



POLITECHNIKA POZNAŃSKA

Wydział Inżynierii Mechanicznej
Instytut Technologii Materiałów



ROZPRAWA DOKTORSKA

OCENA ZALEŻNOŚCI SKURCZU I DEFORMACJI WYPRASEK OD ICH KONSTRUKCJI ORAZ PARAMETRÓW PROCESU WTRYSKIWANIA

mgr inż. Przemysław POSZWA

Promotor: dr. hab. inż. Marek SZOSTAK, prof. PP

Promotor pomocniczy: dr hab. inż. Mateusz BARCZEWSKI, prof. PP

Poznań 2022 r.

*Serdeczne podziękowania składam Promotorom,
Panu dr. hab. inż. Markowi Szostakowi za okazane wsparcie
oraz Panu dr. hab. inż. Mateuszowi Barczewskiemu za
cenne uwagi i sugestie dotyczące pracy.*

Dla Gosi

Dziękuję, że zawsze byłaś przy mnie

WSTĘP TEORETYCZNY 1

1. Technologia wtryskiwania i właściwości fizyczne tworzyw sztucznych1

1.1. Technologia wtryskiwania tworzyw sztucznych.....	1
1.2. Właściwości reologiczne	2
1.3. Właściwości termiczne	4
1.4. Objętość polimerów – współczynnik rozszerzalności termicznej CTE oraz zależność PVT	7
1.4.1. Współczynnik rozszerzalności termicznej CTE	7
1.4.2. Zależność PVT	8
1.4.3. Model opisu objętości polimeru	9
1.4.4. Zmiana objętości polimeru podczas procesu wtryskiwania.....	11
1.4.5. Czynniki wpływające na zależność PVT.....	15

2. Skurcz i deformacje wyprasek – wprowadzenie..... 17

2.1. Naprężenia resztkowe w materiale	17
2.2. Metody badań naprężeń resztkowych w materiale.....	19
2.3. Skurcz wyprasek.....	19
2.4. Metody badań skurczu wyprasek	22
2.5. Deformacje wyprasek.....	23
2.6. Metody badań deformacji wyprasek.....	23
2.7. Zjawisko sprężynowania (ang. spring-forward effect).....	24

3. Modelowanie zagadnienia skurczu i deformacji..... 28

3.1. Nieskorygowany model naprężeń szczątkowych (ang.: Uncorrected residual stress model).....	29
3.1.1. Problem przejścia fazowego	32
3.2. Model skorygowanych naprężeń resztkowych w formie (ang.: Corrected Residual In-Mold Stress model - CRIMS)	35
3.2.1. Model materiałowy.....	36
3.2.2. Wyznaczenie wartości współczynników B_i	37
3.2.3. Wykorzystanie modelu do wyznaczenia skurczu i deformacji.....	39

3.2.4. Korygowanie wielkości skurczu.....	40
4. Ocena stanu literatury dot. problematyki deformacji wyprasek	42
4.1. Rozwiązywanie problemu skurczu i deformacji poprzez metody statystyczne i algorytmy optymalizacyjne	43
4.2. Rozwiązania obliczeniowe, technologiczne oraz konstrukcyjne	45
4.3. Prace związane z symulacjami numerycznymi deformacji	47
CELE I HIPOTEZA PRACY DOKTORSKIEJ	49
ANALIZA ZALEŻNOŚCI MIĘDZY CZYNNIKAMI WPLYWAJĄCYMI NA SKURCZ I DEFORMACJE.....	50
5. Czynniki wpływające na skurcz i deformacje uwzględnione w symulacjach komputerowych.....	50
5.1. Aspekty pośrednie	52
5.1.1. Droga płynięcia.....	52
5.1.2. Szybkość ścinania.....	52
5.1.3. Spadek ciśnienia na drodze płynięcia tworzywa.....	52
5.1.4. Profil ciśnienia w gnieździe.....	52
5.1.5. Czas zestalania ścianki wypraski	53
5.1.6. Czas zamarzania przewężki	53
5.1.7. Profil temperatury w gnieździe.....	53
5.1.8. Stateczność wypraski.....	54
5.1.9. Orientacja polimeru oraz włókna.....	54
5.2. Czynniki procesowe	54
5.2.1. Temperatura stopu polimerowego	55
5.2.2. Temperatura cieczy chłodzącej (stosowana zamiennie do temperatury powierzchni gniazda)	55
5.2.3. Czas chłodzenia	55
5.2.4. Niesymetryczne (niejednorodne) chłodzenie.....	55
5.2.5. Mała temperatura formy wtryskowej.....	56
5.2.6. Czas wtrysku.....	56
5.2.7. Moment przełączenia wtrysku w docisk.....	57

5.2.8.	Maksymalne ciśnienie w agregacie wtryskowym.....	57
5.2.9.	Profil docisku (czas oraz ciśnienie docisku).....	57
5.2.10.	Czas otwarcia formy	58
5.2.11.	Wygrzewanie wypraski	58
5.3.	Czynniki materiałowe.....	58
5.3.1.	Lepkość.....	59
5.3.2.	Ciepło właściwe.....	59
5.3.3.	Przewodność cieplna	59
5.3.4.	Zależność PVT oraz gęstość w stanie stałym oraz ciekłym.....	59
5.3.5.	Moduł sztywności oraz współczynnik Poissona.....	59
5.3.6.	Współczynnik rozszerzalności termicznej	59
5.3.7.	Napełniacze włókniste	59
5.3.8.	Napełniacze sferyczne	60
5.3.9.	Napełniacze płytkowe.....	62
5.3.10.	Nierównomierność rozmieszczenia napełniacza oraz pękanie włókna....	62
5.3.11.	Barwniki	62
5.3.12.	Wilgoć w powietrzu oraz ekspozycja na wodę.....	63
5.4.	Czynniki konstrukcyjne	63
5.4.1.	Układ wlewowy (przekrój oraz długość kanałów wlewowych, typu układu wlewowego).....	63
5.4.2.	Przewężka (kształt oraz wielkość przekroju).....	64
5.4.3.	Układ chłodzenia (długość, średnica oraz rozmieszczenie kanałów chłodzących)	64
5.4.4.	Obecność wkładek ze stopów wysokoprzewodzących	64
5.4.5.	Lokalizacja punktu wtrysku.....	64
5.4.6.	Grubość ścian wypraski.....	64
5.4.7.	Sztywność przekroju.....	65
5.4.8.	Utwardzenie geometryczne wypraski poprzez jej kształt oraz obecność żeber	65
5.4.9.	Długość drogi płynięcia.....	66
5.5.	Zestawienie różnych czynników wpływających na skurcz polimerów.....	66
6.	Mapa zależności między poszczególnymi czynnikami	66
6.1.	Symulacje wstępne	69

6.2. Ocena istotności poszczególnych czynników.....	69
6.3. Uproszczona mapa zależności	72
BADANIA SYMULACYJNE.....	72
7. Oprogramowanie	72
8. Opis eksperymentu	73
8.1. Założenia symulacji.....	73
8.2. Dane materiałowe	74
8.3. Zmienne badawcze	76
8.4. Zestawienie przeprowadzonych symulacji.....	78
9. Skrypty do automatyzacji pracy oraz analizy wyników	80
9.1. Skrypty do przygotowania symulacji i odczytu wyników.....	81
9.2. Skrypty do przetwarzania i wizualizacji danych	83
10. Wyniki symulacji	85
10.1. Element typu „belka”	85
10.2. Element typu „krawędź”	96
10.3. Element typu „uźebrowana krawędź”	106
10.4. Element typu „łuk”.....	115
10.5. Element typu „uźebrowany łuk”	133
BADANIA EKSPERYMENTALNE	140
11. Walidacja eksperymentalna opracowanych modeli analitycznych	140
11.1. Opis symulacji.....	142
11.2. Produkcja wyprasek testowych	142
11.3. Pomiary geometrii	143
11.4. Przetwarzanie danych.....	144
11.5. Analiza danych.....	146
11.5.1. Składniki resztkowe (RS)	147
11.5.2. Resztkowa suma kwadratów (RSS) oraz całkowita suma kwadratów (TSS)	147
11.5.3. Wektor	147
11.5.4. Najmniejsza odległość <i>de</i>	147

11.5.5. Odległość D_e między krzywymi w kierunku X, odległość między krzywymi w kierunku X i Y dla końca łuku	148
11.5.6. Resztkowy błąd kwadratowy RSE_y oraz błąd średniokwadratowy MSE_y	148
11.6. Analiza wrażliwości	148
11.7. Ocena jakości wyników eksperymentalnych	149
11.8. Porównanie wyników symulacyjnych i eksperymentalnych	151
11.8.1. Najmniejsza odległość d_e	153
11.8.2. Odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku	158
11.9. Przyczyny różnic między symulacjami i eksperymentem	159
PODSUMOWANIE.....	160
LITERATURA	163

STRESZCZENIE

Technologia wtryskiwania tworzyw sztucznych jest jedną z najbardziej rozpowszechnionych metod przetwórstwa materiałów polimerowych, umożliwia w sposób powtarzalny produkcję wyrobów o bardzo skomplikowanych kształtach przy zachowaniu wąskich tolerancji wymiarowych. W dzisiejszych czasach specjaliści w branży wtryskiwania tworzyw termoplastycznych dysponują wiedzą inżynierską z zakresu konstrukcji wyprasek oraz rozwiązywania poszczególnych problemów jakościowych. W branży powszechnie wykorzystuje się zaawansowane narzędzia symulacyjne pozwalające na przewidywanie m. in. skurczu i deformacji wyprasek. Szybki rozwój branży tworzyw sztucznych, zwiększenie stopnia skomplikowania wyrobów połączone z dużą złożonością zjawiska skurczu materiałów polimerowych doprowadziło do sytuacji, że wciąż nie opracowano modeli analitycznych pozwalających na wstępne przewidzenie problemów z deformacjami wyprasek oraz walidację uzyskiwanych wyników symulacji, co stanowi normę w dziedzinie wytrzymałości konstrukcji.

Analiza literatury wskazuje, że bardzo duży nacisk kładzie się na minimalizację deformacji wypraski poprzez optymalizację parametrów procesu wtryskiwania oraz warunków chłodzenia. Stanowi to jednak rozwiązywanie skutku problemu a nie jego przyczyny, gdyż bezpośrednią przyczyną deformacji jest niepoprawne zaprojektowanie wypraski lub formy wtryskowej.

W niniejszej rozprawie opracowano stosowne modele analityczne dające możliwość wstępnego przewidzenia problemów z deformacjami oraz walidację uzyskanych wyników symulacyjnych. W tym celu przeanalizowano wpływ poszczególnych parametrów procesu na wielkość skurczu i deformacji oraz określono, które z nich mają największy wpływ na badane zjawiska. Efektem analizy była mapa zależności parametrów procesu wraz z wpływem poszczególnych parametrów na siebie, po czym wspomniana mapa zależności została zredukowana do mapy zawierającej najważniejsze parametry wpływające na skurcz i deformacje. Na podstawie usystematyzowanego zestawu czynników 5 wybrano geometrii stanowiących elementy składowe wyprasek z tworzyw sztucznych: płaską powierzchnię, krawędź, uźebrowaną krawędź, łuk oraz uźebrowany łuk. W ramach analizy uwzględniono nie tylko parametry procesowe (profil docisku), ale również parametry geometrii wypraski (grubość ścianki, wysokość żebra, promień zaokrąglenia). W pracy przeprowadzono szereg symulacji, co nie byłoby możliwe bez wykorzystania narzędzi do automatyzacji działań. Jest to jeden z powodów, dla których do dnia dzisiejszego nie powstała żadna praca, która tak dokładnie próbowałaby zbadać i opisać zjawisko deformacji wyprasek. Dotychczas publikowane prace wykorzystywały metody statystyczne w celu przewidzenia wpływu parametrów procesu w oparciu o niewielką liczbę analiz.

Na podstawie uzyskanych wyników zaprezentowano charakterystykę zależności między analizowanymi czynnikami oraz badanymi wielkościami (skurcz liniowy, pochylenie ścianki, zmiana promienia łuku, zmiana kąta łuku). Zaproponowano również szereg modeli matematycznych dla zbadanych geometrii. W przypadku każdej z geometrii zaobserwowano liniową zależność między wielkością skurczu oraz wielkością deformacji a wartością ciśnienia docisku.

Do oceny dokładności narzędzia symulacyjnego wykorzystano geometrię stelaża przyłbicy. W ramach walidacji narzędzia przeprowadzono analizę wrażliwości dla szeregu parametrów materiałowych charakteryzujących badany materiał – oceniono wpływ ich

zmiany na wielkość uzyskanych deformacji. Na podstawie uzyskanych wyników symulacji stwierdzono, że ewentualne różnice w danych materiałowych nie będą miały istotnego wpływu na wielkość uzyskanych deformacji. Dalsza część weryfikacji wiązała się z porównaniem wyników eksperymentalnych i symulacyjnych. Korzystając z parametru najmniejszej odległości między wyznaczonymi krzywymi oraz przemieszczeń wybranych punktów między potwierdzono zadowalającą dokładność narzędzia symulacyjnego, stanowiącego podstawę do sformułowania poszczególnych modeli analitycznych.

ABSTRACT

Injection molding is a plastics processing technology widely used for complex parts' manufacturing with repeatable properties (especially dimensional tolerances). Nowadays injection molding specialists possess engineering knowledge of plastic parts' design and methods for solving of quality problems. In the industry, it is common to use advanced simulation tools for predicting shrinkage and warpage of plastic parts. The rapid development of the plastics industry, increased complexity of designed parts along with complex properties of polymeric materials led to the situation, where no analytical models were prepared for initial prediction of plastic parts' warpage and validation of numerical simulations (such models are standard in the structural engineering).

According to the analyzed literature, the reduction of the deformation is usually done by the optimization of processing parameters and cooling of the injection mold. This way solves the consequences of the problem, not its cause because the direct cause of the warpage is the incorrect design of the plastic part or injection mold.

In the thesis the analytical models for the initial prediction of warpage problems and validation of obtained simulation results have been prepared. For this purpose the influence of processing parameters on the shrinkage and warpage were analyzed and the crucial parameters for this phenomena were chosen. The result of the analysis was the dependency map between specific parameters along with their influence on each other parameter. This map was simplified to the map with the essential parameters that influence shrinkage and warpage of plastic parts. Based on the essential parameters the 5 geometries were chosen which are common shapes of plastic parts: plane surface, edge, ribbed edge, arc, and ribbed arc. In the analyses, not only processing parameters were examined (packing profile), but also geometric properties (thickness of the part, height of the rib, fillet radius of the edge). In this thesis, thousands of simulations were done, what were not possible without automation tools. It is the reason why there was no such profound research for investigation and depiction of the warpage phenomenon. The research papers published so far used statistical tools to predict the influence of processing parameters with a small number of analyses performed.

Based on the obtained results the relation between investigated parameters and examined quantities (linear shrinkage, inclination of the wall, change of the arc's radius and angle) were presented in this thesis. The analytical models were proposed for investigated geometries. For each geometry, the linear relationship between shrinkage, warpage, and packing pressure was observed.

For accuracy evaluation of simulation tool the geometry of headgear frame was use because of its similarity to one of the investigated geometries. In the validation the sensitivity analysis was performed for the series of material parameters that characterizes the specific material – its influence on warpage results was estimated. According to results the change of material properties had insignificant influence on warpage magnitude. Further evaluation was associated with comparison of experimental and numerical results. Using the smallest distance indicator along with displacements of specific points the satisfactory accuracy of simulation tool was confirmed which was the basis for the development of analytical models.

INDEKS SKRÓTÓW

II_D - drugi niezmiennik tensora szybkości deformacji

a – bezwymiarowy parametr w modelu Carreau-Yasudy

a_a – współczynnik modelu zmiany kształtu wypraski typu „łuk”

a_b - współczynnik modelu zmiany kształtu wypraski typu „belka”

a_{pp} - współczynnik modelu pochylenia wypraski typu „krawędź”

a_w - współczynnik modelu pochylenia wypraski typu „uźebrowana krawędź”

a_R - współczynnik modelu pochylenia wypraski typu „krawędź” oraz „uźebrowana krawędź”

a_T - współczynnik czasowego przesunięcia temperatury

b_a – współczynnik modelu zmiany kształtu wypraski typu „łuk”

b_b - współczynnik modelu zmiany kształtu wypraski typu „belka”

b_{rh} - współczynnik modelu pochylenia wypraski typu „uźebrowana krawędź”

$b_{1m}, b_{1s}, b_{2m}, b_{2s}, b_{3m}, b_{3s}, b_{4m}, b_{4s}, b_5, b_6, b_7, b_8, b_9$

– współczynniki dwudomenowego modelu Taita

c_0, c_1 – stałe w równaniu czasu wyformowania wypraski

c_{ijkl}^e – tensor stałych sprężystych (macierz sztywności)

c_p ciepło właściwe

$c_{\alpha 1}, c_{\alpha 2}$ - stałe w równaniu kąta pochylenia wypraski typu „krawędź”

h – grubość wypraski,

k - przewodność cieplna

n - wskaźnik płynięcia,

p_h - ciśnienie na czole ślimaka

p_p - ciśnienie docisku

r_h - wysokość zębra uźebrowanej krawędzi lub uźebrowanego łuku

t_c - czas cyklu

t_F - czas potrzebny do osiągnięcia temperatury wyformowania

t_p - czas docisku

t_{pmax} - maksymalny czas docisku

t_{sol} - moment zamarzania środka wypraski

x_{exp} – wartość obserwowana

y_{exp} – wartość obserwowana

x_{sim} - wartość oczekiwana

y_{sim} - wartość oczekiwana

A_1 i \bar{A}_2 - parametry modelu WLF

B - wielkość ugięcia łuku

B_i – stałe modelu CRIMS

C_{ijkl} – lepko-sprężysty moduł relaksacji

C_{ijrs} – jest tensor relacji naprężenie-odkształcenie,

C_θ – stała służąca do przeliczenia stanu orientacji na miarę odkształceniową efektu orientacji

CTE – współczynnik rozszerzalności liniowej

D_1 – lepkość zerowa przy zerowym ścinaniu i ciśnieniu atmosferycznym,

D_2 – temperatura przejścia fazowego przy ciśnieniu atmosferycznym,

D_3 – współczynnik określający przesunięcie temperatury przejścia fazowego

D_c – odległość między końcami łuku
 D_e - liczba Debory
 E – moduł sztywności
 E_{ac} - energia aktywacji G ,
 $G(t)$ – moduł relaksacji przy ścinaniu
 G_e – moduł Kirchoffa
 G_i, λ_i – widmo czasu relaksacji (w kombinacji)
 K_x - promień krzywizny
 L – długość wypraski
 L_0 – długość całkowita wypraski
 $M_{1(e)}, M_{2(e)}$ - momenty zginające w kierunkach głównych
 MSE_x, MSE_y - błąd średniokwadratowy
 $N_{1(e)}, N_{2(e)}$ - siły membranowe na jednostkę długości w kierunkach głównych
 R – promień zaokrąglenia wypraski typu „krawędź” lub promień łuku wypraski typu „łuk” i uźebrowany łuk
 R_d - promień łuku wg symulacji
 R_g - stała gazowa
 R_{norm} - znormalizowany promień łuku
 RS_y, RS_x - składnik resztkowy
 RSE_x, RSE_y - resztkowy błąd kwadratowy
 RSS_x, RSS_y - resztkowa suma kwadratów
 S – skurcz liniowy
 $S_{ij}^{(k-1)}$ - drugi tensor naprężeń Pioli-Kirchoffa po iteracji k-1 w czasie $t + \Delta t$
 S_v – skurcz objętościowy
 T – temperatura
 T^* – temperatura zeszklenia lub przejścia fazowego (w modelu Crossa),
 T_0 - temperatura referencyjna
 T_{cr} - temperatura krystalizacji
 T_{ej} – temperatura wyformowania,
 T_m - temperatura topnienia
 T_{melt} - temperatura stopu polimerowego,
 T_{mold} – temperatura formy wtryskowej (powierzchni gniazda formującego),
 T_{noflow} - temperatura zerowego płynięcia
 T_s - temperatura zestalania
 T_{trans} - temperatura przejścia fazowego
 TSS_x, TSS_y - całkowita suma kwadratów
 V – objętość właściwa
 $V_{gniazdo}$ – objętość gniazda formy wtryskowej
 $V_{wypraska}$ - objętość wypraski
 W - szerokość uźebrowanej krawędzi lub uźebrowanego łuku
 W_e - wektor przemieszczenia

 α_{00} – stała w równaniu kąta pochylenia wypraski typu „krawędź”
 α_e – wielkość pochylenia wypraski typu „krawędź”
 α_{rs} – tensor współczynników rozszerzalności liniowej (CTE)
 $\dot{\gamma}$ – szybkość ścinania

$\delta\Delta e_{ij}^{(k)}$ liniowy przyrostowy tensor odkształceń odnoszący się do wirtualnego przemieszczenia,

$\delta\Delta\eta_{ij}^{(k)}$ nieliniowy przyrostowy tensor odkształceń odnoszący się do wirtualnego przemieszczenia,

$\bar{\varepsilon}^0$ - miara odkształceniowa efektu orientacji materiału

$\bar{\varepsilon}_1^{(c)}, \bar{\varepsilon}_2^{(c)}$ - skorygowane odkształcenia główne w kierunku równoległym i prostopadłym do kierunku przepływu,

$\bar{\varepsilon}_1^{(p)}, \bar{\varepsilon}_2^{(p)}$ - wyznaczone w symulacji odkształcenia główne

$\bar{\varepsilon}_{1e}^{(p)}, \bar{\varepsilon}_{2e}^{(p)}$ - średnie odkształcenia w kierunkach głównych dla elementu

ε_{kl} - tensor odkształceń

λ - czas relaksacji

λ_0 - czas relaksacji (odniesienia),

ν - współczynnik Poissona

η - lepkość

η_0 - lepkość przy zerowej szybkości ścinania

η_∞ - lepkość przy szybkości ścinania dążącej do nieskończoności

ρ - gęstość

$\bar{\sigma}_{1(e)}^{(p)}, \bar{\sigma}_{2(e)}^{(p)}$ - średnie naprężenia w kierunkach głównych dla elementu

$\bar{\sigma}_1^{(p)}, \bar{\sigma}_2^{(p)}$ - średnie naprężenia w kierunkach głównych wyznaczone dla badanych obszarów

σ_{ij} - tensor naprężeń

τ - naprężenia styczne

θ_d - kąt łuku wg symulacji

θ_{norm} - znormalizowany kąt łuku

$\Delta e_{ij}^{(k)}$ liniowy przyrostowy tensor odkształceń dla iteracji k

$\Delta e_{rs}^{ini(k)}$ - przyrostowy tensor odkształcenia bazowego dla iteracji k,

ΔL - zmiana długości wypraski

ΔT_w - różnica temperatury między powierzchniami formującymi

$\Delta\eta_{ij}^{(k)}$ - nieliniowy przyrostowy tensor odkształceń dla iteracji k

θ_{11} - funkcja stanu orientacji materiału

$\{\sigma_g\}$ - wektor naprężeń resztkowych

$\{\sigma_{g0}\}$ - wektor ciśnienia resztkowego

$[D]$ - macierz zależności naprężenie - odkształcenie

$[T_e]$ - macierz transformacji odkształceń z układu globalnego do lokalnego

$[\varepsilon_{g0}]$ - tensor odkształceń bazowych od stanu zerowego ciśnienia lub temperatury przejścia fazowego do temperatury pokojowej

WSTĘP TEORETYCZNY

1. Technologia wtryskiwania i właściwości fizyczne tworzyw sztucznych

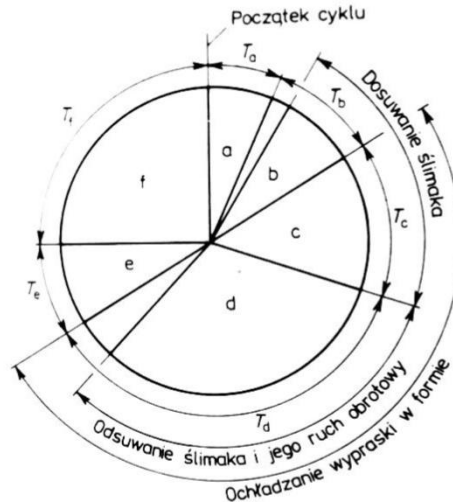
1.1. Technologia wtryskiwania tworzyw sztucznych

Wtryskiwanie tworzyw sztucznych jest jedną z najpopularniejszych metod przetwórstwa materiałów polimerowych. Cechuje się wysoką jakością powierzchni oraz powtarzalnością cech geometrycznych i właściwości mechanicznych produkowanych wyrobów.

Wtryskiwanie jest procesem polegającym na cyklicznym uplastycznianiu tworzywa przy użyciu układu uplastyczniającego i wprowadzaniu go do gniazda formującego pod ciśnieniem, które po zestaleniu jest usuwane z formy. Proces realizowany jest przy użyciu urządzeń zwanych wtryskarkami, które zbudowane są z trzech układów: narzędziowego (forma wtryskowa), uplastyczniającego (układ ślimakowy lub tłokowy) oraz napędowego. Technologia wtryskiwania ma zastosowanie przede wszystkim do przetwórstwa tworzyw termoplastycznych (możliwe jest również wtryskiwanie żywic fenolowych oraz gumy)[1].

Cechą charakterystyczną procesu wtryskiwania jest jego cykliczność. Składa się on z następujących etapów (przybliżony przebieg poszczególnych etapów przedstawiono na Rys. 1):

- zamykanie – zamknięcie formy wtryskowej poprzez przysunięcie części ruchomej formy do części nieruchomej wraz z przyłożeniem siły zamykającej formę (siły zwarcia),
- wtrysk – wprowadzenie uplastycznionego tworzywa do formy poprzez przesunięcie ślimaka lub tłoka w kierunku formy, etap sterowany jest poprzez położenie oraz szybkość ruchu ślimaka
- docisk – uzupełnienie brakującej ilości tworzywa na skutek skurczu materiału podczas zestalania. Etap jest realizowany poprzez nieduże dosunięcie ślimaka lub tłoka, sterowany poprzez przyłożone ciśnienie (zwane dociskiem)
- uplastycznianie – odsunięcie ślimaka lub tłoka w celu pobrania tworzywa, a następnie jego uplastycznienie. W przypadku wtryskarek ślimakowych pobór tworzywa (najczęściej w postaci granulatu) odbywa się poprzez obrót ślimaka. Materiał ulega stopieniu na skutek ogrzewania tworzywa w układzie uplastyczniającym oraz ciepła generowanego w wyniku tarcia;
- otwieranie – otwieranie formy wraz z wypychaniem zestalonych wypraski,
- przerwa – w zależności od produkowanego wyrobu faza ta występuje w każdym cyklu (np. uzupełnianie zaprasek) lub okresowo, co określoną liczbę cykli[1].



Rys. 1 Diagram czasów trwania poszczególnych etapów cyklu wtryskiwania [1]; a – zamknięcie formy, b – wtrysnięcie tworzywa, c – docisk, d – uplastycznienie, e – otwieranie formy, f – przerwa

1.2. Właściwości reologiczne

Ze względu na właściwości reologiczne cieczy dzielone są na newtonowskie i nienewtonowskie. W przypadku cieczy newtonowskich lepkość dynamiczna η [$Pa \cdot s$] definiowana jest jako stosunek przyłożonego naprężenia stycznego τ [Pa] do szybkości ścinania (szybkości odkształcenia pod wpływem siły stycznej do powierzchni) $\dot{\gamma} = \frac{dy}{dt}$ [s^{-1}]:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (1)$$

Wielkość ta jest miarą intensywności dyssypacji energii niezbędnej do utrzymywania nieodwracalnego odkształcenia płynu. Na wykresie $\tau(\dot{\gamma})$ nazywanym krzywą płynięcia zależność dla płynów newtonowskich jest linią prostą, której kąt nachylenia prostej α jest związany zależnością:

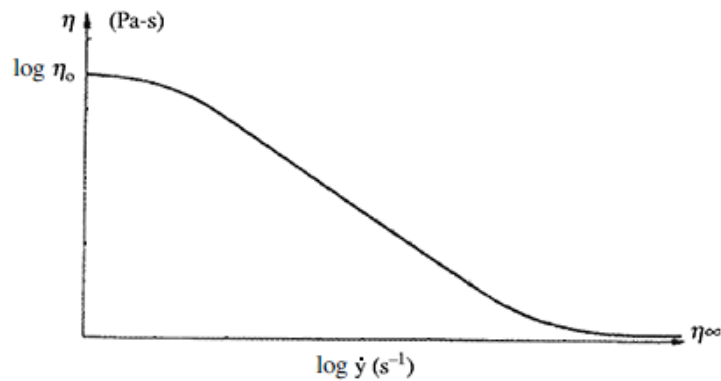
$$tga = \eta \quad (2)$$

Większość polimerów termoplastycznych w stanie stopionym jest cieczami nienewtonowskimi rozrzedzanymi ścinaniem, tj. ich lepkość η maleje wraz ze zwiększaniem szybkości ścinania $\dot{\gamma}$ [s^{-1}].

Dla małych szybkości ścinania lepkość pozostaje niezmienna i przyjmuje wartość η_0 . Powyżej pewnej wartości szybkości ścinania $\dot{\gamma}$ następuje spadek lepkości η (zakres przepływu nienewtonowskiego), aż do pewnej wartości minimalnej $\eta_\infty = \lim_{\dot{\gamma} \rightarrow \infty} \eta$ [2], co przedstawia Rys. 2.

Tego typu zachowanie tłumaczy się poprzez porządkowanie cząsteczek podczas przepływu. Dla małych szybkości ścinania siły oddziałujące na długie cząsteczki nie powodują zmian w ich konformacji. Wraz ze zwiększeniem $\dot{\gamma}$ zwiększają się również siły oddziaływań powodując uporządkowanie długich łańcuchów polimerów, które zmniejszają opory przepływu i tym samym lepkość. Przy bardzo dużych szybkościach ścinania w materiale uzyskuje się równoległe do kierunku przepływu uporządkowanie makrocząsteczek i lepkość będzie dążyła do stałej

wartości η_∞ (teoretycznie, gdyż w przypadku związków wielkocząsteczkowych osiągnięcie tej wielkości jest bardzo trudne lub niemożliwe ze względu na degradację łańcuchów polimeru).



Rys. 2 Zależność lepkości η od szybkości ścinania $\dot{\gamma}$ w układzie log-log dla polimerów

Do opisu lepkości polimerów stosuje się model Birda-Carreau-Yasudy (nazywany również modelem Carreau-Yasudy), wyrażony równaniem (3):

$$\frac{\eta - \eta_\infty}{\eta_0 - \eta_\infty} = [1 + (\lambda\dot{\gamma})^a]^{\frac{n-1}{a}} \quad (3)$$

gdzie η_0, η_∞ – zdefiniowane wcześniej, n – wskaźnik płynięcia, λ [s] – czas relaksacji, a – bezwymiarowy parametr, który w modelu Birda-Carreau wynosi 2, a został wprowadzony przez Yasudę. Wartość 2 bardzo dobrze opisuje zachowanie stopionych polimerów. We wspomnianym przypadku stosuje się zazwyczaj uproszczoną wersję, dla której $\eta_\infty = 0$. Podstawiając dodatkowo $a = 2$ równanie przybiera postać (4):

$$\eta = \eta_0 [1 + (\lambda\dot{\gamma})^2]^{\frac{n-1}{2}} \quad (4)$$

Proces wtryskiwania polimerów obejmuje przede wszystkim zakres małych oraz pośrednich wartości szybkości ścinania, dla którego ma zastosowanie tzw. model Crossa. Jest to model reologiczny stosowany w symulacjach numerycznych ze względu na obejmowanie zakresu szybkości ścinania obserwowanego podczas procesu wtryskiwania:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}} \quad (5)$$

gdzie: τ^* - krytyczne naprężenie ścinające, dla którego pojawia się efekt rozrzedzania ścinaniem, uzyskiwany na podstawie dopasowania krzywej [3–5].

W przypadku przepływu stopionych polimerów obok rozrzedzania ścinaniem – polimery wykazują tzw. właściwości lepkosprężyste, tj. wykazują częściowo sprężystość postaciową (naprężenia zależne od deformacji ciała na skutek działania sił zewnętrznych, jak w ciele stałym) oraz częściowo podatność kształtu (naprężenia są zależne od prędkości odkształcania, jak w cieczy). W przypadku modelowania przepływów w procesie wtryskiwania właściwości lepkosprężyste zazwyczaj nie są

uwzględniane, niemniej lepkość sprężystość odgrywa istotne znaczenie w kwestii powstawania tzw. naprężeń resztkowych, które ulegają „zamrożeniu” podczas schładzania stopu polimerowego i są źródłem zjawiska skurczu i w konsekwencji deformacji wyprasek.

W zależności od struktury polimeru w stanie stałym stosuje się różne równania określające wpływ temperatury na lepkość polimeru. Dla tworzyw bezpostaciowych wpływ temperatury na lepkość jest większy niż dla tworzyw częściowo krystalicznych – przykładem tworzyw, dla których lepkość silnie zależy od temperatury jest poliwęglan, poli(chlorek winylu) oraz poli(metakrylan metylu) [6]. Z kolei przykładem tworzyw mało wrażliwych na zmiany wartości temperatury są np. polietylen i polipropylen. Warto również zwrócić uwagę na zakresy temperatur – dla temperatury bliskich T_g wpływ jest większy i maleje wraz ze zwiększeniem temperatury.

Do opisu zależności lepkości stopionego polimeru od temperatury oraz ciśnienia znalazło zastosowanie WLF (Williams, Landel, Ferry):

$$\eta_0(T, p) = \begin{cases} D_1 e^{\frac{-A_1(T-T^*)}{A_2+(T-T^*)}}, & \text{jeżeli } T \geq T^* \\ \infty, & \text{jeżeli } T < T^* \end{cases} \quad (6)$$

$$A_2 = \bar{A}_2 + D_3 p \quad (7)$$

$$T^* = D_2 + D_3 p \quad (8)$$

gdzie: T^* [K] – temperatura zeszklenia lub przejścia fazowego, D_1 [Pa s] – lepkość zerowa przy zerowym ścinaniu i ciśnieniu atmosferycznym, D_2 [K] – temperatura przejścia fazowego przy ciśnieniu atmosferycznym, D_3 $\left[\frac{K}{Pa}\right]$ – współczynnik określający przesunięcie temperatury przejścia fazowego, A_1 i \bar{A}_2 – parametry modelu WLF [7].

Dla wartości ciśnienia mniejszych niż 35 MPa wpływ ciśnienia jest nieznaczny, co oznacza, iż do modelowania wszystkich procesów oprócz wtryskiwania wpływ ten można pominąć (tj. $D_3 = 0$). Współczynnik ten odgrywa istotne znaczenie w przypadku tworzyw o dużej lepkości, takich jak: poliwęglan (PC) lub poli(metakrylan metylu) (PMMA).

1.3. Właściwości termiczne

Polimery są izolatorami cieplnymi, gdyż cechują się bardzo niską przewodnością cieplną k rzędu $0,1 - 0,5 \frac{W}{m \cdot K}$. Ma to znaczące implikacje na procesy przetwórcze, gdyż niska przewodność cieplna utrudnia odbiór ciepła z wypraski/wytłoczyny podczas jej chłodzenia. Wielkość przewodności cieplnej nieznacznie zmienia się w funkcji temperatury polimeru [8].

Wartość ciepła właściwego polimerów waha się w granicach $1000 - 2000 \frac{J}{kg \cdot K}$ w temperaturze pokojowej. Wraz ze wzrostem temperatury ciepło właściwe rośnie od kilkunastu do kilkudziesięciu procent [9]. W przypadku polimerów semikrystalicznych gdy zostanie osiągnięta temperatura bliska temperaturze topnienia następuje drastyczny wzrost ciepła właściwego, gdyż należy dostarczyć dodatkową energię do układu, aby stopić utworzoną strukturę krystaliczną materiału (tym samym formowanie się struktury krystalicznej materiału podczas

chłodzenia jest procesem egzotermicznym). Powyżej temperatury topnienia ciepło właściwe waha się w granicach $2500 - 3000 \frac{J}{kg \cdot K}$, czyli wartości 2-3 krotnie większych niż dla polimeru w stanie stałym.

Do oceny czasu potrzebnego do osiągnięcia temperatury wyformowania przez polimer t_F (temperatury, po osiągnięciu której wypraska jest usuwana z formy wtryskowej) wykorzystuje się uogólniony wzór (9), który został wyprowadzony poprzez rozwiązanie analityczne zagadnienia przewodzenia ciepła [10]:

$$t_F = \frac{c_0 h^2}{\alpha} \ln \left(c_1 \frac{T_{melt} - T_{mold}}{T_{ej} - T_{mold}} \right) \quad (9)$$

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p} \quad (10)$$

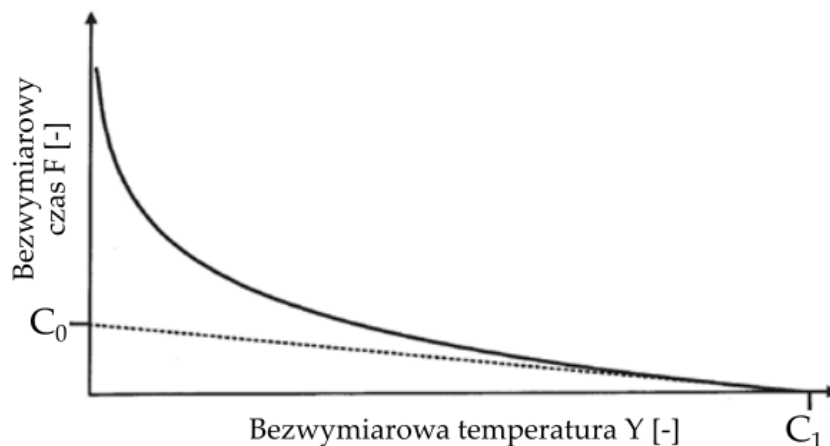
gdzie: $h [mm]$ – grubość wypraski, $\alpha [\frac{mm^2}{s}]$ – dyfuzyjność cieplna polimeru (zależna od przewodności cieplnej $k [\frac{W}{mm \cdot K}]$, gęstości $\rho [\frac{kg}{mm^3}]$ oraz ciepła właściwego $c_p [\frac{J}{kg \cdot K}]$), T_{melt} - temperatura stopu polimerowego, T_{mold} - temperatura formy wtryskowej (powierzchni gniazda formującego), T_{ej} - temperatura wyformowania, c_0, c_1 - stałe.

Wzór określa, po jakim czasie temperatura wyformowania T_{ej} zostanie osiągnięta w środku płaskiej wypraski lub kiedy średnia temperatura na przekroju będzie równa T_{ej} . Stałe c_0 oraz c_1 są wyznaczone poprzez przeprowadzenie następującego przekształcenia do parametrów bezwymiarowych F (czasu) oraz Y (temperatury) – zależność ta została przedstawiona na Rys. 3 Zależność bezwymiarowego czasu (potrzebnego do wyformowania wypraski) w funkcji bezwymiarowej temperatury dla zagadnienia chłodzenia wypraski [10]. przedstawiono poniżej:

$$F = c_0 \ln \left(\frac{c_1}{Y} \right) \quad (11)$$

$$F = \frac{t_c \alpha}{h^2} \quad (12)$$

$$Y = \frac{T_{ej} - T_{mold}}{T_{melt} - T_{mold}} \quad (13)$$




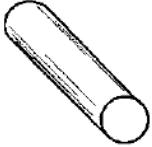
Rys. 3 Zależność bezwymiarowego czasu (potrzebnego do wyformowania wypraski) w funkcji bezwymiarowej temperatury dla zagadnienia chłodzenia wypraski[10].

W pracy [10] została zaprezentowana analiza literaturowa wraz z zestawieniem wartości współczynników c_0 oraz c_1 , które przedstawiono w Tab. 1. W literaturze najczęściej spotykanym zestawem współczynników jest zestaw nr 3 i ten zestaw zostanie wykorzystany w dalszej części pracy. Zależnie od warunków brzegowych można uzyskać współczynniki dla wypraski płaskiej i o przekroju kołowym (Tab. 2) [10,11].

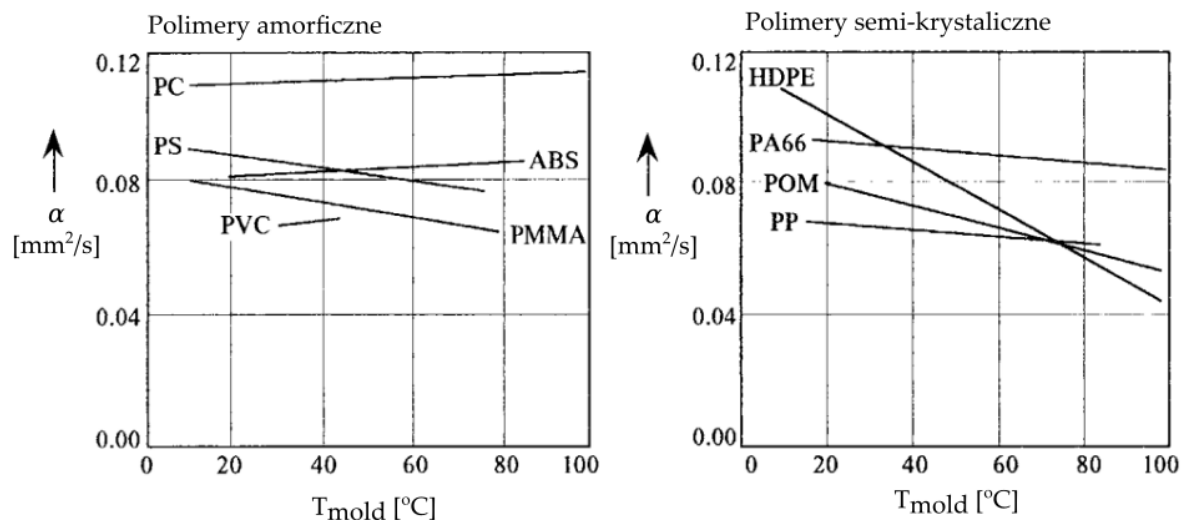
Tab. 1 Zestawienie współczynników c_0 oraz c_1 zaproponowanych w literaturze [10]

c_0	c_1
$\frac{1}{2\pi}$	$\frac{4}{\pi}$
$\frac{1}{2\pi}$	$\frac{4}{\pi}$
$\frac{1}{\pi^2}$	$\frac{4}{\pi}$
$\frac{1}{\pi^2}$	$\frac{8}{\pi}$
$\frac{1,35}{\pi^2}$	$\frac{8}{\pi^2}$
$\frac{1,35}{\pi^2}$	$\frac{2\sqrt{2}}{\pi}$
$\frac{1,35}{\pi^2}$	$\frac{8}{\pi}$
$\frac{2\pi}{4}$	$\frac{\pi^2}{8}$
$\frac{4}{\pi^2}$	$\frac{8}{\pi^2}$
0,1	0,81

Tab. 2 Równania czasu chłodzenia (wyformowania wypraski) przy założeniu określonej temperatury wewnątrz wypraski oraz średniej temperatury wypraski, dla wyprasek płaskich oraz cylindrycznych [11]

Płyta o grubości h 	Linia środkowa osiąga T_{ej}	$t_c = \frac{h^2}{\alpha\pi^2} \ln\left(\frac{4 T_{melt} - T_{mold}}{\pi T_{ej} - T_{mold}}\right)$
	Średnia temperatura wynosi T_{ej}	$t_c = \frac{h^2}{\alpha\pi^2} \ln\left(\frac{8 T_{melt} - T_{mold}}{\pi T_{ej} - T_{mold}}\right)$
Pręt o promieniu R 	Linia środkowa osiąga T_{ej}	$t_c = 0.173 \frac{R^2}{\alpha} \ln\left(1.6023 \frac{T_{melt} - T_{mold}}{T_{ej} - T_{mold}}\right)$
	Średnia temperatura wynosi T_{ej}	$t_c = 0.173 \frac{R^2}{\alpha} \ln\left(0.6916 \frac{T_{melt} - T_{mold}}{T_{ej} - T_{mold}}\right)$

W rozwiązaniu równania (9) największym problemem jest znalezienie wartości współczynnika dyfuzyjności cieplnej α dla danego materiału, gdyż zależy on od trzech właściwości materiału. W praktyce stosuje się przybliżenia korzystając z baz danych materiałowych w celu znalezienia informacji nt. gęstości ρ , przewodności cieplnej k oraz ciepła właściwego materiału c_p , niemniej może być to obarczone sporym błędem, gdyż parametry te zmieniają się w funkcji temperatury polimeru. W literaturze można spotkać wykresy zależności α od temperatury powierzchni formy T_{mold} zarówno dla polimerów amorficznych, jak i semikrystalicznych[11]. W przypadku polimerów semikrystalicznych zmienność $\alpha(T_{mold})$ potrafi być większa, aniżeli w przypadku polimerów amorficznych (dla HPDE oraz POM), gdzie zmiany są na tyle duże, że mogą istotnie wpłynąć na czas chłodzenia wyznaczany przy użyciu tej metody. Co ciekawe, w przypadku polimerów amorficznych występują przypadki, w których dyfuzyjność rośnie, zamiast maleć (dla tych polimerów czas chłodzenia będzie w rzeczywistości nieco mniejszy niż wynikałoby ze wzoru przy założeniu stałej wartości α).



Rys. 4 Wielkość dyfuzyjności cieplnej dla polimerów amorficznych (z lewej) i semikrystalicznych (z prawej) w zależności od temperatury powierzchni gniazda formy wtryskowej [11]

1.4. Objętość polimerów – współczynnik rozszerzalności termicznej CTE oraz zależność PVT

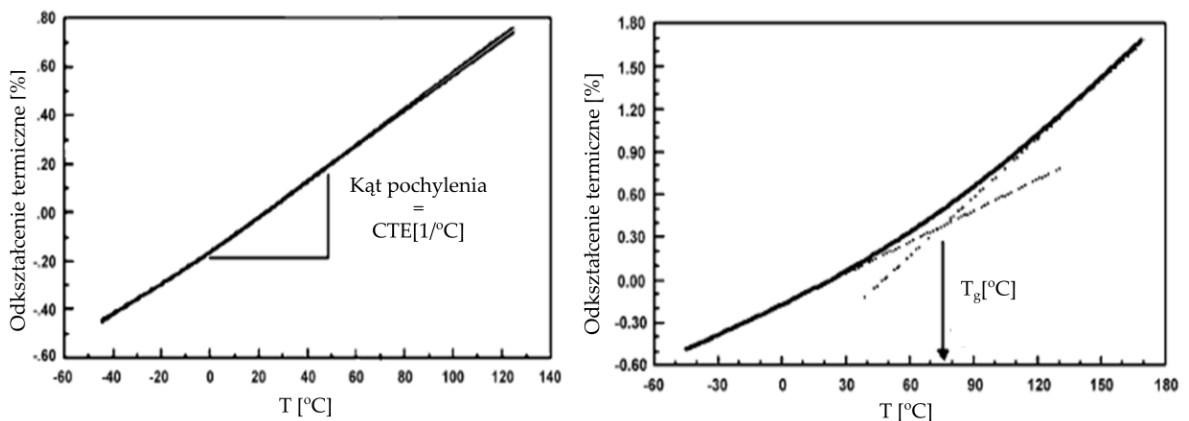
Objętość polimerów silnie zależy od warunków w jakich były one przetwarzane oraz od ich budowy. Do jej opisu stosuje się diagram zależności między ciśnieniem - objętością właściwą oraz temperaturą (PVT). Żeby lepiej zrozumieć przebieg zależności PVT należy zacząć od omówienia koncepcji rozszerzalności termicznej oraz kontrakcji (skracania).

1.4.1. Współczynnik rozszerzalności termicznej CTE

Producenci tworzyw sztucznych dostarczają informacje nt. rozszerzalności termicznej tworzywa opisując materiał z wykorzystaniem współczynnika liniowej rozszerzalności termicznej CTE[1/°C]. W momencie gdy materiał jest podgrzewany, dostarczona energia cieplna powoduje, że ruchliwość makrocząsteczek wzrasta

i zajmują one większą przestrzeń. Przykładowa zależność dla polimeru amorficznego (poliwęglan) zależność między odkształceniem termicznym a temperaturą tworzywa przedstawiono na Rys. 5a. Kątem nachylenia wspomnianej krzywej jest współczynnik liniowej rozszerzalności termicznej CTE. Pomiar przedstawiony na rysunku został przeprowadzony zgodnie z normą ASTM E831[12]. Co istotne, na Rys. 5a są widoczne dwie nachodzące na siebie krzywe - jedna określa zależność w kierunku płynięcia tworzywa, a druga w poprzek. W rozważanym przypadku można założyć, że dla nienapełnionego polimeru amorficznego CTE jest niezależny od kierunku.

Ze względu na ograniczenia eksperymentalne, CTE jest wyznaczany jedynie dla tworzyw w fazie stałej. Tworzywa semikrystaliczne wykazują inną odpowiedź termiczną niż tworzywa amorficzne, co przedstawiono na Rys. 5b. Dla tworzyw semikrystalicznych wykorzystanie regresji liniowej dla małych i dużych temperatur daje proste o różnym nachyleniu co oznacza, że tworzywa semikrystaliczne mają różne wartości CTE w poszczególnych przedziałach. W miejscu przecięcia tych prostych można wyznaczyć temperaturę zeszklenia T_g , wokół której następuje stopniowa zmiana wartości CTE.

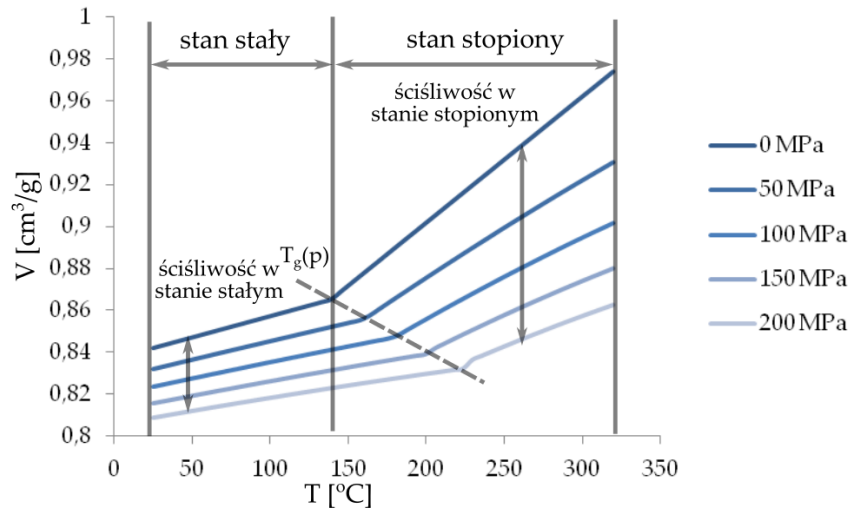


Rys. 5a-b Rozszerzalność termiczna nienapełnionego tworzywa amorficznego Lexan 121 (z lewej) oraz nienapełnionego tworzywa semikrystalicznego Noryl GTX910 (z prawej) [12]

1.4.2. Zależność PVT

Rozszerzalność termiczna, zależność PVT i właściwości termiczne są charakterystyczne dla danego polimeru i są takie same dla każdej wypraski wykonanej z tego samego polimeru.

Diagram PVT dla polimeru amorficznego przedstawiono na Rys. 6. Wykres ten daje podobną informację jak poprzedni wykres skurczu termicznego (zmianę długości lub objętości polimeru na skutek zmiany temperatury) z tą różnicą, że obejmuje szerszy zakres temperatury niż CTE i pokazuje zależność rozszerzalności polimeru od temperatury pokojowej do najwyższej temperatury, w której polimer będzie przetwarzalne.



Rys. 6 Zależność PVT dla poliwęglanu (Makrolon 2405) [13]

Dla zaprezentowanego polimeru temperatura zeszklenia T_g pokrywa się z temperaturą przejścia fazowego z fazy wymuszonej sprężystości do fazy wysokoelastycznej. Szybkość rozszerzania (zmiany objętości) w funkcji temperatury jest zdecydowanie mniejsza dla postaci stałej niż ciekłej. Podczas schładzania z fazy ciekłej polimer będzie zdecydowanie szybciej kurczyć się powyżej T_g , po czym szybkość kurczenia się będzie coraz mniejsza jak polimer osiągnie temperaturę większą od T_g . Druga istotna różnica między wykresami CTE i PVT polega na tym, że wykres PVT przedstawia zmianę objętości, podczas gdy CTE przedstawia zmianę liniową. W przypadku wykresu PVT objętość została znormalizowana tj. podzielona przez masę, dlatego też objętość w zależności PVT jest podawana jako „objętość właściwa”, dzięki czemu łatwiej można porównywać różne polimery.

Kolejną istotną cechą wykresu PVT jest przedstawienie ściśliwości polimeru wraz ze wzrostem ciśnienia. Na Rys. 6 jest przedstawiony wykres PVT w pełnym zakresie, typowy dla polimeru amorficznego. Wraz ze wzrostem ciśnienia zarówno w fazie ciekłej jak i stopionej zmniejsza się objętość właściwa – co oznacza, że wraz ze wzrostem ciśnienia maleje objętość polimeru. W fazie stopionej materiał jest zdecydowanie bardziej podatny na działanie ciśnienia niż w fazie stałej – różnica w zmianie objętości właściwej przy tej samej różnicy ciśnienia jest większa dla fazy ciekłej niż dla fazy stałej.

1.4.3. Model opisu objętości polimeru

Do opisu relacji PVT wykorzystuje się dwudomenowy model Taita (dwudomenowy, ponieważ opisuje zachowanie polimeru w fazie stałej i stopionej), który jest wykorzystywany w większości programów CAE do symulacji procesu wtryskiwania [12,14,15].

$$V(T, p) = V_0(T) \left[1 - C \ln \left(1 + \frac{p}{B(T)} \right) \right] + V_t(T, p) \quad (14)$$

gdzie, $V(T, p)$ – objętość właściwa przy ustalonej temperaturze T i ciśnieniu p , $V_0(T)$ – objętość przy danej temperaturze mierzone przy ciśnieniu atmosferycznym, C –

stała równa 0,0894, B – podatność na ciśnienie. Poniżej temperatury topnienia $T_t(p)$ obowiązuje następujący zestaw równań:

$$V_0(T, 0) = b_{1s} + b_{2s}(T - b_5) \quad (15)$$

$$B(T) = b_{3s}e^{[b_{4s}(T-b_5)]} \quad (16)$$

$$V_t(T, p) = b_7e^{[b_8(T-b_5)-b_9p]} \quad (17)$$

gdzie: $b_{1s} \left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg}}\right]$, $b_{2s} \left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg K}}\right]$, $b_{3s} [\text{Pa}]$, $b_{4s} \left[\frac{1}{\text{K}}\right]$, $b_5 [\text{K}]$, $b_7 \left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg}}\right]$, $b_8 \left[\frac{1}{\text{K}}\right]$, $b_9 \left[\frac{1}{\text{Pa}}\right]$ – współczynniki dopasowywane do zestawu danych pomiarowych. Warto zaznaczyć, iż współczynnik b_5 jest temperaturą topnienia dla ciśnienia atmosferycznego. Dla temperatury wyższej od temperatury topnienia $T_t(p)$ obowiązują równania (18-20):

$$V_0(T, 0) = b_{1m} + b_{2m}(T - b_5) \quad (18)$$

$$B(T) = b_{3m}e^{[b_{4m}(T-b_5)]} \quad (19)$$

$$V_t(T, p) = b_7e^{[b_8(T-b_5)-b_9p]} \quad (20)$$

gdzie: $b_{1m} \left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg}}\right]$, $b_{2m} \left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg K}}\right]$, $b_{3m} [\text{Pa}]$, $b_{4m} \left[\frac{1}{\text{K}}\right]$ – współczynniki dopasowywane do zestawu danych pomiarowych. Zmiany temperatury topnienia w funkcji ciśnienia opisuje równanie (21):

$$T_t(p) = b_5 + b_6p \quad (21)$$

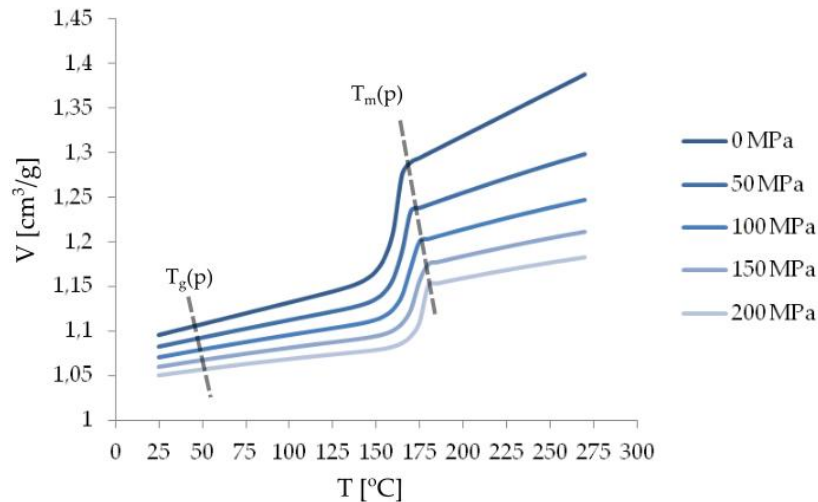
gdzie: $b_6 \left[\frac{\text{K}}{\text{Pa}}\right]$ – współczynnik dopasowywany do zestawu danych pomiarowych.

Wartość temperatury zeszklenia T_g jest zależna od ciśnienia (a w rzeczywistości również od szybkości chłodzenia), jak przedstawiono na Rys. 7. Jest to temperatura, powyżej której poziom energetyczny łańcuchów makrocząsteczek jest na tyle duży, że umożliwia łatwe przesuwanie się względem łańcuchów sąsiednich. W tej temperaturze łańcuchy mają wystarczającą ruchliwość, płynąć ażeby wystąpiło zjawisko płynięcia materiału pod wpływem przyłożonych sił w trakcie przetwórstwa (np. formowania próżniowego).

Kiedy ciśnienie rośnie, więcej energii termicznej jest konieczne, żeby był możliwy ruch łańcuchów polimerowych, stąd wraz ze wzrostem ciśnienia rośnie wartość T_g . Kiedy polimer jest schładzany w warunkach podwyższonego ciśnienia, to efekt ten jest na tyle istotny, że polimer będzie ulegał zestaleniu w wyższej temperaturze niż gdyby był schładzany w niższym ciśnieniu. Linia przedstawiająca wpływ ciśnienia p na T_g jest nazywana „linią zestalania” na wykresie PVT, gdyż wskazuje, przy jakiej temperaturze polimer będzie się zestalać podczas chłodzenia[13].

Wykres PVT wygląda inaczej dla polimerów semikrystalicznych, dla których występują dwa przejścia fazowe. Pierwsze z nich jest związane z temperaturą zeszklenia T_g i fazą amorficzną polimeru, a druga z temperaturą topnienia T_m , związaną z fazą krystaliczną polimeru. Na Rys. 7 przedstawiono zależność PVT dla polimeru semikrystalicznego – zakres objętości właściwej w funkcji ciśnienia jest zdecydowanie szerszy powyżej T_m .

Temperatura T_m również zmienia się w funkcji ciśnienia. Na Rys. 7 górna krzywa przedstawia zachowanie polimeru przy zerowym ciśnieniu, które w temperaturze 240°C pozostaje w stanie stopionym. Co istotne – wraz ze wzrostem ciśnienia dochodzi do przejścia przez linię zeskalania i występuje zjawisko rekrytalizacji. W obecności zewnętrznego ciśnienia polimer krystalizuje pomimo, że wg danych materiałowych dostarczanych przez producentów tworzyw sztucznych powinno być w stanie stopionym (ulega zeskalaniu szybciej, niż wynikałoby to z kart katalogowych, ponieważ w trakcie procesu wtryskiwania panują duże wartości ciśnienia).



Rys. 7 Zależność PVT dla tworzywa semikrystalicznego (Moplen HP500N) w szerokim zakresie ciśnień z zaznaczoną temperaturą zeskalenia $T_g(p)$ oraz temperaturą topnienia $T_m(p)$ [13]

Ograniczeniem narzędzi służących do badania zależności PVT jest szybkość nagrzewania i chłodzenia próbki – prędkości schładzania podczas procesu wtryskiwania są zdecydowanie większe niż w przypadku metod pomiarowych [12,16]. Na dokładność wyników symulacji będzie miał też sposób pomiaru zależności PVT [17,18]. Zdecydowanie bardziej dokładne wyniki można uzyskać wyznaczając wspomnianą zależność przy wykorzystaniu pomiarów reologicznych on-line niż korzystając z dylatometru tłokowego (ang. *piston-die dilatometer*)[17].

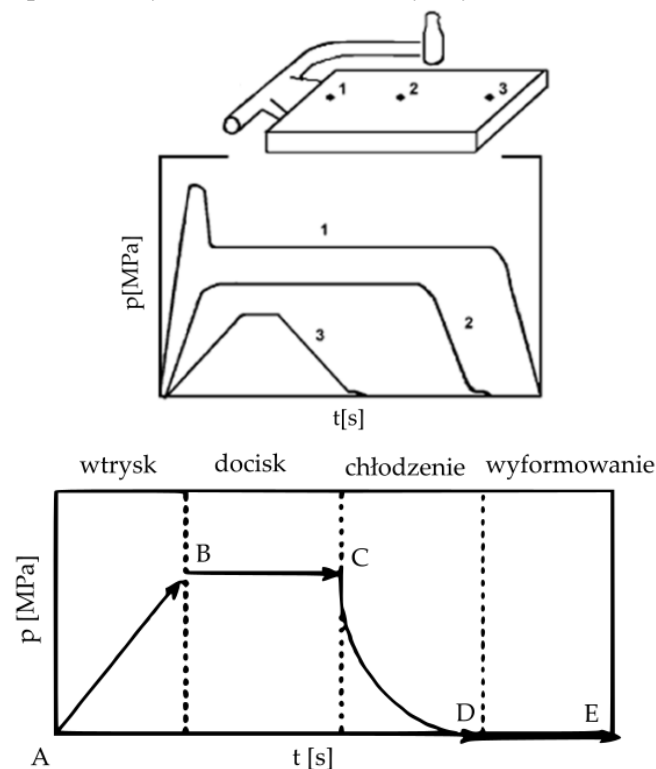
1.4.4. Zmiana objętości polimeru podczas procesu wtryskiwania

Podczas procesu wtryskiwania możliwy jest pomiar ciśnienia w gnieździe w poszczególnych miejscach formy wtryskowej. W zależności od położenia czujnika ciśnienia (blisko przewężki, w środku wypraski, na końcu wypraski) zostaną zarejestrowane różne krzywe ciśnienia w funkcji czasu, co schematycznie przedstawiono na Rys. 8a. Szczytowa wartość ciśnienia krzywej nr 1 jest związana ze wzrostem ciśnienia tuż przed przełączeniem fazy wtrysku w fazę docisku. Wartości ciśnienia panujące w gnieździe maleją w funkcji odległości od przewężki, co przedstawiono krzywymi nr 1, 2 i 3. Na Rys. 8b przedstawiono z kolei zmiany przebiegu ciśnienia w gnieździe w punkcie 2, tj. w środku wypraski, który można podzielić na 4 fazy: wypełnianie, docisk, chłodzenie oraz wyformowanie wypraski.

W pierwszej fazie następuje zwiększanie ciśnienia podczas wtrysku stopionego polimeru do formy wtryskowej. Ciśnienie zwiększa się równomiernie – od ciśnienia atmosferycznego do ciśnienia docisku. Od momentu wprowadzenia polimeru do formy następuje jego schładzanie

W drugiej fazie gdy w gnieździe jest utrzymywane stałe ciśnienie, polimer schładza się. Każdy ubytek objętości polimeru związanego ze skurczem wynikającym ze schładzania jest uzupełniany przez dodatkowy polimer wprowadzany do gniazda formy wtryskowej z układu uplastyczniania wtryskarki. Należy podkreślić, że podczas gdy całkowita objętość wypraski nie ulega zmianie, o tyle objętość właściwa zmniejsza się ze względu na spadek temperatury przy stałym ciśnieniu.

W fazie chłodzenia dochodzi do zamarznięcia przewężki przez którą ciśnienie było kierowane do gniazda formy wtryskowej – dalsze dostarczanie ciśnienia do wypraski jest niemożliwe. W tych warunkach zakłada się, że objętość wypraski jest stała, zarówno temperatura, jak i ciśnienie zmniejszają się w czasie.



Rys. 8a-b Pomiar ciśnienia p w różnych punktach w gnieździe podczas procesu wtryskiwania (z lewej), przebieg zmiany ciśnienia w gnieździe z podziałem na fazy procesu wtryskiwania (z prawej) [12]

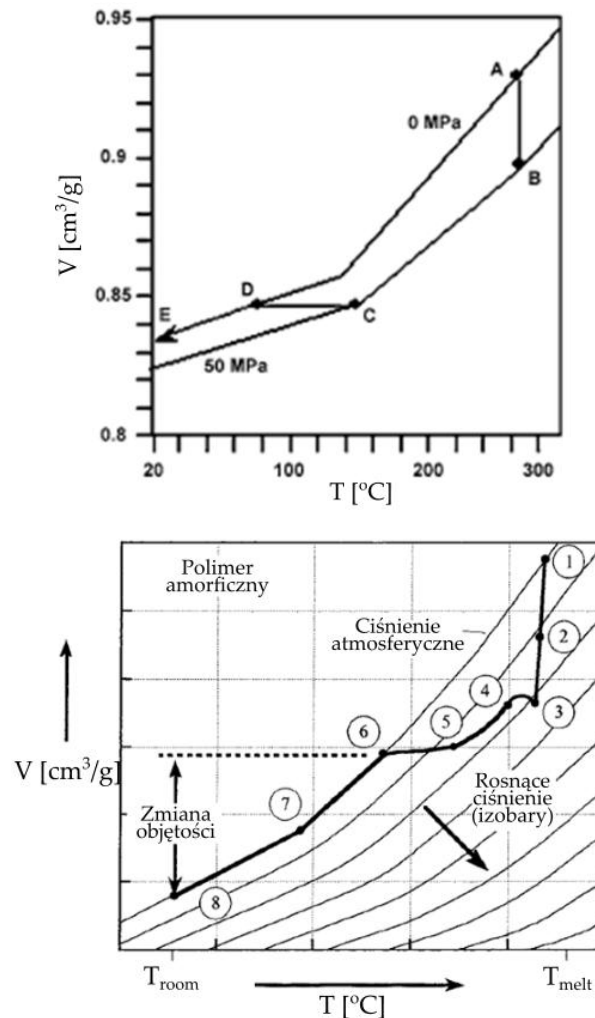
W ostatniej, czwartej fazie wypraska jest usuwana z formy, zmniejsza swoją temperaturę z temperatury wyformowania do temperatury pokojowej. Ze względu na swobodne chłodzenie następuje częściowy skurcz wypraski.

Na Rys. 9a przedstawiono modelowe zmiany objętości wypraski w poszczególnych fazach procesu wtryskiwania. Linia A-B przedstawia stałą temperaturę stopionego polimeru podczas wtryskiwania, podczas którego rośnie ciśnienie w gnieździe na skutek wprowadzania polimeru do gniazda. Linia B-C przedstawia skurcz polimeru podczas fazy docisku, kiedy następuje jego chłodzenie.

Gdy zostanie osiągnięta „linia zestalania” następuje dalsze chłodzenie i spadek ciśnienia (naprężeń) w wyprasce (linia C-D) przy zachowaniu stałej objętości wypraski związanej z wymuszonym chłodzeniem. Ostatnia linia D-E przedstawia chłodzenie i skurcz wypraski w warunkach ciśnienia atmosferycznego.

Należy zaznaczyć, że skurcz wypraski jest różnicą między objętością gniazda oraz objętością finalnej wypraski. Na wykresie PVT zmiana objętości jest związana ze swobodnym chłodzeniem. Innymi słowy rzeczywisty skurcz jest różnicą między punktami D oraz E.

Na Rys. 9b przedstawiono rzeczywiste zmiany objętości wypraski w trakcie procesu wtrysku. Rys. 9a-b różnią się tym, że na wykresie Rys. 9a przewężka zamarza po tym jak wypraska ulegnie zestalaniu, a na Rys. 9b przewężka zestala się szybciej niż wypraska, przez co zmiana objętości następuje zgodnie z krzywą najbardziej na lewo (ciśnienie atmosferyczne). Dodatkowo na wykresie zaznaczono zmianę objętości związaną z przełączeniem fazy wtrysku w fazę docisku (3-4), a także spadek ciśnienia na skutek chłodzenia i zestalania polimeru na ściankach gniazda (4-5).

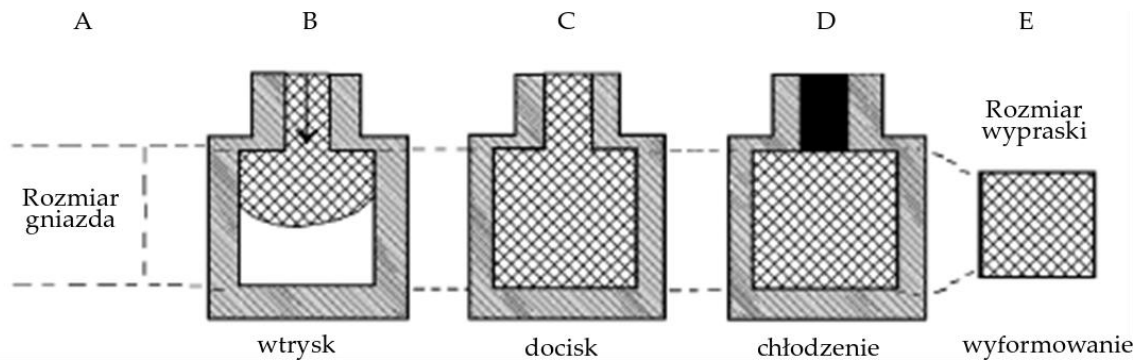


Rys. 9a-b Wykres zmiany objętości polimeru amorficznego w trakcie procesu wtryskiwania, wykres modelowy (z lewej) oraz rzeczywisty (z prawej)[11],[12]

Kiedy przewężka zestala się zbyt wcześnie, wypraska nie będzie wystarczająco „upakowana” (ang. under-packed) i skurcz będzie miał większą wartość (Rys. 9b).

Finalnie wypraska zaczyna kurczyć się już w formie wtryskowej tracąc częściowo kontakt z powierzchnią gniazda ze względu na niewystarczający docisk – konsekwencją tego stanu rzeczy jest wyformowanie wypraski w wyższej temperaturze niż oczekiwanej.

Pomiędzy fazami A i B stopiony polimer wypełnia formę na skutek rosnącego ciśnienia. Pomiędzy fazami B i C wypraska jest dociskana stałym ciśnieniem. Następnie kiedy polimer jest wystarczająco „upakowane” (na skutek obecnego w gnieździe ciśnienia docisku) została się przewężka i następuje faza chłodzenia. Chłodzenie w tej fazie następuje przy stałej objętości (D), kiedy to ciśnienie powoli się obniża wraz ze spadkiem temperatury. Podczas otwarcia gniazda wypraska ma możliwość swobodnego, nieograniczonego skurczu.

