to być źródłem rozbieżności, zwłaszcza przy małej płynności tworzywa, gdy rośnie tarcie lepkie. W celu wyjaśnienia tego zjawiska planuje się w najbliższym czasie dokonać pomiarów temperatury stopionych polimerów wewnątrz kanału ślimaka. Badania te zaplanowano wykonać przez umieszczenie końcówki cienkiej termopary w uplastycznionym tworzywie zalegającym w kanale ślimaka poprzez otwór w cylindrze. Cylinder posiada już 16 otworów wykonanych na czujniki pT. Po odpowiednim przerobieniu śrub blokujących umieszczonych w niewykorzystanych przez czujniki pT otworach w cylindrze, termopara zostanie umieszczona w stopionym polimerze na kilka mm w głąb kanału ślimaka, w momencie tuż po zaprzestaniu jego rotacji. W ten sam sposób planuje się wykonać także badania temperatury stałego polimeru w początkowej części cylindra, o czym wspomniano wcześniej. Wyniki tych badań powinny pozwolić na zweryfikowanie, czy temperatura stopionego polimeru wewnątrz kanału ślimaka jest porównywalna, czy też różna od temperatury warstwy przyściennej. Umożliwią one także rozwińnięcie modelu matematycznego o wyznaczenie temperatury polimeru w złożu stałym, co może uściślić również modele stapiania statycznego i dynamicznego, zakładające odpowiednie wartości temperatury złoża stałego.



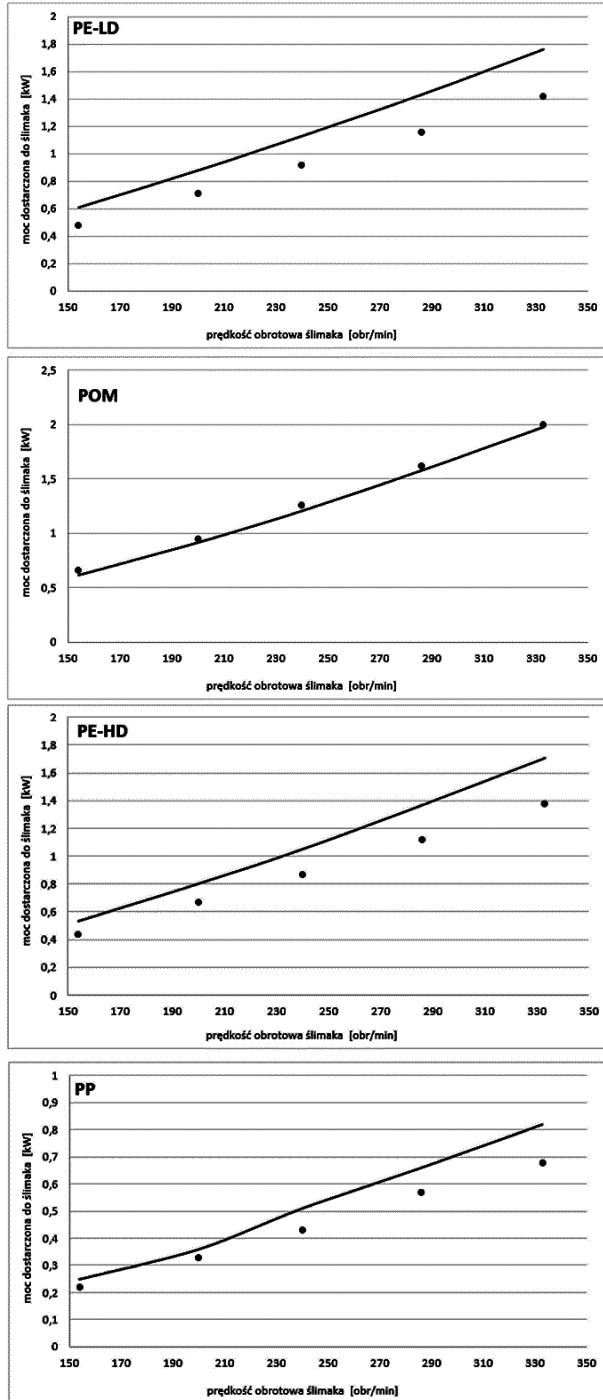
Rys. 31. Porównanie charakterystyk temperatury: modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów w standardowych warunkach przetwórstwa; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

Względna szerokość złoza stałego

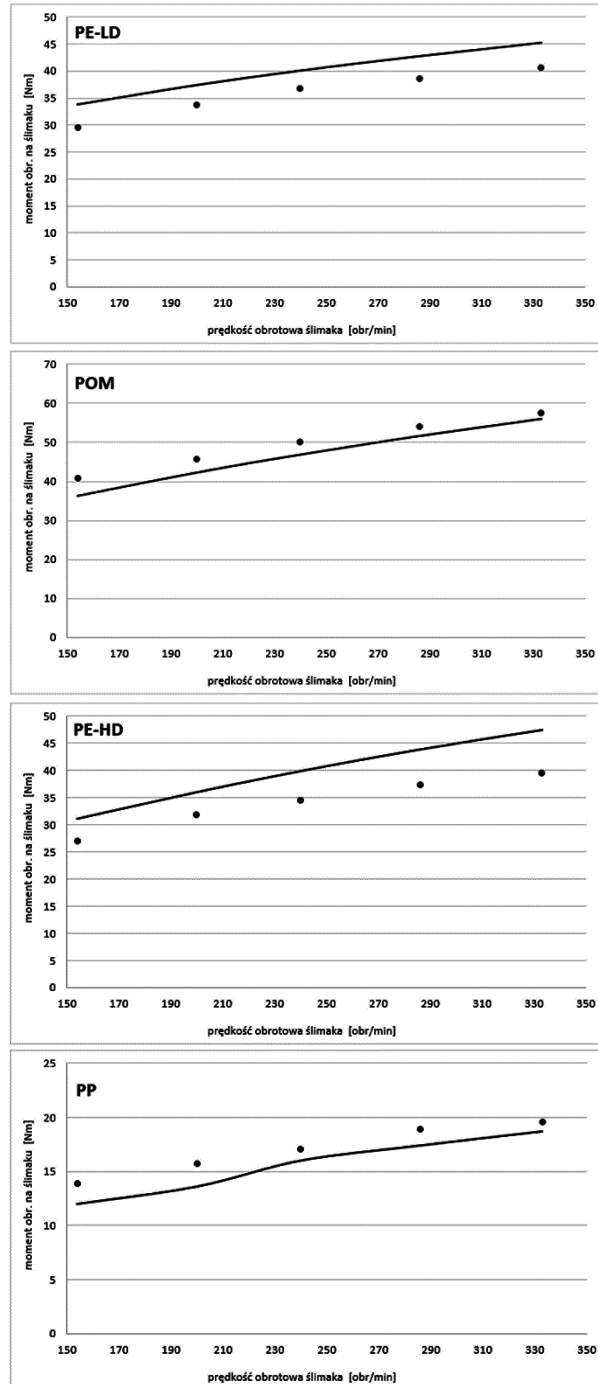
Szerokość złoza stałego SBP to bardzo istotny parametr, umożliwiający określenie poprawności modelu procesu uplastyczniania i stanowiący podstawę do dalszych analiz, np. prognozowania temperatury i ciśnienia stopionego tworzywa w cylindrze. W badaniach nad modelem uplastyczniania przy wtryskiwaniu planowano ocenę wielkości SBP z użyciem techniki szybkiego wyciągania ślimaka z cylindra (*Screw Pulling-Out Technique*). Technika ta umożliwia stosunkowo łatwe usunięcie ślimaka z wylączarki, jednak jej zastosowanie do szybkiego wyciągnięcia ślimaka z cylindra wtryskarki podczas badań nad weryfikacją modelu zakończyło się niepowodzeniem z uwagi na zbyt długi czas operacji. Dalsza analiza tego problemu wykazała, iż w celu określenia zmian SBP w czasie wymagane jest dokonanie istotnych zmian konstrukcyjnych układu uplastyczniającego wtryskarki. W celu uwidocznienia zmian stopnia uplastyczniania polimeru w kanale ślimaka, planuje się wykonać szklane okna w początkowej części cylindra (od leja zasypowego do połowy długości cylindra), przez które możliwa będzie rejestracja procesu transportu i uplastyczniania materiału w kanale ślimaka. Działania w tym kierunku również są planowane.

Moc i moment obrotowy

Metodyka wyznaczania mocy dostarczonej do ślimaka wtryskowego oraz momentu obrotowego na ślimaku została w toku prac nad weryfikacją modelu znacznie skorygowana. W wyniku dokonanych zmian charakterystyki mocy i momentu obrotowego prognozowane przez model różnią się od wartości doświadczalnych skrajnie o 30% dla realnych warunków przetwórstwa. Model matematyczny dobrze przewiduje wartości mocy oraz momentu dla zmiennej prędkości obrotowej ślimaka. Jest on praktycznie nieczuły na zmiany parametrów przeciwcisnienia i czasu postoju ślimaka (p. rys. 21 oraz 25), podczas gdy w rzeczywistości omawiane charakterystyki zwiększają się nieznacznie wraz ze wzrostem ciśnienia uplastyczniania i zmniejszają się przy wzroście czasu postoju ślimaka. W przypadku zmiennego ciśnienia uplastyczniania, w wielu przypadkach krzywe modelowe i doświadczalne przecinają się w zakresie średnich wartości przeciwcisnienia, a więc dla wartości ciśnień uplastyczniania najbardziej typowych dla procesu wtryskiwania. Skorygowany model dobrze prognozuje wartości mocy oraz momentu obrotowego dla zmiennej temperatury cylindra. Przykładowe wyniki porównawcze charakterystyk mocy oraz momentu obrotowego dla zmiennej prędkości obrotowej ślimaka dla różnych polimerów przedstawiono na rys. 32 oraz 33.



