



POLITECHNIKA CZĘSTOCHOWSKA

**WYDZIAŁ INŻYNIERII PRODUKCJI I TECHNOLOGII
MATERIAŁÓW**

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Mateusz Wasilewski

**Analiza teoretyczno – doświadczalna procesu ciągnienia na korku
swobodnym precyzyjnych rurek cienkościennych ze stopu CuBe2**

Promotor: dr hab. inż. Maciej Suliga, prof. PCz.

Częstochowa 2025

*Mojej ukochanej Żonie – Izie
za Jej nieustanną obecność, wsparcie i wyrozumiałość.
Dzięki Tobie dotrwałem do tego momentu.*

*Moim wspaniałym Córkom – Weronice i Gabrieli,
aby zawsze pragnęły wiedzieć.*

Spis treści

Streszczenie	5
Wykaz ważniejszych oznaczeń.....	6
1. Wprowadzenie	7
2. Przegląd literatury	9
2.1. Charakterystyka wyrobów metalowych ze stopów miedzi.....	9
2.2. Podstawowe zagadnienia z zakresu ciągnięcia rurek	19
2.3. Tarcie i smarowanie w procesie ciągnięcia	41
2.4. Technologia wytwarzania rurek cienkościennych metodą ciągnięcia.....	48
3. Teza cel i zakres pracy	53
4. Materiał i technologia ciągnięcia.....	56
4.1. Materiał i obróbka cieplna	56
4.2. Technologia ciągnięcia	61
5. Badania reologiczne smarów	66
5.1. Własności badanych środków smarnych	66
5.2. Ocena termograwimetryczna (TGA) środków smarnych	68
5.3. Badanie lepkości dynamicznej smarów	73
6. Analiza parametrów procesu ciągnięcia	83
6.1. Metodyka pomiaru parametrów procesu ciągnięcia	84
6.2. Analiza wpływu rodzaju smaru na proces ciągnięcia.....	87
6.3. Analiza wpływu geometrii korka na proces ciągnięcia	92
6.4. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na proces ciągnięcia	100
7. Analiza chropowatości powierzchni	105
7.2. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na chropowatość powierzchni rurki.....	112

8. Analiza własności mechanicznych precyzyjnych rurek cienkościennych.....	117
8.1. Metodologia pomiarów	118
8.2. Analiza wpływu rodzaju smaru na własności mechaniczne rurek	119
8.3. Analiza wpływu geometrii korka na własności mechaniczne rurek.....	122
8.4. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na własności mechaniczne rurek	126
9. Matematyczne modelowanie procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym	131
9.1. Opracowanie modelu sprężysto-plastycznego stopu brązu berylowego CuBe ₂ ...	131
9.2. Opracowanie granicznych wartości kryterium pęknięcia dla badanego materiału ..	136
9.3. Warunki brzegowe przyjęte do procesu ciągnięcia	141
9.4. Analiza wyników symulacji komputerowych procesu ciągnięcia rurek	143
Podsumowanie	171
Wnioski.....	177
Literatura.....	178

Streszczenie

Rozwój technologiczny oraz zmieniające się potrzeby przemysłu, stawiają przed producentami ciągle wyzwania, związane z produkcją wyrobów, o coraz lepszych właściwościach użytkowych, z materiałów trudno- odkształcalnych, takich jak brąz berylowy CuBe2.

Niniejsza praca stanowi kompleksowe opracowanie dotyczące procesu ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu CuBe2. Obejmuje zarówno podstawy technologiczne, jak i szczegółowe wyniki badań eksperymentalnych wraz z porównaniem, z modelowaniem matematycznym tychże procesów. W pracy opisano zjawiska zachodzące podczas deformacji materiału, omówiony został materiał użyty do badań, jego skład chemiczny oraz właściwości fizyczne wynikające z wcześniejszych obróbek. W kolejnych rozdziałach przedstawiono technologię ciągnięcia, skupiając się na geometrii narzędzi, prędkości ciągnięcia, temperaturze oraz wybranych środkach smarnych. Jednym z kluczowych zagadnień stało się smarowanie – jego rola w redukcji oporów odkształcenia, zapobieganiu uszkodzeniom powierzchni oraz wpływ na efektywność ciągnięcia, odgrywające z punktu widzenia ekonomiczności produkcji kluczową rolę. Autor szeroko omówił właściwości reologiczne stosowanych środków smarnych, wskazując, w jaki sposób lepkość, płynięcie czy reakcje termiczne (analizowane metodą TGA) wpływają na przebieg procesu.

W dalszej części pracy skoncentrowano się na analizie parametrów mechanicznych, których kształtowanie następowało na skutek zmiany parametrów procesowych: rodzaju smaru, geometrii narzędzi oraz prędkości ciągnięcia. Uwzględniono wpływ tych zmiennych, na jakość powierzchni ultracienkich rurek, w tym chropowatość powierzchni oraz zmiany właściwości mechanicznych. Wyniki badań materiałowych obejmowały pomiary twardości, wytrzymałości na rozciąganie, granicy plastyczności oraz wydłużenia całkowitego.

W rozdziale kończącym rozprawę omówiono matematyczne modelowanie procesu ciągnięcia rurek ze stopu CuBe2. Parametry modelu zostały zweryfikowane na podstawie przemysłowych prób ciągnięcia, co pozwala stwierdzić, że symulacje procesu ciągnięcia można wykorzystać przy opracowywaniu nowych procesów technologicznych w Centrum Kompetencji Rurek WIKAPOLSKA SGF. Autor podkreśla, że integracja wyników eksperymentu z modelowaniem numerycznym stanowi klucz do optymalizacji badanych procesów.

Wykaz ważniejszych oznaczeń

σ	-	naprężenie ciągnięcia, MPa
σ_z	-	naprężenie wzdłużne, MPa
σ_p	-	naprężenie uplastyczniające, MPa
ε	-	odkształcenie rzeczywiste, -
ε_c	-	całkowite odkształcenie zastępcze, -
$\dot{\varepsilon}$	-	prędkość odkształcenia, s ⁻¹
v	-	prędkość ciągnięcia, m/min
α	-	kąt pochylenia części roboczej ciągadła, °
β	-	kąt pochylenia części roboczej korka, °
$R_{p0,2}$	-	umowna granica plastyczności, MPa
R_m	-	wytrzymałość na rozciąganie, MPa
A_c	-	wydłużenie całkowite, %
HV005	-	twardość, HV005
T	-	temperatura, °C
F	-	siła ciągnięcia, F
R_w	-	promień wewnętrzny rurki, mm
R_z	-	promień zewnętrzny rurki, mm
g	-	grubość ścianki, mm

1. Wprowadzenie

Firma WIKA Polska SGF to wiodący producent w dziedzinie pomiaru ciśnienia, temperatury, poziomu, siły, przepływu, a także kalibracji urządzeń SF₆. Produkuje około 31 mln przyrządów pomiarowych rocznie. W związku z intensywnym rozwojem produkcji, w myśl szczupłych systemów zarządzania Lean Manufacturing, firma w doskonały sposób rozpoznaje potrzeby związane z organizacją i optymalizacją produkcji, zwracając szczególną uwagę na newralgiczne elementy łańcucha dostaw.

W latach 80 XX wieku bardzo popularnym zjawiskiem czołowych światowych organizacji stały się słowa outsourcing oraz insourcing. Oba pojęcia choć różniące się od siebie wyznaczały kierunek działania wielu firm. W związku z tym organizacje dokonywały analiz potrzeb i możliwości wytyczając strategię własnego rozwoju w oparciu o analizę ryzyka, we wspomnianych wcześniej łańcuchach dostaw.

W Grupie WIKA wynikiem podobnej analizy okazała się produkcja własna ultracienkich rurek ze stopów metali nieżelaznych, z których wykonywane są sprężyny Bourdon'a, wchodzące w skład każdego mechanicznego urządzenia pomiarowego. Z racji tego, że firma WIKA jest światowym liderem produkcji urządzeń pomiarowych, to portfolio potrzeb klientów, a przez to produktów jest nieustannie rozwijane. Produkcja własna – insourcing – kluczowych elementów wchodzących w skład manometrów wydaje się być zatem fundamentalna. Pozwala zachować całkowitą elastyczność w odpowiedzi na potrzeby klientów z całego świata.

Wraz z rozwojem i zmianami potrzeb klientów pojawiają się wyzwania związane z wytwarzaniem coraz bardziej wymagających technologicznie ultracienkich rurek z materiałów dotąd nierozpowszechnionych. Utrzymanie wymogów jakościowych i wzrost wymagań dotyczących własności mechanicznych rurek, przy jednoczesnej poprawie warunków ekonomicznych wytwarzania stanowi najistotniejszy aspekt działalności Centrum Kompetencji Rurek firmy WIKA Polska SGF.

Firma z powodzeniem wdrożyła popularne procesy ciągnięcia rurek prostych oparte na ciągnięciu na korku cylindrycznym oraz procesy ciągnięcia na korku swobodnym dla średnic większych niż 3,5mm z materiałów powszechnie znanych – brąz CuSn8 oraz mosiądz CuZn37. Wyzwaniem natomiast okazał się brąz berylowy CuBe₂, który przy zejściu do średnic mniejszych niż 3mm uniemożliwia bezpośrednie wykorzystanie wiedzy i wyników badań dla wspomnianych wcześniej procesów ciągnięcia. Jednoznacznie wskazuje to zatem na słuszność podjęcia ukierunkowanych

badania w tym zakresie. Badania postanowiono prowadzić dla rurek średnic mniejszych niż 3mm oraz grubości ścianek mniejszych niż 0,2mm. Największą trudnością w osiągnięciu potrzebnych rurek jest brak kryteriów doboru parametrów procesu, a większość testów wykonywanych jest metodą „prób i błędów”, która charakteryzuje się niedoskonałością i niską efektywnością na wielu płaszczyznach.

W związku z intensywnym rozwojem technik symulacji komputerowych procesów przemysłowych, słusznym wydaje się rozwój metod pozwalających w warunkach nieprodukcyjnych pozwolić inżynierom tworzącym te procesy znaleźć optymalne warunki ciągnięcia rurek, bez potrzeby zajmowania czasu kosztownych maszyn i urządzeń produkcyjnych, testami z wykorzystaniem metody „prób i błędów”, często wynikających z ich indywidualnego doświadczenia.

Celem pracy jest zatem znalezienie modelu pozwalającego symulowanie warunków procesu, umożliwiającego minimalizację pracy sił tarcia poprzez dobór odpowiednich środków smarnych w procesie ciągnięcia, wyznaczenia efektywnej prędkości ciągnięcia oraz znalezienie optymalnej geometrii narzędzi, dla których spełnione zostaną warunki jakościowe oraz ekonomiczne procesu ciągnięcia.

Niniejsza praca stanowi zatem próbę wypełnienia luki w obecnym stanie wiedzy, w zakresie ustalania warunków symulacji komputerowych, pozwalających wykorzystywać różnorodne środki smarne w połączeniu z analizą wpływu geometrii narzędzi oraz wpływu prędkości ciągnięcia na proces ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu CuBe2 na korku swobodnym.

Na podstawie przesłanek teoretycznych i wyników wstępnych badań własnych można przyjąć tezę, że istnieją takie parametry reprezentujące warunki procesu ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu brązu berylowego, dla których możliwe będzie wykonanie symulacji komputerowych, przy jednoczesnym porównaniu z przemysłowymi próbami ciągnięcia.

Ustalenie tych warunków pozwoli na szybsze wdrażanie nowych procesów ciągnięcia w warunkach przemysłowych bez ponoszenia kosztów pojawiających się z wykorzystaniem metody „prób i błędów”.

2. Przegląd literatury

2.1. Charakterystyka wyrobów metalowych ze stopów miedzi

Miedź należy do nielicznych metali występujących w przyrodzie w formie czystej, metalicznej. Była jednym z pierwszych metali wykorzystywanych przez człowieka – już około 8500 r. p.n.e., gdzie służyła do wyrobu przedmiotów codziennego użytku, ceremonialnych oraz produkcyjnych, takich jak lustra, posągi czy naczynia. W 2018 roku światowe zużycie miedzi rafinowanej wyniosło około 27,7 mln ton [1, 2]. Miedź łatwo tworzy stopy z wieloma, powszechnie znanymi, pierwiastkami metalicznymi, głównie cynkiem, niklem, aluminium, krzemem, manganem, żelazem, kobaltem i chromem – zarówno pojedynczo, jak i w kombinacjach [3]. Głównym celem dodawania pierwiastków stopowych do miedzi jest zwiększenie wytrzymałości i odporności na mięknięcie bez utraty jej naturalnych właściwości. Wyróżniamy wiele rodzajów stopów miedzi, m.in.: mosiądz, brąz, stopy na bazie krzemu czy berylu [4]. W produkcji gotowych wyrobów można je formować na zimno, spłaszczać, ciągnąć drut, giąć, tłoczyć, obrabiać skrawaniem, karbować i wybijać. Ponadto, miedź nadaje się do standardowych operacji obróbki cieplnej i czyszczenia. Można ją pokrywać niemal wszystkimi standardowymi materiałami powłokowymi, takimi jak: cyna, złoto, srebro i nikiel [5]. Obecnie, miedź oraz jej stopy znajdują szerokie zastosowanie w produkcji komponentów technicznych i użytkowych, które istotnie wpływają na poprawę jakości życia. W niniejszym rozdziale przedstawiono szczegółową charakterystykę wyrobów metalowych, wykonanych z miedzi oraz jej stopów, uwzględniając ich właściwości fizykochemiczne, metody obróbki, klasyfikację oraz szerokie spektrum zastosowań w różnych gałęziach przemysłu.

Miedź to metal szlachetny, który występuje w przyrodzie zarówno w czystej postaci, jak i w różnych rudach. Do najczęściej spotykanych rud miedzi należą: kupryt, malachit, azuryt, chalkopiryt, chalkozyn i bornit [6], zawartość Cu w tych rudach wynosi zazwyczaj od 0,5% do 5% masy. Proces produkcyjny jest skomplikowany i rozpoczyna się od wydobywania rudy i kończy się uzyskaniem arkusza o czystości nawet 99,99% [7]. Istnieją dwa podstawowe sposoby wydobywania miedzi: wydobywanie powierzchniowe i podziemne. Ze względu na to, że metal ten występuje w stosunkowo niskich stężeniach na dużych obszarach, wydobywanie powierzchniowe lub odkrywkowe jest dominującą metodą stosowaną na świecie [8]. Miedź metaliczną pozyskuje się z wymienionych rud,

głównie dwiema metodami, tj. metodą suchą (hutniczą) poprzez prażenie i wytapianie oraz metodą moką z zastosowaniem elektrochemii. Otrzymaną miedź surową poddaje się dalej procesowi elektrolitycznej rafinacji. Ponad 50% światowej produkcji pochodzi z Chile, USA i Kanady.

Miedź jest czerwonym metalem o strukturze krystalicznej centrowanej na ścianach. Jest plastyczna, ciągliwa i stanowi doskonały przewodnik zarówno ciepła, jak i elektryczności. Znajduje się w grupie Ib układu okresowego pierwiastków, wraz ze srebrem i złotem. Metal ten ma niską reaktywność chemiczną. Czysta miedź zazwyczaj dobrze znosi działanie czynników atmosferycznych dzięki swojej naturalnej odporności na korozję, jednak w wilgotnym i zasolonym środowisku, może ulegać stopniowemu niszczeniu. W takich warunkach, na jej powierzchni, tworzy się cienka warstwa wody, która sprzyja reakcjom elektrochemicznym prowadzącym do powstania patyny, zielonkawej warstwy produktów korozji, która początkowo chroni metal, ale z czasem może pogarszać jego właściwości przewodzące [9].

Tabela 1. Właściwości fizykochemiczne czystej miedzi C10100 (właściwości mechaniczne określono na podstawie arkusza 0,2 – 15mm [10, 11])

Temperatura topnienia	1083°C
Temperatura wrzenia	2595°C
Gęstość (20°C)	8.9 g/cm ³
Twardość	40-110 HV
Granica plastyczności	50-430 MPa
Wytrzymałość na rozciąganie	200-360 MPa
Przewodność cieplna	391.1 W/m*K
Oporność elektryczna	0.0171*10 ⁻⁶ Ω*m

Czysta miedź jest definiowana jako posiadająca minimalną zawartość Cu wynoszącą 99,3%. Szczególnie ta, w gatunku C101/CW004A, znajduje szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu, ze względu na swoje wyjątkowe właściwości fizykochemiczne. Dzięki przewodności elektrycznej na poziomie 100% IACS oraz wysokiej przewodności cieplnej, jest materiałem preferowanym w produkcji elementów przewodzących i komponentów elektrycznych.

Typowe zastosowania wyrobów z czystej miedzi obejmują:

- Inżynierię ogólną – elementy konstrukcyjne, złącza, sprężyny, części mechaniczne,
- Elektronikę – przewody, styki, płytki drukowane,
- Szyny zbiorcze (busbars) – w rozdzielniach i stacjach transformatorowych,

- Motoryzację – komponenty elektryczne i chłodzące,
- AGD – elementy grzewcze, przewody, złącza,
- Elementy formowane na zimno – dzięki wysokiej plastyczności i udułności.

Czysta miedź jest również materiałem bazowym do produkcji stopów takich jak mosiądz i brąz, co dodatkowo podkreśla jej znaczenie w inżynierii materiałowej [12].

Zazwyczaj, zastosowanie miedzi nie stopowej jest ograniczone przez jej wytrzymałość. Można ją poprawić za pomocą różnych procesów, takich jak: obróbka na zimno, rozdrobnienie ziarna, utwardzanie roztworem stałym, utwardzanie wydzieleniowe i wzmacnianie dyspersyjne. Niemniej jednak, podejścia te mogą również prowadzić do znacznego obniżenia przewodności cieplnej. Wyzwaniem jest zatem zaprojektowanie materiału o najlepszych właściwościach. Alternatywnym podejściem jest łączenie miedzi z innymi metalami. Tworzenie stopów może znacznie poprawić wytrzymałość mechaniczną i podwyższyć temperaturę mięknienia.

Stopy miedzi stanowią niezwykle zróżnicowaną grupę materiałów, których właściwości fizyczne, mechaniczne i chemiczne można precyzyjnie dostosować do konkretnych zastosowań. Ich klasyfikacja opiera się na Unified Numbering System (UNS), jednolitym systemie numeracji, który grupuje stopy według ich składu chemicznego. Produkty przerabiane plastycznie oznaczane są numerami od C10000 do C79999, natomiast produkty odlewane mieszczą się w zakresie C80000 do C99999. W niniejszym podrozdziale omówiono najważniejsze rodziny stopów miedzi, ich skład, właściwości oraz zastosowania, a także dokonano porównania z czystą miedzią [3].

Mosiądz - stop miedzi i cynku (5 – 45%). Zawartość cynku sprawia, że materiały są twardsze i zapobiega zmiękczeniu podnosząc temperaturę rekrytalizacji miedzi [13]. Materiał ceniony za dobrą wytrzymałość mechaniczną, wysoką plastyczność, dobrą odporność na korozję oraz łatwość obróbki na zimno. Wyróżnia się trzy główne grupy mosiądzów. Pierwszą z nich są mosiądze alfa, które zawierają do 35% cynku. Charakteryzują się one dużą plastycznością, dzięki czemu doskonale nadają się do operacji formowania i gięcia, takich jak tłoczenie czy walcowanie. Drugą grupę stanowią mosiądze beta, zawierające od 35% do 45% cynku. Są one twardsze i mocniejsze niż mosiądze alfa, ale mniej plastyczne, dlatego stosuje się je głównie w procesach odlewania, gdzie wymagana jest większa wytrzymałość materiału. Trzecią kategorią są mosiądze ołowiowe, do których dodaje się ołów w celu poprawy skrawalności [14].

Mosiądz cynowy - stop miedzi, cynku (2 – 40%) i cyny (0,2 – 3%). Charakteryzuje się on zwiększoną odpornością na korozję, mniejszą podatnością na odcynkowanie oraz wyższą wytrzymałością w porównaniu do tradycyjnych mosiądzów. Dodatkowo wykazuje dobrą podatność na kucie na gorąco oraz formowanie na zimno. Znajduje zastosowanie w produkcji elementów mechanicznych odpornych na korozję np. osprzętu morskiego czy wałów pomp [3].

Brąz krzemowy - stop miedzi, krzemu (2,5 – 6%), cynku i często niewielkich ilości cyny, manganu, żelaza. Stanowi podgrupy mosiądzów o wysokiej wytrzymałości [15]. Krzem tworzy na powierzchni ochronną warstwę tlenku, zapobiegając korozji i wydłużając żywotność komponentów [16, 17]. Brąz krzemowy jest nie tylko wytrzymały, ale także estetyczny, co sprawia, że jest popularnym wyborem w projektowaniu architektonicznym.

Mosiądz niklowy - stop miedzi, niklu i cynku. Ma atrakcyjny srebrny połysk, umiarkowanie wysoką wytrzymałość i dobrą odporność na korozję. Stop ten jest używany do produkcji ozdobnych elementów metalowych, instrumentów muzycznych czy sprzętu optycznego.

Stopy miedzi i niklu (2 – 30%) - zachowują swoje właściwości mechaniczne w podwyższonych temperaturach, dzięki czemu doskonale nadają się do stosowania w wymiennikach ciepła, urządzeniach do wytwarzania energii i innych środowiskach o wysokiej temperaturze. Wykazują wysoką odporność na utlenianie w parze wodnej i wilgotnym powietrzu [18].

Brąz fosforowy - stopy miedzi, cyny (0,5 – 11%), fosforu (0,35 – 0,01%). Fosfor w stopach miedzi znacząco zwiększa ich odporność na zużycie oraz sztywność. Brązy fosforowe wyróżniają się doskonałymi właściwościami sprężystymi, wysoką odpornością na zmęczenie materiałowe, bardzo dobrą plastycznością i lutownością, a także odpornością na korozję. Są stosowane w produktach elektrycznych czy podkładkach sprężynowych [19].

Brąz aluminiowy - stopy miedzi, aluminium (6 – 12%), żelaza (<6%), niklu. Stopy o wysokiej zawartości aluminium można hartować i odpuszczać. Aluminium pełni rolę głównego pierwiastka stopowego w tym materiale, znacząco poprawiając jego właściwości odlewnicze. Żelazo działa jako czynnik rozdrabniający strukturę ziarnistą, jednocześnie zwiększając wytrzymałość na rozciąganie. Z kolei nikiel nie tylko podnosi ogólną wytrzymałość stopu, ale również znacząco poprawia jego odporność na korozję.

Stosowane są m.in. w osprzęcie morskim czy elementach pomp do transportu przemysłowych płynów procesowych [20].

Brąz berylowy - stop miedzi, beryl (1,6 – 2,1%), dodatkowo często kobalt, nikiel, tytan. Brązy berylowe nadają się do obróbki plastycznej prowadzonej na zimno i na ciepło. Ich wytrzymałość mechaniczna jest bardzo duża. Cechą charakterystyczną brązów berylowych jest wysoka odporność na ścieranie. Co ważne mają również wysoką sprężystość oraz wytrzymałość na działanie substancji chemicznych. Brązy berylowe są stosowane jako materiał do wielu części maszyn i urządzeń mechanicznych, w tym m.in. na sprężyny i elementy sprężynujące. Ich odporność na ścieranie sprawia, że używa się ich także do wykonania części narażonych na znaczne tarcie i wysoką temperaturę.

Niniejsza Tabela 2 przedstawia porównanie przewodności elektrycznej (%IACS) oraz wytrzymałości na rozciąganie (MPa) dla wybranych stopów miedzi, mosiądzu, brązu i miedzi niklowej. Parametr %IACS (International Annealed Copper Standard) wprowadzony w 1913 r., określa procentową przewodność elektryczną danego materiału (po wyżarzaniu). Przewodność miedzi wyżarzonej 58,108 MS/m jest zdefiniowana jako 100% IACS w temperaturze 20°C, wszystkie inne wartości przewodności są do niej odnoszone [21]. Od czasu wprowadzenia tych zależności udoskonalone techniki przetwarzania zaowocowały komercyjną miedzią o przewodności elektrycznej nieco powyżej 100% IACS.

Tabela 2. Porównanie własności różnych stopów miedzi [18, 22]

Nazwa stopu	Numer UNS	Skład	Przewodność elektryczna (%IACS)	Wytrzymałość na rozciąganie, MPa
Miedź	C11000	> 99% Cu	101	290
Brąz berylowy	C17200	1.9% Be	22	882
Mosiądz czerwony	C23000	15% Zn	37	386
Mosiądz Muntza	C28000	40% Zn	28	483
Mosiądz cynowy	C42500	10% Zn; 2% Sn	28	434
Brąz fosforowy A	C51000	5% Sn; 0.2% P	15	469
Brąz fosforowy D	C52400	10% Sn; 0.2% P	11	572
Brąz krzemowy A	C65500	3.3% Si; 1% Mn	7	537
Miedź Nikiel, 10%	C70600	10% Ni; 1.4% Fe	9	448
Miedź Nikiel, 30%	C715000	30% Ni; 0.7% Fe	4.6	503

Podsumowując, miedź charakteryzuje się najwyższą przewodnością elektryczną spośród analizowanych materiałów, co czyni ją idealną do zastosowań elektrycznych. Jednak jej wytrzymałość mechaniczna jest ograniczona, dlatego w bardziej wymagających środowiskach stosuje się stopy miedzi, takie jak mosiądze, brązy czy stopy z niklem, opisane powyżej. Te dodatki stopowe, choć obniżają przewodność, znacząco poprawiają wytrzymałość, odporność na korozję i trwałość materiału. Największą wytrzymałość spośród analizowanych stopów posiada brąz berylowy (C17200), osiągając aż 882 MPa, co czyni go idealnym materiałem do zastosowań wymagających dużej odporności mechanicznej, np. w przemyśle narzędziowym [18, 21, 23].

Miedź i jej stopy są dostępne komercyjnie zarówno jako wyroby przerabiane plastycznie jak i odlewane, obejmujące szeroki zakres form m.in. druty, kable, blachy, taśmy, płyty, pręty, rury, odkuwki, odlewy. Część produktów trafia do użytkownika końcowego bez potrzeby dalszej obróbki, natomiast niektóre wyroby wymagają często dodatkowych operacji obróbki mechanicznej, wykańczania lub montażu. Wyróżniamy trzy podstawowe rodzaje obróbki miedzi – cieplną, skrawaniem oraz plastyczną [23, 24].

Procesy formowania na gorąco są powszechnie stosowane szczególnie w początkowych etapach obróbki. Podgrzanie materiału powyżej temperatury rekrytalizacji umożliwia rozbicie mikrostruktury dendrytycznej powstałej podczas odlewania, co poprawia jego plastyczność i ułatwia dalsze kształtowanie. W przypadku stopów miedzi zawierających cynk, nikiel czy ołów, formowanie na gorąco jest szczególnie istotne ze względu na ograniczoną podatność na obróbkę na zimno [21].

Formowanie na zimno znajduje zastosowanie głównie w końcowych etapach produkcji. Tłoczenie, gięcie, ciągnięcie czy wykrawanie, pozwalają na uzyskanie skomplikowanych kształtów przy jednoczesnym zwiększeniu wytrzymałości materiału poprzez umocnienie [23].

W formowaniu wyrobów miedzianych istotne jest również uwzględnienie zjawiska sprężynowania, czyli elastycznego powrotu materiału po zwolnieniu nacisku. Aby temu przeciwdziałać, stosuje się nadgięcie, dodatkowe uderzenia lub specjalne matryce. Kluczowym parametrem wpływającym na formowalność jest wielkość ziarna. Większe ziarna poprawiają plastyczność, ale mogą pogarszać jakość powierzchni, dlatego konieczne jest zachowanie równowagi między tymi właściwościami. Po uformowaniu wyrobów miedzianych, szczególnie przed ich łączeniem lub montażem, bardzo istotne jest odpowiednie przygotowanie powierzchni. Często stosuje się

odtłuszczenie, oczyszczanie mechaniczne, trawienie chemiczne oraz pasywację, które pozwalają usunąć zanieczyszczenia i tlenki, zabezpieczyć powierzchnię, a także poprawić przyczepność materiałów łączonych, co przekłada się na jakość i trwałość gotowych połączeń. Wyroby miedziane można łączyć za pomocą różnych metod, takich jak: lutowanie, spawanie, klejenie, nitowanie, skręcanie czy łączenie mechaniczne, co zapewnia dużą elastyczność w projektowaniu i montażu [23, 24].

Po wytworzeniu wyrobów miedzianych kluczowe znaczenie ma precyzyjna kontrola składu chemicznego oraz zgodność z obowiązującymi normami technicznymi. W tym celu stosuje się różne metody analityczne, które pozwalają na ocenę zawartości miedzi i wykrycie ewentualnych zanieczyszczeń. Do najdokładniejszych metod należy elektroliza, polegająca na wytrąceniu miedzi na elektrodzie i pomiarze różnicy masy. W przemyśle często stosuje się metodę jodometryczną (miareczkowanie), która jest szybsza, choć mniej precyzyjna. Do bardziej zaawansowanych technik należy spektrometria absorpcji atomowej (AAS), wykorzystywana do oznaczania bardzo niskich stężeń miedzi (np. 0,0005% – 0,060%). W przypadku materiałów o wysokiej zawartości miedzi (80 – 90%) stosuje się spektrometrię fluorescencji rentgenowskiej (XRF). Wszystkie te metody wspierają proces certyfikacji wyrobów miedzianych oraz zapewniają zgodność z normami takimi jak ISO, ASTM czy GB/T [25].

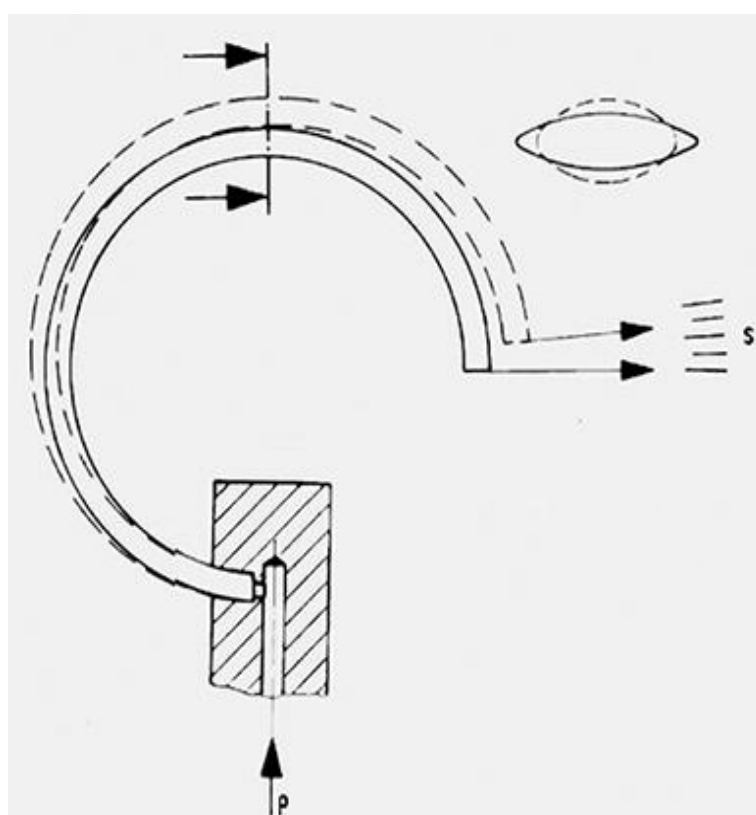
Podsumowując, miedź i jej stopy, dzięki wyjątkowej przewodności elektrycznej, plastyczności oraz możliwości modyfikacji właściwości mechanicznych, stanowią kluczowy materiał w nowoczesnym przemyśle technicznym. Wykorzystywane są m.in.: w elektronice (przewody, styki, płytki drukowane), motoryzacji (elementy chłodzące i elektryczne), energetyce (szyny zbiorcze, złącza), AGD (elementy grzewcze), architekturze, a także w produkcji instrumentów muzycznych i osprzętu morskiego [21, 23 – 35].

Przegląd literatury potwierdził szerokie zastosowanie stopów miedzi w wielu gałęziach gospodarki, natomiast autor skupił swą uwagę na omówieniu zastosowania stopów miedzi w przemyśle na przykładzie fabryki WIKA Polska SGF, w której pracuje i realizuje badania między innymi w ramach pracy doktorskiej.

W firmie WIKA Polska SGF zastosowanie stopów miedzi takich jak brąz cynowy (CuSn8), mosiądz (CuZn37), brąz berylowy (CuBe2) znajduje w komponentach potrzebnych do wytwarzania manometrów. Szczególnym zastosowaniem powyższych stopów jest sprężyna Bourdon'a, wytwarzana z ciągnionych, ultracienkich i precyzyjnych rurek. Rurki te otrzymuje się dzięki procesowi przeróbki plastycznej - ciągnięciu.

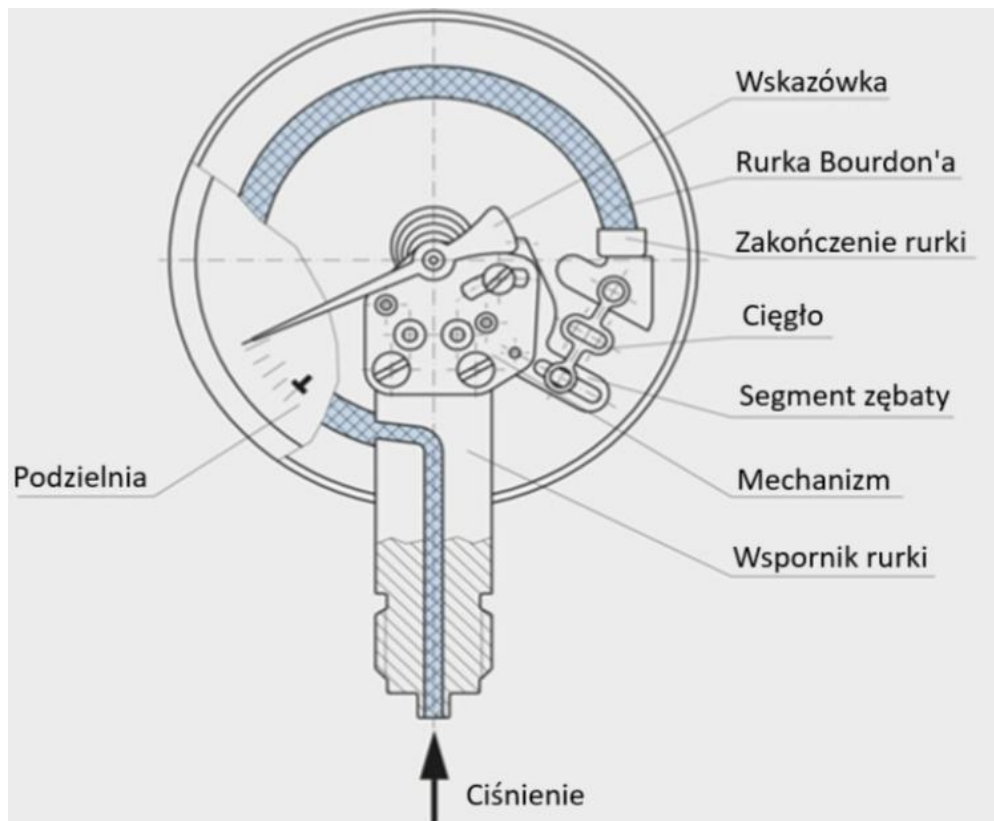
Manometry z rurką Bourdona są najczęściej stosowanymi mechanicznymi przyrządami do pomiaru ciśnienia. Potoczną nazwą dla rurki Bourdon'a, jest „sprężyna”. To rozwiązanie zostało zastosowane, przez francuskiego inżyniera Eugene Bourdon w połowie XIX wieku [36 – 38].

Uzyskanie ruchu sprężyny, następuje poprzez doprowadzenie ciśnienia do jej wewnętrznej przestrzeni. Powstałe nadciśnienie powoduje odkształcenie sprężyny, a to następnie wpływa na zmianę położenia końcówki, która odchylając się powoduje zwiększenie promienia sprężyny. W wyniku tego odkształcenia, końcówka sprężyny odchyła się od punktu początkowego o określoną w specyfikacji produktu wartość. Rysunek 1 przedstawia odkształcenie sprężyny na skutek zadanego ciśnienia.



Rysunek 1. Oddziaływanie ciśnienia na rurkę Bourdon'a [36]

W manometrze liniowy ruch sprężyny zamieniany jest przez odpowiedni mechanizm na ruch obrotowy. Wskazówka umiejscowiona na sworzniu mechanizmu wykonuje ruch po podzielnicy wskazując ciśnienie znajdujące się we wnętrzu sprężyny [36]. Rysunek 2 przedstawia poglądowy schemat budowy manometru mechanicznego.



Rysunek 2. Schemat budowy manometru z rurką Bourdon'a [36]

Rurka Bourdon'a o kształcie „C” pozwala na pomiar ciśnienia do 60 bar. Dla wyższych ciśnień stosuje się sprężyny spiralne i tu w zależności od materiału, można dokonać pomiaru ciśnienia nawet do 7000 bar.

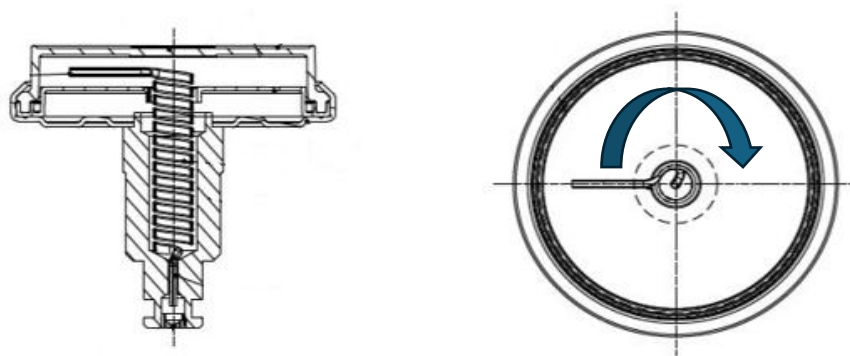
Rysunek 3 przedstawia wszystkie gałęzie przemysłu, które Grupa WIKA zaopatruje w swoje produkty. Wolumen produkcyjny przekracza 35 000 000 sztuk ciśnieniomierzy rocznie. Różnorodność zastosowań manometrów stawia wiele wyzwań w zakresie wytwarzania sprężyn Bourdon'a oraz ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopów miedzi.



Rysunek 3. Wybrane gałęzie przemysłu, w których funkcjonują ciśnieniomierze z rurką Bourdona [36]

Okazuje się, że kluczowym dla wytwarzania rurek Bourdon'a jest materiał wsadowy, czyli ultracienkie rurki z brązu (CuSn8), mosiądzu (CuZn37) oraz brązu berylowego (CuBe2). Pozyskuje się je poprzez wykorzystanie procesu przeróbki plastycznej – ciągnięcia, który firma WIKA wdrożyła, projektuje i udoskonala od 2017 roku [36].

Warto zauważyć, że produkcja manometrów, pomimo długiej historii, cały czas ulega zjawiskom optymalizacji oraz udoskonalania produktów pod potrzeby klientów. Obecnie na popularności zyskują manometry bez-przekładniowe, czyli takie, w których nie wykorzystuje się mechanizmu. Wskazówką, wykonującą ruch po podzielnicy manometru staje się część składowa sprężyny. Rysunek 4 przedstawia schemat poglądowy manometru bez-przekładniowego.



Rysunek 4. Przykładowy schemat manometru bez-przekładniowego [39]

Rurki z metali i stopów metali nieżelaznych znajdują szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu jako produkty finalne, ale także jako półfabrykaty. W przypadku firmy WIKA, rurki z metali nieżelaznych są półfabrykatami dla wytwarzania sprężyn Bourdon'a. Rozwój techniki, ale i produktów firmy WIKA wymaga, aby optymalizować proces produkcji oraz ulepszać – czyli udoskonalać jakość ultracienkich rurek do precyzyjnych i specjalnych zastosowań. Odbywać się to może poprzez optymalizację geometrii narzędzi, rozkładu zgniotów, czy dobór optymalnych środków smarnych. Skracanie czasu potrzebnego na wytworzenie końcowego kształtu ultracienkiej rurki jest niezwykle istotne dla optymalizacji kosztów produkcji [40].

2.2. Podstawowe zagadnienia z zakresu ciągnięcia rurek

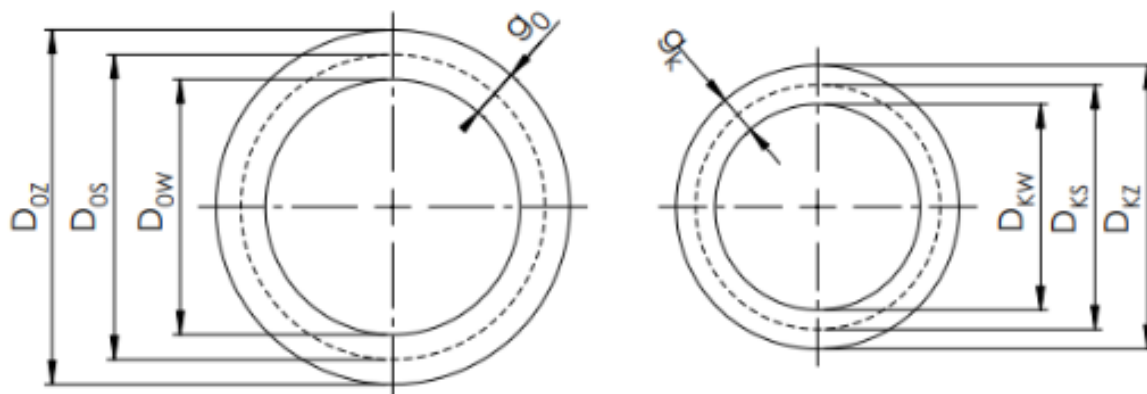
Ciągnięcie jest procesem przeróbki plastycznej metali na zimno lub na gorąco. W procesie tym przetwarza się głównie pręty, profile, druty i rury [41 – 44]. Rurki okrągłe bez szwu poddaje się operacji ciągnięcia na zimno. Ciągnięcie to proces, w którym zmianie ulega kształt, poprzez zmianę wymiarów – modyfikacji ulega przekrój poprzeczny przekształcanej rurki [41]. Długość rurki zostaje zmieniona wprost proporcjonalnie do zmiany przekroju poprzecznego [45]. Ciągnięcie na zimno charakteryzuje się bardzo dużą dokładnością powierzchni oraz przewidywanych i wymaganych właściwości mechanicznych [42]. Ciągnięcie to proces o wysokiej wydajności i uzysku, przy zachowaniu niskiego poziomu odpadu technologicznego materiałów obrabianych [42]. Stosuje się go dla produktów o małych średnicach < 10 mm, o małej grubości ścianki, z dokładnością sięgającą μm oraz gdy produkt finalny winien posiadać specyficzne właściwości mechaniczne [45].

Ciągnięcie różni się od innych procesów plastycznej przeróbki metali sposobem przyłożenia sił potrzebnych do działania tego procesu. Charakteryzuje się specyficznym stanem naprężenia – walcowy stan naprężenia [42]. Podczas ciągnięcia metal przesuwa się przez zwężający się otwór narzędzia zwanego ciągadłem. Samo przesuwanie następuje na skutek działania siły przyłożonej do części zakutej materiału, znajdującej się u wyjścia ciągadła [45]. Zakucie to inaczej zaostrenie materiału i zmiana jego kształtu na wymiar pozwalający swobodnie przejść przez otwór ciągadła do mechanizmu ciągarki [45, 46].

Obliczanie siły ciągnięcia, to niezbędny element projektowania procesu ciągnięcia. Warunek niezbędny z punktu widzenia dobrania odpowiedniej mocy maszyny ciągnącej oraz zapewnienia prawidłowego przebiegu procesu ciągnięcia [46]. Siła ciągnięcia, to siła potrzebna do przekroczenia oporów związanych z obróbką plastyczną metalu i tarcieniem występującym pomiędzy ciągadłem, a metalem przeciąganym [44].

Dobór optymalnych parametrów procesu ciągnięcia jest zagadnieniem bardzo złożonym i zależy od wielu parametrów, w tym: materiału oraz jego właściwości fizycznych, metody ciągnięcia, wartości odkształcenia, kąta ciągnięcia, długości części kalibrującej, metody smarowania oraz rodzaju smaru [47 – 49]. Podczas ciągnięcia, rurki okrągłe zmieniają wymiary wewnętrzne i zewnętrzne. Rysunek 5 przedstawia oznaczenia wymiarów rurki przed i po ciągnięciu, gdzie $D_{0,z,s,w}$ oznaczają średnicę zewnętrzną,

średnią oraz wewnętrzną początkową; $D_{k,w,s,z}$ oznaczają średnicę wewnętrzną, średnią oraz zewnętrzną końcową; $g_{0,k}$ – grubość ścianki początkową i końcową [41].