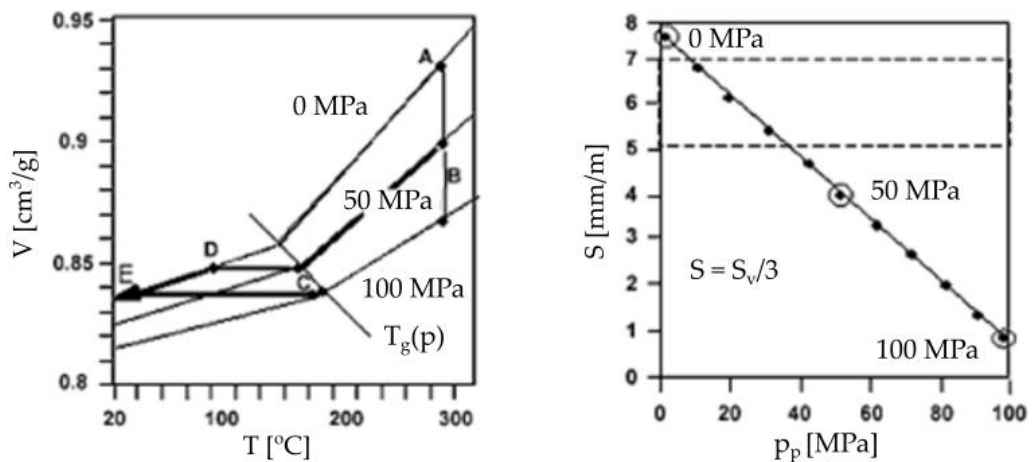


Rys. 10 Etapy procesu wtryskiwania w odniesieniu do wykresu PVT z Rys. 9a [12]

Wypraska kurczy się do uzyskania finalnych wymiarów podczas usunięcia z formy. Skurcz objętościowy S_v może zostać obliczony jako różnica objętości gniazda $V_{gniazdo}$ i objętości wypraski $V_{wypraska}$ podzielonej przez objętość gniazda:

$$S_v = \frac{V_{gniazdo} - V_{wypraska}}{V_{gniazdo}} \quad (22)$$

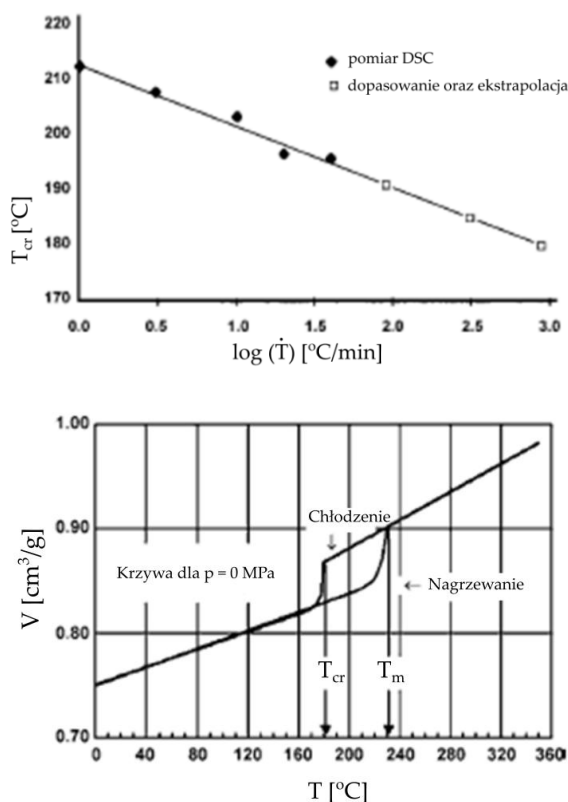
Dla przykładowego polimeru jego skurcz liniowy jest czterokrotnie większy przy ciśnieniu 50 MPa niż przy ciśnieniu 100 MPa (Rys. 11b). Na wykresie zaznaczono zakres skurczu liniowego w funkcji ciśnienia jest wskazany przez producenta polimeru – jest to wartość pokazująca zaledwie bardzo wąski zakres ciśnienia docisku, przy założeniu, że docisk jest realizowany przez cały czas zestawiania wypraski (Rys. 11a) [12].



Rys. 11a-b Wykres PVT z zaznaczonymi różnicami wielkości skurczu objętościowego (A-E) (z lewej) oraz wykres skurczu liniowego w funkcji ciśnienia docisku (z prawej) [12]

1.4.5. Czynniki wpływające na zależność PVT

Krystalizacja jest procesem zestalania występującym w polimerach semikrystalicznych. Poniżej temperatury T_m , ale powyżej temperatury T_g , chłodzenie polimeru powoduje formowanie się struktury krystalicznej. Polimer jest uznawany za zestalone kiedy jego temperatura jest mniejsza od temperatury krystalizacji (temperatury, w której rozpoczyna się krystalizacja polimeru). Szybkie chłodzenie powoduje, że krystalizacja nastąpi w mniejszej temperaturze. Szybkie chłodzenie nie jest możliwe do zbadania w układach do pomiaru PVT, niemniej pomiar ten jest możliwy przy użyciu skaningowej kalorymetrii różnicowej (DSC). Na Rys. 12a przedstawiono zależność między temperaturą krystalizacji a szybkością chłodzenia (w skali logarytmicznej). Ekstrapolacja informacji nt. wpływu szybkości chłodzenia na wykres PVT jest możliwa i została zaprezentowana na Rys. 12b. Jest to istotne zagadnienie, ponieważ pomiar PVT odbywa się podczas ogrzewania, a w procesie wtryskiwania następuje schładzanie wypraski, którego szybkość zależy od warunków procesu [12].



Rys. 12a-b Pomiar temperatury krystalizacji T_{cr} w funkcji szybkości chłodzenia \dot{T} (z lewej) oraz różnica między temperaturą zestalania T_c oraz temperaturą topnienia T_m dla szybkiego chłodzenia dla tworzywa sztucznego o nazwie handlowej Valox 310 ($500^\circ\text{C}/\text{min}$) (z prawej)

Stopień krystaliczności również wpływa na objętość właściwą schładzanego polimeru semikrystalicznego. Wraz ze zwiększeniem stopnia krystaliczności spada

objętość właściwa (struktura krystaliczna jest gęściej „upakowana” niż struktura bezpostaciowa). Żeby uzyskać wiarygodne dane materiałowe dla symulacji procesu wtryskiwania stosowne badania przeprowadza się na próbkach wtryskiwanych.

Różnica między T_m i T_{cr} jest znana jako przechłodzenie. Im większa szybkość chłodzenia, tym większa wartość przechłodzenia. Według literatury, wrażliwość T_{cr} od ciśnienia jest taka sama jak T_m , przez do przewidzenia kąta nachylenia $T_{cr}(p)$ wykorzystuje się kąt uzyskany w pomiarze $T_m(p)$ [12].

Dwudomenowy model Taita opisuje zależność objętości właściwej V od ciśnienia p i temperatury T . W teorii można ten model rozszerzyć o wpływ szybkości chłodzenia stopu polimerowego [19], poprzez uwzględnienie nieliniowej zmiany temperatury przejścia fazowego oraz zależności współczynników b_{1s}, b_{1m}, b_5 od szybkości chłodzenia. Innym aspektem jest uwzględnienie wpływu stopnia krystaliczności na objętość właściwą, która zależy od szybkości chłodzenia. Dodatkowo, dla polimerów amorficznych zastosowanie szybkiego chłodzenia powoduje obniżenie objętości właściwej polimeru, co wynika z przesunięcia temperatury zeszklenia w kierunku większych wartości temperatury [14,15,20], [21], [22].

W pracy [19] przeprowadzono badania sprzężone z analizą struktury wewnętrznej polipropylenu (polimer semikrystaliczny), gdzie wykazano, że bardzo szybkie chłodzenie (120 K/s) spowodowało znaczące wypłaszczenie zależności PVT na tyle, że kształtem zaczęła przypominać zależność dla polimeru amorficznego (brak zróżnicowania objętości właściwej powyżej T_m). Efekt ten może odgrywać istotną rolę podczas próby przewidzenia zachowania wyprasek o bardzo cienkich ściankach, gdzie taka szybkość chłodzenia występuje.

W badaniach przy dużych szybkościach chłodzenia i przy dużym ciśnieniu okazało się również, że wpływ ciśnienia na zależność PVT jest nieznaczący (inaczej niż przy wolnym chłodzeniu). Dodatkowo wpływ na zależność PVT ma szybkość krystalizacji, która z kolei zależy od szybkości chłodzenia oraz od szybkości ścinania (ang. *shear-induced crystallization*). Z drugiej strony podatność na wspomniane czynniki zmniejsza się wraz ze zwiększaniem się temperatury [16].

W innej pracy [23] przebadano wpływ kształtu zależności PVT dla polietylenu małej gęstości (LDPE) na wielkość deformacji, gdzie zmiana kształtu zależności była związana z szybkością chłodzenia. Według obliczeń zastosowanie szybkiego chłodzenia (zmniejszenie temperatury przejścia fazowego o ok. 20%) spowodowało wzrost deformacji o 37% [23].

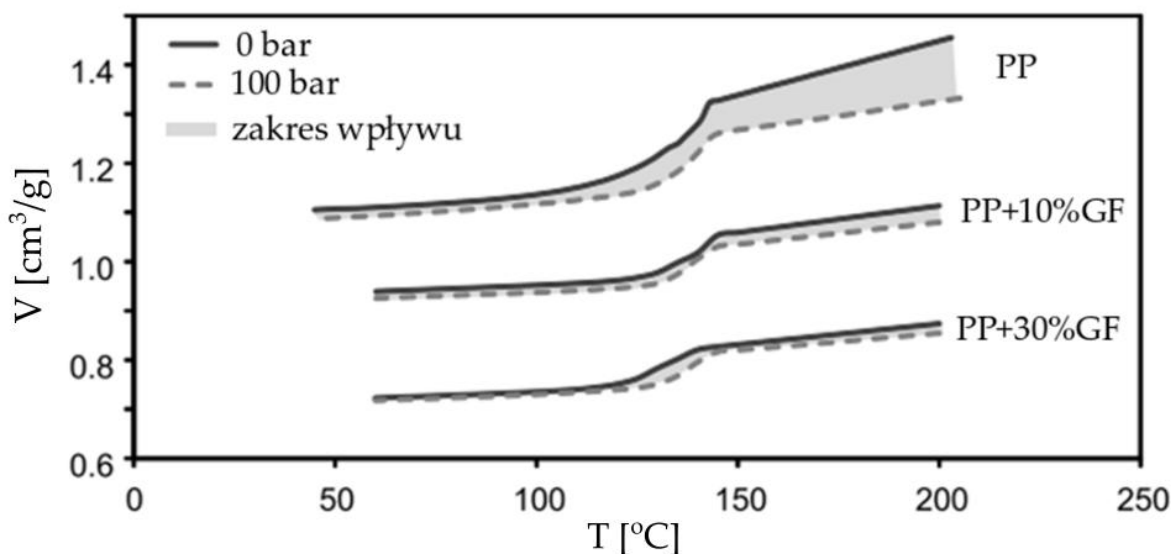
Uwzględnienie aspektu szybkości chłodzenia (oraz pozostałych aspektów związanych z temperaturą, ciśnieniem i krystalizacją) w symulacjach numerycznych jest w stanie poprawić dokładność wyników w symulacjach deformacji wyprasek. Ze względu na czasochłonność pozyskania odpowiednich danych materiałowych uwzględnienie wyżej wymienionych aspektów w symulacjach komputerowych procesu wtryskiwania nie jest stosowane [15]. Inną drogą (zdecydowanie prostszą) jest przeprowadzenie korekty rezultatów skurczu w oparciu o pomiary eksperymentalne, co przedstawiono w Rozdziale 3.2.

Na kształt wykresu PVT istotny wpływ mają napełniacze do tworzyw sztucznych. Na Rys. 13 przedstawiono wpływ dodatku włókna szklanego na objętość właściwą polipropylenu. Dodatek niewielkiej ilości włókna szklanego drastycznie ogranicza możliwość zmiany objętości właściwej materiału przy wykorzystaniu fazy

docisku

(szary

obszar)[24].



Rys. 13 Porównanie zależności PVT dla polipropylenu z różną zawartością włókna szklanego [24]

2. Skurcz i deformacje wyprasek – wprowadzenie

Skurcz oraz deformacje nie są właściwościami materiału poddanego przetwórstwu – są właściwościami zależnymi od historii przetwórstwa (sposobu, w jaki polimer został przetworzony w wypraskę). Skurcz i deformacje będą zależeć od właściwości materiału (m.in. PVT, właściwości termicznych), geometrii wypraski oraz geometrii formy wtryskowej (m.in. grubość ścianki, lokalizacja punktu wtrysku, utwierdzenie w formie, itd.) oraz parametrów procesu (m.in. temperatura, ciśnienie, prędkości przepływu). Ze względu na złożoność zagadnienia, niezbędne jest zrozumienie wpływu poszczególnych zmiennych na wielkość skurczu oraz wielkość i kierunek deformacji [12]

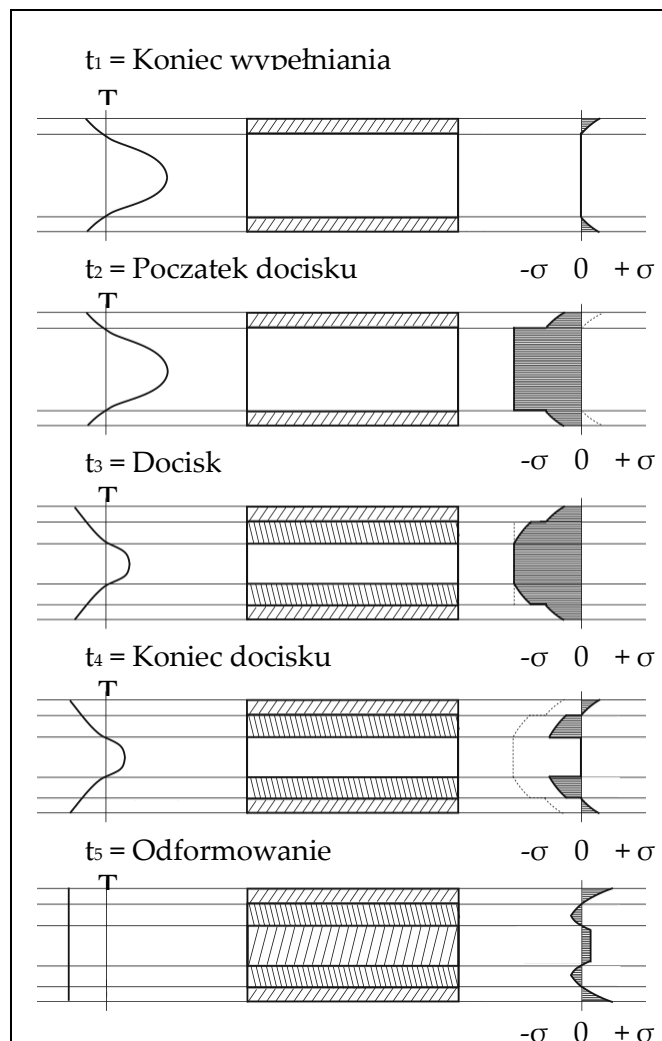
2.1. Naprężenia resztkowe w materiale

Analizując zmiany objętości materiału polimerowego z perspektywy naprężeń zasadniczo wyróżnia się naprężenia resztkowe indukowane płynięciem, ciśnieniem oraz naprężenia termiczne (te pierwsze są zazwyczaj pomijane, gdyż mają wartości o rząd wielkości niższe niż kolejne). Powstawanie termicznych naprężeń resztkowych wraz z zamrażaniem kolejnych warstw polimeru można podzielić na 5 etapów, które zostały przedstawione na Rys. 14:

- $t = t_0$ – w całej objętości występuje równomierna temperatura oraz brak naprężeń,
- $t = t_1$ – została się wierzchnia warstwa wypraski przy zerowym ciśnieniu, której objętość jest mniejsza od objętości polimeru w stanie ciekłym. Ze względu na warunek braku poślizgu (polimer przylega do ścianek) na skutek kurczenia się występuje naprężenie rozciągające o niewielkiej wartości,

- $t = t_2$ – przyłożone zostaje ciśnienie docisku p_h powodujące powstanie naprężeń ściskających. W stopionym polimerze są one równe $\sigma = -p_h$, a w zestalonej warstwie wierzchniej (ang. *frozen layer*) naprężenia zmniejszają się o wartość $\Delta\sigma = \nu p_h / (1 - \nu)$, gdzie ν to liczba Poissona.
- $t = t_3$ – ciśnienie docisku jest stałe, pewna warstwa polimeru ulega zestaleniu, jej skurcz jest ograniczony przez panujące w gnieździe ciśnienie, naprężenia ściskające maleją
- $t = t_4$ – faza docisku ulega zakończeniu, ciśnienie docisku jest równe 0, wartość naprężeń zmienia się o $\Delta\sigma$.
- $t = t_5$ – wypraska jest usunięta z formy, dalsze chłodzenie powoduje powstanie naprężeń rozciągających w rdzeniu, które równoważą naprężenia ściskające. Przy braku ograniczeń w postaci formy wtryskowej proces przebiega jak przy swobodnym chłodzeniu [25–27].

W trakcie ostatniej fazy następuje powstawanie naprężeń rozciągających, które mają zrównoważyć naprężenia ściskające. Obecne w materiale naprężenia ściskające są przyczyną skurczu polimeru. Ze względu na przewagę naprężeń ściskających należy uwzględnić w rozważaniach możliwość wystąpienia zjawiska zwanego wybočeniem w przypadku wyprasek o niewielkiej grubości [28].



Rys. 14 Proces powstawania termicznych naprężeń resztkowych indukowanych termicznie [25,26,28]

W trakcie powstawania naprężeń resztkowych ulegają one relaksacji zgodnie z prostym prawem relaksacji (prawo pierwszego rzędu tj. gdzie szybkość zmiany danego parametru jest proporcjonalna do wielkości tego parametru):

$$\frac{dp}{dt} = \frac{p}{\lambda} \quad (23)$$

$$P(t) = P_0 \exp\left(-\frac{t}{\lambda}\right) \quad (24)$$

gdzie: p [MPa] – ciśnienie (wymiar naprężeń), λ [s] - czas relaksacji. Jeżeli $t \geq \tau$ to relaksacja jest znacząca, jeżeli $t < \tau$, to relaksacja praktycznie nie następuje. Czas relaksacji jest zależny od temperatury, jest on opisany wykładniczą funkcją temperatury:

$$\lambda = \lambda_0 \exp\left(\frac{E_{ac}}{R_g T}\right) \quad (25)$$

gdzie: λ_0 [s] - czas relaksacji (odniesienia), E_{ac} [$\frac{J}{mol}$] - energia aktywacji, R_g [$\frac{J}{mol K}$] - stała gazowa, T [K] – temperatura. Stosunek czasu relaksacji λ do czasu obserwacji t jest nazywany liczbą Debory D_e (jest równa zero dla płynów doskonałych i nieskończona dla ciał stałych).

W praktyce relaksacja naprężeń nie jest procesem pierwszego rzędu. W tej sytuacji:

$$\frac{p(t)}{P_0} = f(t) \quad (26)$$

gdzie: $f(t)$ jest aproksymowana przez sumę:

$$f(t) = \sum G_i \exp\left(-\frac{t}{\lambda_i}\right) \quad (27)$$

w której kombinacja G_i, λ_i jest nazywana widmem czasu relaksacji [29].

2.2. Metody badań naprężeń resztkowych w materiale

Pomiary naprężeń resztkowych wykonuje się zgodnie z normą ASTM E837-08. W tym celu wykorzystuje się małe specjalnie przygotowane wiertło o średnicy 1,6 mm, które stopniowo wwierca się w wypraskę. Specjalny kształt wiertła pozwala się wwiercać bez wprowadzania dodatkowych naprężeń do próbki. Wwiercanie jest realizowane co 0,1 mm. Po każdym wwierceniu relaksujące się naprężenia skutkują zmianą średnicy powstałego otworu. Korzystając z tej zmiany za pomocą tensometru jest możliwe wyznaczenie wielkości naprężeń resztkowych [24].

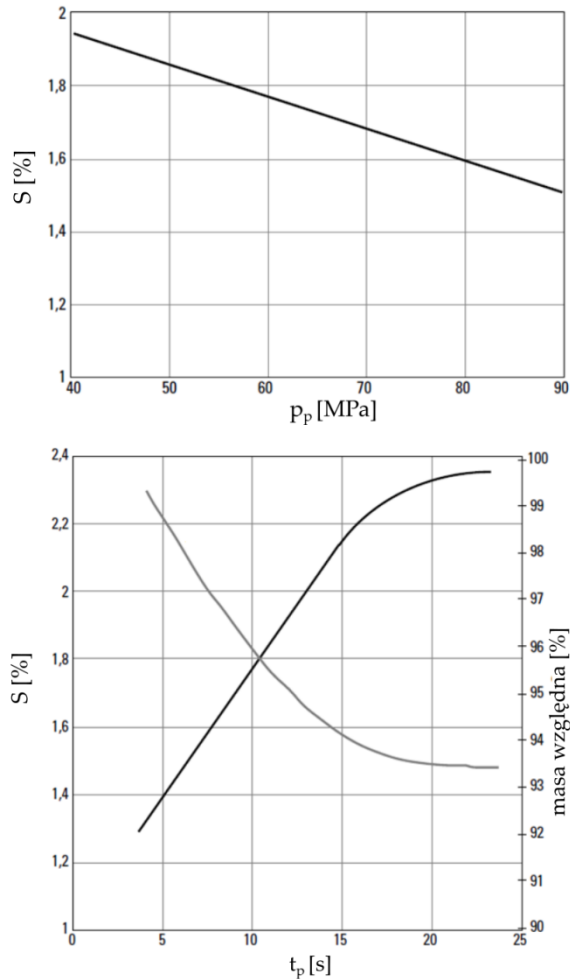
Inną metodą jest wykorzystanie pomiarów elastooptycznych (dla materiałów przezroczystych) z tym, że do analizy wartości resztkowych niezbędne jest wykorzystanie zaawansowanego oprogramowania [30].

2.3. Skurcz wyprasek

Jak przedstawiono w Rozdziale 1.4 polimery ze względu na strukturę wewnętrzną mają one tendencję do zmiany objętości podczas przechodzenia ze stanu stopionego do stanu stałego. Sytuację komplikuje fakt, że proces zestalania ten silnie zależy od warunków procesu przetwórczego, takich jak temperatura i ciśnienie panujące w gnieździe podczas zestalania. Ponieważ wynikowy skurcz jest zależny od przebiegu procesu zestalania, to należy uwzględnić tutaj zmiany temperatury polimeru (profil temperatury) oraz ciśnienia panującego w gnieździe formy wtryskowej (profil ciśnienia / profil docisku) w funkcji czasu.

Wg literatury zależność między skurczem liniowym a dociskiem jest liniowa (Rys. 15a) – podobnie jest w przypadku skurczu liniowego i czasu docisku, z tą różnicą, że dla bardzo długiego czasu docisku osiągnięta jest pewna wartość minimalna (Rys. 15b) [24,31–33]. Jest to cenna informacja, gdyż znając zakresy skurczu liniowego dla zadanej grubości wypraski w funkcji czasu i ciśnienia docisku można określić, jaką kompensację gniazda należy dobrać w przypadku w płaskich elementów i niektórych wymiarów liniowych. Niestety jednak nie ma ona zastosowania dla nieco bardziej skomplikowanych wyrobów, np. w otwartych, prostokątnych opakowaniach. O ile zmianę wymiarów wieczka można przewidzieć znając zachowanie polimeru w funkcji profilu docisku, o tyle zapadanie się ścianek bocznych do wewnątrz pudełka jest niemożliwe do przewidzenia tą metodą.

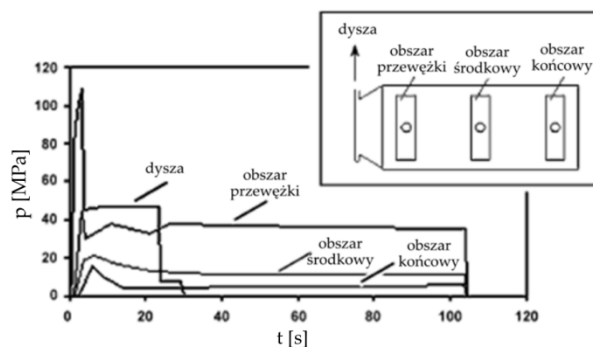
W praktyce przemysłowej podaje się, że prawidłowy czas docisku jest osiągnięty, kiedy wypraska osiągnie maksymalną masę - w tej sytuacji oczywiście nastąpi minimalny skurcz wypraski. Kwestia ta jest zależna od średnicy (przekroju) oraz kształtu przewężki. Geometria przewężki wpływa na maksymalną długość fazy docisku – w przypadku, gdy jej średnica jest zbyt mała może dojść do sytuacji, w której wypraska będzie się schładzać bez ciśnienia docisku. W takiej sytuacji wykres będzie przybierał jak na Rys. 15b, ale uzyskanie stałej wartości skurczu nastąpi szybciej.



Rys. 15a-b Zależność między ciśnieniem docisku p_p (z lewej) oraz czasem docisku t_p (z prawej), a wielkością skurczu liniowego S dla tworzywa Zytel 101L (wypraska o grubości 3 mm, temperatura powierzchni gniazda 70°C) [31]

Wspomniane zjawisko nie występuje w przypadku form wtryskowych z układami gorącokanałowymi, gdzie docisk może być realizowany aż do zestalenia otoczenia przewężki (przy wypraskach o równomiernej grubości - praktycznie aż do zestalenia wypraski).

Na Rys. 16a przedstawiono pomiar ciśnienia w różnych punktach gniazda formującego płaskiej płytki. Na przedstawionym rysunku nie widać znaczącego obniżenia ciśnienia w gnieździe formy wtryskowej pomimo, że czas docisku jest relatywnie krótki, co ma związek z obecnością ciśnienia szczątkowego w materiale (ang. *pressure at freeze*). Na podstawie uzyskanych pomiarów przygotowano Rys. 16b pokazujący zmianę skurczu w funkcji docisku dla poszczególnych miejsc pomiarowych. Jak widać, najmniejszy skurcz obserwowany jest w przypadku obszaru położonego blisko przewężki, gdzie występowało (lub gdzie zmierzono) największe ciśnienie.



Rys. 16a-b Pomiar ciśnienia w różnych miejscach w gnieździe w trakcie procesu wtryskiwania (z lewej)(z prawej) [12]

Z tego badania wynika również, że nie istnieje jedna wartość skurczu powiązana z materiałem polimerowym. Parametry procesu wpływają na wartość skurczu, który potrafi się istotnie różnić nawet w przypadku prostej płytki. Bazując na złożoności zmiennego ciśnienia w objętości wypraski podczas formowania wtryskowego, najbardziej precyzyjne obliczenia są możliwe do uzyskania za pomocą symulacji komputerowych uwzględniających wypełnianie gniazda, docisk oraz chłodzenie wypraski.

2.4. Metody badań skurczu wyprasek

Pomiar skurczu polimeru należy przeprowadzić wg normy EN ISO 294-3, 294-4 lub ASTM D955-00[12], [32]. Wymiary gniazda do pomiaru skurczu równoległego do kierunku przepływu wg normy ASTM D955-00 powinny zwyczajowo mieć 12,7 mm na 127 mm (1/2 x 5") o grubości 3,2 mm (1/8") (w przypadku normy europejskiej płytka pomiarowa ma wymiary 60 x 60 mm oraz grubość 2 mm wg standardu D2 ISO[34]). Przewężka powinna być zlokalizowana na jednym z końców o szerokości 6,4 mm (1/4") i grubości 3,2 mm (1/8") [12]. Jeżeli geometria się w jakiś sposób różni – musi to zostać opisane w badaniu. Jeżeli pomiar skurczu ma wystąpić w kierunku prostym i równoległym – wykorzystuje się wypraskę o średnicy 102 mm (4"), wtryskiwaną z boku przez przewężkę o szerokości 12,7 mm (1/2") i grubości 3,2 mm (1/8"). Badania skurczu wyprasek wymagają przynajmniej 5 wyprasek wyprodukowanych przy założonych parametrach procesu ustalonych zgodnie z dostawcą tworzywa sztucznego i odbiorcą końcowym. W przypadku braku parametrów procesu należy wykorzystać normę ASTM D955-00. Z kolei norma ASTM D1897 powinna zostać wykorzystana jako wskazania dla przeprowadzenia procesu wtryskiwania. Objętość wspomnianej wypraski powinna stanowić 50-75% objętości wtrysku wykorzystywanej wtryskarki. Zbyt duża objętość wtrysku będzie skutkowała wpływem historii cieplnej na wyniki – co ma kluczowe znaczenie dla tworzyw sztucznych o niższej stabilności termicznej. Z kolei korzystając z wtryskarki o zbyt małej objętości nie będzie możliwe wyprodukowanie wyprasek o stabilnych właściwościach. Pomiary skurczu wyprasek powinny być wykonywane z dokładnością 0,02 mm (0,01") poprzez zmierzenie wymiarów wypraski oraz gniazda. Pomiar skurczu powinien się odbyć możliwie najszybciej po osiągnięciu przez wypraskę temperatury pokojowej oraz po 48 godzinach od wyformowania. Wynik pomiaru przynajmniej 5 próbek powinien zostać uśredniony i podany

w jednostkach cal/cal lub mm/mm. Przygotowanie materiału oraz parametry procesu powinny zostać zawarte w raporcie pomiarowym [12].

Ciekawe narzędzie do pomiaru skurczu in-situ zostało zaprezentowane w pracy [35], gdzie ruchomy trzpień jest używany do określenia grubości wyprasek, a zatem i skurczu wypraski na grubości.

2.5. Deformacje wyprasek

Deformacje są wynikiem nierównomiernego skurczu polimeru tworzącego wypraskę. Dla wyprasek nienapełnionych – nierównomierny skurcz jest zazwyczaj wynikiem różnicy temperatury podczas chłodzenia w poszczególnych miejscach gniazda formującego. Jeżeli jedna strona gniazda formującego ma większą temperaturę niż druga – jedna strona wypraski chłodzi się wolniej. W przypadku polimerów semikrystalicznych gorąca powierzchnia gniazda formującego skutkuje większym stopniem krystaliczności polimeru i większym skurczem, to oznacza, że wypraska od gorącej powierzchni gniazda formującego będzie względnie krótsza niż powierzchnia zlokalizowana od strony chłodniejszej (dla polimerów amorficznych efekt będzie mniej znaczący). Ta różnica skurczów wywoła naprężenia zginające w wyprasce i wygnie ją sprawiając, że powierzchnia będzie wypukła w kierunku strony chłodniejszej.

Deformacje powodują, że wypraska zaczyna się wyginać lub skręcać i następuje odkształcenie postaciowe na skutek czego zmieniają się nie tylko wymiary, ale również poszczególne kąty w wyprasce. Deformację są łatwiejsze do zaobserwowania w dużych, płaskich wypraskach, chociaż zjawisko jest niepożądane w każdej wyprasce, która ma wymiary tolerowane[12].

Przewidywanie deformacji wymaga dobrego zrozumienia zjawiska skurczu. Jedynie poprzez określenie wielkości lokalnego skurczu w różnych miejscach wypraski jest możliwe określenie przybliżonej wartości oraz kierunku deformacji.

Deformacje są bardzo trudne do oceny na podstawie wykresu PVT (podstawowym narzędziem do oceny skurczu polimeru). Najdokładniejsze rezultaty są otrzymywane przy użyciu analiz z wykorzystaniem programów do symulacji procesu wtryskiwania.

2.6. Metody badań deformacji wyprasek

Dużym problemem jest kwestia metodyki pomiaru deformacji, gdyż deformacje powstają na skutek nierównomiernego skurczu wypraski. Gdyby skurcz był jednorodny w całej objętości dla danego polimeru, to jedynym koniecznym zabiegiem byłoby przeskalowanie gniazda o wartość skurczu. Niestety w przypadku polimerów skurcz jest zazwyczaj bardzo nierównomierny, co w konsekwencji prowadzi do zmiany wymiarów liniowych, geometrii wypraski (m. in. zmiana kątów między poszczególnymi obszarami, utrata płaskości powierzchni, utrata okrągłości otworów).

W praktyce wykorzystuje się przede wszystkim skanery 3D oraz (rzadziej) maszyny współrzędnościowe. Pozwalają one na utworzenie cyfrowego odwzorowania wyprodukowanej wypraski, którą można porównać zarówno z modelem bazowym jak i wynikami symulacji [36–38].

Ze względu na trudności w opisie deformacji użytkownicy programów symulacyjnych popełniają wiele błędów w interpretacji wyników symulacji. Ten sam problem dotyczy artykułów naukowych, gdzie naprawdę niewielka liczba badaczy korzysta z wymiarów tolerowanych, oceny płaskości powierzchni, okrągłości otworów (przykłady dobrych praktyk można znaleźć w pracach [39–42]).

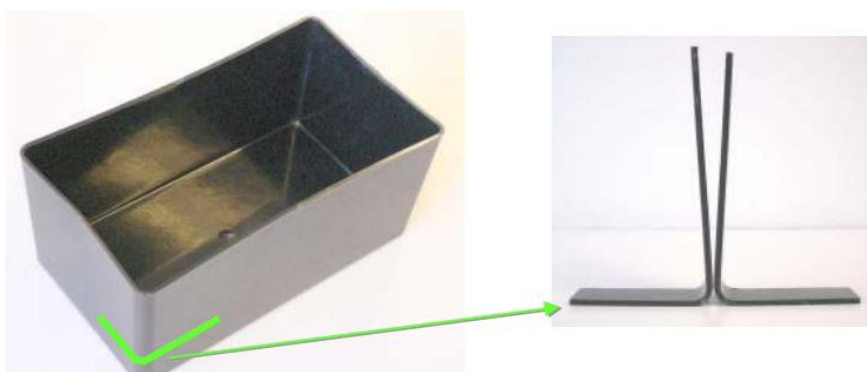
Najprostszą i najczęściej stosowaną metodą pomiarową do oceny deformacji jest metoda najlepszego dopasowania (ang. *Best Fit*), która polega na takim dobraniu orientacji i położenia wypraski po deformacji, żeby globalnie wielkość deformacji była jak najmniejsza (co wyznacza się przy użyciu metody najmniejszych kwadratów). Z tego powodu w przypadku płaskiej płytki, która ulegnie wygięciu w łuk o wysokości 2 mm – taka płaszczyzna zostanie dobrana tak, że na osi skierowanej w kierunku wygięcia zostanie pokazana wartość deformacji od -1 do 1, zamiast od 0 do 2.

2.7. Zjawisko sprężynowania (ang. *spring-forward effect*)

Niewiele prac badawczych skupia się bezpośrednio na wpływie geometrii na wielkość deformacji. Wpływ parametrów procesu był szeroko eksplorowany w pracach naukowych, ze względu na niskie koszty prowadzenia tego typu badań. W [43] sprawdzono wpływ chłodzenia na schodzenie się ramion wypraski kształcie litery „U”, która jest zbliżona do kształtu eksplorowanego w części badawczej, a w [44] zbadano wpływ chłodzenia na wypraskę w kształcie litery „L”, która również jest przedmiotem niniejszej pracy.

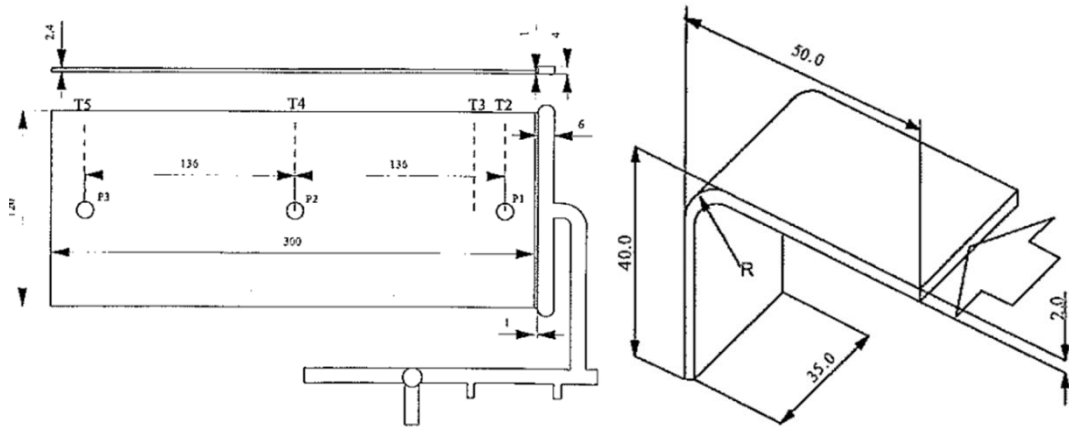
W jednej z prac, która traktowała o wpływie napelnacza włóknistego znaleziono kilka przykładów geometrii bazowych [45]. Były to różne geometrie służące do badania zachowania kształtów typu „krawędź” przy różnej wartości promienia zaokrąglenia i ew. obecności żebra. W części pracy zostały wypracowane modele analityczne do określenia wielkości pochylenia.

Zjawisko sprężynowania jest dobrze znane specjalistom z dziedziny kompozytów polimerowych zbrojonych włóknem ciągłym [46,47], lecz są słabo zbadane w obszarze wyprasek otrzymywanych metodą wtryskiwania. Zjawisko to polega na zmianie kąta w wyprasce na kąt mniejszy od projektowanego, co powoduje zapadanie się ścian wyprasek w kształcie pudełka (Rys. 17). Zjawisko to wpływa również na wypraski w kształcie łuku. O ile każdy z konstruktorów ma świadomość istnienia efektu sprężynowania, o tyle powstało bardzo niewiele prac opisujących to zjawisko [48–52].



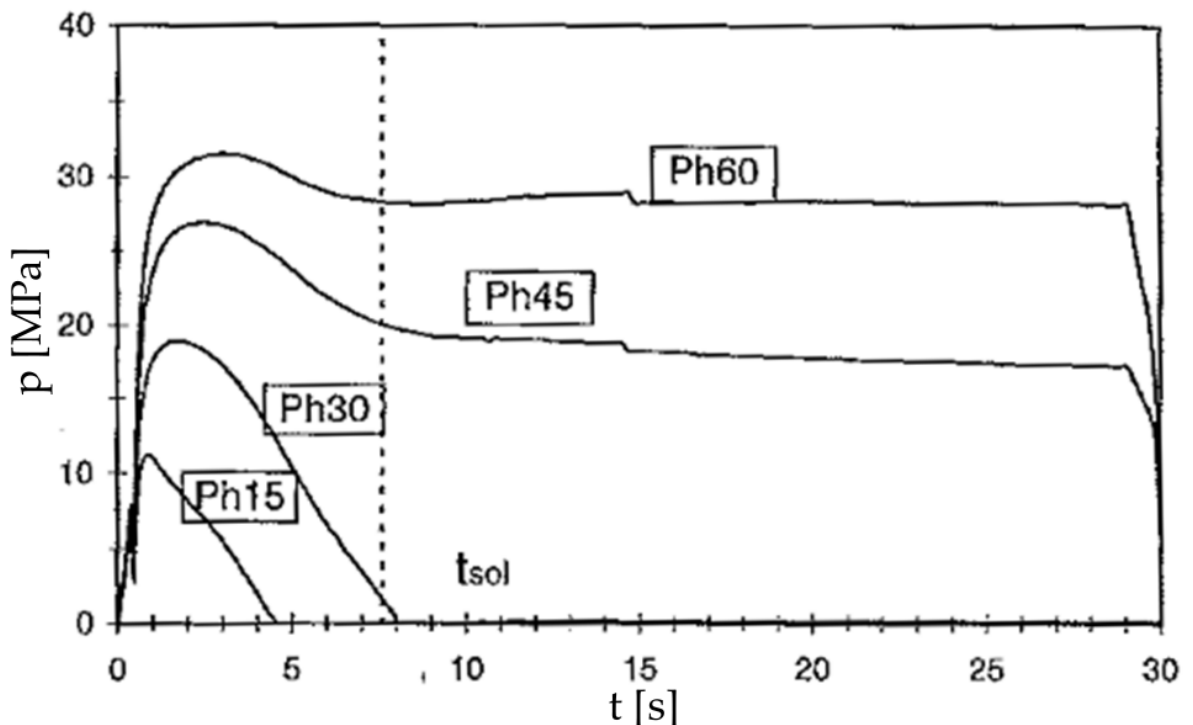
Rys. 17 Zjawisko sprężynowania na przykładzie prostego pudełka [52]

Jedną z nielicznych prac nt. efektu sprężynowania w wypraskach produkowanych metodą wtryskiwania [51] autorzy przeprowadzili badania eksperymentalne oraz numeryczne skurczu i deformacji płaskiej wypraski oraz wypraski w kształcie litery „L” (Rys. 18). Praca powstała w roku 1998, kiedy to metody numeryczne umożliwiały przewidywanie wielkości deformacji w bardzo ograniczonym zakresie i były obciążone sporym błędem.



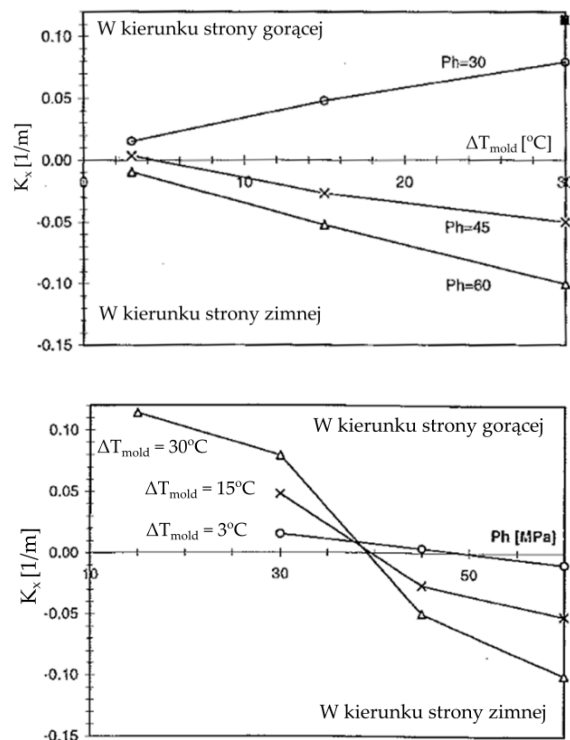
Rys. 18 Wymiary wypraski płaskiej oraz wypraski kształcie litery „L”. Strzałka pokazuje punkt wtrysku [51]

Na Rys. 19 przedstawiono pomiar ciśnienia w gnieździe dla różnych wartości ciśnienia ustawionych na agregacie wtryskowym. Na tej podstawie widać, że uzyskane ciśnienie w gnieździe było o 30-50% niższe niż ciśnienie na czole ślimaka p_h , co wynika ze spadku ciśnienia na dyszy wtryskowej oraz w układzie wlewowym. Na rysunku zaznaczono również linię wskazującą moment, kiedy rdzeń wypraski uległ zestaleniu. Co ciekawe, dla $p_h \geq 45 \text{ MPa}$ nie wystąpił zanik ciśnienia po zamarznięciu wypraski, co ma związek z obecnością ciśnienia szczątkowego w wyprascie.



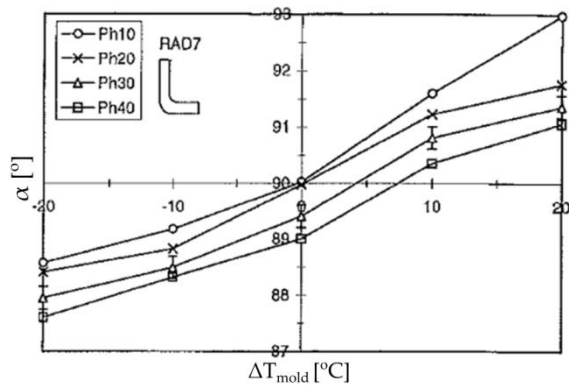
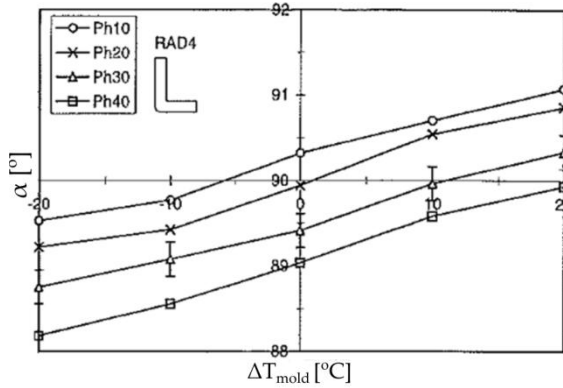
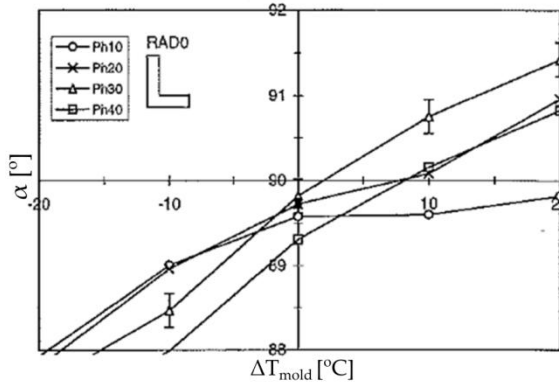
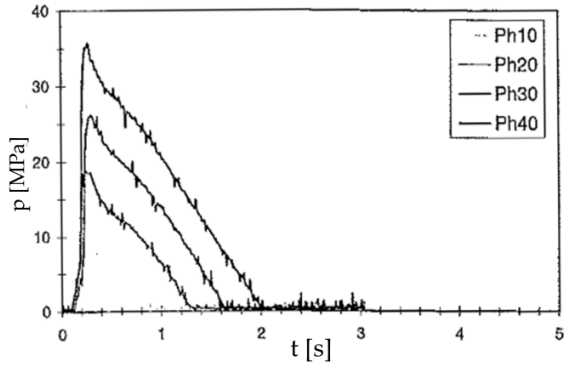
Rys. 19 Wykres ciśnienia w gnieździe dla założonych ciśnień na czole ślimaka $p_h = 15 - 60 \text{ MPa}$ dla płaskiej wypraski, t_{sol} oznacza moment zamarzania środka wypraski [51]

Na Rys. 20a-b przedstawiono wpływ różnicy temperatur między stroną stemplową i matrycową ΔT_w na wielkość ugięcia wypraski. W przypadku gdy różnica jest niewielka ugięcie jest bliskie zeru. Wraz ze wzrostem ΔT_w ugięcie zmienia się liniowo, przy czym kąt nachylenia zależy od p_h . Ze względu na zmianę kąta nachylenia prostych z dodatnich na ujemne – istnieje teoretyczna wartość p_H , dla której ΔT_w nie będzie powodowało wygięcia – w tym wypadku będzie ona równa ok. 38 MPa.



Rys. 20 Zależność wygięcia płaskiej wypraski (promienia krzywizny) K_x [$\frac{1}{m}$] w funkcji różnicy temperatury powierzchni gniazda ΔT_{mold} dla różnych wartości ciśnienia na czole ślimaka p_h (z lewej) oraz w funkcji p_h dla różnych wartości ΔT_{mold} (z prawej) [51]

Na Rys. 21a przestawiono pomiar ciśnienia w gnieździe formy wtryskowej w kształcie litery „L”, na którym widać, że poszczególne krzywe są odsunięte względem siebie o względnie stałą wartość 10 MPa. Widać tutaj również szybki zanik ciśnienia w gnieździe i różnej długości czas docisku, podczas gdy wskazany w pracy czas zestalenia ma wynosić 5 s, czyli zdecydowanie więcej niż najdłuższy czas docisku uzyskany w eksperymencie.



Rys. 21a-d a. Wykres ciśnienia w gnieździe dla założonych ciśnień na czole ślimaka $Ph = 10 - 40 \text{ MPa}$ dla wypraski w kształcie litery „L”, b-d. Zależność kąta wypraski w kształcie litery „L” w funkcji ΔT_{mold} dla różnych wartości Ph oraz narożników o promieniach R0-R7 (oznaczenie RAD)

Na Rys. 21b-d przedstawiono wielkość kąta wypraski w kształcie litery „L” w funkcji ΔT_w dla różnych wartości p_H oraz narożników o promieniu R0-R7.

Wyniki te nie pokrywają się z wcześniej zaprezentowanymi modelami. Wielkość pochylenia była niezależna od promienia. W eksperymencie wraz ze zwiększeniem promienia R zwiększa się zmiana kąta. Wielkość kąta pochylenia zależy od ΔT_w , a wysokość położenia krzywej zależy od p_H . Zmiany mają charakter liniowy, z tym że różnice są obecne w przypadku ostrego narożnika $R0$, dla którego zaobserwowano odstępstwa dla małych p_H . W oparciu o uzyskane wyniki został zaproponowany model:

$$\alpha(p_H, \Delta T_w) = \theta_{00} + c_{\alpha 1} \Delta T_w + c_{\alpha 2} p_H \quad (28)$$

Dla którego współczynniki z przeprowadzonych pomiarów zebrano w Tab. 3. Uzyskane współczynniki potwierdzają następujące tezy:

- Zwiększenie promienia powoduje zwiększenie wartości kąta bazowego θ_{00} , co oznacza, że przy zerowym ciśnieniu teoretycznie kąt ten powinien być rozwarty.
- Wraz ze wzrostem ciśnienia docisku maleje wielkość kąta (kąt robi się wklęsły), a wrażliwość na ten efekt rośnie ze wzrostem promienia narożnika
- Wzrost różnicy temperatury powoduje zwiększenie kąta narożnika (kąt robi się rozwarty), wrażliwość na ten czynnik rośnie ze wzrostem promienia narożnika.
- Kąt zerowy (narożnik ostry) cechuje się odstępstwem od wspomnianych zależności, lecz nie powinien on być brany pod uwagę ze względu na zwiększoną grubość wypraski w miejscu narożnika – grubość narożnika ostrego stanowi $\sqrt{2}$ grubości zaokrąglonego narożnika.

Tab. 3 Zestawienie współczynników dla modelu wyrażonego równaniem (28)

Promień	α_{00} [-]	$c_{\alpha 1} \left[\frac{1}{^{\circ}\text{C}} \right]$	$c_{\alpha 2} \left[\frac{1}{\text{MPa}} \right]$
R7	91	0,1	-0,05
R4	90,7	0,043	-0,04
R0	90,6	0,09	-0,04

W wynikach prac badawczych przedstawionych w publikacji [51] profil docisku był zależny jedynie od ciśnienia docisku, nie została przeprowadzona weryfikacja wpływu profilu docisku. W niniejszej rozprawie zależność pochylenia zostanie gruntownie zbadana dla szerokiego zakresu wartości t_p , p_p .

3. Modelowanie zagadnienia skurczu i deformacji

Deformacje stanowią najważniejszy problem, który można rozwiązać przy użyciu symulacji komputerowych. W pierwszych pracach naukowych problem był rozwiązywany poprzez przewidywanie naprężeń powstających wewnątrz materiału podczas przetwórstwa, które następnie były przenoszone do programu do analiz strukturalnych w celu wyznaczenia wielkości deformacji po wyformowaniu wypraski. Te metody, zwane jako metodami naprężeń resztkowych są cały czas rozwijane. W pierwszych produktach komercyjnych (np. Autodesk Moldflow®) deformacje były wyznaczane bezpośrednio w oparciu o wielkość odkształceń wyprasek (metody odkształceń resztkowych) [16].

Oprogramowanie Autodesk Moldflow® (które zostało wykorzystane w niniejszej pracy) posiada 4 modele materiałowe opisujące skurcz i deformacje wyprasek. Dwa z nich to modele odkształceniowe (w opisie wykorzystuje się

zależności między ciśnieniem, objętością oraz temperaturą i na tej podstawie wyznacza finalny skurcz objętościowy lub liniowy) a dwa kolejne to modele naprężeniowe (w opisie analizuje się wielkość naprężeń resztkowych w formowanym wyrobie, wprowadzonych do materiału na skutek działania ciśnienia w trakcie fazy docisku i jego ewentualnej relaksacji). Różne modele są dostępne dla siatki powierzchniowej tj. Dual Domain® (pol. *podwójnej domeny*) i midplane (pol. *powierzchni środkowej*) oraz objętościowej (3D):

- Residual strain model (pol. *model odkształceń resztkowych* - model odkształceniowy, siatka Dual Domain i Midplane),
- 3D Generic shrinkage model (pol. *model ogólnego skurczu trójwymiarowego* - model odkształceniowy, siatka 3D),
- Uncorrected residual stress model (pol. *model nieskorygowanych naprężeń resztkowych*, model naprężeniowy, siatka Dual Domain, Midplane oraz 3D),
- Corrected Residual In-Mold Stress model (CRIMS, pol. *Model skorygowanych naprężeń resztkowych w wypraszce* – model naprężeniowy, siatka Dual Domain i Midplane).

3.1. Nieskorygowany model naprężeń resztkowych (ang.: *Uncorrected residual stress model*)

Wypraski produkowane metodą wtryskiwania są unieruchomione w formie podczas formowania i skurcz zestalonych warstw jest niemożliwy. Istnieje kilka mechanizmów ograniczających skurcz zestalonych warstw podczas gdy wypraska znajduje się w formie. Pierwszym z nich jest adhezja do ścianek formy, drugim są siły rozciągające stopu polimerowego (wynikające z docisku). Dodatkowo ograniczenia geometryczne (żebra, ściany boczne) mają kluczowe znaczenie w ograniczaniu skurczu zestalonych warstw [16].

Trzy rodzaje naprężeń resztkowych powstają w materiale podczas procesu wtryskiwania:

- naprężenia indukowane płynięciem, które powstają ze względu na wpływ warunków przepływu na konfigurację makrocząsteczkową materiału,
- naprężenia indukowane ciśnieniem, które powstają ze względu na płynny rdzeń który istnieje pomiędzy warstwami zamrożonymi podczas fazy docisku,
- termiczne naprężenia resztkowe, które powstają ze względu na skurcz termiczny kiedy materiał się ochładza.

Baaijens[53] pokazał, że naprężenia indukowane płynięciem są o rząd wielkości mniejsze od pozostałych naprężeń, niemniej mają one istotny wpływ na powstawanie właściwości anizotropowych materiału, a co za tym idzie deformacji. Pierwsze obliczenia naprężeń resztkowych w polimerach bazowały na modelach naprężeń resztkowych stosowanych dla szkła i wykorzystywały modele sprężyste lub lepkosprężyste. Niestety istnieje znacząca różnica między szkłem i polimerami – a mianowicie wpływ ciśnienia docisku. Źródłem naprężeń w swobodnie chłodzonym materiale (jak w przypadku szkła) jest zmiana temperatury. Materiał chłodzi się od zewnątrz, podobnie jak w przypadku polimerów, powodując występowanie naprężeń ściskających na powierzchni oraz rozciągających we wnętrzu wypraski. Jednakże w przypadku procesu wtryskiwania rozkład naprężeń

resztkowych jest determinowany przez zmienne ciśnienie w trakcie fazy docisku sprężone ze wzrostem warstwy zestalonej – to może skutkować nawet powstaniem naprężeń rozciągających na powierzchni wypraski. Baaijens zauważył ten efekt i zaproponował model termo-lepkosprężysty, który był izotropowy i uwzględniał zarówno naprężenia termiczne, jak i naprężenia indukowane przez ciśnienie podczas fazy docisku [53].

Modele naprężeń resztkowych są uogólnieniem prawa Hooke'a, który dla ciała stałego przyjmuje postać:

$$\sigma_{ij} = c_{ijkl}^e \varepsilon_{kl} \quad (29)$$

gdzie: σ_{ij} , ε_{kl} - są odpowiednio tensorami naprężeń i odkształceń, a c_{ijkl}^e jest tensorem stałych sprężystych, lub inaczej tensorem (macierzą) sztywności. Tensor odkształceń jest określany poprzez różniczkowanie składowych wektora przemieszczenia \vec{u} i jest definiowany jako:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (30)$$

Podczas zestalania następuje wzrost wartości naprężeń resztkowych w wyprasce. Ze względu na naturę zjawiska wymuszonego odpuszczania (ang. *constrained annealing*), rozkład naprężeń resztkowych zależy przede wszystkim od zmiennej historii ciśnienia w materiale, sprężonej ze wzrostem grubości warstwy zestalonej. Wielkość naprężeń resztkowych w wyprasce ulegnie częściowej relaksacji w zależności od rozkładu temperatury podczas chłodzenia, co może zostać przewidziane z wykorzystaniem lepkosprężystych zależności konstytutywnych. Liniowe, anizotropowe lepkosprężyste równanie konstytutywne (36) może zostać zapisane jako:

$$\sigma_{ij}(t) = \int_0^t C_{ijkl}(\xi(t) - \xi(t')) \left(\frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t'} - \alpha_{kl}(\xi(t) - \xi(t')) \frac{\partial T}{\partial t'} \right) dt' \quad (31)$$

$$C_{ijkl} = \frac{2\nu G(t)}{1 - 2\nu} \delta_{ij} \delta_{rs} + G(t) (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \quad (32)$$

$$G(t) = \sum_{i=1}^N G_i \exp\left(-\frac{t}{\lambda_i}\right) \quad (33)$$

gdzie: C_{ijkl} - lepkosprężysty moduł relaksacji, $G(t)$ - moduł relaksacji przy ścinaniu, ν - współczynnik Poissona, zestaw N par (G_i, λ_i) - widmo relaksacji, σ_{ij} - tensor naprężeń, ε_{ij} - tensor odkształceń, t - czas, T - temperatura, α_{rs} - tensor współczynników rozszerzalności liniowej (CTE), dla materiału izotropowego $\alpha_{rs} = \frac{1}{3} \alpha_V \delta_{rs}$, α_V - objętościowy współczynnik rozszerzalności termicznej, $\xi(t)$ - skala pseudoczasowa definiowana jako:

$$\xi(t) = \int_0^t \frac{1}{a_T} dt' \quad (34)$$

$$\log a_T(T) = \frac{C_1(T - T_0)}{C_2 + T - T_0} \quad \text{dla } T > T_g \quad (35)$$

$$a_T(T) = a_T(T_g) \text{ dla } T < T_g \quad (36)$$

gdzie: a_T - jest współczynnikiem czasowego przesunięcia temperatury, który uwzględnia wpływ temperatury na odpowiedź materiału, T_0 - temperatura referencyjna [44].

W tym miejscu powstaje problem stosowania równania (31) dla układów nieizotermicznych. Niestety, żeby otrzymać dane materiałowe funkcji relaksacji spełniające powyższe założenie jest nie zawsze możliwe ze względu na złożone właściwości termoreologiczne. Po drugie, funkcje relaksacji użyte w równaniu (31) mogą zależeć od struktury wewnętrznej, a na strukturę wpływają z kolei warunki przetwórstwa, szczególnie w przypadku materiałów semikrystalicznych (zagadnienie przejścia fazowego). Dokładna zależność między strukturą wewnętrzną materiału i funkcjami relaksacji jest zazwyczaj nieznana (zarówno teoretycznie jak i eksperymentalnie) [16].

Z drugiej strony, jeżeli liczba Debory jest dużo większa od 1, to model termo-lepko-sprężysty może zastąpić model termo-lepkosprężysty i pozwala dobrze przewidzieć naprężenia resztkowe indukowane termicznie oraz ciśnieniowo, a także pozwala wprowadzić istotne uproszczenie (zmienia się postać tensora C_{ijkl} , jest stosowany liniowy tensor dla odkształceń sprężystych) [16,48,54].

Model lepkosprężysty w założeniach nie wymaga żadnego przejścia fazowego. Chociaż można wykorzystywać temperaturę zestalania T_s , do rozdzielenia fazy stopionej od fazy stałej ze względu na wygodę, nie ma tutaj nieciągłych zmian we właściwościach materiałów. Sztywność materiału zwiększa się wraz ze zwiększeniem się czasów relaksacji oraz zmniejszeniem temperatury. Jednakże, model lepkosprężysty jest bardzo złożony z perspektywy badań materiałowych[48].

Ze względu na wspomnianą złożoność danych lepkosprężystych, dalsza aproksymacja zagadnienia naprężeń resztkowych może być wykonana przy użyciu modelu lepko-sprężystego, który zakłada zerowe naprężenia powyżej pewnej temperatury oraz zachowanie sprężyste poniżej temperatury zestalania T_s (tą temperaturą jest temperatura T_{trans} lub T_{noflow}). Zakładając powyższe uzyskujemy równanie w postaci:

$$\sigma_{ij} = \begin{cases} 0 & \text{dla } T \geq T_s \\ \int_0^t C_{ijkl}^e \left(\frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t'} - \alpha_{kl}(t') \frac{\partial T}{\partial t'} \right) dt' & \text{dla } T < T_s \end{cases} \quad (37)$$

Współczynnik rozszerzalności termicznej α_{kl} (CTE) podany w równaniu (37) jest zależny od czasu. Istnieją techniczne trudności z wyznaczeniem wielkości wyznaczeniem wielkości CTE dla wartości temperatur wyższych niż 60°C . W oprogramowaniu Autodesk Moldflow® zostało stworzone narzędzie, które w oparciu o zależność PVT wyznacza wielkość CTE w danym momencie (danej temperaturze). Jest to tzw. skalowane podejście PVT (ang. *scaled PVT approach*) [3,55].

Dla siatki 2,5D powyższe równanie jest rozwiązywane zgodnie z następującymi założeniami:

1. Zgodnie z lokalnymi współrzędnymi, w których kierunek z jest prostopadły do lokalnej płaszczyzny środkowej, odkształcenia ścinające są równe 0, tj. $\varepsilon_{13} = \varepsilon_{23} = 0$.
2. Naprężenia normalne σ_{33} są stałe na całej grubości wypraski.

3. Tak długo jak $\sigma_{33} < 0$, materiał przywiera do formy.
4. Przed wyformowaniem, wypraska jest w całości utwierdzona w płaszczyźnie w ten sposób, że jedynym niezerowym składowym odkształceń jest ε_{33} .
5. Ugięcie formy jest pomijane.
6. Materiał zachowuje się sprężysto po wyformowaniu wypraski.

W praktyce naprężenia resztkowe są wyznaczone metodą elementów skończonych. Dyskretyzacja zakłada wyznaczenie naprężeń resztkowych w tzw. punktach siatki (ang. *grid-points*) zlokalizowanych na grubości wypraski między dwoma elementami siatki znajdującymi się po przeciwnych stronach. Wtedy równanie może zostać zapisane jako:

$$\sigma_{ij(e)}(z_i) = \begin{cases} 0 & \text{dla } T \geq T_s \\ \int_0^t C_{ijkl}^e \left(\frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t'} - \alpha_{kl}(t') \frac{\partial T}{\partial t'} \right) dt' & \text{dla } T < T_s \end{cases} \quad (38)$$

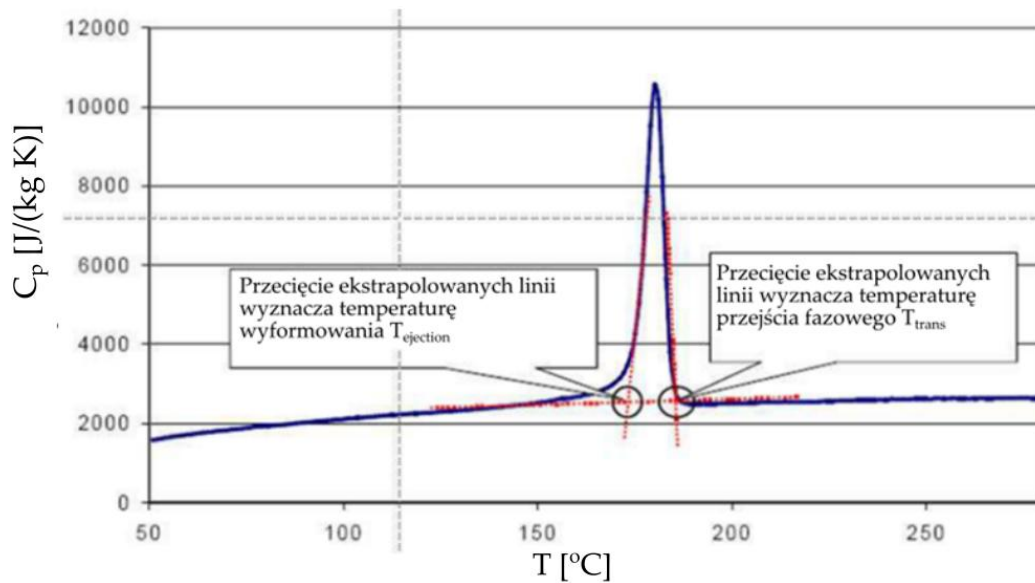
gdzie (e) odnosi się do danego elementu i naprężenia są wyznaczone w każdym punkcie siatki $z_i \in [-H, H]$, H – połowa grubości wypraski [16].

Do wyznaczenia skurczu i deformacji uzyskane naprężenia resztkowe są wykorzystane jako obciążenie w analizie wytrzymałościowej. Wymaga to dodatkowego zestawu warunków brzegowych żeby zablokować ruch ciała sztywnego. Można to uzyskać poprzez wybranie 3 węzłów, które nie są współliniowe i odebranie im translacji w odpowiednio trzech, dwóch oraz jednym kierunku, Wszystkie rotacyjne stopnie swobody są swobodne. Mając tak dobre warunki brzegowe wypraska może swobodnie kurczyć się i deformować, jako, że ruch bryły sztywnej został wyeliminowany [16].

3.1.1. Problem przejścia fazowego

Dużym wyzwaniem w symulacjach komputerowych jest zamodelowanie zjawiska przejścia fazowego. Na dzień dzisiejszy korzysta się z koncepcji temperatury zerowego przepływu T_{noflow} (ang. *no-flow temperature*) lub temperatury przejścia fazowego T_{trans} (ang. *transition temperature*). T_{noflow} wyznacza się przy użyciu reometru kapilarnego z dyszą o długości 20 mm i średnicą 1 mm, przy założonym ciśnieniu 21 MPa. Następnie przeprowadza się pomiar prędkości wytłaczania przy schładzaniu polimeru z prędkością $2 \text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$, aż do osiągnięcia temperatury, przy której prędkość polimeru będzie równa 0. Z kolei T_{trans} jest wyznaczana przy użyciu skaningowej kalorymetrii różnicowej (ang. *differential scanning calorimetry*, DSC) przy prędkości schładzania $20 \text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$ w miejscu przecięcia dwóch dopasowanych prostych (Rys. 22). Niezależnie od tego, czy oprogramowanie korzysta z T_{noflow} czy T_{trans} , działa tak samo – w momencie gdy polimer osiągnie tę temperaturę, jego prędkość przepływu jest równa zero. W ten sposób określa się również grubość warstwy zestalonej. Dokładność ustalania przejścia fazowego nie odgrywa istotnej roli w przypadku symulacji wypełniania wyprasek o standardowej grubości (1,5 - 3 mm). Niemniej parametr ten odgrywa bardzo istotną rolę w przewidywaniu grubości warstwy zestalonej, a co za tym idzie również rozkładu ciśnienia gnieździe oraz jego zanikania. W konsekwencji wpływa

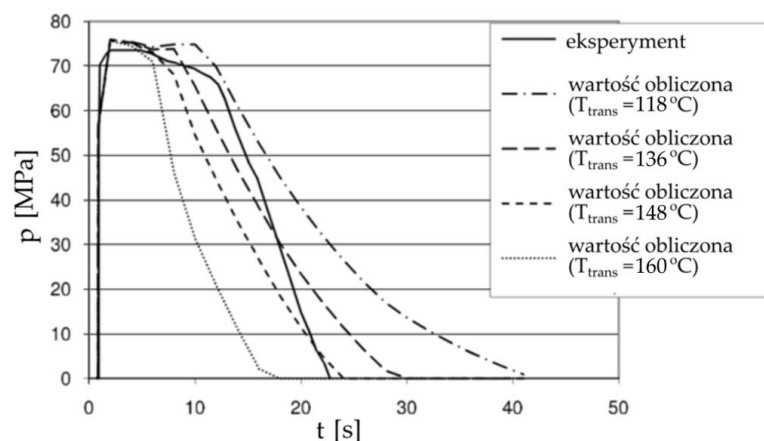
to na wielkość naprężeń resztkowych i tym samym na wielkość skurczu i deformacji wyprasek [16].



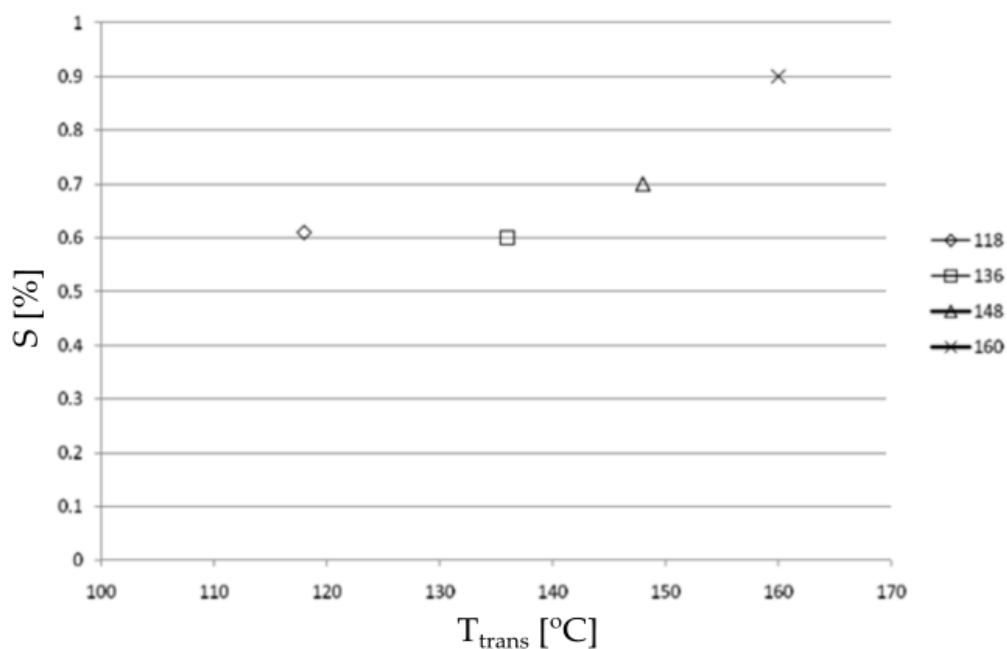
Rys. 22 Sposób wyznaczania temperatury wyformowania T_{ej} oraz przejścia fazowego T_{trans} na podstawie pomiaru DSC[16]

W modelu lepko-sprężystym właściwości materiału zmieniają się w sposób nieciągły w T_s , lecz wartość T_s nie jest bezpośrednio zdefiniowaną fundamentalną właściwością fizyczną. Temperatura zestalenia T_s może być czymś innym od temperatury o zerowym przepływie T_{noflow} . Koncepcja zestalenia w tym wypadku nie oznacza tylko, że prędkość przepływu jest równa zero. Oznacza raczej, że materiał może zostać uznany za ciało stałe. W literaturze podano, że temperaturę przejścia fazowego T_{trans} (lub zeszklenia T_g dla polimerów amorficznych) wyznaczaną za pomocą skaningowego kalorymetru różnicowego (DSC) jako temperaturę zestalenia T_s . Temperatura zestalenia jest ok. 10 – 30°C niższa od temperatury zerowego przepływu T_{noflow} . Inną możliwością jest odniesienie temperatury zestalenia do relaksacji naprężeń i zdefiniowanie T_s jako temperatury, poniżej której nie następuje relaksacja naprężeń w skali czasowej porównywalnej do procesu przetwórstwa. Temperatura definiowana w ten sposób jest o 10 – 20°C niższa od T_{trans} . Wybór temperatury zestalenia T_s będzie mieć wpływ na wyniki rozkładu naprężeń, szczególnie w kwestii grubości warstwy ściskanej [48].