Rys. 32. Porównanie mocy dostarczonej do ślimaka: wartości modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów w standardowych warunkach przetwórstwa; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



Rys. 33. Porównanie momentu obrotowego na ślimaku: wartości modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów w standardowych warunkach przetwórstwa; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

Wydajność uplastyczniania

Wydajność uplastyczniania $\dot{m}$ wyznaczono w modelu z zależności (18a). Wydajność ta odnosi się jednak do ciągłej rotacji ślimaka, zatem znajduje odniesienie bezpośrednio do procesu wytłaczania. Rzeczywistą wydajność procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu $\dot{m}_w$ wyznaczono ze wzoru:

$$\dot{m}_w = \dot{m} \frac{t_r}{t_c} \quad (156)$$

gdzie:

t_r – czas rotacji ślimaka [s],

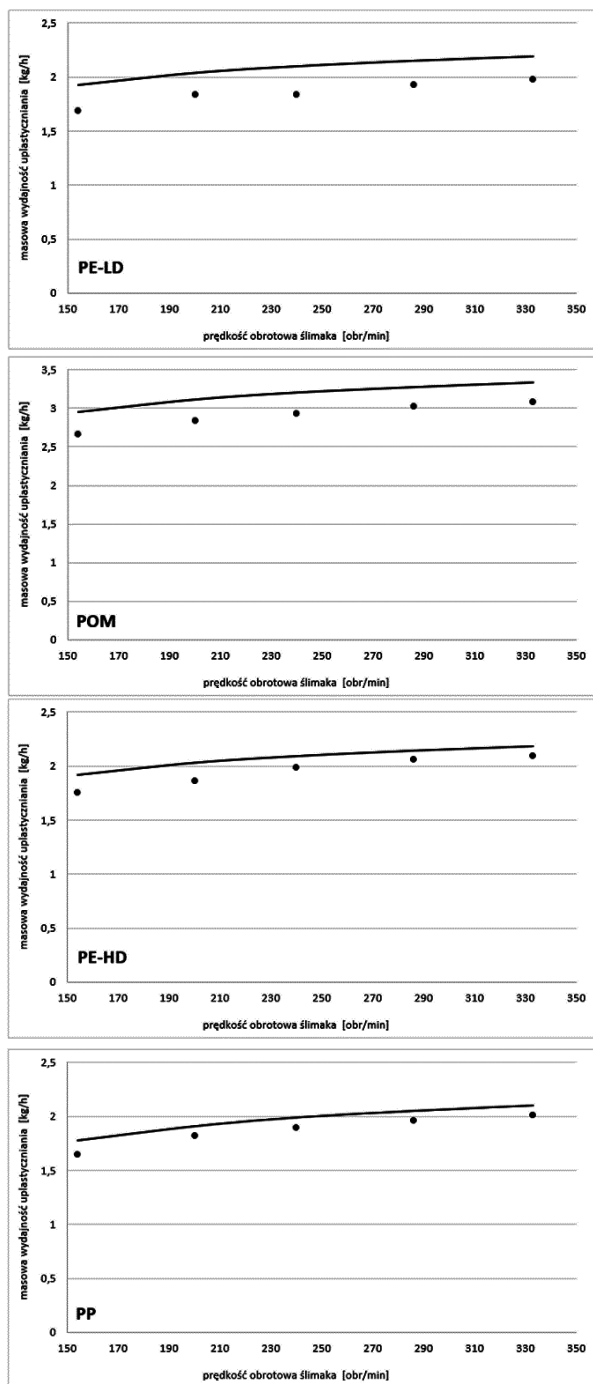
t_c – czas cyklu wtryskowego [s].

Charakterystykę wydajności uplastyczniania skorygowano w toku doświadczeń przez dokładne wyznaczenie czasu cyklu wtryskowego. Czas cyklu wtryskowego jest wyznaczany w modelu jako suma czasów:

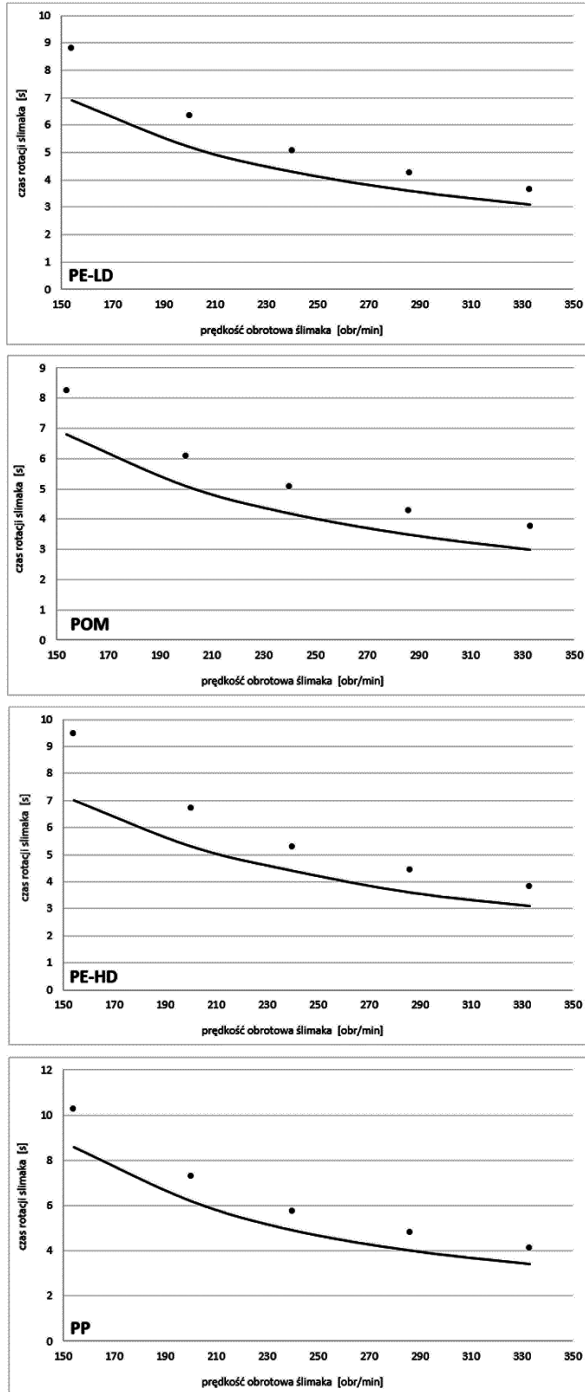
$$t_c = t_i + t_d + t_r + t_w \quad (157)$$

Czas postoju ślimaka w położeniu przednim t_d jest parametrem wejściowym w modelu, podobnie jak czas jego postoju w położeniu tylnym t_w . Czas wtrysku t_i jest parametrem, którego wartość przyjęto jako stałą i równą 2 s. Istnieje oczywiście możliwość wprowadzenia tego parametru do modelu jako odrębnego parametru roboczego, określonego jako stosunek dwóch wielkości regulowanych, tj. skoku i szybkości wtrysku. Ponadto z uwagi na stapianie statyczne można go formalnie podzielić na dwie równe części, jedną z nich doliczając do wartości czasu t_d (nieobracający się ślimak jest w położeniu przednim), a drugą do czasu t_w (nieobracający się ślimak jest w położeniu tylnym), przyjmując, że przy braku rotacji stapianie ma głównie charakter statyczny mimo ruchu postępowego ślimaka.

Wydajność procesu jest teraz bardzo dobrze wyznaczana przez model, a różnice w wartościach teoretycznych i doświadczalnych nie przekraczają maksymalnie 10%, co przedstawiono na rys. 34. Model przeszacowuje nieznacznie w każdym przypadku wartości wydajności uplastyczniania.



Rys. 34. Porównanie masowej wydajności uplastycznienia: wartości modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów w standardowych warunkach przetwórstwa; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne



Rys. 35. Porównanie czasu rotacji ślimaka: wartości modelowych i doświadczalnych dla różnych badanych polimerów; — przewidywania modelu, • wyniki doświadczalne

Czas rotacji ślimaka

Parametr czasu rotacji ślimaka jest przez model wyliczany ze wzoru:

$$t_r = \frac{S}{U} \quad (158)$$

gdzie:

S – skok ślimaka przy wtrysku,

U – prędkość osiowa ruchu wstecznego ślimaka pod koniec fazy rotacji.

Parametr ten jest wyznaczany przez model z ok. 10–20% niedomiarem, co przedstawiono na rys. 35. Nie ma jednak w modelu możliwości skorygowania w sposób bezpośredni tego parametru, ponieważ, jak wynika ze wzoru (158), jest on związany bezpośrednio z prędkością ruchu wstecznego ślimaka, który wyznacza dynamikę pracy całego modelu zgodnie z procedurą obliczeń opisaną w rozdz. 3.

5.2. Możliwości zwiększenia dokładności wskazań modelu

Niektóre problemy związane ze zwiększeniem dokładności przewidywań modelu, takie jak mechanizm transportu i stapiania w strefie zasilania i przejściowej, temperatura złoza stałego, równania konstytutywne itp., zostały zasygnalizowane poprzednio. Omówiono też możliwości ich eksperymentalnej weryfikacji. W tym miejscu przedstawione będą jeszcze inne problemy, które mogą wpłynąć na wzrost dokładności wskazań modelu symulacyjnego.