Rysunek 5. Wymiary rurki przed (A) i po (B) ciągnięciu [41]

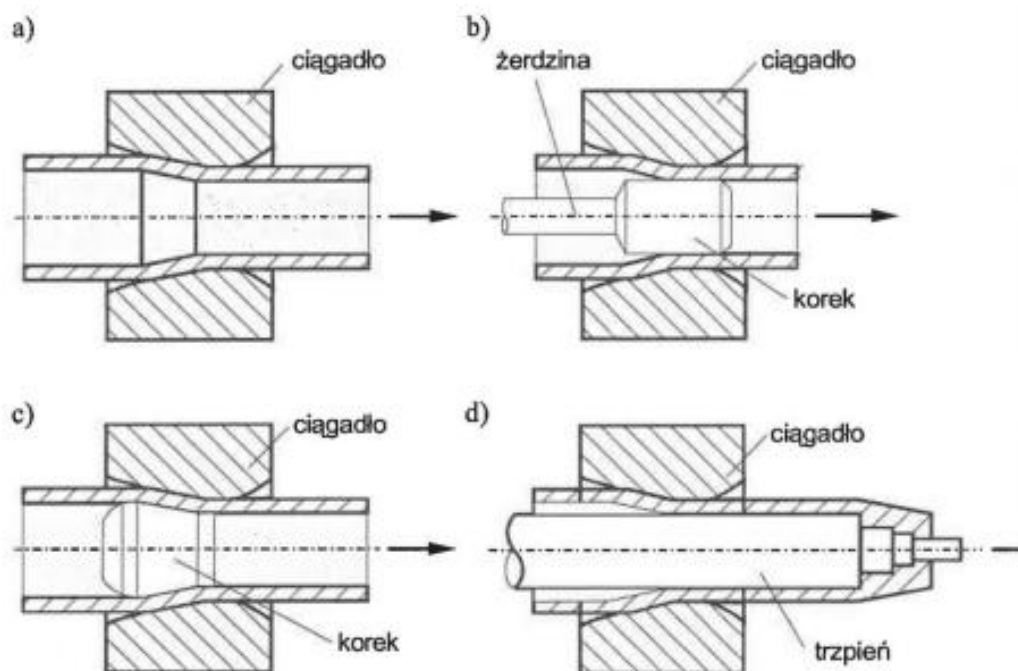
Dla takiego podziału przyjmuje się indywidualne wskaźniki odkształcenia: $\lambda_{D,g}$ – współczynnik wydłużenia względem średnicy oraz współczynnik wydłużenia względem grubości ścianki rurki. Iloczyn tych współczynników to λ_c i nazywany będzie całkowitym współczynnikiem wydłużenia [2].

$$\lambda_c = \lambda_D \lambda_g \quad (1)$$

$$\lambda_D = \frac{D_{0s}}{D_{ks}} \quad (2)$$

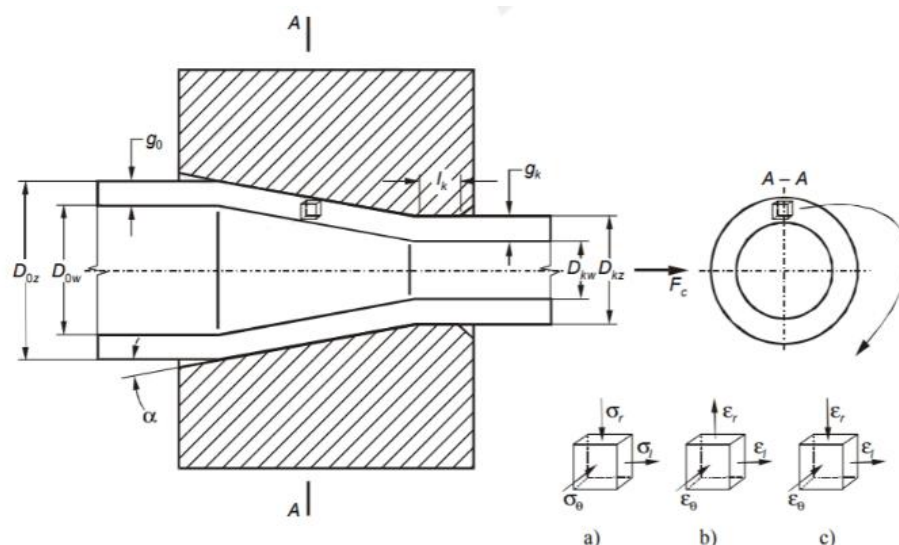
$$\lambda_g = \frac{g_0}{g_k} \quad (3)$$

Rysunek 6 przedstawia sposoby ciągnięcia w zależności od potrzeb i zastosowań rurki:



Rysunek 6. Metody ciągnięcia rurek: a) swobodne; b) z użyciem korka cylindrycznego; c) z użyciem korka swobodnego; d) ciągnięcie na długim trzpień [41]

Dla każdorazowej zmiany średnicy rurki stosuje się metodę ciągnięcia swobodnego, ze względu na to, że ścianka pogrubia się lub ścienna tylko od 2 do 3% w jednym przejściu [41, 45]. Największy wpływ na zmianę grubości ścianki ma stosunek jej grubości do średnicy. W literaturze przyjmuje się regułę, że dla rurek cienkościennych ciągnięcie swobodne powoduje pogrubienie ścianki, natomiast dla rurek grubościennych ich pocienienie [50]. Metoda ta pozwala zmieniać średnicę zewnętrzną jak i wewnętrzną rurki. W ciągnięciu na pusto nie występuje narzędzie wewnątrz rurki, skutkiem czego pojawia się powierzchnia swobodna podczas odkształcania. Rysunek 7 przedstawia opisywaną metodę ciągnięcia [41, 42, 45]. Dla ciągnięcia swobodnego zalecane zmniejszenie przekroju rurki nie powinno być większe niż 30%, a jej wydłużenie w okolicy 1,35 – 1,40. Przy zastosowaniu większych wartości odkształcenia może dojść do zwinięcia się rurki do wewnątrz lub nawet pęknięcia ścianki rurki [51]. Dla tej metody ciągnięcia ciągadło oddziałuje na powierzchnię rurki w obszarze części cylindrycznej i stożkowej wywołując odkształcenie plastyczne [50]. Przy swobodnym ciągnięciu rurek powstają obwodowe naprężenia wewnętrzne, które mogą osiągać znaczne wartości [50, 51]. Naprężenia te mogą doprowadzić do pęknięcia materiału już po kilku godzinach po przeciągnięciu. Stąd w praktyce przemysłowej po procesie ciągnięcia przeprowadza się wyżarzanie.



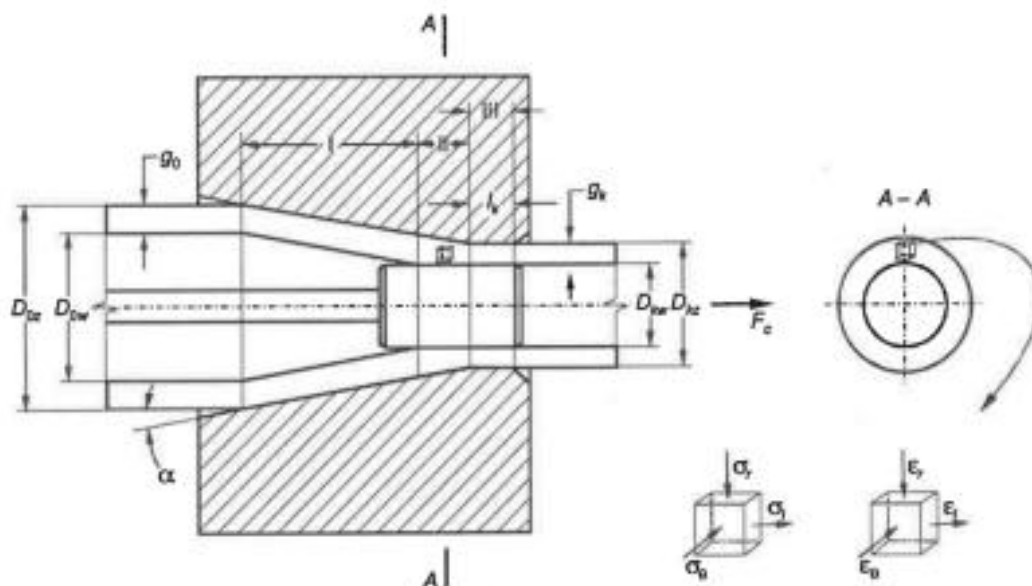
Rysunek 7. Schemat ciągnięcia rur na pusto, bez korka [41]

Najczęściej jednak proces ciągnięcia wykorzystywany jest do redukcji nie tylko średnicy, ale również i grubości ścianki. Dla tych potrzeb używane są metody z użyciem dodatkowego narzędzia – korka. W zależności od metody ciągnięcia, używa się korków cylindrycznych, swobodnych oraz długich trzpieni [41, 45]. Ta ostatnia jest najrzadziej stosowana w praktyce przemysłowej, ze względu na konieczność usuwania trzpienia z wnętrza rurki. Trudność metody polega na połączeniu po ciągnięciu rurki i trzpienia siłami sprężystego oddziaływania, co powoduje konieczność rozwałcowania rurki jako dodatkowej operacji w procesie produkcji [41, 52]. W praktyce przemysłowej znalazły zastosowanie metody z użyciem korka cylindrycznego, dla którego stosowania używa się ciągarok ławowych oraz tej z użyciem korka swobodnego, dla których zastosowanie znalazły oprócz ciągarok ławowych również ciągarki bębnowe [45, 46, 53].

Metoda ciągnięcia z użyciem korka cylindrycznego polega na przeciąganiu rurki poprzez powstałą szczelinę pierścieniową pomiędzy powierzchnią korka oraz ciągadła [51, 54]. Ciągnięcie z użyciem korka cylindrycznego stosowane jest w celu uzyskania dokładnych wymiarów średnicy zewnętrznej, wewnętrznej oraz grubości ścianki [41, 42]. Średnicy zewnętrznej odpowiada część kalibrująca ciągadła, natomiast średnicy wewnętrznej, średnica korka cylindrycznego [50, 55]. Stosuje się go również dla uzyskania wysokiej jakości powierzchni. W procesie tym umieszcza się wewnątrz rurki korek cylindryczny zamocowany na żerdzinie, tak aby nie następowało przesunięcie korka z rurką podczas ciągnięcia. Żerdzina zamocowana jest w ciągarce ławowej w taki sposób, aby możliwe było pozycjonowanie korka względem ciągadła z wysoką precyzją

położenia. Rysunek 8 przedstawia przykładowy układ ciągadła i korka wraz z materiałem [41, 42, 52].

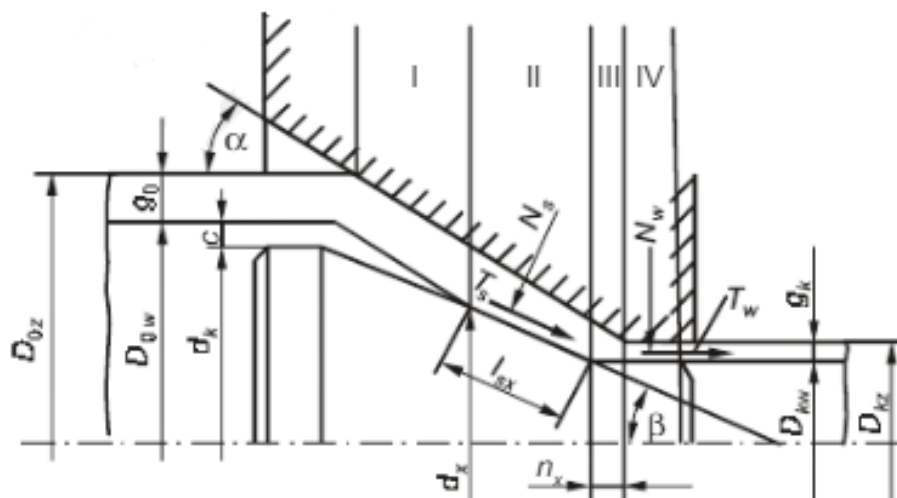
Powyższy układ ciągadła i korka wytwarza trzy strefy odkształcenia. Strefa I – ciągnięcie na pusto, strefa II – strefa, gdzie na skutek ciągnięcia zmianie ulega zarówno średnica jak i grubość ścianki. W strefie III występują głównie odkształcenia sprężyste, kalibrujące rurkę podczas ciągnięcia, stąd strefa III przyjmuje nazwę strefy kalibrującej [41, 56]. Proces ciągnięcia zachodzi w chwili pokonania sił tarcia powstałych na powierzchni wewnętrznej oraz zewnętrznej rurki. Tarcie wpływa negatywnie na maksymalne wydłużenie podczas jednorazowego przejścia i wynosi 1,40 – 1,50, dla rurek o grubości ścianek $< 1\text{mm}$ wydłużenie wynosi 1,30 – 1,40, zaś przekrój zmniejsza się o 30 – 35% [50, 51].



Rysunek 8. Ciągnienie na korku cylindrycznym wraz ze strefami odkształcenia [41]

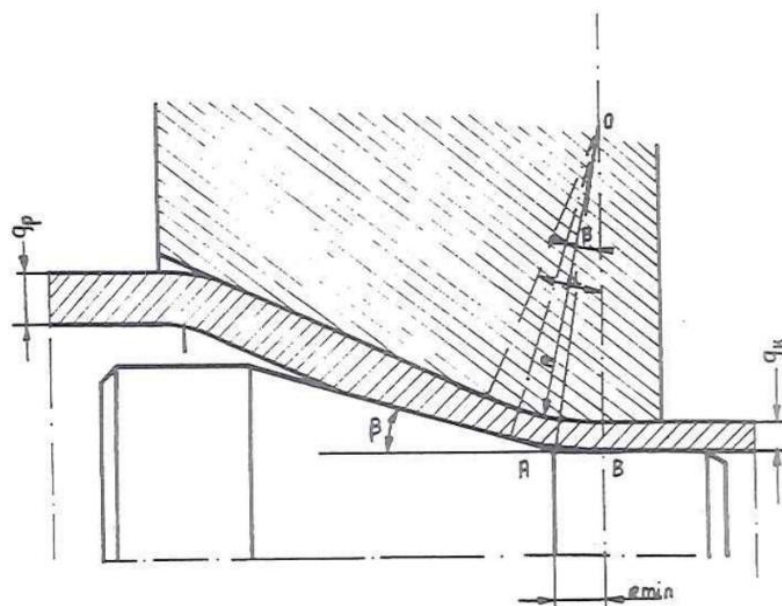
Ciągnięcie rurek na korku swobodnym, inaczej nazywane też ciągnięciem na korku pływającym, łączy w sobie zalety ciągnięcia swobodnego i ciągnięcia z użyciem korka cylindrycznego. Użycie takiego narzędzia pozwala wykorzystać do ciągnięcia: ciągarki bębnowe, które dla wybranych procesów są dużo bardziej wydajne. Metoda ta charakteryzuje się suwliwym umieszczeniem korka wewnątrz rurki. Korek utrzymuje się we właściwej pozycji samorzutnie na skutek działania równoważących się i działających na niego sił. Wykonuje on niewielkie ruchy posuwisto-zwrotne. Pomiędzy wewnętrzną powierzchnią ciągadła, a zewnętrzną powierzchnią korka można zauważyć szczelinę, przez którą przesuwą się rurka. Rysunek 9 przedstawia strefy od I – IV, gdzie strefa I – strefa swobodnego ciągnięcia, strefa II – strefa odkształcenia

ścianki na części stożkowej korka, strefa III – strefa odkształcania ścianki na cylindrycznej części korka, oraz strefa IV – strefa kalibrująca [41, 52, 57 – 60].

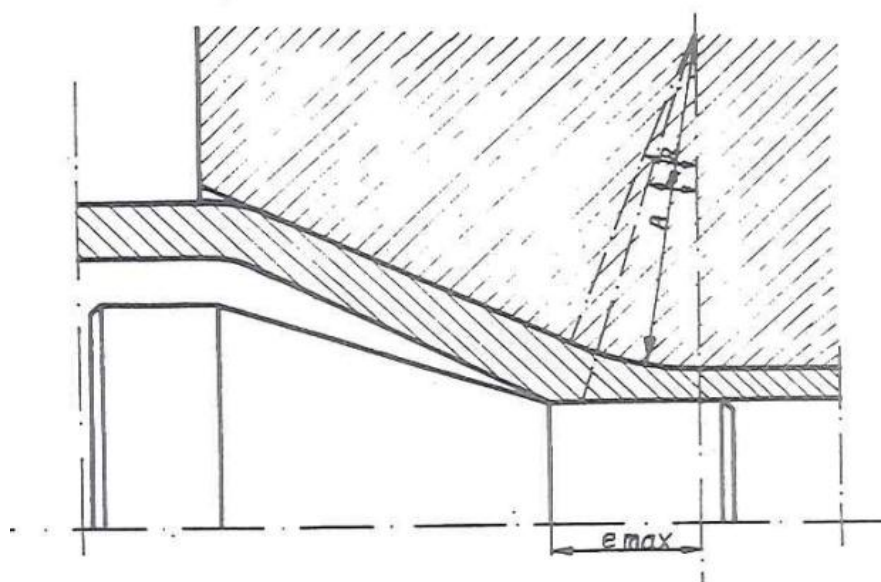


Rysunek 9. Schemat ciągnięcia rurek na korku pływającym ze strefami odkształcenia [41]

W strefie II – czyli w części stożkowej korka, widoczne są działania siły N_s – naciski normalne działające na korek pływający oraz siły tarcia $T_s = \mu N_s$. W strefie III natomiast uwidaczniają się siły działające na część walcową korka: N_w – nacisk normalny w strefie walcowej oraz $T_w = \mu N_w$ – siłę tarcia [41, 57]. Podczas ciągnięcia korek swobodny zmienia swoje położenie. Korek przemieszczający się do przodu będzie powodował zmniejszanie się objętości obszaru odkształcenia plastycznego. Podczas ciągnięcia może nastąpić zmiana warunków równowagi w danej chwili. Zmiana współczynnika tarcia, miejscowa zmiana własności mechanicznych materiału, czy prędkość ciągnięcia naruszają stan równowagi sił wpływający na przemieszczanie korka [50]. Korek będzie przemieszczał się w kierunku ciągnięcia na skutek wzrastania współczynnika tarcia, co będzie skutkowało przerwaniem filmu olejowego. Spowoduje to wciągnięcie korka do kotliny odkształcenia i w konsekwencji zerwanie rurki. Rysunek 10 przedstawia powyższą sytuację. Na skutek działania małego tarcia, korek może wycofać się z kotliny odkształcenia całkowicie, co w tym przypadku może przeobrazić się w ciągnięcie swobodne. Rysunek 11 przedstawia graniczne tylne wycofanie korka [50, 57].



Rysunek 10. Graniczne, przednie położenie korka [50]



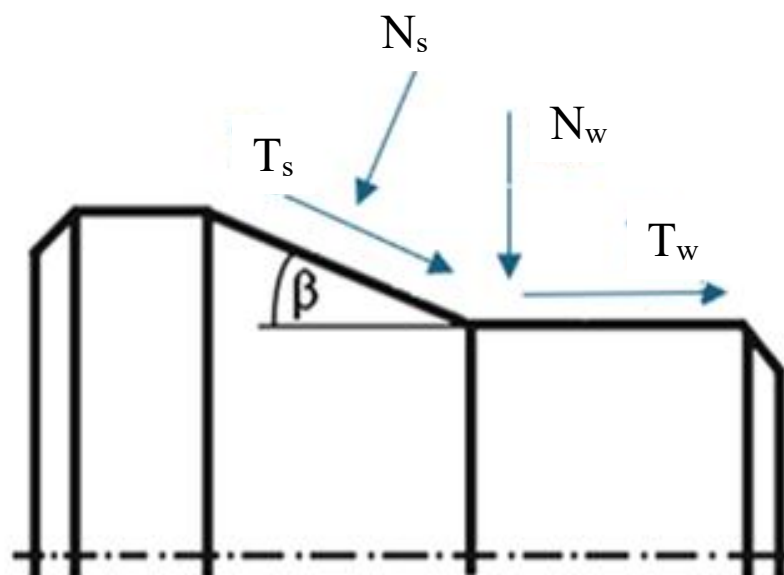
Rysunek 11. Graniczne, tylne położenie korka [50]

Warto zwrócić uwagę, że dostosowanie się położenia korka w obszarze odkształcenia jest bardzo istotne do zachowania stabilności procesu ciągnięcia. Funkcja U , która pozwala analizować proces ciągnięcia, umożliwia zbadanie stabilności projektowanego procesu [41, 61, 62]. W ogólności funkcja U przyjmuje poniższą postać:

$$U = \frac{S_r}{S} < 1 \quad (4)$$

Wartość S_r to powierzchnia rzeczywista styku korka z rurką w części stożkowej, a S definiowana jest dla dwóch przypadków. $S = S_{\max}$ oraz $S = S_{sx}$. $S_{\max}$ – opisuje

przypadek wykorzystania całej części stożkowej korka do utrzymania go w równowadze. S_{sx} – to teoretyczna powierzchnia stożkowa korka, która bierze udział w odkształceniu [41, 42].



Rysunek 12. Siły normalne oraz siły tarcia, działające na korek swobodny w układzie modelowym [50]

Siła normalna N_s działa prostopadle do powierzchni w stożkowej części korka, znajdującej się w kontakcie z wewnętrzną powierzchnią rurki. Siła N_s powoduje powstanie siły tarcia $T_s = \mu_1 N_s$. Podobnie, siła normalna N_w działa w obszarze strefy kalibrującej korka powodując powstanie siły tarcia $T_w = \mu_2 N_w$. Współczynniki tarcia μ_1 oraz μ_2 w warunkach rzeczywistych przyjmują różne wartości, zależne od geometrii układu oraz własności środka smarnego. Siły działające w kierunku osiowym korka w części stożkowej pozostają w równowadze z siłami działającymi w strefie kalibrującej korka. Warunek równowagi dla wspomnianego układu modelowego określa, że wypadkowa sił działających w kierunku osiowym korka wynosi zero, co wyraża poniższe równanie:

$$T_s \cos \beta + T_w - T_s \sin \beta = 0 \quad (5)$$

lub po uwzględnieniu $T_s = \mu_1 N_s$ oraz $T_w = \mu_2 N_w$ i nieznacznym uporządkowaniu, w formie:

$$N_s(\mu_1 \cos \beta - \sin \beta) + N_w \mu_2 = 0 \quad (6)$$

Alternatywnie równanie (6), można wyrazić zastępując wielkości siły N_s , N_w wielkościami naprężeń normalnych σ_s , σ_w , w oparciu o wyrażenia $N_s = \sigma_s S_s$ oraz

$N_w = \sigma_w S_w$. Warunek równowagi dany za pomocą wielkości naprężeń normalnych i pól powierzchni S_s oraz S_w na styku korka i rurki, przedstawia się następująco:

$$\sigma_s S_s (\mu_1 \cos \beta - \sin \beta) + \sigma_w S_w \mu_2 = 0, \quad (7)$$

gdzie powierzchnia części kalibrującej S_w oraz rzeczywista powierzchnia w części stożkowej S_s (odpowiadająca długości l_x), dane są wyrażeniami:

$$S_w = \pi D_{kw} l_w, \quad S_s = \frac{\pi}{4} \frac{d_x^2 - D_{kw}^2}{\sin \beta}, \quad (8)$$

Kąty ciągadła α oraz korka β , nie mogą być dowolnie zmieniane, ale muszą być odpowiednio dobrane, dla zachowania równowagi sił działających w rozważanym układzie ciągadło – rurka – korek. W literaturze [50], jako miarę zdolności dostosowania się położenia korka swobodnego w obszarze odkształcenia, przy określonych warunkach geometrycznych układu ciągadło – rurka – korek, podaje się postać funkcji U . Funkcja U wyraża stosunek rzeczywistej powierzchni stożka korka S_r biorącej udział w odkształceniu do teoretycznej powierzchni stożkowej S_{sx} lub maksymalnej powierzchni stożkowej S_{max} . Pozwala to na sformułowanie postaci funkcji U w dwóch przypadkach:

$$U_1 = \frac{S_r(n_{xg})}{S_{max}} \quad (9)$$

$$U_2 = \frac{S_r(n_{min})}{S_{sx}} \quad (10)$$

gdzie n_{xg} oraz n_{min} to wartość wycofania korka. Powierzchnie te są dane wyrażeniami:

$$S_r = \frac{\pi d_D (l_k + \langle n_x \rangle) \mu}{\sin \beta - \mu \cos \beta} \quad (11)$$

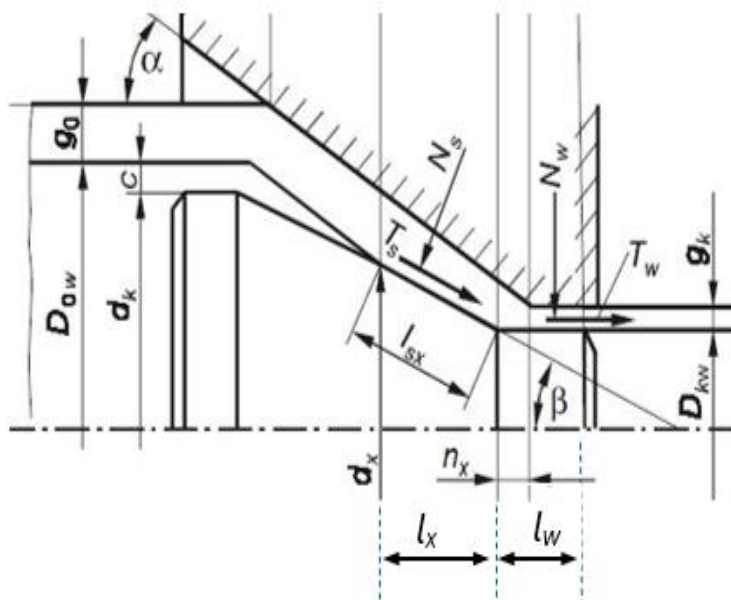
$$S_{max} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{d_k^2 - d_{kw}^2}{\sin \beta} \quad (12)$$

$$S_{sx} = \pi \cdot l_{sx} \cdot \frac{d_x + d_{kw}}{2} \quad (13)$$

Rysunek 13 przedstawia wyliczone parametry. Należy zwrócić uwagę na wielkości l_{sx} oraz d_x , wyrażone poniższymi wzorami:

$$l_{sx} = \frac{g_0 - g_k \left(\operatorname{tg} \frac{\beta}{2} \cdot \sin \alpha + \cos \alpha \right)}{\sin(\alpha - \beta)} \quad (14)$$

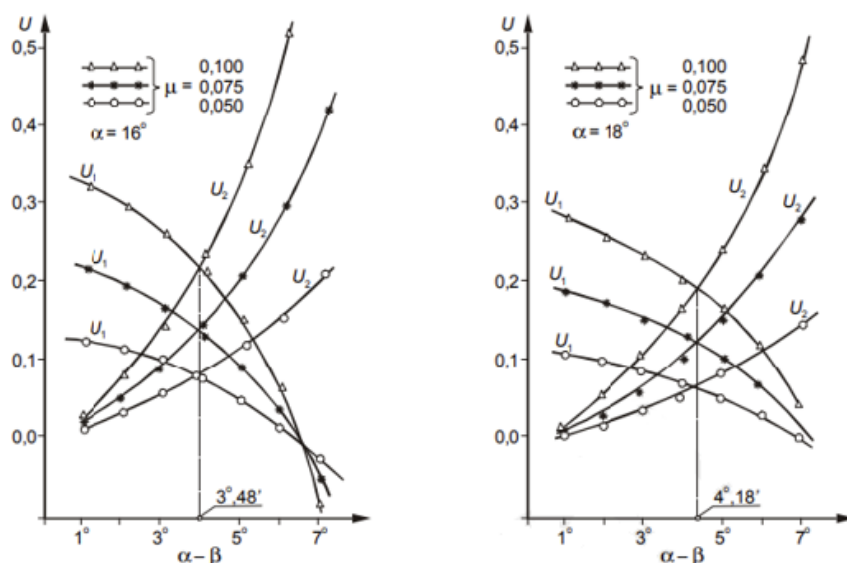
$$d_x = 2 \cdot l_{sx} \cdot \sin \beta + d_k \quad (15)$$



Rysunek 13. Schemat ciągnięcia rurek na korku swobodnym
w obliczeniach funkcji U [45]

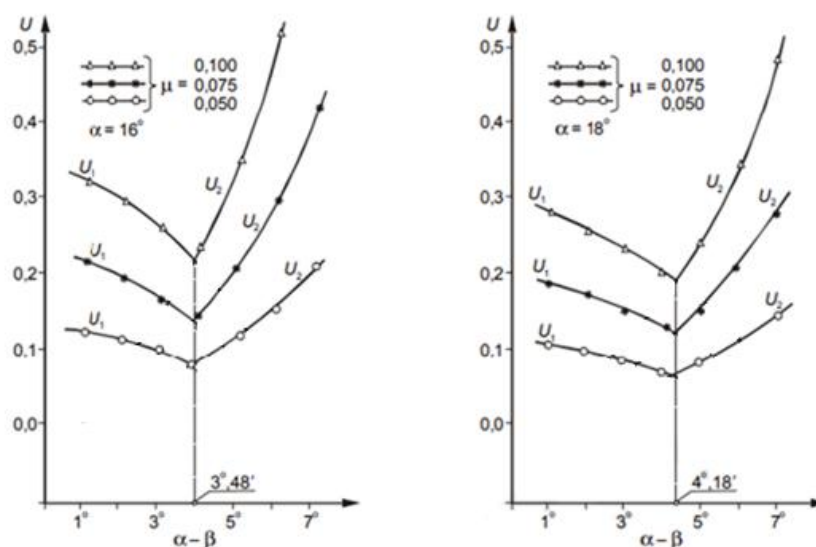
Analiza wspomnianych funkcji U_1 oraz U_2 w funkcji różnicy kątów ciągadła i korka $\alpha - \beta$, pozwala na wyznaczenie optymalnej różnicy kątów, przy zadanych wymiarach początkowych i końcowych (tj. przed i za ciągadłem), oraz przy założonym kącie ciągadła i współczynniku tarcia. Wartość funkcji $U < 1$ gwarantuje stabilność ciągnięcia i uniknięcie przesuwania korka w kotlinie odkształcenia do przodu lub do tyłu. Graniczna wartość tej funkcji wynosi 1 i dla niej można uzyskać wymaganą stabilność procesu.

Rysunek 14 przedstawia przykładowy przebieg funkcji U w zależności od różnicy kątów $\alpha - \beta$, współczynnika tarcia - μ , kąta ciągnienia α oraz współczynnika wydłużenia λ_g [41, 61].



Rysunek 14. Wpływ różnicy kątów ($\alpha - \beta$), współczynnika tarcia μ oraz kąta ciągnienia na przebieg funkcji U [41]

Z przedstawionych wyżej przebiegów wynika, że istnieje minimum funkcji U , które leży w miejscu spotkania się dwóch krzywych U_1 oraz U_2 . Rysunek 15, przedstawia omawiane minimum. Warto zwrócić uwagę, że różnica kątów ($\alpha - \beta$), gdzie leży minimum funkcji U jest optymalna z punktu widzenia stabilności procesu.



Rysunek 15. Minimum funkcji U na przecięciu funkcji U_1 i U_2 [41]

Zatem, jasne staje się, że stosowanie zbyt małej różnicy pomiędzy kątami α oraz β będzie powodowało wzrost funkcji U_1 , natomiast gdy różnica ta będzie stawała się zbyt duża to szybko będzie wzrastać wartość funkcji U_2 [41, 50, 61]. Analizowanie procesu ciągnięcia z użyciem funkcji U daje możliwość oceny zdolności dostosowania się korka, a w zasadzie jego położenia w kotlinie odkształcenia [61]. Wartości funkcji U_1 oraz U_2 muszą osiągać wartości <1 , co zapewni możliwość stabilnego funkcjonowania procesu. Z powyższych wykresów wynika, że zmiana współczynnika tarcia, obniża wartość funkcji U . Zatem, zmniejszanie wartości tego współczynnika będzie powodować zmniejszanie wartości funkcji U . Daje to możliwość stosowania większych różnic kątów α oraz β .

Z punktu widzenia obliczeń teoretycznych bardziej pożądane są wysokie kąty ciągań, w zakresie od 10 do 15° (kąt α pojedynczy), dla których funkcje są łagodniejsze, a zatem stabilne warunki ruchu korka występują w szerszym zakresie różnicy kątów. W przypadku bardzo małych średnic rurki, a co za tym idzie małych wymiarów korka, tak duże kąty powodują jednak znaczne skrócenie części stożkowej l_β , co bywa problematyczne z punktu widzenia technologii wytwarzania, jak również zachowania tolerancji wymiarowych korka swobodnego.

Ze względu na złożoność ciągnięcia rurek na korku swobodnym, zwiększa się ilość parametrów procesu, które należy uwzględnić podczas jego projektowania. Autorzy publikacji [41, 61] wyróżniają sześć z nich:

1. Materiał posiada swoją indywidualną nośność, która musi być większa niż zastosowana siła ciągnięcia.
2. Siła ciągnięcia musi mieć wartość niższą, niżeli elementy konstrukcyjne ciągarki.
3. Średnica wewnętrzna rurki musi być większa niżeli średnica zewnętrzna beczki korka.
4. Długość kontaktu obliczona z geometrii procesu musi być mniejsza niż długość części stożkowej korka.
5. Silnik odpowiadający za moc ciągnięcia, musi mieć moc większą niż moc ciągnięcia.
6. Materiał musi utrzymać swoje własności plastyczne, zatem sumaryczne graniczne odkształcenie musi być mniejsze niż graniczne własności plastyczne materiału.

Na podstawie powyższych informacji, można stwierdzić, że kąt stożka zgniatającego ciągała, kąt stożkowej części korka oraz długości cylindryczne korka i ciągała charakteryzują kształt kotliny odkształcenia przez co wpływają na przebieg procesu [50].

Dobór tych parametrów wpływa na siłę ciągnięcia, trwałość ciągadła i korka, siły działające na korek i ciągadło oraz ustawienie korka w kotlinie odkształcenia szczególnie podczas rozpoczęcia procesu ciągnięcia. Parametry te mają również wpływ na naprężenia występujące w samej rurce [46, 50, 63].

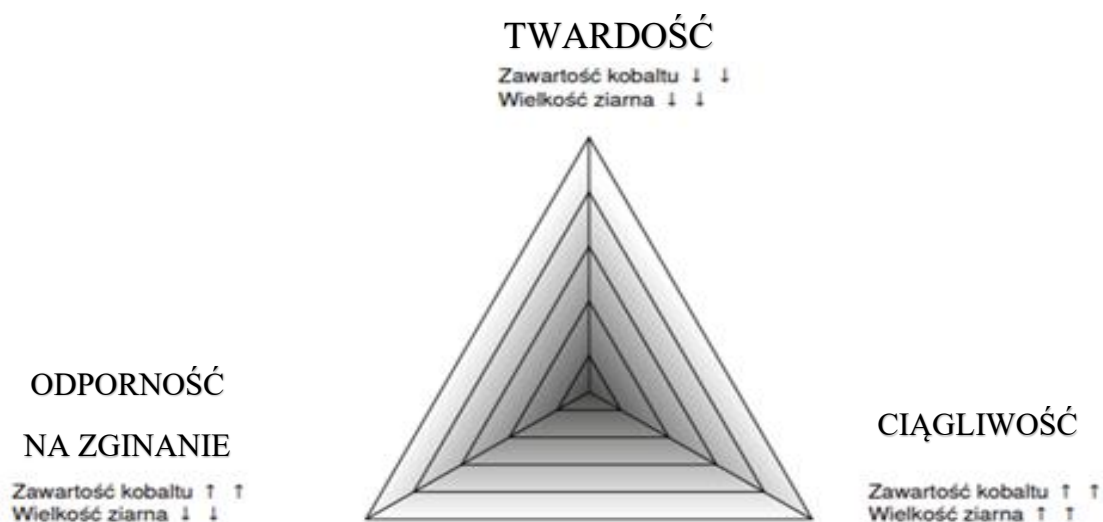
Proces ciągnięcia rurek na korku pływającym został szeroko zaimplementowany w praktyce przemysłowej, podyktowane jest to wysokim współczynnikiem wydłużenia całkowitego $\lambda_c < 1,70$ (1). Korek pływający może być z powodzeniem stosowany w ciągarkach ławowych oraz bębnowych [41, 42, 52, 57 – 59].

Dla procesu przeróbki plastycznej drutów, kształtowników, prętów oraz rurek poprzez ciągnięcie stosuje się wybrany zespół narzędzi składających się z ciągadła oraz korka [41, 46, 51, 61, 66]. Ciągadło to narzędzie do przeróbki plastycznej, wykonane z wysoką dokładnością do zastosowań precyzyjnych takich jak ciągnięcie. Ukształtowanie ciągadła zapewnia dokładność wymiarów, gładkość powierzchni, własności mechaniczne oraz odpowiednią strukturę ciągnionego materiału [65, 66]. Ciągadła wykonuje się obecnie głównie z węglików spiekanych oraz technicznego diamentu [41, 61, 62, 66]. Spieki węglików, które trudno się topią z materiałem wiążącym nazywane są węglnikami spiekanymi. Najczęściej stosowanymi są węgliki tytanu (TiC), wanadu (VC), chromu (Cr_2C_3) oraz wolframu (WC) [41, 67, 68]. Kobalt jest jednym z metali wiążących, używanych do produkcji ciągadeł zawierających węglik spiekany typu G. Zaletą tych narzędzi jest bardzo duża twardość oraz możliwość uzyskiwania gładkiej powierzchni przy bardzo niskiej ścieralności. Tabela 3 znajdująca się poniżej przedstawia własności spieków grupy wolframowej [41, 61, 66, 69].

Tabela 3. Grupa wolframowa, skład chemiczny, własności [41]

Gatunek	Skład chemiczny, %		Gęstość , g/cm ³	Twardość, HRA	Wytrzymałość na zginanie R_g , MPa	Wytrzymałość na ściskanie R_c , MPa	Moduł sprężystości wzdłużnej E , MPa
	Węglík wolfram u WC	Kobalt Co					
H10	94	6	145–150	90,0	1150	5900	630 000
G10	94	6	144–149	89,0	1300	5800	620 000
G15	91	9	144	87,5	1400	-	-
G20	89	11	140–145	87,0	1500	4650	580 000
G30	85	15	137–142	86,0	1700	4150	540 000
G40	80	20	133	84,0	1800	3700	500 000
G50	75	25	130	82,0	1900	3300	470 000

W rozwiązaniach praktycznych ciągnięcia rurek ze stopów metali nieżelaznych, najlepsze parametry ciągnięcia uzyskuje się używając ciągadeł i korków z gatunku G15 oraz G20. Wzrost procentowy kobaltu w spieku, powoduje, że maleje wytrzymałość na ściskanie oraz twardość ciągadła. Większa ilość kobaltu to również mniejsza odporność na ścieranie i moduł sprężystości wzdłużnej. Rośnie natomiast wytrzymałość na zginanie. Węglik spiekane posiadają bardzo dużą wytrzymałości na ściskanie. Podczas procesu ciągnięcia istotne znaczenie ma rosnąca temperatura. Węglik spiekane charakteryzują się bardzo dobrymi parametrami przewodnictwa i rozszerzalności cieplnej i dzięki tej własności użycie ciągadła wykonanego ze spieku ogranicza wpływ temperatury na właściwości smarów, nie powodując ich degradacji w czasie. Znaczącym parametrem charakteryzującym zachowanie się węgliku podczas ciągnięcia jest zawartość kobaltu. Rysunek 16 przedstawia zachowanie właściwości węglików uzależnione od zawartości kobaltu i wielkości ziarna.



Rysunek 16. Właściwości węglików od ilości kobaltu oraz wielkości ziarna [70]

W strukturze węglików spiekanych wyróżnia się fazę twardą, która odpowiada za odporność na ścieranie i twardość oraz spoiwo metaliczne, które odpowiada za ciągliwość. Rysunek 17 przedstawia strukturę węglików spiekanych.



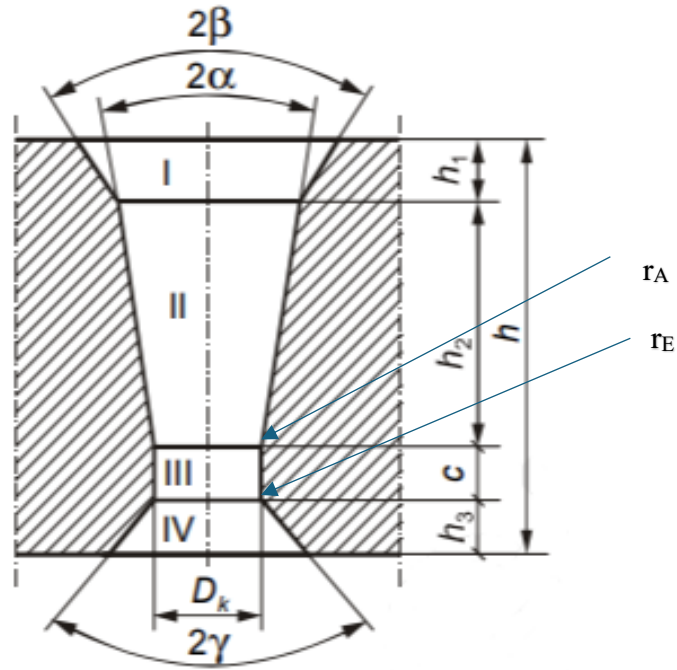
Rysunek 17. Struktura węglików spiekanych [70]

W Polsce, nazwą handlową gatunku G15 oraz G20 jest CTS20 (K20 – 40). Dla potrzeb cięgarstwa przeznaczone są produkty z uziarnieniem średnim, drobnym oraz submikronowym. Tabela 4 to swoisty przewodnik, przedstawiający stosowanie wybranych gatunków węglików w procesach ciągnięcia.

Tabela 4. Przewodnik gatunków węglików do procesów ciągarskich [70]

Kod CT	Narzędzia ciągarskie – metale żelazne (matryce i trzpienie)			Narzędzia ciągarskie – metale nieżelazne (matryce i trzpienie)		
	duże $\emptyset$		małe $\emptyset$	duże $\emptyset$		małe $\emptyset$
	Wysoka ciągliwość	Średnia ciągliwość Średnia odporność na ścieranie	Wysoka odporność na ścieranie	Wysoka ciągliwość	Średnia ciągliwość Średnia odporność na ścieranie	Wysoka odporność na ścieranie
CTS 10						
CTS 12						
CTS 15						
CTS 20						
CTS 24						
CTS 30						
CTF 11						
CTF 12						
CTF 18						
CTF 24						
CTF 30						

Autorzy prac [41, 46, 61, 66, 69] opisują możliwości wytwarzania ciągadeł również z innych materiałów, takich jak naturalny diament, syntetyczne monokryształy diamentu oraz polikryształy. Na potrzeby niniejszej pracy oraz szerokie praktyczne zastosowanie węgla wolframu poruszone zostaną kwestie związane tylko z tymi spiekami. Ciągadło składa się z dwóch zespolonych ze sobą części, oczka – które jest wykonane z materiałów przenoszących bardzo wysokie naciski oraz zapewniających gładką powierzchnię, a także oprawy metalowej, która pełni funkcję zabezpieczającą oczko przed zniszczeniem. Oprawa ma zadanie również ułatwić umiejscowienie ciągadła w ciągarce [41, 71]. Oczka ciągadeł mogą przyjmować kształt stożkowy, łukowy oraz sigmoidalny. Na potrzeby niniejszej pracy oraz zastosowania w praktyce omówione zostaną ciągadła stożkowe, ze względu na łatwość wykonania oraz powszechność stosowania w stosunku do ciągadeł łukowych. W procesach produkcji istotne jest zachowanie możliwie zbliżonych warunków procesowych, co wymaga ciągłej, systematycznej kontroli w czasie trwania użytkowania ciągadeł. Wykonanie stożkowe ciągadeł powoduje to zadanie możliwym do wykonania [66, 72]. Rysunek 18 przedstawia konstrukcję ciągadła stożkowego.



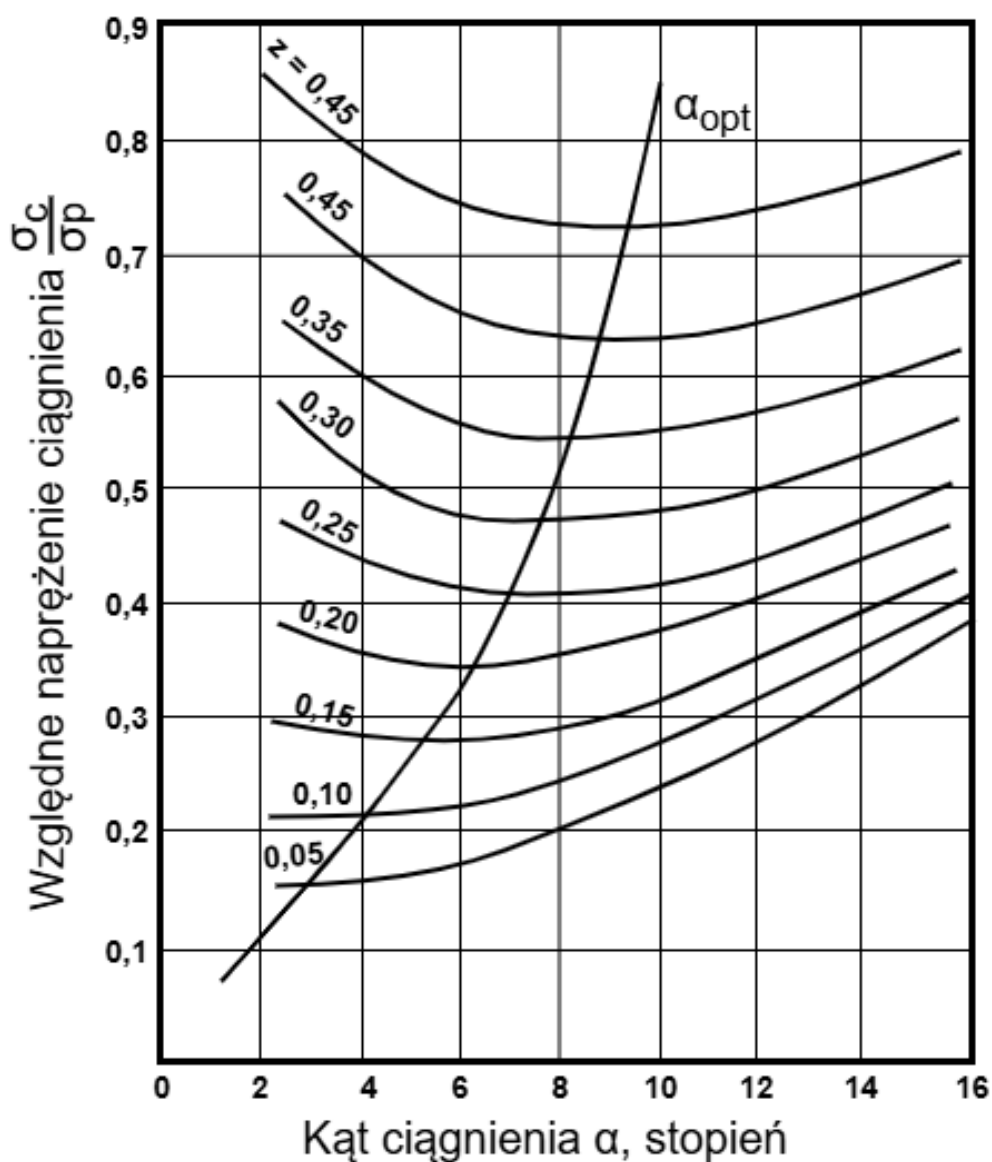
Rysunek 18. Konstrukcja otworu ciągadła stożkowego [41, 46]

Strefa I to stożek smarujący (inaczej wejściowy, wlotowy, przedni), o kącie β . Strefa II to stożek zgniatający (roboczy, pracujący) o kącie α , i długości h_2 , Strefa III, to strefa kalibrująca o długości c , oraz średnicy D_k . Strefa IV, ostatnia to, stożek wyjściowy oznaczony kątem 2γ [41, 66]. Ważne przy uwzględnieniu konstrukcji ciągadeł są promienie r_A oraz r_E . Promienie te definiują zaokrąglenia pomiędzy stożkiem zgniatającym, a częścią kalibrującą – r_A , oraz częścią kalibrującą i stożkiem wyjściowym – r_E . Wspomniane promienie tworzą łagodną strefę przejścia materiału przez ciągadło. Bez zachowania tych promieni, przejścia będą miały charakter „ostry”, może to powodować utratę jakości powierzchni materiału ciągnionego jak i doprowadzić do zerwania materiału podczas procesu ciągnięcia [66, 69]. Stożek zgniatający to najważniejsza część ciągadła. Element ten odpowiedzialny jest za przeróbkę plastyczną ciągnionego materiału. Tutaj następuje zgmiot. Stożek zgniatający charakteryzuje się dwoma parametrami, kątem α oraz długością stożka h_2 . Długość stożka można obliczyć przy pomocy wzoru:

$$h_2 \geq \frac{(\sqrt{\lambda}-1) D_k}{2 \operatorname{tg} \alpha} \quad (5)$$

λ – maksymalne projektowane wydłużenie materiału w danym ciągadle [51, 66]. Kąt α dobierany jest w zależności od wielkości odkształcenia, średnicy ciągnionego materiału oraz własności mechanicznych. Przyjmuje się, że wraz ze wzrostem średnicy i większym

odkształceniem, a mniejszym oporem plastycznym materiału zwiększa się optymalny kąt w części roboczej. Należy również brać pod uwagę, że mniejszy kąt w strefie zgniotu warunkuje lepsze wprowadzanie smaru do kotliny odkształcenia [61]. Autorzy publikacji [73, 74] przedstawiają zależność optymalnego kąta ciągnięcia, dla którego naprężenia ciągnięcia osiągają wartość minimalną. Rysunek 19 przedstawia powyższą relację.