Problemem modelu lepko-sprężystego jest jak wcześniej wspomniano wartość temperatury zestalenia T_s , która silnie będzie wpływać na wielkość zaniku ciśnienia w gnieździe formy wtryskowej (założono, że w dalszej części $T_s = T_{trans}$). Na Rys. 23 przedstawiono wpływ tego parametru na zanik ciśnienia w gnieździe. Zmiana T_{trans} o kilkanaście stopni powoduje istotną zmianę w profilu ciśnienia w funkcji czasu. Na zanik ciśnienia w gnieździe podczas fazy docisku ma również wpływ formująca się struktura krystaliczna, która to zależy od warunków przepływu, w tym naprężeń ścinających [16].



Rys. 23 Wpływ T_{trans} na zanik ciśnienia w gnieździe formy wtryskowej [16].



Rys. 24 Wpływ T_{trans} na wielkość skurczu liniowego wyznaczonego przy użyciu modelu lepko-sprężystego [16].

W oparciu o uzyskany profil ciśnienia wyznaczono wielkość skurczu liniowego korzystając z modelu lepko-sprężystego (Rys. 24). Jak widać, różnice są bardzo znaczące, co będzie szczególnie istotne w przypadku polimerów semikrystalicznych, żeby rozwiązać problem stałej temperatury przejścia fazowego [16].

Naprężenia resztkowe $\{\sigma_g\}$ wyznaczone z wykorzystaniem siatki 3D uwzględniają bazowe naprężenia wynikające z ciśnienia szczątkowego w każdym węźle $\{\sigma_{g0}\}$ (ciśnienie w momencie zestalania polimeru) oraz bazowe naprężenia wynikające z izotropowego lub anizotropowego skurczu termicznego [54].

$$\{\sigma_g\} = -[D_g][\varepsilon_{g0}] + \{\sigma_{g0}\} \quad (39)$$

$$[D_g] = [T_\varepsilon^T][D_l][T_\varepsilon] \quad (40)$$

$$[\varepsilon_{g0}] = [T_\varepsilon^{-1}][\varepsilon_{l0}] \quad (41)$$

indeks „g” – globalny układ współrzędnych, indeks „l” – lokalny układ współrzędnych, $[T_\varepsilon]$ - macierz transformacji odkształceń z układu globalnego do lokalnego, $[D]$ - macierz zależności naprężenie – odkształcenie, $[\varepsilon_{g0}]$ - odkształcenia bazowe od stanu zerowego ciśnienia lub temperatury przejścia fazowego do temperatury pokojowej.

Gdy ograniczenia wypraski zostaną usunięte, deformacje oraz wartość naprężeń resztkowych są wyznaczane. Jako, że wszystkie zmienne odnoszą się do konfiguracji początkowej w czasie $t = 0$ w schemacie rozwiązania, przyrostowe odkształcenia lub naprężenia mogą być naturalnie zaimplementowane. Następujące równanie równowagi jest rozwiązywane iteracyjnie dla czasu $t + \Delta t$, dla iteracji $k = 1, 2, 3$, itd.:

$$\begin{aligned} & \int_V C_{ijrs} \Delta e_{ij}^{(k)} \delta \Delta e_{ij}^{(k-1)} dV + \int_V S_{ij}^{(k-1)} \delta \Delta \eta_{ij}^{(k)} dV = \\ & = \int_V S_{ij}^{(k-1)} \delta \Delta e_{ij}^{(k-1)} dV + \int_V C_{ijrs} \Delta e_{rs}^{(ini(k))} \delta \Delta e_{ij}^{(k-1)} dV \end{aligned} \quad (42)$$

gdzie: C_{ijrs} – jest tensorem relacji naprężenie-odkształcenie, $\Delta e_{ij}^{(k)}$ oraz $\Delta \eta_{ij}^{(k)}$ są liniowymi oraz nieliniowymi przyrostowymi tensorami odkształceń dla iteracji k , $\delta \Delta e_{ij}^{(k)}$ oraz $\delta \Delta \eta_{ij}^{(k)}$ są liniowymi oraz nieliniowymi przyrostowymi tensorami odkształceń odnoszących się do wirtualnego przemieszczenia, $\Delta e_{rs}^{(ini(k))}$ - przyrostowy tensor odkształcenia bazowego dla iteracji k , $S_{ij}^{(k-1)}$ - drugi tensor naprężeń Pioli-Kirchoffa po iteracji $k-1$ w czasie $t + \Delta t$ [54].

Anizotropowy termo-lepko-sprężysty model naprężeń resztkowych może być z łatwością rozszerzony dla zagadnień obtryskiwania wyprasek, wtryskiwania z gazem oraz spieniania fizycznego [54].

3.2. Model skorygowanych naprężeń resztkowych w formie (ang.: Corrected Residual In-Mold Stress model - CRIMS)

Z roku na rok programy symulacyjne mają optymalizowane moduły obliczeniowe, modele materiałowe oraz dane materiałowe pod kątem dostarczania jak najdokładniejszych wyników symulacji. Niestety jak zostanie to przedstawione w niniejszej pracy, wiele czynników jest niemożliwych do uwzględnienia lub w praktyce się tego nie robi.

Analizując rezultaty prac badawczych oraz dokumenty walidacyjne można stwierdzić, że zmiana wielkości deformacji lub skurczu zależy się w pewien charakterystyczny od parametrów procesu [56]. Oznacza to, że niedokładność spowodowana niewystarczającą jakością danych wejściowych może zostać skorygowana w oparciu o badania empiryczne. Jest to podejście stosowane w półempirycznym modelu materiałowym zwanym modelem skurczu skorygowanych naprężeń resztkowych (ang. *Corrected Residual In-Mold Stress – CRIMS*), dedykowanym do siatki 2,5D w programie Autodesk Moldflow®[52,56–58]. Od pewnego czasu trwają prace nad implementacją takiego podejścia dla siatki 3D [56,59,60]. Oznacza to, że co do zasady oprogramowanie daje dobrą informację

odnośnie kierunku zjawiska, a ewentualne różnice dla poszczególnych parametrów nastawnych należy skorygować.

W niniejszym podrozdziale zostanie zaprezentowana metoda, która wykorzystuje zmierzony w wypraskach testowych skurcz do wyznaczenia współczynników korekcyjnych dla obliczeń naprężeń resztkowych z wykorzystaniem standardowych danych materiałowych.

3.2.1. Model materiałowy

Wyprowadzone wcześniej równania (model lepko-sprężysty) do obliczeń naprężeń resztkowych wprowadzają istotne uproszczenia, umożliwiając wykorzystanie łatwych do zmierzenia danych materiałowych. Wspomniany model jest wrażliwy na wielkość temperatury zestalania T_s , która dla polimerów semikrystalicznych zależy zarówno od szybkości chłodzenia jak i warunków ścinania. Pomimo złożoności wartość ta jest określana przy szybkościach chłodzenia zdecydowanie mniejszych od szybkości chłodzenia stosowanych w skaningowych kalorymetrach różnicowych DSC (które pomijają zjawisko krystalizacji indukowanej przepływem). Niestety obliczenia naprężeń resztkowych są bardzo wrażliwe na prawidłowe wyznaczenie tej temperatury[16].

Dodatkowo istotną kwestią jest wielkość modułu sztywności oraz współczynnika rozszerzalności liniowej CTE, które są wyznaczone przy użyciu wypraski w kształcie wiosełka, przez co te wartości są prawdziwe dla określonego zestawu parametrów procesu oraz warunków przepływu. Dla polimerów semikrystalicznych zagadnienie jest zdecydowanie bardziej złożone. Dla przykładu polipropylen wykazuje zazwyczaj większy skurcz w kierunku płynięcia niż w kierunku poprzecznym, lecz w pewnych warunkach efekt ten może zostać odwrócony. Jest to powód, dla którego nie ma na dzień dzisiejszy możliwości uzyskania precyzyjnych danych materiałowych opisujących polimery, żeby móc efektywnie je wykorzystać w symulacjach zagadnienia skurczu i deformacji. Żeby poprawić dokładność wyników powstało rozwiązanie podnoszące dokładność wyników symulacji skurczu i deformacji pomimo nieposiadania odpowiednich danych materiałowych[16].

W ten sposób został sformułowany model hybrydowy, który wykorzystuje zmierzony w rzeczywistości skurcz materiału do skorygowania wyników uzyskiwanych w symulacjach komputerowych na bazie modeli teoretycznych. Model ten może zostać wykorzystany dla tworzyw napełnionych i nienapełnionych oraz dla mieszanin polimerowych, lecz w tym wypadku będzie on omówiony tylko w zastosowaniu dla tworzyw nienapełnionych[16].

W przypadku siatki 2,5D stosuje się przepływ Hele'a-Shawa, którego równanie pozwala wyznaczyć ciśnienie w każdym elemencie przy użyciu metody elementów skończonych oraz wielkość temperatury i prędkości przepływu na grubości wypraski przy użyciu metody różnic skończonych. Poniżej zaprezentowano model CRIMS zaimplementowany dla siatki 2,5D. W zaproponowanym modelu zakłada się, że grubość wypraski liczy 2H [16]:

$$\bar{\varepsilon}_1^{(c)} = B_1 \bar{\varepsilon}_1^{(p)} + B_2 \bar{\varepsilon}^0 + B_3 \quad (43)$$

$$\bar{\varepsilon}_2^{(c)} = B_4 \bar{\varepsilon}_2^{(p)} + B_5 \bar{\varepsilon}^0 + B_6 \quad (44)$$

gdzie: $\bar{\varepsilon}_1^{(c)}$ oraz $\bar{\varepsilon}_2^{(c)}$ - skorygowane odkształcenia główne w kierunku równoległym i prostopadłym do kierunku przepływu, $\bar{\varepsilon}_1^{(p)} = \bar{\varepsilon}_2^{(p)}$ – wyznaczone w symulacji odkształcenia główne (w przypadku materiału anizotropowego wartości te nie byłyby sobie równe), $B_i (i = 1, \dots, 6)$ – stałe oraz $\bar{\varepsilon}^0$ - miara odkształceniowa efektu orientacji materiału[16].

Należy zaznaczyć, że przewidziane odkształcenia są izotropowe dla materiałów nienapełnionych, stąd również właściwości termomechaniczne potrzebne do ich wyznaczenia mogą również być izotropowe. To znacząco upraszcza ilość koniecznych do wyznaczenia danych materiałowych. Chociaż to uproszczenie ignoruje obserwowaną anizotropowość, to jednak anizotropia jest wprowadzana w odkształceniach skorygowanych[16].

Dla nienapełnionych polimerów amorficznych obserwowana anizotropia skurczu w kierunku równoległym i prostopadłym do kierunku płynięcia jest zazwyczaj bardzo mała. Jednakże nawet niewielkie różnice mogą znacząco wpłynąć na wielkość deformacji wyprasek o małej sztywności na skręcanie[16].

Polimery semikrystaliczne mają budowę wewnętrzną, która wpływa na właściwości termomechaniczne oraz na anizotropię skurczu. Zależności między procesem przetwórczym, a morfologią wyprasek są szeroko badane – podczas gdy ogólne równania nie zostały jeszcze sformułowane, to wyniki wskazują, że morfologia jest zależna od orientacji materiału przed zestaleniem. W niniejszym modelu stan orientacji jest opisywany poprzez funkcję $\theta_{11}(z, t)$. Funkcja ta zależy od szybkości chłodzenia $\frac{dT}{dt}$, drugiego niezmiennika tensora szybkości deformacji II_D (szybkości ścinania) i czasu relaksacji λ . Wspomnianą funkcję można zapisać jako [16]:

$$\theta_{11}(z, t) = f\left(\frac{dT}{dt}, II_D, \lambda\right) \quad (45)$$

gdzie: $\theta_{11}(z, t)$ może zostać wyznaczone na podstawie konwencjonalnej analizy wypełniania gniazda, chłodzenia oraz docisku. Średnią wartość orientacji $\bar{\theta}$ można wyznaczyć poprzez scałkowanie powyższej funkcji na grubości $2H$:

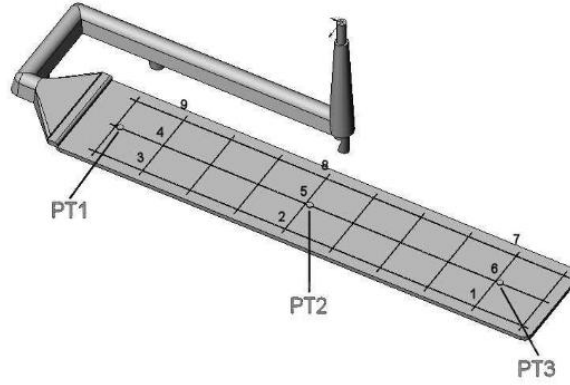
$$\bar{\theta} = \frac{1}{2H} \int_{-H}^H \theta_{11}(z, t) dz \quad (46)$$

$$\bar{\varepsilon}^0 = C_\theta \bar{\theta} \quad (47)$$

gdzie: C_θ – stała służąca do przeliczenia stanu orientacji na miarę odkształceniową efektu orientacji.

3.2.2. Wyznaczenie wartości współczynników B_i

Do wyznaczenia współczynników B_i należy wyznaczyć eksperymentalnie lewą stronę równania, a korzystając z symulacji prawą stronę równania. Wartości b_i są następnie obliczane przy użyciu regresji liniowej[16].



Rys. 25 Geometria wypraski pomiarowej z zaznaczonymi czujnikami ciśnienia oraz temperatury oraz punktami wskazującymi sposób wycinania wyprasek pomiarowych [16].

W tym celu wykorzystuje się wypraskę przedstawioną na Rys. 25 o kilku grubościach: 1,7 mm, 2 mm, 3 mm oraz 5 mm. Dodatkowo 28 zestawów parametrów jest użytych do zbadania próbek. Za zmienne parametry uznaje się m.in. grubość, czas wtrysku, czas docisku oraz ciśnienie docisku. Wypraska ma wytrawioną kratkę dla łatwiejszego przeprowadzania pomiarów skurczu, w formie są zamontowane 3 czujniki ciśnienia. Po wtrysku wypraski są przechowywane przez 10 dni w kontrolowanej atmosferze żeby uwzględnić relaksację oraz krystalizację. Po tym czasie następuje pomiar długości między punktami 4 i 6 ($l_1^{(m)}$) oraz 2 i 8 ($l_2^{(m)}$) w celu wyznaczenia skurczu wzdłużnego $\bar{\varepsilon}_1^{(m)}$ i poprzecznego $\bar{\varepsilon}_2^{(m)}$:

$$\bar{\varepsilon}_1^{(m)} = \frac{l_1 - l_1^{(m)}}{l_1} \quad (48)$$

$$\bar{\varepsilon}_2^{(m)} = \frac{l_2 - l_2^{(m)}}{l_2} \quad (49)$$

Przewidywane odkształcenia $\bar{\varepsilon}_1^{(p)}$ oraz $\bar{\varepsilon}_2^{(p)}$ są wyznaczone przy użyciu równania (43) dla danego zestawu parametrów. Dla każdego zestawu parametrów jest przeprowadzana symulacja pozwalająca na wyznaczenie naprężeń $\sigma_{1(e)}^{(p)}(z)$ oraz $\sigma_{2(e)}^{(p)}(z)$ na grubości wypraski dla każdego elementu. Kolejnym etapem jest obliczenie średnich naprężeń głównych na elemencie zgodnie z równaniem (50):

$$\bar{\sigma}_{1(e)}^{(p)} = \frac{1}{2H} \int_{-H}^H \sigma_1^{(p)}(z) dz \quad (50)$$

$$\bar{\sigma}_{2(e)}^{(p)} = \frac{1}{2H} \int_{-H}^H \sigma_2^{(p)}(z) dz \quad (51)$$

Te naprężenia są następnie uśredniane dla n elementów które odpowiadają obszarom zdefiniowanym między punktami 1, 7, 9, 3 żeby otrzymać wartości $\bar{\sigma}_1^{(p)}$ oraz $\bar{\sigma}_2^{(p)}$:

$$\bar{\sigma}_1^{(p)} = \frac{1}{n} \sum_{e=1}^{e=n} \bar{\sigma}_{1(e)}^{(p)} \quad (52)$$

$$\bar{\sigma}_2^{(p)} = \frac{1}{n} \sum_{e=1}^{e=n} \bar{\sigma}_{2(e)}^{(p)} \quad (53)$$

Na końcu są wyznaczane odkształcenia $\bar{\varepsilon}_{1e}^{(p)}$ oraz $\bar{\varepsilon}_{2e}^{(p)}$ dla siatki korzystając z równania odkształceń sprężystych zawierających macierz podatności:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{pmatrix} = \frac{1}{E} \begin{pmatrix} 1 & -\nu & -\nu & & & \\ -\nu & 1 & -\nu & & & \\ -\nu & -\nu & 1 & & & \\ & & & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ & & & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ & & & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} \quad (54)$$

gdzie E [MPa] – moduł sztywności, Dodatkowo, dla każdego zestawu parametrów procesu są wyznaczane wartości $\bar{\varepsilon}^0(z)$ zgodnie z równaniami 43-44. Następnie mając wyznaczone wszystkie odkształcenia wykorzystując regresję liniową można wyznaczyć współczynniki B_i , $i \in \{1,2, \dots, 6\}$.

3.2.3. Wykorzystanie modelu do wyznaczenia skurczu i deformacji

Do wyznaczenia wartości skurczu i deformacji wykorzystuje się podobną procedurę wyliczając $\bar{\sigma}_{1(e)}^{(p)}(z_i)$ oraz $\bar{\sigma}_{2(e)}^{(p)}(z_i)$ korzystając z równania 38 oraz wyznaczając Θ_{11} z równań 45-47. Te wielkości są następnie uśredniane i konwertowane na odkształcenia każdego elementu. Jako, że współczynniki B_i , $i \in \{1,2, \dots, 6\}$, E oraz ν są znane dla danego materiału, możliwe jest wyznaczenie $\bar{\varepsilon}_{1(e)}^{(c)}$ oraz $\bar{\varepsilon}_{2(e)}^{(c)}$ dla każdego elementu.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = \frac{2G_e}{1-2\nu} \begin{pmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & & & \\ \nu & 1-\nu & \nu & & & \\ \nu & \nu & 1-\nu & & & \\ & & & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ & & & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ & & & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{pmatrix} \quad (55)$$

gdzie: G_e [MPa] – moduł Kirchoffa.

Równanie (61) może zostać użyte do transformacji skorygowanych odkształceń na skorygowane naprężenia $\bar{\sigma}_{1(e)}^{(c)}$ oraz $\bar{\sigma}_{2(e)}^{(c)}$. Następnie definiowane są siły

membranowe na jednostkę długości $N_{1(e)}$ oraz $N_{2(e)}$ w kierunkach naprężeń głównych:

$$N_{i(e)} = \int_{z=-H}^{z=H} \bar{\sigma}_{i(e)}^{(c)} dz = 2H\bar{\sigma}_{i(e)}^{(c)}, i = 1,2 \quad (56)$$

Uzyskane wielkości sił mogą zostać następnie przeniesione do programu do analiz wytrzymałościowych do wyznaczenia wielkości skurczu.

Jak dotąd wszystkie korekcje wykorzystywały wartości uśrednione i każda asymetria naprężeniach resztkowych została utracona poprzez uśrednienie, podczas gdy w praktyce różnice w temperaturze formy między połówkami narzędzia są głównym źródłem deformacji. Żeby ten czynnik uwzględnić należy wrócić do nieskorygowanych, przewidywanych naprężeń resztkowych $\sigma_{1(e)}^{(p)}(z_i)$ oraz $\sigma_{2(e)}^{(p)}(z_i)$. Momenty zginające $M_{1(e)}$ oraz $M_{2(e)}$ w kierunkach naprężeń głównych są definiowane jako :

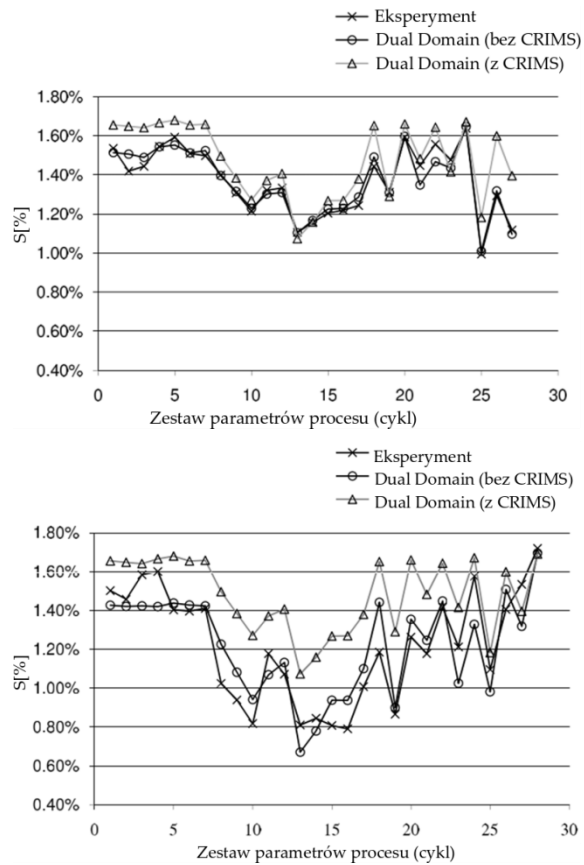
$$M_{1(e)} = \int_{z=-H}^{z=H} \sigma_{1(e)}^{(p)}(z_i) z dz \quad (57)$$

$$M_{2(e)} = \int_{z=-H}^{z=H} \sigma_{2(e)}^{(p)}(z_i) z dz \quad (58)$$

Wielkości $N_{1(e)}$, $N_{2(e)}$, $M_{1(e)}$ oraz $M_{2(e)}$ są wykorzystywane następnie do program do analizy wytrzymałościowej, który umożliwia obliczenie wielkości skurczu i deformacji wyprasek.

3.2.4. Korygowanie wielkości skurczu

Na Rys. 26a-b zaprezentowano wpływ zastosowanej korekty (metody CRIMS) na wielkość skurczu liniowego w materiale. Na ich podstawie widać, że stosowane w oprogramowaniu modele materiałowe są w stanie dać zbliżone do rzeczywistości wyniki skurczu, które mogą jedynie wymagać skalibrowania w oparciu o dodatkowe badania empiryczne (tj. szczególnie w przypadku modelu 3D, wykres jest jedynie przesunięty o pewną stałą wartość, a kalibracja pozwala nam uzyskać prawidłową wartość skurczu).



Rys. 26a-b Wielkość skurczu liniowego równoległego (z lewej) oraz prostopadłego (z prawej) do kierunku płynięcia polipropylenu dla różnych zestawów parametrów procesu. a,b Wyniki eksperymentalne oraz symulacyjne z oraz bez uwzględnienia korekty naprężeń resztkowych przy użyciu modelu CRIMS. c, wyniki skorygowanych skurczów uzyskane dla modeli 3D[16]

Zaprezentowany powyżej sposób korygowania wielkości skurczu materiału stanowi podwaliny dla realizowanych w dalszej części pracy badań symulacyjnych. Z zaprezentowanej metody wynika, że istnieje możliwość korekty uzyskanych wyników symulacyjnych w oparciu o przeprowadzone badania empiryczne na wybranych próbkach wzorcowych.

4. Ocena stanu literatury dot. problematyki deformacji wyprasek

Analiza skurczu i deformacji jest zagadnieniem wbrew pozorom bardzo złożonym. W literaturze znaleziono wiele niejednoznaczności w kwestii metodologii pomiaru i oceny deformacji, szczególnie w odniesieniu do praktyki przemysłowej. Obok niejednoznaczności pomiaru istotną trudnością w korzystaniu z doniesień literaturowych było niepełne definiowanie warunków brzegowych, które są istotne dla oceny wyników symulacji. Poniżej przedstawiono wybrane uwagi do prac naukowych z obszaru skurczu i deformacji wyprasek:

- Brak wykorzystania kotwic do precyzyjnego określenia wielkości deformacji (pomiar deformacji przy użyciu metody najlepszego dopasowania, ang. *Best Fit*) lub/i brak określenia kryteriów pomiarowych, błędnie wykonany pomiar deformacji [17,34,61–154]
- Brak sprecyzowania wielkości i kształtu przewężki, brak założenia średnicy przewężki w przypadku symulacji bez przewężki, długości zimnego wlewka i średnicy przewężki przy przejściu z układu gorącokanałowego [61–64,66,68,69, 71–74,80,81,83,84,86–88,91–93,95–99,101–103,105–113,115–138,140,142,144,148,151–167]
Brak informacji o czasie docisku [61,66,79,80,84,94,96,100,102,104,106,107, 111–113,116,117,119–126,130,132,133,141,144,151,153,155,157,160,161,165,166,168, 169],
- Brak wskazania modelu wypraski lub/i parametrów procesu [66,81,83,85–88,90,91,101,112,133,139,155,170,171],
- Brak informacji o ciśnieniu docisku [64,73,94,116,151,154,166,172],
- Pomiar czynników różniących się na poziomie błędu numerycznego [71,92,131,136,143,149,150,167],
- Próba założenia takiego samego docisku w symulacji jak na wtryskarce pomijając spadek ciśnienia na dyszy wtryskowej (efektem są rozbieżności w skurczu)[173],[174],
- Porównywanie układu zimnokanałowego i gorącokanałowego zakładając stałą wartość ciśnienia (w rzeczywistości ciśnienie w gnieździe będzie się różnić o wielkość spadku ciśnienia na długości zimnego kanału)[104], [168],
- Uwzględnienie wlewka w pomiarach deformacji [34,90],
- Analiza naprężeń resztkowych, bez odniesienia tego do deformacji, wyciąganie bezzasadnych wniosków [82],
- Źle dobrane parametry procesu (np. bardzo krótki czas docisku w stosunku do grubości wypraski [93],
- Zastosowanie siatki 2,5D do detali grubościennych lub detali, do których nie powinna być stosowana (wg wytycznych producentów oprogramowania) [93,157],

- Prezentacja wyników chłodzenia części w danej sekundzie zamiast uśrednionej temperatury na powierzchni gniazda formującego do oceny efektywności odbioru ciepła [175],
- Zestawianie skrajnie nieoptymalnego układu chłodzenia (niestosowanym w praktyce) z chłodzeniem konformalnym w celu pokazania skuteczności tego drugiego rozwiązania [176] [65],
- Źle zaprojektowana siatka i nieuwzględnienie wlewka dla tworzyw wrażliwych na ścinanie [177].

Istotnym problemem jest brak definicji geometrii przewężki. Oprogramowanie do symulacji procesu wtryskiwania pozwala zarówno narysować cały układ wlewowy założyć wirtualną średnicę przewężki, która wpływa na długość fazy docisku – jeżeli przewężka zamrażnie, dalsze realizowanie docisku przestaje być możliwe. Brak zamodelowania układu wlewowego będzie mieć wpływ na wielkość spadku ciśnienia, niemniej analizując jedynie wielkość ciśnienia w gnieździe [178] można uprościć analizę jedynie do wirtualnej średnicy przewężki deklarując jej średnicę.

Kolejnym bardzo istotnym błędem jest brak wskazania długości czasu docisku. Czas docisku jest parametrem bardzo istotnym z perspektywy wielkości skurczu oraz deformacji dla polimerów nienapełnianych. W wielu pracach informacja o wielkości tego parametru została całkowicie pominięta. Innym problem było również pominięcie ciśnienia docisku, który również odgrywa kluczową rolę w deformacjach.

Dalszą część analizy literatury podzielono na ocenę powszechnie stosowanych metod statystycznych i algorytmów optymalizacyjnych, nowe rozwiązania obliczeniowe, technologiczne oraz konstrukcyjne w dziedzinie skurczu i deformacji wyprasek oraz na prace dyskutujące kwestię symulacji samych deformacji.

4.1. Rozwiązywanie problemu skurczu i deformacji poprzez metody statystyczne i algorytmy optymalizacyjne

Większość z wyżej wymienionych prac podejmuje próbę oceny wpływu parametrów procesu na skurcz i deformacje, szczególnie przy wykorzystaniu metod statystycznych (czasem optymalizowane są również wypłyvky i inne defekty). Nie prowadzą one często analizy samego zjawiska (czasem można spotkać ocenę wrażliwości poszczególnych parametrów procesu), a jedynie pokazują sposób minimalizacji skurczu i deformacji w określonych ramach. Do wykorzystywanych metod statystycznych oraz optymalizacyjnych zaliczyć można:

- Response Surface Method/ANOVA (pol. *metoda odpowiedzi powierzchni / analiza wariacji*)
[66,68,70,80,83,91–94,96,97,103,106,107,110–113,115,116,121,125,129,132,134–136,138,140,149,152,160,164,165,169,176,179,180],
- metoda Taguchi'ego
[34,65,68,73,74,83,91,92,94,97,101,103,105,111,112,114,115,118,119,123,131,132,135–137,143,147,149,150,153,158,161],
- Design of Experiment (pol. *planowanie eksperymentu*)
[66,70,97,99,100,102,110,120,122,123,129,134,144,181],
- Orthogonal Experimental Design Method (pol. *metoda planowania eksperymentu ortogonalnego*) [79,98,108,109,117,130,142,146,164],

- Model zastępczy typu kriging: [64,69,78,124,126],
- Sieci neuronowe [61–63,65,72,139,148,154,167],
- Dual Response Surface Method (pol. *metoda podwójnej odpowiedzi powierzchni*) [67],
- Mode-Pursuing Sampling method (pol. *metoda próbkowania z podążaniem*) [166],
- Analytical Hierarchy Process (pol. *metoda hierarchicznej analizy procesów*) [158],
- Multi-Objective Optimization (pol. *optymalizacja wielokryterialna*) [65],
- Fractional Factorial Design (pol. *ułankowe układy czynnikowe*) [70,179],
- Metody logiki rozmytej [65],
- Particle Swarm Optimization (pol. *optymalizacja przy użyciu roju cząstek*) [115],
- Algorytmy genetyczne [115,137],
- Grey Relational Analysis (pol. *szara analiza relacyjna*) [161],
- Proces Gaussowski [127],
- Optymalizacja bezmodelowa [182],
- Algorytm kolonii mrówek [139].

Metody te mają kilka zasadniczych wad, zarówno z perspektywy omawianych artykułów naukowych, jak i perspektywy praktyki przemysłowej:

- Operują na stosunkowo wąskich zakresach badanych parametrów, co stanowi istotne ograniczenie.
- Analizowane geometrie są często nieskomplikowane, dla których zastosowanie tego typu algorytmów nie wnosi wartości merytorycznej, szczególnie że we wskazanych pracach wykorzystywana jest niewielka liczba kryteriów optymalizacji. Równocześnie w artykułach do oceny jakości wyników wykorzystuje się przede wszystkim pomiar deformacji metodą najlepszego dopasowania.
- Wiele artykułów z zakresu optymalizacji zostało przygotowanych na zasadzie czarnej skrzynki, z której prócz pewnej odpowiedzi układu nie wyciąga się żadnych istotnych wniosków. Nierzadko tego typu analizy zawierają błędy z perspektywy zaplanowania samego eksperymentu.
- Prace traktujące o tej tematyce zazwyczaj bardzo słabo lub wcale nie definiują metody pomiaru deformacji. Nagminnie wykorzystywany jest pomiar przy użyciu metody najlepszego dopasowania, przy którym odczytywana jest wartość maksymalna deformacji (z pominięciem wartości minimalnej, która jest ujemna i jest pomijana).
- W przypadku wyprasek, które zazwyczaj są tolerowane z innymi elementami – pomiar z wykorzystaniem metody najlepszego dopasowania nie daje żadnej istotnej informacji. W tym celu się należy wykonać pomiary na poszczególnych węzłach siatki (lub punktach geometrycznych), tj. pomiar odległości między otworami, długości elementu. Do tego można uwzględnić pomiar płaskości powierzchni oraz analizę krągłości otworów. W pracach często nie są stosowane płaszczyzny pomiarowe, tworzone przez odpowiednie zbazowanie wypraski za pomocą kotwic. Służą one przede wszystkim do prawidłowego zobrazowania ugięcia wypraski (sam pomiar może odbyć się przy użyciu punktów).
- Metody optymalizacyjne nie dają realnej odpowiedzi, które parametry mają wpływ na deformacje (pomimo wskazywania odpowiednich wartości), ponieważ zależą od zakresu dobranych parametrów. Podczas wykorzystania

metod optymalizacyjnych istnieje ryzyko źle dobranego zakresu analizowanych parametrów – błędne dobranie zakresu parametrów może wpłynąć na odpowiedź, który parametr ma największy wpływ na deformacje.

Metody optymalizacyjne powinny mieć zastosowanie dopiero kiedy wszystkie inne metody rozwiązania problemu skurczu i deformacji zostały już wykorzystane, tj. została przeprowadzona analiza deformacji wypraski na etapie konstrukcji formy w celu eliminacji potencjalnych problemów ze spełnieniem tolerancji wymiarowych, stąd jej zastosowanie powinno być zdecydowanie bardziej ograniczone niż poziom eksploracji tej tematyki w literaturze.

Wiele metod optymalizacyjnych nie daje żadnych informacji nt. przyczyn występujących problemów z deformacjami, są jedynie sposobem rozwiązania istniejącego problemu, który jest efektem źle podjętych decyzji konstrukcyjnych (konstrukcji wypraski oraz konstrukcji formy wtryskowej).

Z drugiej strony metody statystyczne (np. Response Surface Method) pozwalają na uzyskanie funkcji wyrażającej wartość skurczu lub deformacji jako wielomian, w którym zmiennymi są parametry procesu (o odpowiednich potęgach lub kombinacjach), a współczynniki są wyznaczane przy użyciu narzędzi statystycznych [179]. Wadą tego podejścia jest to, że dla zestawu punktów można dopasować dowolną płaszczyznę, która finalnie da jedynie częściową informację nt. czynników wpływających na proces [4],[5] (szczególnie, że w [179] dwa czynniki w praktyce są od siebie zależne). Jeżeli celem jest posługiwanie się parametrami procesu w zadanym zakresie, to jest to jedna z dostępnych dróg wyznaczenia zależności między parametrami procesu a wielkością skurczu i deformacji.

4.2. Rozwiązania obliczeniowe, technologiczne oraz konstrukcyjne

Obok prac bazujących na metodach statystycznych, algorytmach genetycznych, sieciach neuronowych i innych metodach optymalizacyjnych, które modyfikują parametry procesu istnieją również badania, gdzie metoda optymalizacyjna została użyta do modyfikacji geometrii narzędzia lub wypraski.

Jednym z podejść jest metoda odwrotnego projektowania termicznego form wtryskowych [183]. Polega ona na rozlokowaniu kanałów chłodzących umożliwiającym uzyskanie równomiernej temperatury na powierzchni gniazda formującego (równomierna temperatura powierzchni gniazda odgrywa istotną rolę w wielkości deformacji, szczególnie w przypadku wyprasek zawierających żebra, kominki, zatrzaski, ściany boczne itp.) W aktualnej implementacji nie uwzględnia ona samego zjawiska nierównomiernego skurczu, jedynie opiera się na polu temperatury formy wtryskowej [183]. Metoda ta zakłada przede wszystkim zastosowania nierównomiernego rozmieszczenia kanałów chłodzących do optymalnego odbioru ciepła, nie wyklucza również zastosowania kanałów chłodzących o różnej średnicy [184].

Innym podejściem do rozwiązania problemu deformacji jest optymalizacja chłodzenia przy użyciu odpowiednich algorytmów (np. algorytmów ewolucyjnych [185,186]), w których funkcją celu będą deformacje wyprasek, a nie jak we wcześniejszym przypadku rozkład temperatury na powierzchni gniazda formującego.

W przypadku bardziej złożonych wyprasek o skomplikowanych kształtach można rozważyć wykorzystanie narzędzia do optymalizacji lokalizacji punktów wtrysku, gdzie funkcją celu będzie wielkość deformacji [124]. Zazwyczaj praktyka inżynierska zazwyczaj pozwala dość dobrze ulokować punkty wtrysku, niemniej w przypadku gdy stosowane jest tworzywo sztuczne napełniane włóknem – algorytm mógłby znacząco uprościć pracę konstruktora form wtryskowych, gdyż przewidzenie orientacji włókna i wpływu orientacji na deformacje jest bardzo trudne [24],[187]. Optymalizacja lokalizacji przewężki jest potencjalnie bardzo dobrym narzędziem w przypadku tworzyw napełnianych włóknem, gdzie zmiana warunków docisku ma stosunkowo niewielki wpływ. Dodatkowo obecność włókna w tworzywie sztucznym ogranicza możliwości wykorzystania profilu docisku do redukcji deformacji (Rys. 13) ze względu na zmniejszenie podatności materiału na stosowane ciśnienie (zmniejszenie odległości między izochorami na wykresie PVT).

Kolejnym podejściem do problemu deformacji jest jej minimalizacja przy użyciu optymalizacji grubości wypraski, którą autorzy pracy [188] nazwali trójwymiarową metodą kontroli grubości (ang. *three dimensional thickness control method* – 3DTCM). Naukowcy przetestowali tę metodę dla prostej płytki, gdzie zmniejszenie jej grubości w środku z 2,5 do 2 mm spowodowało ograniczenie deformacji o paręnaście procent. Trudno zweryfikować możliwości tego narzędzia pod kątem bardziej złożonych wyprasek, szczególnie, że autorzy metody przedstawili założenia (zmiana grubości) bez omówienia działającego algorytmu.

Algorytm 3DTCM został wypracowany kątem korzystając z oprogramowania Moldex3D, który stanowi alternatywę dla oprogramowania Autodesk Moldflow®, wykorzystanego w niniejszej pracy. Jego twórcy rozwinęli wspomnianą metodę do metody trójwymiarowej kompensacji skurczu objętościowego (ang. *3D volumetric shrinkage compensation method* - 3DVSCM). Metoda ta polega na modyfikacji geometrii tak, żeby po procesie wtryskiwania uzyskać oczekiwane tolerancje wymiarowe (niestety autorzy artykułu nie przedstawili informacji nt. sposobu działania algorytmu) [189]. W praktyce stosowanie tego typu metod, korzystających z tzw. przeciwkształtów jest rzadko stosowane. Oprogramowanie Autodesk Moldflow® również posiada możliwość wygenerowania przeciwkształtu w oparciu o pole przemieszczeń uzyskane z analizy deformacji wypraski.

Do koncepcji stosowania przeciwkształtu podeszli również badacze z RWTH Aachen, którzy zaprezentowali iteracyjne podejście, gdzie na podstawie zdeformowanego kształtu, pola temperatur oraz pola naprężeń resztkowych iteracyjnie jest wyznaczany zmodyfikowany kształt wypraski, który po procesie ma uzyskać oczekiwany kształt [190]. Zagadnienie jest w słuszne, niemniej bazuje ono na metodach numerycznych, do których na dzień dzisiejszy brakuje narzędzi umożliwiających przeprowadzenie przybliżonej walidacji.

Innym podejściem w rozwiązywaniu problemu deformacji jest optymalizacja grubości konkretnych ścian wypraski [39] lub geometrii konkretnego obszaru wypraski [191] przy użyciu gotowych algorytmów. Rozszerzeniem optymalizacji grubości konkretnych ścian jest modyfikacja grubości wszystkich ścian deformacji tak, ażeby uzyskać zakładane tolerancje wymiarowe [192–194]. Metody te może mieć zastosowanie tak długo, jak optymalizacja nie doprowadzi do problemów z prawidłową realizacją fazy docisku.

Ograniczenie problemu deformacji jest również możliwe poprzez zmianę temperatury cieczy chłodzącej w poszczególnych obwodach chłodzących [195] lub optymalizację kształtu przewężki [191], długości kanału wlewowego [191] oraz lokalizacji punktu wtrysku [196]. Kształt przewężki ma szczególne znaczenie, ponieważ odpowiednio dobrany kształt może wydłużyć możliwość realizacji fazy docisku.

Ciekawą metodą prowadzącą do uzyskania zdecydowanie mniejszych wartości deformacji jest wykorzystanie tzw. Wtryskiwania dynamicznego (ang. *dynamic injection molding technique*, DIMT), która polega na tym, że polimer jest wprowadzany do formy z oscylującą prędkością i dociskane oscylującym ciśnieniem [197,198].

Z perspektywy konstrukcji form wtryskowych jednym ze sposobów ograniczenia wielkości deformacji jest wykorzystanie konformalnych układów chłodzenia o bardzo zróżnicowanej geometrii [199–204]. W założeniu umożliwiają one bardziej efektywne chłodzenie aniżeli w przypadku konwencjonalnych układów chłodzenia ze względu na umiejscowienie ich blisko powierzchni gniazda formującego, w stałej odległości [205]. Często pomimo braku możliwości ograniczenia czasu chłodzenia jest możliwe uzyskanie bardziej równomiernej temperatury niż w przypadku chłodzenia konwencjonalnego, a to może skutkować zmniejszeniem deformacji [199].

4.3. Prace związane z symulacjami numerycznymi deformacji

Obok metod dotyczących rozwiązywania problemów deformacji powstało wiele prac omawiających problematykę deformacji od strony samego zjawiska, danych materiałowych, pomiarów oraz kwestii praktycznych.

Prace badawcze i badawczo-rozwojowe prowadzące do poprawy dokładności symulacji numerycznych procesu wtryskiwania trwają od ponad czterech dziesięcioleci [16]. Ciągłe istotnym problemem jest poprawa dokładności metod obliczeniowych w zakresie skurczu i deformacji poprzez dopracowanie modeli matematycznych [56,59,60]. Część prac dotyczy opisu zależności PVT oraz jej rozszerzenia o wpływ dodatkowych czynników.

Wraz z rozwojem sieci neuronowych pojawiły się również bardziej zaawansowane zastosowania narzędzi symulacyjnych do dziedziny wtryskiwania tworzyw sztucznych. Dotychczas większość prac skupiała się na znalezieniu optymalnych parametrów procesu zgodnie z założonymi kryteriami. Niedawno pojawiły się prace, w których wykorzystano sieci neuronowe do przewidzenia wielkości deformacji w oparciu o wyniki symulacji [206–208].

Innym przykładem są prace rozszerzające zakres możliwości istniejących narzędzi symulacyjnych. Przykładem jest praca, w której skupiono się na zagadnieniu zbyt szybkiego (swobodne chłodzenie wypraski po usunięciu z formy wtryskowej) lub zbyt długiego chłodzenia (relaksacja naprężeń w formie) [208],[209]. Na dzień dzisiejszy programy symulacyjne pozwalają analizować deformacje wyprasek aż do osiągnięcia temperatury wynikającej z analizy chłodzenia. Wprowadza to znaczący błąd przy zastosowaniu krótkiego czasu docisku i uniemożliwia analizę sytuacji wyformowania wypraski przy krótkim czasie chłodzenia. Z drugiej strony nie ma możliwości oceny wielkości deformacji w przypadku dłuższego przetrzymania wypraski w narzędziu.

Istotnym aspektem, na który wpływają deformacje jest montaż gotowych wyprasek (ew. ich zgrzewanie wibracyjne/spawanie) ze sobą. W pracy [38] badacze zaprezentowali symulacje deformacji oraz ich walidację przy użyciu pomiarów wykonanych przy użyciu formy prototypowej. Uwzględniając wielkość uzyskanych deformacji oceniono, które miejsca będą najodpowiedniejsze do przeprowadzenia zgrzewania. Korzystając z tej metodologii można ocenić miejsca, gdzie pasowanie poszczególnych wyprasek będzie niskiej jakości i konieczne będzie wprowadzenie modyfikacji w wyprasce lub minimalizacja deformacji.

Istnieje również możliwość przeprowadzenia symulacji numerycznych z uwzględnieniem kwestii montażu – przeprowadzona w ten sposób analiza numeryczna pokazuje, czy po zamontowaniu dwóch części ze sobą, wprowadzone dodatkowo naprężenia nie spowodują problemów z pasowaniem w poszczególnych miejscach [210,211].

CELE I HIPOTEZA PRACY DOKTORSKIEJ

Cele poznawcze pracy:

Poznanie zależności między parametrami nastawnymi procesu wtryskiwania oraz konstrukcją wyprasek, a ich skurczem oraz deformacjami.

Stworzenie modeli analitycznych umożliwiających sprawne przewidywanie problemów związanych ze skurczem i deformacją wyrobów wtryskowych z tworzyw sztucznych na etapie ich konstrukcji.

Walidacja praktyczna uzyskanych wyników symulacyjnych.

Cel aplikacyjny:

Opracowanie metodyki szybkiej oceny przewidywanego skurczu i deformacji wyprasek wtryskowych w zależności od ich konstrukcji i parametrów procesu wtryskiwania.

Hipoteza pracy

Możliwe jest wytwarzanie wyprasek wtryskowych o zdefiniowanej jakości poprzez opracowanie i praktyczne zastosowanie modeli analitycznych opisujących zależności pomiędzy parametrami procesu i konstrukcją wyprasek z tworzyw sztucznych a ich skurczem oraz deformacjami.

Opracowane modele analityczne pozwolą na poprawną ocenę wyników symulacji na wstępnym etapie prac projektowych.

ANALIZA ZALEŻNOŚCI MIĘDZY CZYNNIKAMI WPLYWAJĄCYMI NA SKURCZ I DEFORMACJE

5. Czynniki wpływające na skurcz i deformacje uwzględnione w symulacjach komputerowych

Dotychczas opublikowano szereg książek zawierających podstawowe wytyczne jak prawidłowo konstruować wypraski oraz narzędzia [11,12,33,212,213]. Oprócz wspomnianych wytycznych książki te zawierają często wpływ parametrów procesu na skurcz i deformację w postaci uproszczonych zależności. Nie znaleziono w literaturze szczegółowej analizy relacji między poszczególnymi czynnikami, szczególnie w kontekście deformacji. W literaturze spotyka się prace badające wpływ parametrów procesu, niemniej rzadko kiedy weryfikowany jest ich sprzężony wpływ w sposób inny niż przy użyciu metod statystycznych, które zazwyczaj działają na zasadzie „czarnej skrzynki” nie dając wartościowych odpowiedzi.

Przed przystąpieniem do opracowania studium analiz przeanalizowano podręczniki zawierające wytyczne dot. projektowania wyprasek oraz zjawiska skurczu i deformacji. W literaturze przedstawiono podstawowe wytyczne jak projektować wyroby (zbalansowanie wypełniania gniazda, równomierne grubości ścian, itd.). Dodatkowo omówiono podstawowe przyczyny skurczu i deformacji tj. niejednorodny skurcz, wpływ orientacji tworzywa oraz napełniacza, nierównomierne chłodzenie. Niestety wiedza ta często wykracza poza zakres znany konstruktorom wyprasek (w kwestii zjawiska skurczu i deformacji) [12]. Podobnie zapoznano się literaturą omawiającą problem skurczu deformacji i kwestia zależności między konstrukcją wypraski a wspomnianymi wielkościami była bardzo rzadko analizowana, a jeżeli już była, to w wąskim zakresie.

Ze względu na fakt, że omawiane w niniejszej pracy czynniki wpływają nie tylko na skurcz i deformacje, w niniejszej pracy skupiono się tylko na tych dwóch aspektach. Należy zaznaczyć, że poszczególne czynniki wpływają również na siebie, jak np. średnica przewężki i czas docisku (maksymalny). W zależności od średnicy przewężki możemy dłużej lub krócej realizować fazę docisku, która to z kolei wpływa na wielkość skurczu tworzywa. W oparciu o zebrane dane przygotowano wstępną mapę zależności między czynnikami wraz z ich wpływem na skurcz i deformacje.

W niniejszej pracy pierwszym etapem było zebranie informacji nt. czynników wpływających na skurcz i deformacje wraz z określeniem sposobu oddziaływania – zostały one pogrupowane na 3 kategorie:

- czynniki procesowe związane z nastawami wtryskarki,
- czynniki materiałowe związane z właściwościami reologicznymi oraz mechanicznymi wtryskiwanych tworzyw sztucznych,
- czynniki konstrukcyjne związane z zagadnieniami konstrukcji wypraski oraz formy wtryskowej.

W oparciu o przeprowadzoną analizę literatury przeprowadzono wstępne symulacje numeryczne dla geometrii typu płaska płytka (kształtem zbliżona do wypraski zaprezentowanej na Rys. 25) w celu uzupełnienia wpływu poszczególnych czynników procesowych, materiałowych oraz konstrukcyjnych na siebie oraz ich istotności. Ocena istotności posłużyła uproszczeniu mapy zależności.

5.1. Aspekty pośrednie

Aspekty pośrednie stanowią „sposób powiązania” między poszczególnymi czynnikami procesowymi, materiałowymi oraz konstrukcyjnymi. Z tego powodu zostaną one jako pierwsze omówione.

5.1.1. Droga płynięcia

Droga płynięcia jest odległością, jaką pokonuje tworzywo sztuczne w trakcie wypełniania formy wtryskowej. W zależności od sposobu opisu można ją mierzyć od początku dyszy wtryskowej, początku układu wlewowego lub od przewężki. W przypadku symulacji procesu wtryskiwania w pierwszym przybliżeniu wykonuje się symulacje dla samego gniazda, dopiero potem uwzględniając układ wlewowy. Bardzo rzadką praktyką (jednak pożądaną chcąc uzyskać możliwie dokładne informacje nt. Zmian ciśnienia w fazie wtrysku) jest modelowanie również dyszy wtryskowej. Droga płynięcia wpływa liniowo na wielkość ciśnienia wtryskiwania potrzebnego do wypełnienia gniazda. Oprócz tego wpływa na sposób przekazywania ciśnienia w gnieździe (im bardziej oddalony obszar od przewężki, tym mniejsza wartość ciśnienia jest obserwowana).

5.1.2. Szybkość ścinania

Szybkość ścinania stanowi stosunek różnicy prędkości sąsiadujących ze sobą warstw płynu do odległości między nimi. Ze względu na właściwości reologiczne polimerów największe szybkości ścinania są zlokalizowane w niedużej odległości od ścianki gniazda. Polimery cechują się znaczącą lepkością, a przepływ przez obszary o małej powoduje, że szybkość ścinania potrafi osiągnąć duże wartości[214]. Z tego powodu duża wartość szybkości ścinania może powodować wystąpienie zjawiska nagrzewania indukowanego ścinaniem (ang. *shear heating*) proporcjonalnego iloczynu lepkości kwadratu szybkości ścinania,, co przedstawia ostatni człon w równaniu transportu ciepła[215].

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla T \right) = - \left(\frac{\partial \ln \rho}{\partial \ln T} \right)_p \left(\frac{\partial p}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla p \right) + \nabla \cdot (k \nabla T) + 2\eta \dot{\gamma}^2 \quad (59)$$

Zjawisko to jest charakterystyczne dla polimerów o dużej lepkości, w szczególności poliwęglanu (PC), poli(metakrylanu metylu) (PMMA) oraz poli(chlorku winylu) (PVC) [6]. Duża ilość generowanego ciepła może mieć istotny wpływ na czas zamarzania ścian, a także sposób wypełniania gniazda (ten drugi czynnik ma znikomy wpływ na deformacje w przypadku tworzyw nienapełnianych włóknem).

5.1.3. Spadek ciśnienia na drodze płynięcia tworzywa

Spadek ciśnienia na drodze płynięcia tworzywa to aspekt określający wartość ciśnienia potrzebnego, aby wypełnić gniazdo przepływem o zadanej prędkości przepływu. Zmienia się on liniowo w funkcji drogi płynięcia oraz nieliniowo w funkcji grubości ściany oraz prędkości przepływu.

5.1.4. Profil ciśnienia w gnieździe

Profil ciśnienia w gnieździe to rozkład ciśnienia panującego w gnieździe formy wtryskowej w funkcji czasu. Wpływa on na wielkość naprężeń resztkowych (i ich równomierność lub niejednorodność) oraz finalny skurcz i deformację wypraski[54].

5.1.5. Czas zestalania ścianki wypraski

Czas zestalania ścianki wypraski określa czas, po którym ściana wypraski w danym miejscu ulegnie zestaleniu. Jest to czynnik istotny z perspektywy „zamrażania” naprężeń w materiale oraz występowania zjawiska krystalizacji. Oprócz tego jeżeli czas zestalania wypraski jest dużo dłuższy od czasu zestalania przewężki, to wtedy nie można efektywnie realizować fazy docisku.

5.1.6. Czas zamarzania przewężki

Czas zamarzania przewężki to aspekt ograniczający możliwość realizacji fazy docisku, która ma wpływ na wielkość skurczu i deformacji. W przypadku układów zimnokanałowych o przekroju kołowym stosuje się przewężki o średnicy stanowiącej 50-75% grubości ściany wypraski. Narzucają one jednak poważne ograniczenia na możliwość realizacji fazy docisku, co wynika bezpośrednio z równania (10). Dla wspomnianego zakresu grubości przewężki czas docisku może maksymalnie wynosić 25 - 56,25% czasu potrzebnego do zamrożenia ścian wypraski. Można tego uniknąć poprzez zastosowanie przewężki szczelinowej lub bezpośredniego wtrysku w wypraskę z wykorzystaniem układu gorącokanałowego.

5.1.7. Profil temperatury w gnieździe

Profil temperatury w gnieździe to rozkład temperatury w funkcji czasu w gnieździe formy. Od niego zależy jakie ciśnienie szczątkowe zostanie „zamrożone” w trakcie chłodzenia wypraski. Ma kluczowe znaczenie szczególnie dla wyprasek o zmiennej grubości, gdyż przez zbyt szybkie zestalenie obszarów o mniejszej grubości dojdzie do niedopakowania obszarów o większej grubości lub obszarów „odciętych od punktu wtrysku” przez obszary o mniejszej grubości. Dodatkowo wpływa na możliwość przenoszenia ciśnienia do obszarów oddalonych od punktu wtrysku.

Ze względu na ograniczenia modeli matematycznych stosowanych w programach symulacyjnych – nie wszystkie efekty mogą zostać uwzględnione (szybkość chłodzenia).

Część z przeprowadzonych prac badawczych skupiała się na problematyce zagadnienia chłodzenia form wtryskowych. Ze względu na stosunkowo małe zapotrzebowanie na eksplorację tego tematu ze strony przemysłu skupiono na tematyce deformacji. Z przeprowadzonych badań z zakresu chłodzenia form wtryskowych uzyskano szereg istotnych wniosków dot. optymalizacji chłodzenia form wtryskowych. W przypadku wyprasek o umiarkowanie skomplikowanych kształtach (tj. Wyprasek bez tulei, zagłębień, z których trudno usunąć ciepło) głównym czynnikiem ograniczającym czas chłodzenia wypraski jest przewodność cieplna tworzywa, różnica temperatur stopu polimerowego, cieczy chłodzącej oraz wyformowania, a nie konstrukcja formy wtryskowej. Oznacza to, że niezależnie od poziomu optymalizacji układu chłodzenia, nie da się realnie skrócić czasu cyklu (zakładając taki sam poziom zestalania wypraski) [216].

Geometria formy wtryskowej (a konkretniej geometria kanałów chłodzących) ma jednak istotny wpływ na rozkład temperatury na powierzchni gniazda formującego, która to z kolei ma wpływ na deformacje wyprasek. Jeżeli okaże się, że układ chłodzenia jest daleki od optymalnego – temperatura na powierzchni gniazda formującego będzie wyższa lub mniej jednorodna niż w przypadku dobrze zaprojektowanego rozwiązania. To z kolei będzie rzutować na finalną jakość wypraski, a niekoniecznie na czas produkcji.

Należy pamiętać, że skrócenie czasu chłodzenia wypraski można uzyskać po prostu poprzez zastosowanie cieczy chłodzącej o niższej temperaturze – optymalizacja kanałów chłodzących nie doprowadzi do skrócenia czasu chłodzenia przy prostych wypraskach lub gdy układ chłodzenia jest dobrze zaprojektowany umożliwiając efektywny odbiór ciepła.

Przy porównywaniu różnego rodzaju układów chłodzenia można założyć stały czas chłodzenia wypraski (domyślnie czas potrzebny do zestalenia określonej objętości wypraski) i zmierzyć średnią temperaturę na powierzchni gniazda formującego lub założyć średnią temperaturę gniazda formującego i określić jaki jest wymagany minimalny czas chłodzenia, żeby tę temperaturę osiągnąć.

Niezależnie od metody pomiaru, zasadniczo uzyskanie zbliżonej średniej temperatury na powierzchni gniazda formującego będzie skutkować zbliżoną wielkością deformacji wypraski [90].

5.1.8. Stateczność wypraski

Stateczność wypraski to stosunkowo rzadko uwzględniany aspekt, ponieważ dotyczy on wyprasek bardzo cienkościennych, zwłaszcza gdy jest obecny przepływ radialny (wypełnianie gniazda w kształcie okręgu od jego środka). W przypadku niskiej stateczności może dojść do wyboczenia wypraski ze względu na występujące w niej naprężenia resztkowe. Przykładem jest wspomniana wcześniej wypraska w kształcie okręgu, która na gruncie małych deformacji skurczyłaby się, a na gruncie dużych odkształceń uwzględniających wyboczenie może dojść do pozapłaszczyznowego wygięcia do powierzchni kopułowej lub kształtu tzw. siodła (ang. *saddle shape*) [25,28].

5.1.9. Orientacja polimeru oraz włókna

W przypadku polimeru jest to sposób orientacji łańcuchów makrocząsteczek związanym ze sposobem przepływu polimeru w gnieździe formy wtryskowej. Wielkość skurczu wynikającego z orientacji polimeru jest zazwyczaj niewielka dla tworzyw nienapełnionych włóknem, jednak w przypadku obecności włókna różnica w skurczu w kierunku zgodnym i prostopadłym do kierunku przepływu może różnić się nawet o 1,5%. W przypadku tworzyw napełnianych włóknem wpływ włókna ma kolosalne znaczenie, do tego stopnia, że jest w stanie zmarginalizować wpływ parametrów procesu większości parametrów procesu na wielkość skurczu i deformacji. Pokrywa się to ze zmianami wykresu PVT wskazanymi w Rozdziale 1.4.

5.2. Czynniki procesowe

Część niejednorodnego skurczu wynika z różnicy w warunkach docisku oraz innych czynników procesowych. Jeżeli wypraska ma w sobie naprężenia, to dąży do

ich relaksacji. Wyzwaniem dla technologa jest realizacja procesu z zachowaniem minimalnych naprężeń resztkowych w materiale. Częstymi źródłami naprężeń w wyprasce jest niejednorodne chłodzenie, zbyt niska temperatura stopu polimerowego, nadmierne ciśnienie wtrysku. Orientacja polimeru jest większa przy zastosowaniu większych prędkości wtrysku, niższej temperaturze tworzywa oraz formy oraz przy zbieżnym przepływie (ang. *converging flow*) (w przeciwieństwie do przepływu rozbieżnego (ang. *diverging flow*)). Przepływ robie żny może być zaprezentowany przez wypraskę w kształcie dysku wtryskiwaną centralnie. Przepływ zbiegający będzie występować w przypadku wypraski w kształcie klinu, gdzie punkt wtrysku będzie zlokalizowany na najkrótszym boku [12].

5.2.1. Temperatura stopu polimerowego

Temperatura stopu polimerowego to temperatura z jaką polimer jest wprowadzany do analizowanego obszaru (w niniejszej pracy do gniazda formy wtryskowej). Wpływa ona na lepkość polimeru w trakcie płynięcia (tym samym na zjawisko nagrzewania ścinaniem, spadek ciśnienia na drodze płynięcia oraz na czas potrzebny do zestalenia wypraski.

5.2.2. Temperatura cieczy chłodzącej (stosowana zamiennie do temperatury powierzchni gniazda)

Temperatura cieczy chłodzącej jest temperaturą z jaką czynnik chłodzący wpływa do kanałów chłodzących w formie wtryskowej. Warunkuje szybkość odbioru ciepła ze stopu polimerowego i tym samym na czas potrzebny do zestalenia wypraski. W niniejszej pracy w celu odseparowania wpływu nierównomiernego chłodzenia na skurcz i deformacje zdecydowano się zastosować uproszczoną analizę ze stałą temperaturą powierzchni gniazda. Program pozwala również na zamodelowanie teoretycznego rozkładu temperatury z pominięciem układu chłodzenia, uzyskując zdefiniowane różnice w temperaturze między powierzchniami formującymi formy wtryskowej (zarówno stałe, jak i zmienne w czasie).

5.2.3. Czas chłodzenia

Czas chłodzenia to parametr istotny w przypadku symulacji chłodzenia z uwzględnieniem układu chłodzenia i bloku formy, gdzie wpływa na średnią temperaturę na powierzchni gniazda (oraz jej rozkład w trakcie cyklu).

Symulacje deformacji są również podatne na źle dobrany czas chłodzenia wypraski. Oprogramowanie w analizach deformacji prowadzi je do momentu uzyskania przez tworzywo temperatury wynikającej z czasu chłodzenia, a nie temperatury pokojowej [209]. Z tego powodu jest szczególnie istotne prawidłowe dobranie czasu chłodzenia w analizach deformacji, gdyż w przeciwnym razie uzyskane deformacje oraz skurcz będą mniejsze niż w rzeczywistości [209].

5.2.4. Niesymetryczne (niejednorodne) chłodzenie

Problem niesymetrycznego chłodzenia wiąże się z różną wielkością skurczu materiału po obydwu stronach wypraski. W rzeczywistości nie ma ostrej linii podziału między obszarem o większym i mniejszym skurczu. Jeżeli jedna

z powierzchni formujących jest chłodniejsza, to po tej stronie powstanie grubsza warstwa o mniejszym skurczu niż po stronie przeciwnej, to z kolei spowoduje większy skurcz po stronie cieplejszej i deformację wypraski w kierunku cieplejszej powierzchni formującej. Nawet zastosowanie równomiernej temperatury na powierzchni gniazda formującego nie daje gwarancji uniknięcia problemu nierównomiernego skurczu – wystarczy, że wypraska będzie niesymetryczna na grubości [12].

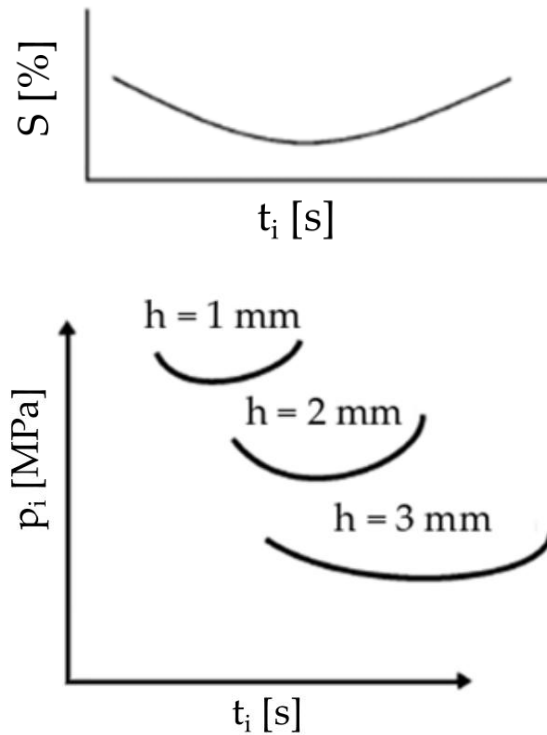
5.2.5. Mała temperatura formy wtryskowej

Zimne formy wtryskowe i krótki czas cyklu powodują „zamrażanie” naprężeń resztkowych w wypraskach przy jednoczesnym ograniczeniu wielkości skurczu. Po dłuższym czasie, wystawieniu na działanie temperatury lub wilgoci może dojść do relaksacji naprężeń [217]. Skurcz, który pojawia się później niż 16 h od wyformowania wypraski jest nazywany skurczem wtórnym (ang. *post-mold shrinkage*). W przypadku polimerów cechujących się dużym skurczem (polioksymetylen - POM, poliamid - PA), skurcz wtórny może być znaczący. Podczas gdy większa temperatura formy wtryskowej wymaga dłuższych czasów cyklu, droższych materiałów oraz powoduje, że produkowane produkują wypraski cechują się większym skurczu pierwotnym, to całkowita suma skurczu pierwotnego i wtórnego jest mniejsza [12].

5.2.6. Czas wtrysku

Czas wtrysku (zamiennie do objętościowego natężenia przepływu lub szybkości ruchu ślimaka) to parametr określający z jaką prędkością tworzywo wypełnia badany obszar. (podczas wypełniania gniazda objętościowe natężenie przepływu lub szybkość ruchu ślimaka może być stałe lub zmienne w czasie) Wpływa on na szybkość ścinania i tym samym na lepkość tworzywa oraz możliwość wystąpienia zjawiska nagrzewania indukowanego ścinaniem (ang. *shear heating*) oraz na wielkość spadku ciśnienia w trakcie wypełniania gniazda (wymagane ciśnienie wtrysku potrzebne do wypełnienia gniazda). Ze względu na fakt, że w praktyce przemysłowej wielkość docisku jest dobierana w oparciu o maksymalne ciśnienie występujące w trakcie fazy wtrysku – jest to czynnik silnie wpływający na profil docisku i pośrednio na skurcz i deformacje.

Zależność skurczu wypraski od szybkości wtrysku jest powiązana z wielkością ciśnienia zbudowanego podczas wypełniania gniazda, co widać na Rys. 27a-b. Dla bardzo dużych prędkości wtrysku wzrost ciśnienia wtrysku jest związany z oporami przepływu wynikającymi z geometrii gniazda formy wtryskowej oraz właściwości polimeru. Z drugiej bardzo wolny wtrysk powoduje, że w trakcie wypełniania gniazda część wypraski została się, zmniejsza się przekrój, przez który polimer może przepływać i tym samym rosną opory przepływu [12].



Rys. 27a-b Zależność między skurczem tworzywa S i czasem wtryskiwania (z lewej) oraz ciśnieniem wtrysku p_i i czasem wtrysku dla różnych grubości wypraski (z prawej) [12].

5.2.7. Moment przełączenia wtrysku w docisk

Moment przełączenia wtrysku w docisk (ang. *VIP switch-over*) to parametr nastawny określający, w którym momencie faza wtrysku zakończy się rozpoczynając fazę docisku. Moment przełączania wtrysku w docisk ustawia się zazwyczaj w zależności od położenia ślimaka lub wtrysniętej objętości (w programach symulacyjnych od stopnia wypełnienia gniazda). Ma on istotne znaczenie w przypadku, gdy wypełnianie gniazda jest silnie niezbalansowane (tj. do poszczególnych krańców gniazda formy front polimeru dopływa w różnym momencie), co powoduje znaczący skok w spadku ciśnienia pod koniec wypełniania gniazda. Poprzez wcześniejsze przełączenie wtrysku w docisk można uniknąć tego efektu redukując wymagane ciśnienie wtrysku, siły zwarcia, a w przypadku skorelowania ciśnienia wtrysku i wielkości docisku, również tego ostatniego [218,219].

5.2.8. Maksymalne ciśnienie w agregacie wtryskowym

Maksymalne ciśnienie w agregacie wtryskowym to parametr, który określa jakie maksymalne ciśnienie może zostać użyte w trakcie wypełniania gniazda. Ma ono znaczenie w przypadku bardzo cienkościennych wyprasek, gdzie może dojść do jego osiągnięcia. Po jego osiągnięciu dochodzi do spadku stałej prędkości przepływu [4].

5.2.9. Profil docisku (czas oraz ciśnienie docisku)

Profil docisku (czas oraz wielkość docisku) to kluczowy parametr wpływający na skurcz i deformacje wyprasek, gdyż wpływa na profil ciśnienia w gnieździe, a ten z kolei na skurcz i deformacje.

5.2.10. Czas otwarcia formy

Czas otwarcia formy to parametr istotny jedynie w przypadku analizy z uwzględnieniem układu chłodzenia, gdyż będzie wpływać na rozkład temperatury gniazda w funkcji czasu. W analizie bez uwzględnienia temperatury formy nie odgrywa on żadnej roli.

5.2.11. Wygrzewanie wypraski

Kolejnym aspektem związanym ze skurczem jest wygrzewanie (usuwanie naprężeń resztkowych) skutkujące większym skurczem oraz zjawisko plastycznego pełzania pod stałym obciążeniem (jeżeli do wypraski zostanie przyłożone stałe obciążenie, to w trakcie upływu czasu wielkość odkształcenia wypraski będzie rosła - aspekt ten jest często pomijany)[12].

5.3. Czynniki materiałowe

Część niejednorodnego skurczu wynika ze struktury wewnętrznej materiału. Niektóre polimery, szczególnie semikrystaliczne cechują się anizotropowym skurczem. Z tego powodu polimery amorficzne są zdecydowanie mniej podatne na deformacje w trakcie zestalania niż semikrystaliczne. Dodatkowo polimery semikrystaliczne cechuje większy skurcz niż polimery amorficzne, ponieważ tworzące się krystality (struktury zorganizowane) zajmują mniejszą objętość niż obszar bezpostaciowy (struktura niezorganizowana). Podczas gdy duża wartość skurczu nie stanowi sama w sobie przyczyny deformacji, zwiększa niestety ryzyko jej wystąpienia. Wszystkie makrocząsteczki polimerów mają tendencję do orientacji w kierunku przepływu, a w przypadku polimerów semikrystalicznych prowadzi to do zintensyfikowania zjawiska anizotropowego skurczu. Kiedy są one zorientowane w kierunku przepływu mają tendencję do formowania struktur, które są zorientowane równoległe do kierunku przepływu. Jest to zjawisko odgrywające istotną rolę w niektórych materiałach, takich jak POM oraz PA[12].

5.3.1. Lepkość

Lepkość polimeru wpływa przede wszystkim na wielkość spadku ciśnienia na drodze płynięcia polimeru. W przypadku dużych wartości ciśnienia obserwowany jest również wpływ ciśnienia na lepkość polimeru. Dodatkowo lepkość wpływa na zjawisko nagrzewania ścinaniem.

5.3.2. Ciepło właściwe

Ciepło właściwe określa ilość energii, którą należy dostarczyć, aby podnieść temperaturę 1 grama materiału o 1 stopień Celsjusza lub Kelwina. W zależności od struktury wewnętrznej polimeru może być widoczny punktowy wzrost wartości na wykresie ciepła właściwego od temperatury (przejście fazowe). W symulacjach komputerowych w przypadku braku danych ciepła właściwego zależnego od temperatury można korzystać z wartości średniej, która jest obarczona błędem. Czynniki te będą wpływać przede wszystkim na profil temperatury materiału oraz czas zestalania poszczególnych obszarów wypraski.

5.3.3. Przewodność cieplna

Przewodność cieplna to parametr określający szybkość transportu ciepła w ośrodku (w tym wypadku w polimerze). Przewodność cieplna dla większości polimerów ma wartości dość zbliżone, poniżej 1 W/(m K).

5.3.4. Zależność PVT oraz gęstość w stanie stałym oraz ciekłym

Zależność PVT (ciśnienie-objętość właściwa-temperatura) służy do wyznaczenia zmiany objętości tworzywa (skurczu) w trakcie procesu wtryskiwania. Parametr ten został szczegółowo omówiony w Rozdziale 1.4.

Gęstość tworzywa jest wykorzystywana do wyznaczenia masy wypraski oraz wszystkich równań, gdzie w grę wchodzi masa (np. symulacje z uwzględnieniem grawitacji).

5.3.5. Moduł sztywności oraz współczynnik Poissona

Moduł sztywności oraz współczynnik Poissona to podstawowe parametry mechaniczne określające zachowanie się tworzywa na skutek obciążenia. Służą do wyznaczenia naprężeń resztkowych materiale na podstawie modelu termo-lepko-sprężystego (Rozdział 3.1).

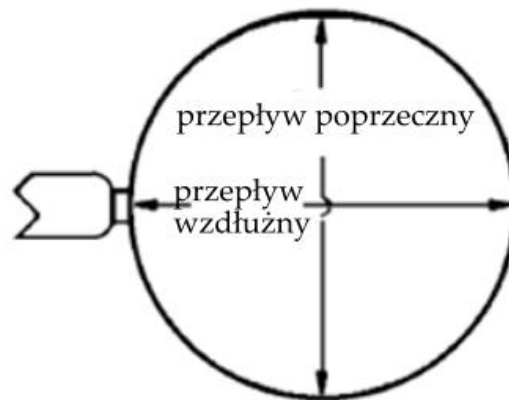
5.3.6. Współczynnik rozszerzalności termicznej

Współczynnik rozszerzalności termicznej służy również do wyznaczenia skurczu i deformacji wypraski, ma bardzo duży wpływ na wielkość deformacji. Został on opisany szerzej w Rozdziale 1.4.