Zaprezentowany model matematyczny uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu przewiduje charakterystyki wyjściowe z poprawną dokładnością, przy średnich błędach rzędu 10–20%. W pojedynczych przypadkach błąd ten był jednak większy. Taka sytuacja miała miejsce głównie podczas badania procesu uplastyczniania polistyrenu PS. Zostały tutaj zaobserwowane największe spośród wszystkich badanych polimerów różnice między charakterystykami teoretycznymi i doświadczalnymi. Dla zmiennej prędkości obrotowej ślimaka, co nie było prezentowane w podrozdziale 4.2, model przeszacowuje wartość mocy o ok. 30–50%, natomiast moment obrotowy ślimaka o ok. 20–25%. W celu zwiększenia

dokładności wskazań modelu dla charakterystyk teoretycznych i doświadczalnych dla PS zwrócono uwagę na fakt, iż polimer ten, jako jedyny spośród wszystkich przebadanych polimerów, charakteryzuje się bardzo dużą lepkością w stanie stopionym. Jego współczynnik konsystencji k w równaniu potęgowym jest o rząd większy od LDPE i PP oraz o dwa rzędy większy od POM czy HDPE, co przedstawiono w tab. 8.

Tabela 8. Wartości współczynników konsystencji badanych polimerów

Polimer	LDPE	HDPE	PP	POM	PS
Temperatura odniesienia T_m	114	137	168	170	93
Współczynnik konsystencji k_0 w temp. T_m w równaniu potęgowym [Pa s^n] ($\times 10^3$)	48	7,9	15,7	4,8	230

Z tego powodu tymczasowo założono, iż nie będzie uwzględniany dla polimerów o dużych wartościach współczynnika konsystencji k_0 tzw. przepływ przeciekowy. Oczywiście przepływ taki w pewnym stopniu występuje przy przetwórstwie ślimakowym tych polimerów, jednakże z uwagi na dużą lepkość i szybkość obrotową wnikanie stopu w bardzo małą szczelinę między zwojem a cylindrem jest utrudnione. Inną możliwością jest założenie, że spadek lepkości w szczelinie jest znacznie większy niż przewiduje to model reologiczny.

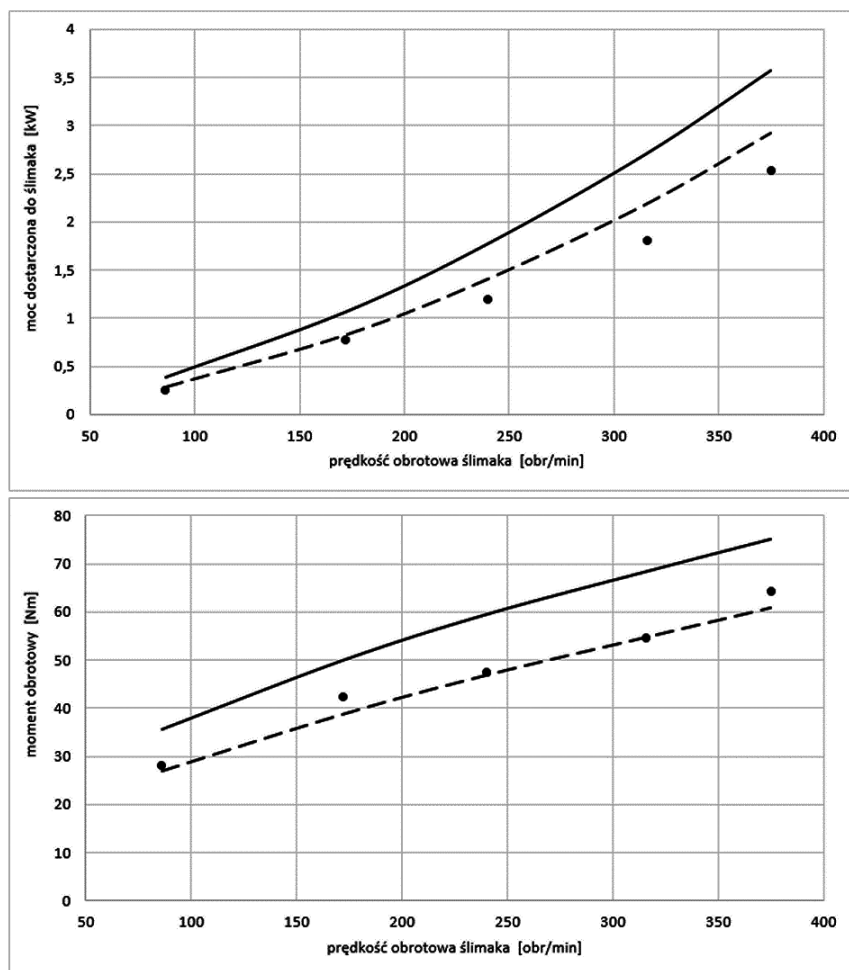
Wobec powyższego w analizie procesu uplastyczniania PS pominięto następujące składowe mocy, odnoszące się do szczeliny między wierzchołkiem zwoju a cylindrem:

- składową opisywaną zależnością (134) w strefie przejściowej,
- składową opisywaną zależnością (144) w strefie stapiania.

Konsekwentnie pominąć należy też składową momentu obrotowego opisaną wzorem (150).

W wyniku tych działań otrzymuje się wartości mocy dostarczonej przez ślimak oraz momentu obrotowego, które przedstawiono na rys. 36. Wyniki wskazań modelu nieuwzględniającego przepływu przeciekowego (modelu „skorygowanego”) zaznaczone zostały linią przerywaną. Widoczna jest poprawa zgodności mocy dostarczonej do ślimaka oraz momentu obrotowego. Różnice mocy nie przekraczają 20% – model nieznacznie przeszacowuje ten parametr. Widoczna jest również dobra zgodność prognozowanych wartości momentu obrotowego z wynikami badań doświadczalnych. Jest prawdopodobne, że powyższe zachowanie może być charakterystyczne dla wielu wysokolepkich polimerów amorficznych. Wymaga to jednak eksperymentalnej weryfikacji, tym bardziej, że również w przypadku in-

nych polimerów wpływ przepływu w szczelinie między zwojem ślimaka a cylindrem na takie wielkości, jak moc i moment obrotowy jest dość duży. Odrębnym zagadnieniem jest również właściwy dobór minimalnej temperatury płynięcia dla polimerów amorficznych w warunkach przetwarzania, dla których „przejście od stanu stałego do ciekłego” zachodzi stopniowo, zależnie od temperatury, w przeciwieństwie do polimerów semikrystalicznych, w których po stopieniu fazy krystalicznej płynność zmienia się niemal skokowo.



Rys. 36. Przebiegi charakterystyk teoretycznych i doświadczalnych mocy dostarczonej do ślimaka i momentu obrotowego w funkcji prędkości obrotowej ślimaka dla procesu wtryskiwania polistyrenu w standardowych warunkach przetwarzania; — przewidywania modelu, - - - przewidywania modelu po korekcie, • wyniki doświadczalne

Innym czynnikiem, który został jedynie wspomniany, a może mieć wpływ na dokładność obliczeń modelowych, jest mechanizm stapiania i związany z tym profil złoża stałego. W prezentowanym modelu założono, że stapianie dynamiczne zachodzi według mechanizmu Tadmora, który został zmodyfikowany z uwagi na sposób działania ślimaka wtryskowego, np. ruch wsteczny ślimaka. Wobec znacznie większej szybkości obrotowej ślimaka wtryskowego niż wytłaczarskiego należy oczekiwać znacznie wyższego poziomu naprężeń działających w kierunku zniszczenia ciągłej struktury złoża stałego, zamieniając go w układ dyspersyjny, tzn. zawiesinę cząstek polimeru stałego w stopie. Układ taki będzie podlegał dyspersyjnemu mechanizmowi stapiania, który jest nieco podobny do omówionego wcześniej mechanizmu stapiania statycznego przy nieruchomym ślimaku. Można z dużym prawdopodobieństwem założyć, że przy dużym stopniu wypełnienia kanału tworzywem stałym adekwatny będzie blokowy mechanizm stapiania Tadmora [7], a przy mniejszym wypełnieniu – mechanizm dyspersyjny [66]. Przejściową fazą łączącą oba mechanizmy jest prawdopodobnie stan, w którym stop cyrkuluje wokół złoża stałego, co opisuje model Lindta [50]. Ponadto, o czym już wspomniano, dodatkowo należałoby założyć pewien wzrost temperatury materiału stałego wzdłuż kanału, podczas gdy w prezentowanym modelu temperatura jest zasadniczo stała zarówno podczas stapiania statycznego, jak i dynamicznego. Istnienie dyspersyjnego mechanizmu stapiania mogą pośrednio potwierdzać stabilne i zgodne z doświadczeniem wyniki obliczeń profilu ciśnienia w strefie stapiania i transportu stopu. Obliczenia te oparto na założeniu, że złoże stałe jest w tej strefie przesycone stopem, tworząc układ dyspersyjny. Pośrednio wskazują one także, że szybkości stapiania według mechanizmu Tadmora i dyspersyjnego nie mogą być drastycznie różne, tzn. w obu przypadkach tworzywo stałe zanika w podobnym tempie i wtedy sposób liczenia jego udziału nie ma decydującego wpływu na wyniki. Prace nad stworzeniem bardziej kompleksowego modelu stapiania są aktualnie prowadzone.