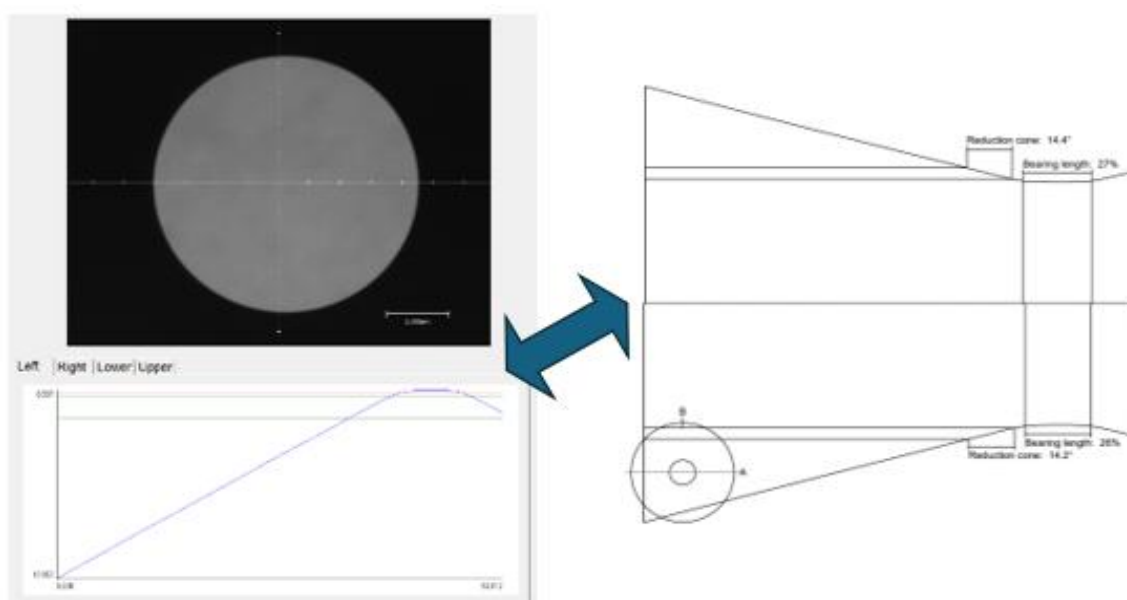


Rysunek 19. Optymalny kąt ciągnięcia [73, 74]

W celu kontroli jakości wykonania narzędzi oraz ich zużycia w czasie, stosowane są metody optyczne oraz dotykowe. Pomiar matryc odbywa się głównie przy użyciu aparatury optycznej. Rysunek 20 przedstawia urządzenie pomiarowe i przykładową matrycę używaną w procesie ciągnięcia na korku swobodnym. Rysunek 21 natomiast przykładowy rezultat pomiaru wykonanego na wspomnianym urządzeniu.



Rysunek 20. Stanowisko do pomiaru narzędzi ciągarskich



Rysunek 21. Wynik przykładowego pomiaru ze stanowiska pomiarowego narzędzi ciągarskich

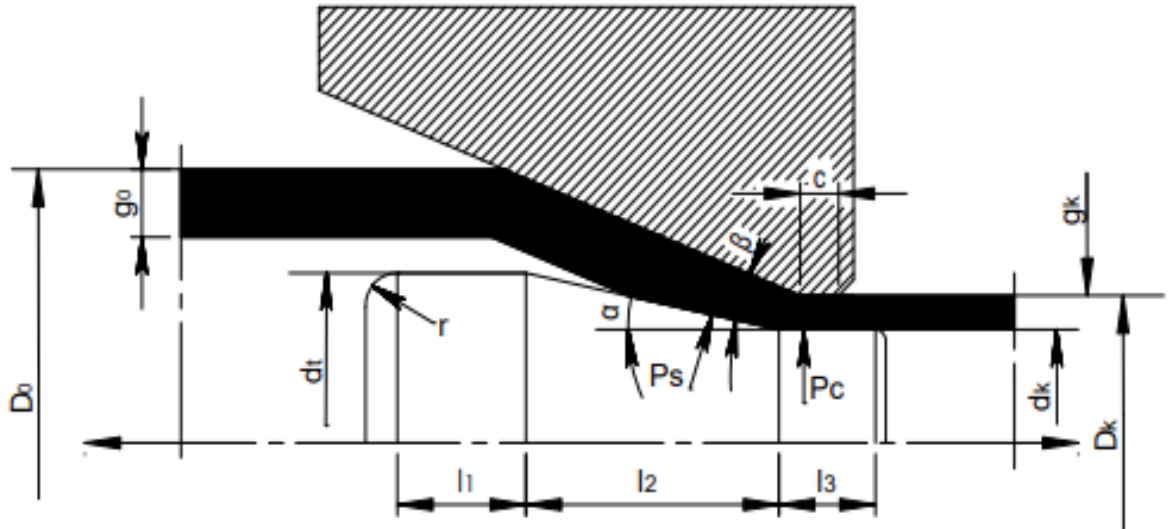
Widoczne na powyższym rysunku rezultaty pomiaru prezentują kształt narzędzia schematycznie przedstawionego na Rysunek 18.

Strefa III – to strefa kalibrująca. Nadaje przeciąganemu materiałowi średnicę zewnętrzną. Część ta została zdefiniowana dwoma wymiarami, długością c oraz średnicą D_k . W zależności od potrzeb średnica otworu kalibrującego ma wymiar procesowy. Długość c natomiast zależy od gatunku materiału oraz średnicy przerabianego materiału w danym kroku procesu [51, 66]. Wpływa ona zasadniczo na siłę ciągnięcia, głównie przy małych wydłużeniach [10]. Długość części kalibrującej należy dobierać tak, aby z jednej strony zachować jak najdłuższą żywotność ciągadła – zabezpieczyć przed zużywaniem (wycieraniem), a z drugiej optymalizować tarcie występujące podczas ciągnięcia. Tarcie ma negatywny wpływ na nagrzewanie narzędzi oraz zwiększenie sił ciągnięcia. Na skutek działania negatywnych czynników tarcia, może dochodzić do zerwania materiału na skutek wzrostu naprężeń [46, 51, 66]. Wartość c można obliczyć przy pomocy poniższej formuły:

$$c = (0,2 - 2,0)D_k \quad (6)$$

Autorzy publikacji [46, 47] podają, że dla materiałów trudno odkształcalnych należy przyjmować współczynnik tarcia od 0,4 do 1,0.

Trzpień – inaczej korki, wykonywane są z węglików spiekanych. Stosuje się je do ciągnięcia rurek w połączeniu z ciągadłem [69, 75, 76]. Dla procesów ciągnięcia rurek z pocienieniem ścianek stosuje się trzy rodzaje korków: ruchome, stałe o powierzchni cylindrycznej oraz swobodne o powierzchni stożkowej [46]. Trzpień ruchome wykorzystuje się do przeciągania na tak zwanym długim trzpieniu – gdzie przyjmuje on długość całej rurki z naddatkiem na ciągnięcie oraz ściąganie rurki po ciągnięciu. Korki stałe o powierzchni cylindrycznej, mocowane na żerdzinie używane są w ciągarkach ławowych [77 – 80]. Do produkcji długich rurek, produkowanych na ciągarkach bębnowych stosowane są korki o powierzchni stożkowej. Rysunek 22 przedstawia kształt korka.



Rysunek 22. Kształt korka używanego do ciągnięcia swobodnego [46]

Do opisu charakterystyki korka używa się następujących oznaczeń: l_3 – długość części cylindrycznej, l_2 – długość części stożkowej, α – kąt korka. Wymiary mniej znaczące, jak d_t , r oraz l_1 nie mają znaczącego znaczenia, jednakże również wpływają na pracę korka [46, 50, 69]. Wszystkie wymiary są związane z kształtem ciągadła, rodzajem odkształcanego metalu, wymiarami materiału oraz współczynnikiem tarcia [46, 81 – 83]. Długość l_1 oraz średnicę d_t oblicza się wykorzystując wartość średnicy początkowej D_0 rurki oraz początkowej grubości ścianki przeciąganego materiału g_0 [46]. Relacja ta wygląda następująco:

$$l_1 = 0,4 \div 0,7 / (D_0 - 2g_0) \quad (7)$$

$$d_t = \sqrt{D_0 - 2g_0} (\sqrt{D_0 - 2g_0} - \tan \frac{\alpha}{2} \sqrt{2g_0}) \quad (8)$$

Jednakże, należy pamiętać, że wartość $d_t \geq D_k + 0,5 \text{ mm}$. Kolejną część, to najważniejsza część korka. Definiują ją parametry: długości l_2 oraz kąt pochylenia α_{opt} .

$$l_2 = \frac{d_t - d_k}{2 \tan \alpha} \quad (9)$$

$$\sin \alpha_{opt} = \frac{\sin \beta}{\frac{2(g_0 - g_k)}{d_t - d_k} + 1} \quad (10)$$

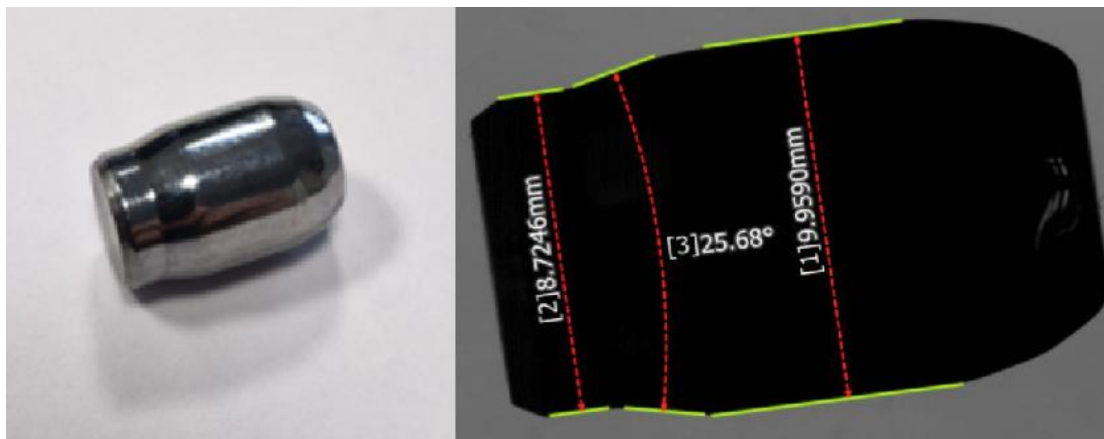
W praktyce, zależność między kątami α oraz β wygląda następująco:

$$\alpha - \beta = 2^\circ \div 6^\circ$$

Na zachowanie warunków równowagi korka znaczący wpływ ma część kalibrująca – cylindryczna, którą opisują zależności l_3 oraz d_3 . Średnica d_3 przyjmuje uwarunkowania technologiczne związane z procesem, natomiast długość l_3 opisuje poniższa formuła:

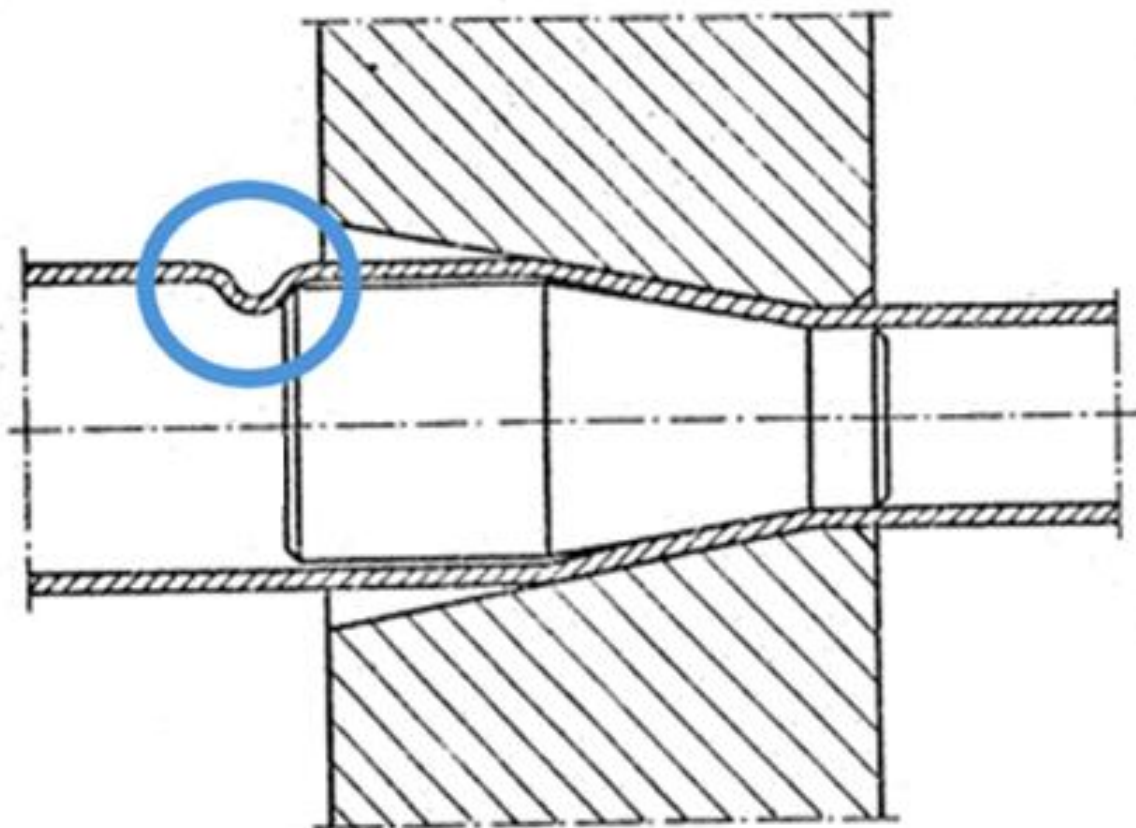
$$l_3 = \frac{p_s}{p_c \sin(\alpha - \beta)} \left[\frac{(g_0 - g_k) \tan \alpha}{d_k \sin(\alpha - \beta)} + 1 \right] \left(\frac{\tan \alpha}{\mu} - 1 \right) \quad (11)$$

W powyższym wzorze stosunek nacisków jednostkowych p_s oraz p_c przyjmuje wartość 1,5 – 2 [46, 50]. Zatem, dobór konstrukcyjny narzędzi takich jak korki, zmierza do usprawniania procesu ciągnięcia pod kątem efektywności ilościowej jak i poprawy jakości powierzchni rurki. Połączenia korka z ciągadłem powinno wytworzyć wysokie ciśnienie smaru w strefie odkształcenia dla zapewnienia wystarczającego poziomu ślizgu materiału [61, 84 – 88]. Rysunek 23 przedstawia przykładowy korek pływający używany do ciągnięcia rurek.



Rysunek 23. Przykładowy korek do ciągnięcia rurek.

Użycie korka swobodnego podczas ciągnięcia rurek powoduje powstanie problemu utrzymania go we właściwej pozycji względem ciągniętego materiału oraz matrycy [89, 90]. Autor pracy [91] przedstawia szereg metod, zapewniających chwyt korka w początkowej fazie procesu. Najczęściej stosowanym rozwiązaniem w praktyce przemysłowej jest zagniatanie rurki zaraz za pozycją korka swobodnego umieszczonego w rurce. Rysunek 24 przedstawia wspomniane zagniecenie.



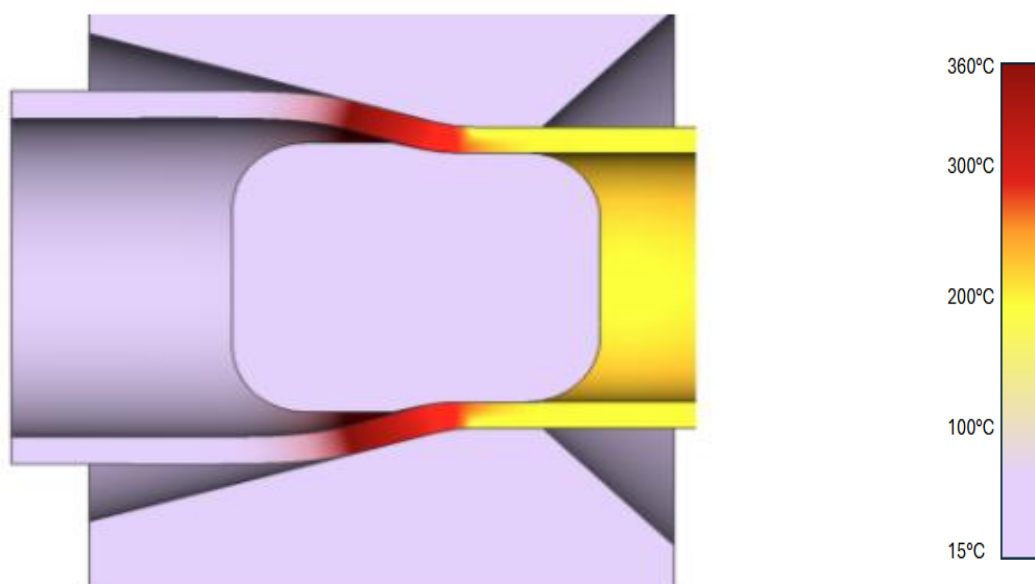
Rysunek 24. Zagniecenie rurki wykonywane celem pochwycenia korka [91]

Koniecznym jest zaznaczenie, że wykonane zagniecenia powoduje w początkowej fazie wzrost siły ciągnięcia oraz wzrost wartości tarcia i może to doprowadzić do zerwania rurki. Dlatego też dobór zagniecenia rurki podlega określonym zasadom oraz doświadczeniu [91].

2.3. Tarcie i smarowanie w procesie ciągnięcia

Powierzchnia styku pomiędzy dwoma ciałami, powoduje powstawanie w nich odpowiednich sił. Jednakże dopiero względny ruch pomiędzy tymi ciałami powoduje pojawienie się oporu, który nazywamy tarcie [41, 63]. Proces ciągnięcia rurek, z punktu widzenia występowania zjawiska tarcia, jest procesem wyjątkowo złożonym [46]. Znaczne tarcie, które występuje podczas ciągnięcia na powierzchni styku metalu z ciągnadłem i korkiem powoduje negatywne skutki na proces ciągnięcia [93]. Tarcie bowiem wpływa na możliwości kinematyczne i geometryczne procesu ciągnięcia, wywierając istotny wpływ na pole naprężeń oraz ich stan. Dotyczy to w szczególności materiału, którego własności mechaniczne są dużo niższe, aniżeli narzędzi [94]. Warto

zauważyć, że w szczególności dotyczy to warstw wierzchnich rurki [94]. Zwiększone tarcie wpływa na wzrost siły ciągnięcia, co powoduje zwiększenie wydatku energetycznego. Wpływa również na zużycie powierzchni roboczej matrycy oraz korka. Występowanie tarcia powoduje trudność w utrzymaniu gładkiej powierzchni produktu [94]. Nieodpowiednio dobrane parametry tarcia mogą powodować nierównomierność odkształceń w przekroju ciągnionego elementu [92]. Zjawisko powodujące nierównomierność odkształceń można nazwać „hamowaniem płynięcia” metalu w strefie odkształcenia [46]. Z punktu widzenia samego procesu, tarcie powoduje wzrost temperatury w kotlinie odkształcenia. Wpływa to, na przerwanie filmu olejowego, na skutek zwiększenia siły potrzebnej do odkształcenia plastycznego materiału, a w konsekwencji zerwanie rurki [61]. Warto w tym miejscu zauważyć, że wraz ze wzrostem prędkości ciągnięcia wzrasta temperatura przetwarzanego materiału [94]. Ciepło powstające podczas ciągnięcia jest wynikiem pracy tarcia oraz odkształcenia plastycznego. Proporcja udziału tarcia oraz odkształcenia plastycznego na wartość ciepła to 10% sił tarcia, a 90% to wynikowa odkształcenia plastycznego [41, 94]. Ciepło wynikające z tarcia powoduje, że rośnie temperatura w warstwie powierzchniowej metalu oraz powierzchni ciągadła i korka. Z punktu widzenia przekroju poprzecznego, rurka nagrzewa się w równomierny sposób na skutek pracy odkształcenia plastycznego [41], rysunek 25.



Rysunek 25. Przykładowy rozkład temperatury w rurce podczas ciągnięcia.

Ważnym aspektem efektywności procesowej jest zatem zmniejszenie prędkości ciągnięcia oraz trudność w stosowaniu dużych gniotów [93, 95]. Wielu autorów

wskazuje, że na pokonanie sił tarcia zużywa się około 30-50% całkowitej siły ciągnięcia. Należy pamiętać, o oporach dodatkowych wynikających z odkształceń plastycznych – tak zwanych odkształceń zbędnych. Wtedy udział siły potrzebnej do wykonania odkształcenia będzie mniejszy niż 50%. Wynikowo, około 50% energii użytej w procesie można uznać za energię straconą bezproduktywnie na tarcie oraz odkształcenia zbędne [41, 94]. Powyższe dane wskazują jednoznacznie, że poprawa sprawności energetycznej procesu ciągnięcia zależy od parametrów tarcia w tym procesie. Należy dążyć do zmniejszania negatywnego wpływu tarcia, poprzez jego minimalizację, a przyczynić się do tego mogą: stosowanie odpowiednich środków smarujących oraz dobrana odpowiednio konstrukcja narzędzi ciągarskich [41, 61, 96].

W procesie ciągnięcia występuje tarcie graniczne – jest to pośrednia forma tarcia półstałego oraz półpłynnego. Połączenie smaru z dodatkiem substancji powierzchniowo czynnych powoduje występowanie tarcia granicznego [46, 61, 63, 97]. Cząsteczki, które przylegają do metalu są w stałym położeniu pomimo działających sił, które dążą do ich przesuwania. To powoduje, że substancje te niejako przyczepiają się do metalu charakteryzując się dużą przyczepnością [41, 61]. Dlatego też, współczynnik tarcia przyjmuje w tym wypadku wartość od 0,02 do 0,15 [61]. W procesach ciągnięcia rurek środek smarujący przechodzi przez pewną objętość dostarczaną do środka rurki oraz na powierzchnię zewnętrzną. Ilość smaru przyjmuje pewną objętość. Zatem, do kotliny odkształcenia środek smarny dostarczany jest na skutek przyczepienia się do powierzchni ciągniętego materiału. Ilość dostarczanego środka smarującego zależy jest w dużej mierze od kątów narzędzi ciągarskich. W praktyce, im większy kąt ciągadła tym większa trudność w przeniesieniu środka smarującego do kotliny odkształcenia [41, 46, 61, 94, 98]. W literaturze brak jest informacji o tym w jaki sposób zachowuje się środek smarny w przestrzeni pomiędzy korkiem, a rurką.

Poniższa zależność opisuje prace sił zewnętrznych L_z , na które składają się: praca odkształceń plastycznych L_{op} oraz praca wynikająca z pokonywania oporów tarcia L_T . Zależność ta wyprowadzona jest z energetycznego punktu widzenia [46, 94].

$$L_z = L_{op} + L_T \quad (12)$$

Z powyższej zależności wyprowadzić można współczynnik sprawności energetycznej, który wyrażony jest wzorem:

$$\eta = \frac{L_{op}}{L_z} = 1 - \frac{L_T}{L_z} \quad (13)$$

Z zależności tej odczytać można, że praca sił tarcia rzutuje na ogólną sprawność procesu, dlatego też parametry ciągnięcia należy dobierać w taki sposób, aby składowa L_T miała jak najmniejszą wartość [46, 99].

Do przewyciężenia powstałego oporu tarcia należy dobrać określoną siłę, nazywaną siłą tarcia. Naprężenia styczne, nazywane inaczej naprężeniami tarcia, to stosunek siły tarcia przyłożonej do powierzchni. Do obliczenia naprężeń stycznych w ciągarstwie używa się dwóch metod. Pierwszą z nich jest opis tarcia z przyjęciem założenia, że na powierzchni styku występuje stała wartość tarcia.

$$\tau = m \tau_{max} \quad (14)$$

W powyższej zależności m – to czynnik tarcia, zaś τ_{max} to maksymalne naprężenie styczne, jakie występuje w materiale w chwili uplastycznienia (σ_p). σ_p – to naprężenie uplastyczniające.

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_p}{\sqrt{3}} \quad (15)$$

Uwzględniając powyższe równania, można wyprowadzić zależność:

$$\tau = m \frac{\sigma_p}{\sqrt{3}} \quad (16)$$

Gdzie wartość czynnika tarcia dobierana jest z przedziału $<0,1>$. Druga zależność wynikająca z prawa Coulomba wskazuje, że naprężenia styczne w dowolnym punkcie powierzchni styku są proporcjonalne do nacisku p pomiędzy dwoma ciałami, a skierowany jest przeciwnie do względnego ruchu pomiędzy tymi ciałami.

$$\tau = \mu p \quad (17)$$

Współczynnik tarcia μ jest stały dla wybranego narzędzia dla ustalonych warunków temperaturowych i wyznaczonej mikrogeometrii powierzchni. Należy jednak zwrócić uwagę, że nie uwzględnia on prędkości wzajemnego przemieszczenia się powierzchni trących. Naprężenie tarcia jest zmienne na skutek zmieniającego się nacisku na powierzchniach stycznych metali [41]. Wzrost naprężeń ciągnięcia, wprost wynika ze wzrostu współczynnika tarcia. Dla wspomnianego wcześniej zakresu $m = 0,02 - 0,15$ można przyjąć praktycznie liniową zależność naprężenia ciągnięcia od tego współczynnika. Należy jednak zwrócić uwagę, że maksymalna wartość naprężenia ciągnięcia $\sigma_{c max}$ nie może przekraczać wartości naprężenia uplastyczniającego przeciąganego materiału σ_{pk} .

$$\sigma_{c max} \leq \sigma_{pk} \quad (18)$$

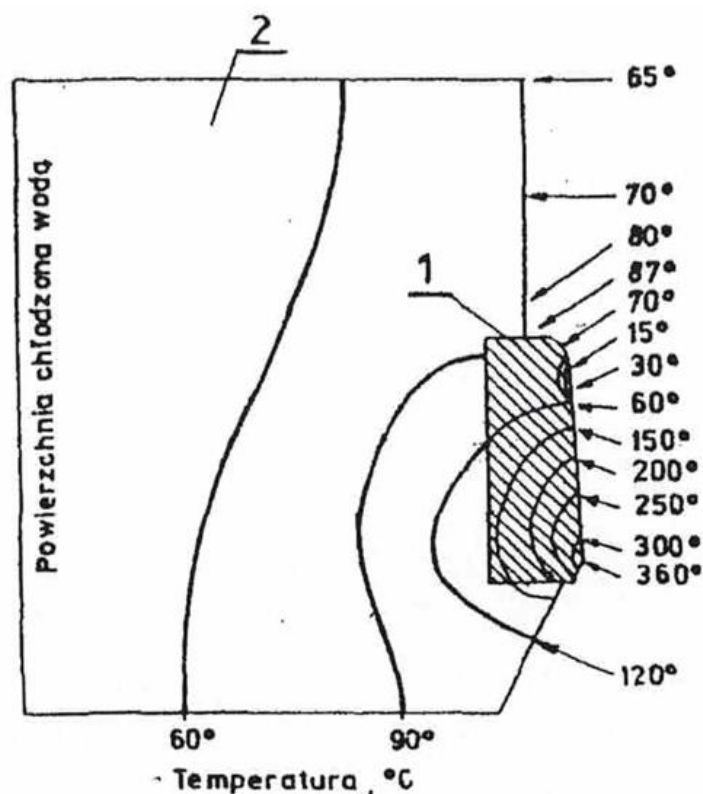
W praktycznych zastosowaniach nie dopuszcza się takich parametrów ciągnięcia, dla których nie będzie spełniona poniższa zależność:

$$\gamma = \frac{\sigma_c}{\sigma_{pk}} < 1 \quad (19)$$

Wartość γ to współczynnik zapasu wytrzymałości. Odpowiednio dobrany zapewnia płynny przebieg procesu ciągnięcia, bez powodowania pęknięć poprzecznych. Dla ciągnięcia rurek $\gamma \leq 0,7$.

W warunkach produkcyjnych, w stosunkowo łatwy sposób, można zmierzyć siłę potrzebną do ciągnięcia. Z wykorzystaniem właściwego wzoru na siłę ciągnięcia można uniwersalnie obliczać współczynnik tarcia [61].

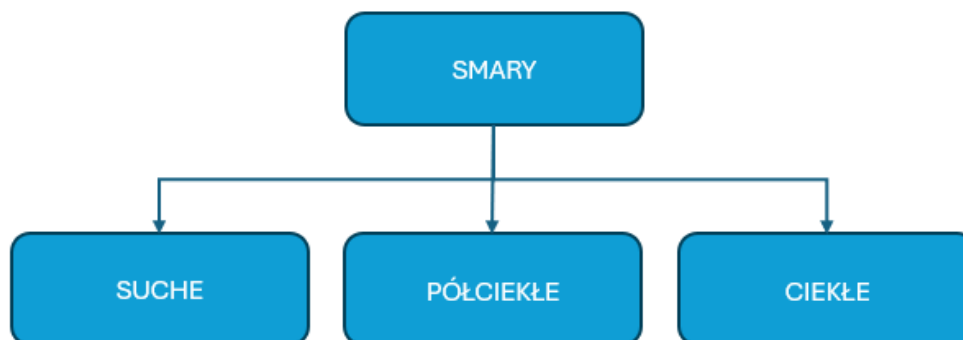
Na nagrzewanie się narzędzi podczas ciągnięcia, wpływa tarcie. Oddziaływanie to następuje głównie w wierzchnich warstwach ciągnadła oraz korka [41]. Najwyższa temperatura znajduje się na powierzchni ciągnadła i jest dużo większa aniżeli temperatura ciągniętej rurki i mieści się w przedziale od 100 do nawet 300 °C [41, 94]. Podstawowymi parametrami, które mogą powodować wzrost temperatury w oczku ciągnadła jest prędkość oraz kąt ciągnięcia. Kolejną istotną relację tworzy wielkość gniotu oraz właściwości mechaniczne rurki podczas ciągnięcia. Ważną funkcję odgrywa również rodzaj warstwy podsmarnej oraz sam smar. Temperatura będzie rosła również w chwili niewystarczająco dobrej powierzchni rurki przygotowanej przed ciągnięciem. Warto zwrócić uwagę, że zmiana wartości prędkości ciągnięcia rurki przy stałym gniocie będzie powodować wzrost temperatury. Ten sam efekt można zauważyć, gdy zmniejsza się kąt ciągnięcia i ma to związek wprost, ze zwiększeniem się powierzchni styku rurki z narzędziami. Zwiększenie pracy na skutek działania odkształcenia plastycznego oraz zwiększanie gniotu, również wpływa na wzrost temperatury. Temperatura w relacji z prędkością ciągnięcia jest proporcjonalna do jej pierwiastka sześciennego [41, 46, 61, 94]. Dla niskich wartości prędkości, łatwiej jest utrzymywać niską temperaturę narzędzi, poprzez utrzymanie wysokiej jakości chłodzenia. Stosowanie smarów o dużych pojemnościach cieplnych dla tego typu rozwiązań ma kluczowe znaczenie. W szczególności podczas ciągnięcia z dużymi prędkościami [41, 61]. Rysunek 26 przedstawia rozkład temperatury w ciągnadle podczas ciągnięcia. Wynika z niego, że najwyższa temperatura jest na końcu strefy zgniatającej ciągnadła [61].



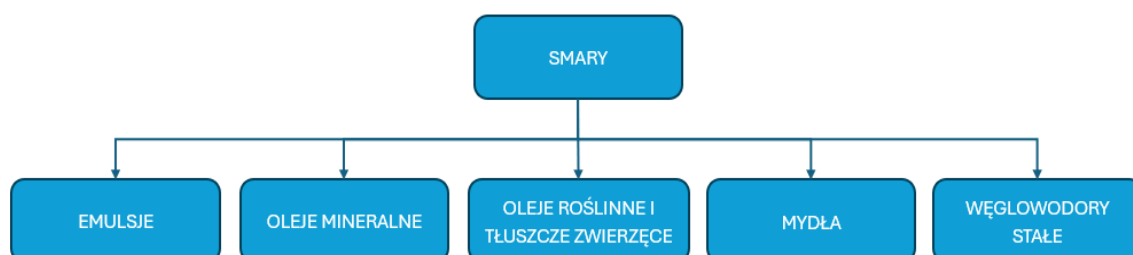
Rysunek 26. Rozkład temperatury w ciągadzie, gdzie: 1 – oprawa narzędzia chłodzona wodą; 2 – część robocza narzędzia [61]

Wielu autorów wykazuje, że niskie wartości współczynników tarcia można uzyskać poprzez użycie odpowiedniego smarowania. W konsekwencji obniżona zostaje temperatura narzędzi ciągarskich, na skutek pomniejszenia udziału sił tarcia. Skutkiem takiego działania jest nagrzewanie się smaru. Wzrost temperatury smaru, natomiast, powoduje zmianę jego parametrów. Dlatego też ważne jest zastosowanie odpowiednio dobranego smarowania [61]. Celem smarowania w procesach ciągnięcia jest przede wszystkim pomniejszenie sił tarcia na powierzchniach styku rurki i narzędzi ciągarskich. Zastosowanie środka smarnego powoduje skuteczne oddzielenie powierzchni, które ze sobą współpracują, przez co zwiększają żywotność narzędzi. Jednakże, ich najważniejszym zadaniem jest niwelowanie ujemnego wpływu sił tarcia na zachowanie się procesu ciągnięcia oraz zapewnienie pożądanych właściwości wyrobów ciągnionych [100]. Smary ciągarskie wytwarzają warstwę, tak zwaną błonkę smaru, pomiędzy stykającymi się powierzchniami [41]. Pomiędzy rurką, a narzędziami ciągarskimi wprowadzone zostaje ciało czwarte, które charakteryzuje się niskimi oporami tarcia wewnętrznego [100]. Warstwa ta jest na tyle gruba, aby maksymalnie zminimalizować punkty styku rurki z narzędziami. Błonka posiada swoją wytrzymałość, która uzależniona jest od własności smaru oraz zaprojektowanego procesu ciągnięcia –

gniotów oraz wielkości wytworzonej temperatury [41]. Jakość smarowania uzależniona jest od wybranego środka smarnego oraz konstrukcji samego narzędzia, od którego zależy ilość dostarczanego smaru pomiędzy trące powierzchnie [41]. Warstwa smarna powinna być łatwa do usunięcia dla potrzeb dalszych obróbek cieplnych [46]. Środki smarne można rozróżnić ze względu na ich konsystencje. Rysunek 27 przedstawia ten podział. Natomiast Rysunek 28 pokazuje podział występujący ze względu na ich skład chemiczny.



Rysunek 27. Podział smarów ze względu na konsystencję [41]



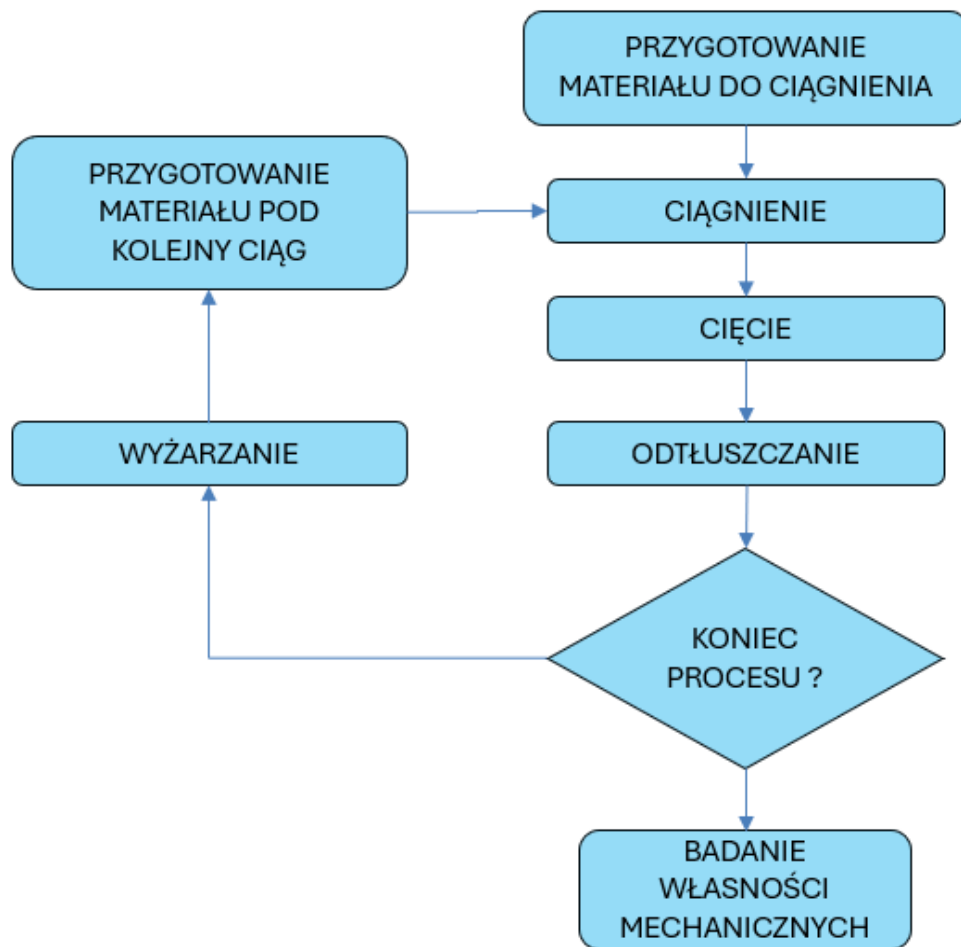
Rysunek 28. Podział smarów ze względu na skład chemiczny [41]

Smary należy w praktyce dobierać w zależności od składu chemicznego, własności mechanicznych i fizycznych. Z punktu widzenia samego procesu ciągnięcia, istotne są prędkość ciągnięcia, naciski jednostkowe, temperatury, wielkości ubytków przekroju oraz od krotności ciągnięcia [100]. Nagrzewanie się smaru podczas procesu ciągnięcia powoduje zmniejszenie jego lepkości, co implikuje, że dla trudniejszych warunków ciągnięcia należy dobierać smarowanie charakteryzujące się wysoką lepkością oraz przyczepnością [41, 46, 100]. W procesach ciągnięcia rurek, stosowanymi najczęściej, są smary ciekłe, które komponowane są z różnych olejów. W praktycznych rozwiązaniach znalazły również zastosowanie smary stałe, które składają się głównie z mydła [41, 45, 101]. W zasadzie oczywistym jest, że przebieg procesu ciągnięcia

nie może zająć bez zastosowania odpowiedniego środka smarnego. Smary powinny być odporne na wysoką temperaturę i zachowywać własności smarne pod działaniem wysokich nacisków. Jego stosowanie ma ułatwić odkształcanie plastyczne rurki oraz zmniejszać siłę ciągnięcia. Smar musi wytwarzać ciągłą warstwę, która jest na tyle wytrzymała aby zabezpieczyć ciągniony materiał przed bezpośrednim kontaktem z narzędziami. Stosowanie środków smarnych powinno chronić i zachowywać jakość ciągnionych wyrobów, bez wpływania na korozyjność materiału. Zastosowanie smarowania nie może pogarszać warunków pracy. Smar powinien być łatwo usuwalny, niebrudzący, nie może parować i dostarczać do atmosfery szkodliwych oparów. Powinien za to pełnić funkcję środka chłodzącego i charakteryzować się wysoką pojemnością cieplną [41, 45, 46, 61, 100].

2.4. Technologia wytwarzania rurek cienkościennych metodą ciągnięcia

W tym podrozdziale zostanie przedstawiony proces ciągnięcia rurek, który można stosować w ogólności dla wybranych stopów miedzi. W zależności od wybranego stopu, zmianie ulegać będą warunki rekrytalizacji, sposobu odtłuszczania oraz dobór narzędzi wymaganych do procesu ciągnięcia. Z racji tego, że proces ciągnięcia rurek można nazwać procesem iteracyjnym, to funkcjonuje on w swego rodzaju pętli, zanim osiągnięte zostaną wymagane wymiary średnicy, grubości ścianki oraz parametry mechaniczne. Rysunek 29 przedstawia ogólny proces ciągnięcia rurek [46, 102]. Można przyjąć, że poniższy schemat funkcjonowania w procesie ciągnięcia stosuje się we wszystkich typach ciągnięcia, od swobodnego, poprzez ciągnięcie na korku cylindrycznym, korku swobodnym czy długim trzpieniu.

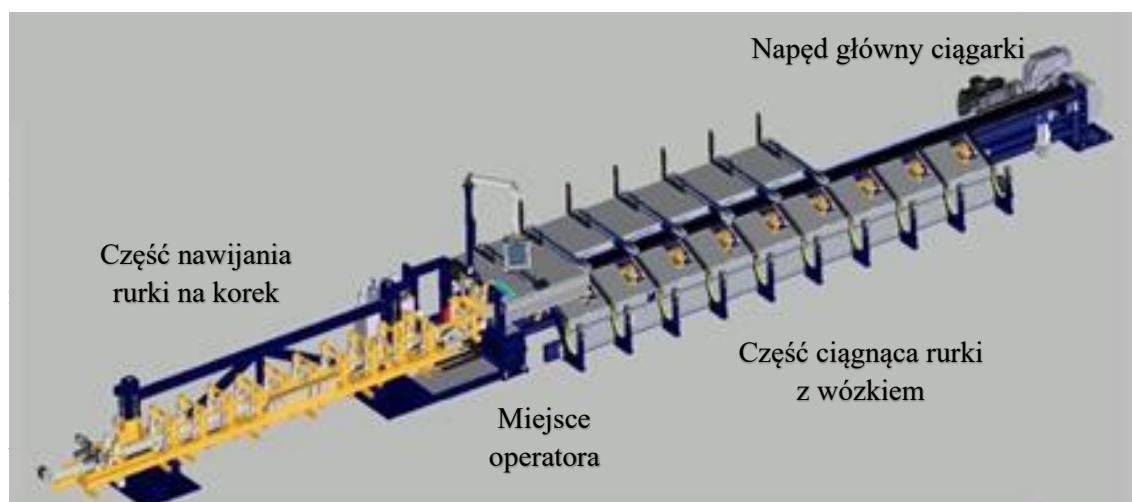


Rysunek 29. Proces technologiczny ciągnięcia rurek [102]

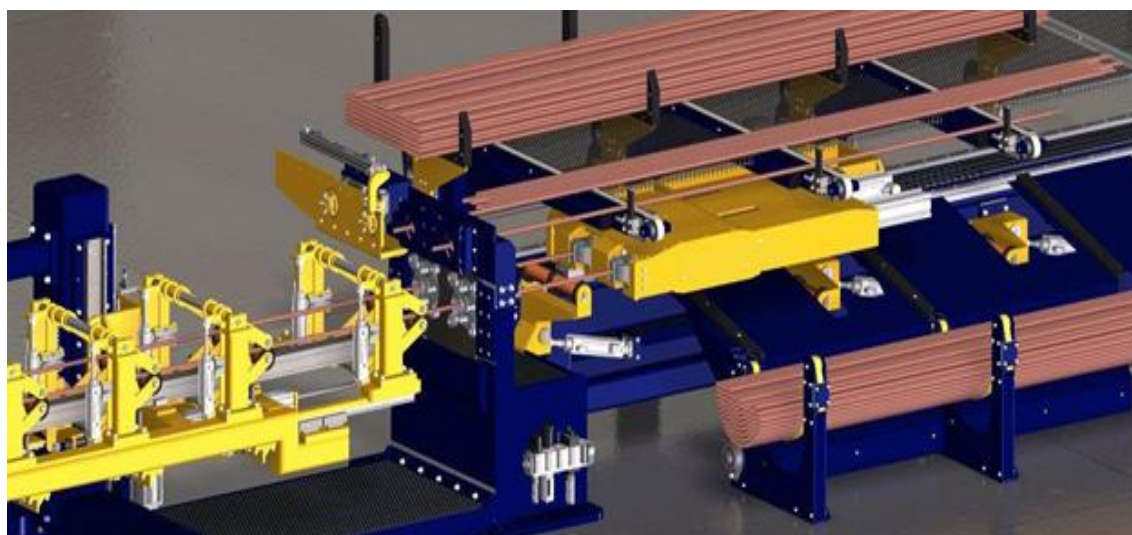
Ciągarki to maszyny służące do przeróbki plastycznej materiałów przez ciągnięcie. Sposób realizacji siły ciągnięcia oraz osiowość ciągniętego materiału dzieli ciągarki na ławowe i bębnowe. Ciągarka ławowa zapewnia prostoliniowość ruchu ciągniętego materiału, od początku do końca operacji ciągnięcia. W ciągarkach bębnowych natomiast, materiał nawijany jest na bęben, a siła ciągnięcia przekazywana jest od bębna. Zwyczajowo, w ciągarkach ławowych materiał wejściowy i wyjściowy jest prostą rurą odcinkową. Dla ciągarek bębnowych materiałem wsadowym może być odcinek prostej rurki lub zwój materiału [46, 102]. W ciągarkach bębnowych bęben roboczy może być umieszczany pionowo lub poziomo. Prędkość ciągnięcia może dochodzić nawet do 20 m/s [102].

Operacje przygotowania materiału zawierają następujące czynności: odliczanie ilości początkowej rurek, czyszczenie powierzchni wewnętrznej, ostrzenie końcówki oraz dostarczenie rurek na pierwszą operację ciągnięcia. W zależności od typu ciągarki, różny jest sposób smarowania rurek przed samym ciągnięciem. Dla ciągarek ławowych sposób

podawania oleju jest automatyczny. Do rurki przed wciągnięciem na korek wtryskiwany jest olej za pomocą dyszy. Rysunek 31 przedstawia sposób nawijania rurki na korek cylindryczny poprzez odpowiednio zaprojektowany chwytak, na którego zakończeniu zamontowane zostały szczęki podtrzymujące rurkę podczas nawijania. Następnie maszyna opuszcza ławę do pozycji ciągadeł, a rurki przesuwane są w trybie automatycznym do ich gniazd, następuje ciągnięcie. Cykl powtarza się i jest zależny od ilości przeciąganych rurek. Rysunek 30 przedstawia przykładciągarki ławowej.



Rysunek 30. Przykładowaciągarka ławowa [103]



Rysunek 31. Przykładowy układ podawania rurek w cyklu pracyciągarki ławowej [103]

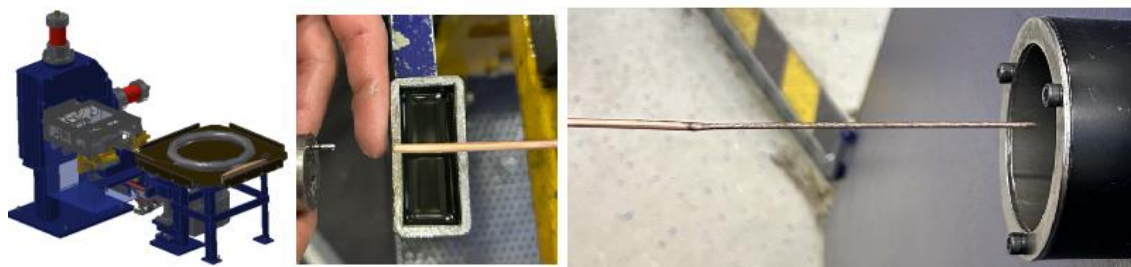
Nieco inaczej postępuje się w przygotowaniu materiału do ciągnięcia na korku swobodnym. Tutaj bowiem, w pierwszej kolejności należy przygotować zagniecenie materiału, które spowoduje zablokowanie korka swobodnego w planowanej odległości od początku rurki. Zagniecenie to jest wykonywane automatycznie. Następnie, do wnętrza rurki wkłada się trzpień dozownika środka smarnego. Dozuje się wymaganą

ilość smaru oraz pozycjonuje się korek swobodny. Ostatnią operacją jest zagniecenie końcówki rurki, tak, aby swobodnie przedostała się ona przez matrycę do szczęki zaciskowej umieszczonej na bębnieciągarki. Rysunek 32 przedstawia przykładowy układ dlaciągarki bębnowej.