5.3.7. Napełniacze włókniste

Źródłem zróżnicowanego skurczu jest orientacja napełniacza. Napełniacze włókniste są w znaczącym stopniu ograniczają skurcz polimeru skurczu w kierunku zgodnym z orientacją włókna. Jest to zazwyczaj kierunek zgodny z kierunkiem przepływu tworzywa. Na Rys. 28 przedstawiono zależność między skurczem

wypraski w zależności od udziału procentowego napelniacza w postaci włókien szklanych. Różnica między skurczem poprzecznym oraz wzdłużnym może wynosić ponad 1% [12].



Rys. 28 Wpływ zawartości włókna szklanego w materiale na wielkość skurczu równoległego i poprzecznego [12]

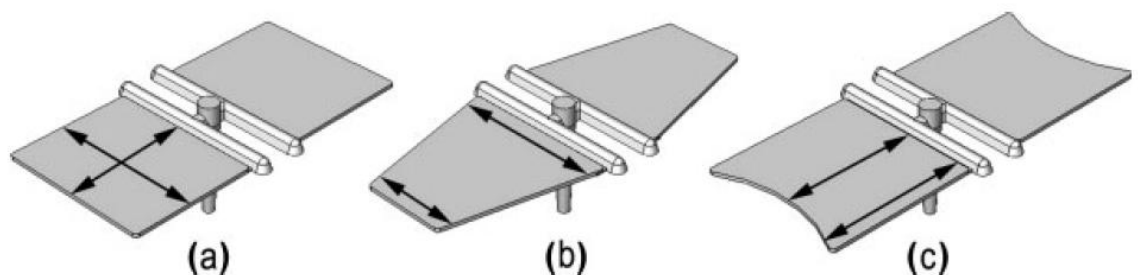
Dodanie napelniacza włóknistego do polimeru powoduje nie tylko ograniczenie możliwości redukcji deformacji przy użyciu profilu docisku, ale również jest w stanie zmienić ich kierunek, w niektórych sytuacjach może również zmniejszyć ich wartość [220]. W przypadku konstrukcji uźebrowanych, które wraz ze wzrostem grubości żeber zmniejszają deformacje (a nawet zmieniają kierunek), napelnienie tworzywa 30% włókna szklanego powoduje zmniejszenie ich wartości i ustalenie na zbliżonym poziomie niezależnie od grubości żeber [221].

5.3.8. Napelniacze sferyczne

Napelniacze sferyczne, takie jak kulki szklane oraz proszki nie mają wpływu na nierównomierny skurcz, a co za tym idzie - nie mają wpływu na deformacje (wynikające z nierównomiernego skurczu wypraski). Napelniacze sferyczne będą

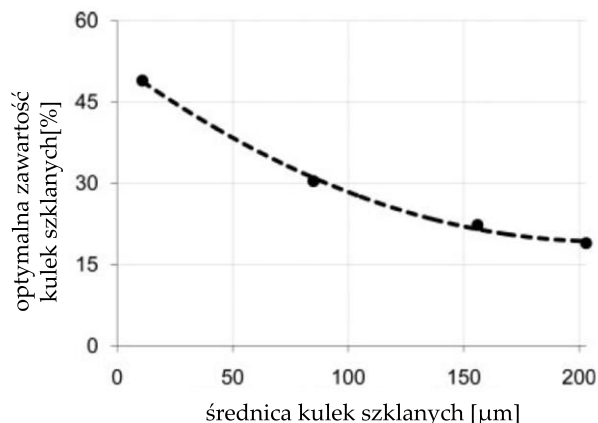
ograniczały skurcz, ponieważ kulki szklane kurczą się w mniejszym stopniu niż sam polimer. Z tego powodu skurcz objętościowy pozostaje nieukierunkowany (w przeciwieństwie do napelnaczy włóknistych), a skurcz liniowy jest zbliżony do wartości $1/3$ skurczu objętościowego (pierwiastek 3 stopnia ze skurczu objętościowego). W tej sytuacji wykres PVT może zostać wykorzystany do wyznaczenia przybliżonej wartości skurczu we wszystkich kierunkach [12].

Zawartość napelnacza w postaci kulek szklanych powoduje znaczące ograniczenie skurczu wypraski. Dla przykładu, w przypadku PA6 dodanie kulek szklanych w ilości 40% masowo może ograniczyć skurcz o ok. 0,7%. Istotne jest to, że wielkość kulek szklanych również odgrywa znaczenie – kulki o większej średnicy (rzędu 203 μm) redukowały skurcz o ok. 0,15% bardziej niż najmniejsze kulki (11 μm) przy udziale procentowym 40% masowo. Przy zawartości 10% masowo wpływ wielkości kulek może być pomijalny. Wykazano również, że obecność kulek szklanych nie wpływa na wielkość deformacji (w tym wypadku było mierzone ugięcie wypraski) – niezależnie od rodzaju kulek oraz zawartości procentowej – wartość średnia deformacji wynosiła $1,05 \pm 0,05$ mm. Są to bardzo istotne wnioski, gdyż w przypadku źle przeskalowanego gniazda dodatek kulek szklanych potrafi zmienić wielkość skurczu wypraski bez zmiany wielkości deformacji.



Rys. 29 Typy deformacji: związany z kierunkiem przepływu (a), związany ze spadkiem ciśnienia (b) oraz związany z długością drogi płynięcia (c) [222]

Autorzy badania [222] zidentyfikowali 3 rodzaje deformacji: skurcz kierunkowy (związany z kierunkiem przepływu), skurcz związany ze spadkiem ciśnienia (większy skurcz na końcu wypraski) oraz skurcz związany z rozplywem tworzywa w gnieździe (dłuższa droga płynięcia w przypadku zewnętrznych części wypraski), co przedstawiono na Rys. 29. Dzielic poszczególne wymiary zaznaczone na wykresie uzyskano zestaw 3 parametrów (odpowiednio DFWL, DFP, DFL), które podczas wytwarzania wyprasek powinny wynosić 1, żeby uzyskać wypraskę bez deformacji. W oparciu o te 3 kryteria autorzy sprawdzili, jaka zawartość kulek szklanych jest optymalna (pozwalająca uzyskać wartość parametrów równą 1). W przypadku kryterium DFWL najlepszą wartość uzyskano dla kulek szklanych o średnicy 11 oraz 85 przy zawartości napelnacza między 30 a 40%. W przypadku kryterium DFP, uzyskano nieliniowy wykres zaprezentowany na Rys. 30, gdyż w zależności od wielkości kulek inna wartość była optymalna. W przypadku parametru DFL stwierdzono brak wpływu kulek szklanych niezależnie od wielkości i zawartości [222].



Rys. 30 Optymalna zawartość kulek szklanych w funkcji średnicy kulki dla uzyskania DFP = 1 [222]

5.3.9. Napełniacze płytkowe

Napełniacze płytkowe, takie jak talk, mika mają tendencję do orientacji płaszczyzny napełniacza z kierunkiem płynięcia. Oznacza to, że są w stanie ograniczać nadmierny skurcz w dwóch kierunkach, za wyjątkiem skurczu na grubości wypraski. W tej sytuacji tworzywa z napełniaczami płytkowymi mają od 3 do 6 razy większy skurcz na grubości niż w płaszczyźnie orientacji napełniacza. W tej sytuacji skurcz objętościowy jest sumą skurczu w kierunku płynięcia i dwukrotnej wartości skurczu w kierunku prostopadłym [12].

5.3.10. Nierównomierność rozmieszczenia napełniacza oraz pękanie włókna

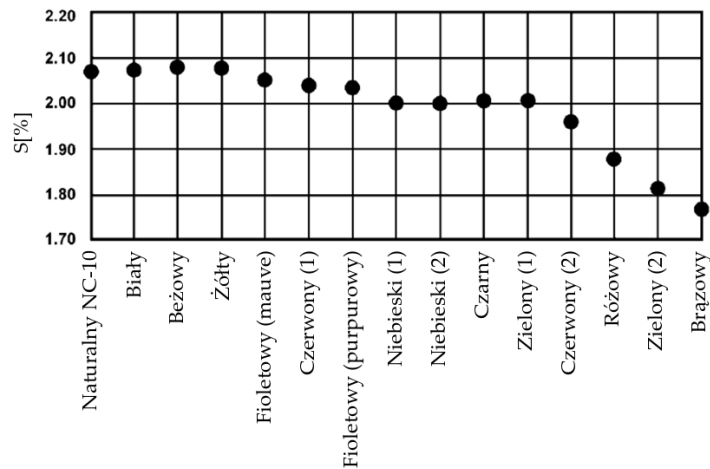
Obok bezpośredniego wpływu obecności napełniacza materialem istotną jest również kwestia jego rozmieszczenia w objętości wypraski. Ze względu na warunki przetwórstwa czy złą konstrukcję układu wlewowego może dojść do istotnych zmian w średniej zawartości włókna w poszczególnych miejscach. Co więcej, stosując tworzywa napełniane tzw. długim włóknem należy uwzględnić możliwość jego pękania na skutek warunków przetwórczych, m.in. szybkości ścinania [223].

5.3.11. Barwniki

Istotny wpływ na skurcz potrafią mieć barwniki. Kiedy do tworzywa zostaną dodane barwniki organiczne, anizotropia skurczu może wzrosnąć nawet o 300%. W niektórych geometriach część barwników może również ograniczyć anizotropię.

Większość pigmentów (głównie organiczne) stanowią zarodki nukleacji, z których formują się kryształity polimeru. Wcześniejsza inicjacja krystalizacji i szybsza krystalizacja skutkuje większą zawartością fazy krystalicznej w barwionym tworzywie w porównaniu do niebarwionego. Podczas gdy producenci wyprasek preferują, żeby dostawcy pigmentów tworzyli pigmenty, które ograniczają skurcz – może to nie być możliwe i producent wyprasek będzie zmuszony dostosować parametry procesu lub napełniać żeby skompensować w różnicę przy zmianie

barwników. Na Rys. 31 przedstawiono różnice w skurczu materiału w zależności od zastosowanego barwnika. Widać, że zmiana barwnika jest w stanie zmienić wielkość skurczu nawet o 0,4% [12].



Rys. 31 Wpływ barwników o różnym kolorze na wielkość skurczu materiału na przykładzie tworzywa POM (Delrin 500) i wypraski o grubości 2 mm [12].

5.3.12. Wilgoć w powietrzu oraz ekspozycja na wodę

W przypadku niektórych polimerów (np. PA) istotnym problemem może być wilgotność powietrza (polimery są przetwarzane w postaci wysuszonej). W warunkach obniżonej wilgotności poliamid jest materiałem kruchym, a gdy nasiąknie wodą jego udarność wyraźnie rośnie. Dodatkowo poprzez ekspozycję na wodę może dojść do sytuacji, że dana strona wypraski wydłuży się deformując całą wypraskę [12].

5.4. Czynniki konstrukcyjne

Część niejednorodnego skurczu z błędnej konstrukcji wypraski lub formy wtryskowej. Głównymi czynnikami projektowymi są grubość ściany wypraski oraz jej geometria. Czasem przyczynę deformacji stanowi nierównomierna grubość ścianki, ułożenie punktu wtrysku na cienkiej ściance lub rdzenie powodujące linie płynięcia [12]. Z perspektywy formy wtryskowej istotną rolę odgrywa konstrukcja układu chłodzenia, zastosowanie wkładek ze stopów wysokoprzewodzących.

5.4.1. Układ wlewowy (przekrój oraz długość kanałów wlewowych, typu układu wlewowego)

Geometria układu wlewowego będzie wpływać na wielkość całkowitego spadku ciśnienia na drodze płynięcia, jeżeli układ będzie zimnokanałowy. W przypadku zastosowania układu gorącokanałowego drogę płynięcia mierzy się od jego końca. Niezależnie od typu kanału – dla polimerów napełnionych włóknem obydwa rozwiązania będą wpływać na stopień orientacji włókna (w programie symulacyjnym można również zdefiniować sposób zorientowania włókna na wlocie), a także na ewentualną obecność zjawiska nagrzewania ścinaniem. W przypadku gdy średnica kanału wlewowego jest zbyt mała – może on również wpływać na realizację fazy docisku, jednak tylko w sytuacji złego doboru średnicy.

5.4.2. Przewężka (kształt oraz wielkość przekroju)

Przewężka stanowi miejsce połączenia układu wlewowego z wypraską, od jej średnicy/wielkości przekroju zależy możliwość realizacji fazy docisku (w przypadku układu zimnokanałowego, w przypadku układu gorącokanałowego nie ma to znaczenia, gdyż przewężka nigdy nie zestala się). Przewężka ma znikomy wpływ na wielkość spadku ciśnienia ze względu na małą długość. Ma za to znaczący wpływ na wielkość szybkości ścinania ze względu na zdecydowanie mniejszy przekrój od układu wlewowego czy ściany wypraski (zazwyczaj przewężka ma grubość stanowiącą 50-75% grubości ściany wypraski, aby było możliwe łatwe oddzielenie wypraski od układu wlewowego).

5.4.3. Układ chłodzenia (długość, średnica oraz rozmieszczenie kanałów chłodzących)

Geometria układu chłodzenia ma wpływ na szybkość (do pewnego stopnia) oraz równomierność odbioru ciepła i tym samym na profil temperatury wypraski. Zastosowanie zróżnicowanej temperatury na poszczególnych obwodach chłodzących może umożliwić skorygowanie występujących w wypraszce deformacji, jednak w praktyce rozwiązanie to jest stosowane, kiedy nie jest możliwe wprowadzenie korekt w geometrii wypraski

5.4.4. Obecność wkładek ze stopów wysokoprzewodzących

Wkładki ze stopów cechujących się wysoką przewodnością cieplną (np. brąz berylowy) służą do odbioru ciepła z obszarów, gdzie dochodzi do znaczącej jego akumulacji (obszary między żebrami, wewnętrzne strony gniazd w kształcie pudełek). Zastosowanie wkładek z materiałów wysokoprzewodzących umożliwia również skrócenie czasu chłodzenia oraz zmniejszyć nierównomierność odbioru ciepła.

5.4.5. Lokalizacja punktu wtrysku

Lokalizacja punktu wtrysku odgrywa bardzo istotną rolę w minimalizacji skurczu i deformacji wyprasek. Jest to punkt, przez które tworzywo dostaje się do gniazda formującego wypraskę. Wpływa na sposób rozptyłu tworzywa (w przypadku tworzyw napełnionych włóknem również na jego orientację) oraz profil ciśnienia w gnieździe. Ma szczególne znaczenie w przypadku wyprasek o zróżnicowanej grubości, gdzie mogą wystąpić trudności z równomierną kompensacją skurczu przy użyciu docisku.

5.4.6. Grubość ścian wypraski

Grubość ściany wypraski wpływa na wiele aspektów takich jak: czas zestalania ściany, sztywność danego regionu (mniejsza podatność na deformacje), skurcz materiału, szybkość ścinania, profil ciśnienia w gnieździe (przy cieńszych ściankach występuje znaczące zróżnicowanie wartości ciśnienia na długości wypraski).

Zależność między skurczem liniowym wypraski jej grubością dla tworzyw częściowo krystalicznych przedstawiona w [12] jest liniowa. Należy jednak zaznaczyć, iż jest to zależność modelowa, nie uwzględniająca szczegółowych założeń w postaci chociażby profilu docisku, który odgrywa kluczową rolę (czas docisku

może być przecież modelowany jako wartość stała lub w odniesieniu do czasu potrzebnego do zestalenia wypraski).

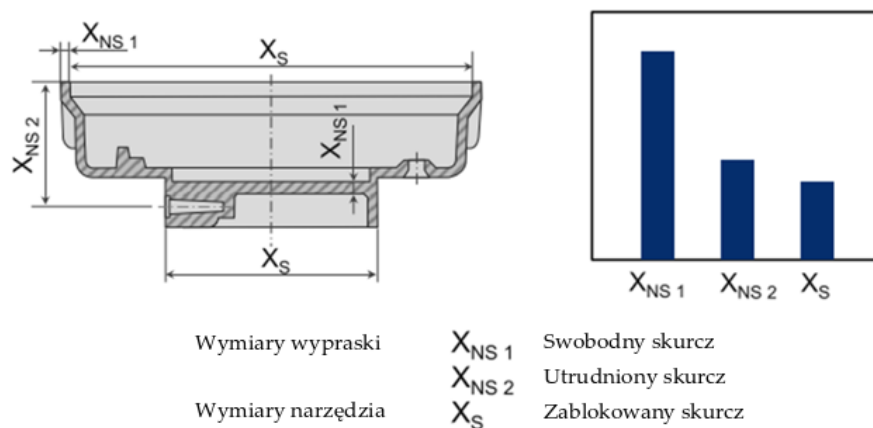
5.4.7. Sztywność przekroju

Zagadnienie sztywności przekroju wywodzi się bezpośrednio z dziedziny wytrzymałości materiałów, gdzie dla przykładu płyta uźebrowana (o odpowiednim przekroju o większej sztywności) może mieć zdecydowanie mniejszą grubość niż jej nieuźebrowany odpowiednik. W przypadku konstrukcji wyprasek z tworzyw sztucznych – wprowadzenie dodatkowych uźebrowań daje możliwość redukcji deformacji poprzez zwiększenie sztywności przekroju wypraski. Ze względu na mnogość kształtów podjęto próbę znalezienia zależności między najprostszymi przypadkami, aby zrozumieć w jaki sposób uźebrowanie wpływa na deformacje.

5.4.8. Utwierdzenie geometryczne wypraski poprzez jej kształt oraz obecność żeber

Istotnym czynnikiem jest utwierdzenie geometryczne wypraski. Ograniczenia w postaci formy wtryskowej mogą istotnie wpłynąć na nierównomierność skurczu. Zazwyczaj wypraska może swobodnie kurczyć się w kierunku grubości, lecz nie ma tej możliwości w kierunku długości oraz szerokości. Może się to odbywać ze względu na rdzenie formujące, żebra lub ścianki, które są sztywno utwierdzone w formie i nie mogą się przemieścić dopóki nie zostaną wyformowane [12,24].

Przykład ten został dobrze przedstawiony na Rys. 32, gdzie pokazano, że kontrakcja (tj. skurcz wypraski) jest zdecydowanie większa w przypadku grubości (gdzie finalnie odbiór ciepła będzie zdecydowanie gorszy i obszar ten będzie mieć wyższą temperaturę przy wyformowaniu), aniżeli w przypadku pozostałych miejsc pomiarowych. Wynika to z faktu, że skurcz w pozostałych miejscach jest ograniczony przez geometrię wypraski. W metodach symulacyjnych zakłada się, że w analizie deformacji węzły są unieruchomione, dzięki czemu najistotniejszy zazwyczaj wynik w postaci zmian długości jest odwzorowany prawidłowo, a w zmiana grubości może być mniejsza niż w rzeczywistości. Czynniki ten należy osobno uwzględnić w ocenie deformacji wyprasek jako miejsce gdzie może dojść do różnic między wynikami symulacji a rzeczywistą wypraską, szczególnie jeżeli faza docisku nie będzie realizowana odpowiednio długo.



Rys. 32 Wpływ typu utwierdzenia wypraski w gnieździe na wielkość skurczu [24]

Wypraski, w których są obecne kształty w postaci żeber lub ścian bocznych mogą mieć o 20 lub 30% mniejszy skurcz w kierunkach ograniczonych przez te kształty [24]. Wartości skurczu prezentowane w kartach katalogowych poszczególnych tworzyw sztucznych są określane na podstawie pomiaru jednorodnych, płaskich płytek, co może być przyczyną błędnych decyzji konstrukcyjnych.

5.4.9. Długość drogi płynięcia

Wraz ze wzrostem odległości od przewężki zmienia się rozkład ciśnienia w gnieździe formy wtryskowej. Maleje maksymalna wartość ciśnienia, która panuje danym miejscu gniazda, następuje również szybszy zanik ciśnienia w gnieździe. Poprzez dobranie profilu docisku istnieje możliwość uzyskania równomiernego rozkładu ciśnienia w całej objętości wypraski (w obszarach położonych blisko przewężki, w środku gniazda oraz daleko od przewężki) poprzez odpowiednie dobranie profilu docisku [224],[225].

Zastosowanie dodatkowych punktów wtrysku może umożliwić uzyskanie bardziej równomiernego skurczu w wyprasce. Lokalizacja przewęzek oraz ograniczenia geometryczne obecne w formie również powinny zostać uwzględnione podczas określania skurczu [12].

5.5. Zestawienie różnych czynników wpływających na skurcz polimerów

W Tab. 4 przedstawiono przybliżony wpływ szeregu czynników, które podlegają kontroli w trakcie procesu wtryskiwania na wielkość skurczu wypraski. Mogą to być zmiany rzędu $\pm 0,5\%$, co stanowi bardzo znaczące wartości.

Tab. 4 Zestawienie czynników związanych z geometrią wypraski oraz procesem i ich wpływem na zmianę skurczu wypraski [12]

Parametr	Zwiększenie czynnika	Maksymalna zmiana skurczu liniowego [%]
Temperatura wyformowania	z 20°C do 60°C	+0,4%
Grubość ściany	z 2 mm do 6 mm	+0,5%
Czas docisku	do 20 s, dla grubości od 4 mm do 6 mm	-0,5%
Ciśnienie na czole ślimaka w trakcie docisku	Od 600 do 1400 bar na ścianie dla grubości od 4 do 6 mm	-0,5%
Temperatura stopu polimerowego (bardzo zależna od grubości ścianki)	z 220°C do 280°C	+0,3%

6. Mapa zależności między poszczególnymi czynnikami

W oparciu o przeprowadzoną analizę czynników mogących wpływać na skurcz i deformacje w sposób pośredni oraz bezpośredni – przygotowano mapę zależności

między poszczególnymi czynnikami. Jak widać na Rys. 33 zależności te są skomplikowane, wiele czynników wpływa wzajemnie na siebie. Kolorami zaznaczono poszczególne aspekty (niebieski – parametry procesu, zielony - parametry materiałowe, żółty – parametry konstrukcyjne, pomarańczowy – aspekty pośrednie, fioletowy – skurcz i deformacje). Na czerwono zaznaczono aspekty, które pominięto i relacje, które uproszczono w oparciu o postawione w pracy założenia.

6.1. Symulacje wstępne

Do oceny istotności poszczególnych czynników wykorzystano dotychczasową wiedzę zebraną w trakcie rozwiązywania realnych problemów przemysłowych wraz z szeregiem analiz, które posłużyły ustaleniu wpływu poszczególnych czynników. W tym celu przeprowadzono następujące analizy:

- Ocena wpływu szybkości wtrysku przy założonym stałym ciśnieniu docisku – na jej podstawie dobrano czas wtrysku optymalny dla wyprasek o grubości h od 1,5 mm do 3 mm oraz o drodze płynięcia L od 200 mm do 400 mm (łuk z ugięciem $B = 100$ mm).
- Ocena wpływu temperatury powierzchni gniazda oraz tworzywa na wlocie do formy wtryskowej – przeprowadzono symulacje dla kilku wartości temperatury tworzywa oraz temperatur formy wtryskowej. W badanym zakresie stwierdzono, że główny wpływ temperatur na skurcz i deformacje wynika z wpływu na czas zamarzania ściany wypraski. Z tego względu istnieje możliwość uniezależnienia analizy od temperatury poprzez posługiwanie się w obliczeniach czasem zestalania.
- Ocena wpływu wielkości przewężki – porównano wpływ zamodelowanej przewężki oraz przewężki aproksymowanej na możliwość realizacji fazy docisku. Stwierdzono, że jedyne różnice występują w obszarze bliskim punktowi wtrysku, który w analizie nie był rozpatrywany. Z tego powodu w analizie ustalono aproksymowaną przewężkę o średnicy 5 mm i sterowano jedynie czasem docisku.
- Ocena sposobu rozplywu tworzywa na wielkość skurczu wypraski – sprawdzono wpływ długości drogi płynięcia na różnice skurczu. Dla wypraski o grubości większej lub równej 1,5 mm różnice były na akceptowalnym poziomie rzędu 0,1%, w pomiarach zdecydowano się punkt wybrać punkt pomiarowy na środku badanych wyprasek.

6.2. Ocena istotności poszczególnych czynników

Na ich podstawie przeprowadzonych analiz sformułowano szereg wniosków dotyczących możliwości pominięcia lub uproszczenia różnych kwestii przy postawieniu odpowiednich założeń. Poniżej przedstawiono stosowne uwagi dla poszczególnych czynników:

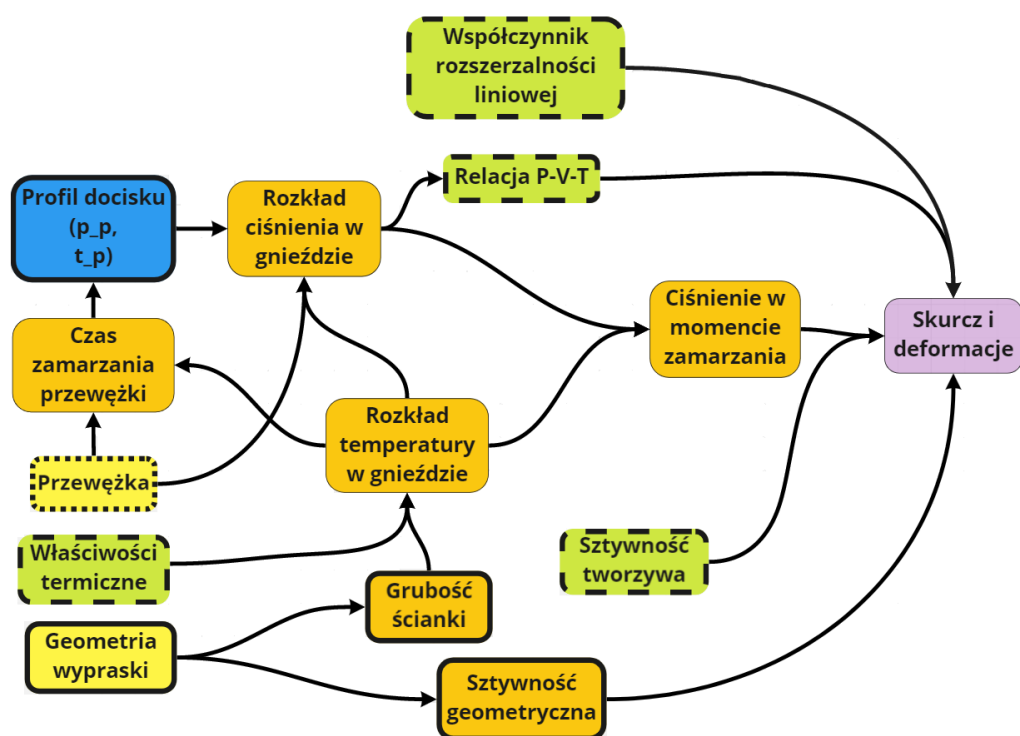
- *Czas chłodzenia* – Ze względu na założenie dużej przewężki i czasu dłuższego niż czas potrzebny do zamarznięcia wypraski możliwe jest pominięcie tego parametru.
- *Czas wtrysku* - Na podstawie analiz wstępnych stwierdzono, że czas wtrysku ma pewien wpływ na skurcz i deformacje jedynie w sytuacji, w której czas wtrysku jest względnie duży w stosunku do czasu zamarzania wypraski (tj. dla małych grubości ścian wypraski) i został założony krótki czas docisku. Z tego powodu zdecydowano się na ustalenie jednego czasu wtrysku o wartości nie powodującej dużych zmian w wielkości spadku ciśnienia w przypadku zmiany długości drogi płynięcia (dla elementu typu „łuk” i „uźebrowany łuk”). W niniejszej pracy zdecydowano się odseparować wielkość docisku od ciśnienia wtrysku, dzięki czemu możliwe jest znaczące uproszczenie mapy zależności.

- *Moment przełączenia wtrysku w docisk* - w niniejszej pracy ze względu na odseparowanie ciśnienia wtrysku i wielkości docisku czynnik ten został pominięty.
- *Stateczność wypraski* - w niniejszej pracy zastosowano grubości wyprasek oraz lokalizację punktu wtrysku uniemożliwiającą wystąpienie zjawiska utraty stateczności.
- *Orientacja włókna w materiale* - Obecność włókna ma kolosalne znaczenie do tego stopnia, że jest w stanie zmarginalizować wpływ profilu docisku. Ze względu na dużą złożoność zagadnienia orientacji i jej wpływu na skurcz i deformacje niniejszy czynnik został pominięty w pracy.
- *Temperatura stopu na wlocie do formy, temperatura powierzchni gniazda* - Ze względu na fakt, że temperatury mają pośredni wpływ na skurcz i deformacje (poprzez równanie czasu zestalania (10)), czynniki te zostaną pominięte w dalszej analizie.
- *Szybkość chłodzenia* (szybkość zmiany temperatury w poszczególnych miejscach formy wtryskowej) - ze względu na ograniczenia stosowanego w oprogramowaniu modelu materiałowego czynnik ten nie będzie rozpatrywany.
- *Maksymalne ciśnienie w agregacie wtryskowym* - w niniejszej pracy parametr został pominięty ze względu na nieosiągnięcie tak dużych spadków ciśnienia.
- *Czas otwarcia formy* - w niniejszej pracy został całkowicie pominięty ze względu na założone uproszczenia.
- *Lepkość* - Ze względu na fakt, że założono rozprężnięcie ciśnienia docisku od ciśnienia wtrysku, czynnik ten nie będzie analizowany w niniejszej pracy.
- *Ciepło właściwe* - ciepło właściwe jest parametrem materiałowym, ze względu na badania przeprowadzone dla jednego materiału czynnik nie będzie szeroko analizowany.
- *Przewodność cieplna* - ze względu na fakt, że temperatury mają bardzo pośredni wpływ na skurcz i deformacje czynnik ten został pominięty w dalszej analizie.
- *Orientacja włókna w materiale* - Ze względu na dużą złożoność wpływu oraz brak powiązań z innymi parametrami w niniejszej pracy skupiono się jedynie na materiałach nienapełnionych włóknem, aby uzyskać podstawowe zależności.
- *Układ wlewowy* - w niniejszej pracy wpływ układu wlewowego został całkowicie pominięty ze względu na odseparowanie wielkości docisku od ciśnienia wtrysku oraz analizę jedynie tworzywa nienapełnionego.
- *Średnica przewężki* - Dla oceny wpływu czasu docisku oraz łatwiejszego przygotowania symulacji komputerowych w niniejszej pracy założono, że przewężka ma na tyle dużą średnicę, że jedynym czynnikiem regulującym fazę docisku będzie czas docisku. Pozwoliło to na rozprężnięcie części mapy zależności.
- *Układ chłodzenia* - w niniejszej pracy parametr ten został pominięty ze względu na założenie idealnego odbioru ciepła z powierzchni wypraski i brak symulacji całego bloku formy wtryskowej. Oznacza to, że uzyskane rezultaty będą mieć przełożenie w przypadku geometrii wyprasek, z których nie wystąpią problemy z odbiorem ciepła (odpowiednie rozłożenie obwodów chłodzenia, kształt umożliwiający poprowadzenie obwodów chłodzenia z obydwóch stron wypraski).

- *Obecność wkładek ze stopów wysokoprzewodzących* - w niniejszej pracy parametr ten został pominięty ze względu na założenie idealnego odbioru ciepła z powierzchni wypraski i brak symulacji całego bloku formy wtryskowej.
- *Lokalizacja punktu wtrysku* - w niniejszej pracy zdecydowano się na wykorzystanie kształtów będących elementami składowymi wyprasek. Wybrano kształty wymuszające przepływ liniowy, stąd wpływ lokalizacji nie będzie rozważany. Ze względu na zastosowanie wąskich wyprasek analizowano przepływ liniowy, a nie radialny.

6.3. Uproszczona mapa zależności

W oparciu o przeprowadzone symulacje wstępne dane literaturowe oraz wiedzę zebraną podczas rozwiązywania realnych problemów produkcyjnych zmodyfikowano schemat zaprezentowany na **Błąd! Nie można odnaleźć źródła dwołania..** W tym celu czynniki oraz powiązania, które nie odgrywają istotnej roli oznaczono czerwoną przerywaną linią. Z kolei na Rys. 33 przedstawiono już uproszczoną mapę zależności, która stanowi podstawę do dalszych analiz. Kolorami zaznaczono poszczególne aspekty (niebieski – parametry procesu, zielony - parametry materiałowe, żółty – parametry konstrukcyjne, pomarańczowy – aspekty pośrednie, fioletowy – skurcz i deformacje). Przerywanym konturem zaznaczono parametry, które są istotne, ale nie będą analizowane (jeden analizowany materiał). Kropkowanym konturem zaznaczono analizowany czynnik, który jest kontrolowany poprzez inny czynnik (czas docisku).



Rys. 33 Uproszczona mapa zależności między parametrami konstrukcyjnymi, procesowymi oraz materiałowymi a wielkością skurczu i deformacji.

BADANIA SYMULACYJNE

7. Oprogramowanie

Od ponad 40 lat istnieją na rynku rozwiązania komercyjne służące do symulacji numerycznych procesu wtryskiwania tworzyw sztucznych. Na dzień dzisiejszy istnieje szereg programów służących do przeprowadzania tego typu obliczeń, m. in. Autodesk Moldflow®, CoreTech3D Moldex®, Dassault Systèmes S.A Simpoie-Mold®, Cadmould®, Solidworks Plastics®, Verashape Visi Mold®. Cechują się one różnymi możliwościami z zakresu symulacji procesu wtryskiwania i są w stanie całkiem dokładnie przewidzieć sposób wypełniania gniazda formy

wtryskowej (przy założeniu, że nie występują żadne złożone zjawiska), a także z większą lub mniejszą dokładnością są również w stanie przewidzieć deformacje wyprasek (w zależności od rodzaju oprogramowania).

W niniejszej pracy przeprowadzono symulacje komputerowe procesu wtryskiwania z wykorzystaniem oprogramowania Autodesk Moldflow® Insight 2019®, które cechuje się dużą dokładnością w przewidywaniu wielkości deformacji i jest najstarszym istniejącym systemem obliczeniowym do tego typu zagadnień.

Oprogramowanie Autodesk Moldflow® wykorzystuje metodę elementów skończonych do symulacji procesu wtryskiwania tworzyw sztucznych. Program wykorzystuje 3 typy siatek do analizy zjawisk: Dual Domain® (2,5D), Midplane (2,5D) oraz 3D. Pierwsze dwa rodzaje siatek są dedykowane do wyprasek cienkościennych, w których grubość jest co najmniej 4x mniejsza od długości ściany (idealnie kiedy stosunek jest mniejszy niż 1:10[226]), aby prawidłowo odwzorować transport ciepła. W przypadku siatek 2,5D występują zdecydowanie wyższe wymagania odnośnie jakości siatki aniżeli w przypadku siatki 3D, jednak obliczenia dla siatki 3D trwają kilkukrotnie dłużej ze względu na liczbę elementów. Siatki 2,5D do opisu przepływu wykorzystują równanie Heele'a-Shawa, a siatka 3D korzystają z równania Naviera-Stokesa.

Oprogramowanie korzysta z modelu Crossa do opisu lepkości tworzywa w funkcji szybkości ścinania. Model ten jest rozszerzony o model WLF (Williams-Landau-Ferry), który opisuje zmianę lepkości w funkcji temperatury (wzrost temperatury powoduje spadek lepkości). Dodatkowo w programie została zaimplementowana zależność lepkości od ciśnienia (wzrost ciśnienia powoduje spadek lepkości tworzywa). Efekt jest szczególnie widoczny w przypadku tworzyw o dużej lepkości, gdzie osiągane są dodatkowo duże ciśnienia wtrysku. Oprogramowanie traktuje stopiony materiał polimerowy w trakcie płynięcia jako ciecz lepką pomijając jego właściwości lepkosprężyste w trakcie płynięcia. Do wyznaczenia wielkości deformacji wykorzystano model nieskorygowanych naprężeń resztkowych (ang. *Uncorrected Residual Stress* model) opisanych w Rozdziale 3.1.

8. Opis eksperymentu

Symulacje zostały przeprowadzone z wykorzystaniem siatki 3D do przewidzenia wielkości skurczu oraz deformacji, w której liczba elementów siatki dla poszczególnych symulacji wahała się w granicach od 850 tys. do 1,1 mln elementów czworosiennych. Większa ilość elementów zmian siatki nie miała istotnego wpływu na wynik, a różnica między 200 tys. a 800 tys. elementów w przypadku skurczu liniowego nie przekraczała 0,2%, jednak do uzyskania wiarygodnych wartości zdecydowano się użyć gęstszej siatki pomimo 3 krotnie dłuższego czasu obliczeń.

8.1. Założenia symulacji

Symulacje z wykorzystaniem programu Autodesk Moldflow® zostały przeprowadzone przy następujących założeniach:

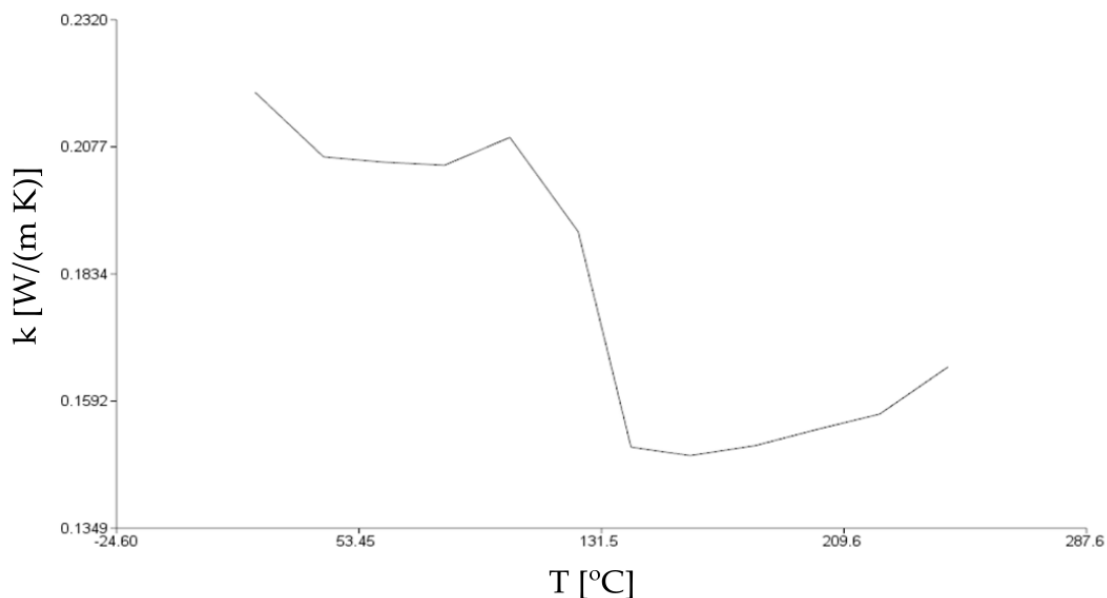
- W pracy wykorzystano tworzywo Moplen® HP500N firmy Basell Orlen Polyolefins®

- Zadeklarowano stałą teoretyczną średnicę przewężki równą 5 mm, aby można było prowadzić fazę docisku przez cały czas zamrażania wypraski.
- Ze względu na powyższe analizy były przeprowadzane od końca przewężki z pominięciem układu wlewowego, aby ciśnienie docisku było ciśnieniem panującym w gnieździe w trakcie fazy docisku.
- Założono czas wtrysku równy 0,6 s niezależny od wielkości wypraski.
- Założono przełączenie fazy wtrysku w fazę docisku przy 99% wypełnieniu gniazda.
- Pominięto wpływ układu chłodzenia formy wtryskowej, zakładając idealny odbiór ciepła przez gniazdo o stałej temperaturze 35°C.
- Założono stałą temperaturę wtrysku tworzywa na wejściu do gniazda równą 235°C.
- Założono czas chłodzenia (następujący po czasie docisku) równy 30 s. Czas ten był odpowiednio długi aby zapewnić całkowite zamarznięcie wypraski w przypadku krótkiego czasu docisku – było to istotne z perspektywy uzyskania prawidłowych wyników deformacji).
- W analizach wyłączono agregację siatki 3D do analizy deformacji wypraski, a symulacje zostały przeprowadzone wykorzystując teorię małych odkształceń. Program wykorzystuje model termo-lepko-sprężysty do analizy deformacji.
- Analizy pominięły oddziaływanie grawitacji oraz możliwość występowania zjawiska powstawania strugi (ang. *jetting*).

8.2. Dane materiałowe

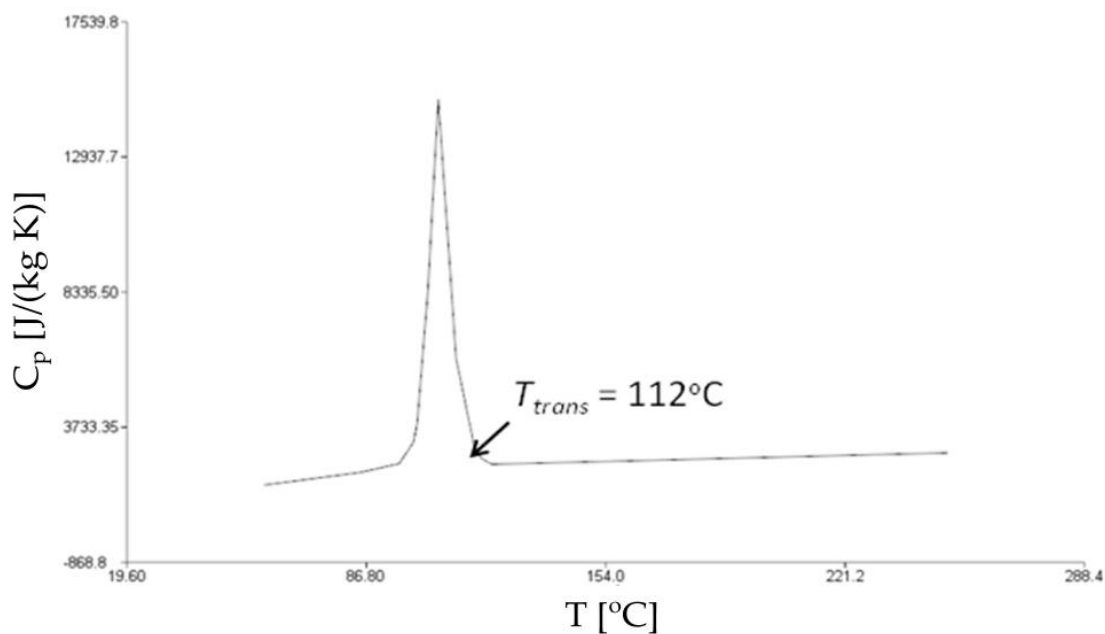
Jak wspomniano w poprzednim podrozdziale, badania symulacyjne zostały przeprowadzone dla tworzywa Moplen HP500N. Dane materiałowe zaczerpnięte z bazy programu Autodesk Moldflow® wykorzystane w symulacjach zebrano poniżej:

- **Moduł sztywności** (ASTM D-638 Tensile Properties of Plastics) – 1340 MPa
- **Współczynnik Poissona** (ASTM E-132 Poisson's Ratio at Room Temperature) – 0,392
- **Współczynnik rozszerzalności liniowej** (ASTM D-696 Coefficient of Linear Thermal Expansion of Plastics) – 0,0000905 1/°C
- **Przewodność cieplna** (ASTM D 5930 Line Source Method) – zależność przewodności cieplnej od temperatury przedstawiono na Rys. 34.
- **Ciepło właściwe** (skaningowa kalorymetria różnicowa, szybkość chłodzenia 20°C/min] – zależność ciepła właściwego od temperatury przedstawiono na Rys. 35.

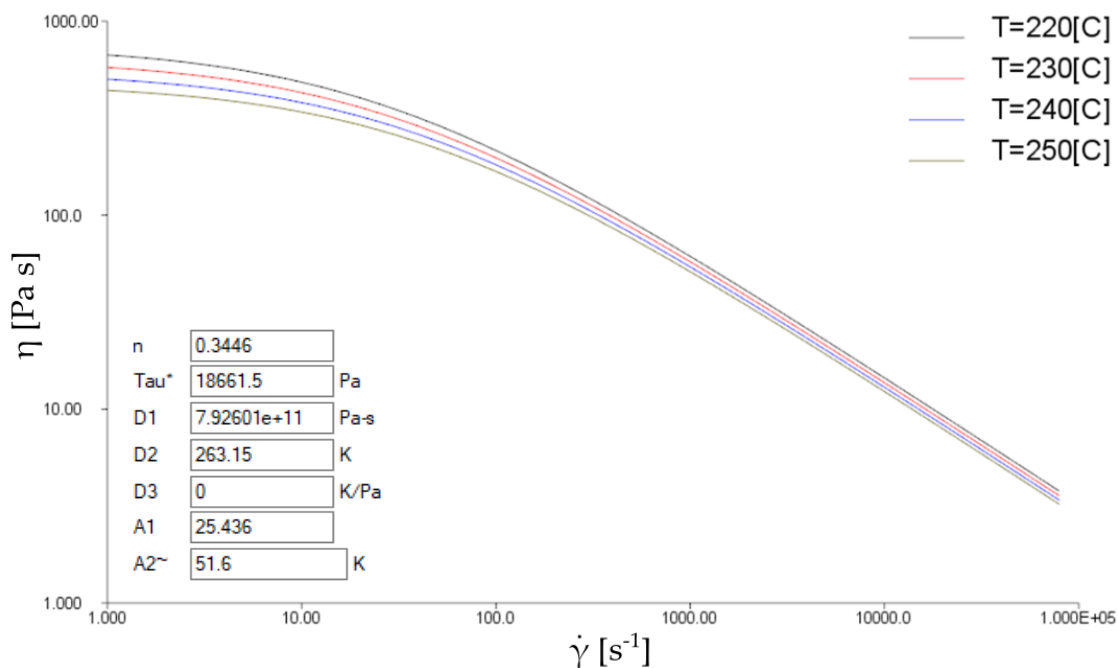


Rys. 34 Zależność przewodności cieplnej $k \left[\frac{W}{m K} \right]$ od temperatury $T [^{\circ}C]$ dla polipropylenu izotaktycznego Moplen HP500N

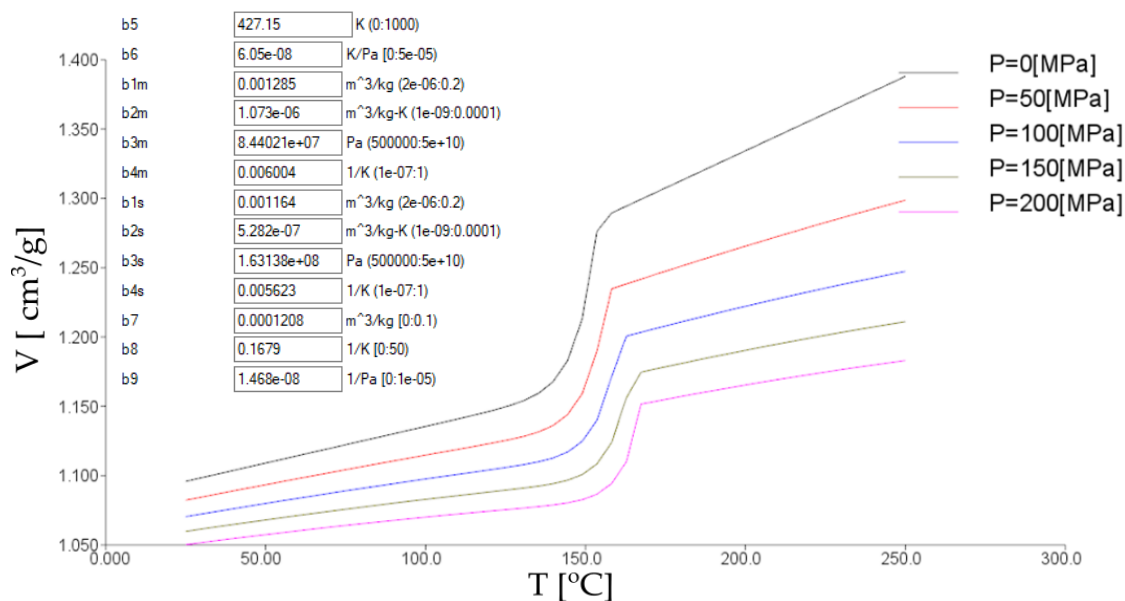
- **Lepkość** (Injection Molding Rheometry na bazie wtryskarki Arburg Allrounder) – zależność lepkości od szybkości ścinania $\dot{\gamma}$ wraz ze współczynnikami modelu Crossa-WLF przedstawiono na Rys. 36.
- **PVT** (Indirect Dillatometry - aparat GNOMIX) - zależność PVT wraz ze współczynnikami dwudomenowego modelu Taita przedstawiono na Rys. 37.



Rys. 35 Zależność ciepła właściwego $C_p \left[\frac{J}{kg K} \right]$ od temperatury $T [^{\circ}C]$ dla polipropylenu izotaktycznego Moplen HP500N



Rys. 36 Zależność lepkości η [Pa s] od szybkości ścinania $\dot{\gamma}$ [s^{-1}] dla polipropylenu izotaktycznego Moplen HP500N



Rys. 37 Zależność PVT dla polipropylenu izotaktycznego Moplen HP500N

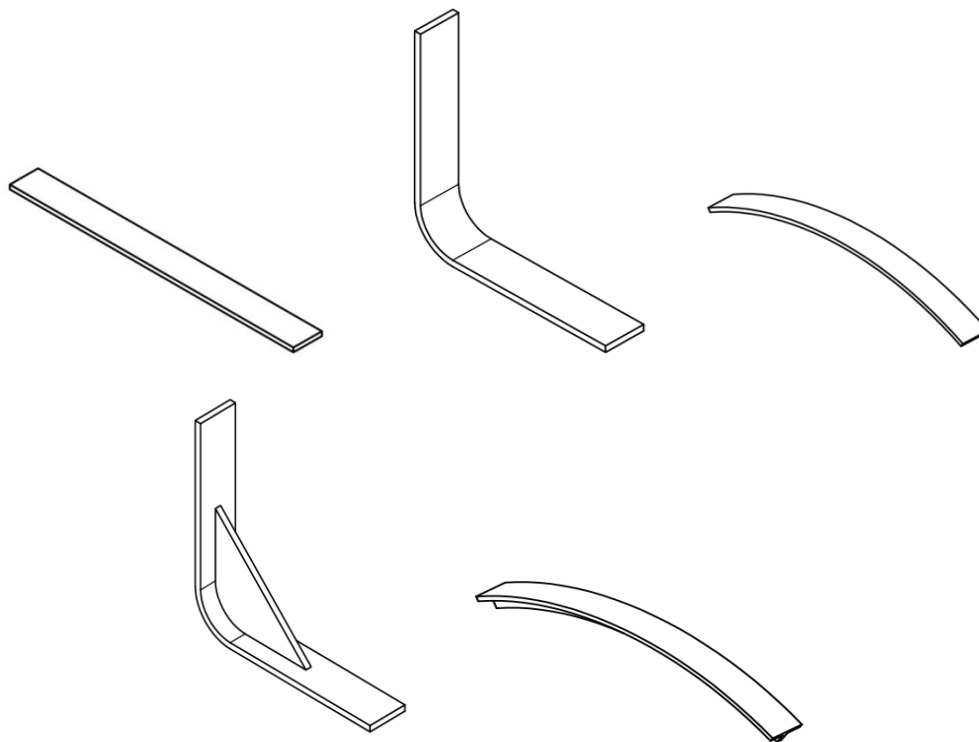
8.3. Zmienne badawcze

W niniejszej pracy wytypowano zestaw następujących zmiennych:

- Profil docisku – założono płaski profil docisku o różnym czasie docisku t_p i ciśnieniu docisku p_p . Czas docisku t_p był dobierany w zależności od grubości wypraski, wartości zostały przedstawione w Tab. 5.
- Geometria wypraski – głównym parametrem zmiennym była grubość wypraski $h \in \{1,5; 2; 2,5; 3\}$ mm wpływająca zarówno na jej sztywność jak i maksymalny czas docisku. Mniejsza grubość nie została uwzględniona w pracy ze względu na wzrost znaczenia wpływu prędkości wtrysku oraz niską sztywność wypraski,

która mogłaby wymagać przeprowadzenia symulacji z uwzględnieniem dużych deformacji. Oprócz grubości sprawdzono wpływ indywidualnych cech wypraski takich jak promień zaokrąglenia R , wielkość ugięcia B , szerokość wypraski W , wysokość (długość) żebra h_r . Zmienne cechy wyprasek zostały omówione indywidualnie przy każdym typie elementu.

Symulacje komputerowe zostały przeprowadzone dla 5 typów kształtów stanowiących najprostsze elementy składowe wyprasek z tworzyw sztucznych, które przedstawiono na Rys. 38. Na podstawie przeprowadzonych analiz wstępnych założono, że szerokość podstawowa dla elementów nieuzębrowanych wynosić będzie 20 mm, gdyż dla tak wąskiej wypraski uzyskany zostanie płaski front przepływu tworzywa. W przypadku geometrii uźebrowanych szerokość podstawowa wynosiła 80 mm, aby można było zaobserwować wpływ uźebrowania, którego skuteczność usztywnienia zależy od szerokości wypraski. Założono, że każda z wyprasek będzie mieć długość przynajmniej 200 mm, aby było możliwe uniknięcie wpływu nadmiernego ciśnienia w okolicy punktu wtrysku na wynik skurczu i deformacji. Dla prostszego odczytu wartości podzielono powierzchnię płaszczyznami przechodzącymi przez środek wypraski i równoległymi do ich długości oraz płaszczyznami prostopadłymi do długości wypraski rozłożonych co 20 mm (w przypadku elementów typu „belka” oraz „krawędź”) oraz w liczbie 32 sztuk rozłożonych w dwuszeregu równomiernie po obwodzie łuku. Tego typu podział spowodował, że w powierzchni zostały podzielone na prostokąty, a w ich narożnikach węzły były numerowane zawsze w ten sam sposób. Dzięki temu można było zastosować jeden algorytm bez żmudnej zmiany odczytywanych węzłów. Kształt każdej wypraski został szczegółowo omówiony w dalszej części pracy.



Rys. 38. Typy elementów uwzględnionych w pracy („belka”, „uźebrowana belka”, „krawędź”, „łuk”, „uźebrowany łuk”)

8.4. Zestawienie przeprowadzonych symulacji

Stworzenie modeli analitycznych dla tak złożonego zagadnienia jakim są deformacje w produkcji wyprasek metodą wtryskiwania tworzyw sztucznych wymagało przeprowadzenia ok. 5 tysięcy symulacji numerycznych (nie uwzględniając analiz wstępnych). Duża liczba wynikała z potrzeby dokładnego zobrazowania zachowania się wyprasek w szerokim spektrum wyników.

W Tab. 5 zestawiono parametry zmienne dla poszczególnych elementów wraz z podanymi zakresami zmiennych oraz liczbą symulacji przypadającą na zagadnienie. W trakcie realizowania kolejnych symulacji ustalono, iż możliwe jest zredukowanie liczby analizowanych wartości w obrębie danej zmiennej – było to cenne w przypadku uźebrowanych geometrii. Warto uwzględnić fakt, iż były to symulacje niestacjonarne, a czas obliczeń dla pojedynczej analizy wynosił w przybliżeniu 1 h, co sumarycznie daje w przybliżeniu ok. 5 tys. godzin czyli 208 dni obliczeniowych (na szczęście ze względu na ograniczone możliwości paralelizacji obliczeń czas ten był jednak krótszy).

Tab. 5 Zestawienie zmiennych w symulacji (skreślono wielkości, które musiały zostać pominięte ze względu na niestabilność modułu obliczeniowego)

	Stałe	Zmienne				Suma
Element typu „belka”	W = 20 mm	t_p [s]	p_p [MPa]	h [mm]	-	390
		0;1; 2; 2,5; 3; 4; 4,5; 5; 6 (h = 1,5 mm) 0; 1; 2,5; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10; 12 (h = 2 mm) 0; 1; 2,5; 5; 7,5; 9; 10; 11; 12; 14; 16 (h = 2,5 mm) 0; 1; 2,5; 5; 6,25; 7,5; 10; 12,5; 15; 16,25; 17,5; 18,75 (h = 3 mm)	5,10,15; 30; 45; 60; 75; 90; 105; 120; 135; 150	1,5; 2; 2,5; 3	-	
Element typu „krawędź”	W = 20 mm	t_p [s]	p_p [MPa]	h [mm]	R [mm]	1400
		1; 2; 2,5; 3; 4; 4,5; 5; 6 (h = 1,5 mm) 0; 1; 2,5; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10;(h = 2 mm) 1; 2,5; 5; 7,5; 9; 10; 11; 12; 14; 16 (h = 2,5 mm) 1; 2,5; 5; 7,5; 10; 12,5; 15; 17,5 (h = 3 mm)	15; 30; 45; 60; 75; 90; 105; 120; 135; 150	1,5; 2; 2,5; 3	0; 5; 10; 20	
Element typu „uźebrowana krawędź”	h = 2 mm R = 10, r _h = 20 mm W = 20mm h _r = 2 mm	t_p [s]	p_p [MPa]			28
		1; 4; 5; 6; 7; 8; 9	15; 30; 45; 60;			
Element typu „łuk”	W = 20 mm	t_p [s]	p_p [MPa]	h [mm]	B [mm]	2880
		1; 2; 2,5; 3; 4; 4,5; 5; 6 (h = 1,5 mm) 0; 1; 2,5; 4; 5; 6; 7; 8; 9;	15; 30; 45; 60; 90; 120	1,5; 2; 2,5; 3	5; 10; 25; 100	

		10;(h = 2 mm) 1; 2,5; 5; 7,5; 9; 10; 11; 12; 14; 16 (h = 2,5 mm) 1; 2,5; 5; 7,5; 10; 12,5; 15; 17,5 (h = 3 mm)				
Element typu „uźebrowany łuk”	h = 2 mm B = 25 mm, h _r = 20 mm, W = 80mm	t _p [s]	p _p [MPa]			40
		1; 2,5; 4; 5; 6; 7; 8; 9	15; 30; 45; 60 ; 90 ;			
	t _p = 1 s p _p = 30 MPa h = 2 mm	r _h [mm]	B [mm]	W [mm]		112
		5; 10; 20; 30	5;10; 25;100	20; 30; 40; 60; 100; 120; 140		

Tab. 6 Oznaczenia parametrów zmiennych

Symbol	Definicja
t _p [s]	czas docisku
p _p [MPa]	ciśnienie docisku
h [mm]	grubość wypraski
R [mm]	promień zaokrąglenia krawędzi
r _h [mm]	wysokość żebra uźebrowanej krawędzi oraz uźebrowanego łuku
B [mm]	wielkość ugięcia łuku
W [mm]	szerokość uźebrowanej krawędzi szerokość uźebrowanego łuku

9. Skrypty do automatyzacji pracy oraz analizy wyników

Ze względu na dużą liczbę symulacji koniecznych do przeprowadzenia przygotowano szereg skryptów zarówno do przygotowania symulacji (ang. *preprocessing*), odczytu wyników oraz przetworzenia danych i wizualizacji wyników. Pierwsze 2 typy skryptów zostały przygotowane w języku VBScript (ang. *Microsoft's Visual Basic Scripting Edition*), który jest wykorzystywany przez oprogramowanie do symulacji procesu wtryskiwania. Skrypty do przetworzenia danych i wizualizacji wyników zostały przygotowane w języku *Python* z wykorzystaniem bibliotek *Pandas*, *matplotlib*, *NumPy*, *SciPy* oraz *scikit-learn*[227–232].

9.1. Skrypty do przygotowania symulacji i odczytu wyników

Jak wcześniej wspomniano, oprogramowanie Autodesk Moldflow® korzysta z języka *VBScript* do sterowania programem. W oprogramowaniu jest dostępna dokumentacja zawierająca funkcje własne, wbudowane program. Dodatkową zaletą jest możliwość rejestrowania makr pod kątem dalszego ich dostosowywania. Ze względu na dużą liczbę analiz przygotowano szereg skryptów o różnych nazwach kodowych:

- *gate_location* – skrypt do wstawiania punktu wtrysku w konkretnej lokalizacji w oparciu o podane współrzędne. Oprogramowanie nie ma możliwości precyzyjnego wskazywania punktu wtrysku poprzez podanie współrzędnych – możliwe jest tylko dodawanie ręczne. Skrypt umożliwia rozmieszczenie punktów wtrysku na dowolnym odcinku w określonej liczbie oraz odstępach.
- *preparation* – jest to skrypt ustawiający podstawowy zestaw parametrów symulacji takich jak: czas wtrysku, czas chłodzenia, profil docisku, średnica przewężki, lokalizacja punktu wtrysku (wykorzystano fragment skryptu *gate_location*). Moduł również wyłącza agregowanie siatki do analizy deformacji.
- *time_and_pressure* – jest to podstawowy skrypt, który był wykorzystywany do kopiowania raz ustawionej symulacji, zmiany nazwy oraz parametrów procesu (czasu i ciśnienia docisku) oraz uruchomienia obliczeń. Aby uniknąć przeładowania pamięci RAM komputera konieczne było zastosowanie komendy wprowadzającej pauzę czasową między kolejnymi iteracjami.
- *read_shrinkage* – pierwszy skrypt służący do odczytu wyników (przemieszczeń), dedykowany do geometrii typu „belka”. Wykonuje odczyt wartości położeń oraz przemieszczeń we wskazanych węzłach, których numery zostały wprowadzone do skryptu. Węzły te były rozmieszczone co 20 mm na powierzchni wypraski w jej środku. Skrypt ten posiada dwie pętle do iteracji po poszczególnych analizach oraz jedną pętlę do iteracji po poszczególnych węzłach. Do wykonania odczytu program tworzy nowy wykres deformacji oraz utwierdza wypraskę w 3 punktach, gdzie pierwszy punkt utwierdzenia znajdował się przy ścianie, na której był umieszczony punkt wtrysku. Utwierdzenie jest konieczne żeby uniknąć mierzenia deformacji metodą najlepszego dopasowania (ang. *Best Fit*). Skrypt zapisuje odczytane położenia i przemieszczenia poszczególnych węzłów do pliku *.csv zależnego od geometrii – wyniki dla poszczególnych parametrów nastawnych są zapisane w kolejnych wierszach z adnotacjami z jakiego przypadku wynik pochodzi (są zawarte 2 dodatkowe kolumny zawierające informację nt. grubości wypraski, czasu docisku oraz ciśnienia docisku). Każdy plik *.csv zawierał dane dla innej grubości wypraski.
- *read_edge* – skrypt służy do odczytu przemieszczenia punktów pomiarowych do oceny pochylenia się elementu typu „krawędź”. Budowa skryptu jest taka sama jak w przypadku skryptu *read_shrinkage*, z tą różnicą, że wskazano tutaj inne punkty pomiarowe (oraz zmieniono liczbę punktów pomiarowych), które posłużyły do wyznaczenia nie tylko pochylenia ściany, ale również skurczu poszczególnych boków (w celu możliwości porównania wyników ze skurczem dla elementu typu „belka”)

- *read_arc* – skrypt służy do odczytu przemieszczenia punktów pomiarowych dla elementu typu „łuk” oraz „uźebrowany łuk”. krawędź. Budowa skryptu jest taka sama jak w przypadku skryptu *read_shrinkage*. Ze względu na fakt, że w elemencie typu „łuk” zmienną było „odgięcie wypraski od płaszczyzny” – zdecydowano się podzielić ją tak, że powstało 16 punktów pomiarowych. Skrypt był wykorzystywany do dwóch typów elementów, gdzie w pierwszym przypadku został wykorzystany do iteracji względem profilu docisku, a w drugim przypadku względem profilu docisku oraz zmianach w geometrii.
- *add_nodes* – skrypt służy do dodawania węzłów pomiarowych w określonych lokalizacjach. Dla nieuźebrowanych wyprasek w celu uzyskania węzłów w konkretnych współrzędnych podzielono powierzchnie wypraski tak, aby oczekiwanych miejscach powstały przecięcia kilku powierzchni. Węzły te miały być wykorzystywane przez kolejne skrypty służące do odczytu skurczów i deformacji. Ze względu na podobieństwo wyprasek do siebie numery węzłów nie zmieniały numeracji w przypadku wyprasek typu „belka”, „uźebrowana belka”, „łuk” oraz „uźebrowany łuk”. W przypadku wypraski typu „krawędź” zmiana promienia zaokrąglenia powodowała zmianę numeracji, stąd wymagana była ręczna korekta punktów pomiarowych. O ile przy 4 różnych wartościach promienia zaokrąglenia nie stanowiły problemu, o tyle w przypadku elementu typu „uźebrowana krawędź” problem był zdecydowanie bardziej znaczący, gdyż praktycznie każda zmiana wysokości żebra zmieniała numerację węzłów. Z tego powodu zdecydowano się na przygotowanie skryptu do wprowadzania węzłów przed wygenerowaniem siatki. Pierwotnie skrypt miał jedynie dodawać węzły, które zostaną wykorzystane przy generowaniu siatki elementów skończonych. Niestety oprogramowanie przed wygenerowaniem siatki usuwa wszystkie węzły, które nie są powiązane z elementami siatki. Od wersji 2019 programu Autodesk Moldflow® została dodana możliwość wprowadzania wymiarów krytycznych (ang. *critical dimensions*), które można uwzględnić w analizach optymalizacyjnych - analizie parametrycznej (ang. *Parametric Study*) oraz planowaniu eksperymentu (ang. *Design of Experiment*). Dzięki temu wprowadzone węzły nie znikają podczas generowania siatki. Skrypt ten iteracyjnie przypisywał zestaw węzłów w poszczególnych miejscach i przypisywał im wymiary krytyczne, aby węzły były uwzględnione w siatce. Niestety pomimo zastosowanych rozwiązań dodane węzły oraz wymiary krytyczne nie mogły zostać wykorzystane w odczycie przemieszczeń. Z tego powodu został przygotowany kolejny skrypt, tj. *export model*.
- *shape_manipulation* - jest to skrypt, który służył do przygotowywania kolejnych symulacji, gdzie zmienną był kształt wypraski (grubość ściany, promień zaokrąglenia, promień krzywizny szerokość wypraski, wysokość grubość żebra itd.). Został on wykorzystany w symulacjach elementu typu „uźebrowana krawędź” oraz „uźebrowany łuk”. Przy tym skrypcie założono niezmiennie wartości parametrów procesu. Skrypt kopiuje symulację wzorcową z przygotowanymi parametrami procesu. Po skopiowaniu importuje z wybranej lokalizacji model CAD, następnie modyfikuje parametry generowania siatki i uruchamia analizę. Między kolejnymi uruchomieniami została wprowadzona pauza czasowa, aby nie przeładować pamięci RAM komputera.

- *export_model* – ze względu na fakt, iż nie było możliwe odczytanie przemieszczeń w zdefiniowanych na sztywno punktach w przestrzeni przeanalizowano możliwość odnalezienia odpowiednich węzłów leżących możliwie blisko badanych miejsc. Wykorzystanie w tym celu metody najmniejszych kwadratów do poszukania wybranych węzłów nie zdało rezultatów, gdyż język *VBScript* bardzo wolno wykonywał obliczenia przy iterowaniu po wszystkich węzłach modelu. Z tego powodu zdecydowano się przenieść etap określania numerów węzłów do skryptu przygotowanego w języku *Python*. Żeby było to możliwe przygotowano skrypt, który eksportował siatkę elementów skończonych do pliku *.udm, który to następnie został poddany obróbce przy użyciu skryptów w języku *Python*.
- *read_edge_with_nodes* – Budowa skryptu jest taka sama jak w przypadku skryptu *read_shrinkage*, z tą różnicą, że program odczytuje węzły pomiarowe dla każdej geometrii z pliku *.xlsx, który powstał przy użyciu skryptu przygotowanym w języku *Python* (ze względu na żebro przecinające różną liczbę powierzchni w zależności o jego wysokości konieczne było poszukiwanie węzłów najbliższej położonych założonemu punktowi pomiarowemu).

9.2. Skrypty do przetwarzania i wizualizacji danych

Język programowania *Python* został wykorzystany przede wszystkim do analizy danych zapisanych w plikach w formacie *.csv o ustrukturyzowanym nazewnictwie wyeksportowanych przy użyciu skryptów napisanych w języku *VBScript*. Dane były importowane do tzw. *DataFrame*ów (format baz danych wprowadzony przez bibliotekę *pandas*). W tym celu opracowano szereg funkcji przetworzenia danych oraz wygenerowania odpowiednich wykresów:

- *shrink1* - skrypt, który przetwarza położenia i przemieszczenia kolejnych punktów i wyznaczał skurcz poszczególnych odcinków pomiarowych. Uzyskane wartości skurczu są zapisywane do nowych kolumn. Powstały 2 warianty tego skryptu, jeden dla elementu typu „belka”, drugi dla elementu typu „łuk” oraz „uźebrowany łuk”, ze względu na różną liczbę punktów pomiarowych.
- *shrink2* – skrypt scala dane zawarte poszczególnych kolumnach stworzonych przy użyciu skryptu *shrink1* do jednej kolumny do dalszej wizualizacji. Powstały 2 warianty tego skryptu, jeden dla elementu typu „belka”, drugi dla elementu typu „łuk” oraz „uźebrowany łuk”, ze względu na różną liczbę punktów pomiarowych.
- *shrink_measurement* – skrypt wykonuje komendy zawarte w *shrink1* oraz *shrink2* na wybranym *DataFrame*ie.
- *diagram* – skrypt służący do narysowania wykresu względem zmiennych pomiarowych. W ramach funkcji możliwe jest wprowadzenia następujących informacji: nazwa *DataFrame*a, nazwa kolumny z wartościami (y), nazwa kolumny z wielkością argumentu (x), nazwa kolumny, wg której były wykreślane kolejne wykresy, opis osi X oraz Y, jednostka legendy, tytuł wykresu, dzielniki wartości oraz argumentów (do analizy regresji liniowej), lokalizacja oraz nazwa eksportowanego wykresu. Skrypt miał zdefiniowane wielkości czcionek, wymiary wykresu oraz jego rozdzielczość.