Podsumowanie

Przedstawiona monografia stanowi zbiór wyników badań i analiz prowadzonych przez autora nad procesami transportu i uplastyczniania polimerów w układach uplastyczniających wtryskarki. Głównym ich celem było opracowanie modelu matematycznego, a następnie symulacyjnego, który w sposób poprawny opisuje rzeczywisty proces uplastyczniania ślimakowego polimerów we wtryskarkach. W celu sprawdzenia dokładności wskazań modelu przeprowadzono jego szczegółową weryfikację na specjalnie do tego celu utworzonym stanowisku pomiarowym. Badania porównawcze wykazały generalnie dobrą zgodność wskazań modelu w zakresie charakterystyk ciśnienia i temperatury, natomiast duże rozbieżności przy wyznaczaniu mocy pobranej przez ślimak i momentu obrotowego oraz wydajności procesu uplastyczniania. Należało więc dokonać zmian w pewnych modułach modelu. Było to o tyle ważne, że znajomość profili temperatury i ciśnienia w cylindrze wtryskarki ma przede wszystkim charakter naukowy i poznawczy, natomiast charakterystyki takie jak moc pobrana przez ślimak, moment obrotowy na ślimaku czy wydajność uplastyczniania mają charakter praktyczny i szczególnie ważne jest prawidłowe przewidywanie przez model tych właśnie charakterystyk. Dokonano więc modyfikacji modelu matematycznego we wskazanych obszarach. Modyfikacje polegały głównie na uwzględnieniu strefy przejściowej przy wyznaczaniu mocy i momentu obrotowego oraz poprawnym wyznaczeniu temperatury stopionego polimeru w szczelinie między wierzchołkiem uzwojenia ślimaka a cylindrem. Wprowadzenie tych korekt spowodowało prawidłowe przewidywanie przez model wszystkich najważniejszych charakterystyk procesu uplastyczniania z błędami rzędu 10–20%, co wydaje się być wartością satysfakcjonującą z punktu widzenia błędu wskazań modeli symulacyjnych. W niniejszej pracy przedstawiono wersję modelu matematycznego zawierającego już wspomniane poprawki.

W rozdziale pierwszym niniejszej pracy przedstawiono przegląd literatury w zakresie modelowania procesów transportu ślimakowego polimerów oraz modeli uplastyczniania w wylączarkach i we wtryskarkach. Przedstawiono również programy komputerowe symulujące procesy uplastyczniania. Z przeglądu tego wynika jednoznacznie, że w porównaniu z wylączaniem literatura na temat badań procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu, tj. opisu matematycznego, symulacji komputerowej oraz weryfikacji doświadczalnej, jest znacznie skromniejsza. W szczególności brak było kompleksowego modelu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, który byłby zweryfikowany doświadczalnie w szerokim zakresie.

W rozdziale drugim, najbardziej obszernym, przedstawiono w sposób całościowy własny model matematyczny procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Na początku rozdziału opisano szczegółowo wszystkie najważniejsze założenia modelu, a w dalszej kolejności także strefę transportu tworzywa stałego począwszy od zasobnika, przedstawiono też bilans masy w złożu stałym oraz sposób wyznaczania ciśnienia i temperatury w tej strefie. Następnie omówiono strefę uplastyczniania. Przedstawiono metodykę obliczania profilu złoża stałego przy uplastycznianiu dynamicznym i statycznym oraz wskazano na sprzężenie zwrotne między obydwoma profilami oraz sposób ich wyznaczania. W dalszej kolejności przedstawiono procedurę wyznaczania temperatury tworzywa w strefie stapiania, a następnie sposób wyznaczania ciśnienia, wykorzystując autorską metodę, opartą na wynikach analizy dwuwymiarowego, nieizotermicznego przepływu cieczy potęgowej w płaskim kanale ślimaka o skończonej wysokości oraz szerokości. Następnie omówiono sposób wyznaczenia mocy pobranej przez ślimak i momentu obrotowego na ślimaku w strefie przejściowej i w strefie stapiania właściwego. Przedstawiono również kilka sugestii związanych np. z możliwościami obliczania ciśnienia w strefach o bardzo dużym wypełnieniu kanału tworzywem stałym, które są oparte na koncepcji tarcia lepko-suchego.

W rozdziale trzecim opisano działanie modelu symulacyjnego, oparte go na opracowanym wcześniej modelu matematycznym. Przedstawiono algorytm pracy całego modelu, omawiając przy tym, jak działa program komputerowy powstały na bazie modelu matematycznego, z uwzględnieniem wszystkich sprzężeń zwrotnych występujących w programie. Omówiono również empiryczny algorytm, określający zmianę szybkości ruchu wstecznego ślimaka w zależności od obliczonego ciśnienia na końcu ślimaka oraz założonego ciśnienia uplastyczniania, którego zadaniem jest zapewnienie szybkiej zbieżności iteracyjnych obliczeń charakterystyk roboczych procesu uplastyczniania. Algorytm ten zamyka dużą pętlę programu

obliczeniowego i po spełnieniu jego wymagań program kończy działanie, generując wartości charakterystyk wyjściowych procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu.

Rozdział czwarty jest poświęcony doświadczalnej weryfikacji modelu. Przedstawiono skonstruowane specjalnie do tego celu stanowisko badawcze i omówiono plan badań z wykorzystaniem sześciu polimerów termoplastycznych. Badania podzielono na dwa etapy. W pierwszym zmieniano tylko jeden z czterech wybranych parametrów wejściowych procesu uplastyczniania, notując charakterystyki wyjściowe i porównując je ze wskazaniami modelu. W drugiej części badań zmieniano równocześnie dwa z czterech parametrów wejściowych, prowadząc następnie analizę porównawczą. Porównywano charakterystyki ciśnienia i temperatury polimeru w strefie uplastyczniania, mocy i momentu obrotowego na ślimaku oraz wydajności masowej procesu i czasu rotacji ślimaka. W wyniku porównania charakterystyk doświadczalnych i modelowych procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu stwierdzono, że model na ogół bardzo dobrze prognozuje ich przebiegi, a różnice profili eksperymentalnych i symulacyjnych nie przekraczają średnio 10–20%. Przedyskutowano też kilka przypadków, w których systematycznie obserwowano większe rozbieżności.

Rozdział piąty poświęcony jest szerszemu omówieniu wniosków wynikających z porównania charakterystyk doświadczalnych i modelowych. Najwięcej miejsca poświęcono omówieniu rozbieżności przy porównaniu profili ciśnienia i temperatury. Wskazano nie tylko na same rozbieżności, ale również na dynamikę ich zmian. Omówiono ich potencjalne przyczyny oraz kierunki przyszłych działań, zarówno teoretycznych, jak i doświadczalnych, mających na celu wyjaśnienie uzyskanych różnic. W drugiej części tego rozdziału przedstawiono możliwości zwiększenia dokładności wskazań modelu. W ramach tej problematyki przedyskutowano, w nawiązaniu do poprzednich rozdziałów, kilka dodatkowych posunięć, takich jak sposoby obliczania mocy i przebiegu stapiania, które potencjalnie mogą poprawić ilościowe prognozy generowane przez model, zachowując jego ogólnie bardzo dobre cechy dynamiczne odzwierciedlające *quasi*-ustalony charakter procesu uplastyczniania.

Podsumowując, można stwierdzić, że opracowany model matematyczny i symulacyjny poddany szerokiej weryfikacji doświadczalnej stanowi narzędzie służące do przewidywania z odpowiednią dokładnością różnych charakterystyk wyjściowych procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Znajomość tych charakterystyk jest istotna nie tylko z poznawczego i dydaktycznego punktu widzenia, ale przede wszystkim może

mieć istotne znaczenie na etapie projektowania układów uplastyczniających wtryskarek, głównie ślimaków wtryskowych, oraz prognozowania właściwości wyrobu. Właściwości te bowiem zależą w dużej mierze od stopnia homogenizacji materiałowej i termicznej tworzywa, która dokonuje się w układzie uplastyczniającym wtryskarki, oraz od historii termicznej tworzywa w tym układzie. Poprawna praca modelu symulacyjnego umożliwia ponadto oszacowanie parametrów procesu uplastyczniania ważnych z praktycznego punktu widzenia, jak pobór mocy przez układ uplastyczniający czy wydajność uplastyczniania.

Stwierdzono, że średnie błędy prognoz modelu są niewielkie, lecz ich źródła mogą mieć ciekawe wyjaśnienie naukowe. Prace nad rozwiązaniem problemów sygnalizowanych w ostatnim rozdziale będą kontynuowane.

Bibliografia

- [1] Stasiak J., *Wytłaczanie tworzyw polimerowych – zagadnienia wybrane*, Wydawnictwa Uczelniane UTP w Bydgoszczy, Bydgoszcz 2007.
- [2] Wilczyński K. et al, *Fundamentals of global modeling for polymer extrusion*, Polymers 2019, 11, 2106.
- [3] Hyvärinen M., Jabeen R., Kärki T., *The modelling of extrusion processes for polymers – a review*, Polymers 2020, 12, 1306.
- [4] White J.L., Potente H., *Screw extrusion. Science and technology*, Hanser Publishers, Munich 2003.
- [5] Rauwendaal C., *Polymer extrusion*, 5th ed., Carl Hanser Verlag, Munich 2014.
- [6] Darnell W.H., Mol E.A., *Solids conveying in extruders*, SPE Journal 1956, 12, 20–29.
- [7] Tadmor Z., Klein I., *Engineering principles of plasticating extrusion*, Van Nostrand Reinhold Co., New York 1970.
- [8] Broyer E., Tadmor Z., *Solids conveying in screw extruders – part I: A modified isothermal model*, Polym. Eng. Sci. 1972, 1, 12–24.
- [9] Tadmor Z., Broyer E., *Solids conveying in screw extruders – part II: A modified non-isothermal model*, Polym. Eng. Sci. 1972, 12, 376–378.
- [10] Chung C.I., Hennesey W.J., Tusim M.H., *Frictional behavior of solid polymers on a metal surface at processing conditions*, Polym. Eng. Sci. 1977, 1, 9–20.