Rysunek 32. Przykładowy układciągarki bębnowej [104]

Rysunek 33 przedstawia sposób umieszczania korka swobodnego w środku rurki oraz jej zaostrożą końcówkę, która w następnym kroku zostanie umieszczona w podajnikuciągarki bębnowej i uchwycona w szczęceciągającej.



Rysunek 33. Proces umieszczania korka w środku rurki

Po zakończonych operacjachciągnienia, następuje cięcie materiału. Polega ono, w zależności od technologiiciągnienia na przecinaniu rurek prostych na odcinki

i odcinanie zaokrąglonych części rurek. Dla rurek w zwojach odcięciu ulega tylko zaokrąglona część. Rurki proste w zależności od ograniczeń samej ciągarki lub myjni dzieli się na dwie lub trzy części po ostatnim ciągu, tak aby optymalizować odpad technologiczny. Zaokrąglone części materiału traktuje się jako odpad technologiczny. Przy projektowaniu procesu ciągnięcia, w szczególności, kiedy wyrób końcowy nie wymaga więcej niż dwóch kroków ciągnięcia, należy przewidzieć cięcie materiału w najbardziej optymalny dla procesu sposób. Odfłuszczenie rurek polega na usunięciu z powierzchni wewnętrznej oraz zewnętrznej warstwy środka smarnego używanego do ciągnięcia. Szczególnie zalecane jest to przed każdorazowym wyżarzaniem materiału, bowiem w wysokiej temperaturze rekrytalizacji środek smarny może ulec wypaleniu, co doprowadzi do niepożądanych właściwości powierzchni rurki po i przed kolejnym ciągnięciem. Wyżarzanie międzyoperacyjne wyrobów po ciągnięciu, czyli tak zwane wyżarzanie rekrytalizujące ma za zadanie przywrócić materiałom pierwotne właściwości plastyczne, niezbędne do dalszych przeróbek plastycznych [51]. Wyżarzanie końcowe stosuje się jeśli konieczne jest nadanie wyrobom własności mechanicznych zgodnych z wymaganiami technicznymi [51, 93]. Dla zachowania wysokich właściwości powierzchni, wyżarzanie odbywa się w atmosferze ochronnej, w mieszaninie gazów wodoru i azotu w podziale procentowym 5 / 95%.

Rekapitułując przegląd literatury można stwierdzić, że proces wytwarzania ultracienkich rurek ze stopów miedzi do przemysłu mechanicznego jest złożoną technologią, której poszczególne operacje technologiczne odgrywają rolę w kształtowaniu własności rurek i wykonywanych z nich produktów finalnych, typu sprężyny Bourdon'a, które następnie wchodzi w skład manometrów.

3. Teza cel i zakres pracy

Na podstawie przeprowadzonej analizy literatury można stwierdzić, że opisywane w publikacjach naukowych procesy ciągnięcia odnoszą się w większości przypadków do ciągnięcia drutów. Natomiast procesy ciągnięcia rurek, w szczególności ultracienkich rurek wykonanych ze stopów metali nieżelaznych, są zagadnieniem fragmentarycznie opisywanym we wspomnianej literaturze [40 – 63]. Procesy wytwórcze sprężyn Bourdon’a, wymagają półproduktów ze stopów metali nieżelaznych, w postaci ultracienkich rurek. Rozwój procesów ciągnięcia rurek w warunkach przemysłowych jest konieczny z punktu widzenia ograniczonej dostępności tych produktów na światowym rynku. Również rodzime ciągarne skupiają swoją aktywność dla wąskiej gamy stopów oraz stosunkowo dużych średnic i grubości ścianek rurek, mogących służyć bardziej jako materiał, z którego można rozpoczynać wspomniane procesy.

Prace badawcze skupiają się głównie na dużych średnicach rurek oraz grubych ściankach [41 – 48]. Brakuje odniesień dotyczących rurek o średnicach mniejszych niż 5mm oraz grubości ścianek mniejszych niż 0,3mm. W zasadzie, niemożliwym jest znalezienie wsparcia w postaci wiedzy dla nowych generacji stopów, takich jak brąz berylowy o wskazanych wymiarach. Badania przeprowadzano głównie dla rurek stalowych, miedzianych, aluminiowych oraz podstawowych metali żelaznych. Dodatkową trudnością jest powszechność stosowania procesów ciągnięcia z wykorzystaniem ciągarek ławowych, z korkiem umieszczonym na żerdzinie, charakteryzujących się dużo mniejszą efektywnością aniżeli ciągnięcie na korku swobodnym, szczególnie dla ultracienkich rurek o średnicy poniżej 3mm.

Na podstawie dokonanej analizy aktualnego stanu zagadnienia oraz wyników badań własnych przyjęto następującą tezę pracy:

Modelowanie numeryczne oraz odpowiedni dobór smarów i geometrii narzędzi w przemysłowym procesie ciągnięcia rurek trudno-odkształcalnych na korku swobodnym, umożliwi poprawę efektywności procesu wytwarzania ultracienkich rurek ze stopu CuBe₂, przy zachowaniu ich wysokich własności wytrzymałościowych i plastycznych.

Głównym celem pracy, jest określenie wpływu parametrów technologicznych procesu ciągnięcia, tj. rodzaju środka smarnego, geometrii narzędzi oraz prędkości

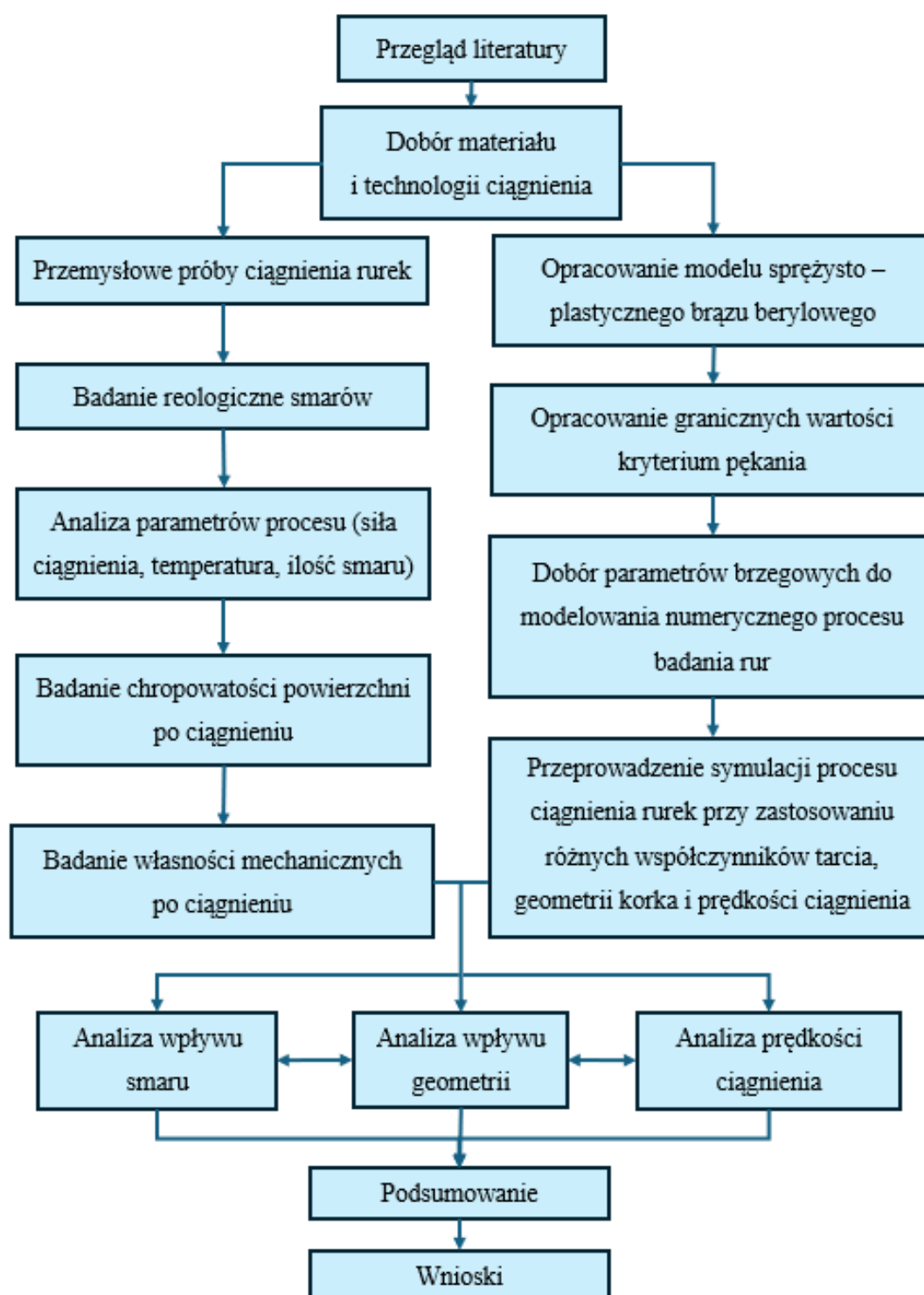
ciągnienia, na efektywność procesu ciągnienia, warunki tarcia, chropowatość powierzchni i własności mechaniczne ultracienkich rurek ze stopu CuBe2.

Dla udowodnienia przedstawionej powyżej tezy i założonego celu pracy, wykonano szeroki zakres badań teoretycznych i eksperymentalnych, które obejmowały:

- industrialne próby ciągnienia rurek z brązu berylowego CuBe2,
- badanie reologiczne smarów: badanie termograwimetryczne TGA oraz badanie lepkości dynamicznej,
- eksperymentalny pomiar siły ciągnienia
- eksperymentalny pomiar temperatury rurek w procesie ciągnienia,
- badania ilości smaru na powierzchni rurek po ciągnienu,
- badanie chropowatości powierzchni rurek po ciągnienu,
- badanie własności mechanicznych rurek po ciągnienu,
- symulacje komputerowe procesu ciągnienia rurek na korku swobodnym,

Do realizacji celów pracy oraz weryfikacji tezy pracy przeprowadzono szczegółową analizę wyników badań zgodnie ze schematem blokowym przedstawionym na Rysunek 34. Przedstawiony zakres badań podzielono na część przemysłowo – doświadczalną oraz część teoretyczną obejmującą symulacje komputerowe ciągnienia rurek na korku swobodnym.

Szczegółowe informacje dotyczące wykorzystanych maszyn, urządzeń, aparatury pomiarowej i stanowisk badawczych wraz z informacjami o dokładności pomiarowej użytych urządzeń pomiarowych zawarte zostały bezpośrednio w poszczególnych rozdziałach z umieszczonymi wynikami części badawczej pracy. Opisy te umożliwiają jednoznacznie identyfikację zastosowanych technologii oraz ocenę wiarygodności uzyskanych wyników.



Rysunek 34. Schemat blokowy przedstawiający zakres badań pracy doktorskiej

4. Materiał i technologia ciągnienia

Właściwy dobór materiału oraz odpowiednio zaprojektowana technologia jego przeróbki plastycznej mają kluczowe znaczenie dla uzyskania wymaganych właściwości mechanicznych i eksploatacyjnych produktów finalnych. Proces ciągnienia, powszechnie stosowany w przemyśle metalurgicznym, umożliwia otrzymywanie elementów o małych przekrojach, wysokiej jakości powierzchni oraz precyzyjnych wymiarach. Jednocześnie warunki prowadzenia tego procesu – w tym stan początkowy materiału, zastosowana obróbka cieplna, a także rodzaj użytych środków smarnych – istotnie wpływają na charakter odkształcenia oraz końcowe parametry użytkowe produktu.

W niniejszym rozdziale przedstawiono szczegółowy opis materiału użytego do badań oraz zakres zastosowanej obróbki cieplnej, której celem było przygotowanie wsadu do procesu ciągnienia. Zaprezentowano również technologię prowadzenia procesu, ze szczególnym uwzględnieniem parametrów technologicznych oraz roli środków smarnych w zapewnieniu stabilnych warunków odkształcania i uzyskaniu wysokiej jakości powierzchni wyrobu [105, 106].

4.1. Materiał i obróbka cieplna

W niniejszym podrozdziale, omówiono własności mechaniczne oraz strukturalne rurek wsadowych dla opisanego w pracy procesu ciągnienia. Materiałem wsadowym dla analizowanego w pracy procesu ciągnienia jest rurka w stanie wyżarzonym o wymiarach 2,86 x 0,215 mm (d x t, d – średnica, t – grubość ścianki), ze stopu CuBe2, skład chemiczny przedstawia poniższa tabela 5:

Tabela 5. Skład chemiczny materiału użytego do badań

Miedź (Cu), %	Beryl (Be), %	Kobalt, %	Nikiel, %	Żelazo, %
Bal.	1,87	0,24	0,01	0,03

Badania własności mechanicznych rurek przed i po obróbce cieplnej przeprowadzono zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2016, z wykorzystaniem maszyny wytrzymałościowej Zwick 050. Do pomiaru siły zastosowano głowicę pomiarową o maksymalnym zakresie 10 kN. Odkształcenia rejestrowano za pomocą ekstensometru makroXtens, umożliwiającego precyzyjny pomiar wydłużenia próbki w trakcie próby rozciągania. Prędkość odkształcania wynosiła 0,005 s⁻¹.

Próbki przeznaczone do analizy mikroskopowej zostały zainkludowane na zimno z zastosowaniem żywicy epoksydowej, w orientacji umożliwiającej obserwację przekroju poprzecznego oraz wzdłużnego badanych rurek. Zgłady poddano standardowej obróbce szlifiersko-polerskiej w celu uzyskania gładkiej powierzchni analitycznej. Następnie wykonano trawienie struktury powierzchniowej przy użyciu odczynnika Klemma I, w celu uwidocznienia charakterystycznych cech mikrostruktury. Obserwacje mikroskopowe przeprowadzono za pomocą mikroskopu optycznego Olympus BX53M.

Tabela 6 zawiera typowe parametry obróbek cieplnych stosowanych dla półwyrobów ze stopu CuBe2.

Tabela 6. Parametry obróbek cieplnych dla rurek ze stopów CuBe2, według kart technologicznych

Typ obróbki	Temperatura, °C	Czas, min	Atmosfera ochronna	Chłodzenie
Wyżarzanie	760 – 790	10 – 60	Powietrze, Argon, N ₂ + H ₂	wodne
Starzenie	315 – 345	60 – 180	Powietrze, Argon, N ₂ + H ₂	-

W odniesieniu do omawianych w pracy cienkościennych rurek o małym przekroju, przyjęte standardowe wartości czasu obróbki cieplnej (podane w tabeli 6) okazały się nieadekwatne, co skutkowało znaczną niejednorodnością w rozkładzie wielkości ziaren, zbyt dużym rozmiarem ziarna oraz zbyt niskimi własnościami mechanicznymi, co w konsekwencji powodowało problemy technologiczne, w tym pękanie rurek w trakcie procesu ciągnięcia. W związku z tym przeprowadzono badania celem optymalizacji czasu obróbki cieplnej (wyżarzania rozpuszczającego, ang. *solution annealing*) przy zadanej minimalnej wartości temperatury, równej 760°C. W tym przypadku jest to minimalna wymagana temperatura procesu wyżarzania rozpuszczającego stanowiąca wartość graniczną, umożliwiającą pełne rozpuszczenie fazy γ .

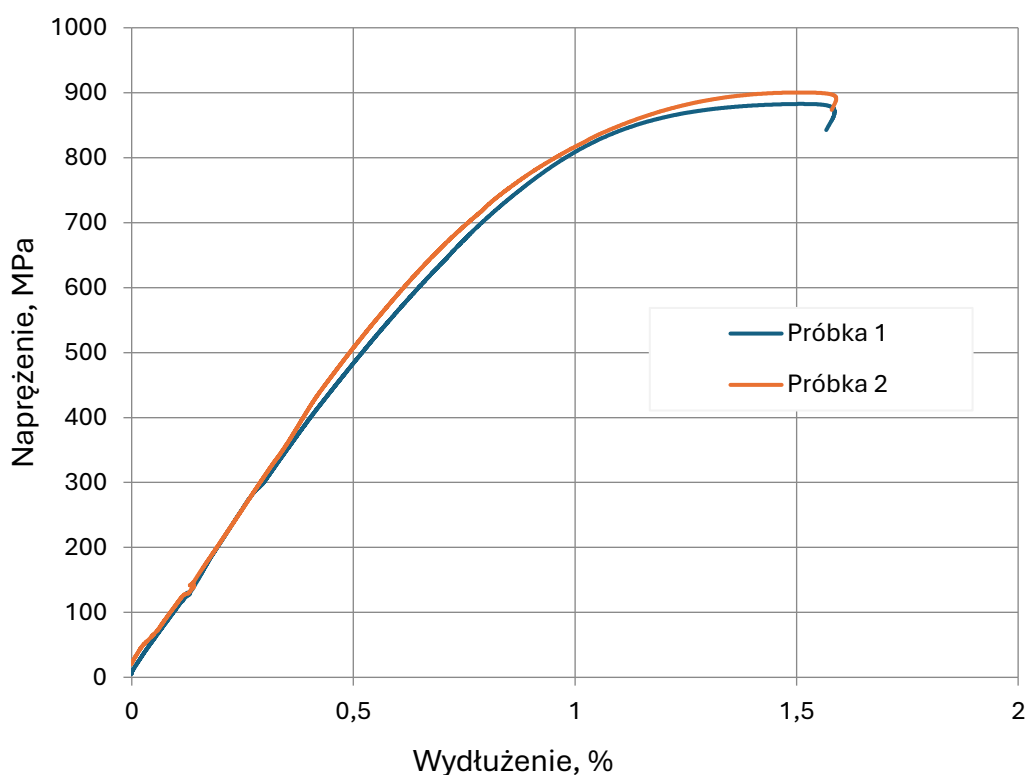
Poniżej przedstawiono wyniki badań własności mechanicznych oraz strukturalnych dla materiału przed obróbką cieplną (w stanie umocnionym) oraz dla materiału poddanego wyżarzaniu w temperaturze 760°C, w czasie 230 s.

Tabela 7 przedstawiono parametry, wyznaczone z próby wytrzymałościowej, w tym $R_{p0.2}$, R_m oraz wydłużenie A_c .

Tabela 7. Parametry statycznej próby wytrzymałościowej dla rurki w stanie umocnionym przed obróbką cieplną, wynik średni

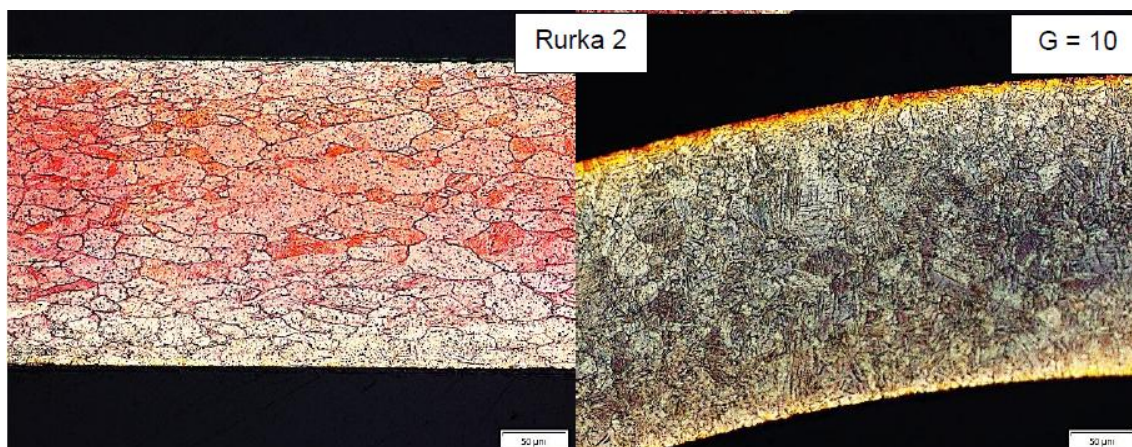
Próbka	S_0 , mm ²	$R_{p0.2}$, MPa	R_m , MPa	F_m , kN	A_c , %
1	1,781	781	883	1,572	<3,3

Wizualizację powyższych danych przedstawia Rysunek 35, prezentujący wyniki statycznej próby rozciągania dla rurki CuBe2 o wymiarach 2,86 x 0,215 mm, w stanie umocnionym przed obróbką cieplną.



Rysunek 35. Statyczna próba rozciągania dla rurki CuBe2 o wymiarach 2,86 x 0,215 mm, w stanie umocnionym przed obróbką cieplną

Rurki CuBe2 o wymiarach 2,86 x 0,215 mm, w stanie umocnionym przed obróbką cieplną poddano analizie mikroskopowej. Ocenie podlegał kształt i rozmiar ziarna w przekroju wzdłużnym oraz poprzecznym. Wizualizację ziaren rurek przedstawia Rysunek 36.



Rysunek 36. Struktura metalograficzna badanego materiału przed obróbką cieplną w przekroju wzdłużnym oraz poprzecznym, powiększenie x500

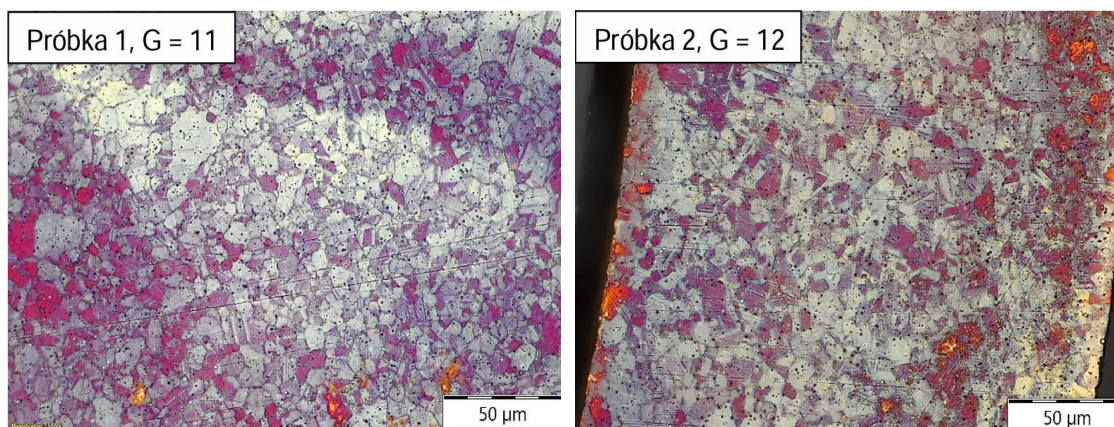
Dla struktury w przekroju wzdłużnym (od lewej) widoczne są wyraźnie wydłużone ziarna, odkształcone zgodnie z kierunkiem przeciągania. Jest to wynikiem poprzedzających procesów przeróbki plastycznej, czyli ciągnięcia do wymiaru 2,86 x 0,215 mm, z rurek dostępnych rynkowo. Struktura w przekroju poprzecznym (prostopadle do kierunku ciągnięcia) również pozwala zaobserwować zmiany w strukturze spowodowane odkształceniem (linie wewnątrz ziaren powstające na skutek ruchu dyslokacji).

Następnie, rurka w stanie umocnionym została poddana wyżarzaniu w temperaturze 760°C, w czasie 230s. Wyniki badań własności mechanicznych oraz strukturalnych zamieszczono poniżej. Tabela 8 przedstawia wyniki statycznej próby rozciągania dla rurki CuBe₂, po wyżarzaniu. Przedstawiono parametry, wyznaczone z próby wytrzymałościowej, w tym $R_{p0.2}$, R_m oraz wydłużenie A_c .

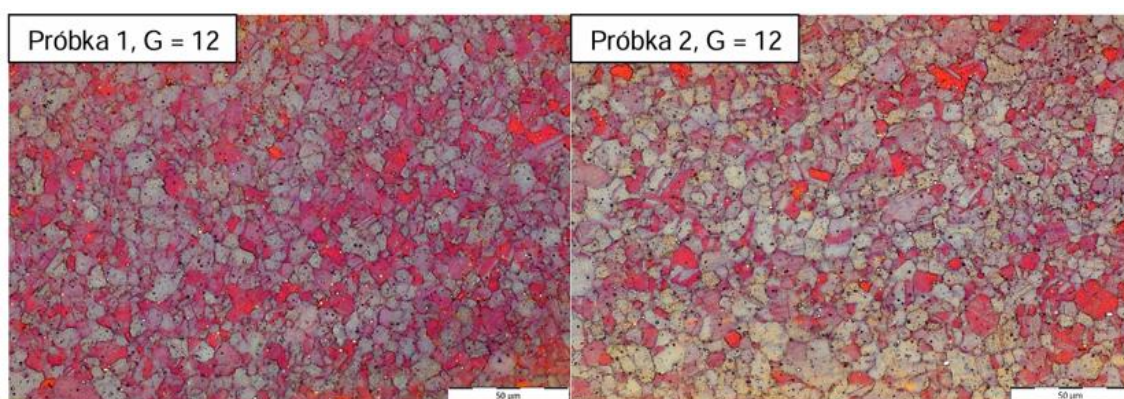
Tabela 8. Własności mechaniczne rurki po obróbce cieplnej (wartości średnie)

S_0 , mm ²	$R_{p0.2}$, MPa	R_m , MPa	F_m , kN	A_c , %
1,781	269	506	0,90	43

W oczywisty sposób widać wyraźny spadek granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie przy jednoczesnym wzroście wydłużenia, w stosunku do rurki przed obróbką, tj. w stanie umocnionym. Powyższe wyniki zostały odzwierciedlone w badaniu struktury obserwowanych materiałów i przedstawiają je poniżej Rysunek 37 oraz Rysunek 38.



Rysunek 37. Struktura metalograficzna badanego materiału po obróbce cieplnej w przekroju poprzecznym, powiększenie x500



Rysunek 38. Struktura metalograficzna badanego materiału po obróbce cieplnej w przekroju wzdłużnym, powiększenie x500

Analiza mikrostruktury po wyżarzaniu wskazuje na pełną rekrytalizację materiału, co potwierdza obecność izotropowych, zaokrąglonych ziaren w przekroju wzdłużnym. Brak wydzielenia fazy γ na granicach ziaren świadczy o właściwym doborze parametrów obróbki cieplnej – temperatury, czasu oraz szybkości chłodzenia. W stopie CuBe₂ faza γ może lokalizować się na granicach ziaren w postaci ciemnych, pogrubionych obszarów, szczególnie przy zbyt niskiej temperaturze wyżarzania lub zbyt wolnym chłodzeniu. Jej nieobecność w badanych próbkach potwierdza skuteczność zastosowanego procesu.

Wydłużenie czasu obróbki cieplnej mogłoby prowadzić do niepożądanego niejednorodności mikrostruktury, skutkującej pogorszeniem (w tym wypadku spadkiem) własności mechanicznych. Do ciągnięcia zastosowano ciągadło o stałej geometrii $2\alpha = 30^\circ$, natomiast wartości kątów 2β zmieniano w zakresie: $23,8 - 29,4^\circ$.

4.2. Technologia ciągnięcia

Proces ciągnięcia rurek o średnicy $D = 2,86\text{mm}$ i grubości ścianki $0,215\text{mm}$ na średnicę $2,305$ oraz grubość ścianki $0,196\text{mm}$ przeprowadzono z wykorzystaniemciągarki bębnowej jednostopniowej, o średnicy bębna: $D_b = 145\text{cm}$. Wybrany do eksperymentu krok powodował podczas ciągnięcia najwięcej problemów technologicznych: niską prędkość przeciągania, nieprzewidywane zerwania rurek podczas ciągu, rozciąganie i przewężenia materiału. Rurka wejściowa przygotowana została w zwojach. Rysunek 39 pokazuje przygotowany materiał do ciągnięcia.

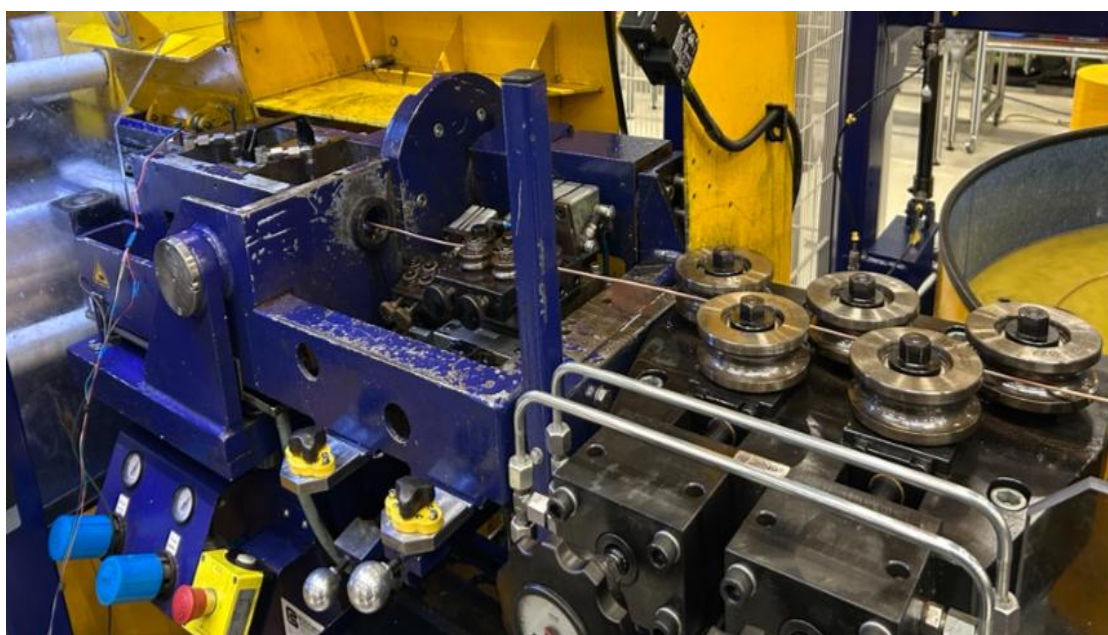


Rysunek 39. Materiał do ciągnięcia, średnica: $2,86\text{ mm}$; grubość ścianki: $0,215\text{ mm}$

Podczas ciągnięcia rejestrowane były na bieżąco parametry procesu: prędkość ciągnięcia, siła ciągnięcia oraz temperatura rurki. Ta ostatnia mierzona była w odległości 60mm od wyjścia rurki z części kalibrującejciągadła. Pomiar siły ciągnięcia odbywał się poprzez naciskciągadła na mostek tensometryczny. Natomiast prędkość ciągnięcia możliwa była do ustalenia poprzez parametry pracyciągarki. Silnikciągarki sterowany techniką falownikową pozwalał uzyskać odpowiednie parametry pracy urządzenia na potrzeby eksperymentu. Stanowisko badawcze przedstawiają poniższe fotografie.



Rysunek 41. Stanowisko pomiarowe siły ciągnięcia i temperatury

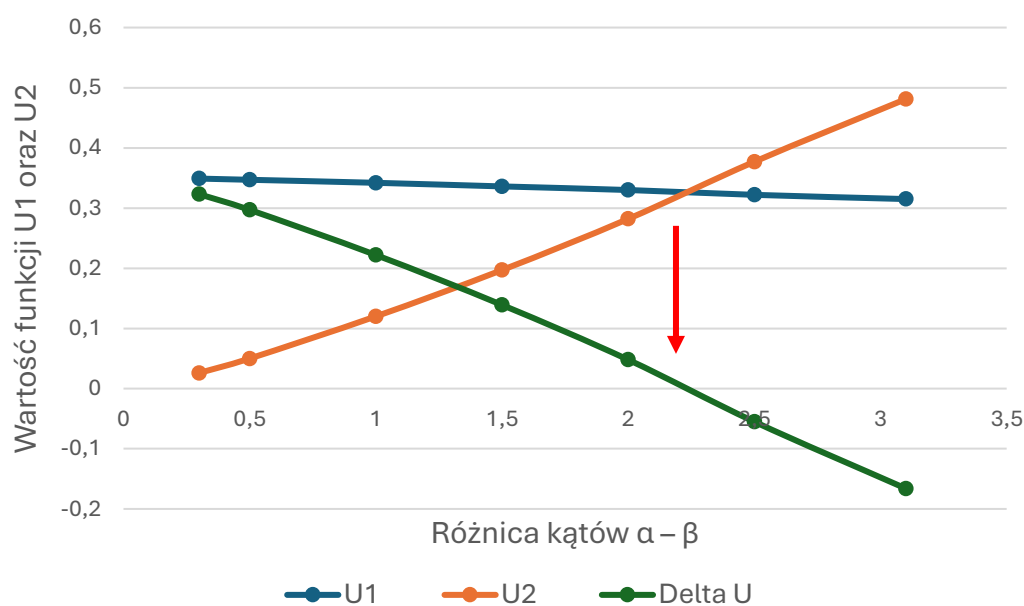


Rysunek 40. Układ ciągarki bębnowej użytej podczas eksperymentu

Badania brązu berylowego zostały podzielone na kilka etapów. Pierwszy z nich, dotyczył badania wpływu środków smarnych na proces ciągnięcia, dla stałej, wyznaczonej w tym przypadku doświadczalnie i jednocześnie możliwej do realizacji prędkości ciągnięcia dla wybranych środków smarnych. Następnie, przeprowadzono próby ciągnięcia dla wybranego ciągadła i szeregu korków pływających, o różnych

kątach 2β , stałej prędkości ciągnięcia i wybranego środka smarnego. Kolejno, dla wybranego zestawu narzędzi przeprowadzone zostały testy ze zmienną prędkością ciągnięcia z wybranym wcześniej środkiem smarnym.

W pierwszym etapie potwierdzone zastały założenia teoretyczne wynikające z obliczeń funkcji U. Rysunek 42 przedstawia obliczenia i szukane minimum tej funkcji, dla którego proces ciągnięcia powinien zachodzić optymalnie.



Rysunek 42. Minimum funkcji U

Określenie funkcji U umożliwiło wstępny dobór geometrii korka i ciągadła. Z rysunku 42 przedstawiającego minimum funkcji U wynika, że dla analizowanego procesu ciągnięcia rurek optymalna wartość kąta 2β powinna się mieścić pomiędzy 24° a 26° . Stąd do pierwszego etapu ciągnięcia rurek zastosowano kąt $2\beta = 25^\circ$.

Pierwszy etap badań stanowił dobór optymalnego środka smarującego. Przemysłowe próby ciągnięcia, przy zastosowaniu stałej geometrii narzędzi, umożliwiły określenie maksymalnej możliwej prędkości ciągnięcia dla poszczególnych środków smarnych. Kryterium optymalizacyjnym bowiem była efektywność procesu ciągnięcia. Do przeprowadzenia badań wykorzystano: oleje mineralne, związki polimerowe oraz emulsje. Z grupy olejów mineralnych wybrano Masterdraw LF515, Cetodraw oraz Kubitrac, Tabela 9.

Tabela 9. Zestawienie użytych podczas badań środków smarnych

Oleje			Polimery		Emulsja
Masterdraw	Cetodraw	Kubitrac	35650	35630	LUBRIOL V348 + woda 75%

Z literatury, doświadczeń dostawców środków smarnych oraz parametrów wynikających z kart charakterystyk stwierdzono, że do badań ciągnięcia rurek ultracienkich warto zastosować związki polimerowe. Ostatnim zaliczonym środkiem smarnym na potrzeby badań była emulsja. Więcej szczegółowych informacji, o użytych do badań środkach smarnych przedstawiono w rozdziale 5.

Z pierwszego etapu ciągnięcia wynikało, że najbardziej stabilny i efektywny proces ciągnięcia uzyskano przy zastosowaniu smaru Masterdraw. Stąd smar ten wykorzystano do drugiego etapu badań, mającego na celu określenie wpływu geometrii korka na proces ciągnięcia. Do procesu ciągnięcia zastosowano korki w zakresie $2\beta = 23,8^\circ - 29,4^\circ$, Tabela 10.

Tabela 10. Zestawienie korków użytych w badaniach eksperymentalnych

$2\beta, ^\circ$	23,8	25	26	27	28	29	29,4
$\alpha - \beta, ^\circ$	3,1	2,5	2	1,5	1	0,5	0,3

Proces ciągnięcia rurek z zastosowaniem różnych kątów 2β przeprowadzono przy stałej prędkości ciągnięcia równiej 5 m/min. Dodatkowo, dla każdej geometrii korka wyznaczona została maksymalna prędkość ciągnięcia, przy której nastąpiło zerwanie rurki. W ten sposób wytypowano geometrie korka do badania wpływu prędkości ciągnięcia na proces ciągnięcia. Z testów ciągnięcia wynikało, że maksymalną prędkość ciągnięcia w analizowanym zakresie uzyskuje się dla geometrii korka $2\beta = 25^\circ$.

W ostatnim badaniu, parametrem, który dla każdego z ciągów ulegał zmianie była prędkość ciągnięcia. Prędkość rozpoczynająca badanie wynosiła 1 m/min, kolejna 5, 10 oraz 15 m/min kończąc. Zmiana wartości prędkości odbywała się poprzez przestawienie parametrów ciągnięcia na panelu operatorskim ciągarki bębnowej.

Smar podawano w sposób ciągły na zewnętrzną powierzchnię rurki, natomiast od strony wewnętrznej, wstrzykiwano jednorazowo stałą ilość środka smarnego. W czasie procesu ciągnięcia rejestrowano siłę ciągnięcia, temperaturę rurek dla każdego wariantu. Pobierano próbki do badań chropowatości powierzchni, własności mechanicznych, a także do badania ilości smaru pozostałego na rurkach po ciągnięciu. Przykładowe próbki przedstawia Rysunek 43.



Rysunek 43. Przykład pobranych próbek z badania

Przeprowadzony w pracy trzyetapowy proces ciągnięcia i pobrane do badań próbki umożliwiły przeprowadzenie wieloparametrowej analizy procesu ciągnięcia ultracienkich rurek z brązu berylowego CuBe2.

5. Badania reologiczne smarów

Reologia smarów stanowi kluczowy obszar w prowadzonych badaniach. Umożliwia zrozumienie właściwości przepływowych i deformacyjnych smarów, które mają istotny wpływ na efektywność ciągnięcia. Podczas procesu występuje wysoka zmienność warunków obciążenia i temperatury. Badania reologiczne pozwalają określić parametry, dzięki którym możliwa jest optymalizacja formulacji smarów, w celu pozyskania optymalnych parametrów procesowych. W procesach ciągnięcia ultracienkich rurek, gdzie właściwości przepływowe decydują o jakości procesu produkcyjnego oraz jakości produktu końcowego reologia odgrywa kluczową rolę. Smary pełnią tutaj rolę nie tylko środka poślizgowego, ale także, nośnika ciepła i funkcję ochronną powierzchni [107 – 115].

W niniejszym rozdziale przedstawiono metodykę badań reologicznych smarów stosowanych w technologii ciągnięcia rurek ultracienkich. Skoncentrowano się na stabilności termicznej smarów oraz lepkości dynamicznej, które odzwierciedlać będą rzeczywiste warunki procesu ciągnięcia.

5.1. Własności badanych środków smarnych

W niniejszym podrozdziale przedstawiono charakterystykę fizykochemiczną środków smarnych zastosowanych w badaniach nad procesem ciągnięcia ultracienkich rurek. Omówiono ich podstawowe właściwości jak, forma, kolor, zapach, gęstość, lepkość, skład chemiczny oraz temperaturę zapłonu. Przedstawiono najważniejsze cechy wpływające na unikalność środka smarnego. Charakterystyka ta stanowi istotny element oceny ich skuteczności w warunkach intensywnego kontaktu podczas odkształcania rurek w procesie ciągnięcia. W poniższej tabeli 11 zebrano informacje dotyczące środków smarnych zebranych z ich kart charakterystyki.

Tabela 11. Przegląd informacji badanych środków smarnych [116 – 120]

Parametr	Masterdraw LF 51015	Kubitrac 4068	Cetodraw X13	Tech Cool 35650 W	Tech Cool 35630 BF
Forma	Ciekły	Ciekły	Ciekły	Ciekły	Ciekły
Kolor	Bursztynowy	Jasnożółty	Brązowy	Żółtawy	Żółty
Zapach	Łagodny	Łagodny	Charakter.	Charakter.	Charakter. dla amin
Gęstość w temp. 15°C	-	-	0,89 g/cm ³	-	-
Gęstość w temp. 20°C	0,88 – 0,90 g/cm ³	0,88 – 0,90 g/cm ³	-	1,060 g/cm ³	1,060 g/cm ³
Lepkość kinematyczna w temp. 20°C	-	1900 mm ² /s	-	-	6 mm ² /s
Lepkość kinematyczna w temp. 40°C	140 – 160 mm ² /s	550 mm ² /s	250 mm ² /s	-	25 mm ² /s
Lepkość kinematyczna w temp. 50°C	-	320 mm ² /s	-	-	-
Lepkość kinematyczna w temp. 100°C	19,5 – 22,5 mm ² /s	-	-	-	-
Temp. Zapłonu	≥ 200°C	280°C	> 100°C	-	100°C

Na tle analizowanych produktów, Kubitrac 4068 wyróżnia się najwyższą lepkością (550 mm²/s w 40°C) oraz bardzo wysoką temperaturą zapłonu (280°C), co czyni go idealnym do szybkiego przeciągania rurek mosiężnych i miedzianych (prędkości ciągnięcia do ok. 1000 m/min). Jego skład wolny od chloru, siarki i fosforu sprawia, że jest bezpieczny dla środowiska i operatorów. W porównaniu do niego, Masterdraw LF 51015 oferuje niższą lepkość (140–160 mm²/s) w tej samej temperaturze, ale również wysoką temperaturę zapłonu (≥200°C), co zapewnia stabilność termiczną podczas procesu ciągnięcia. Jego formuła opiera się na kombinacji wysokiej jakości olejów mineralnych oraz estrów syntetycznych. Producent zapewnia, że Masterdraw umożliwia ciągnięcie bez dymienia, co jest szczególnie istotne w zamkniętych przestrzeniach produkcyjnych. Cetodraw X13 to środek smarny będący mieszaniną wysoko rafinowanych olejów mineralnych oraz innych dodatków, jego lepkość wynosi 250 mm²/s, a temperatura zapłonu przekracza 100°C. Choć nie oferuje tak wysokiej odporności termicznej jak Kubitrac czy Masterdraw, jego uniwersalność i bezpieczeństwo chemiczne (brak substancji rakotwórczych i toksycznych) czynią go dobrym wyborem w mniej wymagających warunkach produkcyjnych.

Zupełnie odmienną grupę stanowią wodne substancje chłodząco-smarujące: TechCool 35630 BF oraz TechCool35650W. Oba produkty są mieszalne z wodą, co znacząco ułatwia ich aplikację i usuwanie pozostałości po procesie. Charakteryzują się wysoką gęstością ($1,060 \text{ g/cm}^3$) i bardzo niską lepkością ($25 \text{ mm}^2/\text{s}$ w przypadku 35630 BF), co przekłada się na dobre właściwości chłodzące, ale ogranicza ich zdolność do ochrony narzędzi w intensywnych procesach ciągnięcia. Ich skład chemiczny zawiera aktywne związki organiczne i polimery, które zwiększają skuteczność smarowania, ale jednocześnie wymagają ścisłej kontroli BHP – produkty mogą działać drażniąco na skórę i oczy, powodować reakcje alergiczne, szczególnie TechCool35650W jest klasyfikowany jako materiał niebezpieczny dla środowiska.

Wśród analizowanych środków smarnych występuje różnorodność właściwości i zastosowań, które należy sprawdzić doświadczalnie w konkretnym procesie ciągnięcia, aby dobrać optymalne rozwiązanie technologiczne. Produkty te można podzielić na dwie główne grupy: środki smarne o większej lepkości i bezpieczne dla środowiska (Masterdraw, Kubitrac, Cetodraw) oraz substancje o mniejszej lepkości, zawierające wodę i klasyfikowane jako substancje niebezpieczne, które oferują łatwość aplikacji i czyszczenia, ale wymagają większej ostrożności ze względu na aktywne związki chemiczne.

5.2. Ocena termograwimetryczna (TGA) środków smarnych

Analiza termograwimetryczna, to technika analizy termicznej, podczas której mierzona jest zmiana masy próbki w funkcji temperatury, podczas kontrolowanego ogrzewania, chłodzenia lub stałej temperaturze. Krzywa TG pokazuje zmianę masy badanej próbki. Z krzywej tej można wnioskować zakres temperatury odparowania składników lotnych, określić stabilność termiczną smaru, czyli temperaturę, przy której zaczyna ubywać masy z obserwowanej próbki oraz ilość pozostałości po rozkładzie. Krzywa DTG natomiast pokazuje szybkość ubytku masy w funkcji temperatury. Z tej krzywej wnioskuje się zakresy temperatur, w których dochodzi do najszybszego rozkładu, pokazuje liczbę etapów rozkładu, co ukazuje ilość składników danego smaru oraz pozwala rozróżnić proces parowania od rozkładu chemicznego [112, 113, 117].

Stabilność termiczną smarów określono za pomocą analizy termograwimetrycznej (TGA) przeprowadzonej nieizotermicznie, w atmosferze azotu,

przy użyciu aparatu firmy NETZSCH, model TG 209 F1. Pomiar prowadzono dla próbek o masie $7 \pm 0,1$ mg umieszczonych w naczynku ceramicznym, w temperaturze od 30 do 560°C, przy szybkości ogrzewania 10 °C/min, z szybkością przepływu azotu 30 ml/min. Dla wszystkich analizowanych materiałów wyznaczono krzywe termograwimetryczne TG oraz różnicowe krzywe termograwimetryczne DTG. Pochodną krzywych TGA (DTG) uzyskano przy użyciu oprogramowania do analizy TA.

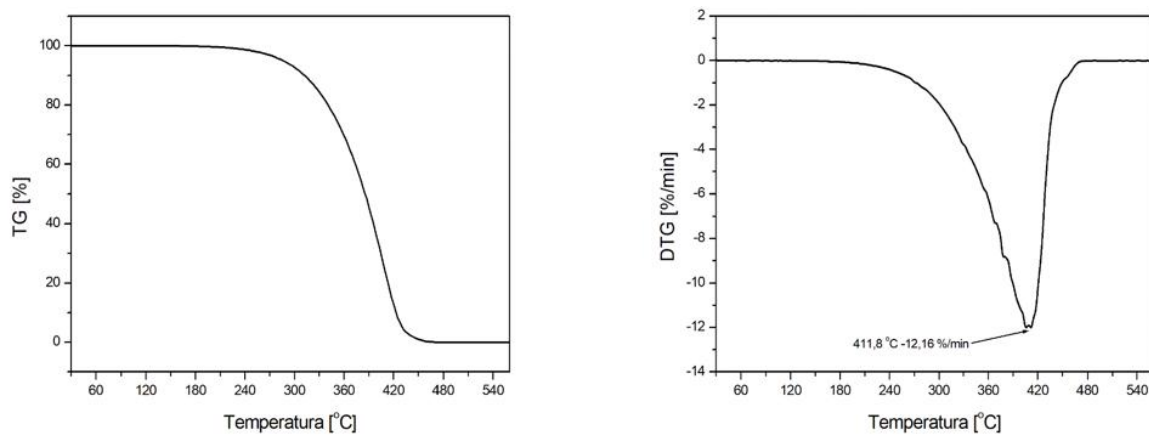
Na podstawie przebiegu krzywych TG określono temperatury, dla ubytków masy środka smarnego, wynoszących: 5, 10, 25 oraz 50%, a także wartość procentową pozostałości. Z przebiegu krzywych DTG wyznaczono temperatury najszybszych ubytków masy analizowanych substancji. Tabela 12 przedstawia wartość ubytków masy poszczególnych środków smarnych.