- *lin_shrink* – skrypt służący do narysowania wykresu badanej wielkości wzdłuż punktów leżących na przekroju wypraski. Skrypt uwzględnia różne badane geometrie.
- *slope_intercept* – skrypt służący do przeprowadzenia regresji liniowej dla wybranego zestawu danych. Skrypt umożliwia iterację względem dodatkowej zmiennej (np. skurcz liniowy od ciśnienia docisku dla różnych czasów docisku). Po przeprowadzeniu obliczeń skrypt zapisuje uzyskane wartości kąta nachylenia prostej, punktu przecięcia z osią Y, wartość R^2 , p oraz odchylenie standardowe do osobnego *DataFrame'u*.
- *shrink_edge1* i *shrink_edge2* - skrypty, które przetwarzają położenia i przemieszczenia kolejnych punktów i wyznaczał skurcz poszczególnych odcinków pomiarowych dla elementu typu „krawędź” oraz „uźebrowana krawędź”. Wykorzystano dwa skrypty dla obydwu „ramion” krawędzi. Uzyskane wartości skurczu są zapisywane do nowych kolumn.
- *shrink2_edge* – skrypt scala dane zawarte poszczególnych kolumnach stworzonych przy użyciu skryptu *shrink_edge1* i *shrink_edge2* do jednej kolumny do dalszej wizualizacji.
- *recalc_edge* – skrypt wykonuje komendy zawarte w *shrink_edge1*, *shrink_edge2* oraz *shrink2_edge* na wybranym *DataFrame'ie*.
- *arc_calculation* – skrypt ten ma składa się z 3 części. W pierwszej części została zdefiniowana funkcja, w której trzy punkty zostały wprowadzone do równania okręgu. W drugiej części została wprowadzona pętla, która przeprowadzała obliczenia dla 3 kolejnych punktów pomiarowych w wierszu *DataFrame'u* i takie obliczenia były realizowane dla każdego wiersza. Skrypt kolejno przypisywał wartości z poszczególnych punktów pomiarowych do równania okręgu zdefiniowanego w pierwszej części, po czym z wykorzystaniem funkcji *fsolve* z biblioteki *SciPy* było rozwiązywane równanie okręgu. Działanie było powtarzane dla położen początkowych i dla przemieszczeń. W kolejnym etapie zostały wyznaczone wartości początkowe, wartości po deformacji oraz zmiany względne cięciwy łuku, kąta łuku oraz promienia łuku.
- *arc_calculation2* – skrypt ten wykonywał dodatkowe obliczenia po uzyskaniu poszczególnych wielkości z użyciem skryptu *arc_calculation* w celu wyznaczenia wartości początkowych, wartości po deformacji oraz zmian względnych takich wielkości jak: szerokość całego łuku, wygięcie łuku, teoretyczna wielkość promienia łuku w oparciu o wielkość wygięcia i szerokość początkową całego łuku, różnica między wielkością wyznaczoną analitycznie a uzyskaną w symulacji dla promienia łuku oraz kąta łuku.
- *radius_measurement*, *theta_measurement*, *arc_measurement* – funkcje działające analogicznie do funkcji *shrink2*, z tą różnicą, że scalały wielkość promienia łuku, kąt łuku oraz długość łuku.
- *diagram_selection* – skrypt ten umożliwia wybranie węższej serii danych w celu przeprowadzenia iteracyjnego wykreślania wykresów lub przeprowadzenia regresji liniowych dla dużego zbioru danych.

W przypadku większej liczby zmiennych lub konieczności odrzucenia pewnych wyników były wykorzystywane dodatkowe pętle lub funkcje warunkowe ograniczające zakres wyników w zależności od wartości poszczególnych zmiennych.

Dodatkowo w obliczeniach wykorzystano kilka narzędzi, których nie przekształcono w osobne skrypty ze względu na jednorazowość użycia:

- Dopasowanie powierzchni z wykorzystaniem biblioteki *sklearn* – w niektórych przypadkach gdzie badana była zależność deformacji od większej liczby zmiennych, zamiast regresji liniowej zdecydowano się na próbę dopasowania powierzchni 1 lub 2 rzędu.
- Analiza histogramowa – w przypadku deformacji elementu typu „łuk” wykorzystano analizę histogramową do oceny przygotowanego modelu analitycznego.

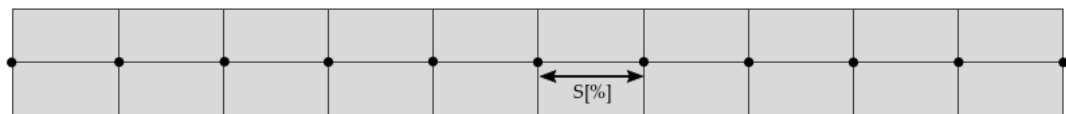
10. Wyniki symulacji

Ze względu na uzyskanie bardzo dużej liczby wyników zdecydowano się na umieszczenie wybranych wykresów w głównej części pracy – reszta wyników nie była prezentowana, lecz została wykorzystana w wyznaczaniu różnych zależności matematycznych. Wszystkie zaprezentowane wykresy będą przedstawiały wyniki dla wypraski o grubości $h = 2$ mm, chyba, że zaznaczono inaczej.

10.1. Element typu „belka”

Najprostszym, a zarazem najistotniejszym kształtem jest kształt typu „belka”, gdyż posłuży on do oceny skurczu liniowego tworzywa w zależności od grubości wypraski oraz profilu docisku. Tego typu element jest niczym innym jak wycinkiem płaskiej ściany wypraski.

Analizy zostały przeprowadzone dla szerokiego zakresu t_p i p_p . W tym celu wykorzystano skrypt o nazwie *time_and_pressure*, który kopiował analizy zmieniając wartości ustawionego profilu docisku w założonym zakresie. Wypraska miała stałą szerokość 20 mm i długość 200 mm, gdzie grubość zmieniała się w zakresie od 1,5 mm do 3 mm. Wymiary wypraski wraz z zaznaczonymi węzłami pomiarowymi zostały przedstawione na Rys. 39.

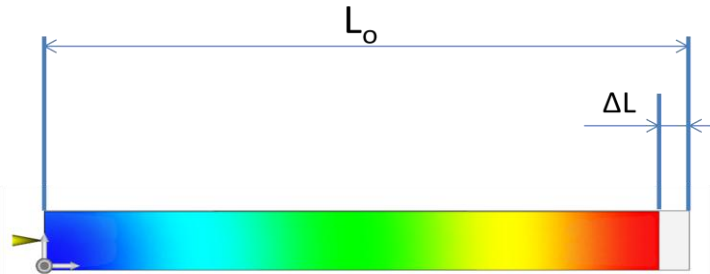


Rys. 39. Widok elementu typu „belka” z góry z zaznaczonymi węzłami pomiarowymi rozmieszczonymi co 20 mm wzdłuż płaszczyzny symetrii wypraski. Strzałką zaznaczono punkty pomiarowe użyte na dalszym etapie oceny zmiany skurczu S .

Analizę rozpoczęto od zbadania zmiany skurczu liniowego S [%] na długości wypraski L dla różnych wartości t_p i p_p . Węzły pomiarowe zaznaczono zaznaczonych na Rys. 39 (rozlokowane co 20 mm mierząc od punktu wtrysku). Znając długość nominalną przemieszczenia węzłów zostały przeliczone na skurcz liniowy zgodnie ze wzorem:

$$S = \frac{\Delta L}{L_0} \cdot 100\% \quad (60)$$

Na Rys. 40 zaznaczono pomiar skurczu liniowego S dla całej wypraski.

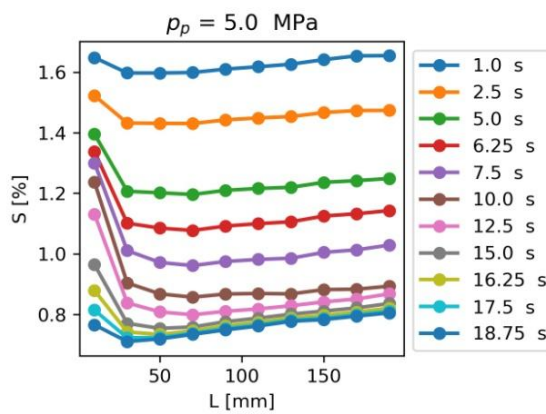
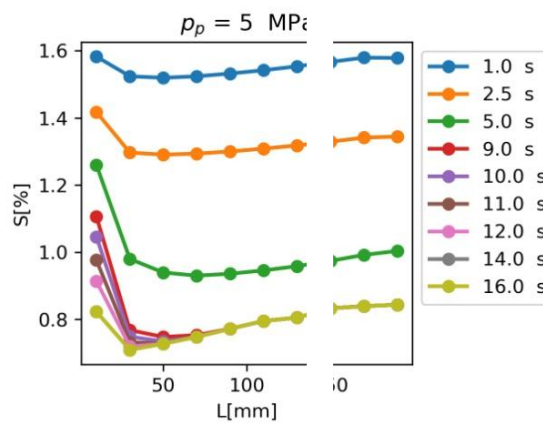
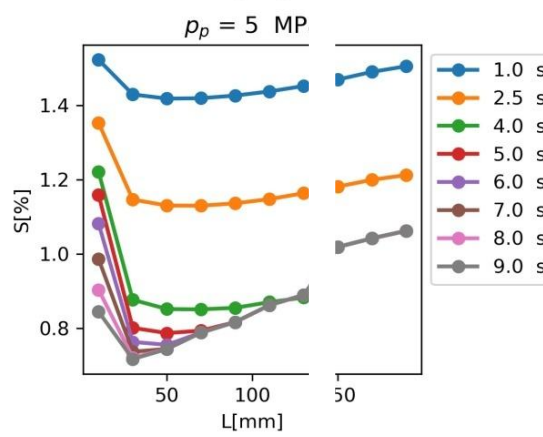
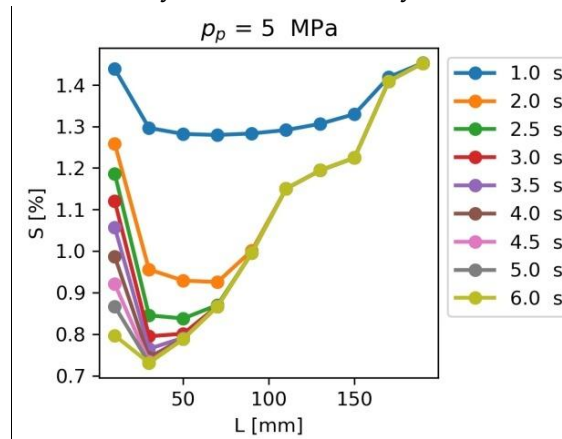


Rys. 40 Sposób pomiaru skurczu liniowego dla zdeformowanej wypraski. Żółtym stożkiem zaznaczono punkt wtrysku

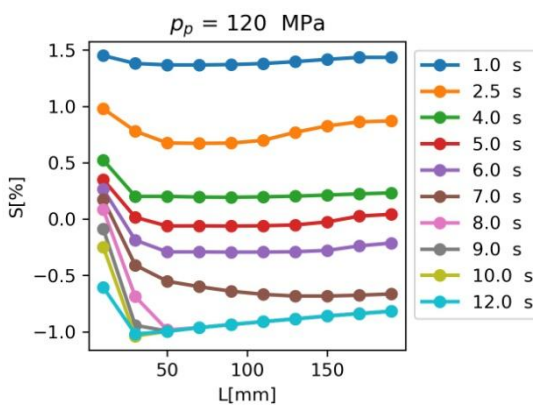
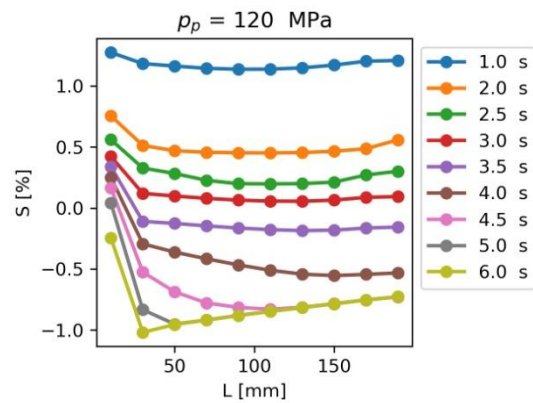
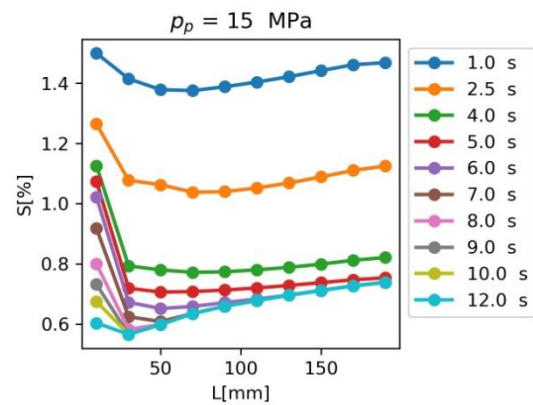
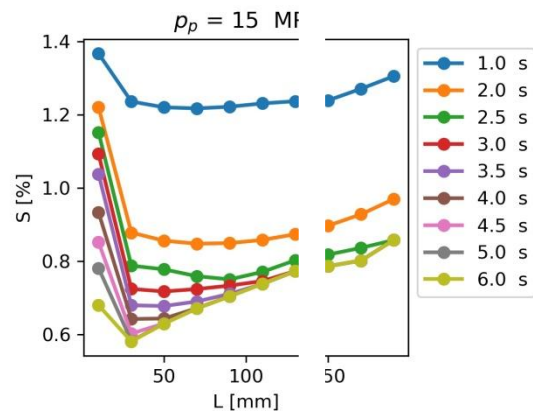
Na Rys. 41a-d, Rys. 42a-d oraz Rys. 43a-d przedstawiono zależność skurczu liniowego S na długości wypraski L dla wybranych wartości t_p i p_p , dla których wyciągnięto szereg następujących wniosków:

- Zaobserwowano duży skok wielkości skurczu liniowego S na pierwszych 20 mm długości, co wynika z niedoskonałości sposobu zamodelowania tego zagadnienia i ten wynik należy pominąć w dalszej analizie (ma on związek z niewielką odległością od punktu wtrysku). Dla małych wartości ciśnienia docisku $p_p = 5$ MPa zaobserwowano wyraźny zanik ciśnienia w gnieździe, szczególnie dla wyprasek o grubości $h < 3$ mm (Rys. 41). Efekt objawia się tym, że w środku wypraski wykresy dla różnych długości czasu docisku nachodzą się. Tym samym dla większych grubości następuje mniej znaczący zanik ciśnienia nawet dla małych wartości p_p .
- Zaobserwowano, że dla mniejszych wartości p_p (5-15 MPa), szczególnie dla wypraski o najmniejszej grubości $h = 1,5$ mm następuje wyraźny zanik ciśnienia w gnieździe, który powoduje, że maleje maksymalny czas docisku t_p , dla którego jest możliwe realizowanie fazy docisku. Jest to widoczne poprzez nakładanie się krzywych dla różnych t_p przy stałym p_p . Oznacza to, że dla cienkich ścianek wypraski oraz małych ciśnień docisku zanik ciśnienia będzie na tyle intensywny, że będzie istotnie wpływać na czas, w którym jest możliwość realizowania fazy docisku (dotychczas czas realizacji fazy docisku był równy czasie zamarzania ścianki wypraski t_f). Dla wyprasek cienkościennych będzie występować rozbieżność między teoretycznym równaniem czasu zestalania (10), który jest stosowany nie tylko do określania czasu chłodzenia wypraski, ale również do określania maksymalnej długości fazy docisku.
- W przypadku krótkich czasów docisku widoczne są teoretycznie większe fluktuacje skurczu S na długości wypraski niż dla większych czasów docisku, chociaż w praktyce zwracając uwagę na skalę, różnice są niewielkie. W większości wypadków pomijając początek i koniec wypraski, wielkość skurczu zmienia się w niewielkim stopniu (rzędu 0,1%) na długości 150 mm. Widać również, że odległości między poszczególnymi wykresami są przesunięte

w centralnej części o stałą odległość przy zmianie ciśnienia docisku, co wskazuje na liniową zależność między skurczem liniowym S a ciśnieniem docisku p_p .

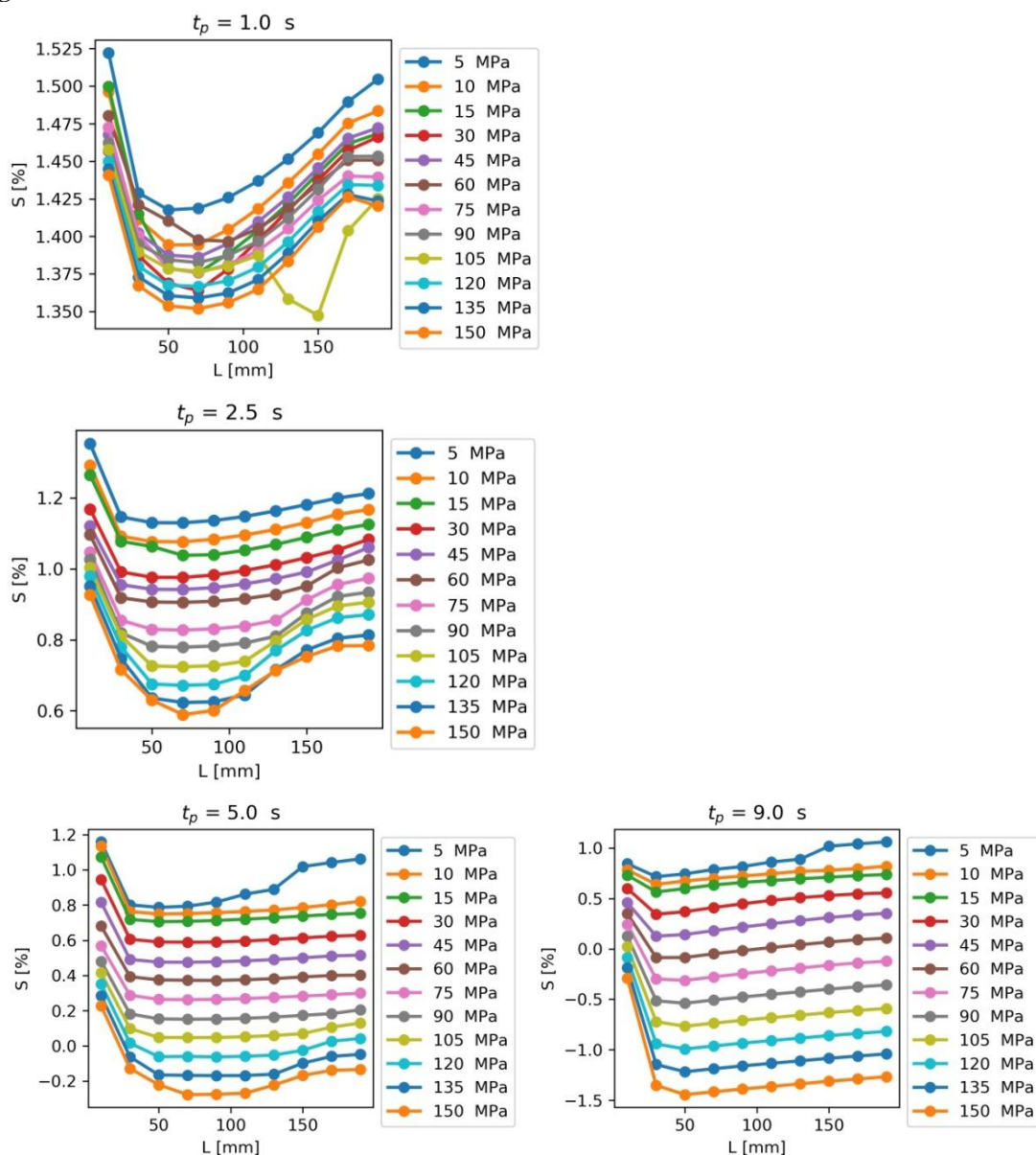


Rys. 41a-d Zależność skurczu liniowego S od długości wypraski L dla różnych czasów docisku t_p przy poszczególnych grubościach wypraski h (odpowiednio 1,5 mm; 2 mm; 2,5 mm; 3 mm)

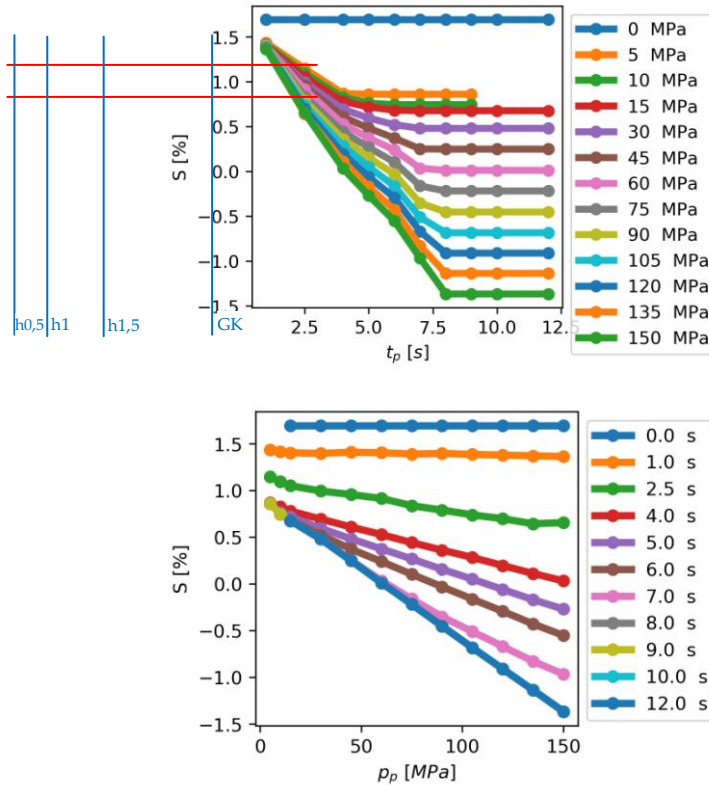


Rys. 42a-d Zależność skurczu liniowego S od długości wypraski L dla różnych czasów docisku t_p przy wybranych wartościach docisku p_p (wyniki dla wypraski o grubości 1,5 mm z lewej i 2 mm z prawej)

Na podstawie uzyskanych powyżej wyników ustalono, że pomiar skurczu liniowego do dalszych analiz odbędzie się w obszarze między 6 i 7 węzłem, co zaznaczono na Rys. 39. Na Rys. 44a-b wykreślono wielkość skurczu liniowego S odpowiednio w funkcji czasu docisku t_p oraz ciśnienia docisku p_p . Na Rys. 44a poziomą linią zaznaczono obserwowany zakres wielkości skurczu podaną w bazie Autodesk Moldflow® (tj. uzyskaną w pomiarach laboratoryjnych z wykorzystaniem wypraski przedstawionej na Rys. 25). Dodatkowo korzystając ze wzoru (10) wyznaczono maksymalny czas docisku możliwy do zrealizowania przy przewężce o grubości 0,5 mm, 1 mm oraz 1,5 mm oraz



Rys. 43a-d Zależność skurczu liniowego S od długości wypraski L dla różnych ciśnienia docisku p_p przy wybranych czasach docisku t_p



Rys. 44a-b. Zależność skurczu liniowego S od czasu docisku t_p dla różnych ciśnienia docisku p_p (a - z lewej) oraz od ciśnienia docisku p_p dla różnych czasów docisku t_p (b - z prawej).

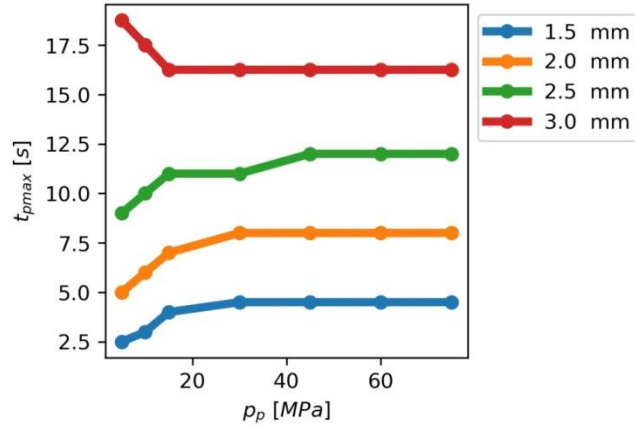
przy wykorzystaniu bezpośredniego wtrysku przez układ gorącokanałowy (GK), co zaznaczono pionowymi liniami w kolorze niebieskim. Na czerwono zaznaczono wielkość skurczu wskazanego w karcie tworzywa w bazie materiałowej programu Autodesk Moldflow[®]. Analizując wyniki przedstawione na Rys. 44a-b można wyciągnąć następujące wnioski:

- Dane z bazy materiałowej również przedstawiają zakres zdecydowanie od wartości możliwych do zaobserwowania dla danego tworzywa. W przypadku kart katalogowych producenci przedstawiają skurcz liniowy tworzywa za pomocą jednej wartości, co znacząco odbiega od wartości obserwowanych.
- Uzyskane ciśnienie wtrysku (wyniki zebrane w Tab. 7) ma względnie małą wartość w porównaniu do badanego zakresu ciśnienia docisku, co wynika z niskiej lepkości tworzywa oraz nieuwzględnienia w symulacji geometrii układu wlewowego.
- Maksymalne ciśnienie wtryskiwania było równe 30 MPa, dla którego w zależności od czasu docisku uzyskano różną wartość skurczu.
- Na Rys. 44b w zakresie 15 – 150 MPa zaobserwowano liniową zależność między ciśnieniem docisku p_p a wielkością skurczu liniowego S . Kąt nachylenia prostej i miejsce przecięcia zależy od czasu docisku t_p .
- Na Rys. 44b w zakresie 5-10 MPa zaobserwowano odchylenie od liniowej zależności między ciśnieniem docisku p_p a wielkością skurczu liniowego S . Wynika ono z faktu, że dla małych wartości ciśnienia przy mniejszej grubości

ścianki wypraski h następuje szybki zanik ciśnienia w gnieździe skutkujący krótszym czasem docisku niż wynikałoby to z równania (10).

- Na Rys. 44a zaobserwowano liniową zależność między czasem docisku a skurczem liniowym dla czasów co najmniej 25% mniejszych od czasu zestalania wypraski t_f . Czas ten jest definiowany jako czas graniczny, powyżej którego dalsze wydłużanie czasu docisku nie powoduje zmian skurczu wypraski. Dla dłuższych czasów docisku następuje szybsze osiągnięcie stałej wartości (wypłaszczenie wykresu), co ma związek z tym, że czas docisku t_p zbliża się do czasu zamarzania wypraski t_f . Dodatkowo dla mniejszych wartości ciśnienia docisku (15-30 MPa) widać szybsze przejście do stałej wartości skurczu, co wynika z zaniku ciśnienia docisku w gnieździe.
- Na Rys. 44a dla dużych wartości ciśnienia docisku p_p (powyżej 250-300% ciśnienia wtrysku p_i), następuje odchylenie od gładkiej zależności (zależność ta wygląda tak samo dla wszystkich grubości wypraski h). Wynika to z niedoskonałości modułu obliczeniowego (ang. *solver*) wykorzystywanego oprogramowania (z tego powodu do pierwotnej serii pomiarowej 15 – 150 MPa dołączono wyniki dla 5 oraz 10 MPa).
- Wyniki zaobserwowane na Rys. 44a-b zgadzają się z wykresami zaprezentowanymi w poradniku przetwórstwa dla innego polimeru semikrystalicznego, tj. poliamidu, (Rys. 15a-b). We wspomnianym dokumencie widnieją pojedyncze krzywe zależności skurczu liniowego w funkcji czasu i ciśnienia docisku, jednak bez informacji dla jakich odpowiednio czasów i ciśnień docisku (t_p , p_p) zostały one uzyskane. Zastosowane w omawianym poradniku ciśnienie docisku jest wystarczająco duże, że zanik ciśnienia docisku nie miał istotnego wpływu na wielkość skurczu liniowego S . W niniejszej pracy przeprowadzono wiele symulacji pozwalających na stworzenie modelu matematycznego skurczu w zależności od szerokiego zakresu t_p i p_p .
- Zastosowanie układu zimnokanałowego z przewężką o przekroju kołowym znacząco ogranicza możliwości realizacji fazy docisku. Rozwiązaniem jest zastosowanie przewężki szczelinowej lub układu gorącokanałowego. Pozwoli to znacząco poszerzyć okno przetwórcze i możliwość kontroli wielkości skurczu i deformacji.

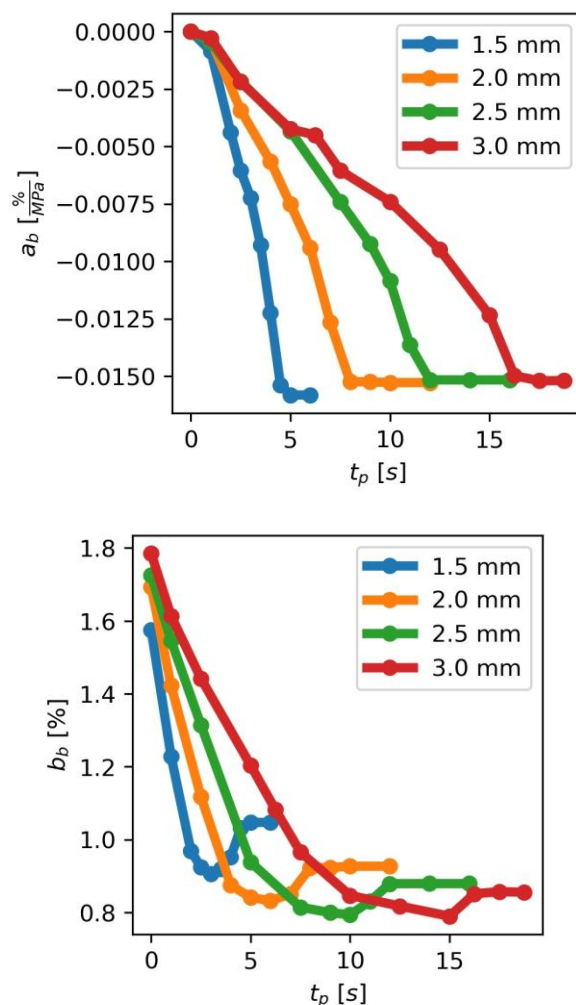
Dla pozostałych grubości wypraski stwierdzono pewną różnicę w maksymalnej wartości S , jednak wykresy miały bardzo zbliżony kształt. Na podstawie uzyskanych wyników zweryfikowano zależność między maksymalnym czasem docisku t_p , dla którego była możliwość realizacji fazy docisku w funkcji ciśnienia docisku p_p oraz grubości wypraski h (Rys. 45). W przypadku grubości wyprasek mniejszych niż 3 mm dla małych wartości ciśnienia docisku p_p zaobserwowano, że czas efektywnego realizowania fazy docisku uległ skróceniu nawet o 30%.



Rys. 45. Zależność maksymalnego czasu docisku t_{pmax} od ciśnienia docisku p_p dla różnych grubości wypraski h

Kolejnym etapem było wyprowadzenie modelu matematycznego wielkości skurczu liniowego S w funkcji profilu docisku oraz grubości wypraski. Ze względu na fakt, iż skurcz zmieniał się liniowo od docisku - zdecydowano się na wykorzystanie regresji liniowej do wyznaczenia współczynników równania liniowego uzyskując równanie (61). Zabieg ten przeprowadzono dla wszystkich grubości, a zmiany współczynników a_b i b_b przedstawiono na Rys. 46.

$$S = a_b(t_p)p_p + b_b(t_p) \quad (61)$$



Rys. 46a-b Zależność współczynnika nachylenia prostej a_b (z lewej) oraz wyrazu wolnego b_b (z prawej) uzyskanych na drodze regresji liniowej zależności $S(p_p)$

Przeanalizowano zakresy na przedstawionych wyżej wykresach dochodząc do wniosku, że możliwe jest dalsze uproszczenie zależności poprzez wykorzystanie czasu zamrażania wypraski t_f . Czas ten został wyznaczony metodą prób i błędów tak, aby ujednolicić wykresy a_b i b_b względem osi X . Uzyskane wartości zostały zebrane w Tab. 7 wraz z czasami t_F wyznaczonymi na podstawie równania (9). Równanie to służy do praktycznego wyznaczania czasu zestalania ściany wypraski w oparciu o gęstość tworzywa w stanie stopionym ρ , przewodność cieplną k , ciepło właściwe C_p temperaturę wtrysku T_{melt} , temperaturę powierzchni gniazda T_{mold} , temperaturę wyformowania wyrobu $T_{ejection}$. Obliczenia zostały wykonane dla następujących danych: $\lambda = 0.15$, $\rho = 720 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$, $C_p = 2000 \frac{\text{J}}{\text{kg}^\circ\text{C}}$, $T_{melt} = 235^\circ\text{C}$, $T_{mold} = 35^\circ\text{C}$, $T_{ejection} = 103^\circ\text{C}$. Porównując wyznaczone wartości z wartościami uzyskanymi z równania widać bardzo dobrą zbieżność zastosowanej metody.

Tab. 7. Zestawienie założonych czasów zestalania t_f , teoretycznych czasów zestalania wyznaczonych z równania (10) t_F oraz wartości ciśnienia wtrysku p_i dla różnych grubości h wypraski typu „belka”

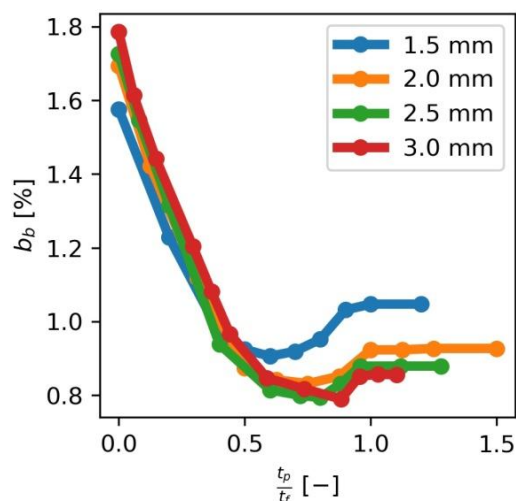
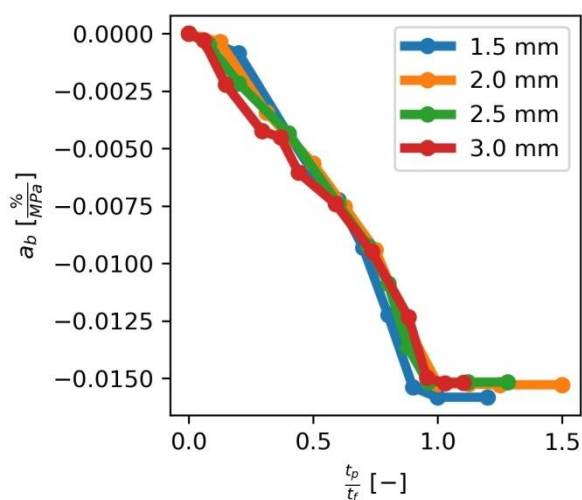
h [mm]	t_f [s]	t_F [s]	p_i [MPa]
----------	-----------	-----------	-------------

1,5	4,50	4,54	~30,5
2	8,00	8,07	~19,2
2,5	12,00	12,61	~14,2
3	16,75	18,16	~10,6

Tym samym podzielono wartości odciętych każdego wykresu przez wartość t_f wyznaczoną na podstawie Rys. 44 uzyskując dobrą zgodność kształtu wykresów w osi X (Rys. 47a-b).

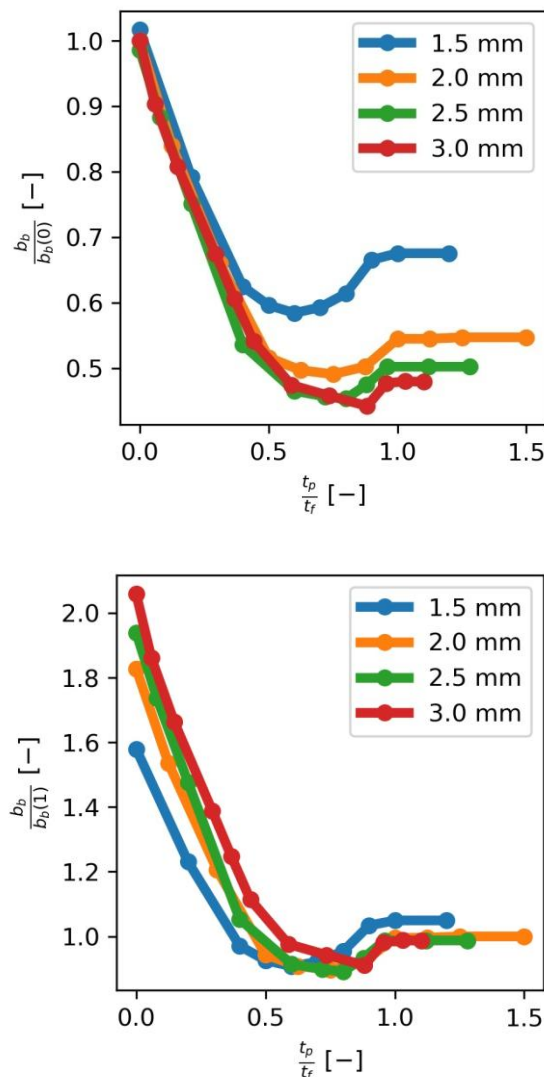
Zastosowanie wspomnianego zabiegu pozwoliło uzyskać postać równania do dalszej analizy z kilku powodów:

- Poprzez podzielenie czasu docisku t_p przez czas zamrażania wypraski t_f uzyskanie bezwymiarowego czasu $\frac{t}{t_f}$ [-].
- Powiązano w ten sposób bezpośrednio grubość wypraski h , temperaturę powierzchni gniazda T_{mold} oraz temperaturę stopu polimerowego T_{melt} do równania (61).
- W przypadku współczynnika kierunkowego prostej a_b widać, że jego wartości są zbliżone dla wszystkich 4 grubości. Pozwala to wysnuć wniosek, że zmiana współczynnika nachylenia nie zależy bezpośrednio od grubości ściany h , a od czasu zamrażania wypraski t_f (w którym grubość i tak jest uwikłana).



Rys. 47a-b Zależności współczynników a_b i b_b znormalizowane poprzez podzielenie czasu docisku t_p przez czas zamrażania wypraski t_f

W przypadku współczynnika b_b sytuacja jest nieco bardziej skomplikowana. Podjęto próbę normalizacji wykresu poprzez podzielenie go przez maksymalną wartość $b_b(0)$ (Rys. 48a) oraz przez wartość $b_b(1)$ (Rys. 48b). W zależności od sposobu normalizacji jedna z części wykresu ulegała nałożeniu się. Niezależnie od sposobu normalizacji wartość minimalna była uzyskiwana w okolicach 0,5-0,6 połączona ze zmianą trendu (najpierw wartości b_b malały, po czym dla t_p niewiele mniejszych od t_f zaczynały nieznacznie rosnać uzyskując po chwili stałą wartość). Można tego typu zależność zapisać za pomocą funkcji przedziałowej (107). Dalszym krokiem będzie opracowanie ciągłego modelu matematycznego dla opisu tego zagadnienia.



Rys. 48 a-b Zależność znormalizowanego współczynnika b_b od $\frac{t_p}{t_f}$ uzyskanego poprzez podzielenie współczynnika b_b przez wartość tego współczynnika odpowiednio dla $\frac{t_p}{t_f} = 0$ (z lewej) oraz dla $\frac{t_p}{t_f} = 1$ (z prawej)

Powyższe przekształcenia pozwoliły na uzyskanie równanie (62), które opisuje przewidywaną wielkość skurczu liniowego w zależności od: profilu docisku, grubości wypraski, temperatury tworzywa, temperatury powierzchni gniazda, temperatury wyformowania i właściwości termicznych tworzywa.

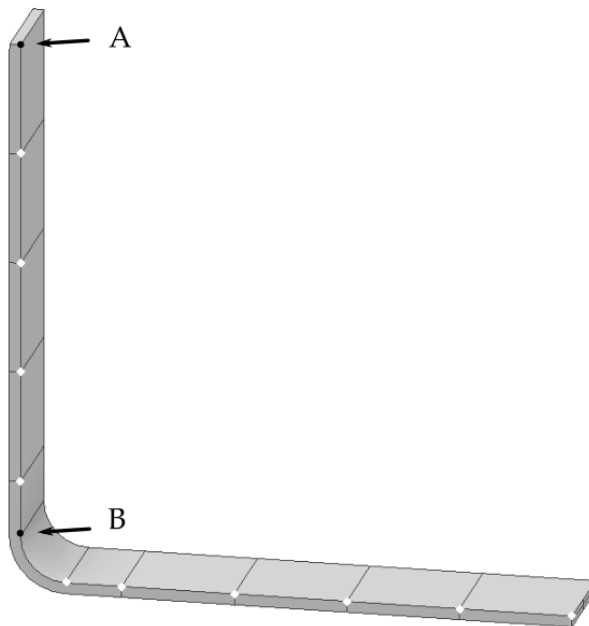
$$S = \begin{cases} a_b \left(\frac{t_p}{t_f} \right) p_p + \frac{b_b \left(\frac{t_p}{t_f}, h \right)}{b_b(0, h)}, & \text{dla } \frac{t_p}{t_f} \in (0; 0,5) \\ a_b \left(\frac{t_p}{t_f} \right) p_p + \frac{b_b \left(\frac{t_p}{t_f}, h \right)}{b_b(1, h)}, & \text{dla } \frac{t_p}{t_f} \in (0,5; 1) \end{cases} \quad (62)$$

Zaprezentowany model może zostać wykorzystany przez firmy produkcyjne korzystające z niewielkiej gamy tworzyw – poprzez pomiar skurczu liniowego w funkcji profilu docisku oraz grubości wypraski.

10.2. Element typu „krawędź”

Element typu „krawędź” stanowi wycinek ścian bocznych obudów, który ma naturalną tendencję do „zmniejszania się”, tzn. kąt między ścianami jest mniejszy od początkowego. Jest to tzw. efekt sprężynowania (ang. *spring-forward effect*). W niniejszej pracy zbadano wpływ grubości ściany h , promienia zaokrąglenia R oraz profilu docisku na występowanie tego efektu.

W przypadku elementu typu „krawędź” zestaw zmiennych symulacyjnych był taki sam jak dla elementu typu „belka” z tą różnicą, że dodatkowo uwzględniono różny promień zaokrąglenia krawędzi R . Dla prawidłowej oceny zmiany zachowania krawędzi założono stosunkowo długie odcinki przed i po „obszarze krawędzi” o długości 100 mm pomniejszonych o wielkość promienia zaokrąglenia krawędzi R . Kształt wypraski z zaznaczonymi wymiarami, punktami pomiarowymi dla skurczu liniowego oraz pochylenia ściany zaprezentowano na Rys. 49.



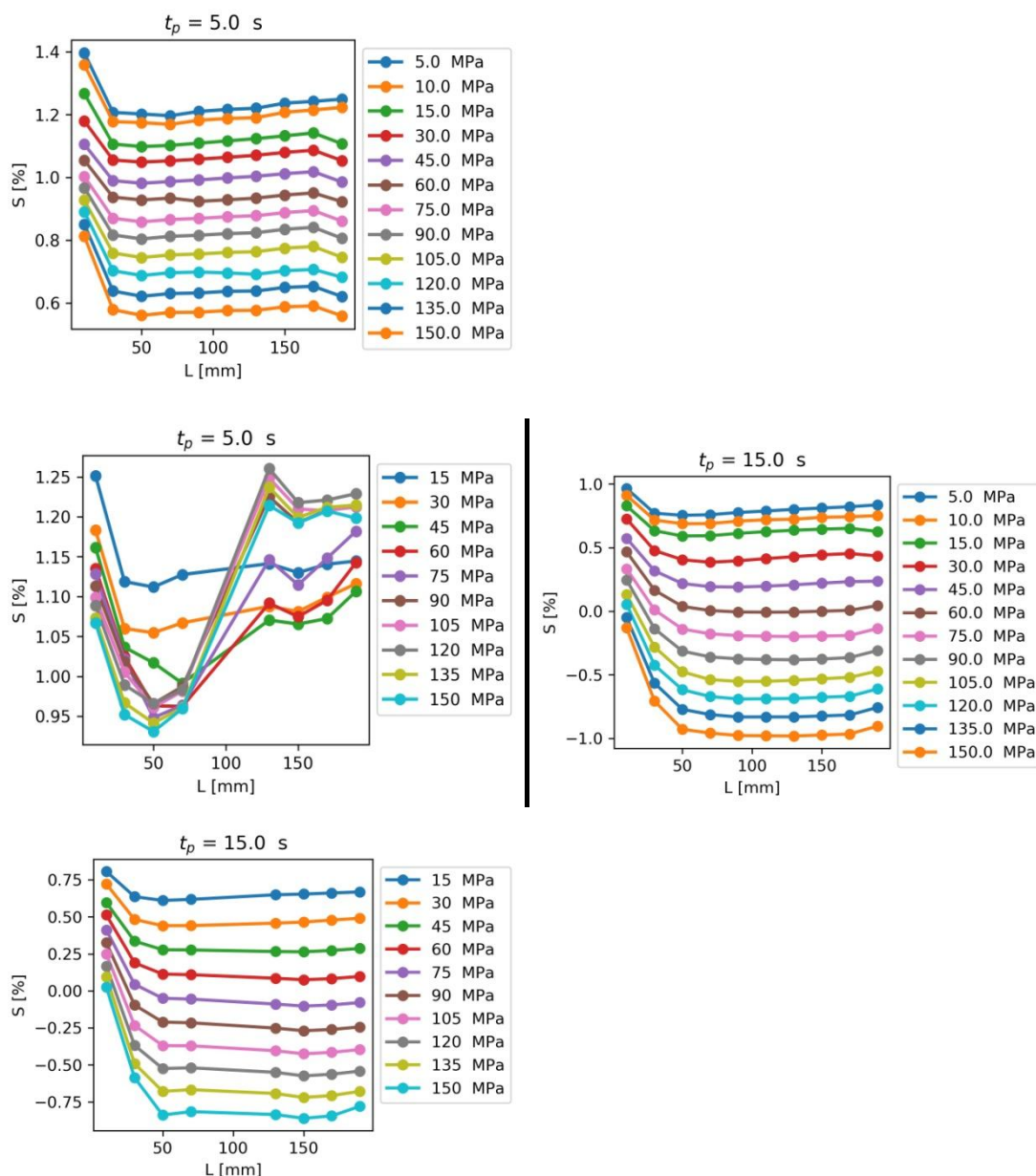
Rys. 49 Punkty pomiarowe elementu typu „krawędź” dla pomiaru skurczu liniowego oraz pochylenia ściany (czarne – pochylenie ściany i skurcz liniowy, białe – skurcz liniowy)

Analizę wyników rozpoczęto od weryfikacji skurczu liniowego tworzywa przed i po obszarze krawędzi (Rys. 50a-d). Okazało się, że dla pewnych wartości czasu docisku t_p (rzędu 20% t_f) zaobserwowano nienaturalne zmiany w wielkości skurczu, które nie były widoczne w przypadku elementu typu „belka”. Ze względu na zbliżoną długość drogi płynięcia, sposób założenia przewężki, grubość wypraski wyniki skurczu w przypadku elementu typu „krawędź” powinny mieć taką samą postać jak dla elementu typu „belka”. Miało to potem odzwierciedlenie zarówno na wykresach skurczu liniowego w funkcji czasu i ciśnienia docisku, jak i na wykresach pochylenia ścianki – dla wspomnianych wartości czasu docisku i dużych ciśnień, przekraczających ciśnienie wtrysku przemieszczenia były nienaturalnie duże, co świadczyło o wystąpieniu swego rodzaju niestabilności w module obliczeniowym. Dodatkowym potwierdzeniem występowania tego efektu było to, że zmiana gęstości siatki powyżej zweryfikowanej gęstości siatki powodowała znaczące zmiany wyników, wraz z przesunięciem się miejsca występowania samego „piku” pochylenia krawędzi. Dla zadanych wspomnianej wartości czasu docisku zaobserwowano wyraźne odstępstwo od liniowej zależności skurczu liniowego od ciśnienia docisku, co potwierdza wspomnianą niestabilność. Wykonując symulacje dla t_p nieznacznie mniejszego lub większego uzyskano prawidłowy wynik. Dodatkowym kryterium oceny było posłużenie się wynikami skurczu liniowego na długości wypraski, które odniesiono do wyników dla elementu typu „belka”.

Analizując przykład błędnego wyniku widać, że w przybliżeniu dobre rezultaty były uzyskane dla małych ciśnień docisku (zależnie od grubości ścianki h poniżej 45-60 MPa). Dla pozostałych wartości wyniki należy lokalnie odrzucić. Przyczyna rozbieżności w wynikach dla większych ciśnień docisku wynika z różnicy między ciśnieniem w gnieździe w trakcie fazy wtrysku i docisku. W standardowym procesie wartość docisku zawiera się w przedziale od 10 do 200% ciśnienia wtrysku na końcu fazy wypełniania. Oprogramowanie dopuszcza ciśnienia docisku nie większe niż 200% przy definiowaniu fazy docisku (nie więcej niż 500 MPa przy użyciu wartości liczbowych), co by stanowiło niejako potwierdzenie, że powyżej tych wartości moduł obliczeniowy może generować błędy.

Porównując założone ciśnienia docisku z wartościami ciśnienia wtrysku na koniec fazy wypełniania p_i wyrażonych w Tab. 7 widać, że założone wartości p_p są zdecydowanie większe od p_i . Z tego powodu dodatkowo przeprowadzono symulacje dla małych ciśnień docisku (5 oraz 10 MPa), dla których nie zaobserwowano niestabilności, tym samym uzyskując brakujące punkty pomiarowe w przypadku gdy niestabilność wystąpiły już przy 30 MPa.

Istotne jest również to, że rozbieżności są obserwowane dla t_p mniejszych niż ok. 50% t_f , co oznacza, że dla dłuższych czasów docisku moduł obliczeniowy daje stabilne rezultaty również dla dużych p_p .



Rys. 50a-d Zależność skurczu liniowego na długości wypraski dla wybranych czasów docisku. Po lewej przedstawione zostały wyniki dla elementu typu „belka”, a po prawej dla elementu typu „krawędź”. Wyniki przedstawiają skurcz liniowy dla wypraski o grubości $h = 3$ mm i promieniu zaokrąglenia $R = 20$ mm

$$\sin \alpha = \frac{x_A - x_B}{y_A - y_B} \quad (63)$$

$$\frac{\sin x}{x} = 1 \text{ (dla małych kątów)} \quad (64)$$

$$\alpha [^\circ] = \frac{x_A - x_B}{y_A - y_B} \frac{180}{\pi} \quad (65)$$

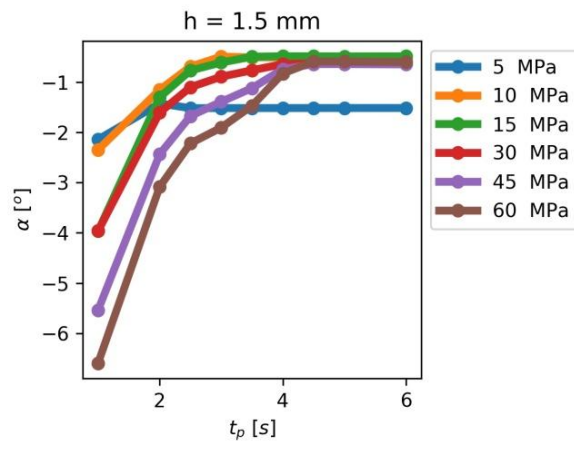
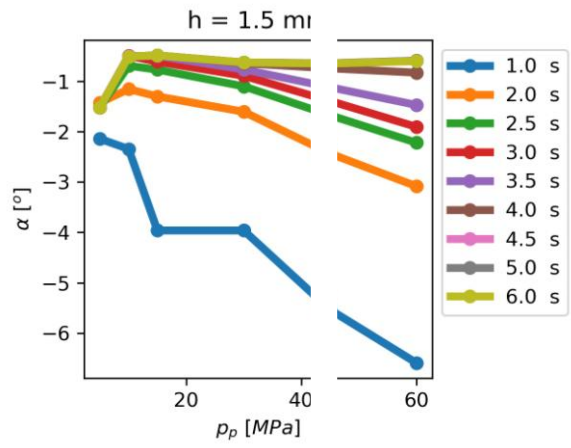
Do wyznaczenia wielkości pochylenia konieczne było wykorzystanie równań (63)-(65). Na Rys. 51a-h przedstawiono zależności pochylenia ściany α [°] w funkcji profilu docisku oraz grubości wypraski. Wartość ujemna oznacza, że kąt początkowy jest mniejszy o daną wartość (kąt jest mniejszy od 90°).

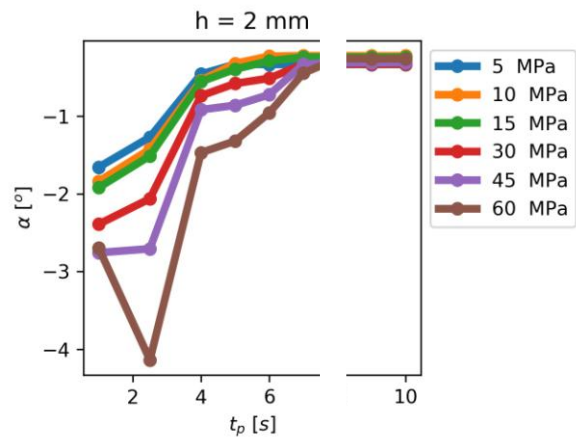
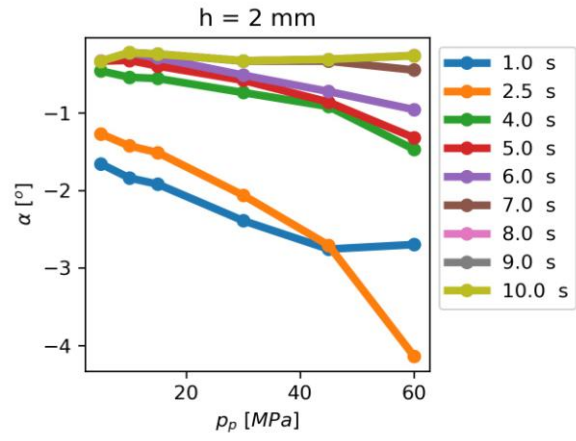
Dla większości czasów docisku zależność między pochyleniem α a ciśnieniem docisku p_p pochylenia ma charakterystykę liniową, lecz są od tego pewne odstępstwa. Dla wypraski o grubości $h = 1,5$ mm występuje odstępstwo dla $p_p = 5$ MPa ze względu na zanik ciśnienia w gnieździe, a dla wszystkich grubości dla $p_p \geq 60$ MPa (w niektórych przypadkach również dla $p_p = 45$ MPa). Odstępstwo dla małych ciśnień docisku jest związane z zanikiem ciśnienia w gnieździe na skutek relaksacji naprężeń. Z kolei w przypadku dużych wartości ciśnienia docisku występuje problem z niestabilnością modułu obliczeniowego. Efekt jest widoczny zarówno na lewych wykresach ($h = 2,5$ oraz 3 mm, $t_p = 2,5$ s) jako odstępstwo od zależności liniowej, na wykresach prawych jako odstępstwo od zakrzywionej, gładkiej krzywej ($h = 2, 2,5$ oraz 3 mm, $t_p = 2,5$ lub 5 s).

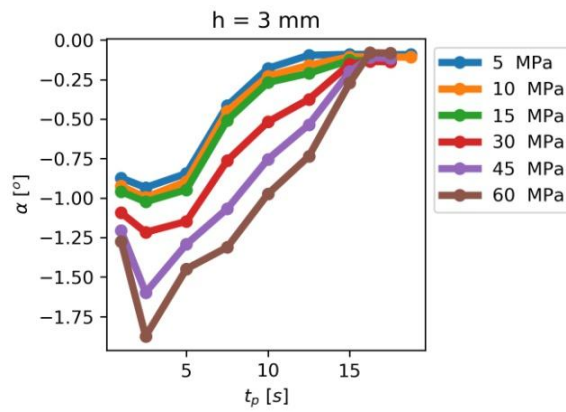
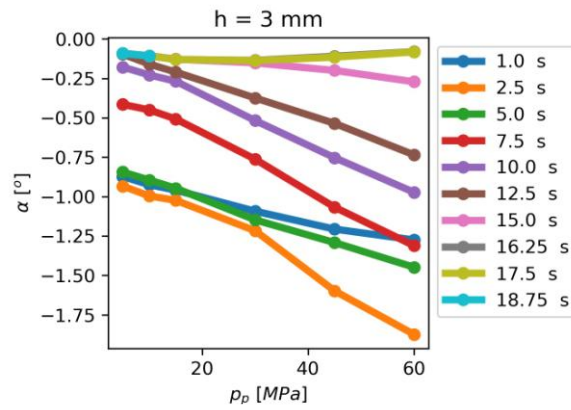
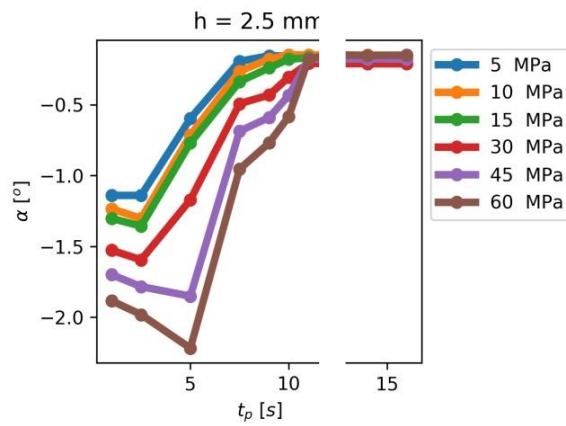
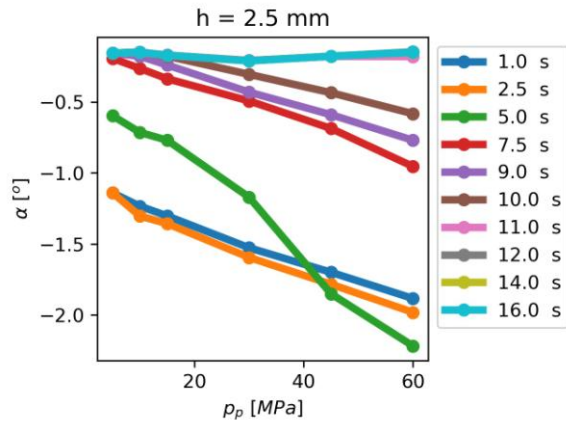
O ile w przypadku wypraski typu „belka” szeroki zakres nie skutkował istotnymi rozbieżnościami w wynikach symulacyjnych (jedynie krzywa $S(t_p)$ ulegała nieznacznym odkształceniom dla niektórych wartości t_p), o tyle w przypadku pochylenia ściany α zakres ten musiał zostać znacząco ograniczony ze względu na niestabilność modułu obliczeniowego dla dużych wartości ciśnienia docisku:

- dla $h = 1,5$ mm wybrano zakres $p_p \in [10; 15; 30; 45]$ MPa,
- dla $h = 2$ mm wybrano zakres $p_p \in [10; 15; 30; 45]$ MPa,
- dla $h = 2,5$ mm wybrano zakres $p_p \in [5; 10; 15; 30]$ MPa,
- dla $h = 3$ mm wybrano zakres $p_p \in [5; 10; 15; 30]$ MPa.

Kolejnym etapem była weryfikacja zachowania wyprasek w funkcji czasu docisku t_p dla różnych promieni zaokrąglenia, co przedstawiono na Rys. 52a-d. Podobnie jak w przypadku ciśnienia docisku – powyżej pewnej wartości t_p następuje ustabilizowanie kąta pochylenia α . Różnica jest istotna dla małych wartości t_p , gdzie dla wyprasek o większej grubości występuje najpierw zmniejszenie i wypłaszczenie α , a dopiero potem zwiększenie wartości α .

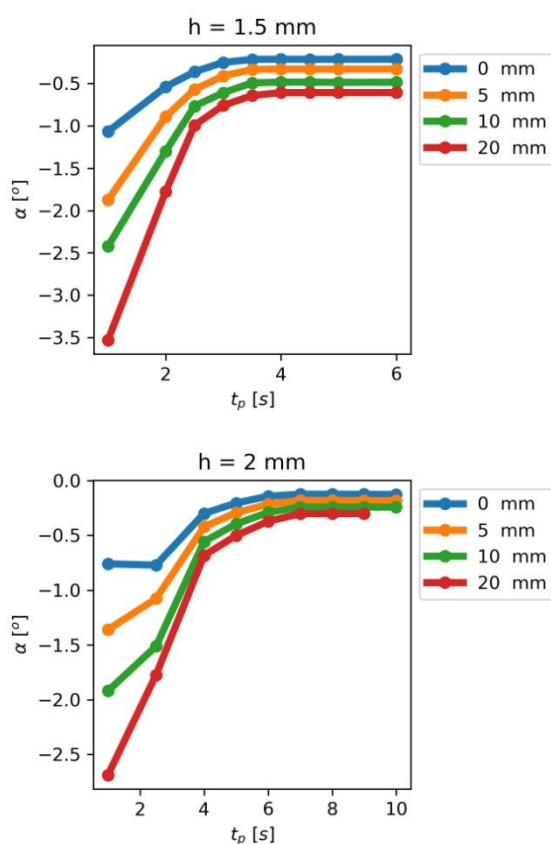


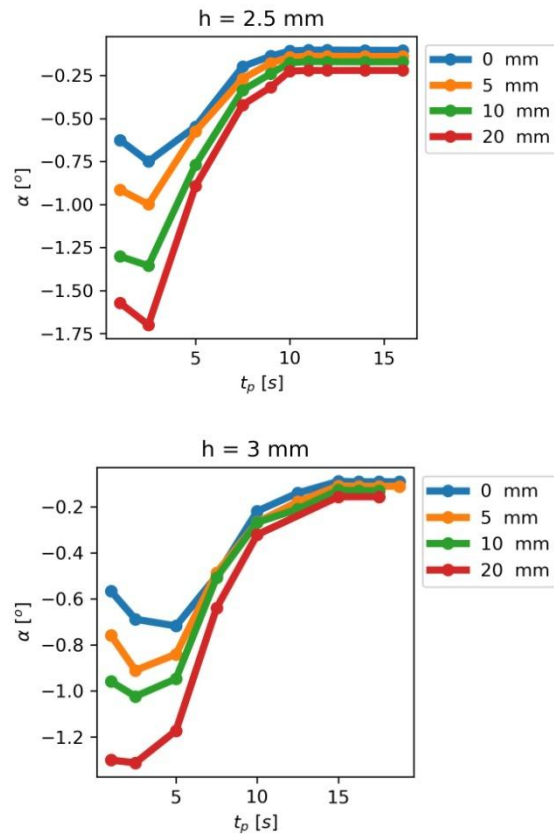




Rys. 51a-h Zależność kąta pochylenia ściany α od ciśnienia docisku p_p dla różnych czasów docisku t_p (z lewej) oraz od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p (z prawej). Wyniki dla elementu typu „krawędź” o promieniu zaokrąglenia $R = 10$ mm oraz grubości h równej 1,5; 2; 2,5 oraz 3 mm (w kolejnych wierszach).

Następnym etapem była weryfikacja zmiany pochylenia ściany α w funkcji promienia zaokrąglenia R . W literaturze spotkano się z twierdzeniem, iż wypraski o zerowym promieniu zaokrąglenia R należy rozpatrywać osobno, co wynika z faktu, że przy zerowym zaokrągleniu przekrój w obszarze krawędzi jest większy niż w pozostałych wypadkach. Z tego powodu pomimo przedstawienia na Rys. 52a-d wyników dla $R = 0$ mm, będzie on rozpatrywany osobno. Wykreślając zależność $\alpha(R)$ dla różnych parametrów profilu docisku stwierdzono, że jest ona również liniowa, co potwierdza wyniki znalezione w literaturze[51].





Rys. 52a-d Zależność kąta pochylenia α ściany od czasu docisku t_p dla różnych promieni zaokrąglenia krawędzi R i różnych grubości wypraski (odpowiednio 1,5 mm, 2 mm, 2,5 mm oraz 3 mm). Założono ciśnienie docisku $p_p = 15$ MPa.

Wiedząc, że $\alpha(R, p_p)$ ma charakter liniowy, zdecydowano się na wykorzystanie regresji liniowej do uproszczenia zależności. Rozważono 3 podejścia:

- dwukrotne wykorzystanie regresji liniowej (raz względem R , raz względem p_p) naprzemiennie w celu wyznaczenia współczynników. Wadą tego podejścia jest uzyskanie 4 współczynników, co zdyskwalifikowało to rozwiązanie
- określenie współczynników dopasowanej powierzchni wyznaczonej za pomocą metody regresji *backward elimination*[4,5]. W algorytmie zmienna o najniższej częściowej korelacji ze zmienną zależną jest usuwana z równania jako pierwsza (jeżeli spełnia kryterium eliminacji). Po usunięciu pierwszej zmiennej brana jest pod uwagę kolejna pozostająca w równaniu o najniższej częściowej korelacji. Procedura zostaje zatrzymana, gdy w analizowanym równaniu nie ma zmiennych spełniających kryteria eliminacji. W algorytmie tym wykorzystano równanie początkowe w postaci $z = \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m a_{ij} x^i y^j$, $m + n \leq 4$, z którego człony nie odgrywające istotnej roli zostały wyeliminowane. Wadą tego rozwiązania było uzyskanie współczynników wyższego rzędu, które poprawiły stopień odwzorowania układu punktów, które mogły być obciążone pewnymi błędami. Jako, że przedstawiona w literaturze zależność miała charakter liniowy, zaniechano wykorzystania tej metody [51].
- określenie współczynników dla wybranych powierzchni przy użyciu narzędzia wykorzystanego w poprzednim podejściu. W tym celu zdecydowano się dopasować wybrane płaszczyzny o równaniach (66-68) i sprawdzeniu

dokładności dopasowania, którego miarą jest współczynnik R^2 . Okazało się, że najlepsze dopasowanie uzyskano przy wykorzystaniu równania (66), składającego się zaledwie z dwóch wyrazów – dla każdego czasu docisku t_p oraz grubości wypraski h uzyskano $R^2 > 0,95$.

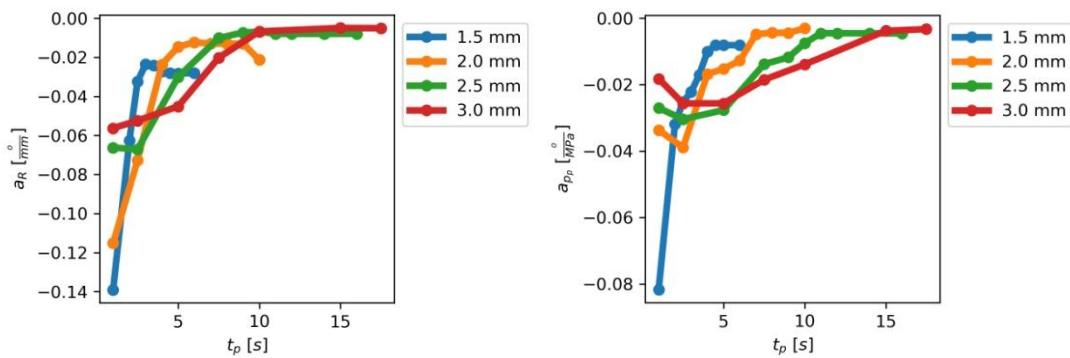
$$\alpha = a_R(t_p, h)R + a_{p_p}(t_p, h)p_p \quad (66)$$

$$\alpha = a_R(t_p)R + a_{p_p}(t_p)p_p + b(t_p) \quad (67)$$

$$\alpha = a_R(t_p)R + a_{p_p}(t_p)p_p + a_{R,p_p}(t_p)Rp_p + b(t_p) \quad (68)$$

Rezultat ten różni się z wynikami znalezionymi w literaturze [51], lecz jedynie dla nielicznych przypadków uzyskany stopień dopasowania był lepszy przy wykorzystaniu równania (67), a w niektórych przypadkach równanie (67) dało wartości R^2 rzędu 0,85.

Mając wyznaczone równanie względem dwóch zmiennych R oraz p_p na Rys. 53a-b przedstawiono zależność współczynników $a_{p_p}(t_p)$ oraz $a_R(t_p)$ dla różnych grubości wypraski h (wykreślenie tej zależności względem h jest bardzo trudne ze względu na różne t_p dla poszczególnych h). Wykresy te wyglądają podobnie, z tą różnicą, że maksymalne wartości współczynnika a_{p_p} dla różnych h zbliżają się do tej samej wartości wraz ze wzrostem t_p , a w przypadku a_R widać znaczące różnice. Zarówno w przypadku a_{p_p} jak i a_R widać wypłaszczenie współczynnika dla względnie małych wartości t_p przy czym wywłaszczenie jest bardziej znaczące w przypadku a_{p_p} . Dla $h = 1,5$ mm widać nieproporcjonalnie duży spadek współczynników (i de facto wzrost pochylenia, gdyż w rozważanym przypadku pochylenie ma wartości ujemne), co ma związek z małą sztywnością wypraski.

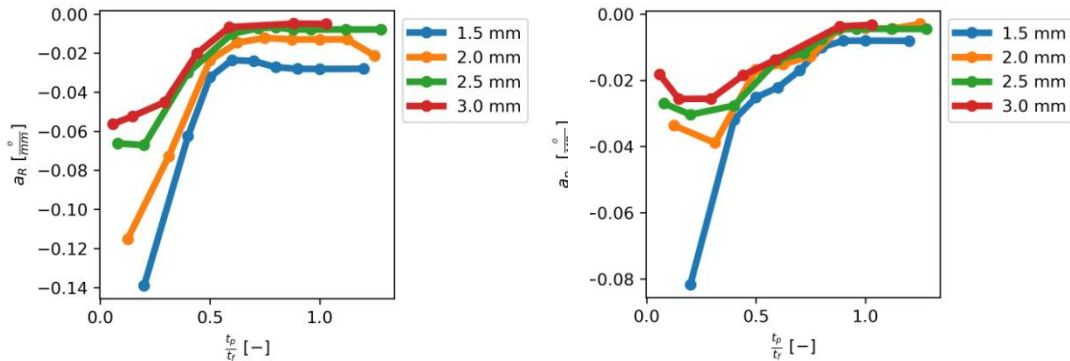


Rys. 53a-b Zależność współczynnika a_{p_p} (z lewej) oraz a_R (z prawej) od czasu docisku t_p dla różnych grubości wypraski h

Poszczególne wykresy zostały znormalizowane względem czasu zestalania wypraski t_f , co przedstawiono na Rys. 54a-b. Na jego podstawie widać, że:

- Wydłużenie czasu docisku korzystnie wpływa na wielkość pochylenia ścianki (jest mniejsze).
- Dla $h = 1,5$ mm możliwe, że również wystąpi wypłaszczenie – wynika to z tylko jednego punktu pomiarowego dla małych wartości $\frac{t_p}{t_f}$.
- Dla $\frac{t_p}{t_f} > 0,5$ w przypadku a_{p_p} różnice dla różnych grubości h są stosunkowo niewielkie (największe odstępstwa widać dla $h = 1,5$ mm).

- W przypadku a_R wypłaszczenie następuje zdecydowanie szybciej, już dla $\frac{t_p}{t_f} = 0,5$ parametr ten uzyskuje stałą wartość.
- Dalsza normalizacja będzie utrudniona ze względu na względnie małą gęstość punktów pomiarowych.



Rys. 54a-b Zależność współczynnika a_{p_p} (z lewej) oraz a_R (z prawej) od czasu znormalizowanego $\frac{t_p}{t_f}$ dla różnych grubości wypraski h

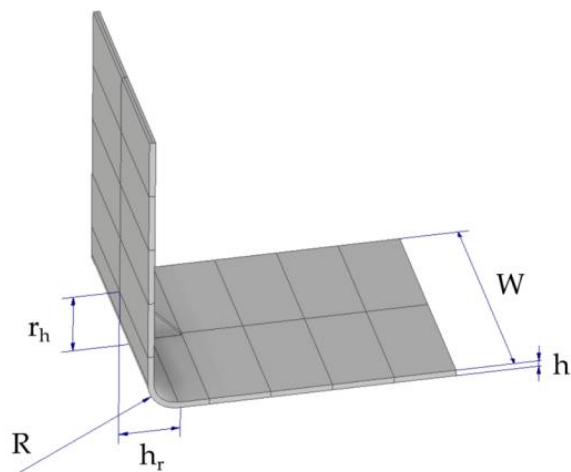
Wzrost ciśnienia docisku p_p zwiększa kąt pochylenia ścianki, a wydłużenie czasu docisku t_p zmniejsza ten efekt. Proporcjonalna zależność między deformacjami (pochyleniem ścianki) a ciśnieniem docisku jest zjawiskiem odwrotnym do efektu występującego w przypadku skurczu liniowego – zwiększenie ciśnienia docisku zmniejsza skurcz liniowy.