-
- [11] Campbell G.A., Dontula N., *Solids transport in extruders*, Int. Polym. Process. 1995, 1, 30–35.
- [12] Hyun K.S., Spalding M.A., *A new model for solids conveying in single-screw plasticating extruders*, SPE Antec Tech. Pap. 1997, 43, 211–218.
- [13] Chung C.I. et al., *Performance of a HELIBAR extruder using a grooved barrel*, SPE ANTEC Tech. Papers 2009, 2, 1192–1196.
- [14] Jin X.-M. et al., *Study on the melting performance of single screw extruder with grooved melting zone and barr screw*, J. Mater. Process. Tech. 2014, 12, 2834–2842.
- [15] Avila-Alfaro J.A., Grünschloss E., Epple S., Bonten C., *Analysis of a single screw extruder with a grooved plasticating Barrel – part I: The melting model*, Int. Polym. Proc. 2015, 30, 284–296.
- [16] Kettemann J., Avila-Alfaro J.A., Bonten C., *Analysis of a single-screw extruder with a grooved plasticizing barrel – experimental investigation*, Int. Polym. Proc. 2019, 34, 143–150.
- [17] Chung C.I., *Conveying in screw extruders*, SPE-J. 1970, 26, 33–44.
- [18] Chung C.I., *Maximum pressure developed by solid conveying force in screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1975, 15, 29–34.
- [19] Spalding M.A., Hyun K.S., *Coefficients of dynamic friction as a function of temperature, pressure, and velocity for several polyethylene resins*, Polym. Eng. Sci. 1995, 35, 557–563.
- [20] Lessmann J.-S., Weddige R., Schöppner V., Porsch A., *Modelling the solids throughput of single screw smooth barrel extruders as a function of the feed section parameters*, Int. Polym. Proc. 2012, 27, 469–477.
- [21] Trippe J., Schöppner V., *Modeling of solid conveying pressure throughput behavior of single screw smooth barrel extruders under consideration of backpressure and high screw speeds*, Int. Polym. Proc. 2018, 33, 486–496.
- [22] Liu K., Zitzenbacher G., Laengauer M., Kneidinger C., *Influence of pellet shape on the external coefficient of friction of polypropylene and on the mass flow rate of a single screw extruder*, AIP Conference Proceedings, Nuremberg, Germany, 2013.
- [23] Kneidinger Ch. et al., *Characterizing the melting behavior of different shaped polymer bulk solids by utilizing a model experiment with an optical measuring system*, SPE ANTEC, Las Vegas, Nevada, USA, 2014.
- [24] Kneidinger Ch. et al., *Modeling and estimation of the pressure and temperature dependent bulk density of polymers*, Int. Polym. Proc. 2020, 35, 1, 70–82.

-
- [25] Moysey P.A., Thompson M.R., *Investigation of solids transport in a single-screw extruder using a 3-D discrete particle simulation*, Polym. Eng. Sci. 2004, 44, 2203–2215.
- [26] Moysey P.A., Thompson M.R., *Modelling the solids inflow and solids conveying of single-screw extruders using the discrete element method*, Powder Technol. 2005, 153, 95–107.
- [27] Moysey P.A., Thompson M.R., *Discrete particle simulations of solids compaction and conveying in a single-screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 2008, 48, 62–73.
- [28] Carrot C., Guillet J., May J.F., Puaux J.-P., *Modeling of the conveying of solid polymer in the feeding zone of intermeshing co-rotating twin screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1993, 33, 700–708.
- [29] Bawiskar S., White J.L., *Solids conveying and melting in a starve fed self-wiping co-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 1995, 10, 105–110.
- [30] Potente H., Melisch U., Palluch K.P., *A physico-mathematical model for solids conveying in co-rotating twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1996, 11, 29–41.
- [31] Wong A.C.-Y., Liu T., Zhu F., *Solid transportation in the feeding zone of intermeshing co-rotating twin-screw extruders*, J. Polym. Res. 2000, 7, 135–147.
- [32] Wilczyński K., White J.L., *Experimental study of melting in an intermeshing counter-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2001, 16, 257–262.
- [33] Chung C.I., *Extrusion of polymers. Theory and practice*, Hanser, Munich 2010.
- [34] Campbell G.A., Spalding M.A., *Analysis and troubleshooting single-screw extruders*, Hanser, Munich 2013.
- [35] Maddock B.H., *A visual analysis of flow and mixing in extruder screws*, SPE ANTEC Tech. Papers 1959, 15, 383.
- [36] Street L.F., *Plastifying extrusion*, Intern. Plast. Eng. 1961, 1, 289–296.
- [37] Donovan R.C., *A theoretical melting model for plasticating extruders*, Polym. Eng. Sci. 1971, 11, 247–257.
- [38] Vermeulen J.R., Gerson P.M., Beek W.J., *The melting of a bed of polymer granules on a hot moving surface*, Chem. Eng. Sci. 1971, 26, 1445–1455.
- [39] Edmondson I.R., Fenner R.T., *Melting of thermoplastics in single screw extruders*, Polymer 1975, 16, 49–56.

-
- [40] Shapiro J., Halmos A.L., Pearson J.R.A., *Melting in single screw extruders*, Polymer 1976, 17, 905–918.
- [41] Hinrichs D. R., Lilleleht L. U., *A modified melting model for plastifying extruders*, Polym. Eng. Sci. 1970, 10, 268–278.
- [42] Fenner R.T., *Developments in the analysis of steady screw extrusion of polymers*, Polymer 1977, 18(6), 617–635.
- [43] Halmos A.L., Pearson J.R.A., Trottnow R., *Melting in single screw extruders*, Polymer 1978, 19, 1199–1216.
- [44] Cox A.P.D., Fenner R.T., *Melting performance in the single screw extrusion of thermoplastics*, Polym. Eng. Sci. 1980, 20, 562–571.
- [45] Mount E.M., Watson J.G., Chung C.I., *Analytical melting model for extrusion: melting rate of fully compacted solid polymers*, Polym. Eng. Sci. 1982, 22, 729–737.
- [46] Acur E.E., Vlachopoulos J., *Numerical simulation of a single-screw plasticating extruder*, Polym. Eng. Sci. 1982, 22, 1084–1094.
- [47] Karnis J., Zavadsky E., *Mathematical model of a single-screw plasticating extruder*, Rheol. Acta 1985, 24, 556–565.
- [48] Rao N., *Computer aided design of plasticating screws*, Hanser, Munich 1986.
- [49] Potente H., *An analytical model of partial and thorough melting in single-screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1991, 6, 297–303.
- [50] Lindt J.T., *A dynamic melting model for a single-screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1976, 16, 284–290.
- [51] Lindt J.T., *Pressure development in the melting zone of a single-screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1981, 21, 1162–1166.
- [52] Elbirli B., Lindt J.T., Gottgetreu S.R., Baba S.M., *Mathematical modeling of melting of polymers in a single-screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1984, 24, 988–999.
- [53] Lindt J.T., Elbirli B., *Effect of the cross-channel flow on the melting performance of a single-screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1985, 25, 412–418.
- [54] Viriyayuthakorn M. et al., *Three dimensional model for plasticating extrusion screw design*, SPE ANTEC Tech. Papers 1984, 81–84.
- [55] Syrjala S., *A new approach for the simulation of melting in extruders*, Int. Commun. Heat Mass 2000, 27(5), 623–634.
- [56] Rauwendaal Ch., *Comparison of two melting models*, Adv. Polym. Tech. 1996, 2, 135–144.

-
- [57] Thompson M. R., Donoian G., Christiano J. P., *Melting mechanism of a starved-fed single-screw extruder for calcium carbonate filled polyethylene*, Polym. Eng. Sci. 2000, 9, 2014–2026.
- [58] Wilczyński K., Lewandowski A., Wilczyński K. J., *Experimental study for starve-fed single screw extrusion of thermoplastics*, Polym. Eng. Sci. 2012, 6, 1258–1270.
- [59] Wilczyński K., Nastaj A., Wilczyński K. J., *Melting model for starve fed single screw extrusion of thermoplastics*, Int. Polym. Proc. 2013, 1, 34–42.
- [60] Wilczyński K. J., Nastaj A., Lewandowski A., Wilczyński K., *A composite model for starve fed single screw extrusion of thermoplastics*, Polym. Eng. Sci. 2014, 10, 2362–2374.
- [61] White J.L., Chen Z., *Simulation of non-isothermal flow in modular co-rotating twin screw extrusion*, Polym. Eng. Sci. 1994, 34, 229–237.
- [62] Potente H., Melisch U., *Theoretical and experimental investigations of the melting of pellets in co-rotating twin-screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1996, 11, 101–108.
- [63] Bawiskar S., White J. L., *Melting model for modular self-wiping co-rotating twin screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1998, 38, 727–740.
- [64] Liu T., Wong A.C.-Y., Zhu, F., *Prediction of screw length required for polymer melting and melting characteristics*, Int. Polym. Proc. 2001, 16, 113–123.
- [65] Vergnes B. et al., *Experimental and theoretical study of polymer melting in a co-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2001, 16, 351–362.
- [66] Zhu L., Narh K.A., Geng X., *Modeling of particle-dispersed melting mechanism and its application in corotating twin-screw extrusion*, J. Polym. Sci. B Polym. Phys. 2001, 39, 2461–2468.
- [67] Jung H., White J. L., *Modeling and simulation of the mechanisms of melting in a modular co-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2008, 23, 242–251.
- [68] Malik M., Kalyon D.M., Golba J.C., *Simulation of co-rotating twin screw extrusion process subject to pressure-dependent wall slip at barrel and screw surfaces: 3D FEM analysis for combinations of forward and reverse-conveying screw elements*, Int. Polym. Proc. 2014, 29, 51–62.
- [69] Wilczyński K., White J.L., *Melting model for intermeshing counter-rotating twin-screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 2003, 43, 1715–1726.