Tabela 12. Wartość ubytków masy dla badanych środków smarnych

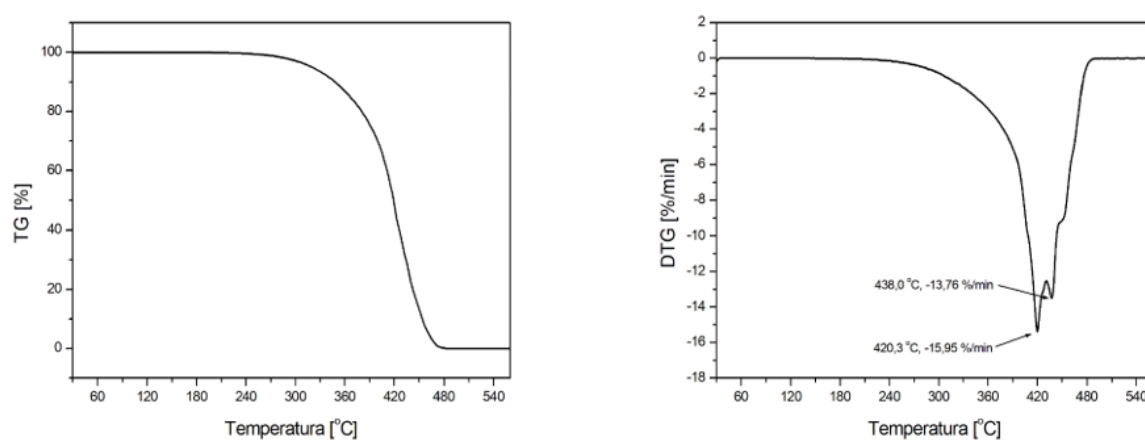
Lp.	Materiał	Ubytek 5%	Ubytek 10 %	Ubytek 25 %	Ubytek 50 %	Pozostałość
		Temperatura, °C				%
1	CETODRAW X13	286,0	312,2	350,8	385,5	0,02
2	KUBITRAC	320,2	348,0	391,2	419,1	0,0
3*	LUBRIOL V348	43,9	53,3	68,4	81,5	4,31
4	MASTERDRAW	285,4	306,7	339,0	370,8	0,0
5*	TECHCOOL35630BF	105,4	140,4	170,3	221,6	0,67
6*	TECHCOOL35650W	54,2	70,3	128,9	201,5	1,64

*próbka nie wykazywała stabilności wagowej w przyjętych warunkach początkowych pomiaru (stabilizacja naczynka wraz z próbką w temperaturze 23°C), co może świadczyć o obecności w jej składzie substancji lotnych.

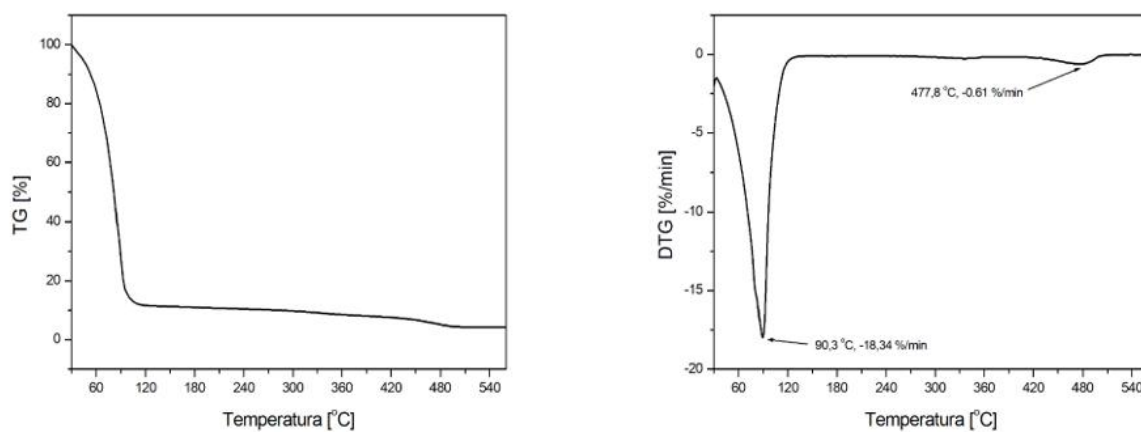
Poniżej znajdują się przebiegi krzywych TG oraz DTG, na podstawie których sporządzono powyższe zestawienie tabelaryczne, rysunki 44 – 49.



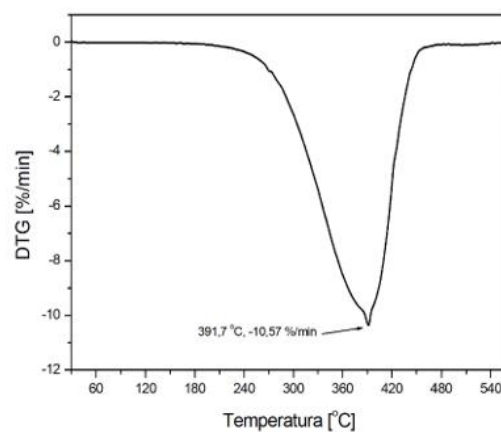
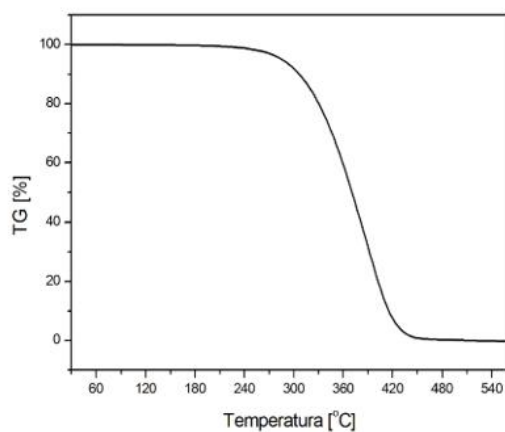
Rysunek 44. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Cetodraw X13



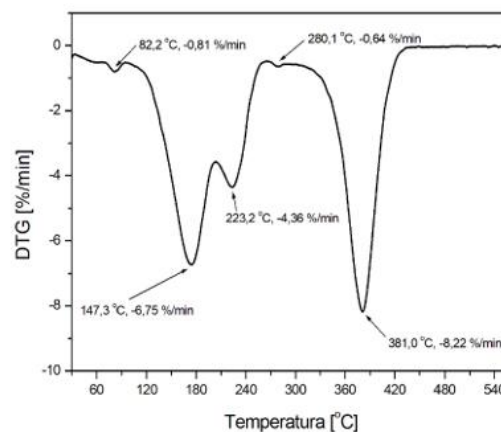
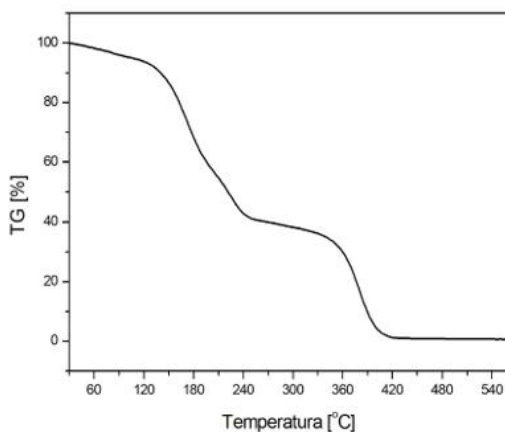
Rysunek 45. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Kubitrac



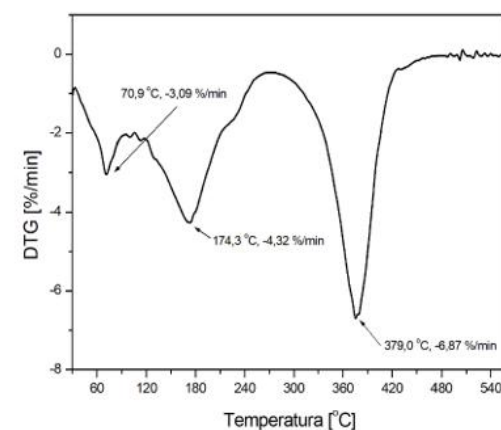
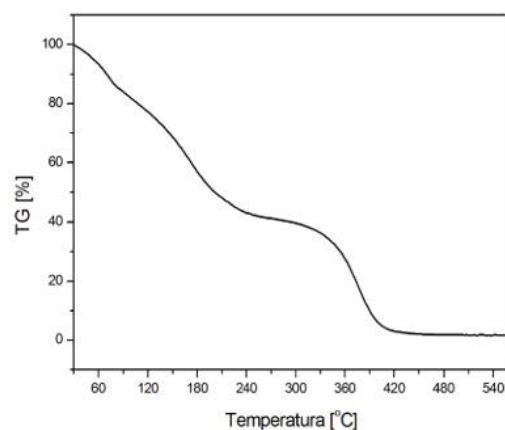
Rysunek 46. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Lubriol V348



Rysunek 47. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Masterdraw LF51015



Rysunek 48. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Techcool35630BF



Rysunek 49. Krzywa TG oraz DTG dla smaru Techcool35650W

Na podstawie powyższych wyników, można stwierdzić, że CetodrawX13 charakteryzuje się jednoetapowym rozkładem, który najszybciej zachodzi w temperaturze 411,8°C (-12,16%/min). Kubitrac charakteryzuje się dwuetapowym rozkładem bez pośredniego stanu stabilnego. Największa szybkość rozkładu zachodzi w temperaturze 420,3°C (-15,95%/min) oraz w temperaturze 438,0°C (-13,76%/min). Lubriol V348 charakteryzuje się dwuetapowym rozkładem, z pośrednim stanem stabilnym. Największa szybkość rozkładu zachodzi w temperaturze 90,3°C (-18,34%/min) oraz w temperaturze 477,8°C (-0,61%/min). Próbką nie wykazywała stabilności wagowej w przyjętych warunkach początkowych pomiaru (stabilizacja naczynka wraz z próbką w temperaturze 23°C), co może świadczyć o obecności w jej składzie substancji lotnych. Gwałtowny spadek masy na początku zadanego zakresu temperatury może wskazywać na obecność w próbce substancji lotnych lub wody. Masterdraw charakteryzuje się jednoetapowym rozkładem, który najszybciej zachodzi w temperaturze 391,7°C (-10,57%/min). Techcool35630BF charakteryzuje się kilkoma etapami rozkładu bez pośrednich stanów stabilnych. Rysunek 48, w części krzywej DGT prezentuje temperatury maksymalnych szybkości rozkładu, dla poszczególnych etapów. Próbką nie wykazywała stabilności wagowej w przyjętych warunkach początkowych pomiaru (stabilizacja naczynka wraz z próbką w temperaturze 23°C), co może świadczyć o obecności w jej składzie substancji lotnych. Techcool35650W charakteryzuje się kilkoma etapami rozkładu bez pośrednich stanów stabilnych. Rysunek 49, w części krzywej DGT prezentuje temperatury maksymalnych szybkości rozkładu, dla poszczególnych etapów. Próbką nie wykazywała stabilności wagowej w przyjętych warunkach początkowych pomiaru (stabilizacja naczynka wraz z próbką w temperaturze 23°C), co może świadczyć o obecności w jej składzie substancji lotnych. Największą stabilnością temperaturową charakteryzował się smar Kubitrac – 50% ubytek jego masy występuje w temperaturze 419,1°C. Najmniejszą stabilnością temperaturową charakteryzował się smar Lubriol V348 - 50% ubytek jego masy występuje już w temperaturze 81,5°C. Dla tego smaru odnotowano również największą wartość pozostałości po rozkładzie termicznym równą 4,31%.

5.3. Badanie lepkości dynamicznej smarów

Lepkość dynamiczna to miara oporu cieczy przed płynięciem. Jest to stosunek naprężenia ścinającego do prędkości ścinania. Charakteryzuje opór przepływu cieczy, wraz ze zwiększoną lepkością, ciecz płynie wolniej i ciężiej. Dla cieczy newtonowskich, takich jak woda, oleje mineralne, lepkość jest stała i niezależna od prędkości ścinania. Natomiast, dla cieczy nienewtonowskich, takich jak farby, pasty i smary lepkość zmienia się przy różnych prędkościach ścinania [107 – 111]. W procesach ciągnięcia ultracienkich rurek, lepkość dynamiczna środka smarnego decyduje o skuteczności poślizgu, ilości ciepła wytwarzanego na skutek tarcia oraz, a być może przede wszystkim, o zachowaniu filmu smarnego przy dużych obciążeniach. Większość cieczy staje się mniej lepka w wyższych temperaturach, co powoduje zmniejszenie ich zdolności do smarowania [108, 109].

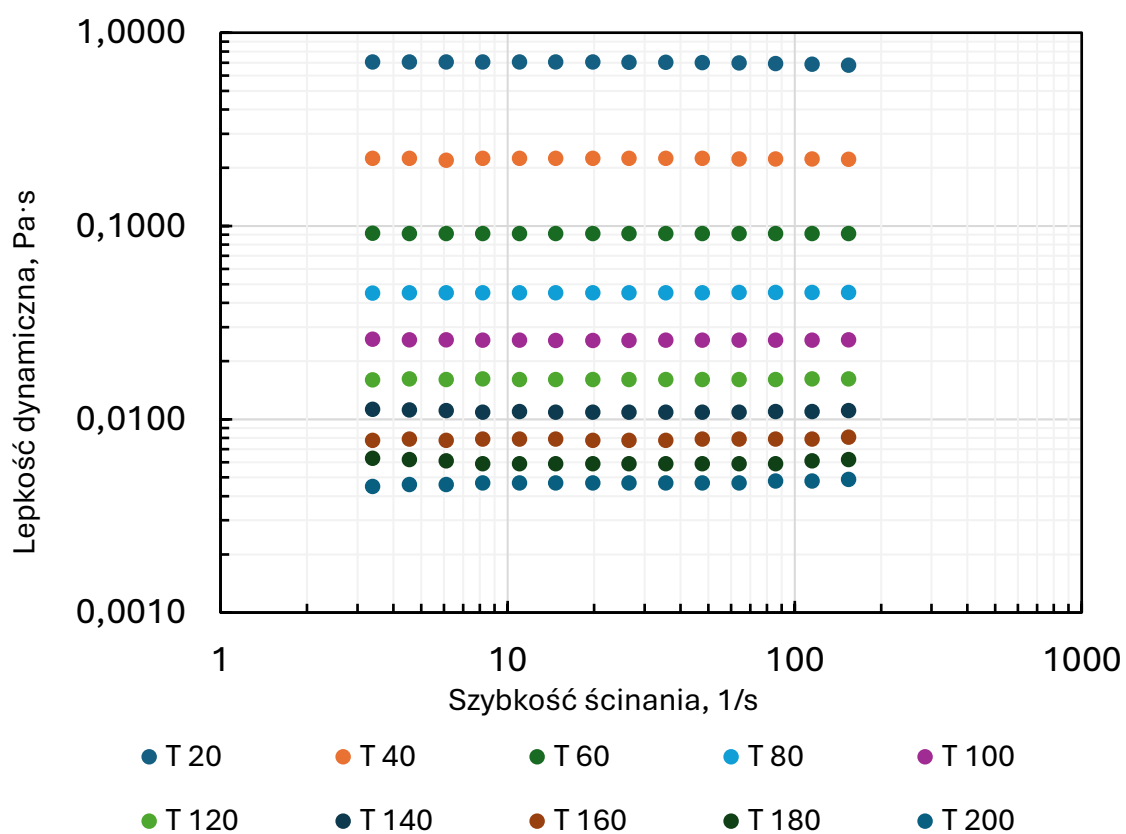
Pomiary reologiczne w przepływie ustalonym wykonano przy użyciu reometru rotacyjnego Physica MCR 501 (Anton Paar, Austria) w układzie współosiowych cylindrów o symbolu CC27-SN21252 (norma ISO 3219, długość cylindra pomiarowego 39,993 mm, średnica cylindra pomiarowego 26,665 mm, szczelina pomiarowa 1,125 mm). Pomiary wykonywano dla temperatur: 20°C, 40°C, 60°C, 80°C i 100°C ± 0,1°C dla próbek Techcool 35650 W, Techcool 36630 BF i Lubriol oraz 20°C, 40°C, 60°C, 80°C i 100°C, 120°C, 140°C, 160°C, 180°C i 200°C ± 0,1°C dla próbek Masterdraw LF51015, Kubitrac 4068 i Cetodraw X13. Pomiary polegały na rejestracji zmian lepkości dynamicznej w funkcji szybkości ścinania.

Przed pomiarem objętość próbki: 19 ml wprowadzano do układu pomiarowego. Każda próbka przed wykonaniem pomiaru w danej temperaturze termostatowana była przez okres 30 min.

Kształt uzyskanych krzywych $\eta = f(\dot{\gamma})$ wskazuje na to, że badane płyny są newtonowskie, a więc wartość lepkości dynamicznej nie zależy od szybkości ścinania. Poniżej znajdują się rezultaty badanych środków smarnych. Wyniki badań środków smarnych przedstawiono w tabelach 13 – 18, oraz na rysunkach 50 – 55.

Tabela 13. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki CetodrawX13

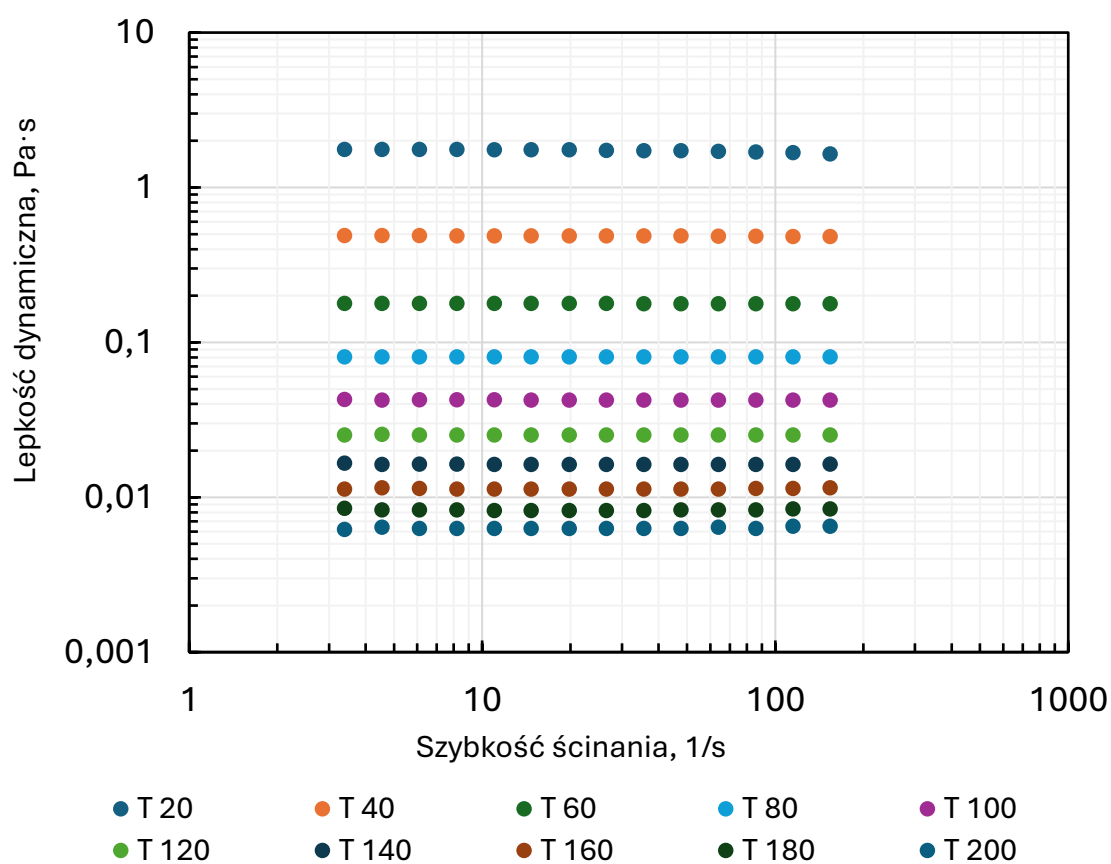
Szybkość ścianania $\dot{\gamma}$ (s^{-1})	Temperatura ($^{\circ}C$)									
	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
3,39	0,7080	0,2240	0,0918	0,0450	0,0260	0,0160	0,0113	0,0078	0,0063	0,0045
4,55	0,7080	0,2240	0,0917	0,0452	0,0258	0,0162	0,0112	0,0079	0,0062	0,0046
6,11	0,7080	0,2190	0,0916	0,0452	0,0258	0,0161	0,0111	0,0078	0,0061	0,0046
8,19	0,7080	0,2240	0,0916	0,0452	0,0257	0,0162	0,0109	0,0079	0,0059	0,0047
11	0,7080	0,2240	0,0916	0,0452	0,0257	0,0161	0,011	0,0079	0,0059	0,0047
14,7	0,7070	0,2240	0,0916	0,0452	0,0256	0,0161	0,0109	0,0079	0,0059	0,0047
19,8	0,7070	0,2240	0,0916	0,0452	0,0256	0,0161	0,0109	0,0078	0,0059	0,0047
26,5	0,7050	0,2240	0,0916	0,0452	0,0256	0,0161	0,0109	0,0078	0,0059	0,0047
35,6	0,7040	0,2240	0,0917	0,0452	0,0257	0,0161	0,0109	0,0078	0,0059	0,0047
47,7	0,7020	0,224	0,0917	0,0452	0,0257	0,0161	0,0109	0,0079	0,0059	0,0047
64	0,6980	0,2230	0,0917	0,0453	0,0257	0,0161	0,0109	0,0079	0,0059	0,0047
85,8	0,6940	0,223	0,0917	0,0453	0,0257	0,0161	0,011	0,0079	0,0059	0,0048
115	0,6880	0,2230	0,0916	0,0453	0,0257	0,0162	0,011	0,0079	0,0061	0,0048
154	0,6800	0,2220	0,0916	0,0453	0,0258	0,0162	0,0111	0,0081	0,0062	0,0049



Rysunek 50. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu CetodrawX13

Tabela 14. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki Kubitrac 4068

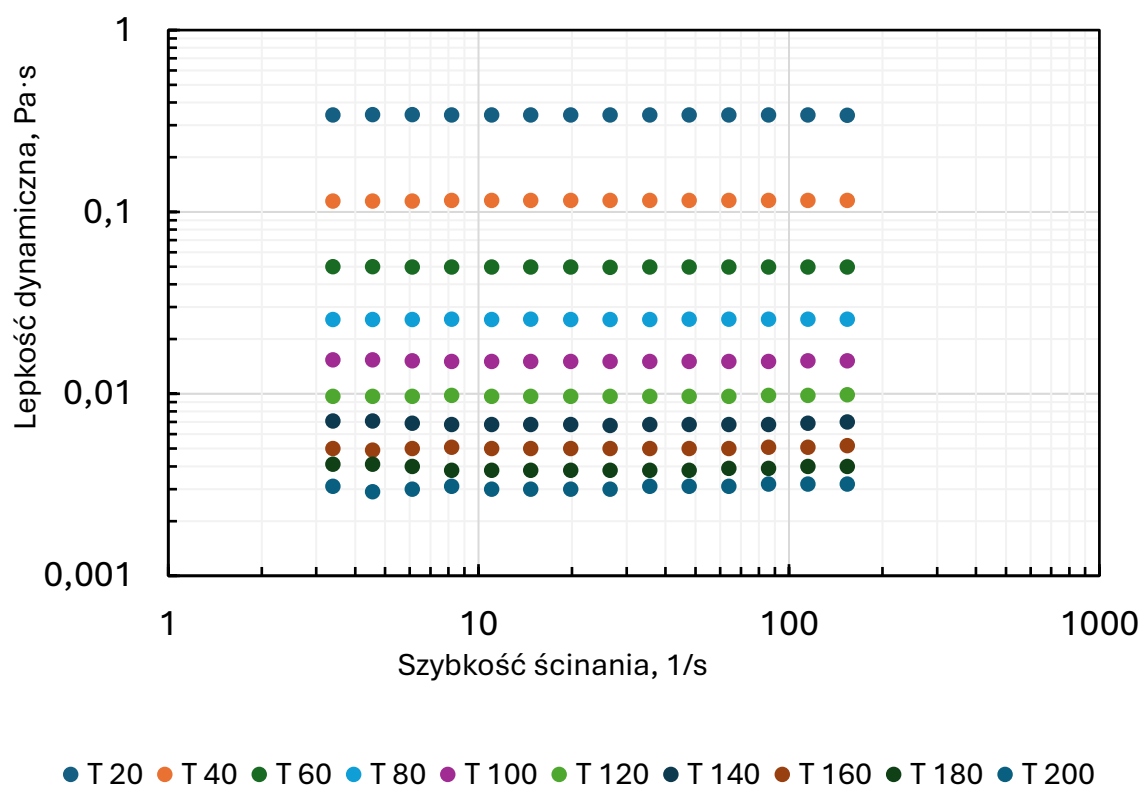
Szybkość ścianania $\dot{\gamma}$ (s^{-1})	Temperatura ($^{\circ}C$)									
	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
3,39	1,7600	0,4890	0,1790	0,0807	0,0428	0,0253	0,0166	0,0113	0,0085	0,0062
4,55	1,7600	0,4890	0,1790	0,0808	0,0425	0,0255	0,0163	0,0115	0,0083	0,0064
6,11	1,7600	0,4890	0,1790	0,0807	0,0426	0,0253	0,0164	0,0114	0,0083	0,0063
8,19	1,7600	0,4880	0,1790	0,0806	0,0426	0,0252	0,0164	0,0113	0,0083	0,0063
11	1,7500	0,4880	0,1790	0,0806	0,0426	0,0252	0,0163	0,0113	0,0082	0,0063
14,7	1,7500	0,4880	0,1790	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0082	0,0063
19,8	1,7500	0,4880	0,1790	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0082	0,0063
26,5	1,7400	0,4880	0,1790	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0082	0,0063
35,6	1,7300	0,4870	0,1780	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0082	0,0063
47,7	1,7300	0,4870	0,1780	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0083	0,0063
64	1,7100	0,4860	0,1780	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0113	0,0083	0,0064
85,8	1,7000	0,4860	0,1780	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0114	0,0083	0,0063
115	1,6800	0,4840	0,1780	0,0806	0,0425	0,0252	0,0163	0,0114	0,0084	0,0065
154	1,6500	0,4830	0,1780	0,0805	0,0425	0,0253	0,0164	0,0115	0,0084	0,0065



Rysunek 51. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu Kubitrac4068

Tabela 15. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki Masterdraw LF51015

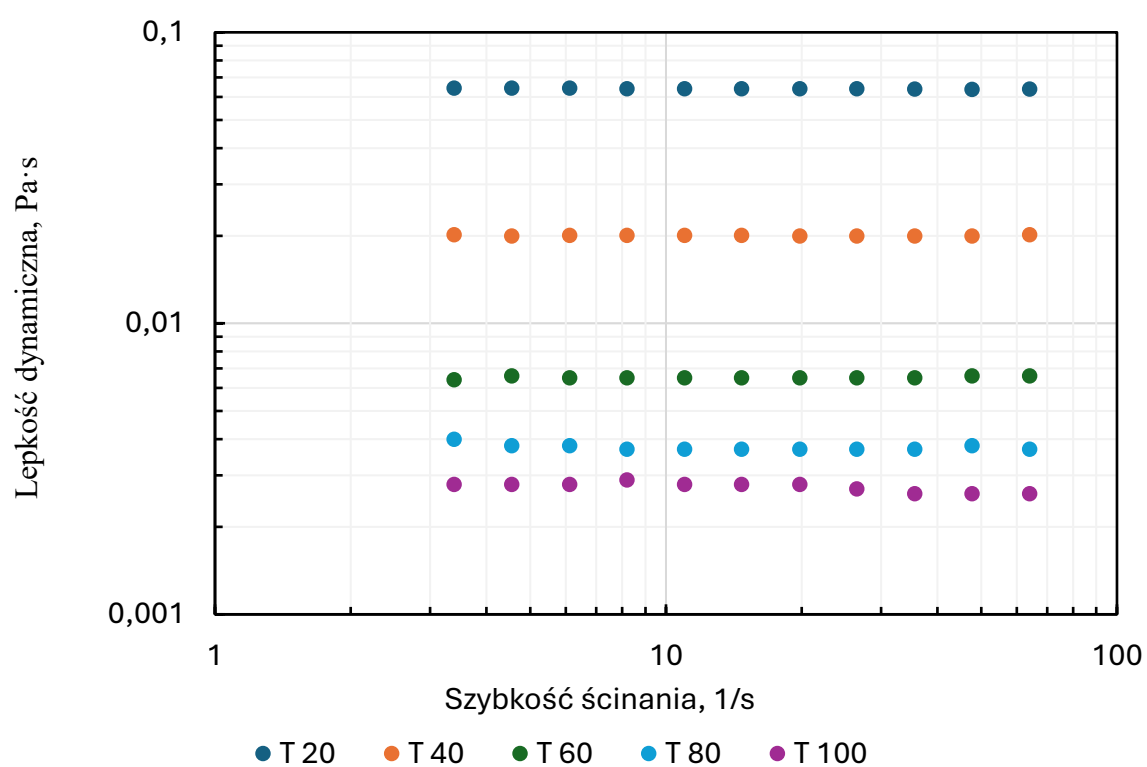
Szybkość ścinania $\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	Temperatura (°C)									
	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
3,39	0,3420	0,1150	0,0501	0,0256	0,0154	0,0097	0,0071	0,0050	0,0041	0,0031
4,55	0,3430	0,1150	0,0500	0,0256	0,0154	0,0097	0,0071	0,0049	0,0041	0,0029
6,11	0,3430	0,1150	0,0499	0,0256	0,0152	0,0097	0,0069	0,0050	0,0040	0,0030
8,19	0,3420	0,1160	0,0498	0,0257	0,0151	0,0098	0,0068	0,0051	0,0038	0,0031
11	0,3420	0,1160	0,0498	0,0256	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0038	0,0030
14,7	0,3420	0,1160	0,0498	0,0257	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0038	0,0030
19,8	0,3420	0,1160	0,0498	0,0256	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0038	0,0030
26,5	0,3420	0,1160	0,0497	0,0256	0,0151	0,0097	0,0067	0,0050	0,0038	0,0030
35,6	0,3420	0,1160	0,0498	0,0256	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0038	0,0031
47,7	0,3420	0,1160	0,0498	0,0257	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0038	0,0031
64	0,3410	0,1160	0,0498	0,0257	0,0151	0,0097	0,0068	0,0050	0,0039	0,0031
85,8	0,3410	0,1160	0,0498	0,0257	0,0151	0,0098	0,0068	0,0051	0,0039	0,0032
115	0,3410	0,1160	0,0498	0,0257	0,0152	0,0098	0,0069	0,0051	0,0040	0,0032
154	0,3400	0,1160	0,0498	0,0257	0,0152	0,0099	0,0070	0,0052	0,0040	0,0032



Rysunek 52. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu Masterdraw LF51015

Tabela 16. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki Techcool 35650W

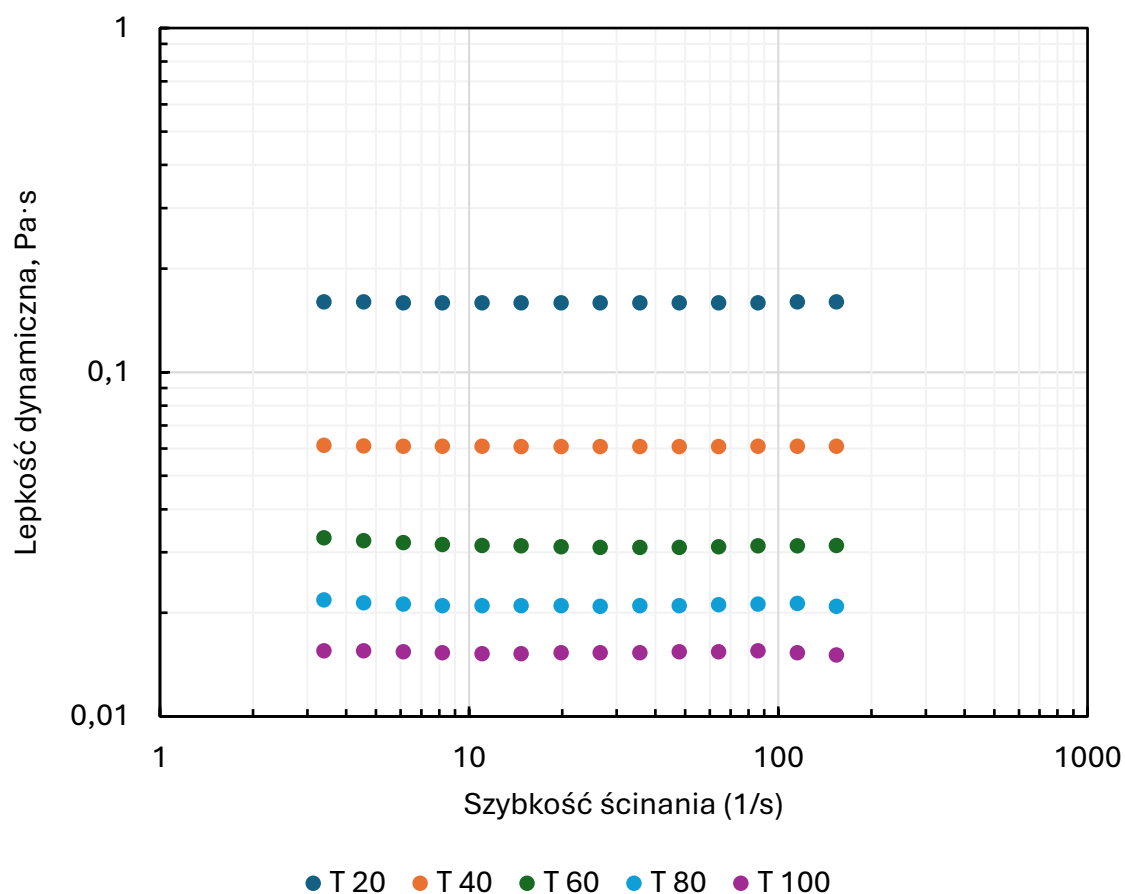
Szybkość ścinania $\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	Temperatura (°C)				
	20	40	60	80	100
3,39	0,1600	0,0613	0,0330	0,0218	0,0155
4,55	0,1600	0,0611	0,0324	0,0214	0,0155
6,11	0,1590	0,0610	0,0320	0,0212	0,0154
8,19	0,1590	0,0610	0,0316	0,0210	0,0153
11	0,1590	0,0609	0,0314	0,0210	0,0152
14,7	0,1590	0,0608	0,0313	0,0210	0,0152
19,8	0,1590	0,0608	0,0311	0,0210	0,0153
26,5	0,1590	0,0608	0,0310	0,0209	0,0153
35,6	0,1590	0,0608	0,0310	0,0210	0,0153
47,7	0,1590	0,0608	0,0310	0,0210	0,0154
64	0,1590	0,0608	0,0311	0,0211	0,0154
85,8	0,1590	0,0609	0,0313	0,0212	0,0155
115	0,1600	0,0610	0,0313	0,0213	0,0153
154	0,1600	0,0610	0,0314	0,0209	0,0151



Rysunek 53. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu Techcool 35650 W

Tabela 17. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki Techcool 35630 BF

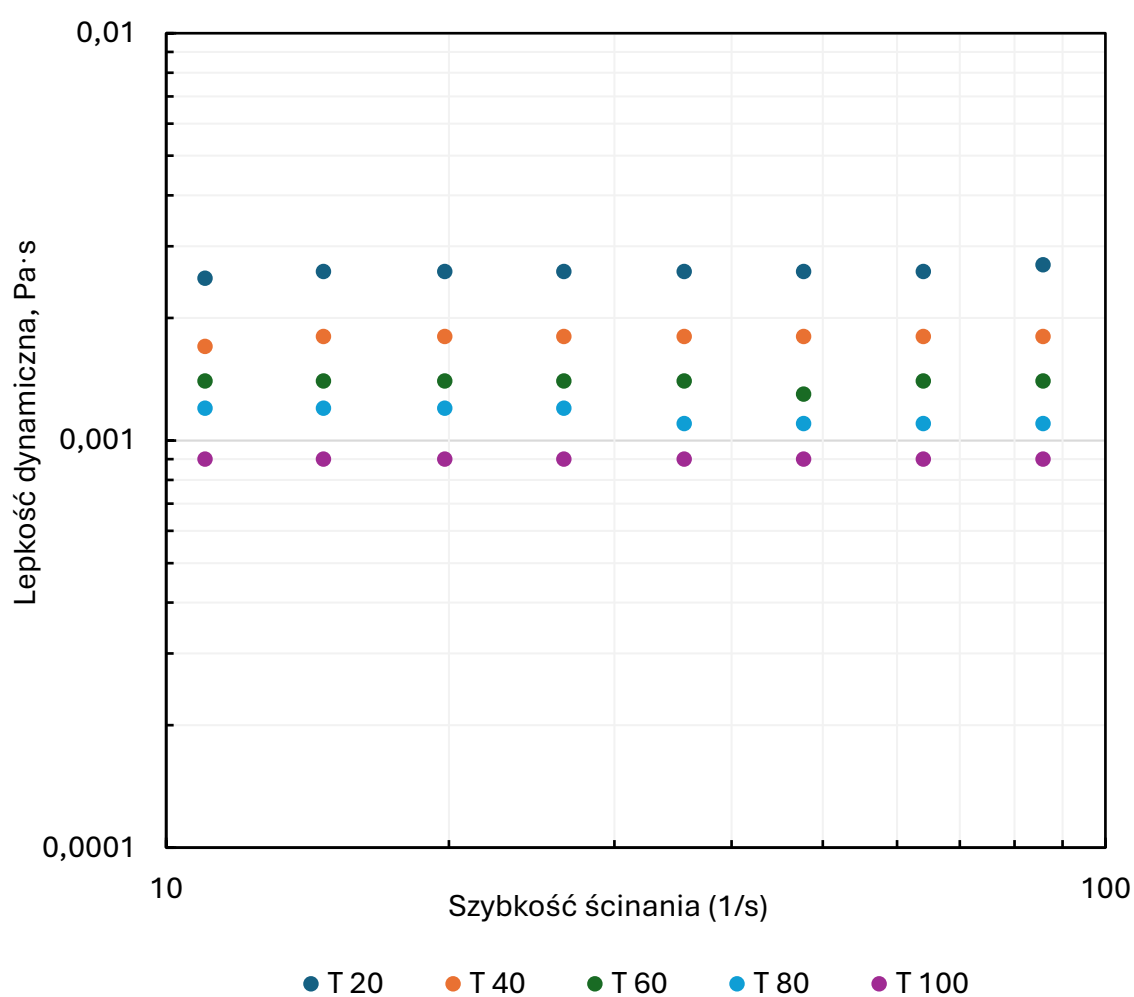
Szybkość ścinania $\dot{\gamma}$ (s ⁻¹)	Temperatura (°C)				
	20	40	60	80	100
3,39	0,0644	0,0202	0,0064	0,0040	0,0028
4,55	0,0644	0,0200	0,0066	0,0038	0,0028
6,11	0,0643	0,0201	0,0065	0,0038	0,0028
8,19	0,0641	0,0201	0,0065	0,0037	0,0029
11	0,0641	0,0201	0,0065	0,0037	0,0028
14,7	0,0641	0,0201	0,0065	0,0037	0,0028
19,8	0,0640	0,0200	0,0065	0,0037	0,0028
26,5	0,0640	0,0200	0,0065	0,0037	0,0027
35,6	0,0639	0,0200	0,0065	0,0037	0,0026
47,7	0,0638	0,0200	0,0066	0,0038	0,0026
64	0,0639	0,0202	0,0066	0,0037	0,0026



Rysunek 54. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu Techcool 35630 BF

Tabela 18. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla próbki Lubriol

Szybkość ścinania (s ⁻¹)	Temperatura (°C)				
	20	40	60	80	100
11	0,0025	0,0017	0,0014	0,0012	0,0009
14,7	0,0026	0,0018	0,0014	0,0012	0,0009
19,8	0,0026	0,0018	0,0014	0,0012	0,0009
26,5	0,0026	0,0018	0,0014	0,0012	0,0009
35,6	0,0026	0,0018	0,0014	0,0011	0,0009
47,7	0,0026	0,0018	0,0013	0,0011	0,0009
64	0,0026	0,0018	0,0014	0,0011	0,0009
85,8	0,0027	0,0018	0,0014	0,0011	0,0009

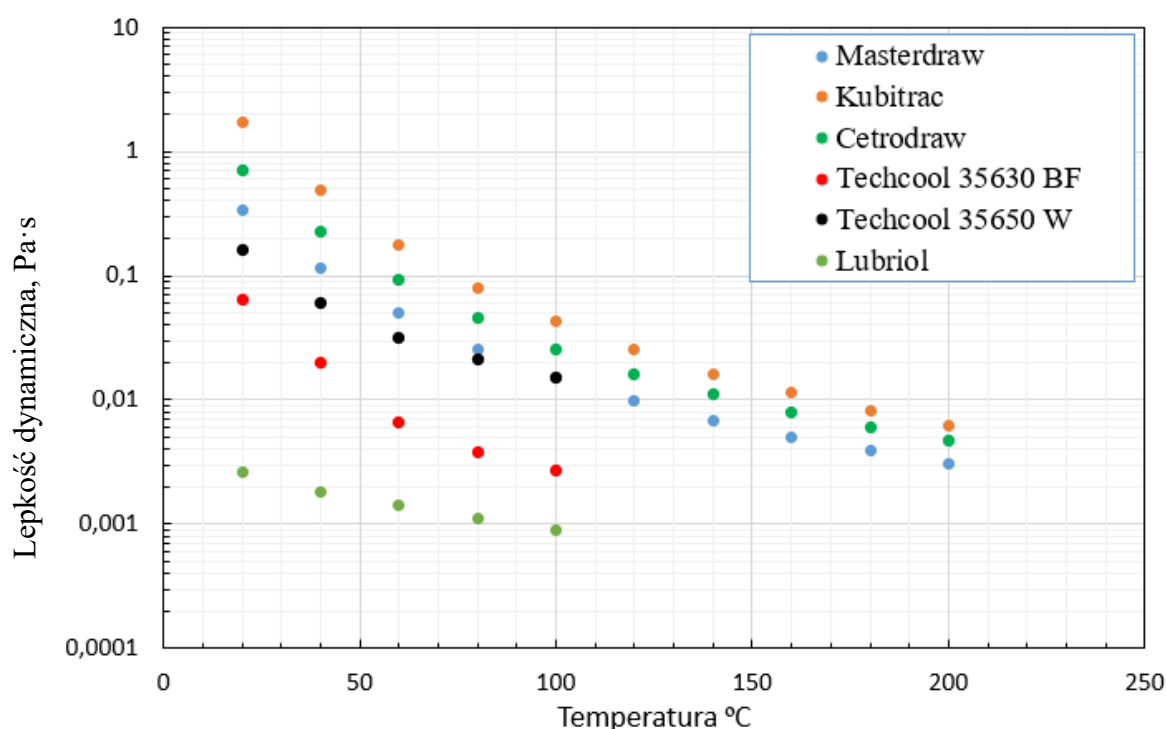


Rysunek 55. Zależność lepkości dynamicznej od szybkości ścinania dla płynu Lubriol

Podsumowaniem powyższego zbioru danych będzie porównanie lepkości dynamicznej analizowanych środków smarnych użytych podczas badań. Porównanie to prezentuje poniższa tabela 19 oraz wykres, rysunek 56.

Tabela 19. Zestawienie wartości lepkości dynamicznej dla analizowanych próbek

	Lepkość dynamiczna η (Pa·s)					
T (°C)	Masterdraw	Kubitrac	Cetrodraw	Techcool 35630 BF	Techcool 35650 W	Lubriol
20	0,3418	1,7307	0,7018	0,0641	0,1593	0,0026
40	0,1158	0,4871	0,2233	0,0201	0,0609	0,0018
60	0,0498	0,1786	0,0916	0,0065	0,0315	0,0014
80	0,0256	0,0806	0,0452	0,0038	0,0211	0,0011
100	0,0152	0,0425	0,0257	0,0027	0,0153	0,0009
120	0,0097	0,0252	0,0161			
140	0,0069	0,0163	0,0110			
160	0,0050	0,0114	0,0079			
180	0,0039	0,0083	0,0060			
200	0,0031	0,0063	0,0047			



Rysunek 56. Porównanie wartości lepkości dynamicznej dla analizowanych próbek w funkcji temperatury

Można zauważyć, że badane środki smarne charakteryzują się różną wrażliwością na działanie temperatury. W temperaturze pokojowej najwyższą z badanych olejów lepkością dynamiczną charakteryzuje się olej Kubitrac. Najniższą natomiast olej Masterdraw. Polimer Techcool 305650W w temperaturze pokojowej posiada lepkość

dwukrotnie mniejszą aniżeli olej Masterdraw. Środek smarny charakteryzujący się taką lepkością dynamiczną nie wykazuje cech, które pozwoliłyby na jego wykorzystanie w procesach ciągnięcia, co wykazały badania doświadczalne. Przeprowadzone badania wykazały wpływ rodzaju smaru na lepkość dynamiczną w zależności od temperatury. Niezależnie od rodzaju smaru odnotowano spadek lepkości dynamicznej wraz ze wzrostem temperatury.

Badane oleje na skutek wzrostu temperatury o 20°C od temperatury pokojowej, wykazały znaczący spadek lepkości dynamicznej. Lepkość dynamiczna oleju Masterdraw spadła o 66%, oleju Kubitrac o 72%, a olej Cetodraw o 68%. W tych warunkach lepkość dynamiczna oleju Kubitrac jest o 320% wyższa aniżeli oleju Masterdraw oraz 120% wyższa niż oleju Cetodraw. W temperaturze 100°C olej Kubitrac traci 97% wartości początkowej lepkości dynamicznej. Olej Masterdraw natomiast 95%, a olej Cetodraw 96%. Wyniki pokazują, że w temperaturze 100°C olej Kubitrac posiada lepkość dynamiczną dwukrotnie wyższą aniżeli olej Masterdraw oraz 65% wyższą aniżeli olej Cetodraw. Olej Cetodraw charakteryzuje się lepkością dynamiczną o 69% wyższą aniżeli olej Masterdraw.

Z analizy danych wynika jak bardzo z punktu widzenia lepkości dynamicznej różnią się od siebie badane oleje wraz z przyrostem temperatury. Warto w tym miejscu wspomnieć, że odnotowana średnia temperatura podczas ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu brązu berylowego, mierzona po wyjściu z ciągadła była nie wyższa niż 40°C. Przypuszcza się, że temperatura w strefie kontaktu mogła być ponad dwukrotnie wyższa. Przyjmuje się, że temperatura pochodząca z odkształcenia plastycznego rurki jest jednorodna na przekroju rurki, a temperatura powierzchniowa jest wyższa niż temperatura średnia rurki.

Stabilne warunki ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu brązu berylowego zostały osiągnięte przy użyciu dwóch olejów: Cetodraw oraz Masterdraw. Użycie tych dwóch środków smarnych umożliwiło ciągnięcie z akceptowaną prędkością, na poziomie 10 i 15 m/min. Warto zauważyć, że pomiędzy korkiem, rurką i ciągadłem występują bardzo niewielkie szczeliny. Szczelina pomiędzy korkiem i rurką wynosi średnio: 40 µm, natomiast pomiędzy rurką, a ciągadłem: 100 µm. Dlatego też, przypuszcza się, że olej Kubitrac, charakteryzujący się wysoką lepkością dynamiczną nie został zaciągnięty do kotliny odkształcenia. Brak środka smarnego skutkował zrywaniem się rurki zaraz po rozpoczęciu ciągu. Z analizy rysunku 56 okazuje się, że pozostałe środki smarne charakteryzują się zbyt niską wartością lepkości dynamicznej dla ciągnięcia ultracienkich

rurek ze stopu brązu berylowego. Uważa się, że środki smarne o wspomnianej charakterystyce spływają z korka, a podczas ciągnięcia nie wytwarza się warstwa filmu smarnego potrzebnego do zachowania stabilnego procesu ciągnięcia.