Tym samym zależności te są przeciwstawne i najkorzystniej jest realizować wtryskiwanie wyprasek przy minimalnym ciśnieniu docisku i prawidłowo zastosowanej kompensacji gniazda formy wtryskowej (przeskalowanie wymiarów gniazda o wielkość skurczu liniowego). Dodatkowo zwiększenie czasu docisku redukuje zarówno wielkość skurczu liniowego jak i deformacji (pochylenia ścianki), z tym, że w praktyce oczekuje się, żeby czas cyklu był jak najkrótszy. W przypadku zastosowania układu gorącokanałowego wykorzystanie długiego docisku może być sposobem na znaczące ograniczenie problemu deformacji wyprasek.

10.3. Element typu „uźebrowana krawędź”

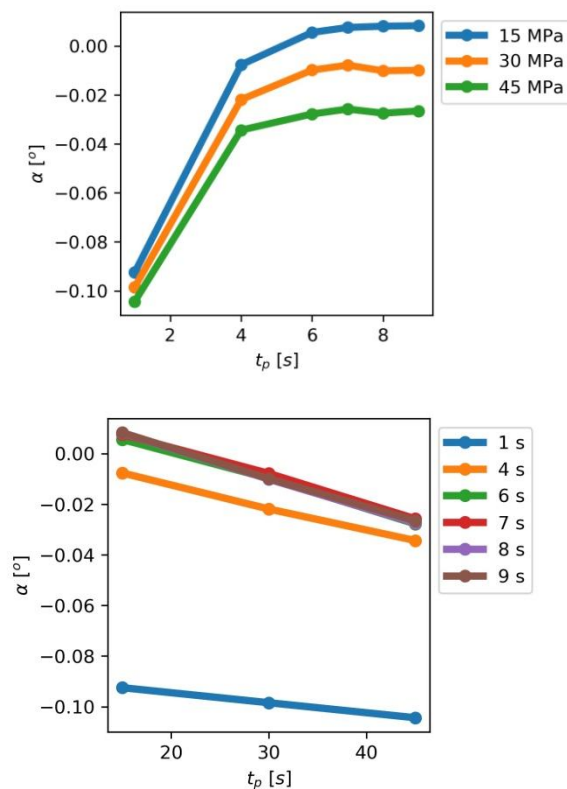
Ze względu na naturalną tendencję do „zapadania się” ścian obudów (kąt między ścianami wypraski jest mniejszy tego samego kąta w gnieździe formy wtryskowej), w konstrukcji wyprasek stosuje się uźebrowanie mające na celu redukcję tego zjawiska. Nie znaleziono w literaturze wytycznych sugerujące jak projektować uźebrowanie, aby efektywnie pełniło ono swoją rolę. W niniejszej pracy przeprowadzono szereg symulacji mających na celu stworzenie wytycznych w zakresie optymalnej konstrukcji uźebrowania.

Pierwszym etapem analizy była weryfikacja zachowania krawędzi z żebrami w porównaniu do zwykłej krawędzi dla szerokiego zakresu parametrów profilu docisku. W tym wypadku wybrano geometrię o grubości ścianki $h = 2$ mm, szerokości $W = 20$ mm, promieniu zaokrąglenia $R = 10$ mm, wysokości żebra $r_h = 20$ mm. Schemat geometrii przedstawiono na Rys. 55.

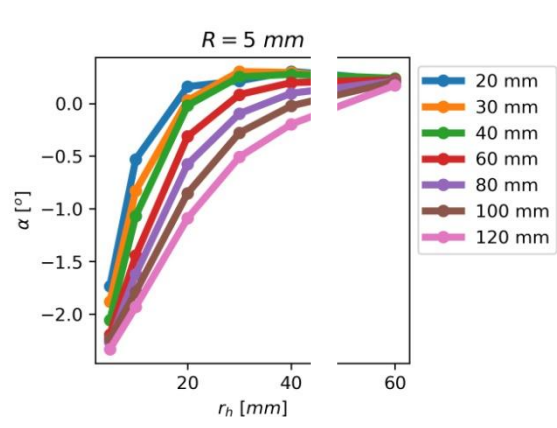
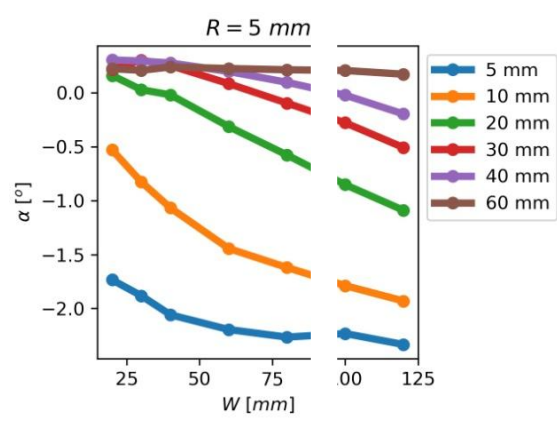
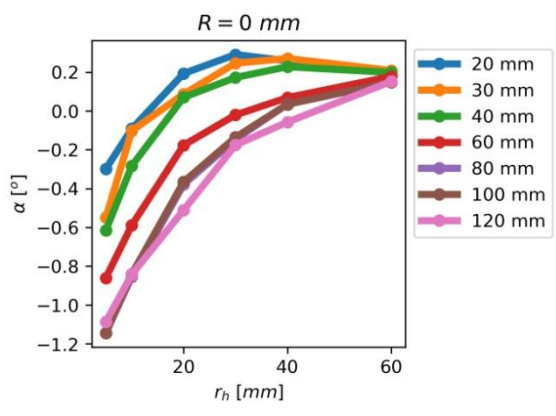
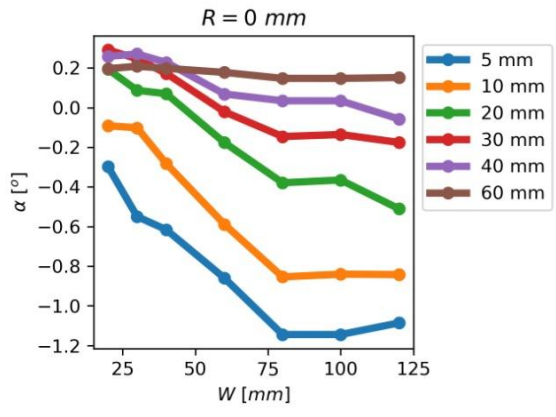


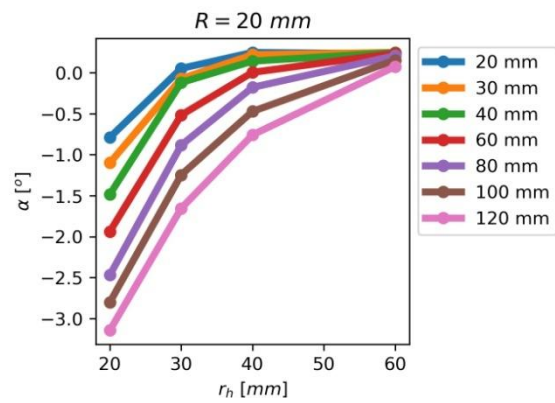
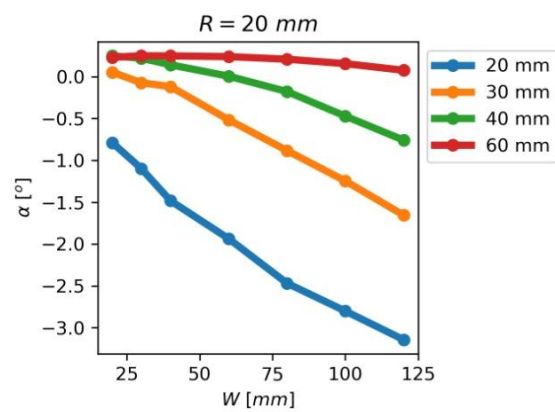
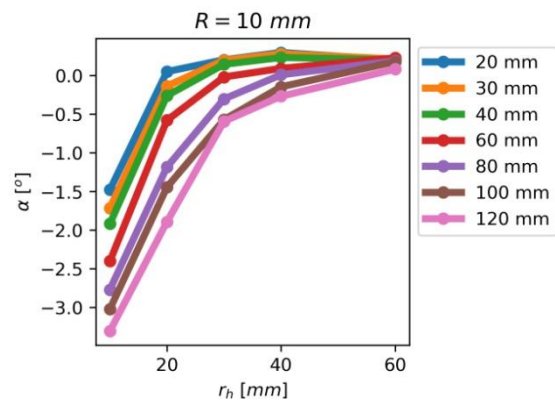
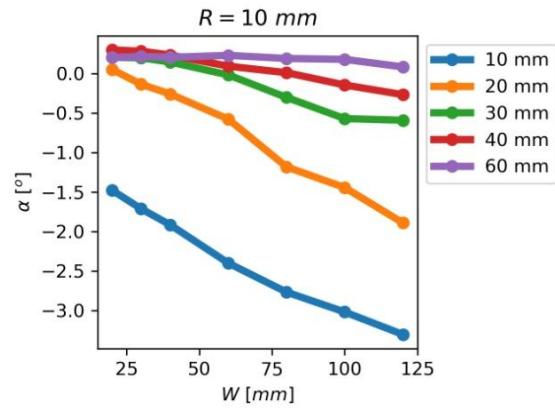
Rys. 55 Geometria typu „uźebrowana krawędź” z zaznaczonymi wymiarami kluczowymi

Na Rys. 56a-b przedstawiono zależność kąta pochylenia ściany α w funkcji profilu docisku. Zależność ta jest zbliżona dla zwykłego żebra (liniowa zależność w funkcji p_p , wypłaszczenie wykresu dla t_p bliskich t_f), z tą różnicą, że kąt pochylenia α zmienia się w stopniu marginalnym.



Rys. 56a-b Zależność kąta pochylenia ściany α od ciśnienia docisku p_p dla różnych czasów docisku t_p (z lewej) oraz od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p (z prawej). Wyniki dla elementu typu „krawędź uźebrowana” o grubości wypraski $h = 2$ mm, szerokości wypraski $w = 20$ mm, promieniu zaokrąglenia $R = 10$ mm oraz, wysokości żebra $r_h = 20$ mm, $t_p = 1$ mm, $p_p = 30$ MPa.





Rys. 57a-h Zależność kąta pochylenia ściany α od szerokości wypraski W dla różnych wysokości żebra r_h (z lewej) oraz od wysokości żebra r_h dla szerokości wypraski W (z prawej). Wyniki dla elementu typu „krawędź uźbrowana” o

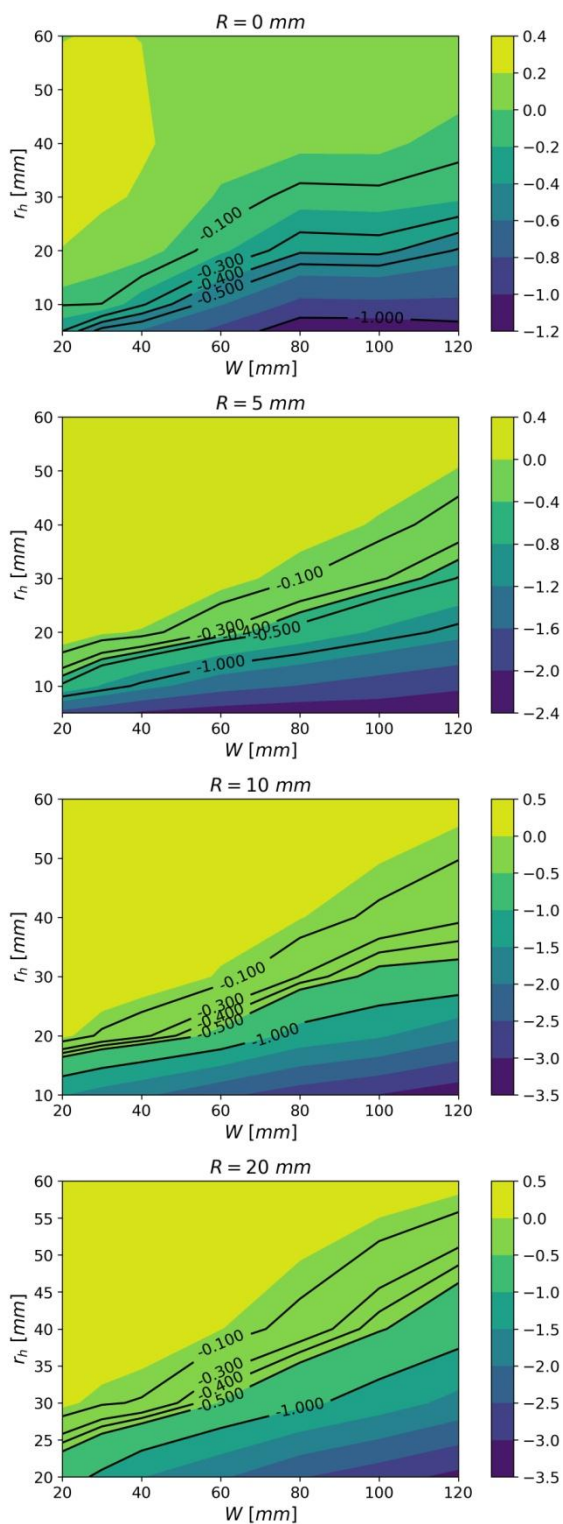
grubości wypraski $h = 2$ mm, ciśnieniu docisku $p_p = 30$ MPa, czasie docisku $t_p = 1$ s. W kolejnych wierszach przedstawiono wyniki dla różnych promieni zaokrąglenia R (odpowiednio 0, 5, 10 oraz 20 mm).

Z tego powodu zdecydowano się przeprowadzić pozostałe analizy dla niekorzystnych (z perspektywy deformacji) warunków procesu, tj. krótkiego czasu $t_p = 1$ s oraz ciśnienie docisku $p_p = 30$ MPa (p_p ma marginalne znaczenie dla tak małej wartości t_p) przy zachowaniu stałej grubości wypraski $h = 2$ mm. W analizach parametrami zmiennymi była szerokość wypraski W , promień zaokrąglenia R oraz wysokość żebra r_h . W przypadku elementu typu „krawędź” szerokość elementu nie odgrywała znaczenia, jednak w przypadku dla wariantu uźebrowanego wpływ już był istotny, gdyż szerokość ściany warunkowała „obciążenie” przenoszone na żebro na skutek skurczu „obszaru krawędzi” i pochylenia samej wypraski.

Na Rys. 57a-h przedstawiono wielkość pochylenia kąta α w zależności od szerokości wypraski W oraz wysokości żebra h_r dla różnych promieni zaokrąglenia elementu typu „uźebrowana krawędź”. Zależność $\alpha(W)$ ma charakter zbliżony do liniowego dla większości przypadków (najmniej liniowy charakter występuje dla $R = 0$). Liniowość charakteru wynika niejako z „obciążenia”, jakie stanowią schodzące się do siebie ściany – im szerszy element, tym liniowo rośnie siła obciążająca, co tym samym zostało potwierdzone na powyższych wykresach. Odstępstwo od liniowego charakteru zmian wynika prawdopodobnie z faktu, że w wyprasce następuje również skurcz samego żebra, co może wprowadzać dodatkowe zaburzenie w pomiarze oraz odstępstwo od liniowości.

Kąt nachylenia $\alpha(W)$ zależy od r_h , gdzie wraz ze wzrostem wysokości żebra (i tym samym jego sztywności) maleje kąt nachylenia.

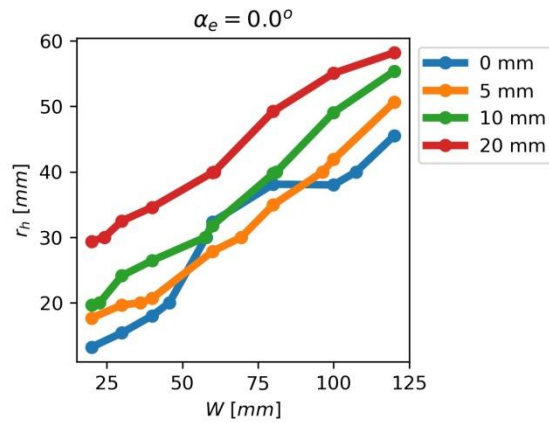
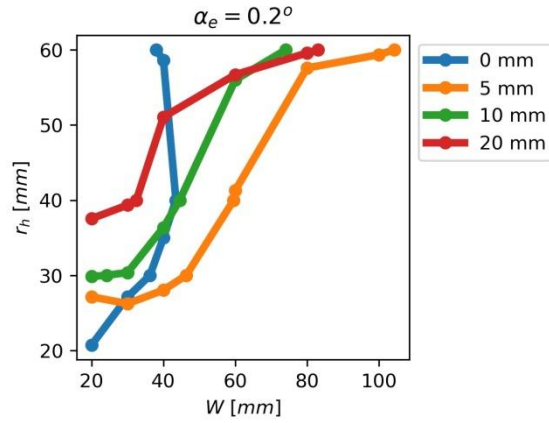
Na podstawie uzyskanych wyników widać, iż istnieje możliwość optymalizacji wysokości żeber oraz ich odległości w celu uzyskania optymalnego kąta pochylenia ścianki α (analiza nie uwzględnia kwestii odformowania wyrobów, na co żebra również wpływają).

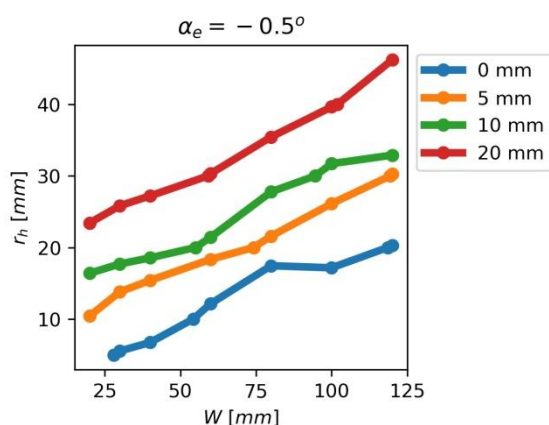
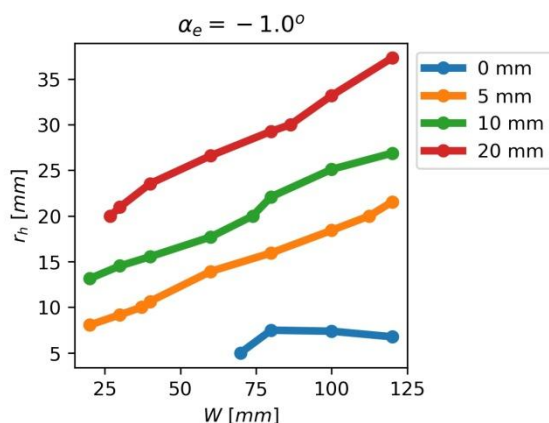


Rys. 58a-d Wykres konturowy kąta pochylenia α [°] od szerokości ściany W oraz wysokości żebra r_h (dla promienia zaokrąglenia R równego odpowiednio 0, 5, 10 oraz 20 mm). Zaznaczono linie, dla których uzyskano kąt pochylenia α równy odpowiednio $-0,1^\circ$, $-0,3^\circ$, $-0,4^\circ$, $-0,5^\circ$, oraz -1° .

W tym celu przygotowano wykresy konturowe (Rys. 58a-d) przedstawiające wartość kąta pochylenia α od od szerokości ściany W oraz wysokości żebra r_h dla poszczególnych promieni zaokrąglenia R . Dla $R > 0$ zaobserwowano

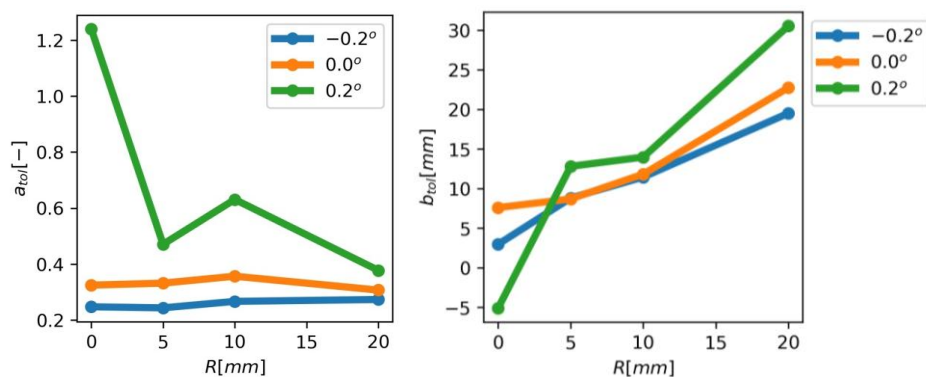
w przybliżeniu liniową zależność między W oraz r_h , dla których α ma stałą wartość. Na Rys. 59a-c przedstawiono tę zależność optymalnej wysokości żebra h_r od szerokości ściany W dla różnych wartości kąta pochylenia α . Stwierdzono, że dla wszystkich przypadków z wyjątkiem $R = 0 \text{ mm}$ zależność ma w przybliżeniu taki sam oczekiwany kąt nachylenia α_e (Rys. 59a-d), różnica występuje jedynie w przypadku miejsca przecięcia z osią Y (współczynnika b_{tol}).





Rys. 59a-e Zależność optymalnej wysokości żebra r_h od szerokości ściany W dla różnych wartości oczekiwanego kąta pochylenia α_e (-1° , $-0,5^\circ$, 0° oraz $0,2^\circ$)

Powyższe stwierdzenia zweryfikowano korzystając metodę regresji liniowej do wyznaczenia odpowiednio a_{tol} oraz b_{tol} dla wybranych wartości α (Rys. 60a-b). W analizie należy odrzucić wyniki dla $R = 0 \text{ mm}$ oraz dla $\alpha_e = 0,2^\circ$ (w przypadku α_e o ile mają one zbliżoną postać, to dla tej wartości tolerancji zależność nie jest liniowa).



Rys. 60a-b zależność współczynnika a_{tol} (z lewej) oraz b_{tol} (z prawej) w funkcji promienia zaokrąglenia R dla wybranych oczekiwanego kątów pochylenia α_e .

Wyniki przedstawione na wspomnianych wykresach potwierdzają stałą wartość a_{tol} dla poszczególnych wartości α . Co ciekawe, wartość współczynnika b_{tol} jest bardzo zbliżona dla $\alpha_e = 0^\circ$ oraz $\alpha_e = -0,2^\circ$. Ze względu na niewielką ilość punktów pomiarowych trudno potwierdzić taką samą charakterystykę, która jednak na pewno ma charakter liniowy w funkcji promienia zaokrąglenia R ($R^2 > 0,99$). Na tej podstawie przeprowadzono regresję liniową dla $\alpha_e = 0^\circ$ oraz $\alpha_e = -0,2^\circ$ i zależność optymalnej wysokości żebra h_r dla zadanej szerokości W do postaci przedstawionej równaniem (69-73):

$$r_h(W, R) = a_{tol}W + b_{tol}(R) \quad (69)$$

$$b_{tol}(R) = a_R R + b_R \quad (70)$$

$$a_{tol} = a_W \quad (71)$$

$$b_R = b_{r_h} \quad (72)$$

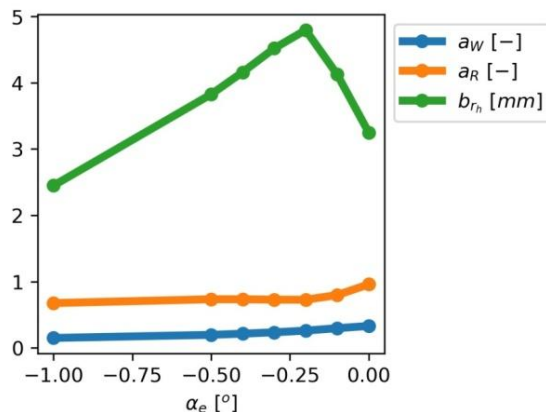
$$r_h(W, R) = a_W W + a_R R + b_{r_h} \text{ dla } \alpha_e \leq 0, R > 0 \quad (73)$$

$$t_p = 1s, p_p = 30MPa, h = 2mm$$

Wartości współczynników a_W , a_R oraz b_{r_h} dla wybranych α_e przedstawiono w Tab. 8, co stanowi dla badanego tworzywa wytyczne jak dobierać wysokość żebra R_h dla zadanej szerokości ściany W oraz promienia zaokrąglenia wypraski R ażeby uzyskać oczekiwaną wartość pochylenia ściany α_e . Badania należałoby w przyszłości rozszerzyć o badanie wpływu grubości ściany oraz weryfikację przyczyny postaci zależności $b_{r_h}(\alpha_e)$.

Tab. 8 Wartości współczynników a_W , a_R oraz b_{r_h} dla różnych oczekiwanych wartości kąta pochylenia α_e

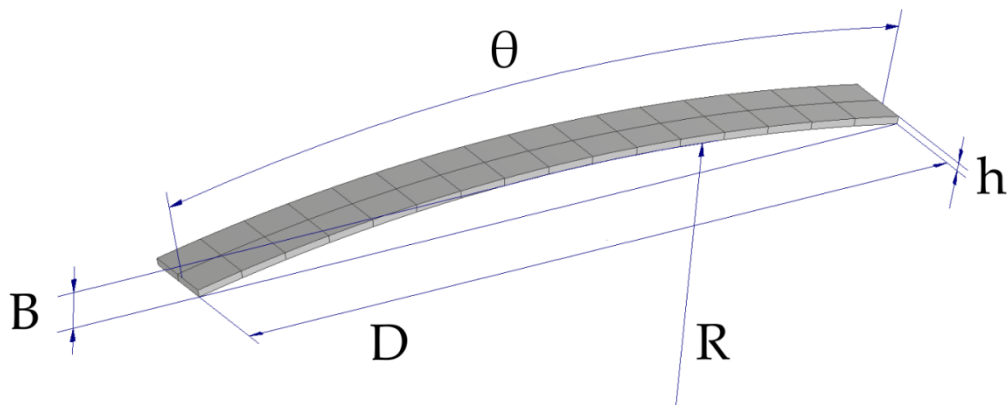
α_e [°]	a_W [-]	a_R [-]	b_{r_h} [mm]
0	0,150537±0,024836	0,958809	3,247744
-0,1	0,197516±0,011479	0,797366	4,122722
-0,2	0,215417±0,015661	0,726781	4,793421
-0,3	0,235261±0,016987	0,728019	4,516636
-0,4	0,261121±0,016093	0,734	4,158331
-0,5	0,29772±0,017196	0,734201	3,82408
-1	0,331647±0,021831	0,676562	2,44764



Rys. 61 Wartości współczynników a_W , a_R oraz b_{r_h} dla różnych oczekiwanych wartości kąta pochylenia α_e

10.4. Element typu „łuk”

Elementy konstrukcyjne z tworzyw sztucznych bardzo często mają nieregularne kształty, a ich powierzchnie często nie są płaskie. Z tego powodu kolejnym typem kształtu uwzględnionym w niniejszej pracy jest element typu „łuk”. Element ten cechuje się stałą odległością między środkami ścian bocznych równą 200 mm. Ugięcie B było mierzone jako odległość środka wypraski od płaszczyzny wyznaczonej przez środki ścian bocznych. Sposób opisu geometrii wraz z wytypowanym został przedstawiony na Rys. 62 (punkty pomiarowe znajdowały się w miejscu styku 4 górnych powierzchni tworzących łuk). Zaznaczono wymiary kluczowe mierzone w analizie: promień krzywizny R , kąt łuku θ , odległość między kolejnymi punktami L (do określenia skurczu liniowego $S = L_{norm}$).



Rys. 62 Geometria typu „łuk” z zaznaczonymi wymiarami kluczowymi.

Odległość między kolejnymi punktami została wyznaczona z równania (74):

$$\Delta L = \sqrt{(x_a - x_b)^2 + (y_a - y_b)^2} \quad (74)$$

Promień łuku został wyznaczony poprzez wykorzystanie 3 kolejnych punktów pomiarowych i układu równań (75):

$$\begin{cases} (x - x_a)^2 + (y - y_a)^2 = R^2 \\ (x - x_b)^2 + (y - y_b)^2 = R^2 \\ (x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 = R^2 \end{cases} \quad (75)$$

Układ równań został rozwiązany i uzyskano informacje o położeniu środka okręgu x_r, y_r oraz o wielkości promienia R . Do wyznaczenia zmiany kąta θ posłużono się równaniem (76):

$$\sin\left(\frac{\theta}{2}\right) = \frac{D}{2R} \rightarrow \theta = 2 \arcsin\left(\frac{\sqrt{(x_a - x_b)^2 + (y_a - y_b)^2}}{2R}\right) \quad (76)$$

Na podstawie powyższych wyliczeń widać, że tak naprawdę jedynie długość D (dla kątów łuku $D = S$) oraz promień R są parametrami niezależnymi – kąt θ są wyznaczone na podstawie D oraz R . Do wyznaczenia zmian poszczególnych parametrów R, θ, D łuku wykorzystano zależność:

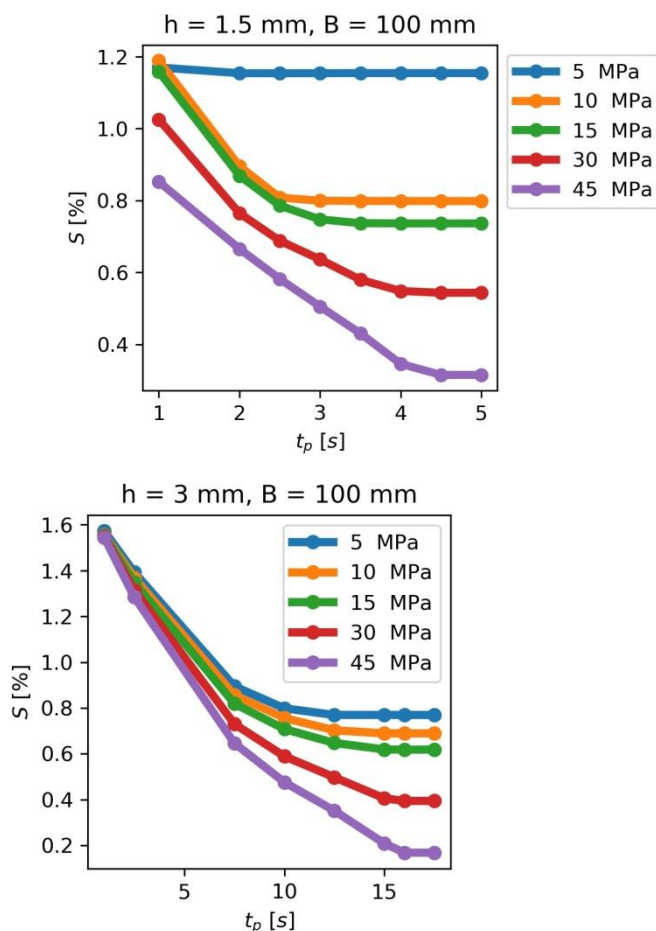
$$X_{norm} = \pm \frac{X_d - X_0}{X_0} \cdot 100\% \quad (77)$$

gdzie: X_{norm} - wielkość znormalizowana, X_0 - wielkość początkowa danego parametru, X_d - wielkość danego parametru po deformacji.

Pierwszym etapem analiz była weryfikacja wielkości skurczu liniowego między wypraską typu „belka” oraz wypraską typu „łuk”, co rozpoczęto od określenia skrajnych warunków.

W niniejszej pracy w skrajnym przypadku dla $B = 100$ mm uzyskano kształt wypraski wygięty w półokrąg. Przy podziale na 16 segmentów na jeden z nich przypada $11,25^\circ$. Porównując dla takiego kąta wartość x oraz $\sin(x)$ w radianach stwierdzono, że różnica między wartościami jest poniżej 1%. Z tego powodu dla rozważanych przypadków można dalej założyć, że długość łuku A jest równa długości odcinka L (co też znalazło potwierdzenie w uzyskanych wykresach i w dalszej części pominięto analizę parametru A).

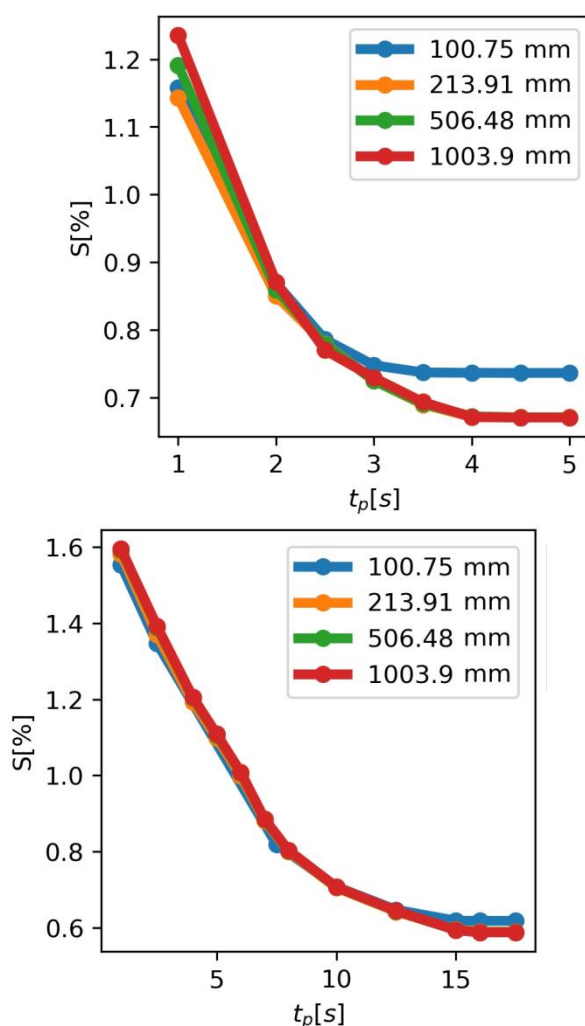
Porównując wyniki dla elementu typu „łuk” oraz „belka” stwierdzono nieznaczne różnice w wielkości skurczu $S(t_p)$ dla krótkich czasów docisku t_p (1 s), szczególnie gdy wypraska miała grubość $h = 1,5$ mm oraz wygięcie $B = 100$ mm (dla grubszych wyprasek efekt jest prawie nieistotny). Zauważono, że wraz ze wzrostem B wielkość S dla małych t_p się rozszerza w funkcji ciśnienia docisku p_p , co może oznaczać, że przy bardzo zakrzywionych powierzchniach zaczynają się pojawiać efekty nieliniowe wynikające z krzywizny wypraski (bardziej prawdopodobne) lub pojawia się niestabilność modułu obliczeniowego (mniej prawdopodobne). Skrajne przykłady zaprezentowano na Rys. 63a-b, gdzie dla $h = 1,5$ mm zaobserwowano zanik ciśnienia w gnieździe dla $p_p = 5$ MPa.



Rys. 63a-b Zależność skurczu liniowego S od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości $h = 1,5$

mm oraz wygięciu $B = 100$ mm (z lewej) oraz dla $h = 3$ mm oraz $B = 100$ mm (z prawej).

Na tej podstawie stwierdzono, że dla krótkiego czasu docisku i wyprasek cienkościennych można spodziewać się wyników odbiegających od rzeczywistości, przy czym wymaga to dalszych badań. Zaobserwowano również efekt zanikania ciśnienia, dla wyprasek o grubości 1,5 mm oraz 2 mm (przy małym p_p), co miało istotny wpływ dla wypraski typu „krawędź” – z tego powodu na tym etapie należy ograniczyć zakres stosowania proponowanego w dalszej części modelu do $t_p > 1$ s oraz $p_p > 5$ MPa.



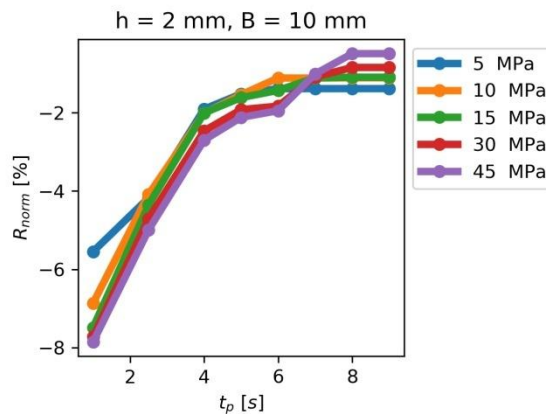
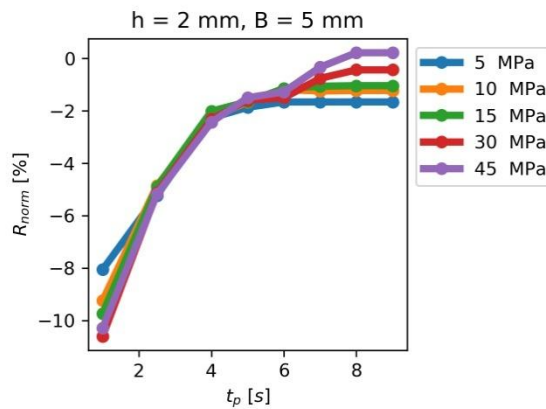
Rys. 64a-b Zależność skurczu liniowego S od promienia łuku R dla różnych czasów docisku t_p (z lewej) oraz od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p (z prawej). Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości h równej 1,5 mm (z lewej) oraz 3 mm (z prawej) oraz ciśnieniu docisku p_p równym 15 MPa.

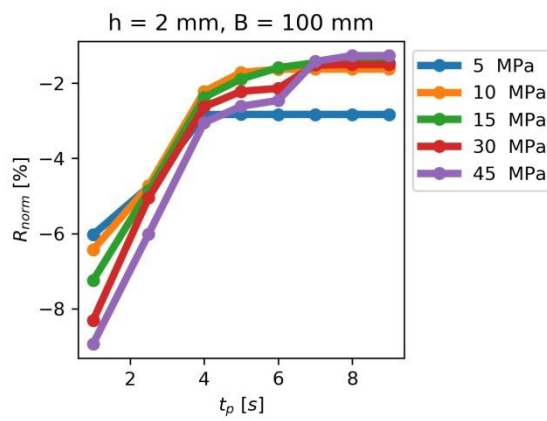
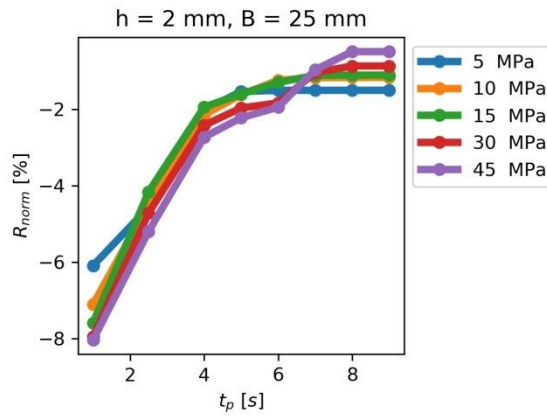
Analizując skurcz liniowy S w funkcji wygięcia B (na wykresach wygięcie B zostało przeliczone na promień krzywizny R) dla krótkich czasów docisku zaobserwowano nieznaczne różnice rzędu 0,1% między elementem typu „łuk” oraz elementem typu „belka”. Wykreślając wielkość S w funkcji promienia łuku R zaobserwowano, niezależność skurczu S od promieni zaokrąglenia za wyjątkiem

najmniejszego promienia, gdzie różnice były widoczne w przypadku długich czasów docisku t_p (problem krótkich czasów docisku został omówiony wcześniej). Wspomniana różnica może wynikać z dwóch powodów:

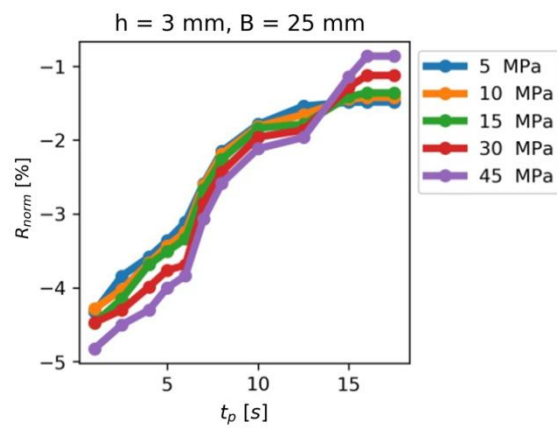
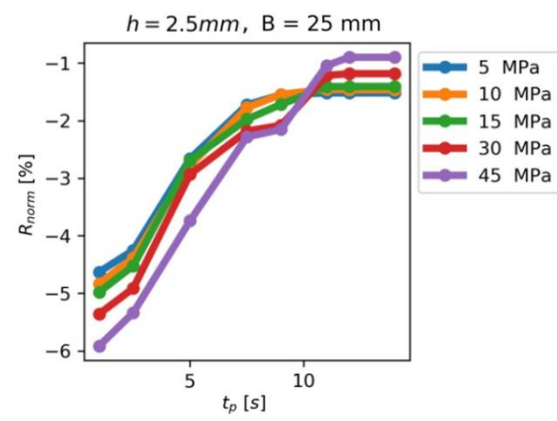
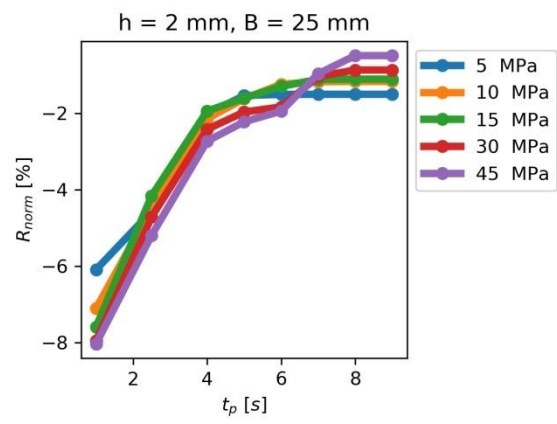
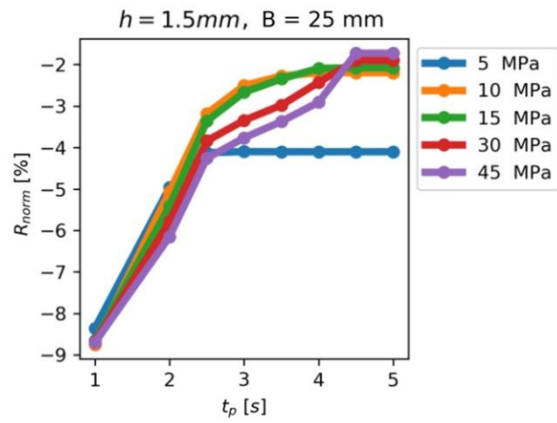
- Długość łuku dla najmniejszego R wynosi ponad 300 mm, przez co pomiar następuje w bardziej odległym miejscu względem punktu wtrysku,
- Większa długość łuku skutkuje większą wartością ciśnienia w fazie wtrysku, która będzie odgrywać rolę dla bardzo krótkich czasów docisku i wyprasek o małej grubości.

Wspomniana różnica dla długich czasów docisku t_p jest rzędu 0,05% (w pojedynczych przypadkach 0,1%), więc nie stanowi istotnego odchylenia.



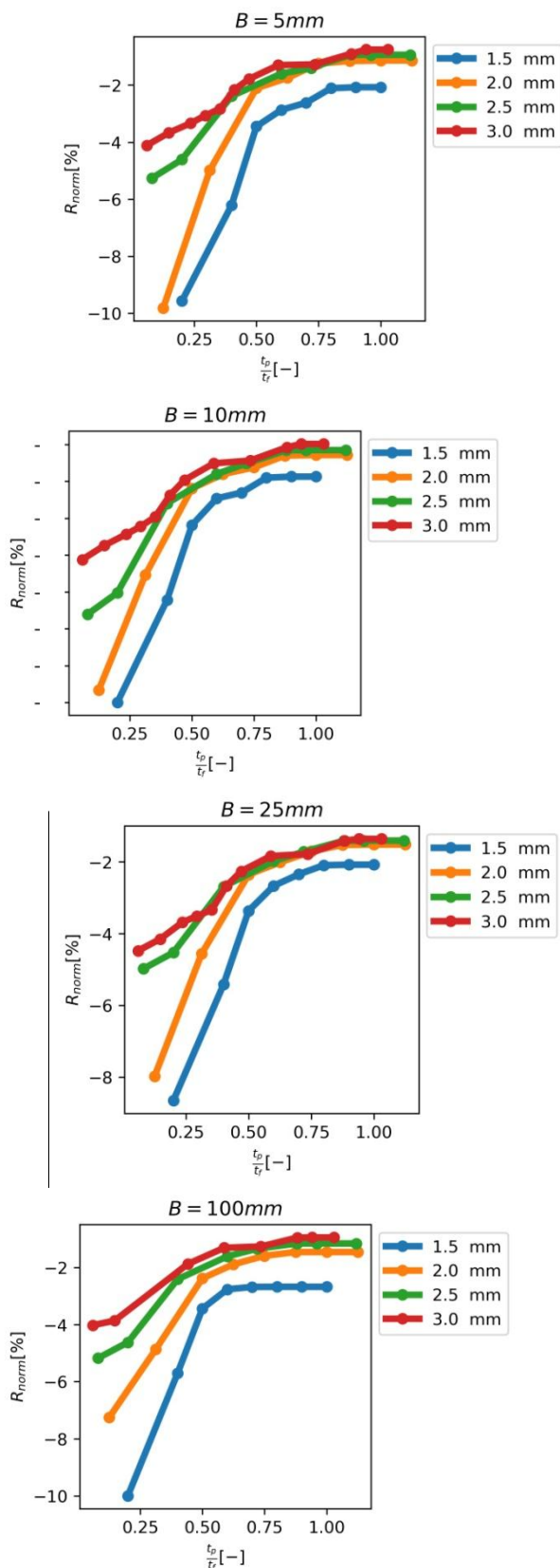


Rys. 65a-d Zależność zmiany znormalizowanego promienia łuku R_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości $h = 2$ mm oraz wygięciu łuku B równym odpowiednio 5; 10; 25 oraz 100 mm



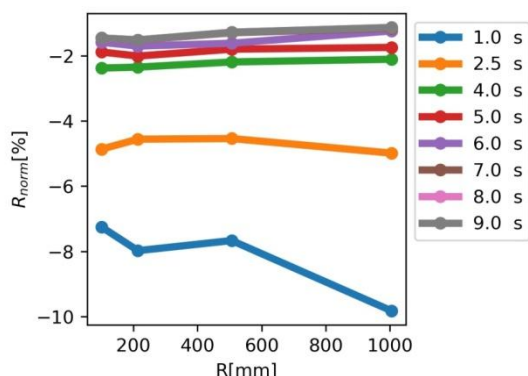
Rys. 66a-d Zależność zmiany znormalizowanego promienia łuku R_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p . Wyniki dla elementu typu

„łuk” o wygięciu łuku $B = 25$ mm oraz o grubości h równej odpowiednio 1,5; 2; 2,5 oraz 3 mm



Rys. 67a-d Zależność zmiany znormalizowanego promienia łuku R_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych grubości wypraski h . Wyniki dla elementu typu „łuk” przy

ciśnieniu docisku $p_p = 15$ MPa i wygięciu łuku B równym odpowiednio 5; 10; 25 oraz 100 mm



Rys. 68 Zależność zmiany znormalizowanego promienia łuku R_{norm} od promienia krzywizny łuku R dla różnych czasów docisku t_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” przy ciśnieniu docisku $p_p = 15$ MPa oraz grubości $h = 2$ mm.

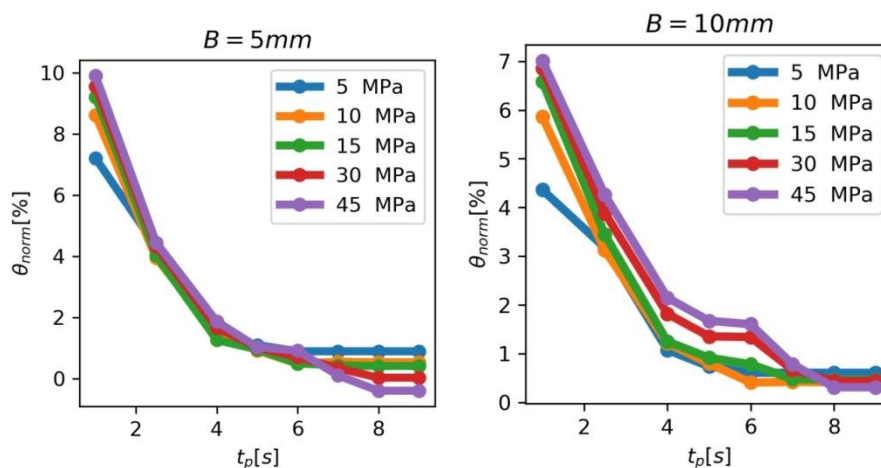
Kolejnym analizowanym aspektem była zmiana promienia łuku R . Do jego oceny wykorzystano wartość znormalizowaną R_{norm} , którą przedstawiono na Rys. 65a-d, Rys. 66a-d, Rys. 67a-d oraz Rys. 68. Na podstawie uzyskanych wyników sformułowano szereg wniosków:

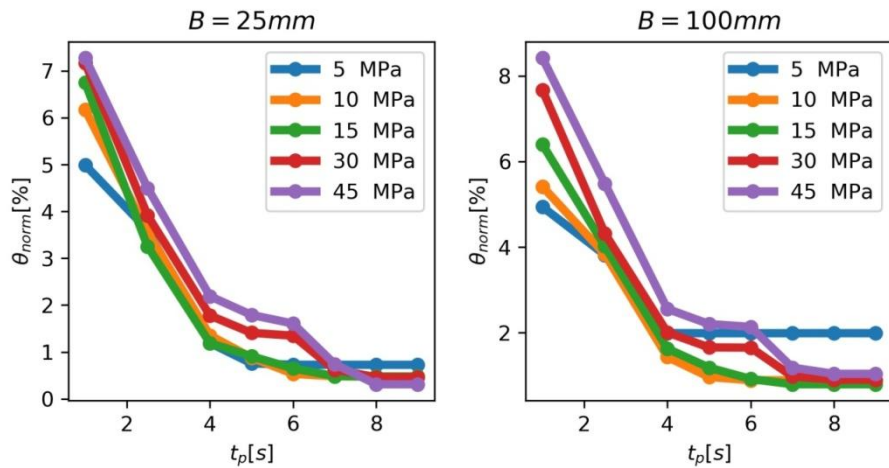
- Skurcz tworzywa powoduje zmniejszenie promienia zaokrąglenia R , co jest wyrażone jako ujemna wartość R_{norm} ,
- Wydłużenie czasu docisku t_p powoduje mniejszą redukcję R ,
- Zwiększenie ciśnienia docisku p_p powoduje większą redukcję R – redukcja R ma charakter liniowy w funkcji p_p , przy czym wpływ p_p jest wyraźnie mniejszy niż w przypadku wypraski typu „krawędź”,
- Zwiększenie grubości wypraski h powoduje mniejszą redukcję R ,
- Kształt zależności $R_{norm}(t_p)$ jest zbliżony do kształtu zależności pochylenia $\alpha(t_p)$ dla elementu typu „krawędź”:
 - Dla dużych h widać wypłaszczenie przy małych wartościach t_p
 - W zakresie przejściowych t_p zależność ma charakter liniowy,
 - W zakresie t_p bliskich t_f następuje wypłaszczenie wykresu,
 - Dla dużych $p_p \geq 30$ MPa następuje postępujące odejście od gładkiego łuku (efekt również był obecny dla dużych p_p w przypadku elementu typu „krawędź”),
 - Opisany powyżej efekt skutkuje, poprawą wielkości deformacji (ograniczenie redukcji R) dla dużych p_p , efekt ten był również obecny w przypadku pochylenia elementu typu „krawędź” oraz w przypadku skurczu liniowego dla wszystkich elementów. Wynika to z faktu, że dla dużych t_p współczynnik kierunkowy prostej funkcji $R_{norm}(p_p)$ uzyskuje wartość dodatnią.
- Ze względu na zanik ciśnienia w gnieździe zaobserwowano wypłaszczenie wykresu $R_{norm}(t_p)$ dla $p_p = 5$ MPa,

- Zależność $R_{norm}(t_p)$ posiada bardzo zbliżony kształt dla poszczególnych promieni łuku R (definiowanych poprzez wygięcie łuku B), największe różnice są widoczne dla małych czasów docisku t_p , przy czym rozbieżności nie są znaczące.
- Zaobserwowano liniową zależność $R_{norm}(R)$ z wyłączeniem najmniejszej badanej wartości R , gdzie R_{norm} miał prawie stałą wartość. Stanowi to niejako potwierdzenie informacji znalezionych w literaturze naukowej. Z jednej strony wiele modeli teoretycznych zakłada brak wpływu R na wielkość pochylenia ściany bocznej (deformacji), z drugiej jednak strony badania empiryczne pokazały ewidentny wpływ promienia zaokrąglenia na wielkość pochylenia ściany bocznej[48–52]. W niniejszym badaniu odstępstwo od liniowej, quasi-stałej wartości R_{norm} występuje dla łuku o najmniejszym promieniu krzywizny, tj. ok. $R \approx 100$ mm. Niejako łączy to obydwa podejścia, gdzie dla obszarów o małej krzywiznie (bardzo dużym R) nie występuje istotny wpływ na wielkość deformacji (R_{norm}), a dla obszarów o małej krzywiznie ($R < 100$ mm) widać wyraźny wpływ
- Zależność $R_{norm}(R)$ nie ma charakteru liniowego w przypadku krótkich czasów docisku t_p .
- Dla czasów docisku $t_p \geq 0,5 t_f$ różnice w $R_{norm}(t_p)$ są niewielkie dla poszczególnych promieni zaokrąglenia.

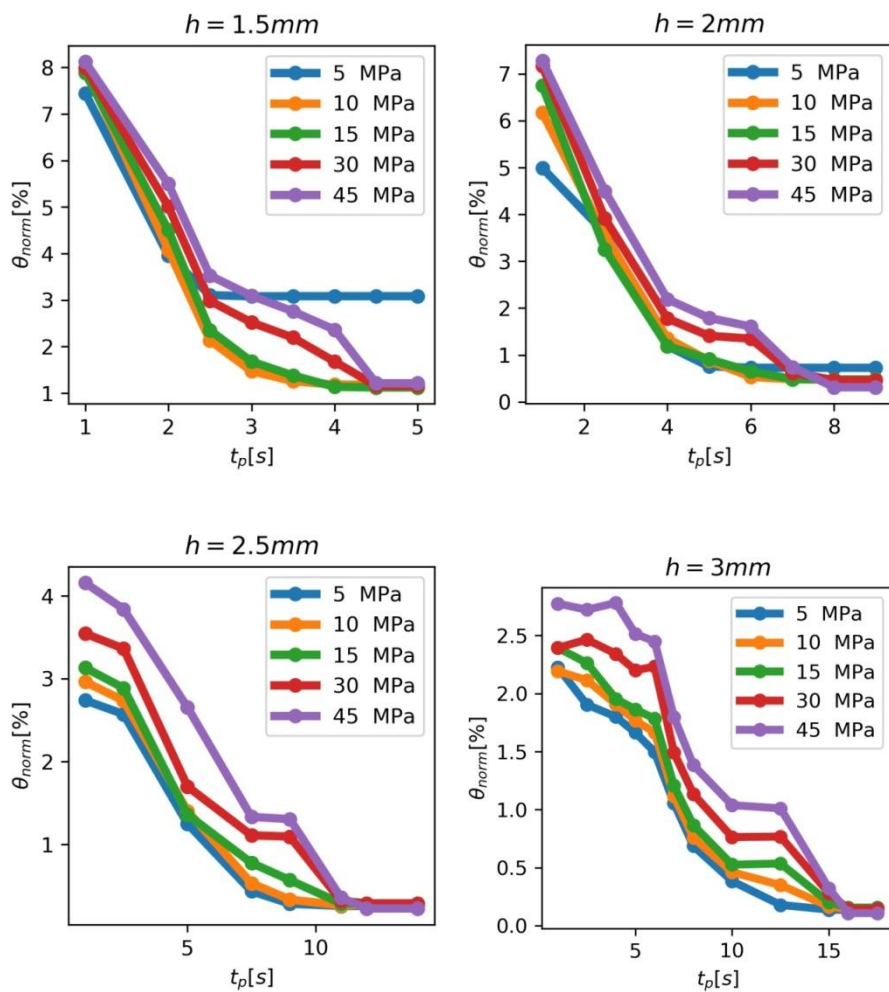
W analizie zmian kształtu elementu typu „łuk” wykorzystano dwa parametry: skurcz liniowy S oraz zmianę promienia łuku R_{norm} . Są to parametry podstawowe każdego łuku, na podstawie których można wyznaczyć zarówno zmianę wygięcia B_{norm} , zmianę długości łuku A_{norm} jak i zmianę kąta łuku θ_{norm} .

Ze względu na zmianę znormalizowanego kąta łuku θ_{norm} (i jego istotną rolę w ocenie deformacji) poniżej na wykreślono analogiczne zależności jak dla R_{norm} .



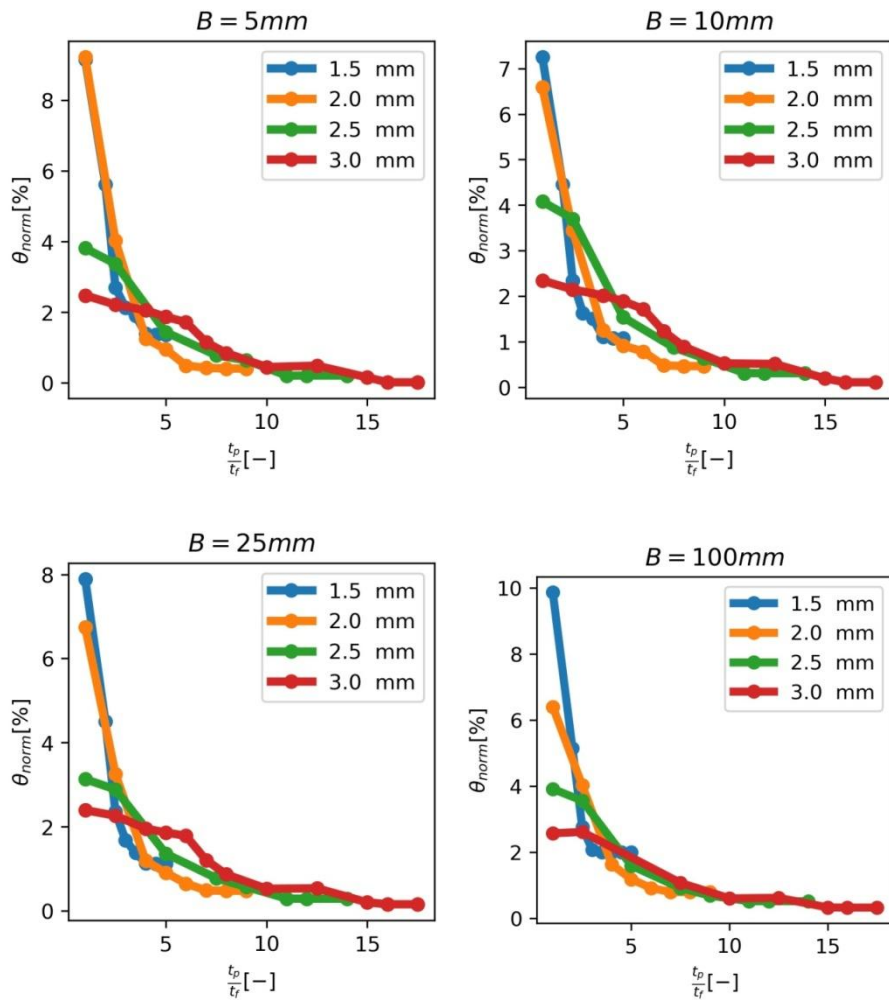


Rys. 69a-d Zależność zmiany znormalizowanego kąta łuku θ_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości $h = 2$ mm oraz wygięciu łuku B równym odpowiednio 5; 10; 25 oraz 100 mm

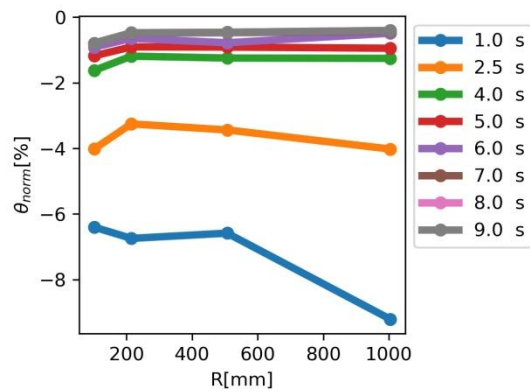


Rys. 70a-d Zależność zmiany znormalizowanego kąta łuku θ_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” o

wygięciu łuku $B = 25$ mm oraz o grubości h równej odpowiednio 1,5; 2; 2,5 oraz 3 mm

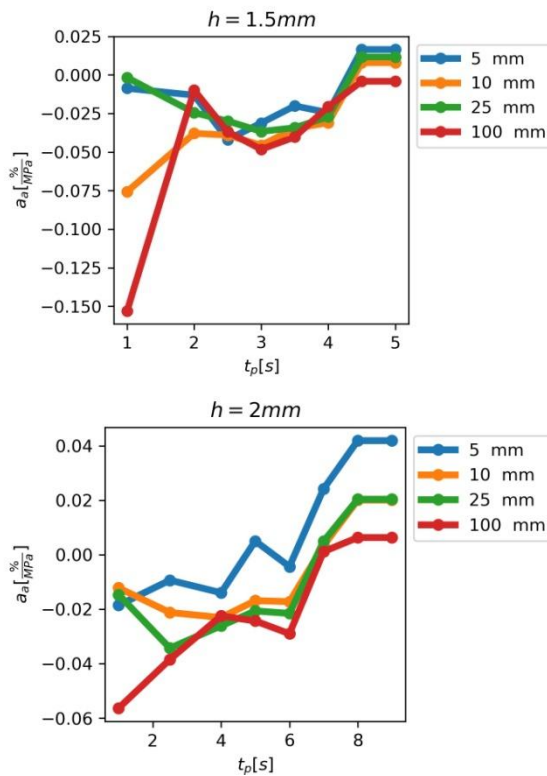


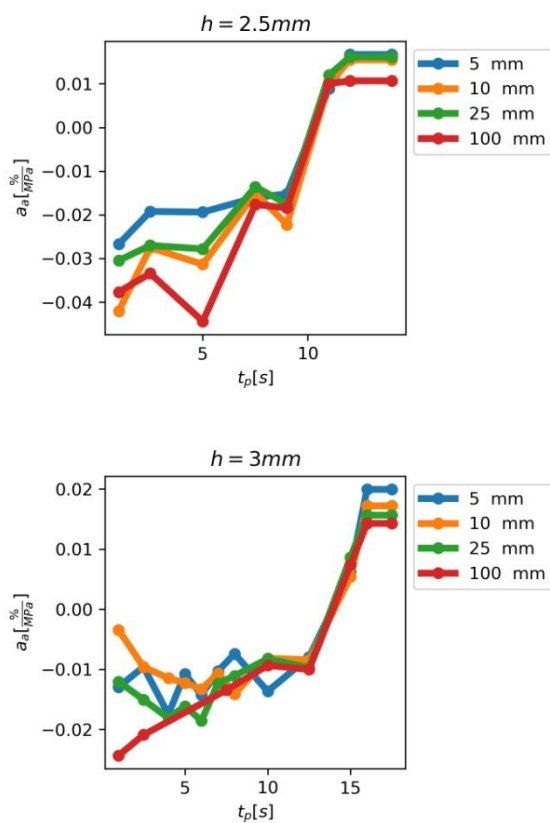
Rys. 71a-d Zależność zmiany znormalizowanego kąta łuku θ_{norm} od czasu docisku t_p dla różnych grubości wypraski h . Wyniki dla elementu typu „łuk” przy ciśnieniu docisku $p_p = 15$ MPa i wygięciu łuku B równym odpowiednio 5; 10; 25 oraz 100 mm



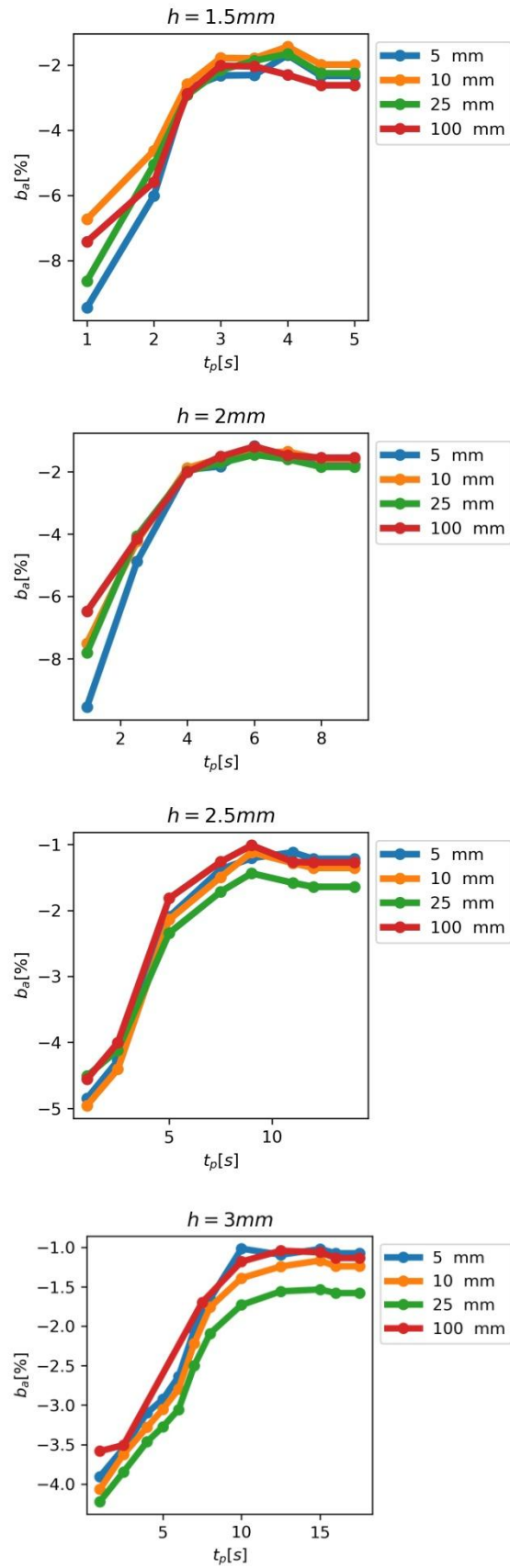
Rys. 72 Zależność zmiany znormalizowanego kąta łuku θ_{norm} od promienia krzywizny łuku R dla różnych czasów docisku t_p . Wyniki dla elementu typu „łuk” przy ciśnieniu docisku $p_p = 15$ MPa oraz grubości $h = 2$ mm.

Kolejnym etapem była próba uproszczenia zależności między badanymi zmiennymi a zmianą promienia łuku R_{norm} . Na podstawie analiz zaproponowano wykorzystanie regresji liniowej dla zależności $R_{norm}(p_p)$. Niestety zauważono lokalnie nieliniowy charakter zmian $R_{norm}(R)$, co będzie stanowić przedmiot przyszłych badań. Zależność współczynników regresji liniowej $a_b(h, R)$, $b_b(h, R)$ przedstawiono na Rys. 73a-d oraz Rys. 74a-d. Na ich podstawie widać, że dla $t_p > 0,5 t_f$ są zbliżone do siebie (do bardzo





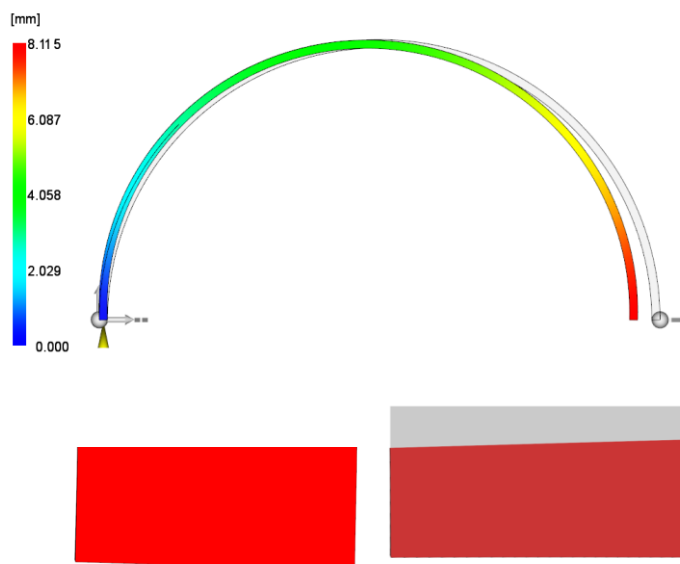
Rys. 73a-d Zależność współczynnika kierunkowego prostej a_a uzyskanego na drodze regresji liniowej zależności $R_{norm}(p_p)$ od czasu docisku t_p dla różnych wartości wygięcia B. Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości h równej odpowiednio 1,5; 2; 2,5 oraz 3 mm



Rys. 74a-d Zależność współczynnika przecięcia b_a uzyskanego na drodze regresji liniowej zależności $R_{norm}(p_p)$ od czasu docisku t_p dla różnych wartości wygięcia

B. Wyniki dla elementu typu „łuk” o grubości h równej odpowiednio 1,5; 2; 2,5 oraz 3 mm

dobrej zgodności należałoby odrzucić wynik dla $B = 5$ mm z Rys. 73b oraz dla $B = 25$ mm z Rys. 74c-d lub/i uśrednić wyniki). Wprowadzając wspomniane modyfikacje uzyskano by wielkość R_{norm} praktycznie niezależną od R , dzięki czemu wyznaczenie R_{norm} zależałoby tylko od czasu docisku t_p i grubości wypraski h .