-
- [70] Wang D., Min K., *Experiments and analysis of effect of calender gaps on melting of PVC powders in an intermeshing counter-rotating twin-screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2006, 21, 17–23.
- [71] Wilczyński K., Jiang Q., White J.L., *A composite model for melting, Pressure and fill factor profiles in a metered fed closely intermeshing counter-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2007, 22, 198–203.
- [72] Wilczyński K., White J.L., *Modeling of twin-screw extrusion. Part I. A model of counter-rotating extrusion*, Polimery 2008, 53, 754–759.
- [73] Jiang Q., White J.L., Yang J., *Global model for closely intermeshing counter-rotating twin screw extruders with flood feeding*, Int. Polym. Proc. 2010, 25, 223–235.
- [74] Lewandowski A., Wilczyński K., Wilczyński K.J., Nastaj A., *A composite model for an intermeshing counter-rotating twin-screw extruder and its experimental verification*, Polym. Eng. Sci. 2015, 55, 2838–2848.
- [75] Noriega M.D.P., Osswald A.T., Ferrier N., *In line measurement of the polymer melting behavior in single screw extruders*, J. Polym. Eng. 2004, 24, 557–578.
- [76] Wang D., Min K., *In-line monitoring and analysis of polymer melting behavior in an intermeshing counter-rotating twin-screw extruder by ultrasound waves*, Polym. Eng. Sci. 2005, 45, 998–1010.
- [77] Aigner M., Praher B., Kneidinger C., Miethlinger J., Steinbichler G., *Verifying the melting behavior in single-screw plasticization units using a novel simulation model and experimental method*, Int. Polym. Proc. 2014, 29, 624–634.
- [78] Yu H., Xu B., Wu H., Turng L.-S., Wang M., *A visualization of flow patterns of viscoelastic fluid partially filled in a co-rotating nontwin screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 2019, 59, E24–E32.
- [79] Carley J.F., Mallouk R.S., McKelvey J.M., *Simplified flow theory for screw extruders*, Ind. Eng. Chem. 1953, 45, 974–978.
- [80] Squires P.H., *Screw extruder pumping efficiency*, SPE J. 1958, 14, 24–30.
- [81] Booy M.L., *Influence of channel curvature on flow, pressure distribution, and power requirements of screw pumps and melt extruders*, Polym. Eng. Sci. 1963, 3, 176–185.
- [82] Squires P.H., *Screw extrusion – flow patterns and recent theoretical developments*, Polym. Eng. Sci. 1964, 4, 7–16.
- [83] Maddock B.H., *Effect of wear on the delivery capacity of extruder screw*, SPE J. 1959, 15, 433–434.

-
- [84] Kroesser F.W., Middleman S., *The calculation of screw characteristics for the extrusion of non-newtonian melts*, Polym. Eng. Sci. 1965, 5, 230–234.
- [85] Middleman S., *Flow of power law fluids in rectangular ducts*, Trans. Soc. Rheol. 1965, 9, 83–93.
- [86] Griffith R.M., *Fully developed flow in screw extruders. Theoretical and experimental study*, Ind. Eng. Chem. Fundam. 1962, 1, 180–187.
- [87] Zamodits H.J., Pearson J.R.A., *Flow of polymer melts in extruders. Part I. The effect of transverse flow and of a superposed steady temperature profile*, Trans. Soc. Rheol. 1969, 13, 357–385.
- [88] McKelvey J.M., *Polymer processing*, John Wiley & Sons Inc., New York 1962.
- [89] Fenner R.T., *The design of large hot melt extruders*, Polymer 1975, 16, 298–304.
- [90] Elbirli B., Lindt J.T., *A note on the numerical treatment of the thermally developing flow in screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1984, 24, 482–487.
- [91] Lindt J.T., *Flow of a temperature dependent power-law model fluid between parallel plates: an approximation for flow in a screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1989, 29, 471–478.
- [92] Spalding M.A., Dooley J., Hyun K.S., Strand S.R., *Three-dimensional numerical analysis of a single-screw extruder*, SPE ANTEC Tech. Papers 1993, 39, 1533–1541.
- [93] Lawal A., Kalyon D.M., *Nonisothermal model of single screw extrusion of generalized newtonian fluids*, Numer. Heat Transf. A Appl. 1994, 26, 103–121.
- [94] Syrjala S., *On the analysis of fluid flow and heat transfer in the melt conveying section of a single-screw extrude*, Numer. Heat Transf. A Appl. 1999, 35, 25–47.
- [95] Syrjala S., *Numerical simulation of nonisothermal flow of polymer melt in a single-screw extruder*, Numer. Heat Transf. A Appl. 2000, 37, 897–915.
- [96] Ilinca F., Hétu J.-F., *Three-dimensional finite element solution of the flow in single and twin-screw extruders*, Int. Polym. Proc. 2010, 25, 275–286.
- [97] Meijer H., Verbraak C., *Modeling of extrusion with slip boundary conditions*, Polym. Eng. Sci. 1988, 28, 758–771.
- [98] Potente H., Ridder H., *Pressure/throughput behavior of a single-screw plasticising unit in consideration of wall slippage*, Int. Polym. Proc. 2002, 17, 102–107.

-
- [99] Potente H., Ridder H., Cunha R.V., *Global concept for describing and investigation of wall slip effects in the extrusion process*, Macromol. Mater. Eng. 2002, 287, 836–842.
- [100] Potente H., Kurte M., Ridder H., *Influence of non-newtonian behaviour on the processing characteristics of wall-slipping materials*, Int. Polym. Proc. 2003, 18, 115–121.
- [101] Potente H., Kurte-Jardin M., Klus S., Timmermann K., *Two dimensional description of pressure-throughput behaviour of newtonian materials considering wall slippage effects*, Int. Polym. Proc. 2005, 20, 312–321.
- [102] Potente H., Bornemann M., Kurte-Jardin M., *Analytical model for the throughput and drive power calculation in the melting section of single screw plasticizing units considering wall-slippage*, Int. Polym. Proc. 2009, 24, 23–30.
- [103] Pachner S., Löw-Baselli B., Affenzeller M., Miethlinger J., *A generalized 2D output model of polymer melt flow in single-screw extrusion*, Int. Polym. Proc. 2017, 32, 209–216.
- [104] Marschik C., Roland W., Löw-Baselli B., Miethlinger J., *A heuristic method for modeling three-dimensional non-newtonian flows of polymer melts in single-screw extruders*, J. Non Newton. Fluid 2017, 248, 27–39.
- [105] Marschik C., Roland W., Miethlinger J., *A network-theory-based comparative study of melt-conveying models in single-screw extrusion: A. Isothermal flow*, Polymers 2018, 10, 929.
- [106] Fodor P.S., Kaufman M., *Moffatt eddies in the single screw extruder: numerical and analytical study*, 30-th International Conference of the Polymer Processing Society, Cleveland, OH, 2014.
- [107] Polychronopoulos N.D., Vlachopoulos J., *Computer flow simulation of Moffatt eddies in single screw extrusion*, Int. Polym. Proc. 2018, 33, 662–668.
- [108] Moffatt H.K., *Viscous and resistive eddies near a sharp corner*, J. Fluid Mech. 1964, 18, 1–18.
- [109] Erdmenger R., *Mehrwellen-Schnecken in der Verfahrenstechnik*, Chem. Ing. Tech. 1964, 36, 175–185.
- [110] Booy M.L., *Isothermal flow of viscous liquids in corotating twin screw devices*, Polym. Eng. Sci. 1980, 20, 1220–1228.
- [111] Denson C.D., Hwang B.K., *The influence of the axial pressure gradient on flow rate for newtonian liquids in a self wiping, co-rotating twin screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1980, 20, 965–971.

-
- [112] Szydlowski W., White J.L., *An improved theory of metering in an intermeshing corotating twin-screw extruder*, Adv. Polym. Technol. 1987, 7, 177–183.
- [113] White J.L., Szydlowski W., *Composite models of modular intermeshing corotating and tangential counter-rotating twin screw extruders*, Adv. Polym. Technol. 1987, 7, 419–426.
- [114] Tayeb J., Vergnes B., Della Valle G., *A basic model for a twin-screw extruder*, J. Food Sci. 1989, 54, 1047–1056.
- [115] Wang Y., White J.L., *Non-ewtonian flow modelling in the screw regions of an intermeshing corotating twin screw extruder*, J. Non Newton. Fluid 1989, 32, 19–38.
- [116] Potente H., Ansalh J., Wittemeier R., *Throughput characteristics of tightly intermeshing co-rotating twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1990, 5, 208–216.
- [117] Chen Z., White J.L., *Dimensionless non-newtonian isothermal simulation and scale-up considerations for modular intermeshing corotating twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1991, 6, 304–310.
- [118] Todd D.B., *Drag and pressure flow in twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1991, 6, 143–147.
- [119] Kalyon D.M. et al., *Mathematical modeling and experimental studies of twin-screw extrusion of filled polymers*, Polym. Eng. Sci. 1999, 39, 1139–1151.
- [120] Durin A. et al., *Comparison between 1D and 3D approaches for twin-screw extrusion simulation*, Int. Polym. Proc. 2014, 29, 641–648.
- [121] Kiesskalt S., *Untersuchungen an einer Kapsel Pumpe*, VDI Zeitschr. 1927, 71, 453.
- [122] Schenkel G., *Kunststoff – Extrudertechnik*, Carl Hanser Verlag, Munich, 1963.
- [123] Doboczky Z., *Theoretische and wirkliche Ausstoßleistung der Doppelschnecken Extruder*, Plastverarbeiter 1965, 16, 395–400.
- [124] Janssen L., *Twin screw extrusion*, Elsevier Scientific Pub. Co., Amsterdam 1978.
- [125] Speur J.A., Mavridis H., Vlachopoulos J., Janssen L., *Flow patterns in the calender gap of a counterrotating twin screw extruder*, Adv. Polym. Technol. 1987, 7, 39–48.
- [126] White J.L., Adewale A., *A Unified view of modeling flow in counter-rotating twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1993, 8, 210–217.