Prowadzone badania doświadczalne wykazały że badania laboratoryjne mogą być tylko wskazówką w doborze odpowiedniego środka smarnego gdyż nie uwzględniają wszystkich czynników procesowych. Niezbędne zatem jest przeprowadzanie badań doświadczalnych potwierdzających skuteczność działania środków smarnych w rzeczywistych procesach ciągnięcia.

6. Analiza parametrów procesu ciągnięcia

Proces ciągnięcia rurek ultracienkich, obok uzyskania wymaganych wymiarów geometrycznych, wymaga jednoczesnej kontroli parametrów technologicznych, które w decydujący sposób kształtują jakość produktu, trwałość narzędzi oraz efektywność samego procesu. Do najważniejszych z nich zalicza się: siłę ciągnięcia, prędkość ciągnięcia, temperaturę oraz warunki smarowania. Parametry te są ze sobą ściśle powiązane i w dużym stopniu korelują z przyjętą geometrią narzędzi, zastosowanego środka smarnego i prędkości ciągnięcia. Kompleksowa analiza ich przebiegu i wzajemnych zależności stanowi podstawę do opracowania optymalnych warunków technologicznych.

Początkowo przedstawiona zostanie metodyka pomiaru siły, temperatury i ilości smaru. Precyzyjna rejestracja tych wielkości umożliwia ocenę stabilności procesu oraz identyfikację czynników odpowiadających za ewentualne zakłócenia, takie jak: nadmierny wzrost oporów tarcia czy przegrzewanie materiału.

Pierwszym etapem analizy będzie ocena wybranych środków smarnych przy stałej prędkości ciągnięcia. Smarowanie odgrywa kluczową rolę w redukcji tarcia, stabilizacji procesu oraz ograniczaniu zużycia narzędzi. Porównanie wariantów pozwoli określić w jakim stopniu rodzaj zastosowanego środka smarnego wpływa na wartości siły ciągnięcia i temperatury w procesie, oraz jak przekłada się to na efektywność całego układu technologicznego. W tym badaniu został wyodrębniony środek smarny, dla którego wyznaczono najbardziej efektywną z punktu widzenia ekonomiki procesu prędkość ciągnięcia.

Kolejnym aspektem badań będzie badanie wpływu geometrii korków opisanych różnicą kątów $\alpha - \beta$. Zmiana tych parametrów decyduje o intensywności odkształcenia i sposobie przepływu materiału przez strefę odkształcenia, co z kolei przekłada się na wartości siły ciągnięcia i rozkład temperatury. Analiza wariantów geometrii narzędzi pozwala na wskazanie układu kształtu korka zapewniającego kompromis między niskimi oporami odkształcenia, a wysoką jakością powierzchni.

Ostatnim analizowanym zagadnieniem będzie wpływ zmiennej prędkości ciągnięcia, przy stałej geometrii narzędzi. Prędkość procesu determinuje charakter odkształcenia, warunki cieplne oraz dynamikę oddziaływania środka smarnego. Analiza wariantów prędkości umożliwi wskazanie optymalnego zakresu, zapewniającego równowagę pomiędzy jakością wyrobu, a efektywnością procesu ciągnięcia.

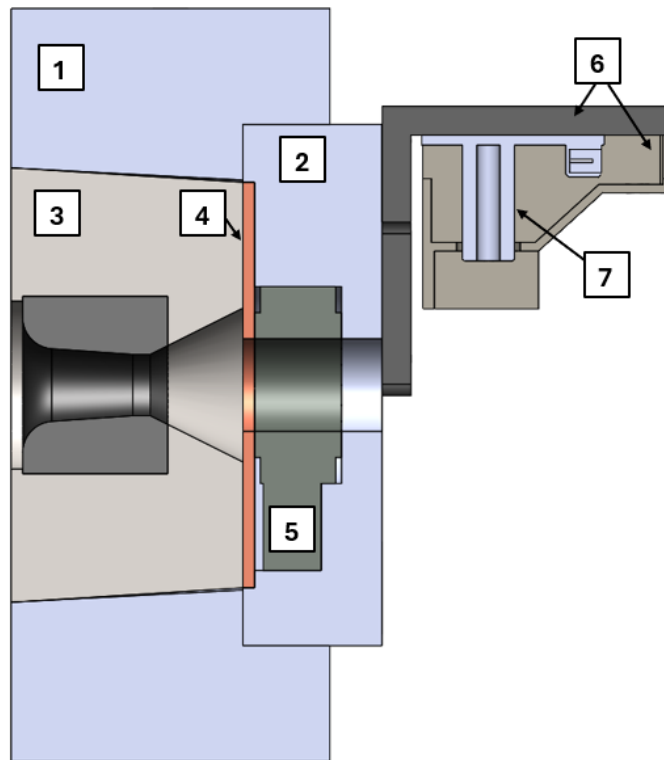
Przedstawiona struktura rozdziału pozwoli na całościowe ujęcie problematyki parametrów procesu ciągnięcia i ich roli w kształtowaniu właściwości końcowych ultracienkich rurek.

6.1. Metodyka pomiaru parametrów procesu ciągnięcia

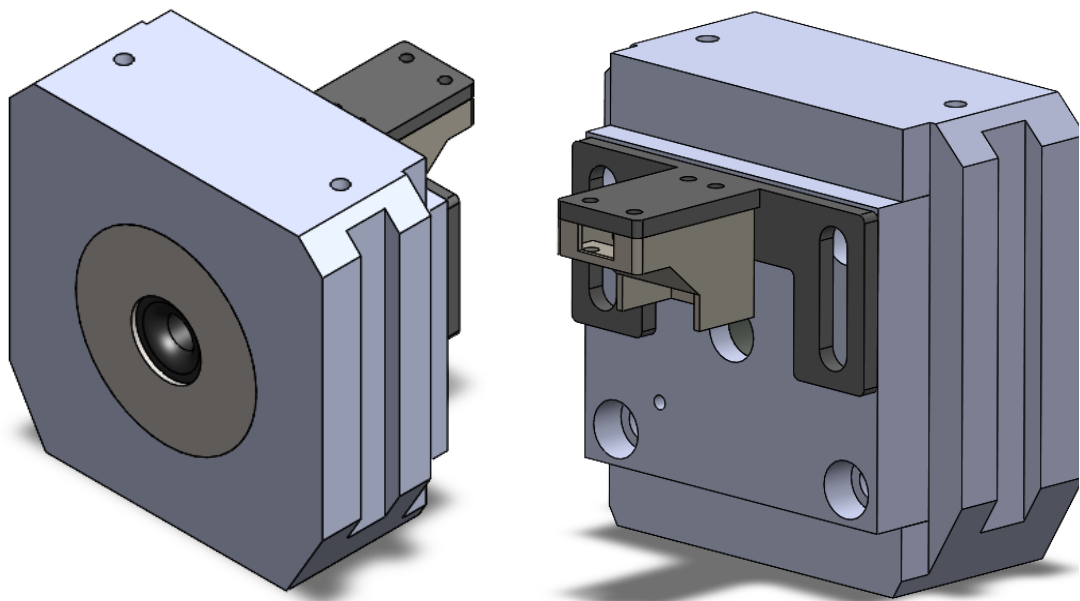
W celu rejestracji siły ciągnięcia oraz temperatury powierzchni rurek w odległości 60 mm za ciągadłem, zaprojektowano i wykonano zestaw pomiarowy opierając się na standardowej kasecie używanej w badaniach ciągarki bębnowej. Zestaw pomiarowy został zbudowany z następujących elementów:

- czujnik tensometryczny siły,
- czujnik promieniowania podczerwonego do pomiaru temperatury,
- przetwornik dla belek tensometrycznych ze wzmacniaczem i przetwornikiem ADC,
- układ akwizycji oparty na mikrokontrolerze,
- zmodyfikowana kaseta utrzymująca ciągadło.

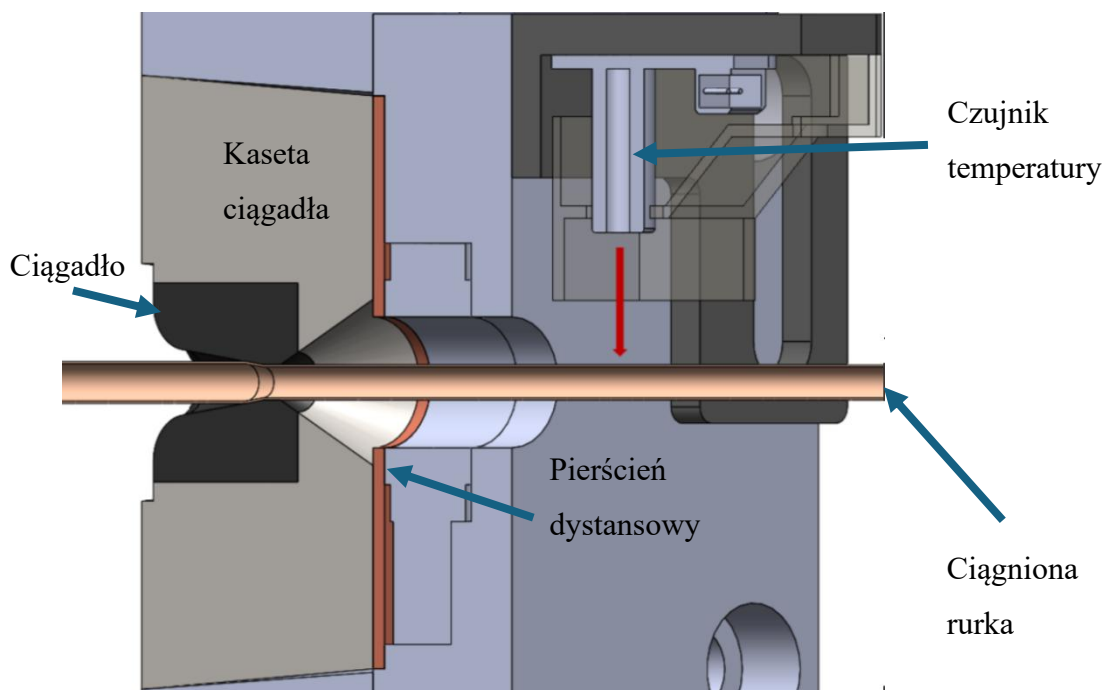
Poniższy rysunek 57 pokazuje rozmieszczenie powyższych elementów w ciągarence bębnowej. Rysunek 58 przedstawia kasetę z układem pomiarowym siły ciągnięcia oraz temperatury. Natomiast na rysunku 59 znajduje się schemat poglądowy układu pomiarowego.



Rysunek 57. Układ pomiarowy siły ciągnięcia i temperatury podczas ciągnięcia, gdzie:
 1 – część A kasety, 2 – część B kasety, 3 – ciągadło, 4 – pierścień dystansowy, 5 –
 czujnik tensometryczny, 6 – uchwyt czujnika podczerwieni, 7 – czujnik podczerwieni



Rysunek 58. Kasetka matrycy z układem pomiarowym siły ciągnięcia oraz temperatury



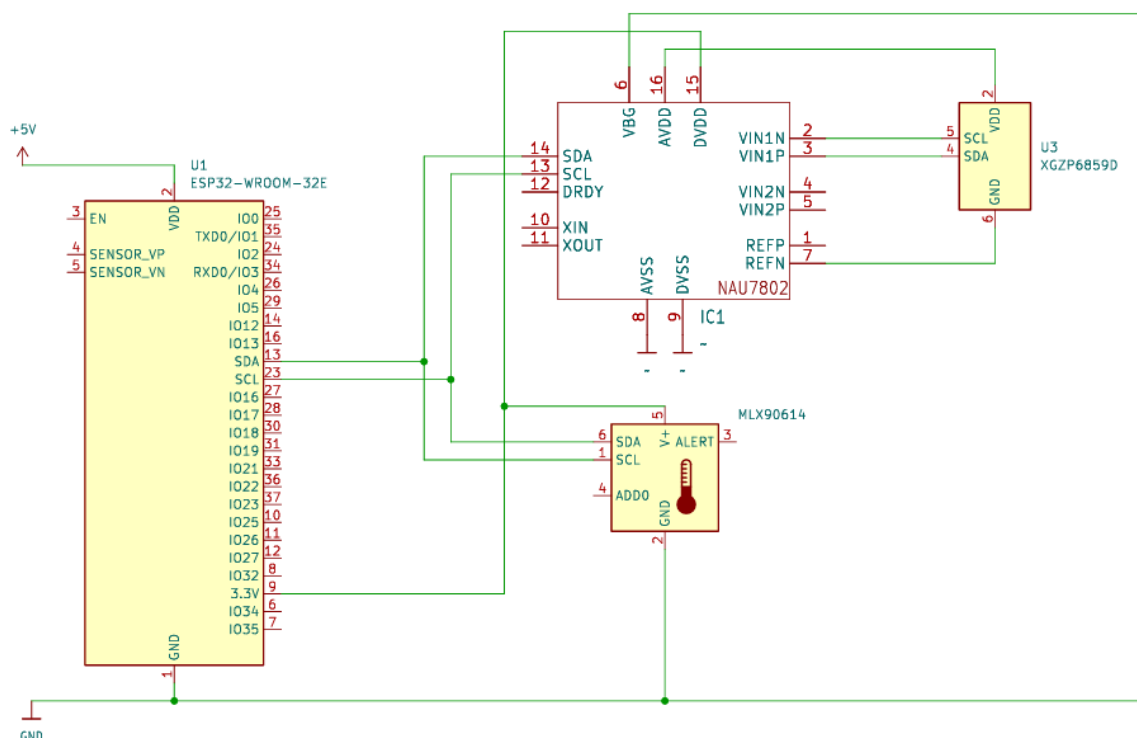
Rysunek 59. Schemat poglądowy układu pomiarowego

Głównym ograniczeniem konstrukcji ciągarki dla zestawu pomiarowego stanowiła przestrzeń przewidziana dla standardowej kasety. W związku z tym zastosowano kompaktowy czujnik siły, osadzony bezpośrednio za ciągadłem. Dla zapewnienia równomiernego przekazu obciążenia pomiędzy ciągadłem, a czujnikiem wprowadzono hartowany pierścień dystansowy. Pierścień pośredniczy w przenoszeniu siły na czujnik, przez co eliminuje punktowy docisk. Konstrukcja kasety została zaprojektowana tak, aby nie miała wpływu na zmianę geometrii wyjścia ciągadła. Czujnik tensometryczny rejestruje osiową reakcję działającą na ciągadło. W zależności od konkretnej wersji osprzętu siła przekazywana jest bezpośrednio z korpusu ciągadła na czujnik.

Czujnik IR umieszczono za kasetą w obudowie wykonanej techniką druku 3D z materiału ABS. Obudowa chroni element pomiarowy przed olejem i umożliwia regulację wysokości, tak aby dopasować odległość czujnika do rury wyjściowej i tym samym zmieniać pole widzenia czujnika. Obszar pomiaru temperatury ustawiono na osi rury, bezpośrednio za wyjściem z ciągadła.

Sygnał z czujnika siły kondycjonowany jest we wzmacniaczu mostkowym i próbkowany z częstotliwością rzędu 320 Hz. Sygnał temperatury z czujnika IR rejestrowany jest z częstotliwością 50 – 100 Hz. Oba kanały mają wspólny znacznik czasu. Mikrokontroler dokonuje przetworzenia i zapisania danych w formacie TXT

na podłączonym poprzez USB komputerze z odpowiednim oprogramowaniem. Schemat systemu zbierania sygnałów do badań został przedstawiony na poniższym rysunku 60.



Rysunek 60. Schemat układu pomiarowego siły ciągnienia oraz temperatury

Prędkość ciągnienia jest wynikiową ustawień parametrów maszyny ciągarskiej. Prędkość jest ustawiana przy pomocy potencjometru umieszczonego przy panelu operatorskim, a monitorowana jest na wyświetlaczu.

Ilość smaru natomiast zmierzona została przy pomocy wagi. Po wykonanym ciągu pobrano próbki i zważono je. Następnie, próbki zostały umyte w maszynie odtłuszczającej i ponownie zważone. Z różnicy masy próbek obliczono ilość środka smarnego w jednostce gram / m².

6.2. Analiza wpływu rodzaju smaru na proces ciągnienia

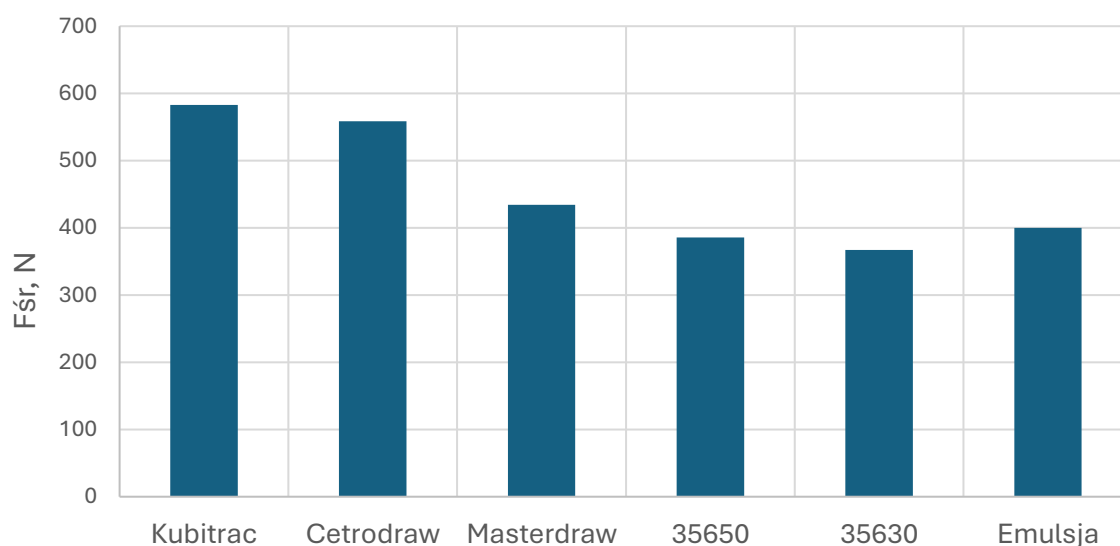
W tym podrozdziale przedstawione zostaną wyniki badań wpływu wybranych środków smarnych na proces ciągnienia rurek. Obserwowanymi parametrami będą: siła ciągnienia, temperatura, maksymalna osiągnięta prędkość ciągnienia rurek oraz ilość smaru zapewniające stabilny proces ciągnienia. Ustalono stałą geometrię narzędzi 2β korka równą 25°, która wyniknęła z obliczeń funkcji U dla badanego ciągu.

Poniższa tabela 20 przedstawia zebrane, uśrednione parametry procesowe dla stałej prędkości ciągnięcia równej 1 m/min, jednocześnie określając maksymalną możliwą prędkość ciągnięcia rurki dla wszystkich środków smarnych.

Tabela 20. Skumulowane, procesowe dane pomiarowe dla wszystkich wariantów środków smarnych

Parametr	Środek smarny					
	Kubitrac	Cetodraw	Masterdraw	35650	35630	Emulsja
F_{sr} , N	582,9	558,6	434,4	385,8	366,9	400,1
T_{sr} , °C	28,4	27,1	26,8	26,6	26,5	26,4
Ilość smaru, g/m ²	0,661	0,988	1,132	1,257	1,46	brak danych
$V_{zzerwania}$, m/min	2	10	15	1	1	<1

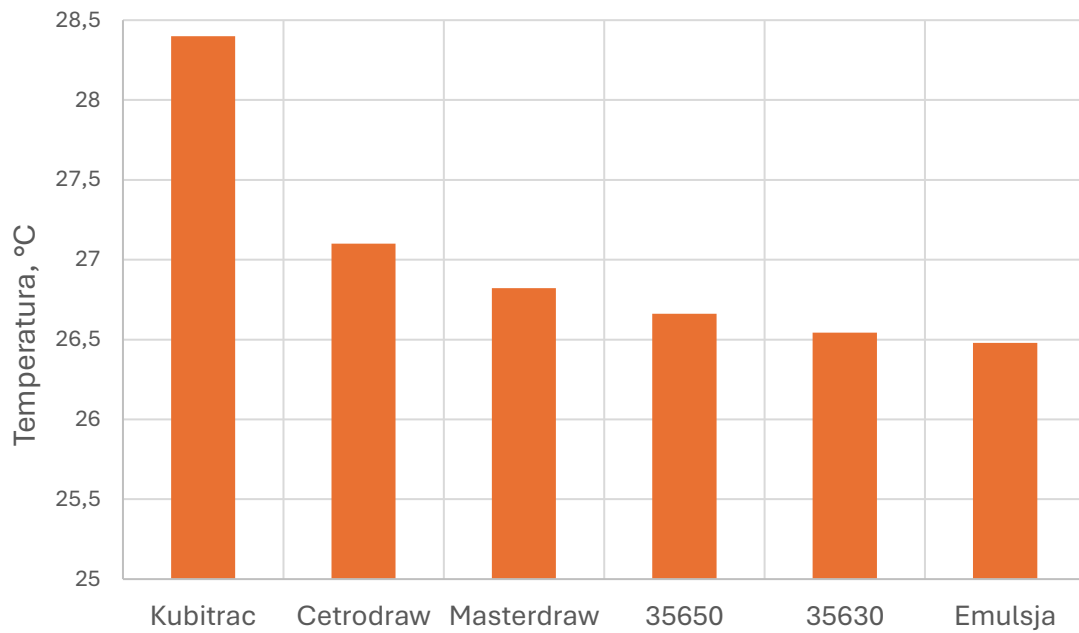
Na podstawie danych zawartych w tabeli 20 sporządzono wykresy obrazujące wpływ środków smarnych na proces ciągnięcia ultracienkich rurek. Na Rysunek 61 przedstawiono wpływ środka smarnego na siłę ciągnięcia.



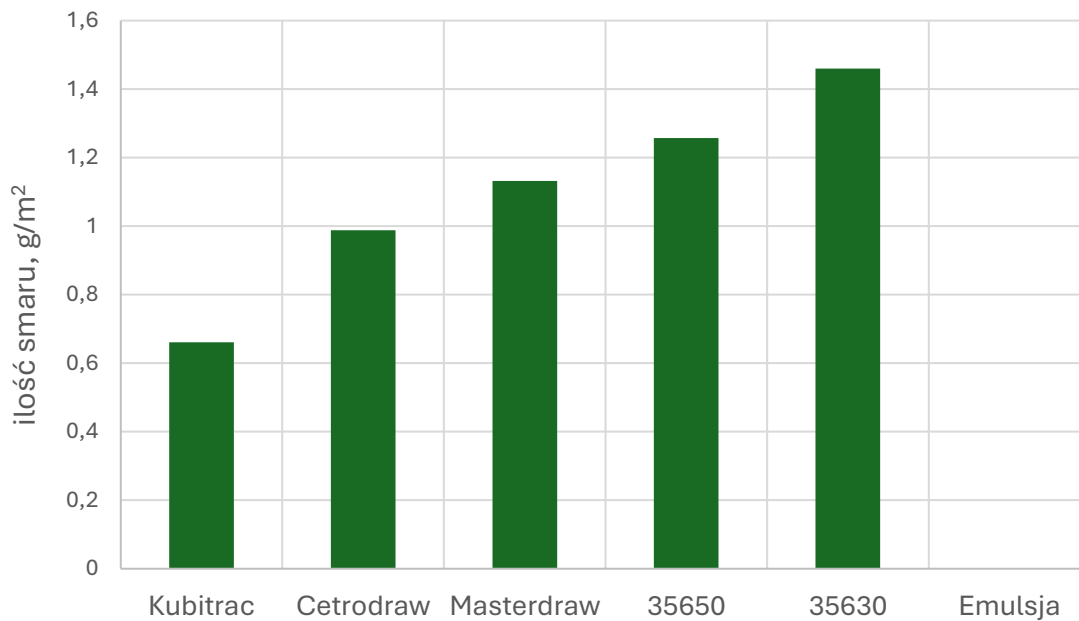
Rysunek 61. Wpływ środka smarnego na wartość siły ciągnięcia, $v = 1$ m/min,
 $2\alpha = 30^\circ$, $2\beta = 25^\circ$

Z danych przedstawionych na rysunku 61 wynika, że rodzaj środka smarnego ma fundamentalne znaczenie w procesie ciągnięcia ultracienkich rurek z brązu berylowego. Najmniejszą siłę odnotowano dla polimeru 35630, a największą dla oleju Kubitrac. Przy prędkości ciągnięcia $v = 1$ m/min maksymalne zmierzone różnice siły ciągnięcia wyniosły około 200 N, co stanowi wzrost o 50% wartości siły. Wzrost siły ciągnięcia spowodowany był pogorszeniem warunków smarowania, a to w konsekwencji

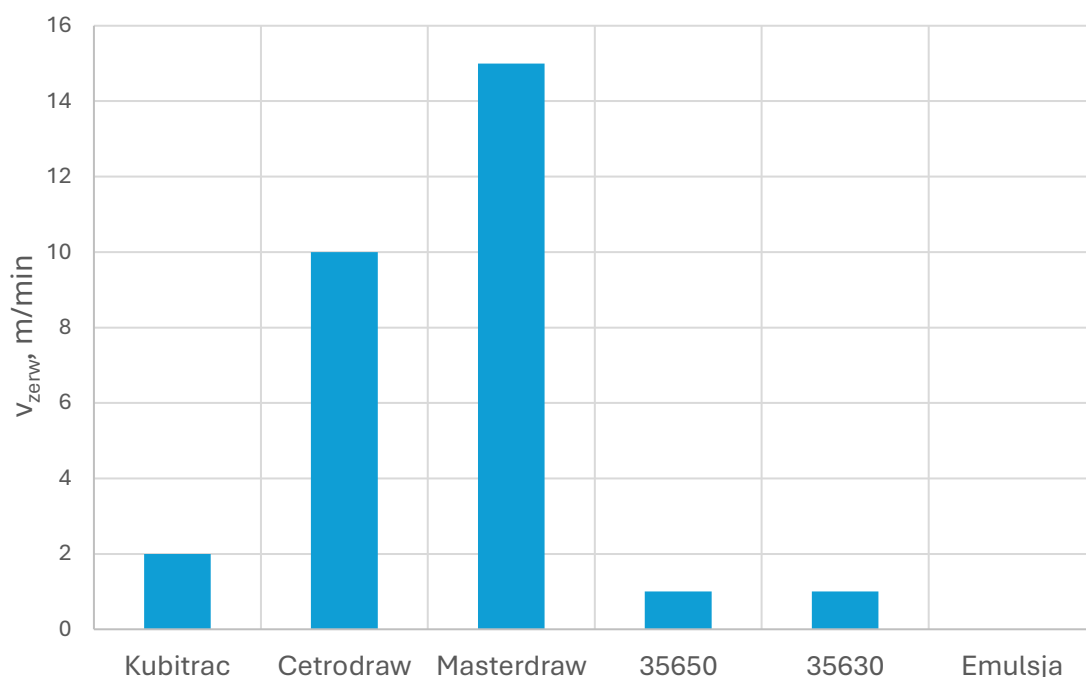
spowodowało wzrost temperatury i nagrzewanie się materiału w strefie odkształcenia, co pokazują rysunek 62 oraz rysunek 63.



Rysunek 62. Wpływ środka smarnego na temperaturę, $v = 1 \text{ m/min}$, $2\alpha = 30^\circ$, $2\beta = 25^\circ$



Rysunek 63. Wpływ środka smarnego na ilość smaru, $v = 1 \text{ m/min}$, $2\alpha = 30^\circ$, $2\beta = 25^\circ$



Rysunek 64. Wpływ środka smarnego na wartość maksymalnej prędkości ciągnięcia,

$$v = 1 \text{ m/min}, 2\alpha = 30^\circ, 2\beta = 25^\circ$$

Przedstawioną na rysunku 62 temperaturę, można traktować jako temperaturę średnią, gdyż pomiar odbywał się w strefie kontaktu materiał – narzędzie w odległości 60mm, co przy prędkości 1 m/min daje nam około 4 sekund. Stąd zmierzona temperatura rurek dla poszczególnych środków smarnych wynosiła od 26,5 do 28,4°C, tylko 2°C różnicy, pomiędzy minimalną, a maksymalną jej wartością. Niemniej jednak, potwierdza wpływ działania środka smaru na warunki tarcia i tendencje rurek do zrywania w procesie ciągnięcia. Tę hipotezę potwierdzają pomiary ilości smaru po procesie ciągnięcia, z których wynika, że maksymalne różnice pomiędzy analizowanymi wariantami wynosiły ponad 100%. Uzyskane różnice wartości siły ciągnięcia, temperatury i ilości smaru uzyskane dla poszczególnych środków smarnych miały bezpośredni wpływ na maksymalną prędkość ciągnięcia, gwarantując stabilne warunki procesowe. Maksymalną prędkość ciągnięcia rurek uzyskano przy ciągnięciu z zastosowaniem oleju mineralnego Masterdraw, która wynosiła 15 m/min. Natomiast dla pozostałych olejów mineralnych odnotowano niższe prędkości ciągnięcia, szczególnie dla oleju Kubitrac. Osiągnięta prędkość dla tego oleju stanowiła zaledwie 13% wartości prędkości maksymalnej odnotowanej dla oleju Masterdraw. Można to wiązać z różnymi właściwościami reologicznymi olejów. Z rysunku 64 jasno wynika, że grupa olejów charakteryzująca się dużo wyższymi uzyskanymi prędkościami ciągnięcia w stosunku do polimerów i emulsji. Industrialne próby ciągnięcia ultracienkich rurek z brązu

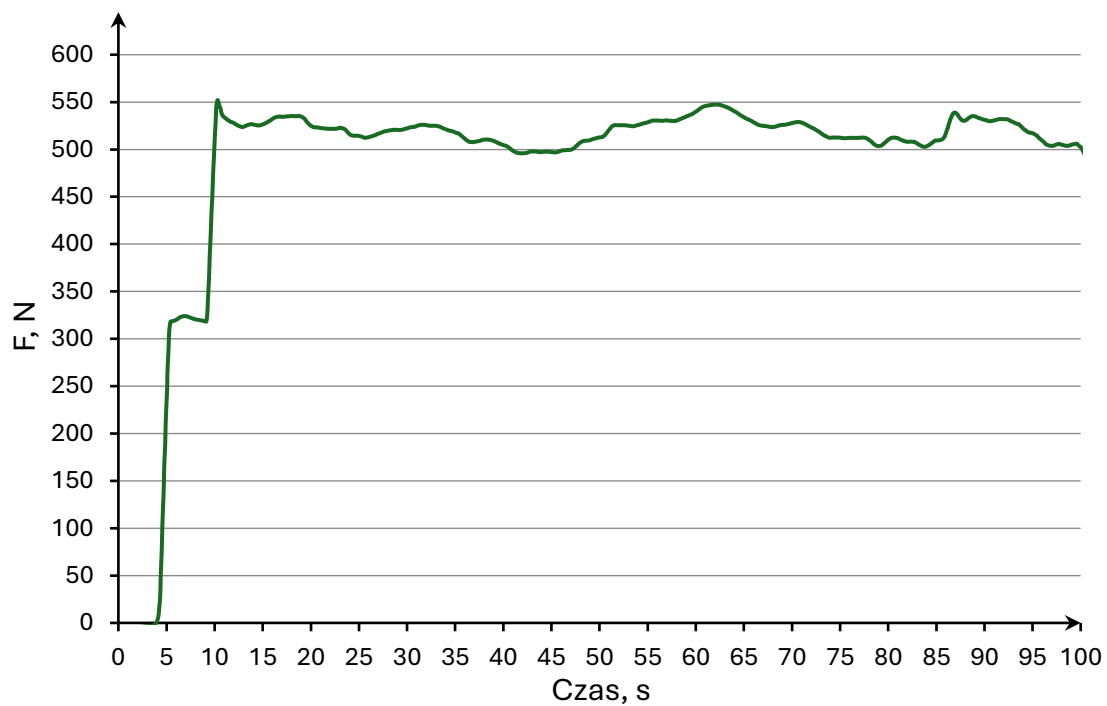
berylowego sugerują ograniczoną możliwość zastosowania środków smarnych z grupy polimerów do procesów ciągnięcia dla prędkości ciągnięcia większych niż 1 m/min (0,016 m/s). Warto zwrócić uwagę, że przeprowadzone w badaniach testy z emulsją wskazują jednoznacznie, że nie wykazała cech pozwalających uzyskać minimalne i stabilne prędkości ciągnięcia. Należy to wiązać z własnościami fizyko- chemicznymi badanej emulsji. Przedstawione w rozdziale 5 wyniki reologii smarów wykazały, istotny wpływ temperatury na lepkość dynamiczną środków smarnych. Lepkość dynamiczna ma istotny wpływ na tworzenie się filmu smaru w strefie kontaktu materiału z narzędziami. Przy bardzo małych prędkościach ciągnięcia, nieprzekraczających 1 m/min osiągamy w strefie odkształcenia stosunkowo niskie temperatury, w których środki smarne, poza emulsją charakteryzują się odpowiednią stabilnością termogravimetryczną (TGA). Stąd najwyższe prędkości ciągnięcia uzyskano dla olejów mineralnych, odznaczających się wysoką lepkością dynamiczną oraz odpornością na warunki termiczne. Przy prędkościach $> 1\text{ m/min}$ oprócz zjawiska spadku lepkości dynamicznej użytych w pracy smarów następuje ich stopniowy rozpad termiczny, co wykazały badania TGA (ubytek masy spowodowany redukcją smaru na skutek działania temperatury). W takich warunkach, wstępnie uformowana warstwa smaru w strefie odkształcenia staje się niestabilna, na skutek działania temperatury. W konsekwencji następuje spadek ilości smaru oraz jego wypychanie przed narzędzie, na skutek spadku ciśnienia smaru. Wzrasta więc na skutek tego zjawiska powierzchnia bezpośredniego styku powierzchni trących, narzędzia – rurka, co powoduje wzrost tarcia, siły ciągnięcia, a w konsekwencji prowadzi do zerwania rurki w procesie ciągnięcia. Przeprowadzone w pracy badania, wykazały również, że szybkość utraty stabilności warstwy filmu smaru podczas ciągnięcia ultracienkich rurek zależy od rodzaju smaru. Kolejnym czynnikiem mającym wpływ na stabilność procesu ciągnięcia jest adhezja środka smarnego do powierzchni narzędzia i materiału. W przypadku niewystarczającej adhezji dla danego procesu obróbki plastycznej, następuje cofnięcie się smaru ze strefy odkształcenia. Zjawisko to występuje przy ciągnięciu ultracienkich rurek z wykorzystaniem emulsji jako środka smarnego. Stąd, podczas przemysłowych prób ciągnięcia rurek z zastosowaniem wyżej wymienionego środka smarnego nastąpiło bardzo szybkie zerwanie rurki. Już po 5 sekundach ciągnięcia, rurka zrywała się bez osadzenia korka w kotlinie odkształcenia. Dlatego w przypadku emulsji niemożliwym było pobranie próbek rurek po ciągnięciu do badania ilości smaru

i własności mechanicznych. Nie odnotowano też minimalnej prędkości ciągnięcia dla tego przypadku.

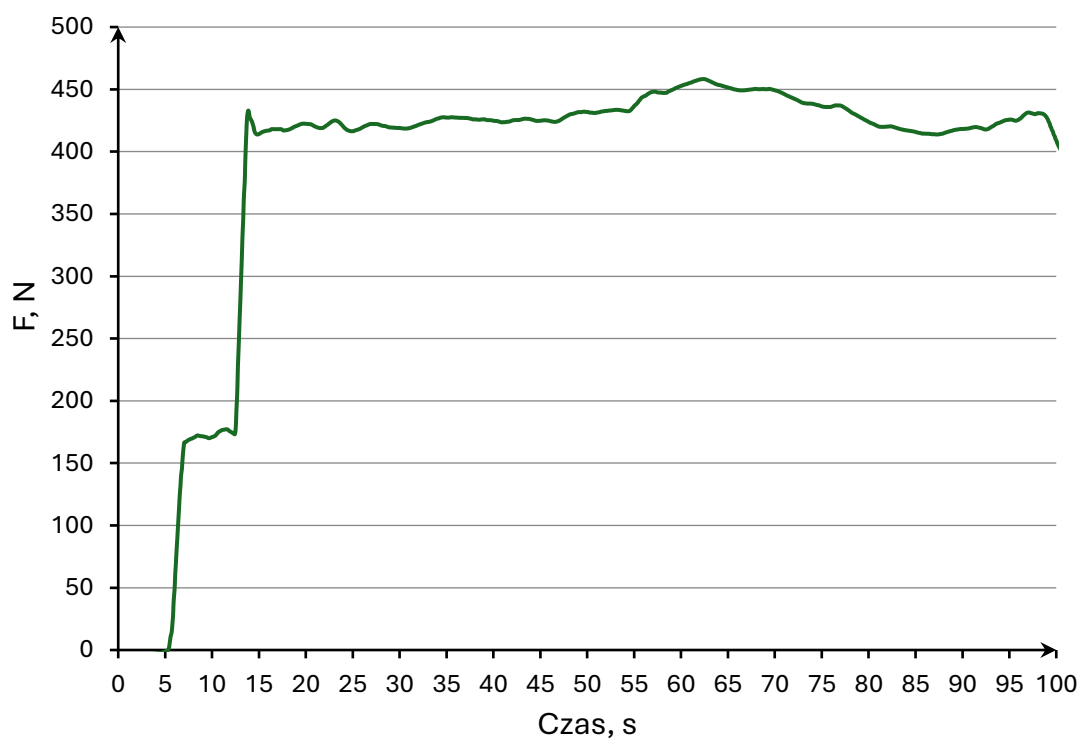
6.3. Analiza wpływu geometrii korka na proces ciągnięcia

W badaniu dotyczącym wpływu geometrii korka, o zmiennym kącie β obserwacji, poddano pomiar siły ciągnięcia i temperatury dla stałej prędkości ciągnięcia. Dla każdego wariantu pobrano fragmenty ciągniętego materiału celem zbadania ilości środka smarnego pozostałego po ciągnięciu. Do przeprowadzenia testów wybrano środek smarny Masterdraw.

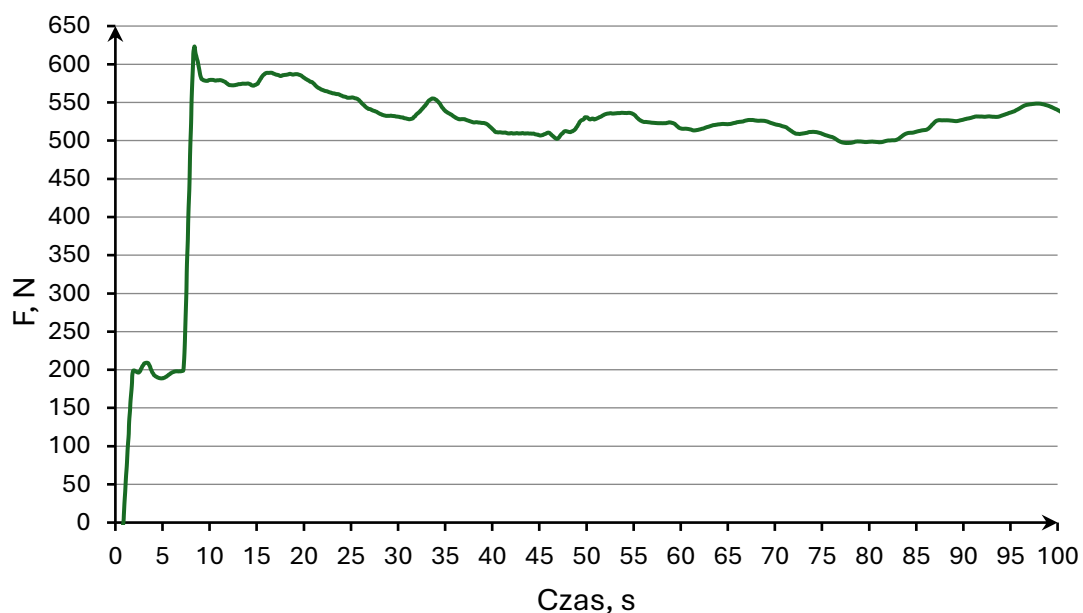
Poniższe rysunki przedstawiają zarejestrowane przebiegi pomiaru siły ciągnięcia dla stałej prędkości $v = 6 \text{ m/min}$, dla przykładowych wariantów. Jak można zauważyć, dla każdego z przebiegów siły, niezależnie od wartości kąta β zaobserwowano charakterystyczną, skokową zmianę wartości siły ciągnięcia przed ustabilizowaniem wartości siły w procesie. Należy również zauważyć, że w trakcie procesu ciągnięcia, prędkość ciągnięcia narasta stopniowo do wartości zadanej. Zatem, w początkowych sekundach ciągnięcia, prędkość narasta i osiąga swoją docelową wartość po około 8 – 10 sekundach. W związku z tym, początkowa, skokowa zmiana siły jest wypadkową narastającej prędkości oraz osadzania się korka w kotlinie odkształcenia. Po osiągnięciu ustalonej prędkości ciągnięcia obserwujemy bardziej lub mniej ustabilizowane warunki procesu ciągnięcia, dla których określono wartość średnią siły ciągnięcia, rysunki 65 – 67.



Rysunek 65. Przebieg pomiaru siły ciągnienia dla wariantu $\beta = 23,8^\circ$

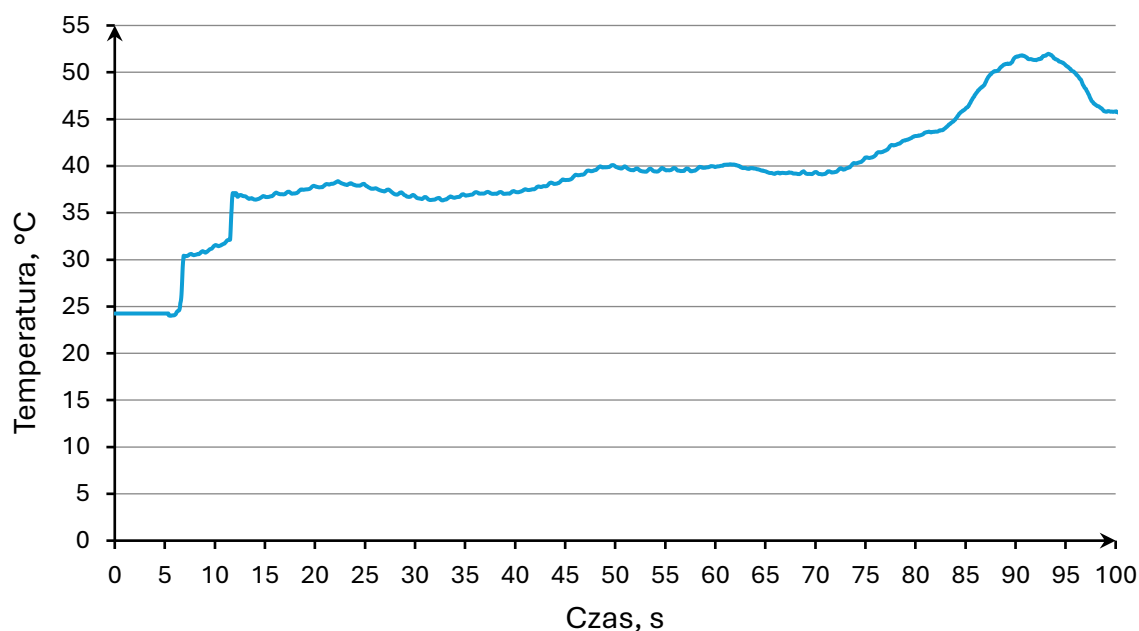


Rysunek 66. Przebieg pomiaru siły ciągnienia dla wariantu $\beta = 25^\circ$

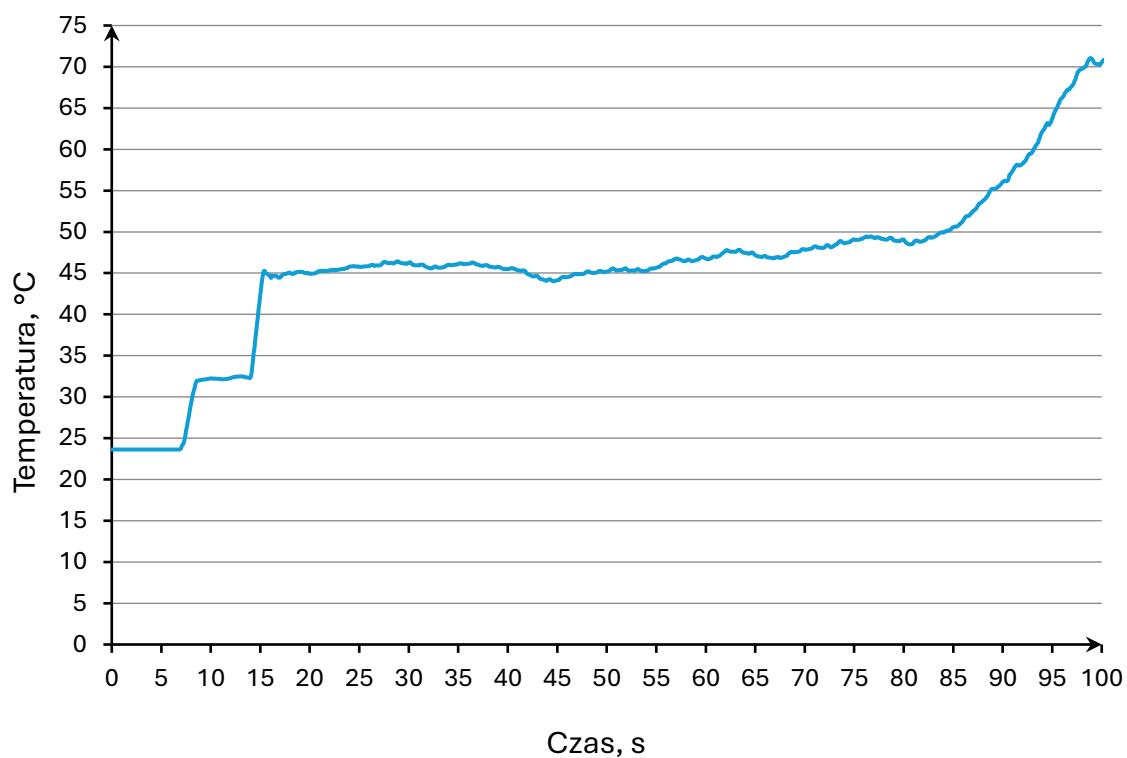


Rysunek 67. Przebieg pomiaru siły ciągnienia dla wariantu $\beta = 29,4^\circ$

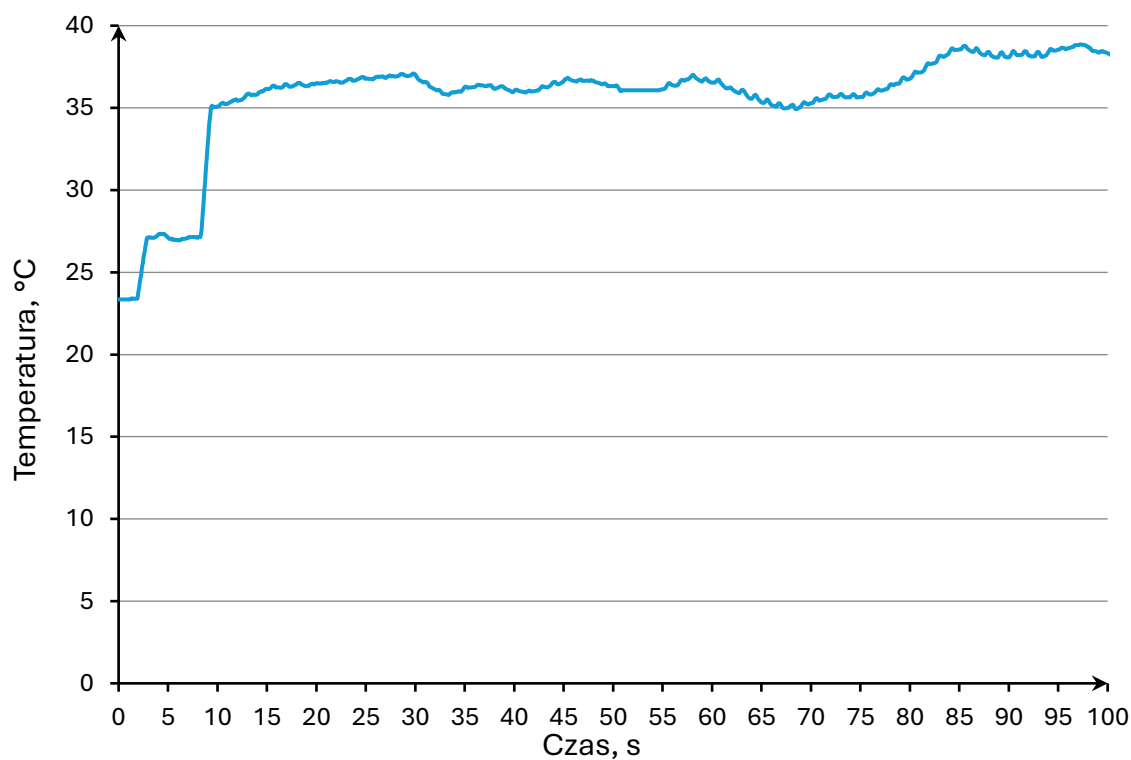
Równoległe do pomiaru siły ciągnienia, rejestracji podlegała również temperatura rurki po ciągnienu. Rysunki przedstawiają zarejestrowane przebiegi pomiaru temperatury dla stałej prędkości $v = 6 \text{ m/min}$, dla wybranych wariantów. Podobnie jak dla przebiegów siły w początkowej fazie, prędkość ciągnienia narastała do prędkości ustalonej, stąd skokowy wzrost temperatury na początku przebiegu, rysunki 68 – 70.