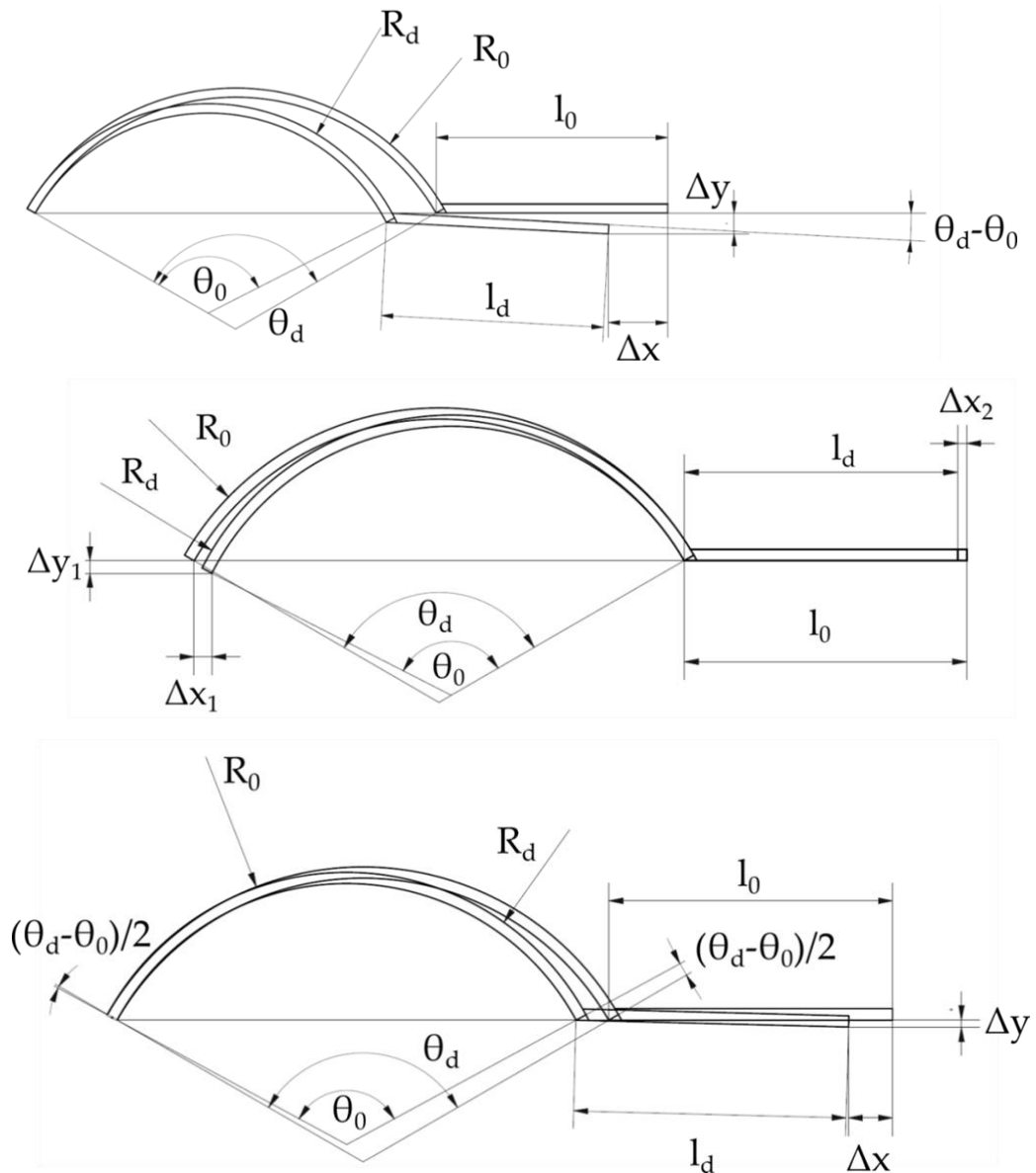


Rys. 75 Sposób oceny prostopadłości powierzchni prostopadłej do powierzchni łuku po deformacji wypraski

Zaproponowano również model analityczny służący do przybliżonego wyznaczania deformacji z wykorzystaniem informacji nt. skurczu, zmiany promienia łuku oraz kąta łuku dla wyprasek zbudowanych z płaskich powierzchni oraz łuków. W tym celu zweryfikowano, czy prostopadłość płaszczyzn bocznych łuku jest zachowana na skutek deformacji. Wykonano to poprzez pobranie fragmentu wyniku graficznego z programu Autodesk Moldflow®, a następnie obrócenie go w programie graficznym tak, żeby można było porównać jego kształt z prostokątem (Rys. 75). Przeprowadzona w ten sposób analiza potwierdziła brak zmian końca łuku.

W zaproponowanym modelu skurcz w zasadzie wpływa jedynie na zmianę długości obszaru płaskiego – został on uwzględniony w przedstawieniu sposobu pomiaru przemieszczeń (Rys. 76a-c), lecz nie brał udziału w obliczeniach (weryfikację modelu przeprowadzono tylko dla łuku). Sposoby pomiaru wyprasek zawierających łuk zostały zilustrowane na Rys. 76a-c. Schematy zakładają zgodnie z wynikami dwa warunki:

- warunek 1: $R_d < R_0$,
- warunek 2: $\theta_d > \theta_0$.



Rys. 76a-c Przykład analizy deformacji wypraski – trzy sposoby bazowania

Rys. 76a przedstawia bazowanie zdeformowanego łuku w ten sposób, że pokrywają się płaszczyzny boczne wypraski. W tej sytuacji ze względu na warunek 1 początek płaskiej powierzchni jest położony bliżej bazy, a ze względu na warunek 2 obszar jest obrócony o kąt $\theta_d - \theta_0$.

Rys. 76b przedstawia bazowanie zdeformowanego łuku od strony płaskiej części wypraski. W tej sytuacji ze względu na warunek jeden zdeformowany łuk zakończy się bliżej, a ze względu na warunek dwa jego koniec znajdzie się poniżej płaszczyzny umocowania wypraski.

Rys. 76c przedstawia z kolei bazowanie takie, że tj. lewy i prawy kraniec łuku bazowego i zdeformowanego znajdują się na tej samej płaszczyźnie. W tej sytuacji nie dojdzie do pokrycia płaszczyzn bocznych łuku i prawej strony i tym samym pochyleniu ulegnie płaska część wypraski o kąt $\frac{\theta_d - \theta_0}{2}$.

W zależności od sposobu bazowania pomiar wypraski zawierającej łuk da całkowicie inny wynik deformacji, w zależności od tego jaka informacja jest

oczekiwana. Poniżej wyprowadzono równania umożliwiające określenie położenia końca łuku oraz płaskiego odcinka w układzie XY (78-84):

$$\Delta x_a = \Delta l_{R_x} + \Delta l_{S_x} = 2R_d \sin\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) + Sl_0 \cos(\theta_d - \theta_0) = R_d \sin(\theta_d - \theta_0) + Sl_0 \cos(\theta_d - \theta_0) \quad (78)$$

$$\Delta y_a = \Delta l_{R_y} + \Delta l_{S_y} = 2R_d \sin^2\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) + l_d \sin(\theta_d - \theta_0) \quad (79)$$

$$= 2R_d \sin^2\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) + Sl_0 \sin(\theta_d - \theta_0)$$

$$\Delta x_{1b} = \Delta l_{R_x} = 2R_d \sin\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) = R_d \sin(\theta_d - \theta_0) \quad (80)$$

$$\Delta x_{2b} = \Delta l_{S_x} = l_0 - l_d = Sl_0 \quad (81)$$

$$\Delta y_b = \Delta l_{R_y} = 2R_d \sin^2\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \quad (82)$$

$$\Delta x_c = \Delta l_{R_x} + \Delta l_{S_x} = 2R_d \sin\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) + Sl_0 \cos\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \quad (83)$$

$$\Delta y_c = l_d \sin\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) = Sl_0 \sin\left(\frac{\theta_d - \theta_0}{2}\right) \quad (84)$$

W celach walidacyjnych zaproponowanego modelu matematycznego wykorzystano utwierdzenie przedstawione na Rys. 76c, gdyż w tym wypadku najłatwiej określić długość cięciwy, która ze względu na sposób utwierdzenia wypraski podczas pomiaru pozwala na zmierzenie przemieszczenia końca łuku X_d .

Analiza walidacyjna polegała na porównaniu odległości między końcami łuku wypraski D_c na podstawie uzyskanych z symulacji wartości promieni krzywizny R_d oraz łuku θ_d (85-86):

$$D_c(t_p, p_p, h, B) = 2R_d(t_p, p_p, h, B) \sin \frac{\Theta_d(t_p, p_p, h, B)}{2} \quad (85)$$

$$\Theta_d = 16\theta_d(t_p, p_p, h, B) \quad (86)$$

Z drugiej strony do porównania wykonano pomiar odległości między końcami łuku D_d (87):

$$D_d = x_0 - x_{17} \quad (87)$$

Korzystając z równań (85-87) porównano wielkość przemieszczenia wyznaczoną za pomocą modelu analitycznego z bezpośrednim pomiarem odległości. Miara dokładności były 2 parametry: różnica między uzyskanymi wartościami oraz wspomniana różnica odniesiona do wielkości deformacji uzyskanej w symulacjach zgodnie ze wzorami (88-89):

$$D_{error1} = D_d - D_c \quad (88)$$

$$D_{error2} = \frac{D_{error1}}{D_0 - D_d} = \frac{D_d - D_c}{D_0 - D_d} \quad (89)$$

Pomiar dokładności zrealizowano z podziałem na poszczególne ciśnienia docisku p_p , grubości wyprasek h oraz wygięcia B (Tab. 9 oraz Tab. 10)

Tab. 9 Różnica między wynikiem analitycznym D_c a symulacyjnym D_d wyznaczonym zgodnie z (128). Wartości wyrażono w mm

Grupa wyników	Wszystkie wyniki	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa]	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa] $t_p > 1$ [s]	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa] $t_p > 1$ [s] $h \in \{2; 2,5; 3\}$ [mm]
	[mm]			
$p_p = 5$ MPa	-0,044±0,753			
$p_p = 10$ MPa	-0,176±0,743	-0,176±0,743	-0,271±0,589	-0,14±0,348
$p_p = 15$ MPa	-0,035±0,601	-0,035±0,601	-0,121±0,325	-0,06±0,194
$p_p = 30$ MPa	0,022±0,572	0,022±0,572	-0,057±0,308	-0,081±0,238
$p_p = 45$ MPa	-0,043±0,682			
$h = 1,5$ mm	0,152±1,737	-0,161±1,105	-0,341±0,741	
$h = 2$ mm	0,035±0,961	0,007±0,589	-0,102±0,259	-0,102±0,259
$h = 2,5$ mm	-0,051±0,577	-0,065±0,45	-0,126±0,375	-0,126±0,375
$h = 3$ mm	-0,052±0,25	-0,041±0,21	-0,065±0,168	-0,065±0,168
$B = 5$ mm	-0,124±0,093	-0,102±0,051	-0,11±0,05	-0,094±0,038
$B = 10$ mm	-0,122±0,108	-0,105±0,059	-0,112±0,057	-0,094±0,043
$B = 25$ mm	-0,128±0,326	-0,141±0,29	-0,168±0,295	-0,16±0,329
$B = 100$ mm	0,487±1,984	0,117±1,305	-0,217±0,857	-0,014±0,437
wszystkie	0,015±0,999	-0,063±0,647	-0,149±0,436	-0,094±0,269

Tab. 10 Różnica między wynikiem analitycznym D_c a symulacyjnym D_d wyznaczonym zgodnie z (129). Wartości wyrażono w procentach

Grupa wyników	Wszystkie wyniki	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa]	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa] $t_p > 1$ [s]	$p_p \in \{10; 15; 30\}$ [MPa] $t_p > 1$ [s] $h \in \{2; 2,5; 3\}$ [mm]
	[%]			
$p_p = 5$ MPa	-7,09±10,48			
$p_p = 10$ MPa	-7,1±9,95	-7,1±9,95	-8,56±9,1	-6,64±8,84
$p_p = 15$ MPa	-4,8±6,74	-4,8±6,74	-6,02±5,16	-4,87±4,28
$p_p = 30$ MPa	-6,51±9,37	-6,51±9,37	-7,88±8,56	-8,17±8,07
$p_p = 45$ MPa	-12,89±15,64			
$h = 1,5$ mm	-5,24±35,53	-8,73±10,33	-10,65±8,46	
$h = 2$ mm	-10,16±36,75	-5,51±8,25	-7,23±6,34	-7,23±6,34
$h = 2,5$ mm	-16,4±49,18	-6,57±10,6	-8,03±10,22	-8,03±10,22
$h = 3$ mm	59,36±701,01	-4,38±5,71	-5,06±5,32	-5,06±5,32
$B = 5$ mm	-3,09±151,77	-7,02±4,77	-7,71±4,61	-6,79±4,46
$B = 10$ mm	53,21±744,82	-7,09±4,98	-7,77±4,85	-6,81±4,66
$B = 25$ mm	-11,26±61,24	-7,7±9,45	-8,91±9,29	-8,4±9,97
$B = 100$ mm	3,14±88,72	-2,31±13,05	-5,27±10,89	-3,79±8,7
Wszystkie wyniki	10,71±389,14	-6,13±8,83	-7,48±7,86	-6,56±7,44

Zaproponowane rozwiązanie nieznacznie przeszacowuje wielkość przemieszczenia (wartość ujemna oznacza, że $D_c > D_d$) – lepsze rezultaty są dla geometrii o większym promieniu krzywizny R (mniejszym ugięciu B - im prostsza wypraska tym mniejszy błąd), oraz większej grubości h (im sztywniejsza wypraska tym mniejszy błąd) oraz o dłuższym czasie docisku t_p (im mniejszy i bardziej równomierny skurcz tym mniejszy błąd). W przypadku ostatniego czynnika źródłem może być również fakt, że w rzeczywistej wyprasce dla krótkich czasów docisku mamy bardziej nierównomierny na obwodzie skurcz i są obecne większe różnice w wielkości R_d oraz θ_d na poszczególnych odcinkach. Jak zauważono wcześniej, dla krótkich czasów docisku przewidzenie rzeczywistych wartości deformacji jest utrudnione.

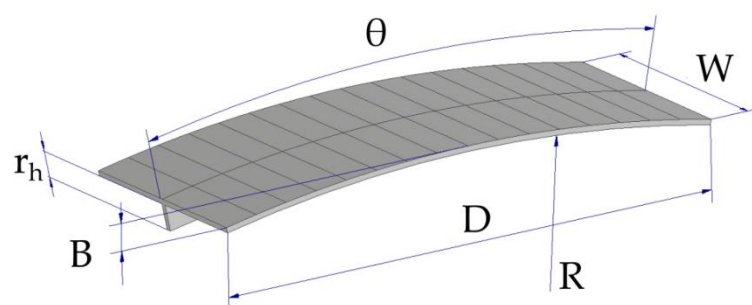
Ograniczając zakres stosowalności modelu (optymalny zakres ciśnienia docisku, większy czas docisku, większa grubość) pozwalają znacząco poprawić dokładność algorytmu.

Wiedząc, że istnieje możliwość zmierzenia zmiany na skutek deformacji takich parametrów łuku jak promień łuku R , kąt łuku θ , ugięcie łuku B można opracować schemat wyznaczania deformacji wypraski zawierającej w swojej strukturze obszary zbudowane z łuków bez wykorzystania symulacji numerycznych. Mając zmierzone poszczególne zależności, takie narzędzie będzie niezmiernie przydatne do wstępnej walidacji wyników symulacji numerycznych przed ich wykorzystaniem.

10.5. Element typu „uźebrowany łuk”

Podczas projektowania elementów z tworzyw sztucznych zakłada się, iż będą w stanie przenieść odpowiednie obciążenie. W tym celu stosuje się żebra, które zwiększają sztywność konstrukcji. Zdarza się również, iż żebra są wprowadzane ze względu na problemy z deformacjami wyprasek – skutkujący wzrost sztywności ma pozytywny wpływ na wielkość deformacji zmniejszając je. Nie znaleziono w literaturze żadnych wytycznych dot. konstrukcji żeber od strony redukcji deformacji.

W niniejszej pracy przeprowadzono szereg symulacji mających na celu stworzenie wytycznych w tym zakresie dla zakrzywionej powierzchni usztywnionej żebrami. Korzystając ze skryptu odczytano przemieszczenia poszczególnych punktów wypraski w celu pomiaru wielkości skurczu liniowego i deformacji. Schemat geometrii przedstawiono na Rys. 77.

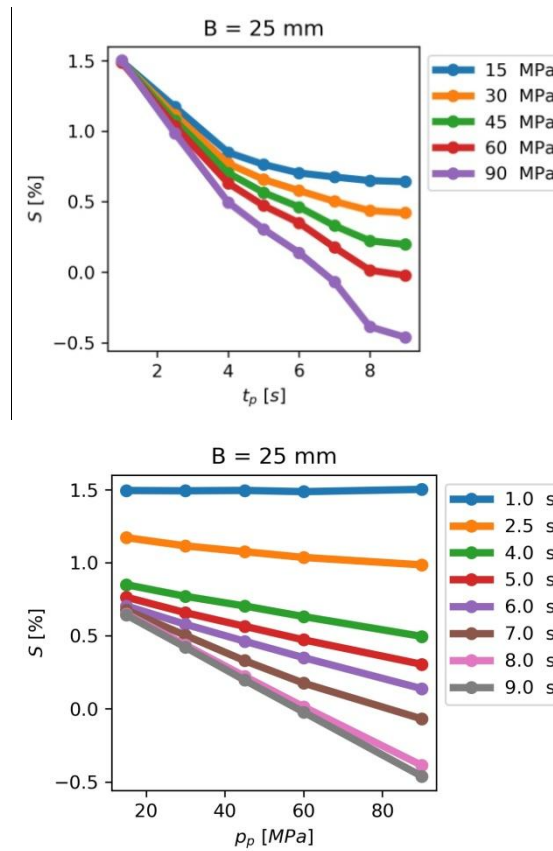


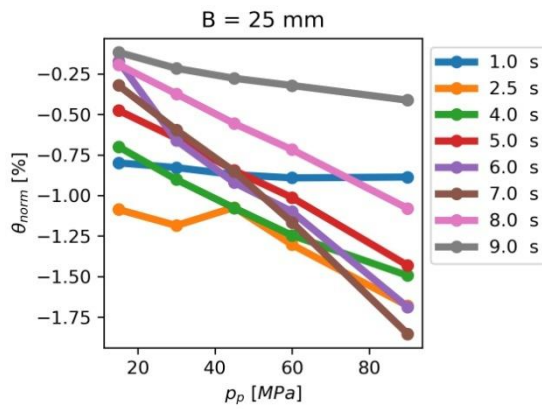
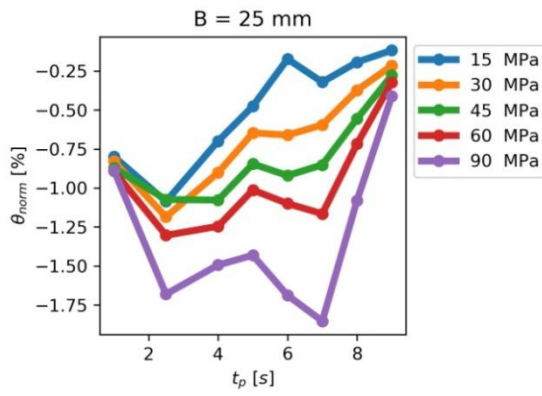
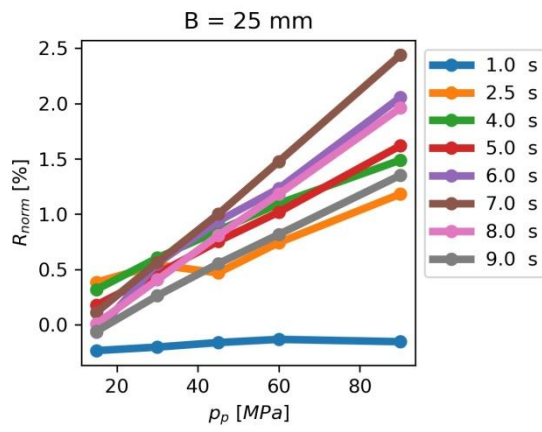
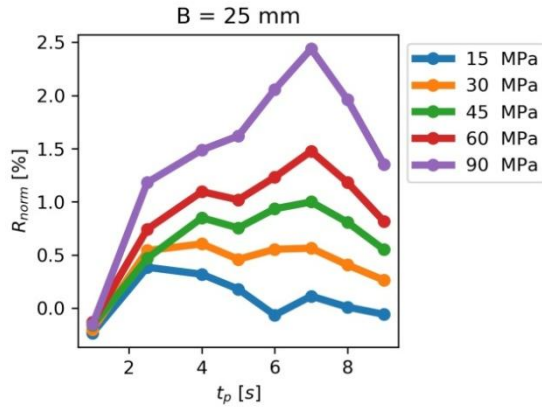
Rys. 77 Element typu „uźebrowany łuk” z zaznaczonymi wymiarami.

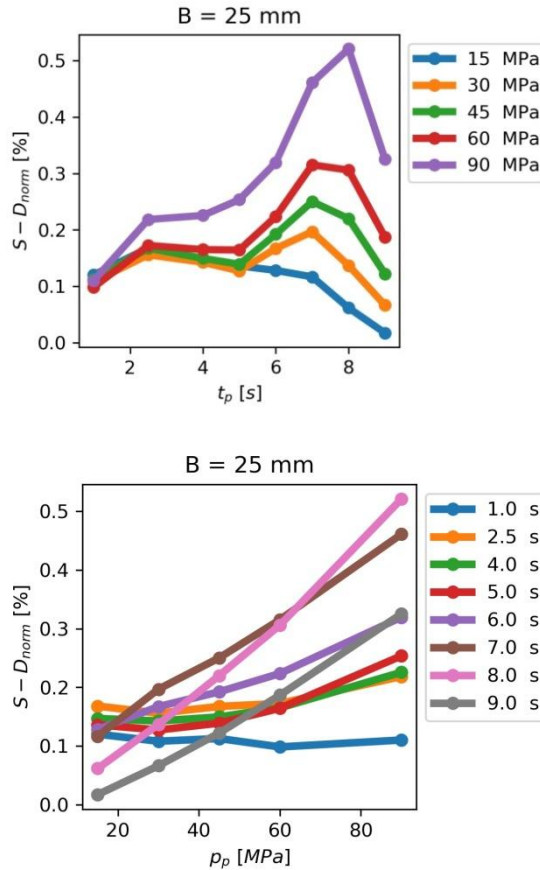
Pierwszym etapem analizy była weryfikacja jak zachowuje się uźebrowany łuk w porównaniu do zwykłego łuku dla szerokiego zakresu parametrów profilu

docisku. W tym wypadku wybrano geometrię o grubości ścianki $h = 2$ mm, szerokości $W = 80$ mm, wygięciu $B = 25$ mm, wysokości żebra $r_h = 20$ mm. Wyniki zostały przedstawione na Rys. 78a-h.

Uzyskane wyniki skurczu elementu typu „zębrowany łuk” pokrywają się ze skurczem uzyskanym dla pozostałych wyprasek. W przypadku skurczu liniowego S , znormalizowanego promienia R_{norm} , wyniki różnią się istotnie od wyników uzyskanych elementu typu „łuk”. Analizowane zebro wynosiło aż 20 mm, co przy takiej konstrukcji wypraski może mieć nieregularny wpływ. Dla wszystkich zależności widać, iż wielkość zmiany danego parametrów zmienia się w przybliżeniu liniowo (szczególnie dla zakresu 15-45 MPa) w funkcji ciśnienia docisku p_p (niewielkie odstępstwa dla wybranych t_p mogą wynikać z błędów numerycznych).





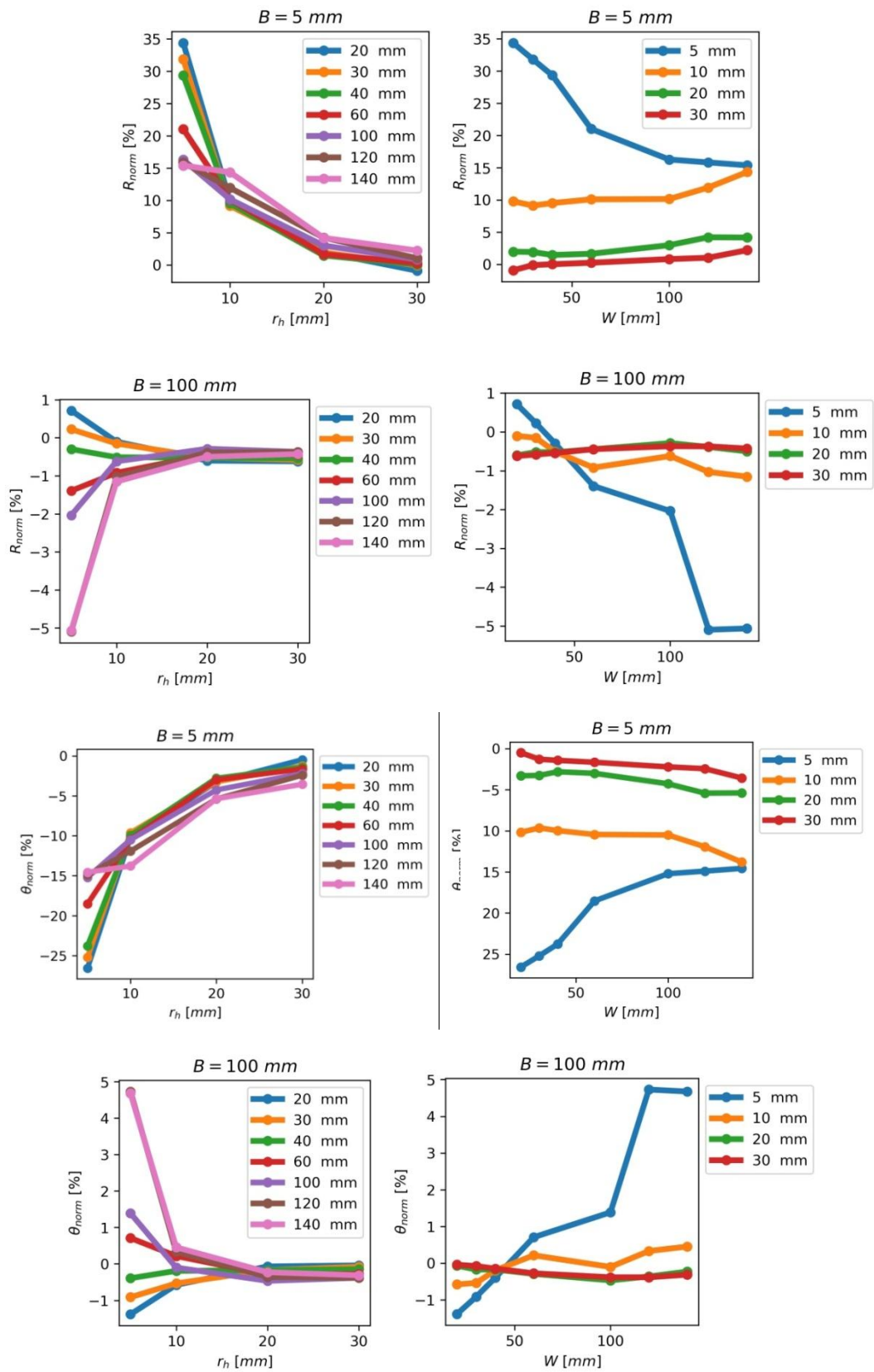


Rys. 78a-h Zależność skurczu liniowego S , znormalizowanego promienia R_{norm} , znormalizowanego kąta θ_{norm} , różnicy między skurczem liniowym od znormalizowaną odległością między końcami wypraski $S - D_{norm}$ od czasu docisku t_p dla różnych wartości ciśnienia docisku p_p (z lewej) oraz od ciśnienia docisku p_p dla różnych czasów docisku t_p . Wyniki dla elementu typu „zębrowany łuk” o grubości ścianki $h = 2$ mm, szerokości $W = 80$ mm, wygięciu $B = 25$ mm, wysokości żebra $r_h = 20$ mm.

Należy zwrócić uwagę, iż wartości uzyskane dla elementu typu „zębrowany łuk” są zdecydowanie mniejsze niż dla elementu typu „łuk”, co świadczy o uzyskaniu efektu usztywnienia i redukcji deformacji, szczególnie dla krótkich czasów docisku. Zastosowanie żebra jest więc efektywnym rozwiązaniem problemu nadmiernych deformacji.

Ze względu na dużą skuteczność usztywnienia dla małych czasów docisku t_p (dla dużych t_p deformacje były zdecydowanie mniejsze) zdecydowano się przeprowadzić pozostałe analizy dla niekorzystnych (z perspektywy deformacji) warunków procesu, tj. krótkiego czasu $t_p = 1$ s oraz ciśnienie docisku $p_p = 30$ MPa (p_p ma marginalne znaczenie dla tak małej wartości t_p) przy zachowaniu stałej grubości wypraski $h = 2$ mm. W analizach parametrami zmiennymi była szerokość wypraski W , ugięcie łuku B (przeliczone w analizach na promień łuku R) oraz wysokość żebra h_r . W przypadku elementu typu „łuk” szerokość elementu nie odgrywała znaczenia, jednak w przypadku wariantu zębrowanego wpływ już był istotny, gdyż szerokość ściany warunkowała „obciążenie” (wynikające ze naprężeń

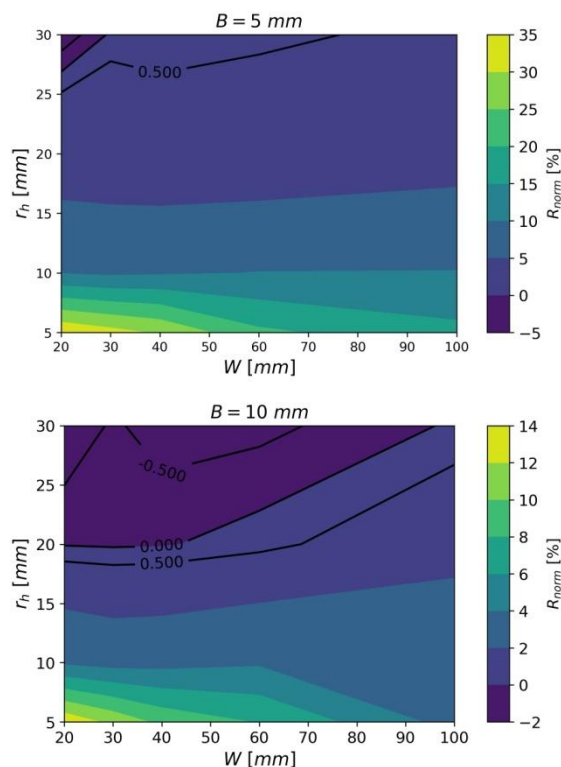
resztkowych obecnych w łuku) przenoszone na zębro na skutek zmiany szerokości wypraski W .

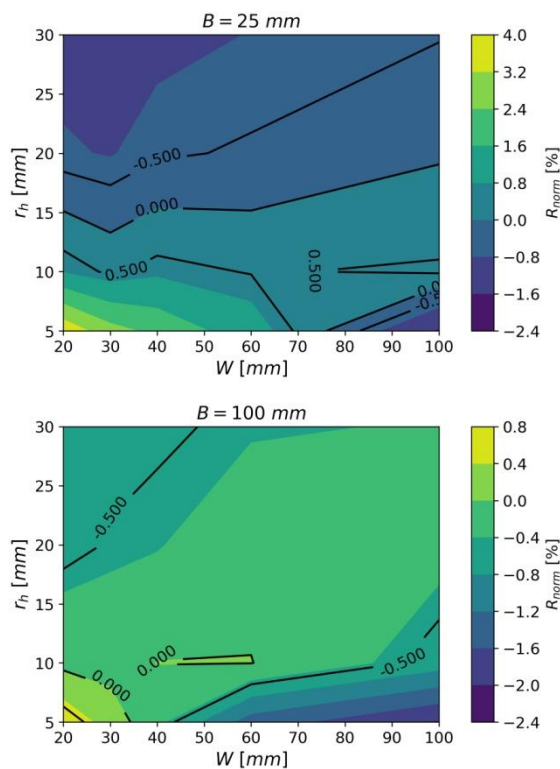


Rys. 79a-h Wielkość znormalizowanego promienia R_{norm} oraz znormalizowanego kąta θ_{norm} od wysokości żebra r_h dla różnych szerokości wypraski W (z lewej) oraz od szerokości wypraski W od dla wysokości żebra r_h . Wyniki dla elementu typu „uzębrowany łuk” o grubości ścianki $h = 2$ mm, wygięcia $B = 5$ mm oraz 100 mm.

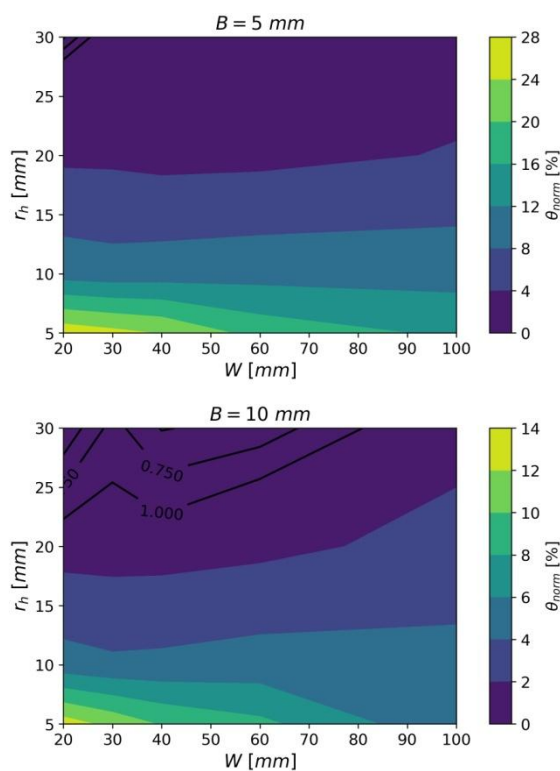
Na Rys. 79a-h przedstawiono wielkość znormalizowanego promienia R_{norm} oraz znormalizowanego kąta θ_{norm} w zależności od szerokości wypraski W oraz wysokości żebra r_h dla różnego wygięcia łuku B . Należy zwrócić uwagę, iż R_{norm} oraz θ_{norm} mają zbliżony przebieg (pomimo, że wartości są odwrotne) i różnią się wartością. Wraz ze zwiększaniem szerokości wypraski W rośnie (maleje) $R_{norm}(\theta_{norm})$ w sposób zbliżony do liniowego, co ma związek liniowym przyrostem „obciążenia”. Z kolei wraz ze zwiększaniem wysokości żebra h_r maleje zarówno R_{norm} jak i θ_{norm} , co wynika z usztywniającego charakteru żebra.

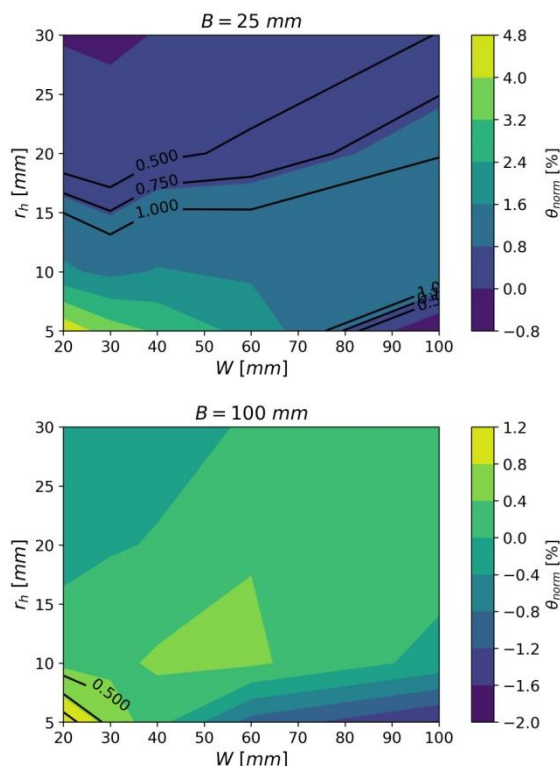
Na podstawie uzyskanych wyników widać, iż istnieje możliwość optymalizacji wysokości żebra h_r oraz odległości W w celu uzyskania minimalnej zmiany R_{norm} i θ_{norm} bez konieczności stosowania nadmiernej wysokości żebra (analiza nie uwzględnia kwestii odformowania wyrobów, na co żebra również wpływają).





Rys. 80a-d Wykres konturowy znormalizowanego promienia łuku $R_{norm} \text{ [%]}$ od szerokości ściany W oraz wysokości zębra r_h (dla wygięcia B równego odpowiednio 5, 10, 25 oraz 100 mm). Zaznaczono linie, dla których uzyskano R_{norm} równe odpowiednio $-0,5\%$, 0% oraz $0,5\%$.





Rys. 81a-d Wykres konturowy znormalizowanego kąta θ_{norm} [%] od szerokości ściany W oraz wysokości żebra r_h (dla wygięcia B równego odpowiednio 5, 10, 25 oraz 100 mm). Zaznaczono linie, dla których uzyskano R_{norm} równe odpowiednio 0,5%, 0,75% oraz 1%.

W tym celu przygotowano wykresy konturowe (Rys. 80a-d oraz Rys. 81a-d) przedstawiające wartość znormalizowanego promienia łuku R_{norm} oraz znormalizowanego kąta θ_{norm} od szerokości ściany W oraz wysokości żebra r_h dla poszczególnych wartości wygięcia B . Dla $B = 5$ oraz 10 mm (duży promień łuku R) zaobserwowano znaczące wartości R_{norm} oraz θ_{norm} , których redukcja wymaga dużych wartości r_h . Wynika to z wpływu obecności samego żebra, gdzie żebro o małej wysokości spowodowało przegięcie (wygięcie w drugą stronę) wypraski. Uzyskane wartości R_{norm} oraz θ_{norm} przekraczają wartości uzyskane bez żeber, co oznacza, iż nie ma zasadności stosowania żebra dla małych wygięć celem ich usztywnienia (chyba, że akceptowalne jest wykorzystanie bardzo wysokiego żebra).

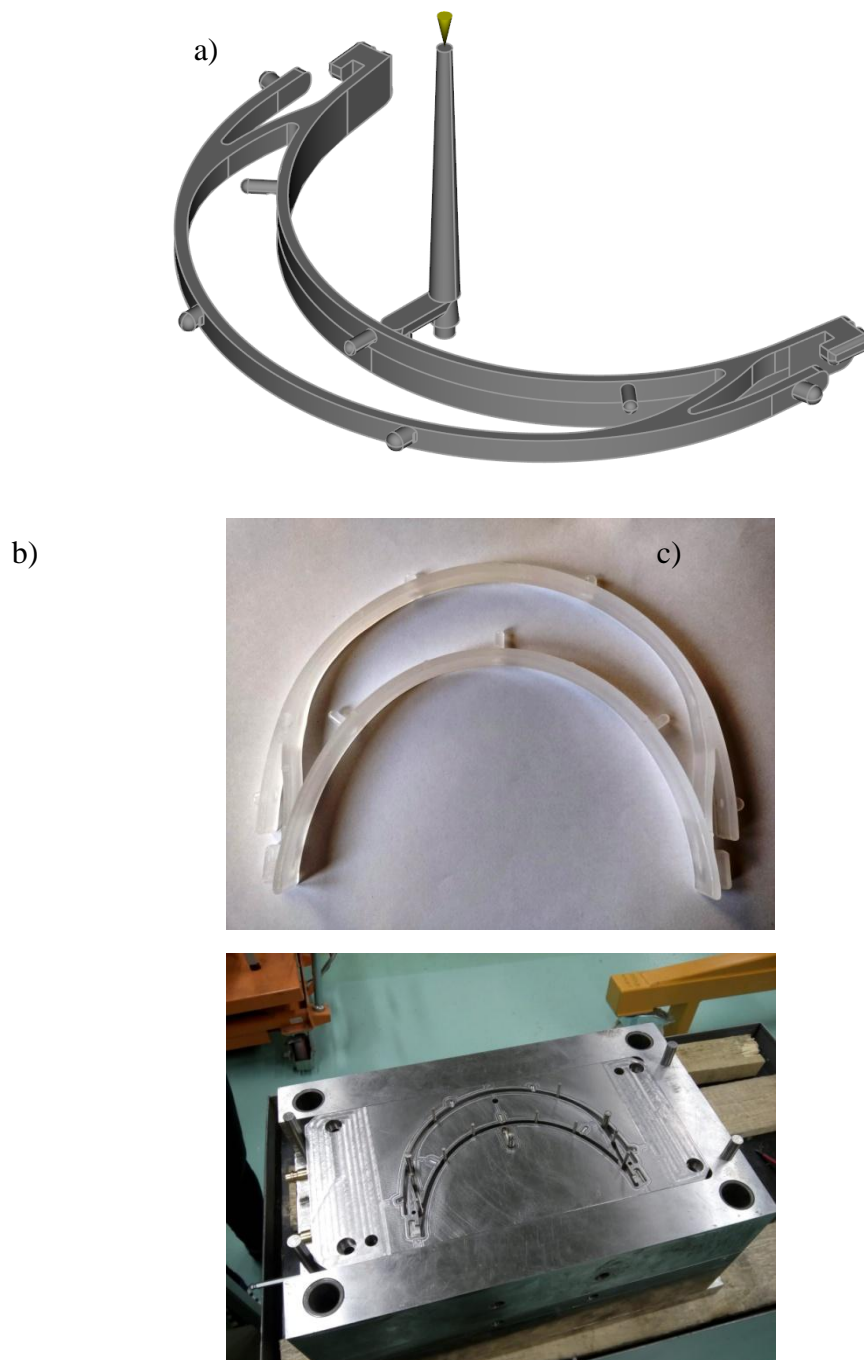
Z kolei dla wyprasek o większym wygięciu B wystarczyła niewielka wysokość żebra do ustabilizowania wygięcia łuku. Zarówno dla $B = 25$ mm jak i $B = 100$ mm zaobserwowano przedział, dla którego oczekiwana wartość R_{norm} i θ_{norm} została osiągnięta.

Analizując uzyskane wyniki widać lokalnie liniową zależność $r_h(W)$, dla której uzyskano stałą wartość R_{norm} lub θ_{norm} . Niestety ze względu na wspomnianą lokalność nie udało się wyznaczyć równania analitycznego dla optymalnej wartości $h_r(W)$, w związku z czym możliwy jest dobór r_h dla danych szerokości W oraz ugięcia B (promienia łuku R) na podstawie map konturowych.

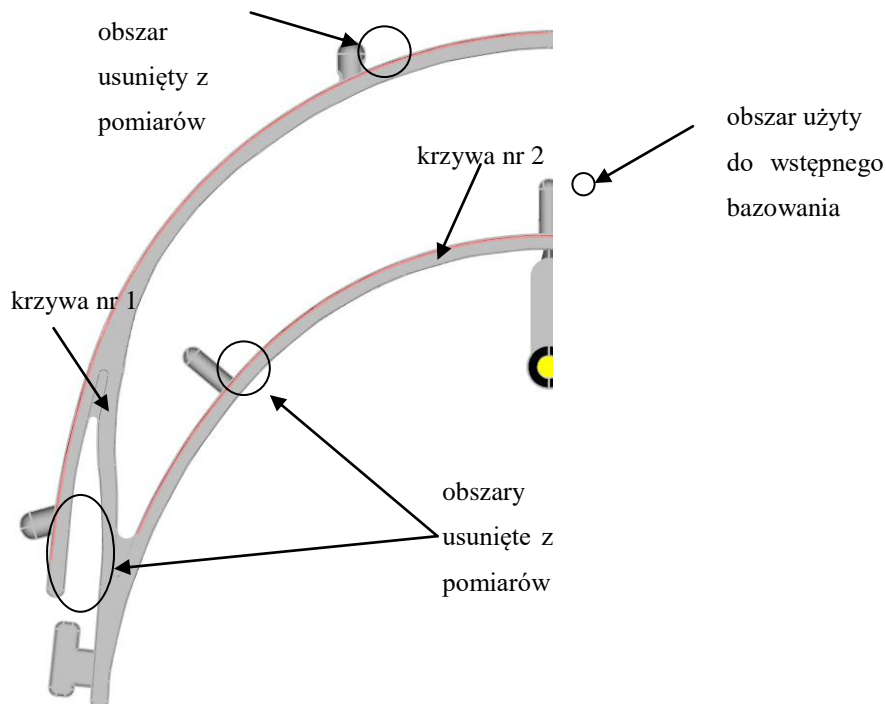
BADANIA EKSPERYMENTALNE

11. Walidacja eksperymentalna narzędzia symulacyjnego

W celu oceny dokładności wykorzystanego oprogramowania wyprodukowano wybraną geometrię i przeprowadzono symulacje dla adekwatnych parametrów procesu. Do oceny wybrano geometrię stelaża do przyłbicy ochronnej, do której autor projektował wkładki formujące. Model bryłowy wypraski, zdjęcie wypraski oraz wkładki formującej przedstawiono na Rys. 82a-c.



Rys. 82a-b Model bryłowy wypraski walidacyjnej, zdjęcie wypraski, zdjęcie wkładki formującej.



Rys. 83 Geometria pomiarowa

Model ten został wybrany, ponieważ geometria posiada w swojej części składowej łuk, który będzie podlegał badaniu. Stelaż jest zbudowany z łuków o promieniach R105 oraz R170 – dobór promieni łuków był związany z koniecznością wykorzystania formy wtryskowej z istniejącym układem wypychaczy bez ingerencji w ich rozmieszczenie. Porównanie obejmowało porównanie deformacji dwóch wybranych łuków zaznaczonych na Rys. 83.

11.1. Opis symulacji

Symulacje zostały przeprowadzone z uwzględnieniem układu wlewowego oraz układu chłodzenia przy następującym zestawie zmiennych kluczowych:

- czas docisku $t_p \in \{5,10,15,20,25,30,35\}$ [s],
- ciśnienie docisku $p_p \in \{15,30,45\}$ [MPa],
- temperatura wody chłodzącej $T_{mold} = 25^\circ\text{C}$,
- temperatura stopu polimerowego $T_{melt} = 235^\circ\text{C}$,
- czas wtrysku t_{inj} ustalono na automatyczny (ok. 1,35 s),
- czas cyklu $t_c = 60$ s.

Symulacje pozwoliły uzyskać mapę deformacji wypraski. Do oceny przemieszczenia łuku przygotowano skrypt *read_stelaz*, którego zadaniem było odczytanie pomiarów w punktach zlokalizowanych na badanych łukach i zapisaniu ich do pliku w formacie *.csv.

11.2. Produkcja wyprasek testowych

Wypraski zostały wyprodukowane z wykorzystaniem elektrycznej wtryskarki bezkolumnowej ENGEL typ e-victory 170/50. Dla każdego zestawu parametrów nastawnych wtrysnięto 4 elementy. Zmiana jedynie parametrów profilu docisku

pozwoili na skokow¹ zmian¹ parametrów nastawnych bez koniecznoœci stabilizacji procesu miêdzy zmianami parametrów (co byloby konieczne w przypadku zmian nastaw temperaturowych).

Podczas procesu wtryskiwania wystêpowaly trudnoœci z usuwaniem wypraski z gniazda i konieczne bylo stosowanie œrodka smaruj¹cego u³atwiaj¹cego usuwanie wypraski z gniazda. Nierównomierne wypychanie wypraski z gniazda moglo skutkowaæ dodatkowymi deformacjami wyprasek.

11.3. Pomiary geometrii

Pomiary dok³adnoœci wykonanych elementów zostaly przeprowadzone z wykorzystaniem multisensorycznej maszyny wspólrzêdnoœciowej Bathy Venture 2510. Pomiar byl wykonywany z wykorzystywaniem rozpoznawania krzywych, po czym nadmiarowe obszary (zaczepy na szybki przy³bicy, punkty zmierzone poza zakresem) zostaly usuniête w programie. Pozostawiono obszar jednego z zaczepów i zabazowano na nim pocz¹tek uk³adu wspólrzêdnych. Nastêpnie pomiary zostaly wyeksportowane do formatu *.xml.

11.4. Przetwarzanie danych

Do analizy danych wykorzystano język programowania *Python* i następujące biblioteki: *pandas*, *NumPy*, *SciPy*, *math*, *matplotlib*, *Shapely*. Poniżej przedstawiono kolejne działania konieczne do przeprowadzenia przed analizą wyników.

- Konwersja danych pomiarowych - podczas próby importu danych pomiarowych stwierdzono brak kompatybilności formatu *.xml z ww. bibliotekami, w którym były wyeksportowane punkty pomiarowe z maszyny współrzędnościowej. W tym celu wykorzystano konwerter online formatu *.xml do *.csv – po poprawie nazw kolumn udało się przekonwertować dane do formatu *.csv.
- Ustalenie sposobu porównywania danych - stwierdzono różnicę w sposobie przechowywania danych symulacyjnych i empirycznych. Dane z oprogramowania Autodesk Moldflow® były zapisane w kolejnych wierszach pliku *.csv, gdzie jeden wiersz zawierał informacje z jednego pomiaru (współrzędne węzłów X, Y przed oraz po przemieszczeniu). Dane te zostały wczytane do jednego DataFrame'a – struktury przechowywania danych w bibliotece *pandas*. W przypadku pomiarów współrzędnościowych każdy plik *.csv zabierał pomiar dla osobnego pomiaru, a współrzędne X, Y poszczególnych punktów pomiarowych były zapisane w kolejnych wierszach. Zdecydowano, że przy przeprowadzaniu obliczeń każdy z plików będzie indywidualnie przetwarzany i porównywany z danymi symulacyjnymi zapisanymi w poszczególnych wierszach DataFrame'u stworzonego z wyników symulacyjnych.
- Posortowanie węzłów pomiarowych – podczas próby porównania wyników zaobserwowano brak posortowania punktów pomiarowych w danych symulacyjnych (w niektórych wypadkach problem był obserwowany również w przypadku danych pomiarowych), i należało znaleźć metodę na ich uporządkowanie i rozdzielenie tak, żeby można było analizować krzywe niezależnie od siebie. Przygotowanie narzędzia rozpoczęto od przepisania danych zawartych w *DataFrame* do dwóch list dla pojedynczej symulacji. Listy te zostały potem złączone do listy list w układzie `[[x], [y]]` uzyskując pary elementów *x*, *y*. Następnie pary tych elementów zostały posortowane po współrzędnej *x*, żeby móc przejść do ekstrakcji poszczególnych krzywych.
- Ekstrakcja krzywych - Algorytm separacji krzywych polegał na tym, że jeżeli odległość w kierunku *Y* dla kolejnych punktów różnił się o mniej niż 10, to został przypisany do tej samej krzywej co w poprzedniej iteracji. Jeżeli różnica we współrzędnej *y* była większa niż 10, punkt był zapisywany do drugiej krzywej i w pętli był zmieniany symbol informujący o krzywej, do której punkt został przypisany. W przypadku danych pomiarowych konieczne było zwiększenie różnicy w kierunku *Y* do 15, ponieważ inaczej algorytm błędnie interpretowałby przeskok w punktach pomiarowych, gdzie krzywa była nieciągła ze względu na usuwanie punktów pomiarowych (zaczepów). Odseparowane krzywe

zapisano w postaci danych zwanej *Array* (wykorzystywana przez bibliotekę *NumPy*) do dalszej obróbki.

- Orientacja i przesunięcie układów współrzędnych - W trakcie porównywania wyników symulacyjnych i eksperymentalnych okazało się, że układy współrzędnych poszczególnych pomiarów są inaczej zorientowane i umieszczone względem układu współrzędnych wyników symulacyjnych, stąd konieczne było przygotowanie skryptu przemieszczającego zbiory punktów do wspólnego początku. Dodatkowa trudność wynikała z faktu, że węzły siatki odczytane w programie Autodesk Moldflow® są rozmieszczone w innych miejscach niż punkty pomiarowe odczytane za pomocą maszyny współrzędnościowej. a także wystąpiła różnica w liczbie punktów pomiarowych. W celu orientacji i przesunięcia układów współrzędnych pary punktów zostały przekształcone do *Array'a* – na tak zapisanych danych można wykonywać operacje macierzowe. Pierwszym etapem było sprowadzenie położenia krzywych tak, żeby krzywa nr 1 (górna), miała swój początek w punkcie (0,0). W tym celu przeprowadzono transpozycję zapisanych wcześniej danych i wyszukano odpowiednio wielkości minimalne i maksymalne, które utworzyły wekto, między punktem (0,0) a początkiem krzywej nr 1. Następnie o wyznaczony wektor przesunięto obie krzywe, a uporządkowane punkty przetworzono tak, żeby orientacja danych symulacyjnych pokrywała się z orientacją danych pomiarowych (zamiana znaku).
- Usunięcie punktów nadmiarowych – podczas wstępnego orientowania wypraski zmierzonej na maszynie współrzędnościowej wykorzystano obszar środkowego zaczepu. Konieczne było przygotowanie skryptu usuwającego wspomniane punkty pomiarowe przed porównaniem z wynikami symulacji. Usunięcie obszaru nadmiarowego polegało o usunięciu punktów o współrzędnej $x > -3$.
- Rozwiązanie problemu dopasowania krzywych, wyznaczenie przemieszczeń krzywych symulacyjnych w punktach pomiarowych - takie przygotowanie danych spowodowało, że górny łuk, w którym największa wartość x ($x \approx -3$, ponieważ został odcięty zakres punktów, dla których $x > -3$) został przesunięty do punktu 0,0. Spowodowało nieprawidłowe dopasowanie krzywych. Rozwiązanie tego problemu polegało wykorzystaniu funkcji *interpolate* oraz *interp1d* z biblioteki *SciPy* do przeprowadzenia interpolacji drugiego rzędu dla zbioru punktów symulacyjnych. Wykorzystanie interpolacji drugiego rzędu wynikało z większej dokładności wyników niż w przypadku interpolacji pierwszego rzędu. Interpolacja została dodatkowo użyta w celu wyznaczenia wartości punktów pośrednich z symulacji numerycznej dla współrzędnych x poszczególnych punktów pomiarowych. Mając interpolowaną krzywą wyznaczono różnicę między najwyższym punktem ze zbioru pomiarowego (maksymalna wartość y) oraz wartością funkcji interpolowanej na danych symulacyjnych dla największej wartości x górnego łuku. Znając tę różnicę przesunięto o nią krzywe punktów pomiarowych uzyskując prawidłowe dopasowanie

wyników symulacji oraz wyników eksperymentu, gdzie wypraski zostały zbazowane względem górnego łuku wypraski.

- Narzędzie do uśredniania krzywych - do analiz jakościowych wykorzystano funkcje *interpolate* oraz *interp1d* z biblioteki *SciPy* - interpolowano krzywe empiryczne stosując zależność $f(y)$. Tym możliwe było uśrednienie krzywych wynikowych żeby stwierdzić, czy w przypadku eksperymentu występują te same zależności co w przypadku symulacji (nawet jeżeli wartości z jakiegoś powodu się nie pokrywają).

Mając tak przygotowany zbiór danych symulacyjnych można było przejść do analizy danych pomiarowych.

11.5. Analiza danych

Analizę rozpoczęto od ustalenia wielkości oczekiwanych i obserwowanych. Założono, że wartością oczekiwaną była wielkość uzyskana w symulacji y_{sim} , a wartością obserwowaną wielkość uzyskana w eksperymencie y_{exp} . Porównywanie wartości oczekiwanej i obserwowanej było utrudnione, gdyż poszczególnym punktom pomiarowym nie odpowiadały poszczególne punkty symulacyjne. Korzystając z interpolacji uzyskano wartości oczekiwane dla kolejnych wartości obserwowanych (względem współrzędnej X). Niestety ta metoda nie pozwalała na dokładne porównanie poszczególnych punktów. Podjęto próbę wykorzystania długości łuków, lecz ze względu na fakt, że obydwie łuki były opisywane krzywą interpolacyjną - w praktyce pomimo wykorzystania różnych podejść nie udało się uzyskać rozwiązania pozwalającego na odwzorowywanie punktów z poszczególnych krzywych ustalanych wg długości łuku. Z tego powodu przeanalizowano różne wskaźniki oceny wyników pod kątem ich zastosowania do oceny dokładności symulacji:

- Składniki reszkowe (ang. *residual sum*) dla $f(x)$ oraz $f(y)$ - różnica między wartością oczekiwaną i obserwowaną $RS_y = y_{exp} - y_{sim}$ lub $RS_x = x_{exp} - x_{sim}$
- Reszkowa suma kwadratów (ang. *residual sum of squares*) $RSS_y = \sum_{i=1}^n (RS_{yi})^2$ lub $RSS_x = \sum_{i=1}^n (RS_{xi})^2$
- Całkowita suma kwadratów (ang. *total sum of squares*) $TSS_y = \sum_{i=1}^n (y_{exp_i} - \bar{y})^2$ lub $TSS_x = \sum_{i=1}^n (x_{exp_i} - \bar{x})^2$
- Wektor $W(y) = \sqrt{(RS_y)^2 + (RS_x)^2}$, wektor średni \bar{W} oraz jego odchylenie
- Najmniejsza odległość między punktem pomiarowym a interpolowaną krzywą d - do wyznaczenia najmniejszej odległości danego punktu od krzywej wykorzystano bibliotekę *Shapely* (funkcje *Point* oraz *LineString*). Biblioteka ta posiada wbudowane narzędzie do wyznaczania odległości między punktem a krzywą łamaną. Wyznaczono również wielkość średnią \bar{M} oraz jej odchylenie.
- Odległość D_e między krzywymi w kierunku X - w tym celu przesunięto krzywą interpolowaną o wartość y (wysokość, na której dokonywany był pomiar odległości). Po przesunięciu krzywej wykorzystano metodę Raphsona-Newtona zaimplementowaną w bibliotece *SciPy* do znalezienia

miejsca zerowego. W analizie uwzględniono również uśrednioną wielkość \bar{D} oraz jej odchylenie

- Przesunięcie końca łuku w kierunku X oraz Y – korzystając z odległości D_e wyznaczono przesunięcie skrajnego punktu pomiarowego dla poszczególnych krzywych i odniesiono jego położenie krzywej symulacyjnej.
- Resztkowy błąd kwadratowy (ang. *residual standard error*) $RSE_y = \sqrt{\frac{RSS_y}{n-2}}$ oraz $RSE_x = \sqrt{\frac{RSS_x}{n-2}}$
- Błąd średniokwadratowy (ang. *mean squared error*) $MSE_y = \frac{RSS_y}{n}$ oraz $MSE_x = \frac{RSS_x}{n}$
- Współczynnik determinacji R^2 ze względu na nieliniowy charakter krzywej nie nadaje się do oceny dokładności dopasowania.

11.5.1. Składniki resztkowe (RS)

Składniki resztkowe są różnicą między wartością oczekiwaną (wynikami symulacyjnymi) a wynikami eksperymentalnymi (wynikami eksperymentalnymi). Różnica ta została sformułowana dla dwóch sytuacji. W pierwszej założono standardową zależność $y(x)$, a w drugiej odwrócono zmienne interpolując funkcję $x(y)$, żeby zbadać różnice w drugim kierunku. W przypadku zależności $y(x)$ pomiar był miarodajny w całym zakresie – w przypadku obydwóch krzywych dla każdego $y_{exp}(x)$ istniało $y_{sim}(x)$. Dla odwrotnej zależności uzyskano rozsądne wyniki w przypadku krzywej nr 1, a w przypadku krzywej nr 2 problem polegał na tym, że krzywa empiryczna zaczynała się zazwyczaj powyżej krzywej symulacyjnej. To powodowało, że wyznaczenie różnicy obejmowało częściowo zakres ekstrapolowany. Składniki resztkowe nie nadają się do uśredniania, ponieważ są obciążone błędem znaku (w przypadku tej wielkości nie wykorzystuje się wartości bezwzględnej a jedynie różnicę), przez co w konsekwencji średni składnik resztkowy będzie niewielki, a faktyczne różnice mogą być duże.

11.5.2. Resztkowa suma kwadratów (RSS) oraz całkowita suma kwadratów (TSS)

Resztkowa i całkowita suma kwadratów w praktyce nie miała zastosowania, ponieważ poszczególne próbki cechowały się różną liczbą punktów pomiarowych, przez co ich suma z definicji była nieporównywalna.

11.5.3. Wektor

Wielkość wektora jest wyznaczana z wykorzystaniem składników resztkowych podnoszonych do potęgi, przez co eliminowany jest problem znaku składnika resztkowego przy ewentualnym uśrednianiu. Ograniczeniem tej metody jest to, w pomiarach nie było przypisanych sobie odpowiednich punktów referencyjnych, w związku z czym zastosowanie wektora jest w praktyce niemożliwe, ponieważ składniki resztkowe są wyznaczane w oparciu o tę samą wartość x (RS_y) lub y (RS_x).

11.5.4. Najmniejsza odległość d_e

Najmniejsza odległość dość dobrą miarą dokładności wyników symulacji, ponieważ dla każdego punktu $A(x_{exp}, y_{exp})$ jest poszukiwana najmniejsza odległość od krzywej interpolowanej na bazie danych symulacyjnych. Wadą jest to, że mogą istnieć sytuacje, w których dwa różne punkty $A(x_{exp}, y_{exp})$ będą w praktyce porównywane do tego samego punktu $B(x_{sim}, y_{sim})$. Dla uzyskanych danych jest to miara, która pomimo ograniczeń w największym stopniu pozwala na oszacowanie stopnia odwzorowania określonego kształtu.

11.5.5. Odległość D_e między krzywymi w kierunku X, odległość między krzywymi w kierunku X i Y dla końca łuku

Z matematycznego punktu widzenia czym innym jest zależność RS_x , gdzie $x(y)$, a czym innym zależność, w której poszukuje się takiego x_{sim} gdzie danej wielkości pomiarowej y_{exp} odpowiada wielkość y_{sim} , a potem wyznaczamy różnicę tak znalezionej x_{sim} i x_{exp} . Jak opisano wcześniej, wielkość x_{sim} wyznacza się poprzez określenie miejsca zerowego funkcji $f_{sim}(x) - y_{exp}$. Ze względu na fakt, że dla łuków zazwyczaj kluczowe jest zwężenie/poszerzenie łuku (przemieszczenie końca w kierunku X), to wykorzystanie tej miary jest kluczowe w ocenie deformacji łuku. Przemieszczenie w kierunku Y jest niemiarodajne ze względu na kształt łuku (niewielka różnica w kierunku x skutkuje dużą różnicą w y).

11.5.6. Resztkowy błąd kwadratowy RSE_y , oraz błąd średniokwadratowy MSE_y

Wielkości RSE_y oraz MSE_y różnią się względem siebie pierwiastkiem (a dla małej liczby pomiarów występuje istotna różnica w wielkości mianownika) i są miarami dokładności odwzorowania. Ze względu na obecność drugiej potęgi we wzorach nie występuje tutaj problem ze znakiem wyrażenia w przypadku uśredniania. Uwzględnienie liczby pomiarów w równaniu pozwala na porównanie zbiorów danych o różnej liczbie punktów pomiarowych. Ograniczeniem niestety jest wyznaczanie tych wielkości w zależności od tego samego x, podczas gdy poszczególne punkty ulegają przemieszczeniu w kierunku x i y.

11.6. Analiza wrażliwości

W niniejszej rozprawie posłużono się danymi materiałowymi dostarczonymi przez producenta oprogramowania symulacyjnego. Ze względu na możliwość występowania różnic w zachowaniu się rzeczywistego materiału zdecydowano się przeprowadzić analizę wrażliwości wyników symulacji w odniesieniu do danych materiałowych. Analiza ta polegała na zmianie wielkości pojedynczego parametru materiałowego o określoną wartość (wyrażoną bezwzględnie lub w procentach) w celu oceny wielkości zmiany wyniku symulacji. W Tab. 11 przedstawiono wyniki dla szeregu zmiennych materiałowych uwzględnionych w ramach analizy wrażliwości – wykorzystaną miarą było przemieszczenie końca łuku w kierunku X

Tab. 11 Średnia odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku (krzywa nr 2)

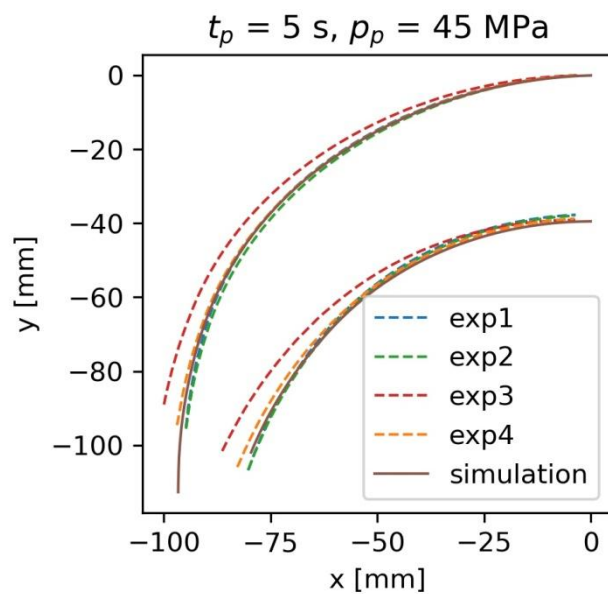
		Zmiana deformacji (wartość bazowa = 4,6 mm)
--	--	--

Parametr	Wielkość zmiany parametru	Zmiana ujemna parametru	Zmiana dodatnia parametru
Moduł sztywności E	10%	0% (4,6 mm)	1% (4,63 mm)
Współczynnik Poissona ν	10%	2% (4,67 mm)	-1% (4,56 mm)
Ciepło właściwe C_p	10%	-6% (4,31 mm)	2% (4,67 mm)
Przewodność cieplna λ	10%	1% (4,64 mm)	-1% (4,56 mm)
Współczynnik rozszerzalności liniowej CTE	10%	0% (4,61 mm)	1% (4,63 mm)
Temperatura przejścia fazowego T_{trans}	5 °C	3% (4,72 mm)	-9% (4,18 mm)
Lepkość (zmiana współczynnika D_1)	10%	0% (4,61 mm)	-1% (4,55 mm)

Na podstawie uzyskanych wyników widać niewielką zmianę wielkości deformacji w przypadku zdecydowanej większości parametrów. Wynika to z faktu, że wspomniane czynniki mają względnie mały wpływ na deformacje. Ciepło właściwe ma wyraźny wpływ ze względu na wpływ na proces chłodzenia (co przekłada się na relaksację naprężeń). Największy wpływ zaobserwowano dla temperatury przejścia fazowego T_{trans} , co ma związek z wykorzystanym modelem materiałowym. Model termo-lepko-sprężysty jest wrażliwy na wielkość temperatury przejścia fazowego, który wpływa na sposób relaksacji naprężeń w formie. W rozważanym przypadku badania tej wielkości zostały przeprowadzone przy szybkości schładzania tworzywa z szybkością 20°C/min. Dzisiaj istnieją techniki flash-DSC umożliwiające zdecydowanie szybsze schładzanie próbki podczas badania. Efektem szybszego schładzania jest przesunięcie temperatury przejścia fazowego do niższych wartości. Nawet, gdyby temperatura przejścia fazowego zmniejszyła się o 10°C, to różnica w wynikach nie powinna być większa o 10%, co świadczy o akceptowalnej dokładności narzędzia symulacyjnego.

11.7. Ocena jakości wyników eksperymentalnych

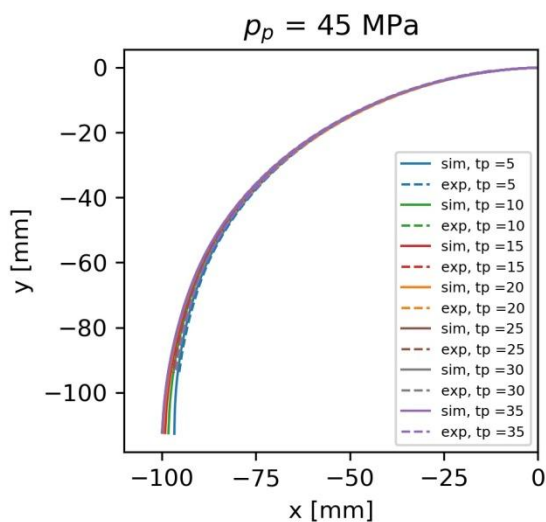
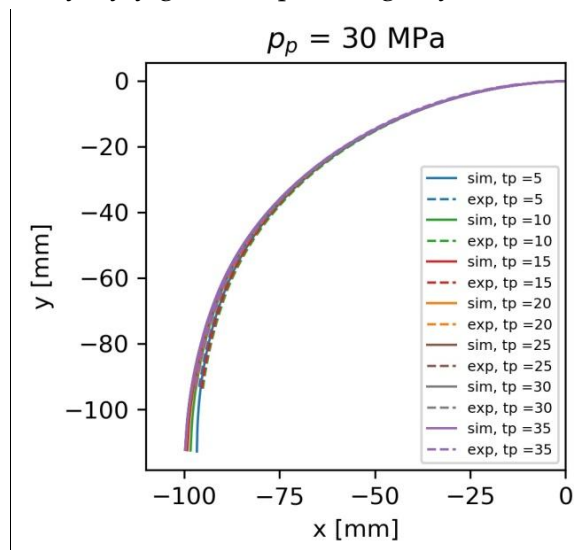
Analiza wyników eksperymentalnych pokazała dość duży rozrzut wyników między poszczególnymi próbkami. Z tego powodu zdecydowano się ograniczyć liczbę pomiarów uwzględnianych w analizie do 3. Przyczyną tego stanu rzeczy może być niestabilna praca formy wtryskowej (trudności z usuwaniem wypraski z formy) – weryfikowano krzywe procesowe dla wtryskarki i nie zaobserwowano żadnych odchyień. Problemem jest również mała sztywność wypraski – pomimo dużej grubości ścianki wypraska cechuje się małą sztywnością (potrzeba niewielkich sił żeby odkształcić łuk w kierunku promieniowym). Na Rys. 84 przedstawiono przykład serii pomiarowej, gdzie wtrysnięta próbka cechowała się ponadnormatywnym odkształceniem.

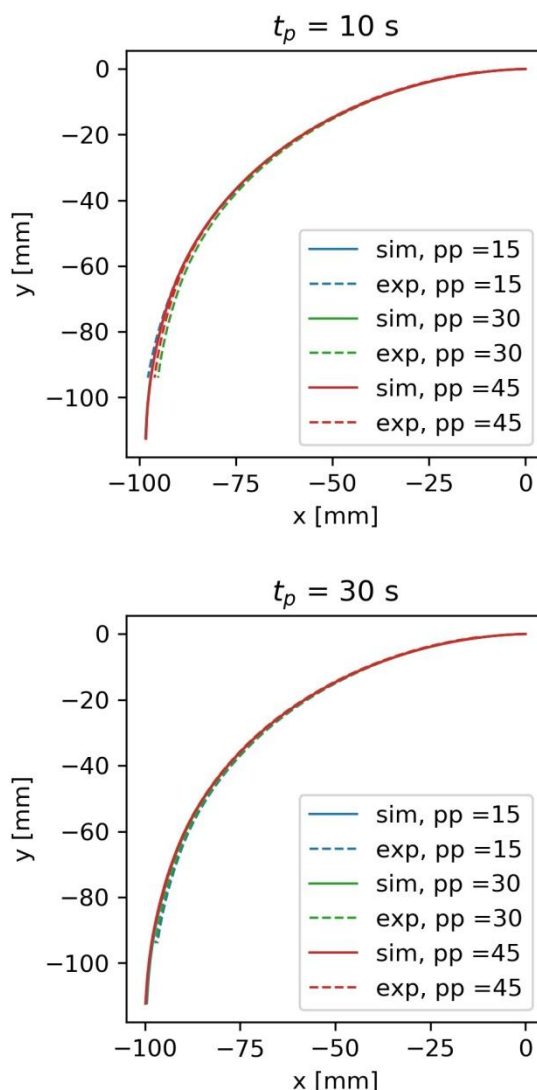


Rys. 84 Wyniki eksperymentalne z próbką o dużej odchyłce kształtu (dla próbki exp3 zaobserwowano znaczące odchylenie od pozostałych pomiarów)

11.8. Porównanie wyników symulacyjnych i eksperymentalnych

Pierwszym etapem było jakościowe porównanie wyników symulacyjnych i eksperymentalnych, co przedstawiono na Rys. 85a-d. Na podstawie pomiarów próbki zauważono inne wymiary modelu 3D oraz próbki eksperymentalnej. Różnice wynikały z ograniczeń związanych z dostępnością narzędzi podczas wytwarzania wkładki formującej i dotyczyły grubości poszczególnych łuków.





Rys. 85a-d Porównanie wyników eksperymentalnych i symulacyjnych (uśrednione krzywe empiryczne nr 1 dla wybranych serii pomiarowych)

Pierwsze uzyskane wyniki symulacyjne cechowały się zdecydowanie większą rozbieżnością niż wyniki uzyskane z wykorzystaniem prawidłowego modelu. Uzyskane wyniki eksperymentalne pozwoliły wysnuć następujące obserwacje:

- Zaobserwowano niedoszacowanie zmniejszenia zaokrąglenia łuku dla każdej krzywej
- Zaobserwowano taki sam wpływ czasu docisku t_p na deformacje dla wyników symulacyjnych i eksperymentalnych – wydłużenie czasu docisku skutkowało uzyskaniem większego promienia łuku. Element wtryskiwany typu łuk ma mniejszy promień niż jego kształt bazowy w gnieździe formującym. Większy promień łuku oznacza, że faktyczne zmniejszenie promienia było liczbowo mniejsze.
- Zaobserwowano taki sam wpływ ciśnienia docisku p_p na deformacje dla wyników symulacyjnych i eksperymentalnych - dla małych czasów docisku t_p zwiększenie ciśnienia docisku skutkowało zmniejszeniem promienia łuku,

podczas gdy dla dużych czasów docisku t_p zwiększenie ciśnienia docisku docisku skutkowało uzyskaniem większego promienia łuku.