-
- [127] Li T., Manas-Zloczower I., *Flow field analysis of an intermeshing counter-rotating twin screw extruder*, Polym. Eng. Sci. 1994, 34, 551–558.
- [128] Kajiwaru T., Nagashima Y., Nakano Y., Funatsu K., *Numerical study of twin-screw extruders by three-dimensional flow analysis-development of analysis technique and evaluation of mixing performance for full flight screws*, Polym. Eng. Sci. 1996, 36, 2142–2152.
- [129] Hong M.-H., White J.L., *Fluid mechanics of intermeshing counter-rotating twin screw extruders*, Int. Polym. Proc. 1998, 13, 342–346.
- [130] Hong M.H., White J.L., *Simulation of flow in an intermeshing modular counter-rotating twin screw extruder: non-newtonian and non-isothermal behavior*, Int. Polym. Proc. 1999, 14, 136–143.
- [131] Wilczyński K., Lewandowski A., *Study on the polymer melt flow in a closely intermeshing counter-rotating twin screw extruder*, Int. Polym. Proc. 2014, 29, 649–659.
- [132] Wilczyński K. et al., *Model komputerowy procesów wytłaczania i wtryskiwania*, Technical Transactions Mechanics 2009, 1-M, 367.
- [133] ANSYS Inc. *ANSYS Polyflow, CDF for extrusion, forming and molding*, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 2019.
- [134] POLYCAD®, CAPPAD, *Chemical engineering*, McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada, 1989.
- [135] Tadmor Z., Klein I., *Computer programs for plastic engineers*, Reinhold Book Corporation, New York 1968.
- [136] Klein I., Klein R.J., *The SPR system of CAE software*. In: K.T. O'Brien, *Computer modeling for extrusion and other continuous polymer processes*, Hanser Publishers, New York 1992.
- [137] Sebastian D.H., Rakos R., *Extrusion process analysis with PASS*. In: K.T. O'Brien, *Computer modeling for extrusion and other continuous polymer processes*, Hanser Publishers, New York 1992.
- [138] Potente H., Hanhart W., Schöppner V., *Potential applications for computer-aided extruder design*, Int. Polym. Proc. 1993, 8, 335–344.
- [139] Potente H., Hanhart W., Reski T., *Design and processing optimization of extruder screws*, Polym. Eng. Sci. 1994, 34, 937–945.
- [140] Fukase H., Kunio T., Shinya S., Nomura A., *A plasticating model for single-screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1982, 22, 578–586.
- [141] Zawadsky E., Karnis J., *Mathematical model of a single-screw plasticating extruder*, J. Rheol. Acta 1985, 24, 556–565.

-
- [142] Vincelette A.R., Guerrero C.S., Carreau P.J., Lafleur P.G., *A model for single-screw plasticating extruders*, Int. Polym. Proc. 1989, 4, 232–241.
- [143] Amellal K., Lafleur P.G., *Computer simulation of conventional and barrier screw extruders*, Plast. Rubber Compos. Process. 1993, 19, 227–239.
- [144] Wilczyński K., *A computer model for single-screw plasticating extrusion*, Polym. Plast. Technol. 1996, 35, 449–477.
- [145] Wilczyński K., *Single screw extrusion model for plasticating extruders*, Polym. Plast. Technol. 1999, 38, 581–608.
- [146] Wilczyński K. et al., *Computer modeling for single-screw extrusion of wood-plastic composites*, Polymers 2018, 10, 295.
- [147] White J.L., Kim B.-J., Bawiskar S., Keum J.M., *Development of a global computer software for modular self-wiping corotating twin screw extruders*, Polym. Plast. Technol. 2001, 40, 385–405.
- [148] White J.L. et al., *Corotating twin-screw extrusion reactive extrusion-devolatilization model and software*, Polym. Plast. Technol. 2006, 45, 539–548.
- [149] Potente H., Bastian M., Flecke J., *Design of a compounding extruder by means of the SIGMA simulation software*, Adv. Polym. Technol. 1999, 18, 147–170.
- [150] Vergnes B., Valle G.D., Delamare L., *A global computer software for polymer flows in corotating twin screw extruders*, Polym. Eng. Sci. 1998, 38, 1781–1792.
- [151] Canedo E.L., *Computer simulation of plastics compounding operations in twin-screw extruders*, SPE ANTEC Tech. Papers 1999, 45, 310–316.
- [152] Teixeira C., Gaspar-Cunha A., Covas J.A., *Flow and heat transfer along the length of a co-rotating twin screw extruder*, Polym. Plast. Technol. 2012, 51, 1567–1577.
- [153] Wilczyński K., Nastaj A., Lewandowski A., Wilczyński K.J., *Modeling of the Polymer Melt Flow in a Twin Screw Counter-Rotating Extrusion Process. Part II. Simulation and Experimental Studies – Verification of the Adopted Model*, Polimery 2011, 56, 45–50.
- [154] Donovan R. C., Thomas D. E., Leversen L. D., *An experimental study of plasticating in a reciprocating-screw injection molding machine*, Polym. Eng. Sci. 1971, 11, 353–360.
- [155] Donovan R.C., *A theoretical melting model for a reciprocating-screw injection molding machine*, Polym. Eng. Sci. 1971, 11, 361–368.

-
- [156] Donovan R.C., *The plasticating process in injection molding*, Polym. Eng. Sci. 1974, 14, 101–111.
- [157] Lipshitz S.D., Lavie R., Tadmor Z., *A melting model for reciprocating screw injection-molding machines*, Polym. Eng. Sci. 1974, 14, 553–559.
- [158] Tadmor Z., Lipshitz S.D., Lavie R., *Dynamic model of a plasticating extruder*, Polym. Eng. Sci. 1974, 14, 112–119.
- [159] Basow N.I., Kazankow Yu.W., *Injection moulding of polymers*, Chimi-ja, Moskwa 1984.
- [160] Chwalisz L., *Wpływ podstawowych parametrów technologicznych na zużycie energii elektrycznej w procesie wtrysku tworzyw termoplastycznych przy użyciu wtryskarki Formoplast 498/165*, rozprawa doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań 1984.
- [161] Steller R., *Ein Computermodeill des Plastizievorgangs im Spritzgiessprozess. Fachtagung Polymerwerkstoffe '88*, Halle 1988, Plaste u. Kautschuk 1988, 35, 141.
- [162] Potente H., Bornemann M., *Non-isothermal model for the drive power calculation of single-screw plasticating units*, Int. Polym. Proc. 2008, 23, 345–350.
- [163] Potente H., Schulte H., Effen N., *Simulation of injection molding and comparison with experimental values*, Int. Polym. Proc., 1993, 8, 224–235.
- [164] Gao F., Jin Z., Chen X., *A visual barrel system for study of reciprocating screw injection molding*, Polym. Eng. Sci. 2000, 40, 1334–1343.
- [165] Yung K.L., Yan Xu, *Analysis of a melting model for an extruder with reciprocation*, J. Mater. Proc. Technol. 2001, 117, 21–27.
- [166] Yung K.L., Yan Xu, Lau K.H., *Simulation of transient process in melting section of reciprocating extruder*, Polymer 2002, 3, 983–988.
- [167] Yung K.L., Yan Xu, *Transient melting models for the three stages of reciprocating extrusion*, J. Mater. Proc. Technol. 2003, 139, 170–177.
- [168] Bereaux Y., Charneau J.-Y., Moguedet M., *A simple model of throughput and pressure development for single screw*, J. Mater. Process. Tech. 2009, 209, 611–618.
- [169] Pham T.L. et al., *In-line visualisation of polymer plastication in an injection moulding screw*, Key Eng. Mat. 2013, 554, 1683–1691.
- [170] Fernandes C. et al., *Modeling of plasticating injection molding – experimental assessment*, Int. Polym. Proc. 2014, 29, 558–569.
- [171] Steller R., Iwko J., *Polymer plastication during injection molding. Part I Mathematical model*, Int. Polym. Proc. 2008, 23, 252–262.