Rysunek 68. Przebieg pomiaru temperatury dla wariantu $\beta = 23,8^\circ$



Rysunek 69. Przebieg pomiaru temperatury dla wariantu $\beta = 25^\circ$



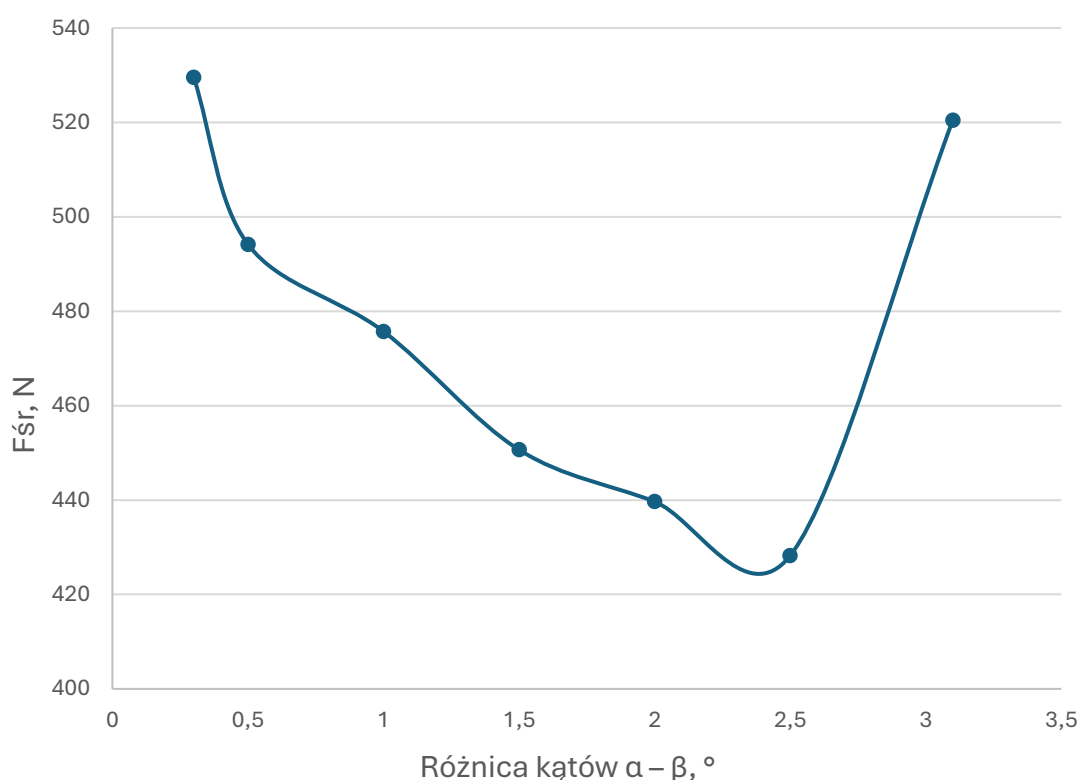
Rysunek 70. Przebieg pomiaru temperatury dla wariantu $\beta = 29,4^\circ$

Poniższa tabela 21 przedstawia zebrane, uśrednione parametry procesowe dotyczące siły ciągnięcia, temperatury, ilości smaru oraz maksymalnej osiągniętej prędkości ciągnięcia.

Tabela 21. Skumulowane, procesowe dane pomiarowe dla wszystkich wariantów korków

Parametr	kąt 2β , °						
	23,8	25	26	27	28	29	29,4
$F_{\text{śr}}$, N	520,4	428,2	439,6	450,6	475,7	494,1	529,5
$T_{\text{śr}}$, °C	47,2	48,6	37,4	37,3	37,9	37,2	36,7
Ilość smaru, g/m ²	0,934	1,351	1,114	0,926	0,873	0,812	0,765
v_{zerwania} , m/min	7,7	15	8,4	7,9	4	1,9	1,9

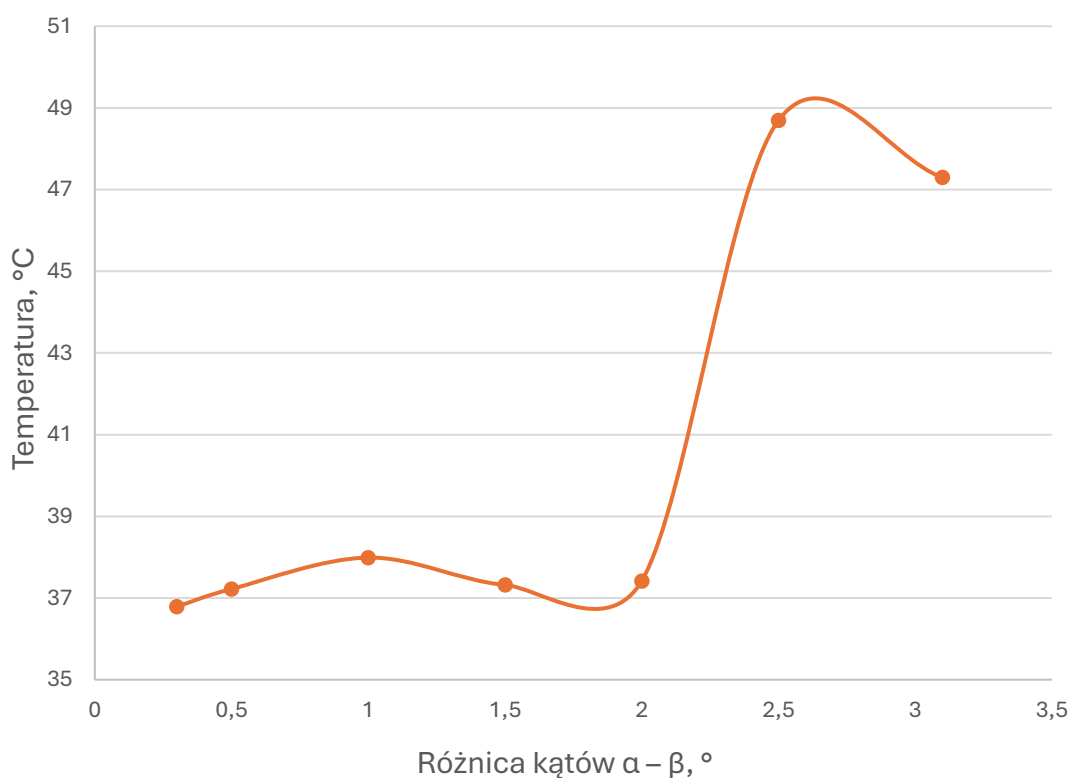
Na podstawie danych zawartych w tabeli 21 sporządzono wykresy obrazujące wpływ zmiany geometrii korka podczas ciągnięcia ultracienkich rurek na obserwowane parametry procesowe.



Rysunek 71. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na siłę ciągnięcia

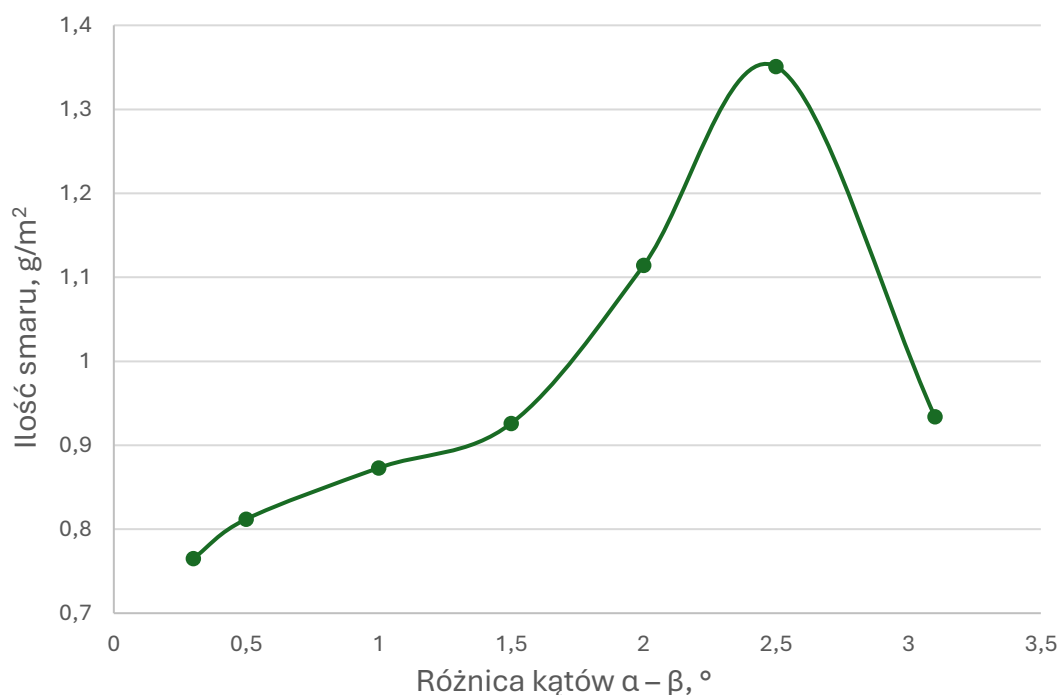
Rysunek 71 przedstawia zależność średniej siły ciągnięcia w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$. Analiza wykresu pozwala wywnioskować, że istnieje pewna optymalna wartość różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$, dla której uzyskuje się minimalną wartość siły ciągnięcia ($F_{\text{śr}} = 428,2$ N). W miarę oddalania się od optymalnych warunków geometrycznych narzędzi, wartość siły ciągnięcia wzrasta do najbardziej skrajnych wartości przy różnicy kątów $\alpha - \beta = 0,4^\circ$ oraz $\alpha - \beta = 3$, osiągając wartości siły ponad 20% większe w stosunku do wartości przy optymalnej geometrii. Uzyskane wyniki są zgodne z obserwacjami z testów produkcyjnych, w których najwyższą efektywność procesu ciągnięcia odnotowano przy różnicy kątów $\alpha - \beta$ wynoszącej $2,5^\circ$. Dla różnicy

kątów odbiegających od wartości optymalnej, ciągnięcie było możliwe, ale z zauważalnym spadkiem efektywności (większa siła), co może wynikać z pogorszenia warunków smarowania narzędzia i materiału. Zmniejszenie lub zwiększenie wartości kąta 2β w stosunku do wartości optymalnej spowodowało wzrost siły ciągnięcia. W przypadku procesu ciągnięcia rurek z zastosowaniem korka pływającego, obniżenie siły ciągnięcia może wskazywać na zmniejszenie oporów tarcia zarówno na powierzchni zewnętrznej, jak i wewnętrznej rurki. Ułatwia to odkształcanie materiału, redukując odkształcenie postaciowe i ograniczając całkowite odkształcenie zastępcze. W rezultacie uzyskuje się materiał o niższych własnościach wytrzymałościowych, lecz wyższej plastyczności. Ponadto, w układzie siła ciągnięcia może zależeć również od ciśnienia medium smarującego oraz dynamiki położenia korka. Wzrost siły ciągnięcia świadczy o pogorszeniu warunków smarowania, a te wpływają na nagrzewanie się ciągniętego materiału, rysunki 72 – 73.



Rysunek 72. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na temperaturę

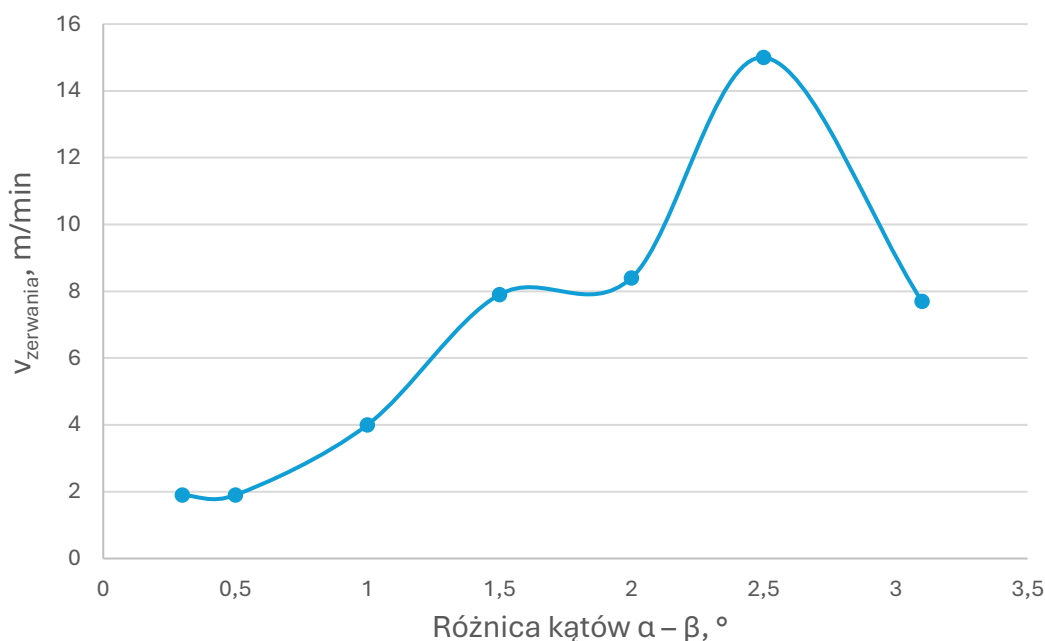
Przeprowadzone w pracy pomiary temperatury rurek po procesie ciągnięcia, potwierdziły wpływ geometrii korka na intensywność nagrzewania się rurek. W zakresie różnicy kątów $0,5 - 3^\circ$ zmienność temperatury wynosiła 10°C (20%). Wzrost temperatury przy różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$ należy wiązać z większą powierzchnią styku korka i rurki, co przyczyniło się do wzrostu sił tarcia i nagrzania rurki. Do analizy wpływu geometrii korka na proces ciągnięcia zastosowano smar Masterdraw charakteryzujący się najlepszymi własnościami wynikającymi z badań reologicznych. Stąd, wzrost temperatury o 10°C nie wpłynął istotnie na stabilność filmu smaru i pogorszenie warunków smarowania, co potwierdza rysunek 73.



Rysunek 73. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na ilość smaru

Na podstawie rysunku 73 przedstawiającego zależność ilości smaru w gr/m^2 w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$ można zauważyć, że największa ilość smaru została odnotowana dla optymalnych warunków geometrycznych $\alpha - \beta = 2,5^\circ$. Dla różnicy $\alpha - \beta < 2,5^\circ$ obserwujemy stopniowo malejącą ilość smaru, natomiast dla $\alpha - \beta > 2,5^\circ$ spadek ilości smaru jest bardziej gwałtowny. Dla mniejszej różnicy kątów obserwujemy mniejszą ilość smaru wciągane go w obszar narzędzie – rurka – narzędzie. Z kolei, zbyt duża różnica kątów, powoduje wzrost siły tarcia, skutkiem czego zmniejsza się ilość potrzebnego smaru. Spowodowane jest to zbyt dużą różnicą kątów $\alpha - \beta$ powodującą wciąganie korka w kierunku ciągnięcia, przez co zmniejsza się obszar dla zaciągane go smaru. Za mały kąt 2β powoduje powolny przyrost siły ciągnięcia, wraz ze spadkiem kąta

2β w stosunku do optymalnej wartości, następuje gwałtowny przyrost siły ciągnięcia. Z punktu widzenia projektowania procesu ciągnięcia, optymalnym wydaje się projektowanie narzędzi z nieznacznie mniejszą niż optymalna wartość kąta 2β . Powyższe rozważania potwierdzają przedstawione na rysunku 74 wartości maksymalnej prędkości ciągnięcia.



Rysunek 74. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na maksymalną prędkość ciągnięcia

Rysunek 74 przedstawia zależność maksymalnej osiągniętej prędkości ciągnięcia w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$. Ponownie, różnica kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$ wyróżnia się jako optymalna geometria narzędzi, dla której zarejestrowano najwyższą prędkość ciągnięcia równą 15 m/min. Dla $\alpha - \beta = 2^\circ$ oraz $\alpha - \beta = 3^\circ$ maksymalna osiągnięta prędkość jest prawie dwukrotnie mniejsza i wynosi 8 m/min. Widać z tego, że maksymalna osiągnięta prędkość ciągnięcia jest bardzo podatna na zmiany parametrów geometrycznych narzędzi. Z uwagi na wysoką czułość tego parametru (maksymalnej osiągniętej prędkości ciągnięcia) doskonale nadaje się on do określenia warunków najbardziej optymalnych z punktu widzenia efektywności procesu ciągnięcia. Dla różnicy kątów $\alpha - \beta$ od $1,5^\circ$ do $0,4^\circ$ zauważyć można gwałtowny spadek maksymalnej prędkości ciągnięcia – dla tak małych różnic kątów, proces jest wysoce nieefektywny lub trudny do przeprowadzenia.

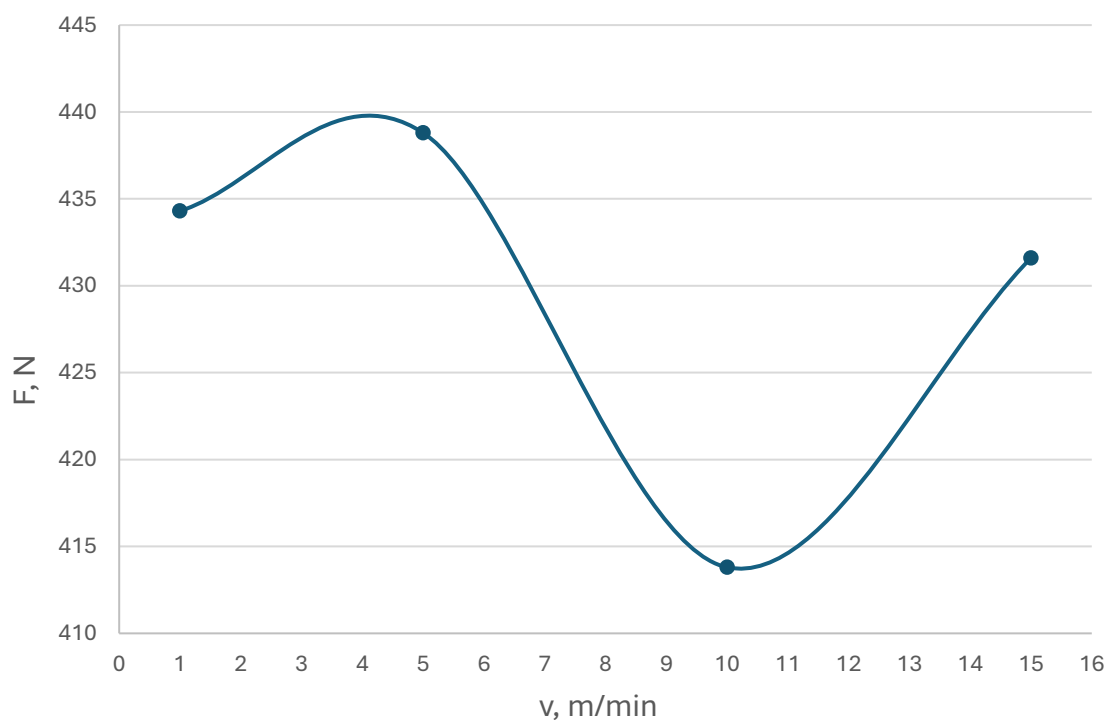
6.4. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na proces ciągnięcia

Na podstawie wyników z poprzednich badań, wybrano jeden środek smarny, dla którego możliwe było przeprowadzenie analizy wpływu prędkości ciągnięcia na optymalne warunki procesu ciągnięcia dla badanego materiału. Z poprzedniego badania, wiadomym jest, że olej Masterdraw pozwolił osiągać prędkości ciągnięcia zwiększające efektywność procesu ciągnięcia. Badania wykonano z użyciem narzędzi o stałej geometrii. Poniższa tabela 22 przedstawia zebrane dane procesowe zestawione w funkcji prędkości ciągnięcia.

Tabela 22. Skompletowane dane własności mechanicznych dla wszystkich wariantów prędkości, dla oleju Masterdraw

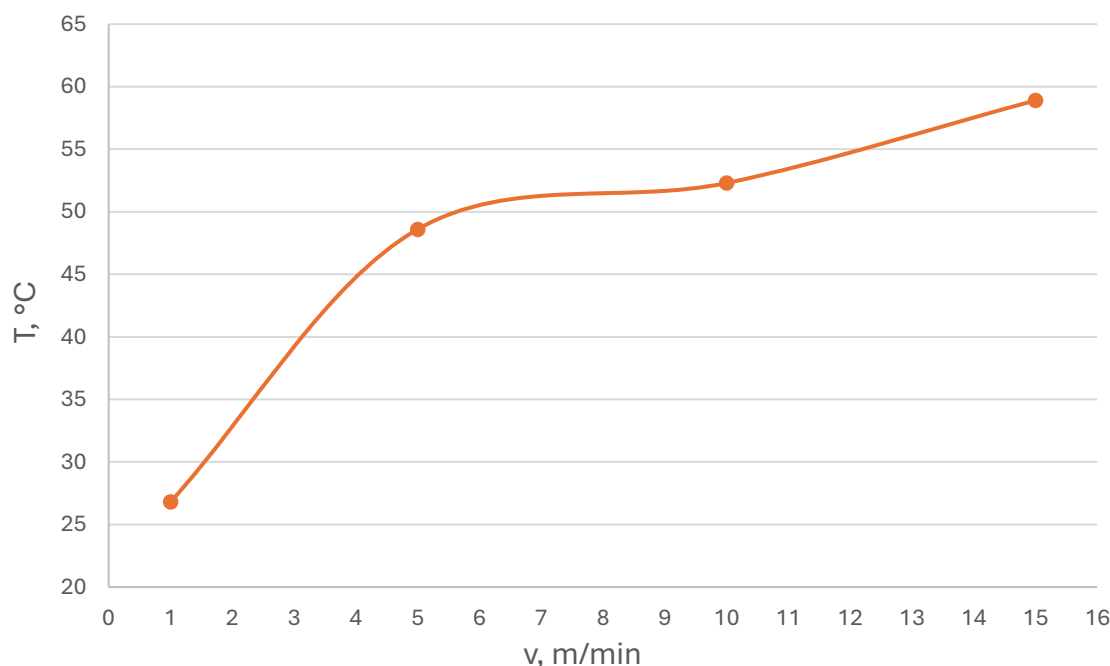
Parametr	Prędkość ciągnięcia			
	1	5	10	15
F_{sr} , N	434,3	438,8	413,8	431,6
T, °C	26,8	48,6	52,3	58,9
ilość smaru, g/m ²	0,95	1,129	1,174	1,136

Na podstawie danych zawartych w tabeli 22 sporządzono wykresy obrazujące wpływ zmiany prędkości ciągnięcia na proces ciągnięcia ultracienkich rurek, rysunek 75 – 77.



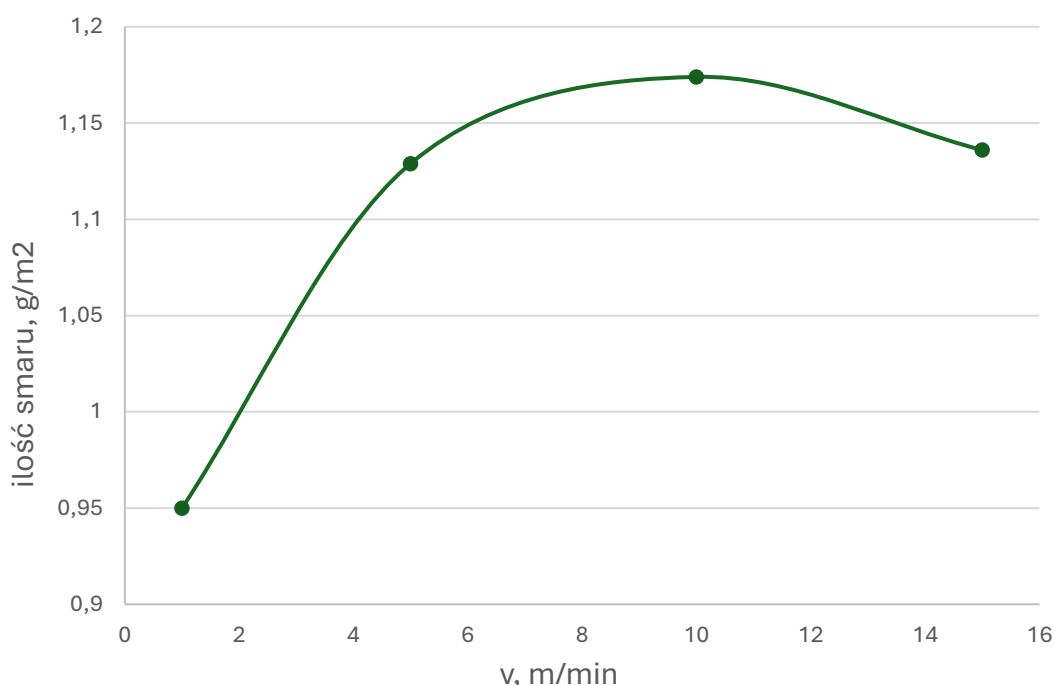
Rysunek 75. Wartości siły ciągnięcia w funkcji prędkości ciągnięcia

Z danych przedstawionych na rysunku 75 wynika, że zmiana siły ciągnięcia w funkcji prędkości ciągnięcia nie jest zależnością liniową. Zwiększenie prędkości ciągnięcia z 1 do 5 m/min spowodowało nieznaczny, bo wynoszący 1% wzrost siły ciągnięcia, aby następnie osiągnąć minimum przy prędkości 10 m/min. Po przekroczeniu tej prędkości odnotowano ponowny wzrost siły ciągnięcia. Przy małych prędkościach ciągnięcia występują gorsze warunki smarowania, przy jednoczesnym wzroście oporu odkształcenia spowodowanego przyrostem naprężenia uplastyczniającego. Stąd odnotowany w obserwowanym zakresie przyrost siły ciągnięcia. Po przekroczeniu 5 m/min poprawiają się warunki smarowania. Jednocześnie wzrost prędkości ciągnięcia spowodował przeciwstawne efekty, przyrost σ_p spowodowany zwiększeniem prędkości odkształcenia, przy jednoczesnym podniesieniu temperatury odkształcanego stopu mógł wpłynąć na obniżenie oporu plastycznego. Zatem, czynnikiem decydującym o spadku siły ciągnięcia przy prędkości 10 m/min była poprawa warunków smarowania i spadek sił tarcia. Natomiast dalsze zwiększanie prędkości ciągnięcia do 15 m/min dla analizowanego przypadku jest prędkością krytyczną, po przekroczeniu, której nastąpiło zrywanie rury. Potwierdziły to przemysłowe próby ciągnięcia rurek. W odróżnieniu od zmiennej siły ciągnięcia, wzrost prędkości ciągnięcia w analizowanym zakresie powoduje wzrost temperatury w procesie ciągnięcia materiału i narzędzi, rysunek 76.



Rysunek 76. Wartość temperatury rurki w funkcji prędkości ciągnięcia

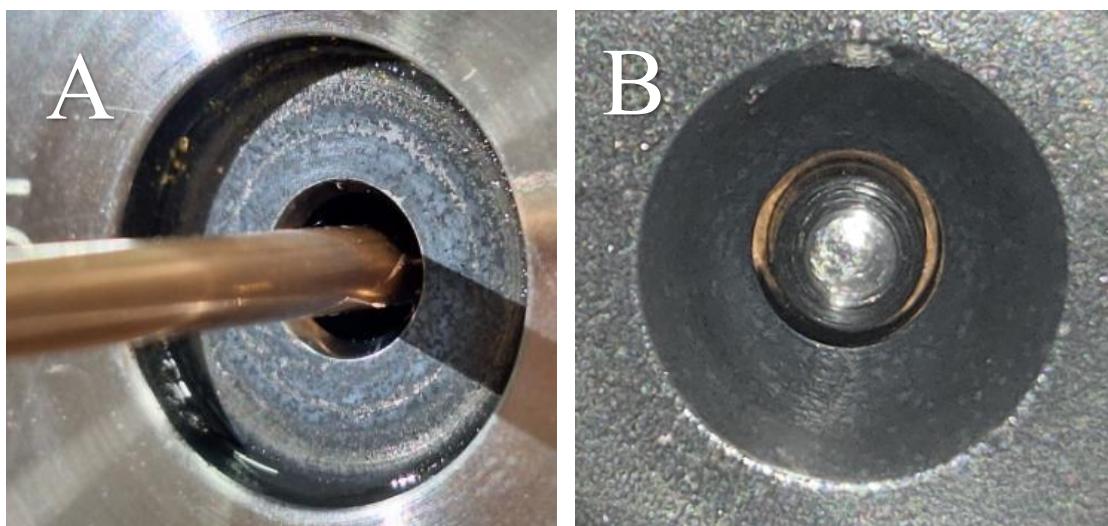
Z danych przedstawionych na rysunku 76 wynika, że prędkość ciągnięcia ma istotny wpływ na nagrzewanie się rurek w procesie ciągnięcia. Pomiar temperatury w trakcie procesu ciągnięcia wykazał, że zwiększanie prędkości ciągnięcia od $v = 1$ do $v = 15$ m/min spowodował wzrost temperatury rurek o 25°C (co stanowi wzrost o 194%). Wzrost temperatury rurek przy ciągnięciu z $v = 15$ m/min należy wiązać z większą ilością pracy odkształcenia w jednostce czasu, a także zmniejszeniu czasu wnikania ciepła pochodzącego od odkształcenia plastycznego oraz tarcia do ciągadła i korka. W konsekwencji, przyrost temperatury może wpływać na warunki smarowania i wzrost tarcia, co może dodatkowo zwiększyć temperaturę rurki. W związku z powyższym, w pracy określono ilość środka smarującego w funkcji prędkości ciągnięcia, który przedstawia rysunek 77.



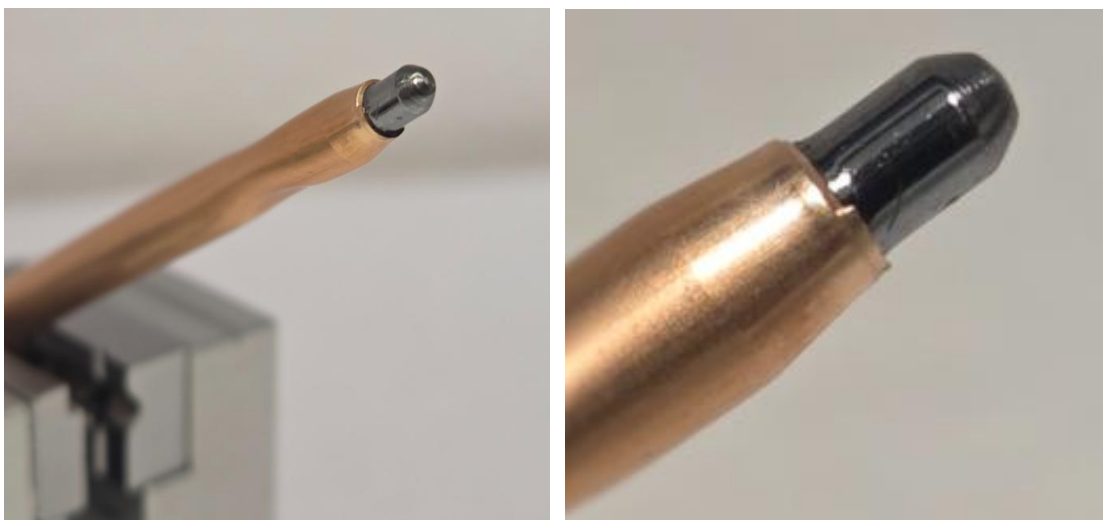
Rysunek 77. Wpływ prędkości ciągnięcia na ilość środka smarnego

Prowadzone w pracy badania ilości smaru na powierzchni rurek po procesie ciągnięcia, wskazują istotny wpływ prędkości ciągnięcia na grubość warstwy filmu smaru. Wraz ze wzrostem prędkości ciągnięcia, zwiększa się ilość smaru na powierzchni rurki i osiąga wartość maksymalną dla $v = 10$ m/min. Dalsze zwiększanie prędkości ciągnięcia powoduje stopniowe pogorszenie warunków smarowania, stąd po przekroczeniu prędkości 15 m/min w wyniku zbyt małej ilości smaru, wzroście tarcia i oporów odkształcenia nastąpił przyrost siły ciągnięcia i zerwanie rurki. Spadek ilości smaru przy prędkości 15 m/min spowodowany jest pogorszeniem lepkości smaru.

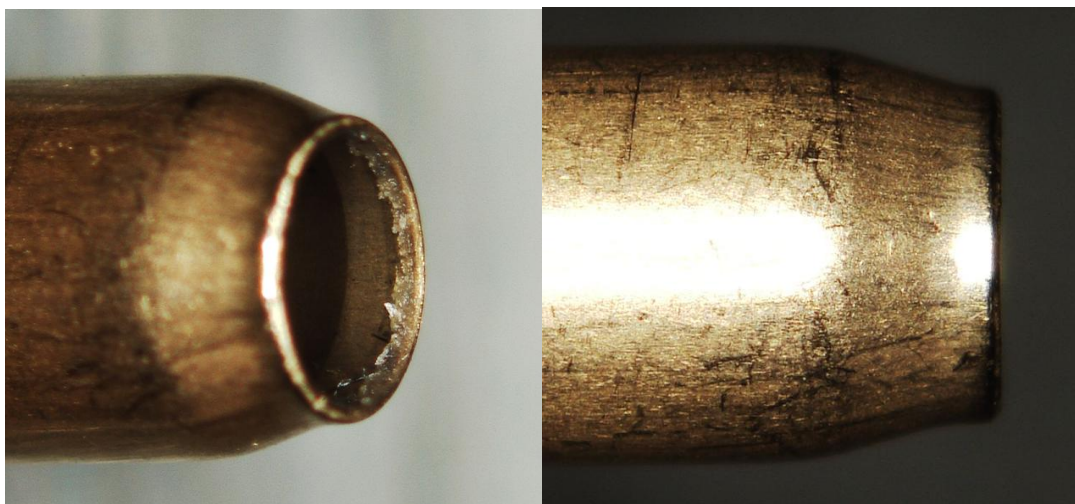
Lepkość dynamiczna zależy od temperatury. Wraz ze wzrostem temperatury współczynnik lepkości dynamicznej maleje, co pokazuje rysunek 56. Efektywność smarowania zależy od iloczynu współczynnika dynamicznego lepkości i prędkości ciągnięcia. Jeżeli spadek współczynnika dynamicznego lepkości jest większy niż wzrost prędkości ciągnięcia, ciśnienie smaru w strefie kontaktu ciągadła – rurka – korek maleje. Powoduje to, spadek ilości smaru zaobserwowany przez pomiar badanych rurek na grubości filmu smaru. W konsekwencji, zwiększa się powierzchnia styku bezpośredniego materiału z narzędziem, wzrasta praca sił tarcia i temperatura w strefie kontaktu, wzrost siły ciągnięcia i zerwanie rurki. Siła ciągnięcia i podatność materiału na zerwanie w procesie ciągnięcia, zależy także od naprężenia uplastyczniającego σ_p . Naprężenie uplastyczniające zależy od odkształcenia, prędkości odkształcenia i temperatury. W analizowanym procesie, przy stosowanych prędkościach ciągnięcia, warunkiem decydującym było odkształcenie i prędkość odkształcenia. Parametry te powodują wzrost naprężenia uplastyczniającego stopu CuBe2. Stąd, zrywanie rurek przy wyższych prędkościach ciągnięcia. Na rysunkach 78 – 80 przedstawiono analizę obszaru zerwania rurki w strefie odkształcenia dla maksymalnej osiągniętej prędkości ciągnięcia. Prędkości większe niż 15 m/min nie gwarantowały stabilnego procesu ciągnięcia. Rurka zrywała się w zasadzie po kilku sekundach, po przekroczeniu prędkości 15 m/min.



Rysunek 78. Przykład zerwanej rurki podczas procesu ciągnięcia, A – wejście ciągadła, B – wyjście z ciągadła



Rysunek 79. Położenie korka w rurce po zerwaniu



Rysunek 80. Zerwana rurka podczas procesu ciągnienia

7. Analiza chropowatości powierzchni

Chropowatość jest jedną ze składowych tekstury powierzchni określającą drobne nieregularności powstałe w trakcie obróbki. Nierówności na profilu mogą stanowić miejsca inicjacji pęknięć lub korozji. Proces ciągnięcia ma zasadniczy wpływ na gładkość powierzchni zewnętrznej oraz wewnętrznej ultracienkich rurek. Poprawnie dobrany proces ciągnięcia poprawia wykończenie powierzchni [121, 123].

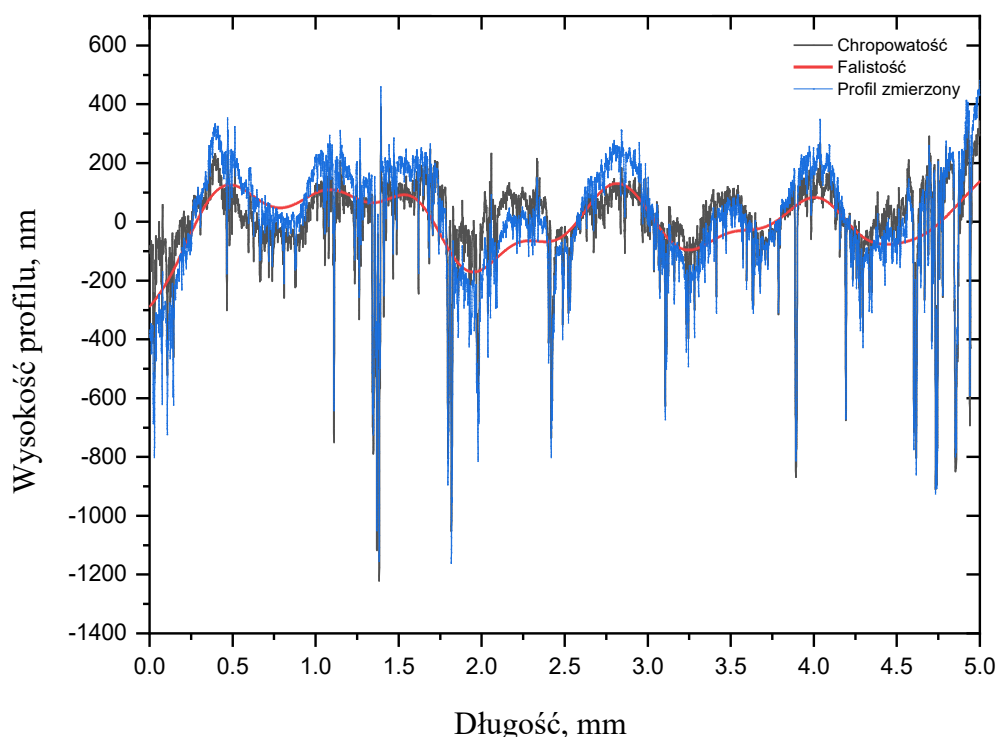
Przy ocenie jakości powierzchni stosuje się szereg parametrów opisanych w normie ISO 4287. Średnie odchylenie arytmetyczne profilu (R_a) stanowi globalną ocenę amplitudy chropowatości – jest to średnia arytmetyczna bezwzględnych odchyień od linii średniej. Pokrewnym parametrem jest średnia kwadratowa (R_q), odpowiadająca odchyleniu standardowemu rozkładu wysokości. Całkowita wysokość profilu R_t to różnica między najwyższym wierzchołkiem, a najgłębszym wgłębieniem. R_p opisuje wysokość najwyższego wierzchołka od linii średniej, a R_v – głębokość najgłębszego wgłębienia. Średnia maksymalna wysokość R_z uwzględnia lokalne piki i jest używana do kontroli powierzchni, gdzie wystające wierzchołki mogłyby pogorszyć kontakt statyczny lub ślizgowy. Współczynnik asymetrii R_{sk} informuje o symetrii rozkładu wysokości (wartości dodatnie oznaczają występowanie wysokich pików, ujemne – porowatość lub rysy), a współczynnik spłaszczenia R_{ku} opisuje „ostrość” rozkładu. Do parametrów przestrzennych zalicza się R_{Sm} – średni odstęp między elementami profilu, użyteczny przy teksturach periodycznych oraz R_{dq} (Δq) – średnie kwadratowe nachylenie profilu, które charakteryzuje złożoność powierzchni. Wszystkie te parametry wyznacza się zazwyczaj za pomocą profilometrów stykowych lub optycznych [121 – 127].

W niniejszej pracy, badano chropowatość ultracienkich rurek w dwóch przypadkach. W pierwszym stosowano stałe ciągadło, natomiast zmieniano korek w zakresie: $23,8^\circ$, 25° , 26° , 27° , 28° , 29° i $29,4^\circ$. Celem było określenie wpływu geometrii narzędzi na chropowatość w warunkach mikroskalowych – zgodnie z literaturą łagodniejszy kąt powinien sprzyjać gładkiej powierzchni, podczas gdy większe nachylenie może powodować większe nierówności. W drugim etapie zespół narzędzi był stały, wybrano korek o kącie 25° , natomiast zmieniano prędkość ciągnięcia (1, 5, 10 i 15 m/min), aby ocenić wpływ warunków kinematycznych na parametry chropowatości.

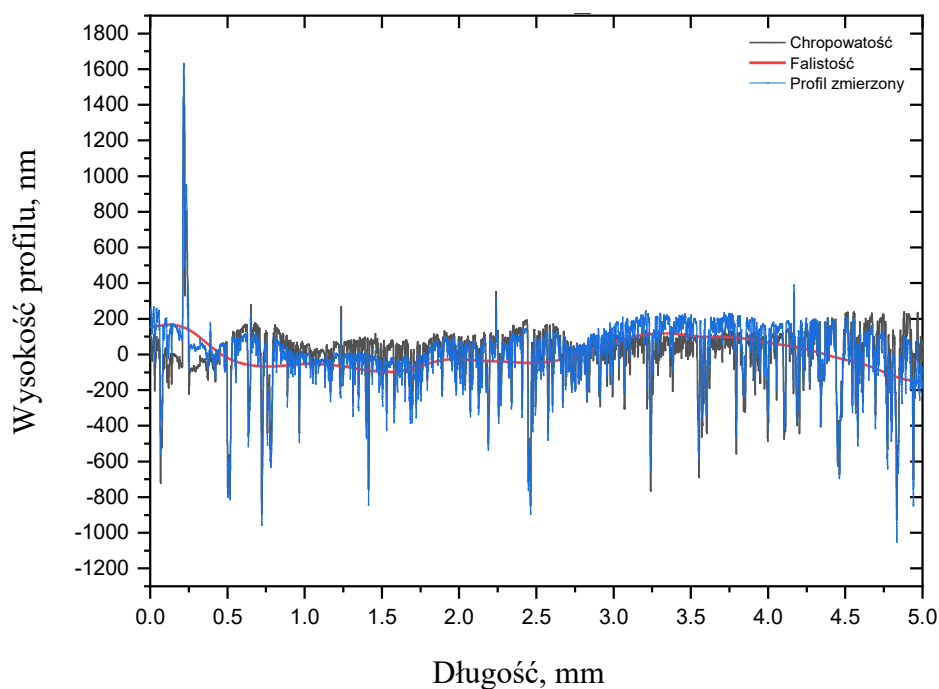
Pomiary wykonywano na wewnętrznej i zewnętrznej powierzchni rurek dla wszystkich przypadków. Analiza obejmowała wybrane wymienione wyżej parametry (R_a , R_q , R_z , R_p , R_v , R_t).

Chropowatość analizowanych próbek została określona za pomocą profilometru stykowego DektakXT (Bruker Co.) działającego w trybie N-Lite, który zapewnia bardzo niskie obciążenie rysika (promień $2\text{ }\mu\text{m}$, obciążenie $2,0\text{ mg}$) na powierzchni próbki, gwarantując nieniszczącą metodę analizy. Na każdej próbce zebrano profile o długości 5 mm na części wewnętrznej (oznaczenie „wew”) oraz zewnętrznej („zew”). Przed obliczeniem wartości R_a i R_q od głównego profilu została odjęta linia falistości dużego okresu zgodnie z wymaganiami EN ISO 4287.7.1. Analiza wpływu geometrii korka na chropowatość powierzchni rurki

W pierwszym badaniu, zmianie ulegała geometria korka, natomiast stała była prędkość ciągnięcia. Po zakończeniu ciągu, pobierano próbki z przeznaczeniem badania chropowatości powierzchni. Dla każdego z wariantów otrzymano wykresy powierzchni wewnętrznych oraz zewnętrznych ultracienkich rurek. Przykładowe profile chropowatości powierzchni rurek przedstawiono na rysunku 81 oraz 82. Natomiast w tabeli 23 zestawiono wyniki pomiarów chropowatości rurek dla poszczególnych wariantów ciągnięcia.