Analiza ilościowa dokładności odwzorowania łuku została przeprowadzona dla następujących wielkości, które zostały wybrane na podstawie wcześniejszych rozważań:

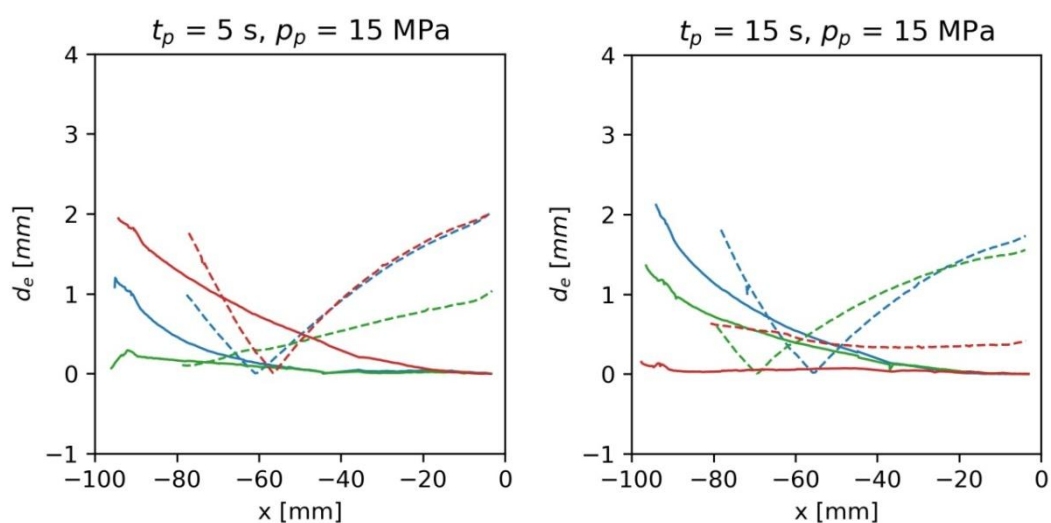
- Najmniejsza odległość d_e
- Odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku

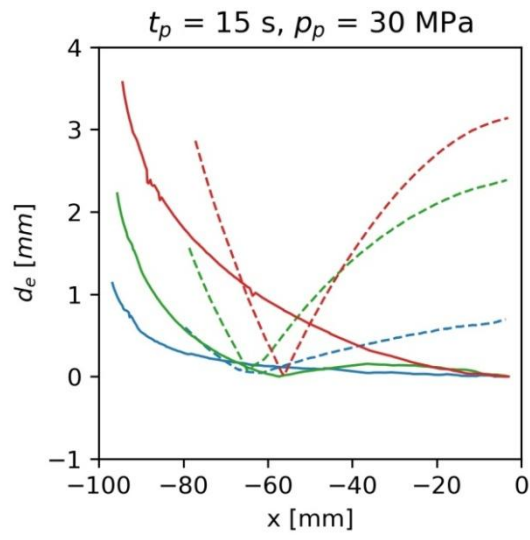
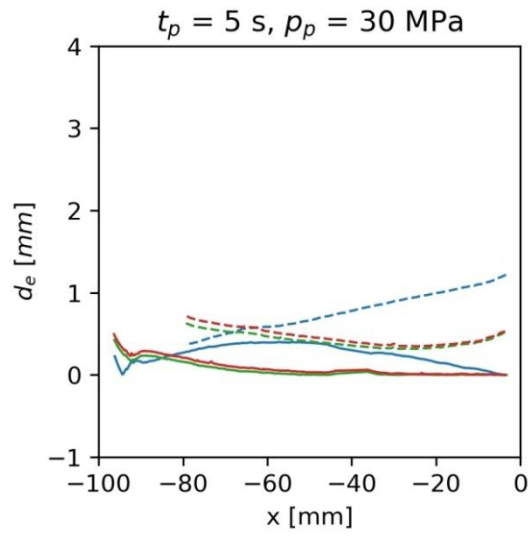
Jak podano wcześniej, poprawa geometrii wypraski oraz zastosowanie modelu dużych odkształceń korzystnie wpłynęło na dokładność wyników i zmniejszenie rozbieżności między symulacjami a eksperymentem.

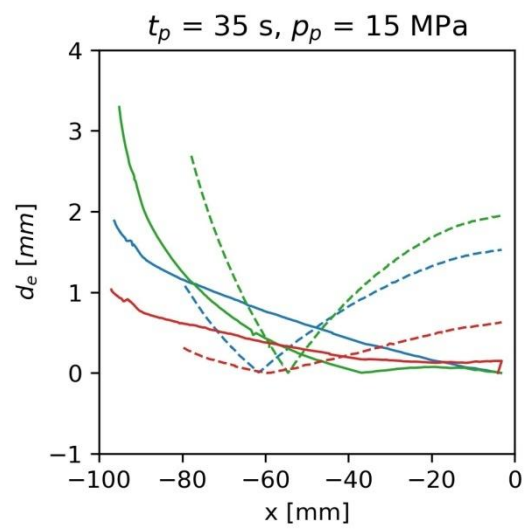
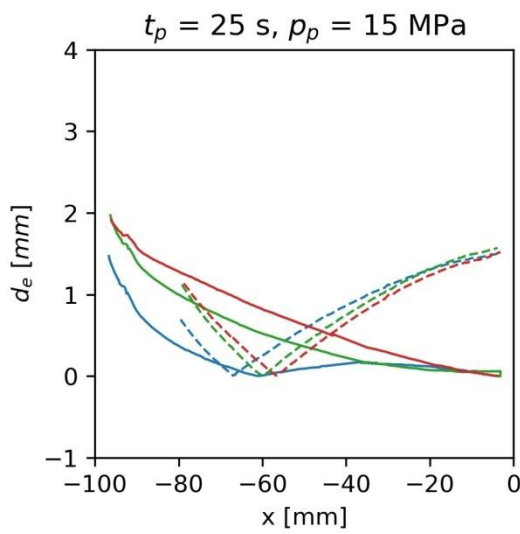
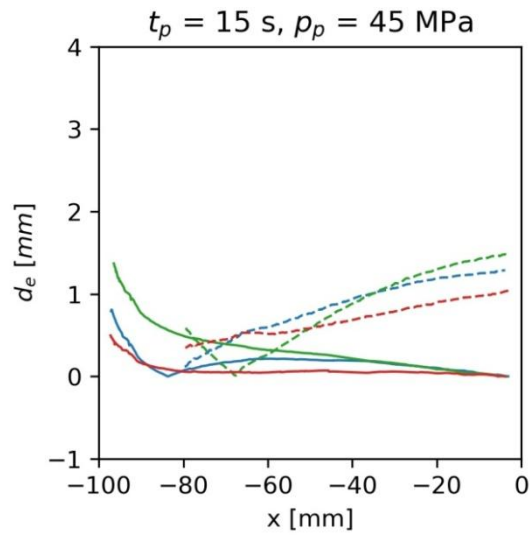
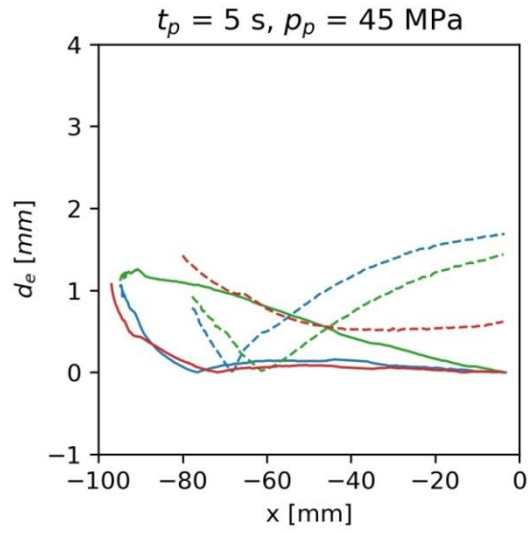
11.8.1. Najmniejsza odległość d_e

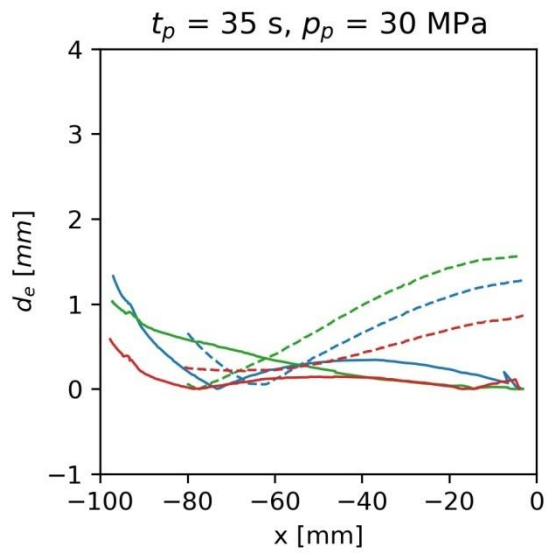
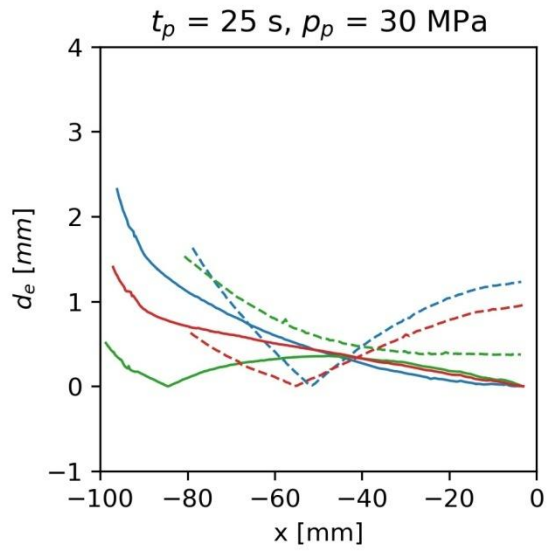
Na Rys. 86a-1 przedstawiono najmniejszą odległość krzywej empirycznej od krzywej symulacyjnej d_e w funkcji odległości x - rysunki przedstawiają krzywą nr 1 (górną) oraz nr 2 (dolną). W Tab. 12 oraz Tab. 13 przedstawiono średnie wartości d_e dla poszczególnych parametrów procesu. Na podstawie zebranych danych wyciągnięto szereg wniosków:

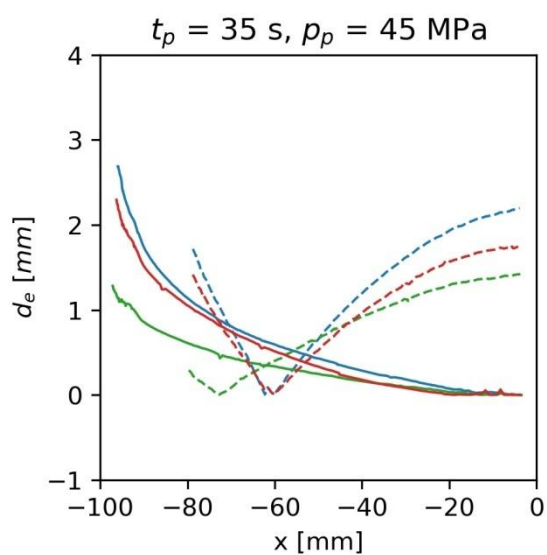
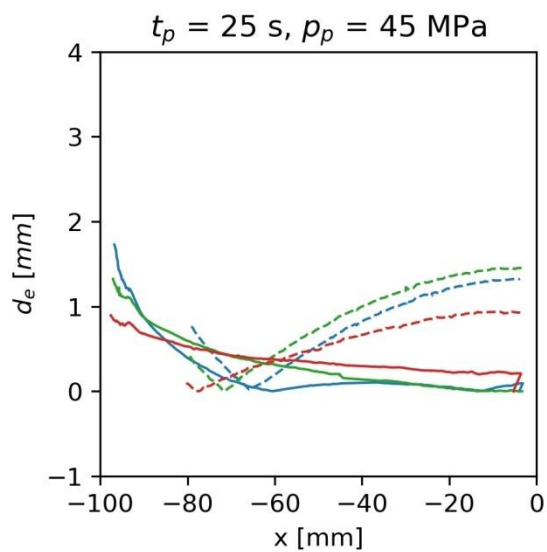
- Dla części próbek zaobserwowano w przybliżeniu liniową zależność między d_e a współrzędną x dla prawej strony wykresów. Często różnica jest niewielka (znacząco poniżej 0,5 mm). Sugeruje to dobrą dokładność narzędzia symulacyjnego.
- Dla lewej strony wykresów dla prawie każdego przypadku zaobserwowano nagły (wykładniczy, potęgowy) wzrost wartości d_e .
- Ze względu na sposób wyznaczania tej wielkości nie są obserwowane wartości mniejsze od 0. W przypadku krzywej nr 2 widać nagłe załamanie wykresu, co oznacza przecięcie krzywej symulacyjnej z krzywą empiryczną.
- Ze względu na przemieszczenie krzywej nr 2 w kierunku Y widać duże wartości d_e dla $x = 0$ mm. Wynika to ze sposobu zbazowania wypraski.
- Średnia wielkość różnicy między symulacją a eksperymentem w badanym zakresie wynosi ok. 0,5 mm dla krzywej nr 1 (Tab. 12) oraz ok. 0,9 mm, dla krzywej nr 2 (Tab. 13), co stanowi akceptowalną dokładność metody badawczej dla wiotkiego elementu typu łuk.











Rys. 86a-1 Zależność najmniejszej odległości d_e dla wybranych parametrów procesu (linią ciągłą zaznaczono krzywą nr 1, a przerywaną krzywą nr 2).

Tab. 12 Zestawienie średnich wartości najmniejszej odległości d_e (krzywa nr 1)

	Czas docisku t_p [s]								Średnia [mm]	Odch. [mm]
	5	10	15	20	25	30	35			
Ciśnienie docisku	15	0,51	0,50	0,45	0,68	0,73	0,54	0,86	0,61	0,15
	30	0,17	0,86	0,81	0,52	0,60	0,46	0,36	0,54	0,24
	45	0,44	0,33	0,28	0,63	0,49	0,42	0,80	0,49	0,18
	Średnia [mm]	0,37	0,56	0,51	0,61	0,61	0,48	0,67	0,55	
	Odch [mm]	0,18	0,27	0,27	0,08	0,12	0,06	0,27		

Tab. 13 Zestawienie średnich wartości najmniejszej odległości d_e (krzywa nr 2)

Ciśnienie docisku p_p [MPa]	Czas docisku t_p [s]								Średnia [mm]	Odch. [mm]
	5	10	15	20	25	30	35			
15	0,92	1,16	0,83	0,98	0,86	0,59	0,86	0,88	0,17	
30	0,65	1,17	1,27	0,92	0,74	0,70	0,68	0,87	0,25	
45	0,93	1,00	0,77	1,00	0,72	0,80	1,03	0,89	0,13	
Średnia [mm]	0,83	1,11	0,96	0,97	0,77	0,70	0,86	0,88		
Odch [mm]	0,16	0,09	0,27	0,04	0,07	0,11	0,17			

11.8.2. Odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku

W Tab. 14 i Tab. 15 przedstawiono średnie wartości odległości między krzywymi w kierunku X dla końca łuku dla poszczególnych parametrów procesu, na tej podstawie sformułowano następujące obserwacje.

- Różnica między wartością empiryczną i symulacyjną dla krzywej nr 1 wynosi w przybliżeniu 1,2 mm oraz 0,5 mm dla krzywej nr 2
- Przy deformacjach rzędu 5-6 mm uzyskanych eksperymentalnie powyższe różnice wynoszą 10-20% wartości rzeczywistej, co stanowi potwierdzenie o dużej dokładności narzędzia symulacyjnego.
- Nie zaobserwowano wpływu czasu docisku t_p na zwiększenie dokładności wyników dla krzywej nr 1 i krzywej nr 2.
- Zaobserwowano wzrost dokładności wyników w funkcji ciśnienia docisku p_p dla krzywej nr 1, zbliżoną zależność zaobserwowano w przypadku krzywej nr 2.

Tab. 14 Średnia odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku (krzywa nr 1)

Ciśnienie docisku p_p [MPa]	Czas docisku t_p [s]								Średnia [mm]	Odch. [mm]
	5	10	15	20	25	30	35			
15	1,98	-0,64	1,23	1,83	1,80	1,27	2,09	1,37	0,94	
30	0,51	0,21	2,33	1,21	1,08	0,91	0,99	1,04	0,67	
45	1,33	0,94	0,89	1,15	1,33	0,24	2,11	1,14	0,57	
Średnia [mm]	1,27	0,17	1,48	1,40	1,40	0,81	1,73	1,18		
Odch [mm]	0,74	0,79	0,75	0,38	0,37	0,52	0,64			

Tab. 15 Średnia odległość między krzywymi w kierunku X dla końca łuku (krzywa nr 2)

Ciśnienie docisku p_p [MPa]	Czas docisku t_p [s]								Średnia [mm]	odch. [mm]
	5	10	15	20	25	30	35			
15	0,83	-2,03	0,75	1,24	1,23	0,53	1,70	0,61	1,22	
30	-0,80	1,53	2,04	0,38	0,31	0,09	0,20	0,54	0,95	
45	-0,15	0,39	0,08	0,18	0,62	-0,78	1,48	0,26	0,70	
Średnia [mm]	-0,04	-0,03	0,96	0,60	0,72	-0,05	1,12	0,47		
Odch [mm]	0,82	1,82	0,99	0,56	0,47	0,67	0,81			

11.9. Przyczyny różnic między symulacjami i eksperymentem

Zaobserwowano nieznaczne różnice między wynikami badań symulacyjnych i eksperymentalnych. Do przyczyn rozbieżności można zaliczyć:

- Niedoskonałość metody pomiarowej – nie było możliwe precyzyjne wykonanie pomiaru dla poszczególnych punktów referencyjnych - multisensoryczna maszyna współrzędnościowa nie miała możliwości zbazowania wypraski przed pomiarem, a baza była wyznaczana w oparciu o cechę wypraski po pomiarze.
- Niedoskonałość danych materiałowych – dane materiałowe dla procesu wtryskiwania są uzyskiwane na prostych próbkach wzorcowych, które nie są w stanie odwzorować wszystkich zjawisk występujących w rzeczywistości. Prawdopodobieństwo wpływu danych materiałowych jest niewielkie ze względu na uzyskane wyniki analizy wrażliwości.
- Niedoskonałość narzędzia symulacyjnego – narzędzie symulacyjne odwzorowuje pewien wycinek rzeczywistości i rozwiązuje zagadnienie w oparciu o zaimplementowane równania konstytutywne, które mogą nie odwzorowywać w pełni zachodzących zjawisk.
- Odształcenie wypraski podczas usuwania wypraski z formy – ze względu na niedoskonałe wykonanie narzędzia czasem usuwanie wypraski z formy było utrudnione. Mogło to skutkować wprowadzaniem niewielkich (organoleptycznie) odształceń, które były rejestrowane z wykorzystaniem maszyny współrzędnościowej. Przyczyną tego stanu rzeczy jest stosunkowo mała sztywność wypraski w kształcie łuku.

PODSUMOWANIE

W pracy przeprowadzono analizę literaturową dot. zagadnień skurczu i deformacji wyprasek. Przedstawiono wybrane właściwości fizyczne polimerów odgrywające istotną rolę w symulacji procesu wtryskiwania. W części teoretycznej omówiono zagadnienia skurczu i deformacji (podstawy fizyczne, metody badań, zjawisko sprężynowania, sposoby modelowania zagadnień). Przeprowadzono również ocenę stanu wiedzy dotyczących problematyki deformacji wyprasek. Na podstawie analizy literatury oraz zrealizowanych symulacji wstępnych zrealizowano szczegółową analizę wpływu czynników procesowych, konstrukcyjnych oraz materiałowych na wielkość skurczu i deformacji wyprasek. Na tej podstawie została opracowana mapa zależności między poszczególnymi czynnikami. Wspomniana mapa została ograniczona do kluczowych czynników, które następnie zostały przeanalizowane z wykorzystaniem symulacji numerycznych. Do kluczowych aspektów zaliczono geometrię wypraski (grubość ścianki, kształt, uźebrowanie) oraz profil docisku.

Korzystając z wyznaczonych aspektów wybrano zestaw geometrii podstawowych stanowiących elementy składowe wyprasek do dalszych prac badawczych. Wskazano geometrię wypraski (grubość jej ścianki, kształt i uźebrowanie) oraz profilu docisku jako najistotniejszych czynników wpływających na skurcz i deformację wyprasek wtryskowych,

Przygotowano narzędzia automatyzujące przygotowanie symulacji numerycznych, odczyt i agregację danych oraz ich analizę i wizualizację. Efektem przeprowadzonych prac symulacyjnych było sformułowanie szeregu modeli analitycznych wspierających zarówno konstruktorów form wtryskowych, jak i analityków zajmujących się symulacjami procesu wtryskiwania. Obok zaproponowanych modeli matematycznych w pracy przedstawiono wiele zależności pokazujących wpływ różnych czynników na wielkość skurczu i deformacji (wybrane zależności zgadzają się z obserwacjami spotykanymi w literaturze).

W celu weryfikacji narzędzia symulacyjnego przeprowadzono ocenę wrażliwości wyników symulacji na zmiany szeregu parametrów materiałowych i stwierdzono nieznaczny wpływ parametrów materiałowych na wielkość deformacji. Przeprowadzono również badania empiryczne i symulacyjne, które potwierdziły, że symulacje numeryczne są w stanie przewidzieć deformacje wyprasek z różnicą rzędu 10-20%, co jest wartością akceptowalną.

Na podstawie przeprowadzonych symulacji numerycznych (a także według badań empirycznych) stwierdzono, że wraz ze zwiększeniem ciśnienia docisku zwiększają się liniowo deformacje i maleje liniowo skurcz (mogą występować odstępstwa dla małych wartości ciśnienia docisku). Ustalono również, że wraz z wydłużeniem czasu docisku maleją liniowo deformacje i maleje liniowo skurcz do momentu, gdy czas docisku będzie równy czasowi potrzebnemu do zestalenia wypraski (lub przewężki, niemniej wtedy nie będzie to pełny obraz badania)[40,233].

W przypadku elementu typu „belka” (płaska powierzchnia) opracowano zależność między skurczem wypraski a ciśnieniem docisku, czasem docisku, grubością wypraski, temperaturą tworzywa oraz temperaturą formy wtryskowej.

Dla elementu typu „krawędź” obok profilu docisku zbadano wpływ grubości ścianki wypraski oraz promienia zaokrąglenia. Efektem pracy były wyprowadzenie

równania analitycznego pochylenia wypraski stanowiącej kombinację liniową względem ciśnienia docisku oraz promienia zaokrąglenia. Współczynniki materiałowe do określenia kąta pochylenia dla tego równania były zależne od czasu docisku oraz grubości wypraski i zostały zaprezentowane na wykresach, z których można odczytać właściwą wartość. Stwierdzono również, że dla dłuższych czasów docisku i grubości większych niż 1,5 mm współczynniki miały bardzo zbliżone wartości w funkcji grubości.

Dla elementu typu „uźebrowana krawędź” przygotowano mapy konturowe wielkości pochylenia ścianki w funkcji wysokości żebra oraz szerokości ścianki. Na ich podstawie stwierdzono, że zależność między wysokością żebra i szerokością ścianki wypraski ma charakter liniowy dla zadanej wartości pochylenia ścianki. W ten sposób został wyprowadzony model analityczny pozwalający dobrać optymalną wysokość żebra oraz jego rozstaw w zależności od oczekiwanego pochylenia ścianki. Model ten był kombinacją liniową względem szerokości wypraski oraz wysokości żebra, gdzie współczynniki dla poszczególnych stopni pochylenia zostały zebrane w postaci tabelarycznej.

Dla elementu typu „łuk” opracowano model analityczny pozwalający na określenie sposobu deformacji wypraski zawierającej w swojej konstrukcji łuk znając wielkość zmiany jego promienia oraz kąta łuku z uwzględnieniem wpływu profilu docisku. Dla elementy typu „uźebrowany łuk” przedstawiono zbadane zależności na mapach konturowych, lecz ze względu na skomplikowanie zależności i niejednorodny wpływ żebra na zmiany promienia łuku i kąta łuku, nie było możliwe wyprowadzenie zależności analitycznej.

Podkreślić należy, że przeprowadzone analizy oraz badania dotyczące elementu typu „uźebrowana krawędź”, „łuk”, „uźebrowany łuk”, nie zostały dotychczas opisane w literaturze naukowej.

Kierunki dalszych prac

Przeprowadzone prace pozwoliły na sformułowanie szeregu modeli analitycznych, lecz istnieje możliwość ich rozbudowania. W przypadku wypraski typu „belka” należałoby podjąć próbę sformułowania zależności w oparciu o funkcję ciągłą (zamiast funkcji przedziałowej). Dla wypraski typu „krawędź” dalszym krokiem byłoby opisanie poszczególnych współczynników odpowiednimi równaniami w celu sprowadzenia równania do prostszej postaci bez konieczności posługiwania się wykresami współczynników. W celu rozszerzenia zastosowania modelu analitycznego sformułowanego na podstawie wypraski typu „uźebrowana krawędź” należałoby rozszerzyć badania o pozostałe grubości ścianek i promienie zaokrąglenia. Dla wypraski typu „łuk” należałoby opisać równaniem zależność wielkości $R_{norm}(t_p, p_p, h)$ w celu łatwiejszego wykorzystania zaproponowanego modelu analitycznego. W przypadku wypraski typu „uźebrowany łuk” warto byłoby przeprowadzić szersze badania w celu określenia wpływu samego żebra na wielkość deformacji, co mogłoby umożliwić sformułowanie kolejnego modelu analitycznego.

W ramach dalszych prac należałoby podjąć próbę wyznaczenia ekwiwalentu siły powodującej określony skurcz. Korzystając z narzędzi do symulacji wytrzymałościowych można wprowadzić szereg sił, które skutkowałyby uzyskaniem takich samych deformacji, jakie uzyskano za pomocą programu do

symulacji procesu wtryskiwania. Stanowiłoby to miarę naprężeń resztkowych w materiale, które można by poddać szerszemu badaniu i ocenie.

Warto by również rozważyć rozszerzenie badań o kształt łuku (uźebrowanego lub nie), którego przekrój nie byłby prostokątem lub teownikiem (przekrój w kształcie łuku, ceownika, koła, itd.), ponieważ często wytwarzane w praktyce elementy mają zarówno złożone przekroje, jak i nierównomierną grubość.

W ramach dalszych prac ciekawym kierunkiem byłoby także rozszerzenie badań o tworzywa napełniane (kredą, talkiem, włóknem szklanym, kulkami szklanymi), które w znaczącym stopniu wpływają na relację PVT (ciśnienie – objętość właściwa-temperatura) tworzywa.

LITERATURA

1. Sikora R. Przetwórstwo tworzyw wielkocząsteczkowych. Warszawa: Wydawnictwo Edukacyjne Zofii Dobkowskiej; 1993.
2. Carlos L, Martin PJ, Jefferis SA. Rheological Properties of PHPA Polymer Support Fluids. *J Mater Civ Eng*. 2015 Nov 1;27(11):4015021.
3. Autodesk Moldflow Documentation.
4. Mrozek K, Poszwa P, Muszyński P. Numerical study on the influence of Rapid Temperature Cycling (RTC) on polymer flow at maximum injection pressure. *Numer Heat Transf Part A Appl*. 2020;77(9):821–39.
5. Poszwa P, Muszyński P, Mrozek K. Numerical study on the influence of RHCM on the basic parameters of filling the cavity. *CIRP J Manuf Sci Technol*. 2020 Aug 1;30:94–104.
6. Beaumont JP. *Runner and Gating Design Handbook: Tools for Successful Injection Molding*. 3rd ed. Hanser Publications; 2019.
7. Reig MJ, Segui VJ, Zamanillo JD. Rheological behavior modeling of recycled ABS/PC blends applied to injection molding process. *J Polym Eng*. 2005;25(5):435–57.
8. Huang C, Qian X, Yang R. Thermal conductivity of polymers and polymer nanocomposites. *Mater Sci Eng R Reports*. 2018;132:1–22.
9. Autodesk Moldflow Insight. San Rafael, CA. 94903, USA: Autodesk Inc.;
10. Stelson KA. Calculating cooling times for polymer injection moulding. *Proc Inst Mech Eng Part B J Eng Manuf*. 2003;217(5):709–13.
11. Malloy RA, Malloy RA. *Plastic Part Design for Injection Molding*. Plastic Part Design for Injection Molding. 2010. I–XIV.
12. Fischer JM. *Handbook of molded part shrinkage and warpage*. Norwich, NY 13815: Plastics Design Library / William Andrew, Inc.; 2003.
13. Poszwa P, Brzęk P, Hoffmann W. Spontaneous buckling of thin-walled injection-molded parts. *Mechanik*. 2019;92(1):7–9.
14. Wang J, Hopmann C, Schmitz M, Hohlweck T, Wipperfürth J. Modeling of pVT behavior of semi-crystalline polymer based on the two-domain Tait equation of state for injection molding. *Mater Des*. 2019;183.
15. Cook PS, Zuo Z, Costa FS. A research framework for cooling rate-dependent PVT models. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc*. 2016;(June):1199–204.
16. Kennedy PKK. *Practical and Scientific Aspects of Injection Molding Simulation* [Internet]. 2008. 180 p. Available from: <http://www.mate.tue.nl/mate/pdfs/9404.pdf>
17. Wang J, Xie P, Yang W, Ding Y. Online Pressure–Volume–Temperature Measurements of Polypropylene Using a Testing Mold to Simulate the Injection-Molding Process. *J Appl Polym Sci*. 2010;118:200–8.
18. Freytag R, Pérez Gil JA, Forstner R. PvT-behavior of polymers under processing conditions and implementation in the process simulation. *Mater Sci Forum*. 2015;825–826:677–84.
19. Zuidema H, Peters GWM, Meijer HEH. Influence of cooling rate on pVT-data of semicrystalline polymers. *J Appl Polym Sci*. 2001;82(5):1170–86.

20. Lucyshyn T, Knapp G, Kipperer M, Holzer C. Determination of the Transition Temperature at Different Cooling Rates and Its Influence on Prediction of Shrinkage and Warpage in Injection Molding Simulation. *J Appl Polym Sci*. 2012;123:1162–1168.
21. Sun X, Su X, Tibbenham P, Mao J, Tao J. The application of modified PVT data on the warpage prediction of injection molded part. *J Polym Res*. 2016;23(5).
22. Krebelj K, Halilović M, Mole N. The cooling rate dependence of the specific volume in amorphous plastic injection molding. *Int J Adv Manuf Technol*. 2019;103(1–4):1175–84.
23. Gao Y, Turng L sheng, Wang X. Process Optimization and Effects of Material Properties on Numerical Prediction of Warpage for Injection Molding. *Adv Polym Technol*. 2008;27(4):199–216.
24. Koslowski T, Bonten C. Shrinkage, warpage and residual stresses of injection molded parts. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc*. 2017;2017-May:1620–6.
25. Poszwa P, Gontariew I, Szostak M, Brzęk P. Influence of material properties on spontaneous buckling of thin-walled injection molded parts. *Adv Eng Mater Struct Syst Innov Mech Appl - Proc 7th Int Conf Struct Eng Mech Comput* 2019. 2019;414–8.
26. Guevara-Morales A, Figueroa-López U. Residual stresses in injection molded products. *J Mater Sci*. 2014;49(13):4399–415.
27. Zoetelief WF, Douven LF., Ingen Housz AJ. Residual stresses in injection molded products. *Polym Eng Sci*. 1996;36(14).
28. Poszwa P, Brzęk P, Hoffmann W. Analiza zjawiska samoistnego wyboczenia wyprasek cienkościennych z tworzyw sztucznych. 2019;(1):7–9.
29. van Krevelen DW. *Properties of Polymers*. 2009.
30. Poszwa P, Muszynski P, Brzek P, Mrozek K. Influence of processing parameters on residual stress in injection molded parts. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2019.
31. Moulding Manual for DuPont MINLON and ZYTEL Resins. In DuPont;
32. Dimensional Molding Shrinkages of Thermoplastic Parts. LATI Industria Termoplastici S.p.A.;
33. Kazmer DO. *Injection Mold Design Engineering*. 2007.
34. Kusić D, Hančić A. Influence of Molding Conditions on the Shrinkage and Warpage Behavior of Standardized Test Specimens. 2016;020017:1–6.
35. Panchal RR, Kazmer DO. In-situ shrinkage sensor for injection molding. *J Manuf Sci Eng Trans ASME*. 2010;132(6):1–6.
36. Divekar M, Gaval VR, Wonisch A. Improvement of warpage prediction through integrative simulation approach for thermoplastic material. *J Thermoplast Compos Mater*. 2020;
37. Saravanan ST, Kailasanathan C, Natarajan E, Ramasamy A. Crystallinity Change and Reduced Warpings on Thin Walled Parts-the Effect of Nano Fumed Silica on Polyacetal. *Silicon*. 2020;
38. Iyer R, Zhou J, Lu L, Webb J, Khan Q. Prediction of part warpage of injection molded parts that are joined using vibration and infrared welding - a simulation-based approach. *SAE Tech Pap*. 2014;1(1029).

39. Studer M, Ehrig F. Numerical shape optimization as an approach to reduce material waste in injection molding. *Int J Adv Manuf Technol.* 2015;78(9–12):1557–71.
40. Liu F, Zeng S, Zhou H, Li J. A Study on the Distinguishing Responses of Shrinkage and Warpage to Processing Conditions in Injection. 2012;125:731–744.
41. Hsu MY, Chang ST, Huang TM. Aspherical plastic lens injection molding warpage and opto-mechanical analysis. *Adv Opt Technol.* 2013;2(3):269–76.
42. Marins NH, Mello FB De, Silva RM, Ogliari FA. Statistical Approach to Analyze the Warpage, Shrinkage and Mechanical Strength of Injection Molded Parts. 2016;376–84.
43. Lu CT, Chen CH, Tseng SC. Application of conformal cooling to reduce cooling time and warpage of a U-shaped plate. *AIP Conf Proc.* 2019;2065(February).
44. Kovács JG, Sikló B. Investigation of cooling effect at corners in injection molding. *Int Commun Heat Mass Transf.* 2011;38(10):1330–4.
45. Sikló B, Cameron K, Kova JG. Deformation analysis of short glass fiber-reinforced polypropylene injection-molded plastic parts. *J Reinf Plast Compos.* 2011;30(16):1367–72.
46. Wijskamp S. Shape distortions in composites forming. University of Twente; 2005.
47. Puentes J, LaQua B, Iervolino L, Dahl K, Knott M, Osswald TA. Review of analytical models of anisotropy-induced spring forward effect via FEA simulation and an experimental study. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc.* 2014;3(January):2630–7.
48. Zheng R, Tanner RI, Fan XJ, Tanner RI, Fan XJ. *Injection Molding: Integration of Theory and Modeling Methods.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg; 2011. 233–257 p.
49. Ammar A, Leo V, Régnier G. Corner deformation of injected thermoplastic parts. *Int J Form Process.* 2001;6(1):53–70.
50. Mlekusch B. The warpage of corners in the injection moulding of short-fibre-reinforced thermoplastics. 1999;59:1923–31.
51. Jansen KMB, Dijk DJ van, Keizer KP. Warpage of injection moulded plates and corner products. *Int Polym Process.* 1998;4.
52. Marks MD. Material characterization and modeling of long glass-fiber composites. In Troy, MI, USA: Society of Plastics Engineers; 2009.
53. Baaijens FPT. Calculation of residual stresses in injection molded products. *Rheol Acta.* 1991;30(3):284–99.
54. Fan Z, Yu H, Zuo Z, Speight R. Anisotropic thermo-viscous-elastic residual stress model for warp simulation of injection molded parts. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc.* 2017;2017-May:1401–5.
55. Scaled PVT Approach [Internet]. [cited 2021 Mar 10]. Available from: <https://forums.autodesk.com/t5/moldflow-insight-forum/cte-in-warpage-analysis/td-p/8618682>
56. Fan Z, Speight R. Modeling and material data issues of injection molding simulation. *ICCM Int Conf Compos Mater.* 2017;2017-Augus(August):20–5.
57. Kennedy P, Zheng R. High accuracy shrinkage and warpage prediction for injection molding. 1991;(1).
58. Cellere A, Lucchetta G. Identification of CRIMS model parameters for warpage prediction in injection moulding simulation. *Int J Mater Form.* 2010;3(SUPPL.

- 1):37–40.
59. Wang J. Moldflow Research & Development. In: Autodesk Moldflow Summit 2018. 2018.
 60. Costa FS. Moldflow Research and Development Update. In: Advanced MFG Summit 2020. 2020.
 61. Li K, Yan S, Pan W, Zhao G. Warpage optimization of fiber-reinforced composite injection molding by combining back propagation neural network and genetic algorithm. *Int J Adv Manuf Technol.* 2017;90(1–4):963–70.
 62. Shi H, Gao Y, Wang X. Optimization of injection molding process parameters using integrated artificial neural network model and expected improvement function method. *Int J Adv Manuf Technol.* 2010;48(9–12):955–62.
 63. Shi H, Xie S, Wang X. A warpage optimization method for injection molding using artificial neural network with parametric sampling evaluation strategy. *Int J Adv Manuf Technol.* 2013;65(1–4):343–53.
 64. Yu D, Wang X, Wang Y. A Two-level Decomposition Method for Cooling System Optimization in Injection Molding. *Int Polym Process.* 2008;XXIII(5):439–46.
 65. Kitayama S, Yamazaki Y, Takano M, Aiba S. Numerical and experimental investigation of process parameters optimization in plastic injection molding using multi-criteria decision making. *Simul Model Pract Theory.* 2018;85:95–105.
 66. Chen CP, Chuang MT, Hsiao YH, Yang YK, Tsai CH. Simulation and experimental study in determining injection molding process parameters for thin-shell plastic parts via design of experiments analysis. *Expert Syst Appl.* 2009;36(7):10752–9.
 67. Chen WL, Huang CY, Hung CW. Optimization of plastic injection molding process by dual response surface method with non-linear programming. *Eng Comput.* 2010;
 68. Chen DC, Huang CK, Lin JW, Chen DC, Huang CK, Lin JW. Warpage Analysis of a Plastic Spur Gear Injection Molding. *Smart Sci.* 2017;
 69. Gao Y, Wang X. Surrogate-based process optimization for reducing warpage in injection molding. 2008;9:1302–9.
 70. Guo W, Hua L, Mao H, Meng Z. Prediction of warpage in plastic injection molding based on design of experiments. 2012;26(4):1133–9.
 71. Azaman MD, Sapuan SM, Sulaiman S, Zainudin ES, Khalina A. Shrinkages and warpage in the processability of wood-filled polypropylene composite thin-walled parts formed by injection molding. *Mater Des.* 2013;52:1018–26.
 72. Oliaei E, Heidari BS, Davachi SM, Bahrami M, Davoodi S, Hejazi I, et al. Warpage and shrinkage optimization of injection-molded plastic spoon parts for biodegradable polymers Using Taguchi, ANOVA and artificial neural network methods. *J Mater Sci Technol.* 2016;32(8):710–20.
 73. Barghash MA. Shrinkage and Warpage Detailed Analysis and Optimization for the Injection Molding Process Using Multistage Experimental Design. 2014;319–34.
 74. Zheng G, Guo W, Wang Q, Guo X. Influence of processing parameters on warpage according to the Taguchi experiment. *J Mech Sci Technol.* 2015;29(10):4153–8.
 75. Kowalska B. Skurcz wtryskowy a zależność p - v - T. *Polimery.* 2007;52(4):280–5.
 76. Santhosh V, Ramesh Babu K. Design and warpage analysis of plastic injection mould.

- IET Conf Publ. 2013;2013(648 CP).
77. Wang C, Shen J, Zhu H. Warpage simulation and optimization for the shell of color liquid crystal display monitor based on Moldflow. 2011 2nd Int Conf Mech Autom Control Eng MACE 2011 - Proc. 2011;924-7.
 78. Gao Y, Wang J, Mao Q. Adaptive geometry and process optimization for injection molding using the Kriging Surrogate Model trained by numerical simulation. *Adv Polym Technol.* 2008;27(1):1-16.
 79. Yu DN, Shao CM, Zhang BY, Han L, Zhou LY. Plasticization of trunk lid and molding parameter optimization. *Appl Mech Mater.* 2013;423-426:2068-73.
 80. Wan Muhamad WNA, Othman MH, Hasan S, Ruslee MF. A study of injection moulding optimum parameters to control shrinkage and warpage of polypropylene-nanoclay hinges samples. *Appl Mech Mater.* 2014;465-466:1011-5.
 81. Liu J, Wang G, Sun B. Injection Molding Flow Simulation of Thin-Walled Slender Tube and Optimization of Combined Cavity. *Appl Mech Mater.* 2010;37-38:559-63.
 82. Azaman MD, Sapuan SM, Sulaiman S, Zainudin ES, Khalina A. Numerical simulation analysis of the in-cavity residual stress distribution of lignocellulosic (wood) polymer composites used in shallow thin-walled parts formed by the injection moulding process. *Mater Des.* 2014;55:381-6.
 83. Nasir SM, Ismail KA, Shayfull Z, Shuaib NA. Comparison between single and multi gates for minimization of warpage using Taguchi method in injection molding process for ABS material. 2014;595:842-51.
 84. Huiyu X, Chongjie L, Weizhi Z. Knowledge and simulation based mold virtual design for long-armed product. In: 2010 International Conference on E-Product E-Service and E-Entertainment. Henan, China: IEEE; 2010. p. 1-4.
 85. Jun-kai Y, Yun-jie XU. Warpage analysis of injection molding based on mold flow. *Adv Mater Res.* 2012;538-541:1192-6.
 86. Zhang W jian, Zhang Q. The application of Moldflow in injection mold design of mobile phone cover. *Adv Mater Res.* 2011;228-229:542-7.
 87. Liu B, Liu XJ, Liao L, Du YB. Analysis and modifying of injection-mold for notebook computer housing by CAE. *Key Eng Mater.* 2010;426-427:568-71.
 88. Reddy KP, Panitapu B. High thermal conductivity mould insert materials for cooling time reduction in thermoplastic injection moulds. *Mater Today Proc.* 2017;4(2):519-26.
 89. Kruszelnicka I, Kramarczyk DG, Poszwa P, Stręk T. Influence of MBBR carriers' geometry on its flow characteristics. *Chem Eng Process - Process Intensif.* 2018;130.
 90. Saifullah ABM, Masood SH. An investigation on warpage analysis in plastic injection moulding. *Adv Mater Res.* 2011;264-265:433-8.
 91. Shayfull Z, Sharif S, Zain M, Saad RM, Fairuz MA. Warpage analysis with straight drilled and conformal cooling channels on front panel housing by using Taguchi method. *Key Eng Mater.* 2014;594-595:593-603.
 92. Shuaib NA. Warpage analysis between straight and conformal cooling channels on thin shallow shell. *Key Eng Mater.* 2014;594-595:676-85.
 93. Heidari BS, Oliaei E, Shayesteh H, Davachi SM, Hejazi I, Seyfi J, et al. Simulation of mechanical behavior and optimization of simulated injection molding process for PLA

- based antibacterial composite and nanocomposite bone screws using central composite design. *J Mech Behav Biomed Mater.* 2017;65:160–76.
94. Mohamed OA, Masood SH, Saifullah ABM, Bhowmik J. Investigation on warpage and sink mark for injection moulded parts using Taguchi method. In: *SPE ANTEC 2016*. Indianapolis: SPE; 2016. p. 1723–8.
 95. Wu M, Li Y, Zhang Z, Xie Y, Chen J. Influence of thermodynamic behavior and technological parameters on warpage of plastic parts. *Boletín Técnico.* 2017;55(12):276–85.
 96. Asyirah BN, Shayfull Z, Nasir SM, Fathullah M, Rashidi MM. Warpage optimisation in injection moulding process using Response Surface Methodology (RSM). *AIP Conf Proc.* 2017;1885:020070-1-020070–2.
 97. Hussin R, Saad RM, Hussin R, Syedi M, Mohd I. An Optimization of Plastic Injection Molding Parameters Using Taguchi Optimization Method. 2012;(March 2014).
 98. Khamis SZ, Othman MH. Numerically design the injection process parameters of parts fabricated with ramie fiber reinforced green composites. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 167. 2017.
 99. Chen XY. An optimized design of injection molding process parameters for supporting-foot plastic part based on CAE. *Adv Mater Res.* 2013;721:648–51.
 100. Chu J, Song R. Thin-wall plastic parts' warpage analysis based on Taguchi method. *Appl Mech Mater Vols.* 2011;80–81:375–8.
 101. Dangayach GS, Kumar D. Reduction in defect rate by Taguchi method in plastic injection molded components. *Adv Mater Res.* 2012;489:269–73.
 102. Deng YM, Wang LZ. Applying a uniform Design of Experiment approach for reducing injection moulding warpage deflection. *Key Eng Mater.* 2010;443:57–62.
 103. Fu S. Optimization of process parameters for injection molding based on Taguchi technique. *Adv Mater Res.* 2012;538–541:1170–4.
 104. Kamber OS. Forming behavior of ABS and PC polymers under plastic injection molding process. *Acta Phys Pol A.* 2018;134(1):365–70.
 105. Guo W, Hua L, Mao H. Winimizing the warpage and sink mark depth in injection-molded thermoplastics. *Adv Mater Res.* 2011;189–193:2081–6.
 106. Hazwan MHM, Shayfull Z, Sharif S, Zainal N, Nasir SM. Optimisation of warpage on plastic injection moulding part with MGSS conformal cooling channels moulds using Response Surface Methodology (RSM). *AIP Conf Proc.* 2017;1835(020038):1–9.
 107. Hazwan MHM, Shayfull Z, Sharif S, Nasir SM, Zainal N. Optimisation of Warpage on plastic injection moulding part using Response Surface Methodology (RSM). *AIP Conf Proc.* 2017;1835(020037):1–9.
 108. He H, Zhu X. Injection molding process parameter optimization of food tray for warpage minimization based on Moldflow. *Appl Mech Mater.* 2012;201–202:1182–5.
 109. Wei H, Yanxin L, Luyt AS, Tiejun G. Manufacturing process of packaging products by orthogonal test HE Wei. *Appl Mech Mater.* 2014;469:305–8.
 110. Hidayah MHN, Shayfull Z, Nasir SM, Fathullah M. Warpage analysis in injection moulding process. *AIP Conf Proc.* 2017;1885(020050):1–12.
 111. Othman MH, Hasan S, Nur W, Wan A, Zakaria Z. Optimising injection moulding

- parameter setting in processing polypropylene-clay composites through Taguchi method. *Appl Mech Mater*. 2013;271–272:272–6.
112. Hilmi M, Amin M, Yulis S. Optimising injection moulding parameters that satisfies part qualities by using Taguchi method. 2012;307–12.
 113. Ibrahim MHI, Manaff MHA, Othman MH, Mustafa N, Masrol SR, Rafai NH. Optimisation of processing condition using Taguchi method on warpage for HDPE-clay composite. *Appl Mech Mater Vol*. 2014;660:28–32.
 114. Fathullah M, Shayfull Z, Shuaib NA, Nasir SM, Manan MSA. Investigation on nylon PA66 side arms using Taguchi and ANOVA analysis in reducing cost of producing urinary catheters. *Int Rev Mech Eng*. 2011;5(7):1278–86.
 115. Chen WC, Liou PH, Chou SC. An integrated parameter optimization system for MIMO plastic injection molding using soft computing. *Int J Adv Manuf Technol*. 2014;73:1465–74.
 116. Idayu N, Sanusi M, Aziz A, Hadzley M. Optimisation of process parameters in linear runner family injection mold using Moldflow simulation software. *ARPN J Eng Appl Sci*. 2016;11(4):2475–82.
 117. Jiang L, Liu H, Hu C, Chen X, Lei Z. Effect of injection molding parameters on residual stress of plastic drawing board. *Adv Mater Res*. 2013;629:576–80.
 118. J. Jin, H.Y. Yu, S. Lv. Optimization of plastic injection molding process parameters for thin-wall plastics injection molding. *Adv Mater Res*. 2009;69–70:525–9.
 119. Mahapatra TR, Panda SK. Characterization of flexural strength, warpage and shrinkage of polypropylene-nanoclay- nanocomposites blend with Gigantochloa. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 226. 2017. p. 012163-1–14.
 120. Kang GJ. Process factor optimization for reducing warpage and shrinkage in injection molding using Design of Experiments. *Appl Mech Mater*. 2014;541–542:359–62.
 121. Na L, Hong-bin L. Injection molding process parameters analysis and optimization depending on Moldflow. *Appl Mech Mater*. 2013;401–403:848–51.
 122. Na L, Hong-bin L, Hai-tao W. The deformation analysis and optimization of the injection molded parts based on the Moldflow and Minitab software. *Adv Mater Res*. 2013;753–755:1180–3.
 123. Li X, Liu H. Optimization of injection molding process parameters based on Taguchi Design of Experiment. *Appl Mech Mater*. 2012;233:335–8.
 124. Li Z, Wang X. A black box method for gate location optimization in plastic injection molding. *Adv Polym Technol*. 2013;32(S1):793–808.
 125. Lee XN, Fathullah M, Shayfull Z, Nasir SM, Hazwan MHM, Shazzuan S. Warpage optimization on a mobile phone case using Response Surface Methodology (RSM). *AIP Conf Proc*. 2017;1885:020062–1–020062–8.
 126. Gao Y, Wang X. An effective warpage optimization method in injection molding based on the Kriging model. *Int J Adv Manuf Technol*. 2008;37:953–60.
 127. Ma J, Liao X, Xia W, Yan X. Hyperparameter estimation based on Gaussian process and its application in injection molding. *Adv Mater Res*. 2011;328–330:524–9.
 128. Liu QQ, Hua L, Guo W. Influence of process parameters on plastic injection molding of automobile interior trim. *Adv Mater Res*. 2011;189–193:1675–80.

129. Nguyen TK, Hwang CJ, Lee B kee. Numerical investigation of warpage in insert injection-molded lightweight hybrid products. *Int J Precis Eng Manuf.* 2017;18(2):187–95.
130. Nie Y, Zhang H, Niu J. Optimization of the injection molding process parameters based on Moldflow and orthogonal experiment. *Key Eng Mater.* 2013;561:239–43.
131. Othman MH, Shamsudin S, Hasan S. The effects of parameter settings on shrinkage and warpage in injection molding through CADMOULD 3D-F simulation and Taguchi method. *Appl Mech Mater.* 2012;229–231:2536–40.
132. Othman MH, Hasan S, Rasli S. The effect of parameter detting towards the processing of hinges test samples through Cadmould 3D-F injection moulding simulation. *Appl Mech Mater.* 2013;315:171–5.
133. Othman MH, Hasan S, Ibrahim MHI, Khamis SZ. Optimum injection moulding processing condition to reduce shrinkage and warpage for polypropylene-nanoclay-bamboo fibre with compatibilizer. *Mater Sci Forum.* 2017;889:51–5.
134. Norshahira R, Shayfull Z, Nasir SM, Fathullah M. Warpage optimisation on thin shell part by using Response Surface Methodology (RSM). *AIP Conf Proc.* 2017;1885(020213):1–12.
135. Fathullah M, Shayfull Z, Shuaib NA, Nasir SM. Optimal process conditions of warpage with thin-shallow features molded with pin-point gating system. *Int Rev Mech Eng* [Internet]. 2011;(April 2014). Available from: <https://www.researchgate.net/publication/261723198%0AOptimal>
136. Shuaib NA, Nasir M, Saad M, Fathullah M, Bahari MS. Optimization on parameter settings in determining warpage factors of a side- gated thin shallow part injection molding for PP , ABS & PC + ABS materials. *Int Rev Mech Eng.* 2012;6(4):865–70.
137. Tian M, Gong X, Yin L, Li H, Ming W, Zhang Z, et al. Multi-objective optimization of injection molding process parameters in two stages for multiple quality characteristics and energy efficiency using Taguchi method and NSGA-II. *Int J Adv Manuf Technol.* 2017;89:241–54.
138. Safuan NS, Fathullah M, Shayfull Z, Nasir SM. Warpage minimization on wheel caster by optimizing process parameters using Response Surface Methodology. *AIP Conf Proc.* 2017;1885:020040-1-020040–6.
139. Huang F, Gu J, Xu J. The optimum method on injection molding condition based on RBF network and ant colony algorithm. In: *GEC '09: Proceedings of the first ACM/SIGEVO Summit on Genetic and Evolutionary Computation.* 2009. p. 835–8.
140. Sow CK, Fathullah M, Shayfull Z, Nasir SM, Shazzuan S, Sow CK, et al. An analysis warpage minimization on nylon side arm using Response Surface Methodology (RSM): an analysis. *AIP Conf Proc.* 2017;1885:020143-1-020143–8.
141. Song Y, Li X, Gong N. Effect of injection parameters on warpage and sink index of high-gloss injection parts. *Key Eng Mater.* 2014;621:88–93.
142. Sun Q, Wang M, Pan R, Xin W, Lv H. Analysis of warpage and optimization of parameter for thin-wall plastic part Moldflow-based software. *Appl Mech Mater.* 2013;377:133–7.

143. Shuaib NA, Nasir SM, Fathullah M, Shayfull Z, Manan MSA. The Influence of Different Mold Temperature on Warpage in a Thin Shallow Injection Molding Process. *Int Rev Mech Eng.* 2012;6(1):11–6.
144. Sun B, Chen Z, Gu B, Huang X. Injection molding process parameter optimization for warpage minimization based on Uniform Design of Experiment. *Appl Mech Mater Vols.* 2010;37–38:570–5.
145. Sun B, Deng Y, Gu B, Huang X. Optimization of process parameters for warpage minimization on injection molding thin-walled parts. *Appl Mech Mater.* 2012;101–102:525–9.
146. Wang F, Chen Z. research on process optimization of thin-wall plastics injection based on Moldflow and orthogonal experiment. *Adv Mater Res.* 2012;399–401:1646–9.
147. Shayfull Z, Fathullah M, Nasir SM, Shuaib NA, Manan MSA. Warpage analyses on thin plate in three-plate mold by Taguchi method and Analysis of Variance (ANOVA) for PC , ABS and PC / ABS. *Int Rev Mech Eng.* 2012;6(1):1–8.
148. Xu Y, Zhang QW, Zhang W, Zhang P. Optimization of injection molding process parameters to improve the mechanical performance of polymer product against impact. *Int J Adv Manuf Technol.* 2015;76(9–12):2199–208.
149. Nasir SM, Shuaib NA, Shayfull Z, Fathullah M, Hamidon R. Warpage analysis on thin plate by Taguchi method and Analysis of Variance (ANOVA) for PC , PC / ABS and ABS Materials. *Int Rev Mech Eng.* 2011;5(6):1125–31.
150. Nasir SM, Shuaib NA, Shayfull Z, Fathullah M, Nooraizedfiza Z. Warpage optimization on ultra thin plate in three plate mold for PP, ABS & ABS+PC materials by using Taguchi method. *Int Rev Mech Eng.* 2012;6(3):372–8.
151. Yang SC, Tsai FC, Mao TF, Benna AG, Huang LY. Optimization of injection molding parameters for plastic part using. *Adv Mater Res.* 2012;421:440–3.
152. Yasiin A, Fathullah M, Shayfull Z, Nasir SM, Hazwan MHM, Shazzuan S. Applying Response Surface Methodology (RSM) in optimizing warpage of a thin injection moulded part. *AIP Conf Proc.* 2017;1885:020144-1-020144–7.
153. Zang M, Wang T, Liu C, Zhao Y. Optimization design of stack package warpage based on Moldflow software. *Adv Mater Res.* 2013;605–607:34–7.
154. Yu DN, Shao CM, Han L, Zhang BY, Zhou LY. Optimization of plastic trunk lid molding parameters based on ANN. *Adv Mater Res.* 2014;933:623–8.
155. Ahmad AH, Leman Z, Azmir MA, Muhamad KF, Harun WSW, Juliawati A, et al. Optimization of warpage defect in injection moulding process using ABS material. *Proc - 2009 3rd Asia Int Conf Model Simulation, AMS 2009.* 2009;470–4.
156. Azaman MD, Sapuan SM, Sulaiman S, Zainudin ES, Khalina A. Numerical simulation analysis of unfilled and filled reinforced polypropylene on thin-walled parts formed using the injection-moulding process. *Int J Polym Sci.* 2015;(659321):1–8.
157. Santos JD, Fajardo JI, Cuji AR, García JA, Garzón LE, López LM. Experimental evaluation and simulation of volumetric shrinkage and warpage on polymeric composite reinforced with short natural fibers. *Front Mech Eng.* 2015;10(3):287–93.
158. Alkaabneh FA, Barghash M, Mishael I. A combined analytical hierarchical process (AHP) and Taguchi experimental design (TED) for plastic injection molding process

- settings. *Int J Adv Manuf Technol*. 2013;66:679–94.
159. Chen D, Lu G, He L, Li W, Yuan J. Warpage of injection-molded automotive B pillar trim fabricated with ramie fiber-reinforced polypropylene composites. *J Reinf Plast Compos*. 2015;34(14):1144–52.
 160. Chuang MT, Yang YK, Hsiao YH. Modeling and optimization of injection molding process parameters for thin-shell plastic parts. *Polym Plast Technol Eng*. 2009;48:745–753.
 161. Chuang M tsan, Yang YK. Simulation study on optimization of injection molding process for thin-shell plastic parts via the Taguchi method and grey relational analysis. *Int Polym Process*. 2009;24:51–8.
 162. He H, Wu F, Deng Y, Province Z. Injection molding process parameter optimization for warpage minimization based on Moldflow. *Appl Mech Mater*. 2012;102:254–7.
 163. Liu C, Huang X, Wu Q, He H, Li Y. Effect of Process Parameters on Warpage of Printer Board with Metal-Insert. *Adv Mater Res*. 2014;1004–1005:1141–6.
 164. Sandu IL, Fetecau C. Effects of Injection Process Parameters on the Warpage of Thin-walled Plastic Parts. *Mater Plast*. 2011;48(4):315–21.
 165. Zakaria AN, Azlan MZ, Shayfull Z, Roselina S, Nasir SM. Optimal injection process parameter analysis for front panel housing using Response Surface Methodology. *AIP Conf Proc*. 2017;1885:020169-1-020169–8.
 166. Zhang Y, Deng Y, Sun B, Zhang Y, Deng Y, Sun B. Injection molding warpage optimization based on a mode-pursuing sampling method. *Polym Technol Eng ISSN*. 2009;48(7):767–74.
 167. Li Q, Li L, Si X, Rongji W. Modeling the effect of injection molding process parameters on warpage using neural network theory. *J Macromol Sci Part B Phys*. 2015;54(9):1066–80.
 168. Demirer A, Soydan Y, Kapti AO. An experimental investigation of the effects of hot runner system on injection moulding process in comparison with conventional runner system. *Mater Des*. 2007;28(5):1467–76.
 169. Chen CC, Su PL, Lin YC. Analysis and modeling of effective parameters for dimension shrinkage variation of injection molded part with thin shell feature using response surface methodology. *Int J Adv Manuf Technol*. 2009;45(11–12):1087–95.
 170. Chang T, Zhu H, Wu H. The prediction method on warpage of injection molded parts. *Adv Mater Res*. 2011;317–319:211–4.
 171. Zhang QW, Xu YJ, Zhang WH, Wang J. Integrative analysis of the injection molding process and mechanical behavior of plastic part. *Adv Mater Res*. 2013;705:181–6.
 172. Moayyedean M, Abhary K, Marian R. Optimization of injection molding process based on fuzzy quality evaluation and Taguchi experimental design. *CIRP J Manuf Sci Technol*. 2018;21:150–60.
 173. Gou G, Xie P, Yang W, Ding Y. Online measurement of rheological properties of polypropylene based on an injection molding machine to simulate the injection-molding process. *Polym Test*. 2011;30(8):826–32.
 174. Jiang QS, Liu HS, Xiao QW, Chou SF, Xiong AH, Nie HR. Three-dimensional numerical simulation of total warpage deformation for short-glass-fiber-reinforced

- polypropylene composite injection-molded parts using coupled FEM. *J Polym Eng.* 2018;38(5):493–502.
175. Fu J, Ma Y. Mold modification methods to fix warpage problems for plastic molding products. *Comput Aided Des Appl.* 2016;4360(December 2015).
 176. Rahim SZA, Sharif S, Azlan MZ. Improving the Quality and Productivity of Molded Parts with a New Design of Conformal Cooling Channels for the Injection Molding Process. *Adv Polym Technol.* 2016;35(1):21524(1-10).
 177. Wang X, Li Z, Gu J, Ruan S, Shen C, Wang X. Reducing service stress of the injection-molded polycarbonate window by optimizing mold construction and product structure. *Int J Adv Manuf Technol.* 2016;86:pages1691–1704.
 178. Dawson A, Rides M, Allen CRG, Urquhart JM. Polymer-mould interface heat transfer coefficient measurements for polymer processing. *Polym Test.* 2008;27(5):555–65.
 179. Shiroud B, Mohammad S, Hedayati A. Optimization simulated injection molding process for ultrahigh molecular weight polyethylene nanocomposite hip liner using response surface methodology and simulation of mechanical behavior. *J Mech Behav Biomed Mater.* 2018;81(February):95–105.
 180. Xie P, Yang H, Zhao Y, Yu W, Cheng L, Yang W, et al. Carbide-bonded graphene coating of mold insert for rapid thermal cycling in injection molding. *Appl Therm Eng.* 2017;122:19–26.
 181. Postawa P. Skurcz przetwórczy wyprasek a warunki wtryskiwania. *Polimery/Polymers.* 2005;50(3):201–7.
 182. Yang Y, Yang B, Zhu S, Chen X. Online quality optimization of the injection molding process via digital image processing and model-free optimization. *J Mater Process Technol.* 2015;226:85–98.
 183. Hopmann C, Sch M, Nikoleizig P. Minimisation of warpage for injection moulded parts with reversed thermal mould design. *AIP Conf Proc.* 2016;1779:020016-1-020016–5.
 184. Hopmann C, Nikoleizig P, Dornebusch H, Schneppe T. Minimization of Warpage for Injection Molded Parts by Inverse Thermal Mold Design. 2018;110–6.
 185. Fernandes C, Pontes AJ, Viana JC. Using multi-objective evolutionary algorithms for optimization of the cooling system in polymer injection molding. *Intern Polym Process.* 2012;27(2):213–23.
 186. Chung CY. Integrated optimum layout of conformal cooling channels and optimal injection molding process parameters for optical lenses. *Appl Sci.* 2019;9(20).
 187. Huszar M, Belblidia F, Davies HM, Arnold C, Bould D, Sienz J. Sustainable injection moulding : The impact of materials selection and gate location on part warpage and injection pressure. *Sustain Mater Technol.* 2015;5:1–8.
 188. Chang Y, Huang ST, Huang SW, Chen SC, Huang CT, Chen MC, et al. Warpage management using three dimensional thickness control method in injection molding. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc.* 2009;4:2429–35.
 189. Huang CT, Yeh CJ, Lin GG, Jong WR. Optimizing the warpage of injection molding parts using 3D volume shrinkage compensation method. *Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc.* 2017;2017-May:1575–80.

190. Zwicke F, Behr M, Elgeti S. Predicting shrinkage and warpage in injection molding: Towards automatized mold design. *AIP Conf Proc.* 2017;1896.
191. Wu CY, Ku CC, Pai HY. Injection molding optimization with weld line design constraint using distributed multi-population genetic algorithm. *Int J Adv Manuf Technol.* 2011;52(1–4):131–41.
192. Studer M. Minimization of part warpage in injection molding through ideal wall thickness distribution. *Auslegung und Simulation von temperaturbeanspruchten Kunststoffbauteilen.* 2014.
193. Studer M, Ehrig F. Reduktion von formteilverzug beim spritzgießen durch optimale wanddickenverteilung - Eine machbarkeitsstudie. *Zeitschrift Kunststofftechnik/Journal Plast Technol.* 2013;9(5):209–52.
194. Studer M, Ehrig F. Minimizing part warpage in injection molding by optimizing wall thickness distribution. *Adv Polym Technol.* 2014;33(S1):1–15.
195. Nian SC, Wu CY, Huang MS. Warpage control of thin-walled injection molding using local mold temperatures. *Int Commun Heat Mass Transf.* 2015;61(1):102–10.
196. Kang GJ, Park CH, Choi DH. Metamodel-based design optimization of injection molding process variables and gates of an automotive glove box for enhancing its quality. *J Mech Sci Technol.* 2016;30(4):1723–32.
197. Wang X, Li H, Gu J, Li Z, Ruan S, Shen C, et al. Pressure Analysis of Dynamic Injection Molding and Process Parameter Optimization for Reducing Warpage of Injection Molded Products. *Polymers (Basel).* 2017;9(3).
198. Wang X, Gu J, Shen C, Wang X. Warpage optimization with dynamic injection molding technology and sequential optimization method. *Int J Adv Manuf Technol.* 2015;78(1–4):177–87.
199. Kitayama S, Miyakawa H, Takano M, Aiba S. Multi-objective optimization of injection molding process parameters for short cycle time and warpage reduction using conformal cooling channel. *Int J Adv Manuf Technol.* 2017;88:1735–44.
200. Abdellah El-Hadj A, Abd Rahim SZ, Mat Saad MN, Tan CL. Cooling Analysis of Cylindrical Void Method for an Injection Mould in Injection Moulding Process. *Arab J Sci Eng.* 2020;45(7):5285–94.
201. Goktas M, Guldaz A. Production of plastic injection molds with conformal cooling channels by laminated brazing method. *Gazi Univ J Sci.* 2020;33(3):780–9.
202. Hopmann C, Theunissen M, Schneppe T, Schmitz M. Automatic cooling channel design for injection moulds. *AIP Conf Proc.* 2019;2139(August).
203. Wei Z, Wu J, Shi N, Li L. Review of conformal cooling system design and additive manufacturing for injection molds. *Math Biosci Eng.* 2020;17(5):5414–31.
204. Agazzi A, Sobotka V, Legoff R, Jarny Y. Uniform cooling and part warpage reduction in injection molding thanks to the design of an effective cooling system. *Key Eng Mater.* 2013;554–557:1611–8.
205. Muszyński P, Mrozek K, Poszwa P. Selected methods of injection molds cooling. *Mechanik.* 2016;(8–9):996–1000.
206. Song Z, Liu S, Wang X, Hu Z. Optimization and prediction of volume shrinkage and warpage of injection-molded thin-walled parts based on neural network. *Int J Adv*

- Manuf Technol. 2020;109(3–4):755–69.
207. Jong WR, Huang YM. Application of transfer learning of CAE to the training of neural networks of different injection products. In: SPE ANTEC 2019. 2019.
 208. Ray S. Autodesk Moldflow - Research & Development. In Autodesk Inc.; 2017.
 209. Fu J, Ma Y. A method to predict early-ejected plastic part air-cooling behavior towards quality mold design and less molding cycle time. Robot Comput Integr Manuf. 2019;56(March 2017):66–74.
 210. Fan Z, Speight R. Deformation and stress prediction of injection molded components after being mounted into designed position. Annu Tech Conf - ANTEC, Conf Proc. 2018;2018-May(June).
 211. Natalini M, Sasso M, Amodio D. Comparison of numerical and experimental data in multi-objective optimization of a thermoplastic molded part. Intern Polym Process. 2013;28(1):84–106.
 212. Chemical E. Eastman polymers - processing and mold design guidelines. Eastman Chemical Company; 2011. p. 44.
 213. Bayer MaterialScience. Part and Mold Design - A Design Guide [Internet]. 2000. 174 p. Available from: <http://www.bayer.com/polymers-usa>
 214. Poszwa P, Brzęk P, Szostak M. Wpływ parametrów nastawnych i geometrii układu dolotowego na nagrzewanie wskutek ścinania. Mechanik. 2018;(1):36–8.
 215. Ilinca F, Hetu JF. Three-dimensional Filling and Post-filling Simulation of Polymer Injection Molding. Int Polym Process J Polym Process Soc. 2001;16(3):291–301.
 216. Khan M, Afaq SK, Khan NU, Ahmad S. Cycle time reduction in injection molding process by selection of robust cooling channel design. ISRN Mech Eng. 2014;(968484):1–8.
 217. Mohan M, Ansari MNM, Shanks RA. Review on the effects of process parameters on strength, shrinkage, and warpage of injection molding plastic component. Polym - Plast Technol Eng. 2017;56(1):1–12.
 218. Chen JY, Liu CY, Huang MS. Enhancement of injection molding consistency by adjusting velocity/pressure switching time based on clamping force. Int Polym Process. 2019;34(5):564–72.
 219. Chen JY, Liu CY, Huang MS. Tie-bar elongation based filling-to-packing switchover control and prediction of injection molding quality. Polymers (Basel). 2019;11(7).
 220. Chang HJ, Su ZM. Optimizing glass fiber molding process design by reverse warping. Materials (Basel). 2020;13(5).
 221. Michii T, Seto M, Yamabe M, Kubota Y, Aoki G, Ohtsuka H. Study on warpage behavior and filler orientation during injection molding. Intern Polym Process. 2008;23(5):419–29.
 222. Kovács JG, Solymossy B. Effect of Glass Bead Content and Diameter on Shrinkage and Warpage of Injection-Molded PA6. Polym Eng Sci. 2009;49:2218–24.
 223. Scantamburlo A, Gazzola L, Sorgato M, Lucchetta G, Scantamburlo A, Gazzola L, et al. Influence of Injection Molding Process Parameters on Fiber Concentration Distribution in Long Glass Fiber Reinforced Polypropylene. AIP Conf Proc 1960. 2018;020026.

224. Chang YH, Wei TH, Chen SC, Lou YF. The investigation on PVT control method establishment for scientific injection molding parameter setting and its quality control. *Polym Eng Sci.* 2020;(August):1–13.
225. Packing Optimization. In: Autodesk Simulation Moldflow Insight Advanced Flow – Practice Manual. 2013.
226. Autodesk. Autodesk Simulation Moldflow Insight Fundamentals – Theory and Concepts Manual. San Rafael, CA. 94903, USA; 2014.
227. Van Rossum, Guido and Drake FL. Python 3 Reference Manual. CreateSpace; 2009.
228. H-vetinari JRWM jbrockmendel; JV den BTAPCSH gfyong; SMRAKTPJTCSWASN patrick; MGJ. pandas-dev/pandas: Pandas. Zenodo; 2021.
229. Hunter JD. Matplotlib: A 2D graphics environment. *Comput Sci Eng.* 2007;9(3):90–5.
230. Harris CR, Millman KJ, van der Walt SJ, Gommers R, Virtanen P, Cournapeau D, et al. Array programming with NumPy. *Nature [Internet].* 2020;585(7825):357–62. Available from: <https://doi.org/10.1038/s41586-020-2649-2>
231. Virtanen P, Gommers R, Oliphant TE, Haberland M, Reddy T, Cournapeau D, et al. SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python. *Nat Methods [Internet].* 2020;17(3):261–72. Available from: <https://doi.org/10.1038/s41592-019-0686-2>
232. Pedregosa F, Varoquaux G, Gramfort A, Michel V, Thirion B, Grisel O, et al. Scikit-learn: Machine Learning in Python. *J Mach Learn Res [Internet].* 2011;12(85):2825–30. Available from: <http://jmlr.org/papers/v12/pedregosa11a.html>
233. Li H, Liu K, Zhao D, Wang M, Li Q, Hou J. Multi-objective optimizations for microinjection molding process parameters of biodegradable polymer stent. *Materials (Basel).* 2018;11(11).