-
- [172] Iwko J., Steller R., *Polymer plastication during injection molding. Part 2. Simulations and experiments*, Int. Polym. Proc. 2008, 23, 263–269.
- [173] Iwko J., Steller R., Wróblewski R., *Experimentally verified mathematical model of polymer plasticization process in injection molding*, Polymers 2018, 10(9), 968.
- [174] Steller R., Iwko J., *Modelowanie procesu uplastyczniania tworzyw polimerowych podczas wtryskiwania. Cz. 1. Założenia modelu i transport tworzywa stałego*, Polimery 2008, 53 (11/12), 836–840.
- [175] Steller R., Iwko J., *Modelowanie procesu uplastyczniania polimerów podczas wtryskiwania. Cz. 2. Strefa stapiania*, Polimery 2011, 56 (1), 51–57.
- [176] Wilczyński K., Narowski P., *Simulation studies on the effect of material characteristics and runner layout geometry on the filling imbalance in geometrically balanced injection molds*, Polymers 2019, 11, 639.
- [177] Fernandes C., Pontes A.J., Viana J.C., Gaspar-Cunha A., *Modeling and Optimization of the Injection-Molding Process: A Review*, Adv. Polym. Tech. 2018, 37(2), 21683.
- [178] Iwko J., *Symulacja procesu uplastyczniania polimerów podczas formowania wtryskowego*, rozprawa doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2004.
- [179] Heneczowski M., *Tendencje rozwojowe w technologii przetwórstwa tworzyw sztucznych*, Mechanik 2018, 4, 274–277.
- [180] Rauwendaal C., Osswald T.A., Tellez G., Gramann P.J., *Flow analysis in screw extruders – effect of kinematic conditions*, Int. Polym. Proc. 1998, 13, 327–333.
- [181] Steller R., *Wpływ zmiany warunków brzegowych na charakterystykę przepływu ślimakowego*, Polimery 2006, 51, 449–455.
- [182] Roland W., Marschik C., Loew-Baselli B., Miethlinger J., *The effect of channel curvature on the flow rate and viscous dissipation of power-law fluids*, In: *Proceedings of the ANTEC 2018 – Technical Conference & Exhibition*, Orlando, FL, USA, 7–10 May 2018.
- [183] Steller R., Iwko J., *Generalized flow of Ellis fluid in the screw channel. Part 1. Parallel plates model*, Int. Polym. Proc. 2001, 16(3), 241–248, DOI: 10.3139/217.1649.
- [184] Steller R., Iwko J., *Generalized flow of Ellis fluid in the screw channel. Part 2. Curved channel model*, Int. Polym. Proc. 2001, 16(3), 241–248, DOI: 10.3139/217.1650.

-
- [185] Steller R., *Free volume effect on behavior of polymer liquids in shear flows*, Polimery 2012, 57, 562–570.
- [186] Steller R., Iwko J., *New generalized newtonian fluid models for quantitative description of complex viscous behavior in shear flows*, Polym. Eng. Sci. 2018, 58(8), 1446–1455.
- [187] Steller R., Iwko J., *Shear stress-dependent viscosity master curves for practical applications*, Polym. Eng. Sci. 2020, 60(1), 44–54.
- [188] Carslaw H.S., Jaeger J.C., *Conduction of heat in solids*, 2nd Ed., Oxford University Press, London 1986.
- [189] Eckert E.R.G., Drake R.M., *Heat and mass transfer*, 2nd Rev. Ed., McGraw-Hill Education, New York 1985.
- [190] Wilczyński K., *Reologia w przetwórstwie tworzyw sztucznych*, WNT, Warszawa 2001.
- [191] Walker D.M., *An approximate theory for pressures and arching in hoppers*, Chem. Eng. Sci. 1966, 21, 975–997.
- [192] Wieghardt K., *Experiments in granular flow*, Ann. Rev. Fluid Mech. 1975, 7, 89–114.
- [193] Bernhardt E.C., *Processing of thermoplastic materials*, Reinhold Publishing Corp., New York 1959.
- [194] Maddock B.H., *Pressure development in extruder screws*, SPE Journal 1960, 16, 373–381.
- [195] Diakun J., *Podstawy uaktywnienia strefy zasilania w konstrukcji wytłaczarki ślimakowej*, Wydawnictwo Uczelniane WSI, Koszalin 1991.
- [196] Torner R.V., *Teoretičeskie osnovy pererabotki polimerov*, Chimija, Moskva 1977.
- [197] Steller R., Iwko J., *New approach to melt pressure determination during screw channel flow*, Int. Polym. Proc. 2021, 36(2), 1–8.
- [198] Tadmor Z., Gogos C.G., *Principles of polymer processing*, John Wiley & Sons, New York 1979.
- [199] Iwko J., Steller R., Wróblewski R., Kaczmar J., *Experimental verification of computer model for polymer plastication process in injection molding*, Polimery 2015, 60 (10), 644–656.
- [200] Iwko J., Steller R., Wróblewski R., *Doświadczalna weryfikacja komputerowego modelu procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Cz. 1. Stanowisko badawcze*, Przetwórstwo Tworzyw 2015, 1, 15–21.
- [201] Iwko J., Steller R., *Doświadczalna weryfikacja komputerowego modelu procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. Cz. 2. Badania porównawcze*, Przetwórstwo Tworzyw 2015, 2, 108–116.

-
- [202] Iwko J., Wróblewski R., Steller R., *Badania procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu. Cz. 1. Tworzywa Sztuczne w Przemysle* 2015, 2, 42–47.
- [203] Iwko J., Wróblewski R., Steller R., *Badania procesu uplastyczniania przy wtryskiwaniu. Cz. 2. Badania porównawcze modelu z rzeczywistym zachowaniem wtryskarki*, *Tworzywa Sztuczne w Przemysle* 2015, 3, 83–87.
- [204] Iwko J., Wróblewski R., *Experimentally verified mathematical model of the polymer plasticization process in the injection molding, Nonequilibrium Phase Transformations*, Varna, Bulgaria, 09–12 IX 2019.
- [205] Iwko J., Wróblewski R., Steller R., *Doświadczalna weryfikacja oraz modyfikacja matematycznego modelu procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu. XVIII Profesorskie Warsztaty Naukowe: Przetwórstwo Tworzyw Polimerowych*, Brodowo k/Poznań, 2–4 VII 2015.
- [206] Iwko J., Steller R., *Doświadczalna weryfikacja komputerowego modelu procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, Polimery–Nauka–Przemysł: II Konferencja Naukowo-Techniczna*, Bełchatów, 22–24 IX 2014.
- [207] Iwko J., *Modelowanie procesu uplastyczniania polimerów przy wtryskiwaniu, Raport końcowy z projektu własnego NCN nr N N519 651840*, Wrocław 2015.
- [208] Iwko J., Wróblewski R., Steller R., *Experimental study on energy consumption in the plasticizing unit of the injection molding machine*, *Polimery* 2018, 63, 362–371.
- [209] Iooss B., Saltelli A., *Introduction to sensitivity analysis*, In: R. Ghanem et al. (eds.), *Handbook of uncertainty quantification*, Springer International Publishing, Switzerland, 2017, 1103–1119.
- [210] Hamby D.M., *A review of techniques for parameter sensitivity analysis of environmental models*, *Environ. Monit. Assess.* 1994, 32, 135–154.
- [211] Steller R., *Rheological behavior of polymer melts with natural fibers*, *J. Appl. Polym. Sci.* 2004, 1401–1409.
- [212] Lates M.T., Velicu R., Gavrilă C.C., *Temperature, pressure, and velocity influence on the tribological properties of PA66 and PA46 polyamides*, *Materials* 2019, 12(20), 3452.

W literaturze przedmiotu można odnaleźć wiele publikacji dotyczących analizy procesu uplastyczniania polimerów podczas wytłaczania, zarówno jednoślismakowego, jak i dwuślismakowego. Pomimo znacznego rozwoju teorii i programów do symulacji wytłaczania, analogiczne postępy w zakresie procesu wtryskiwania są znacznie skromniejsze. Istnieje bardzo niewiele modeli teoretycznych i symulacyjnych opisujących proces uplastyczniania przy wtryskiwaniu mimo, iż etap ten jest niezwykle istotny dla jakości stopionego tworzywa, a tym samym dla jakości wypraski. Główną tego przyczyną jest znacznie bardziej złożona dynamika tego procesu wynikająca z jego periodycznego charakteru. Niniejsza praca ma na celu prezentację dokonań w zakresie modelowania procesu uplastyczniania podczas wtryskiwania tworzyw termoplastycznych na tle aktualnego stanu wiedzy w obszarze symulacji procesów transportu i uplastyczniania ślimakowego.

„[...] monografia stanowi znaczący wkład, zarówno naukowy jak i aplikacyjny, w poznanie złożonych zjawisk występujących podczas uplastyczniania tworzyw polimerowych w procesie wtryskiwania. Jej poziom oceniam jako wysoki. [...] Autor publikacji jest znany i ceniony w środowisku naukowców zajmujących się tworzywami polimerowymi i ich przetwórstwem. Jego wcześniejsze prace były bardzo dobrą podstawą do opracowania recenzowanej monografii”.

Z recenzji prof. dr hab. inż. Elżbiety Bociągi

„Autor rozprawy podjął się bardzo trudnego zadania, jakim jest całościowy opis uplastyczniania tworzyw polimerowych semi-krystalicznych oraz amorficznych w trakcie procesu ich wtryskiwania. Zwraca przy tym uwagę na podstawową trudność, jaką jest ocena charakteru uplastyczniania w trakcie wtryskiwania przebiegającego naprzemiennie w warunkach statycznych oraz dynamicznych, znacznie trudniejszego w opisie, niż analogiczny proces obserwowany w przypadku wytłaczania. [...] Na pozytywne podkreślenie zasługują studia literaturowe, sposób przedstawienia modelu oraz jego wykorzystania do obliczeń symulacyjnych. Należy także podkreślić, że opracowanie przygotowane przez pana dr. inż. Jacka Iwko jest jednym z pierwszych, w których podjęto próbę całościowego opisu uplastyczniania w procesie wtryskiwania”.

Z recenzji prof. dr. hab. inż. Tomasza Sterzyńskiego



Oficyna Wydawnicza
Politechniki Wrocławskiej
Wybrzeże Wyspiańskiego 27
50-370 Wrocław
ISBN 978-83-7493-175-5