Rysunek 81. Profil chropowatości zmierzony dla wariantu $\beta=25^\circ$, dla powierzchni wewnętrznej

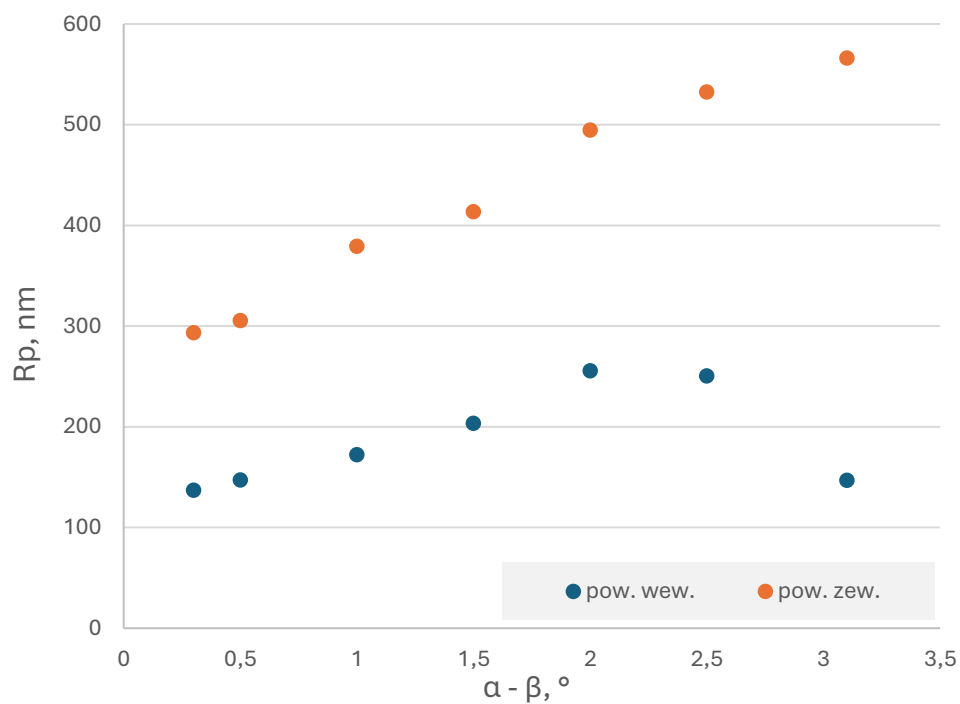


Rysunek 82. Profil chropowatości zmierzony dla wariantu $\beta=25^\circ$,
dla powierzchni zewnętrznej

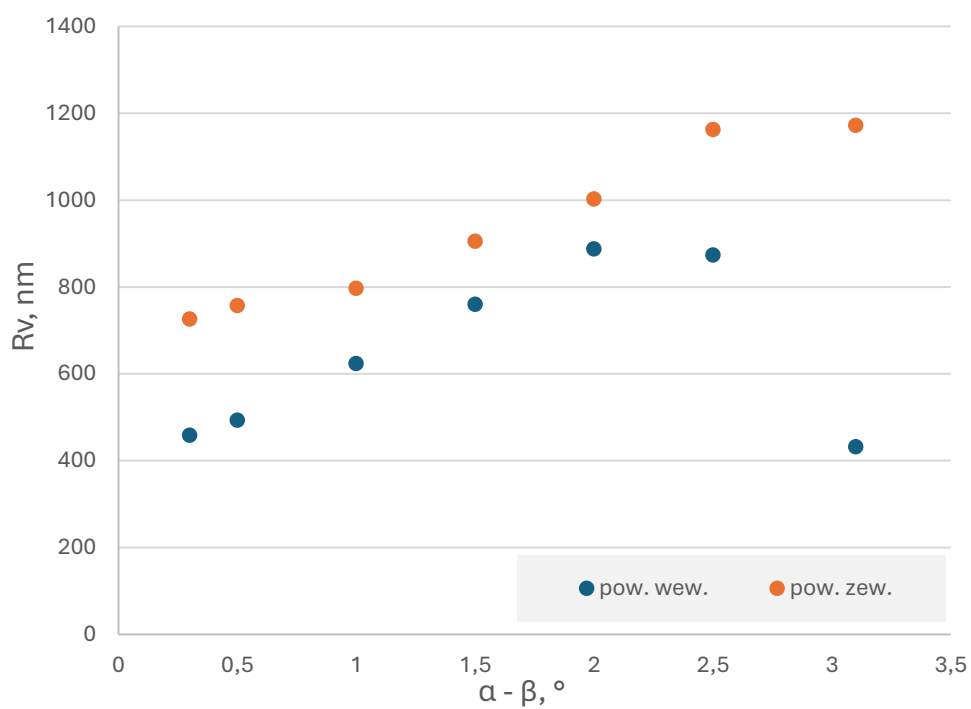
Tabela 23. Zestawienie wyników pomiarów chropowatości zależnych od geometrii narzędzia

$\beta, ^\circ$	Powierz.	Rp, nm		Rv, nm		Rz, nm		Rt, nm		Ra, nm		Rq, nm	
29,4	wew	136,9	-	458,7	-	579,4	-	674,8	-	59,2	-	91,4	91,4
	zew	-	293,4	-	726,5	-	1100,7	-	1500,7	-	105,5	-	-
29	wew	147,2	-	493,2	-	623,2	-	725,6	-	63,7	-	98,3	98,3
	zew	-	305,6	-	756,8	-	1146,6	-	1563,2	-	108,6	-	-
28	wew	172,4	-	623,8	-	767	-	916,1	-	79,2	-	116,2	116,2
	zew	-	379,2	-	797	-	1320,2	-	1973,2	-	114,3	-	-
27	wew	203,4	-	760,2	-	973,2	-	1192,9	-	91,7	-	130,6	130,6
	zew	-	413,7	-	905,1	-	1437,5	-	2153,3	-	124,3	-	-
26	wew	255,7	-	887,2	-	1142,9	-	1613,9	-	101,7	-	145,3	145,3
	zew	-	494,6	-	1002,7	-	1503,0	-	2410,3	-	138,2	-	-
25	wew	250,4	-	873,7	-	1124,2	-	1476,8	-	105,5	-	160,4	160,4
	zew	-	532,3	-	1162,6	-	1695,5	-	2889,3	-	143,3	-	-
23,8	wew	146,9	-	432,2	-	579,16	-	807,5	-	64,7	-	89,3	89,3
	zew	-	566,1	-	1172,1	-	1638,3	-	2986,3	-	131,1	-	-

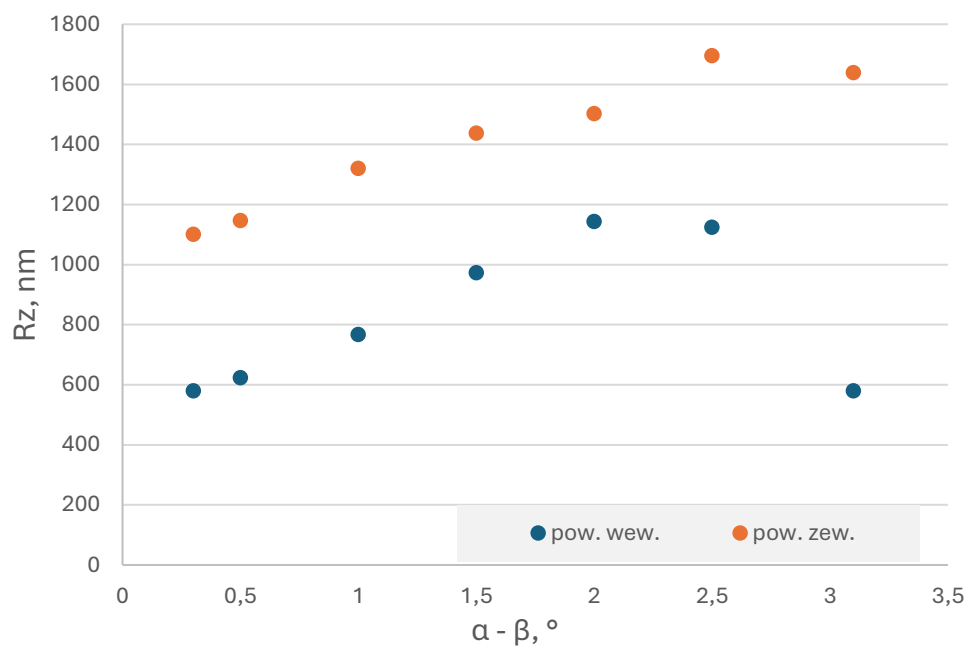
Na podstawie danych zawartych w tabeli 23 sporządzono wykresy obrazujące wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na wybrane parametry chropowatości powierzchni rurki, rysunki 83 – 88.



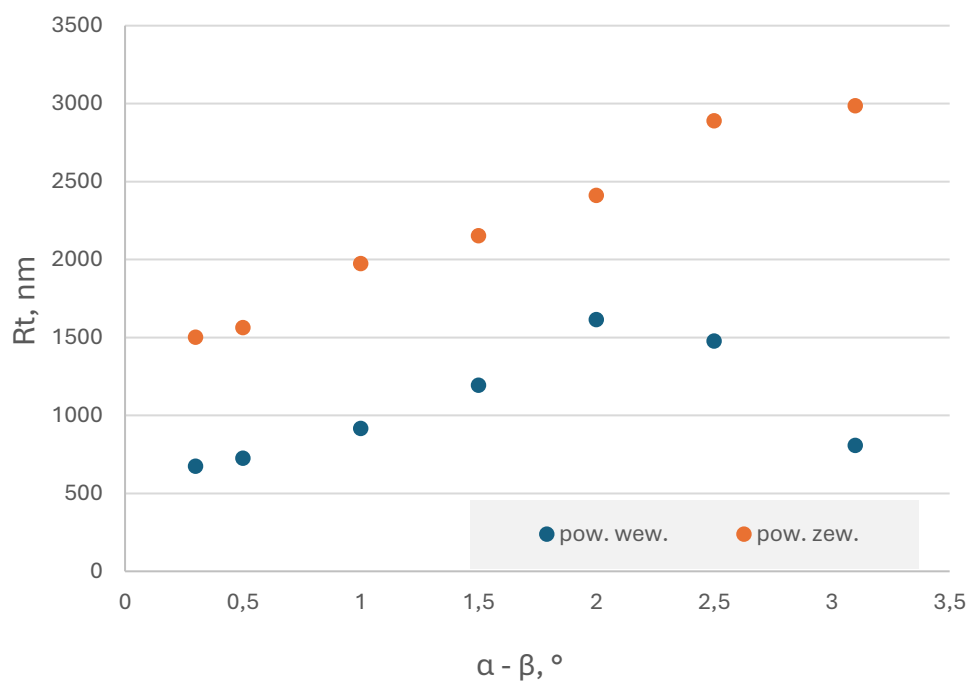
Rysunek 83. Wartości R_p dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$



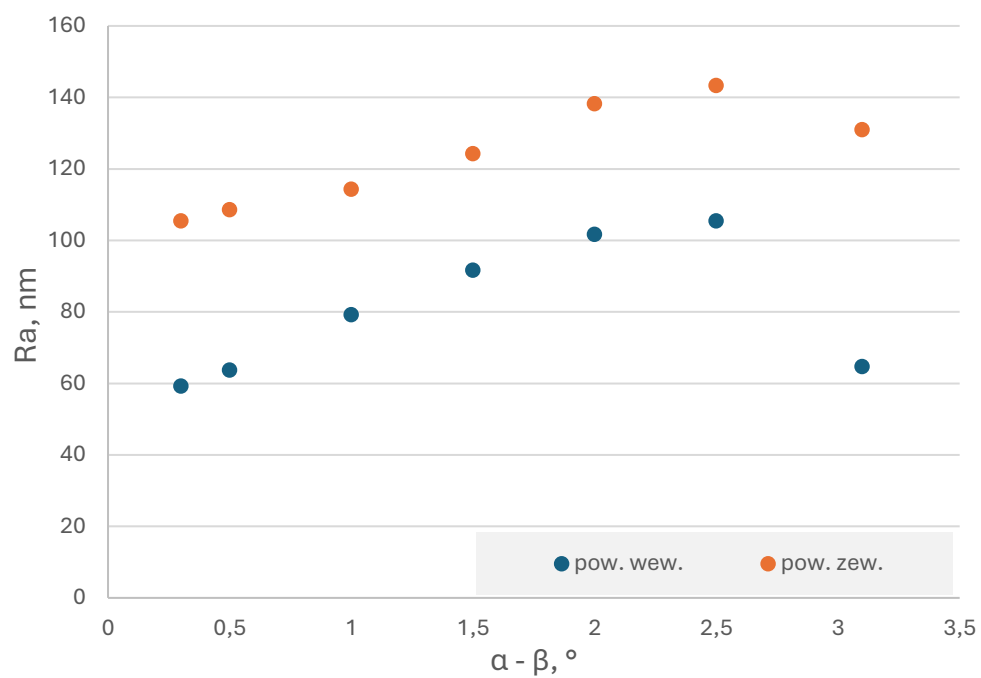
Rysunek 84. Wartości R_v dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$



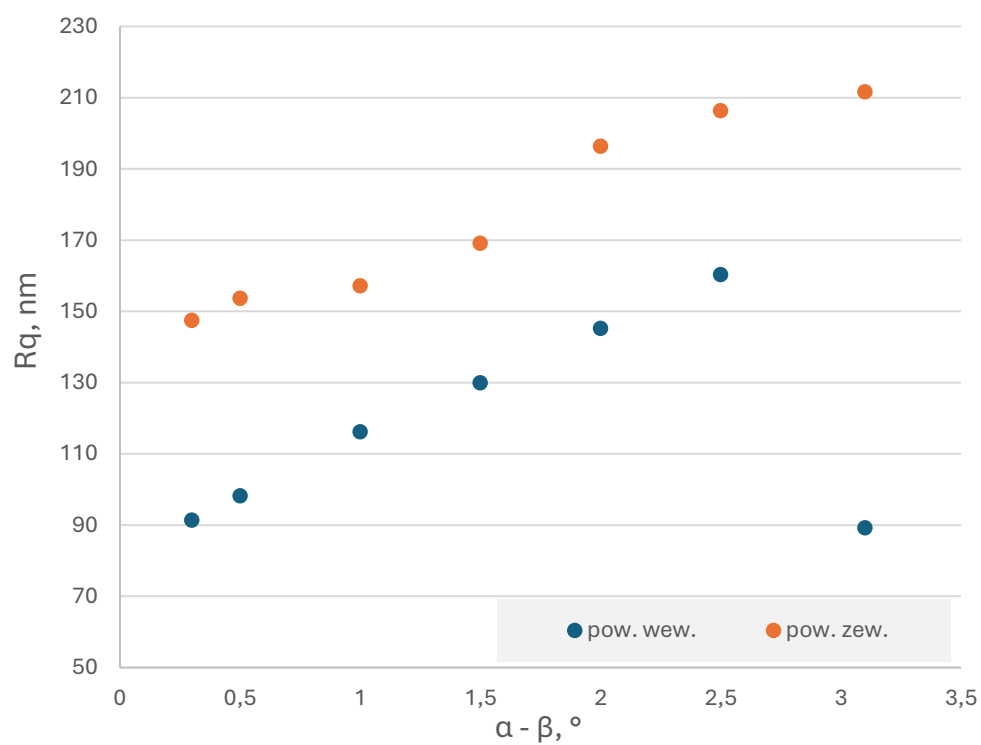
Rysunek 85. Wartości R_z dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$



Rysunek 86. Wartości R_t dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$



Rysunek 87. Wartości R_a dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$



Rysunek 88. Wartości R_q dla poszczególnych wariantów w funkcji $\alpha - \beta$

Na podstawie przedstawionych wyników można zauważyć, że poszczególne parametry chropowatości w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$, zmieniają się bardziej znacząco dla wewnętrznej powierzchni rurki. Spadek kąta 2β korka powoduje zwiększenie chropowatości powierzchni. Wraz ze spadkiem kąta 2β korka, wzrasta powierzchnia styku, ale maleje nacisk jednostkowy, w konsekwencji stwarza to warunki zaciągania smaru do strefy odkształcenia. Natomiast, przy dużych różnicach kąta wzrasta nacisk jednostkowy w obszarze styku korek rurka i dlatego smar cofa się poza obszar odkształcenia. Powoduje to zwiększenie powierzchni bezpośredniego styku ciał trących. Zwiększa to ilość wierzchołków ścinanych podczas ciągnięcia, co powoduje spadek chropowatości powierzchni i wygładzenie rurki. Stąd spadek parametrów wysokościowych profilu R_p , R_v , R_z oraz R_t . Maksymalne różnice w wartościach parametrów R_z w analizowanym zakresie kątów wynosiły dla wewnętrznej powierzchni rurki średnio od 100 do 300%, a zewnętrznej 50 do 300%. Wzrost parametrów wysokościowych profilu spowodował zwiększenie parametrów odchylenia profilu, przy czym tendencja została ta sama, to znaczy spadek kąta 2β korka spowodował wzrost chropowatości powierzchni, a po przekroczeniu optymalnej różnicy kątów $\alpha - \beta$ spowodował ponowny spadek chropowatości powierzchni co należy wiązać z pogorszeniem warunków smarowania. Analizując profil chropowatości powierzchni rurek po ciągnięciu, można zauważyć występowanie różnic w parametrach chropowatości powierzchni pomiędzy wewnętrzną, a zewnętrzną powierzchnią rurki. Inna jest chropowatość powierzchni rurki od korka i ciągadła. Spowodowane jest to zastosowaniem różnych metod smarowania narzędzi i materiału podczas ciągnięcia. Od strony ciągadła olej podawany był w sposób ciągły, a jego własności nie ulegały znaczącym zmianom podczas ciągnięcia, ze względu na ciągłą jego wymianę. Od strony korka natomiast olej był wstrzykiwany tylko raz, jedną dawką. Proces ciągnięcia znacząco wpływa na zmianę temperatury narzędzi i materiału, co w konsekwencji powoduje również zmianę temperatury oleju, ze względu na brak możliwości systematycznej wymiany wewnątrz rurki podczas jej ciągnięcia. Stąd, parametry rurki od strony wewnętrznej charakteryzowały się mniejszą chropowatością powierzchni.

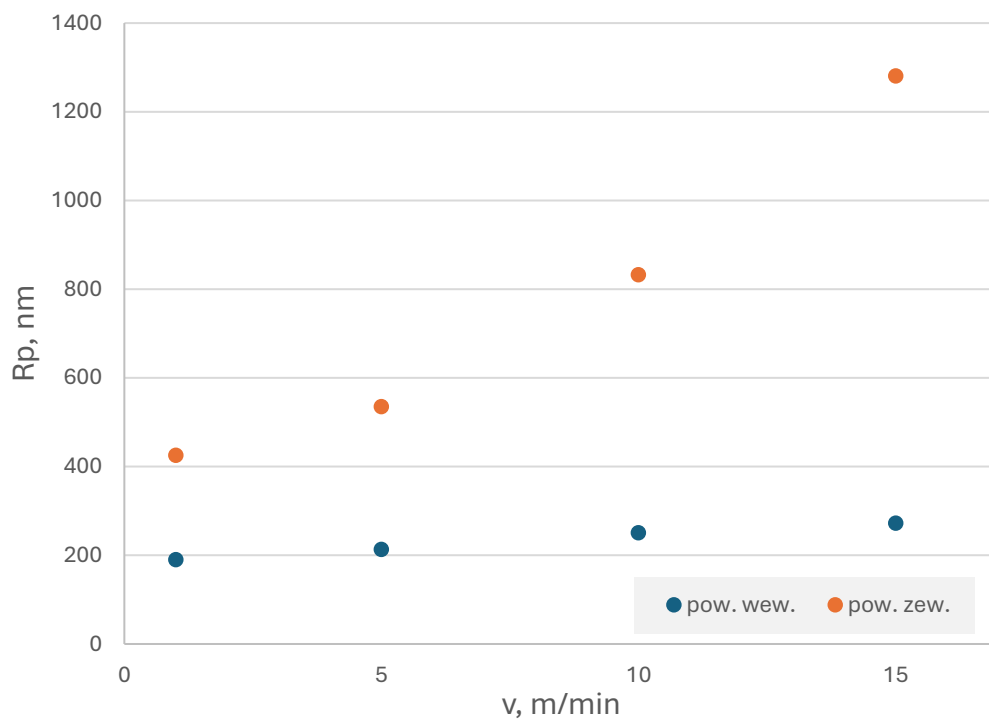
7.2. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na chropowatość powierzchni rurki

W badaniu wpływu prędkości ciągnięcia ($v = 1, 5, 10, 15$ m/min) na chropowatość powierzchni rurki, zmianie ulegała prędkość ciągnięcia, natomiast przyjęto stałą geometrię narzędzi ciągarskich, kąt ciągadła $2\alpha = 30^\circ$, oraz kąt korka $2\beta = 25^\circ$. Wyniki pomiarów chropowatości powierzchni rurek po procesie ciągnięcia przedstawiono w tabeli 24.

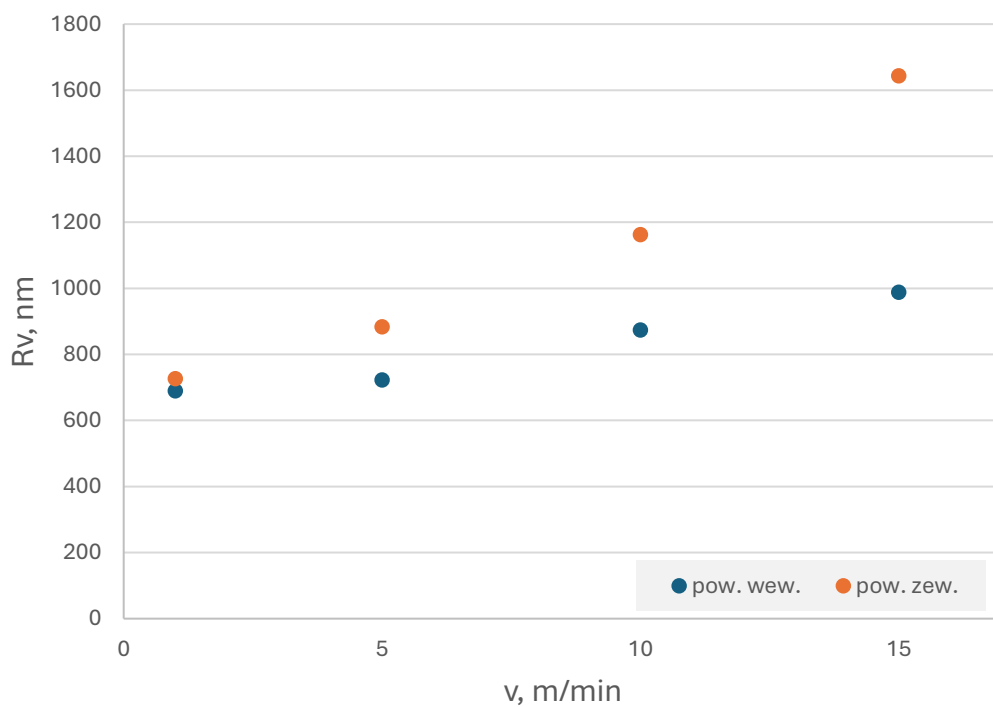
Tabela 24. Chropowatość powierzchni rurek po procesie ciągnięcia z prędkością 1, 5, 10, 15 m/min.

V, m/min	Powierz.	Rp, nm		Rv, nm		Rz, nm		Rt, nm		Ra, nm		Rq, nm	
1	wew	190,3	-	689,5	-	879,5	-	1386,7	-	50,4	-	65	-
	zew	-	425,7	-	726	-	1203,8	-	2508,9	-	120,3	-	160,5
5	wew	213,4	-	722,1	-	935,5	-	1477,2	-	67,8	-	91,2	-
	zew	-	535,2	-	883,1	-	1418,3	-	2951,4	-	127,2	-	182,6
10	wew	250,4	-	873,7	-	1124,2	-	1476,8	-	105,5	-	160,4	-
	zew	-	832,3	-	1163	-	1995,4	-	3289	-	169,6	-	242,3
15	wew	272,3	-	988,3	-	1610,7	-	2057,9	-	147	-	175,9	-
	zew	-	1281	-	1643	-	2424,2	-	3616,6	-	181,7	-	312,4

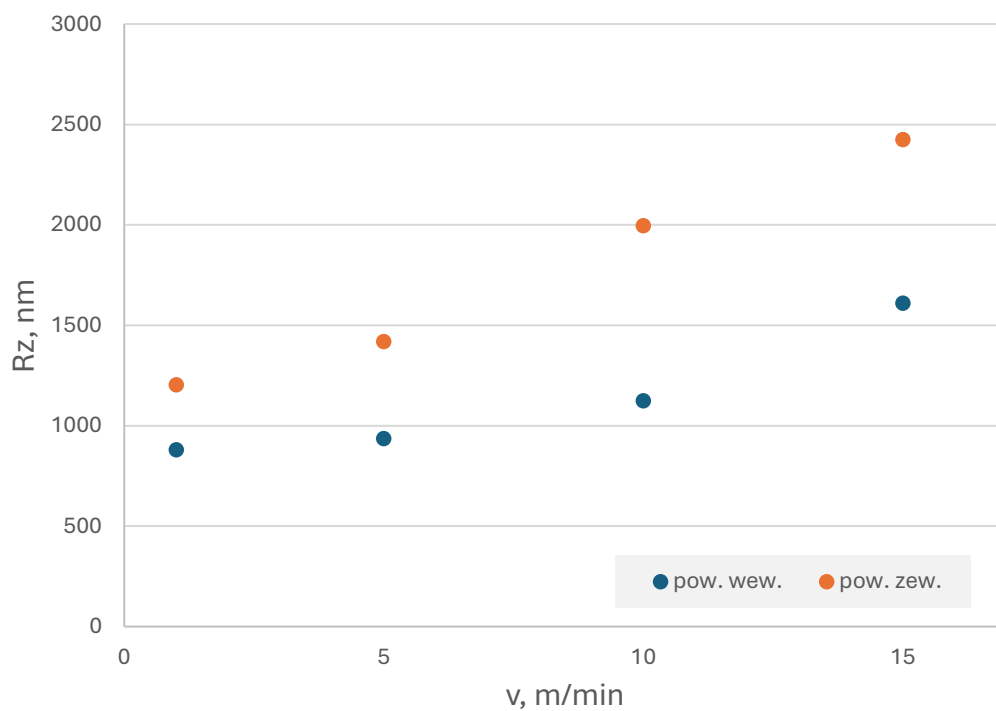
Na podstawie danych zawartych w tabeli 24 sporządzono wykresy obrazujące wpływ różnych prędkości ciągnięcia na wybrane parametry chropowatości powierzchni, rysunki 89 – 94.



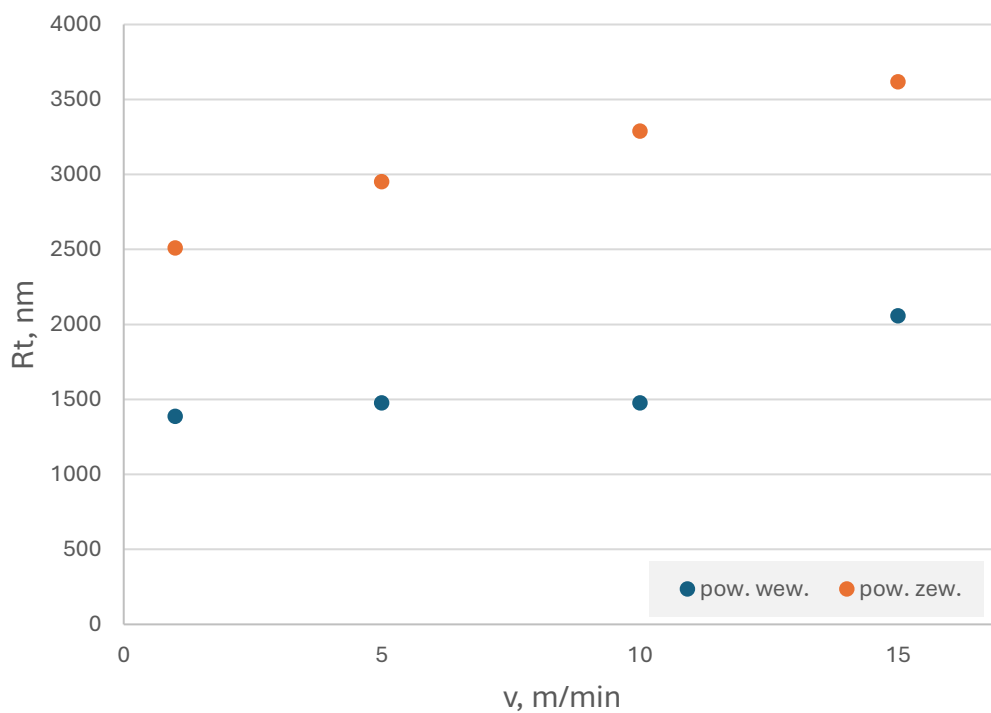
Rysunek 89. Wartości R_p dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia



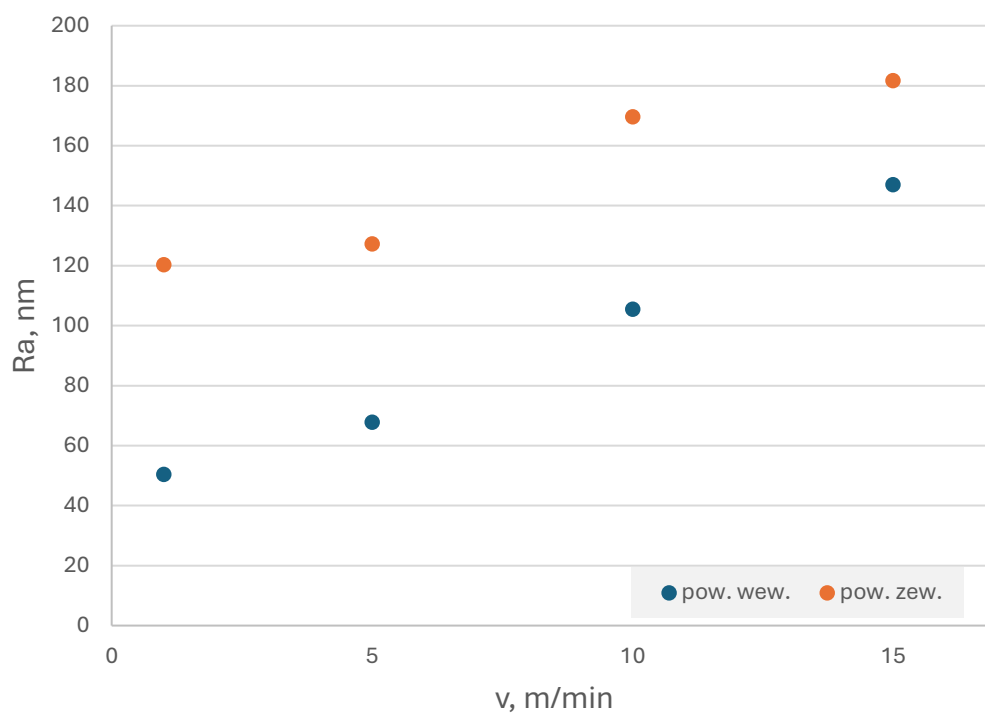
Rysunek 90. Wartości R_v dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia



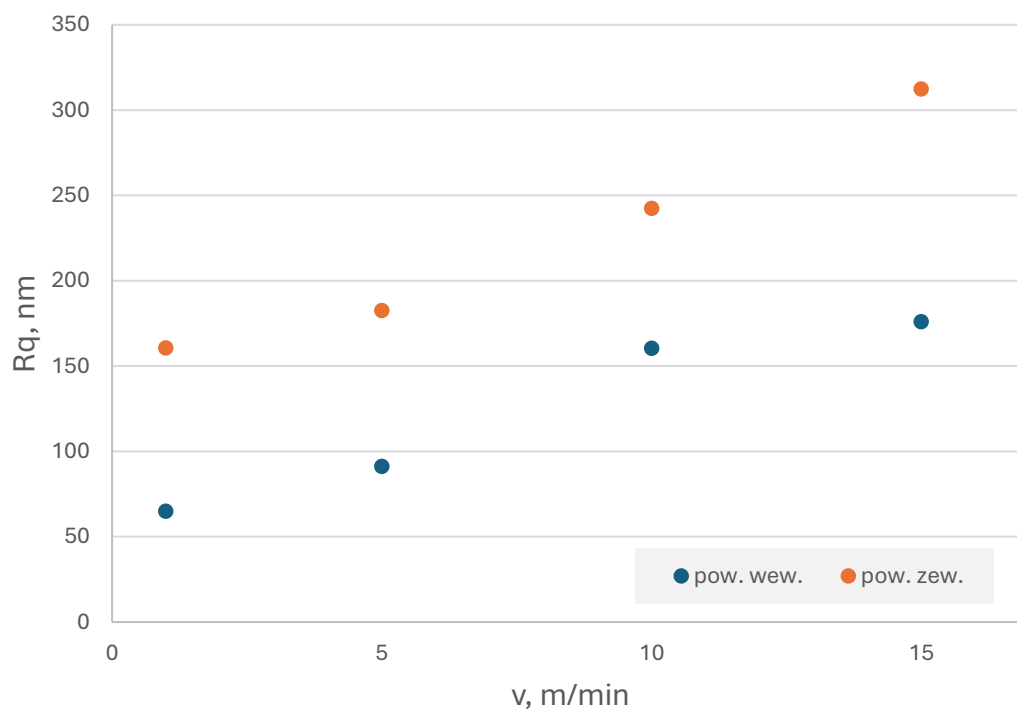
Rysunek 91. Wartości Rz dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia



Rysunek 92. Wartości Rt dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia



Rysunek 93. Wartości R_a dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia



Rysunek 94. Wartości R_q dla poszczególnych wariantów w funkcji prędkości ciągnięcia

Z danych przedstawionych na rysunkach 89 – 94 wynika, że prędkość ciągnięcia ma istotny wpływ na kształtowanie się chropowatości powierzchni ciągniętych rurek. Wraz ze wzrostem prędkości ciągnięcia zwiększają się parametry wysokościowe profilu (R_p , R_v , R_z , R_t) oraz odchylenia w profilu (R_a , R_q). Różnice te wahają się w zakresie od kilku do ponad 300% (powierzchnia rury od strony ciągnadła). Warunki tarcia, smarowania oraz prędkość ciągnięcia, w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym mają znaczący wpływ na kształtowanie chropowatości na powierzchni wewnętrznej oraz zewnętrznej ciągniętej rurki. Analiza chropowatości powierzchni wykazała, większy wpływ prędkości ciągnięcia dla powierzchni zewnętrznej rurki, tej od strony ciągnadła. Z tego wniosek, że prędkość ciągnięcia ma większy wpływ na kształtowanie się powierzchni zewnętrznej rury aniżeli wewnętrznej (powierzchni rury od strony korka). Spowodowane jest to między innymi różnymi metodami dostarczania smaru do strefy odkształcenia, to znaczy od strony ciągnadła mamy stały strumień smaru, płynący na rurkę, natomiast od strony korka, podawano jednorazową, stałą wartość środka smarnego do rurki, przed włożeniem jej do ciągnadła. Większy strumień smaru dostarczanego od strony ciągnadła stwarza warunki do wystąpienia efektu pseudohydrodynamicznego, szczególnie przy wyższych prędkościach ciągnięcia. W konsekwencji wierzchołki chropowatości są chronione w większym stopniu przez grubszą warstwę smaru, stąd większa chropowatość powierzchni zewnętrznej rurki. Dla obydwu powierzchni zaobserwowano wzrost parametrów chropowatości względem wzrostu prędkości ciągnięcia. Jednakże, dla powierzchni wewnętrznej wzrost ten jest znacząco mniejszy niż dla powierzchni zewnętrznej. Ma to związek z warunkami smarowania od strony wewnętrznej rurki, co zostało potwierdzone niższymi parametrami chropowatości profilu R_p , R_v , R_t , R_z . W procesie ciągnięcia na korku swobodnym, uzyskane niższe parametry chropowatości powierzchni wewnętrznej spowodowane były, tym, że w procesie ciągnięcia nagrzewaniu ulegają nie tylko korek oraz materiał, ale również i smar. Wzrost temperatury powodował pogorszenie lepkości środka smarnego wewnątrz rurki i jego przyczepności do powierzchni materiału. Należy podkreślić, że pomiędzy korkiem, a rurką była bardzo mała szczelina, która mogła utrudniać dopływ smaru do strefy odkształcenia.

8. Analiza własności mechanicznych precyzyjnych rurek cienkościennych

Analiza własności mechanicznych ultracienkich rurek ze stopu CuBe2 stanowi istotny element oceny technologicznej przydatności materiału do zastosowań go w produkcji sprężyn. Proces ciągnięcia rurek ultracienkich pozwala na uzyskanie wymaganych wymiarów i jakości powierzchni, jednak równocześnie w istotny sposób wpływa na własności mechaniczne oraz na charakterystykę strukturalną materiału [128 – 132].

W celu zrozumienia zależności między parametrami procesu ciągnięcia, a uzyskanymi własnościami materiału, konieczne jest przeprowadzenie systematycznych badań. Pierwszym badanym elementem procesu ciągnięcia jest rodzaj środka smarnego, który bezpośrednio wpływa na tarcie, intensywność zużycia narzędzi i jakość powierzchni uzyskiwanych rurek. Odpowiedni dobór smaru umożliwia nie tylko obniżenie oporów ciągnięcia, ale także poprawę własności mechanicznych rurek i ich zdolności do odkształceń plastycznych podczas formowania rurek w sprężynę. Stąd, w pracy określono własności mechaniczne rurek ciągniętych z zastosowaniem różnych środków smarnych.

Jednym z podstawowych czynników determinujących wynik procesu ciągnięcia jest geometria narzędzi – jej zmiana wpływa na całkowite odkształcenie zastępcze, rozkład naprężeń, charakter przepływu metalu w strefie odkształcenia oraz smarowanie. Dlatego druga część badań zostanie poświęcona analizie własności mechanicznych rurek CuBe2, przy różnych geometriach korka, z zachowaniem stałej prędkości ciągnięcia.

Trzecim kluczowym aspektem jest prędkość ciągnięcia, determinująca warunki tarcia, charakter działania środka smarnego oraz nagrzewanie w strefie odkształcenia. Zbyt niskie prędkości mogą prowadzić do zwiększonego udziału tarcia adhezyjnego, a zbyt wysokie – do przegrzewania materiału i pogorszenia jakości powierzchni. W związku z tym, ostatnia część badań obejmie analizę wpływu różnych prędkości ciągnięcia na własności mechaniczne, przy zachowaniu stałej geometrii narzędzi dla środka smarnego, dla którego osiągnięto największą prędkość ciągnięcia.

Kompleksowe ujęcie tych trzech aspektów pozwoli na określenie optymalnych parametrów procesu ciągnięcia ultracienkich rurek ze stopu CuBe2, umożliwiających jednoczesne uzyskanie wysokiej jakości powierzchni i korzystnych własności mechanicznych.

8.1. Metodologia pomiarów

W celu kompleksowej oceny własności mechanicznych ultracienkich rurek, przeprowadzono badania zgodnie z obowiązującymi normami, obejmujące statyczną próbę rozciągania oraz pomiar twardości metodą Vickersa.

Statyczną próbę rozciągania rurek w temperaturze pokojowej przeprowadzono zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2016, przy użyciu maszyny wytrzymałościowej Zwick/Roell Z050 wyposażonej w głowicę pomiarową o zakresie 10 kN oraz uchwyty pneumatyczne. Maszyna wytrzymałościowa była wyposażona w ekstensometr stykowy Clip-On, przy czym przyjęto odległość między ramionami ekstensometru równą 30 mm. Ekstensometry Clip-On mocuje się bezpośrednio na próbce, transmisja drogi pomiarowej z próby do czujnika jest krótka i sztywna, co skutkuje wysoką dokładnością pomiarową [133].

Przygotowanie próbek polegało na ich zważeniu, pomiarze długości i średnicy zewnętrznej, w celu wyznaczenia powierzchni przekroju poprzecznego. Następnie próbki przycięto do długości 150 mm. W ich końcowych odcinkach umieszczono stalowe trzpienie o średnicy zbliżonej do średnicy wewnętrznej rurek, co pozwoliło ograniczyć ryzyko lokalnych odkształceń w uchwytach maszyny. Trzpienie wprowadzono na głębokość około 35 mm. Podczas próby określono podstawowe parametry mechaniczne materiału, w tym: moduł Younga (E), umowną granicę plastyczności ($R_{p0,2}$), wytrzymałość na rozciąganie (R_m), maksymalną siłę rozciągającą (F_m), a także wydłużenie całkowite (A_c).

Metoda Vickersa, stosowana w najszerszym zakresie, jest zdefiniowana w normach ISO 6507 i ASTM E384. W tej metodzie, wgłębnik w kształcie piramidy (o kącie powierzchni 136°) wciska się w próbkę (przedmiot obrabiany) przy określonym obciążeniu badawczym. Wymagana jest dobra jakość powierzchni próbki, ponieważ odcisk mierzony jest optycznie [134]. Do pomiaru twardości materiału rurek metodą Vickersa (HV005) wykorzystano mikrotwardościomierz automatyczny Qness Q10A z obciążeniem 50 gram [135].

Przygotowanie próbek obejmowało wstępne cięcie, inkludowanie w żywicy epoksydowej oraz obróbkę szlifiersko – polerską, mające na celu uzyskanie gładkiej i płaskiej powierzchni niezbędnej do precyzyjnych pomiarów. Cięcie wykonano przy użyciu ręcznej przecinarki LABOTOM-5 firmy Struers, natomiast dalsza obróbka, obejmująca zarówno szlifowanie, jak i polerowanie próbek po utwardzeniu żywicy,

została przeprowadzona za pomocą automatycznej szlifierki Tegramin-30, również firmy Struers [136].

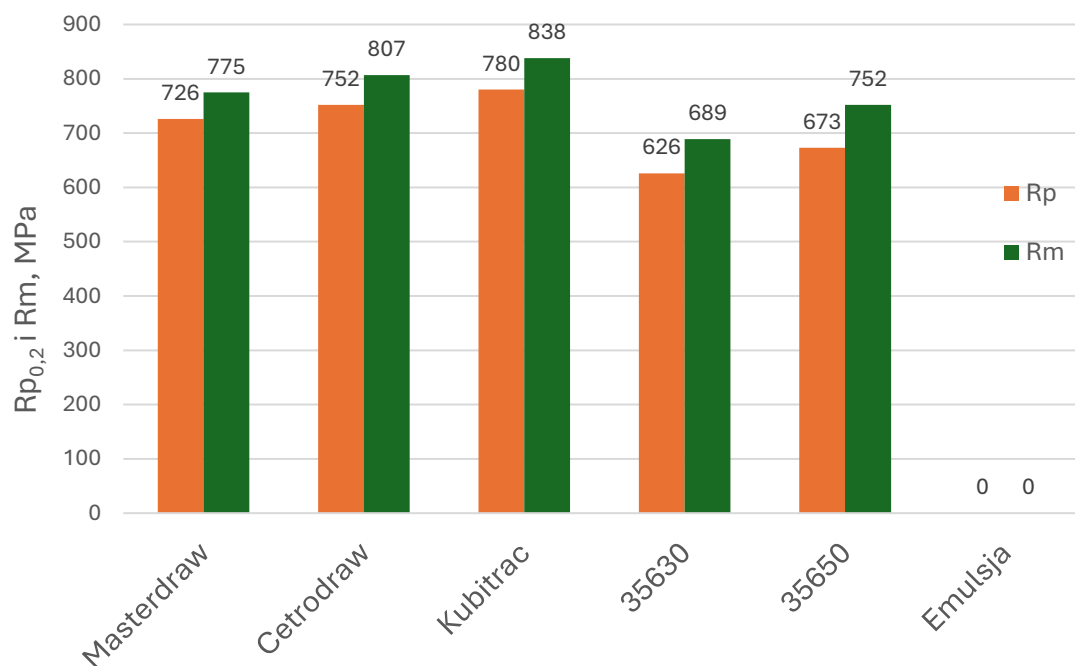
8.2. Analiza wpływu rodzaju smaru na własności mechaniczne rurek

Do badania własności mechanicznych zastosowano rurki ciągnięte na różnych środkach smarnych przy stałej prędkości ciągnięcia $v = 1\text{ m/min}$ oraz stałym kącie $2\beta = 25^\circ$. Tabela 25 przedstawia zbiór danych własności mechanicznych wszystkich badanych wariantów. W tabeli 25 zestawiono wyniki stanowiące średnią wartość z pięciu próbek.

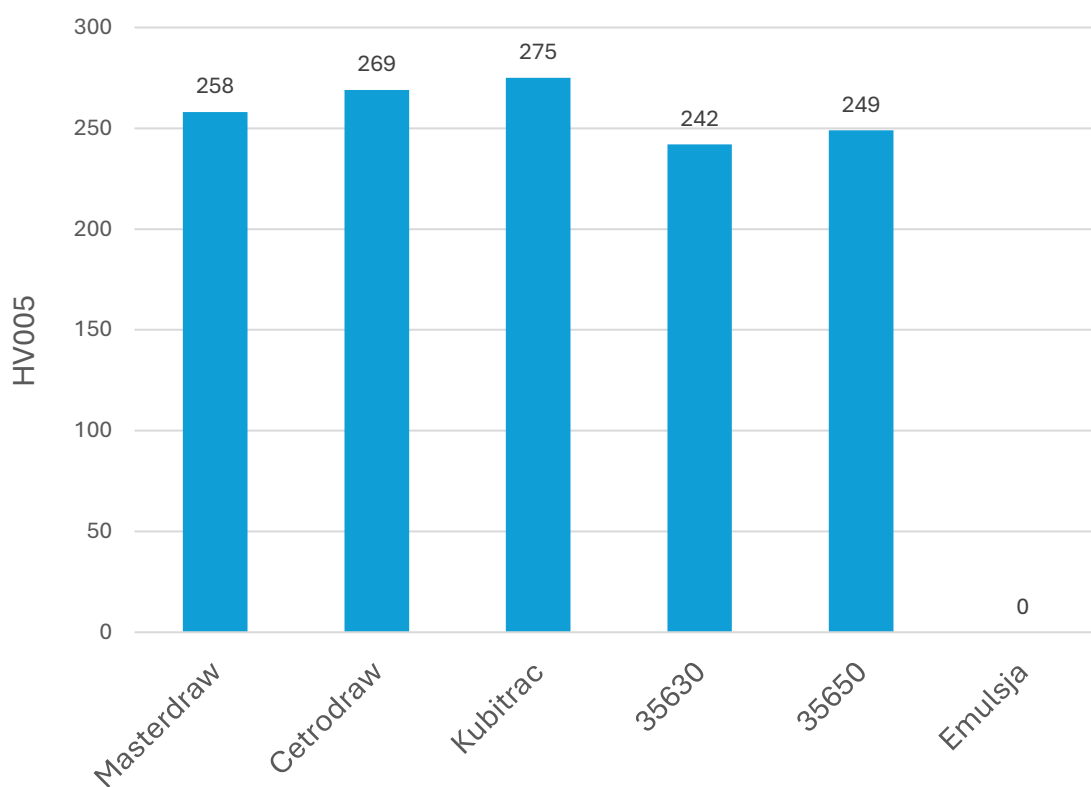
Tabela 25. Własności mechaniczne rurek z zastosowaniem różnych środków smarnych

Parametr	Środek smarny					
	Masterdraw	Cetodraw	Kubitrac	35630	35650	Emulsja
$R_{p0,2}$, MPa	726	752	780	626	673	brak danych
R_m , MPa	775	807	838	689	752	brak danych
A_c , %	4,2	3,6	2,5	8	7	brak danych
Twardość HV005	258	269	275	242	249	brak danych

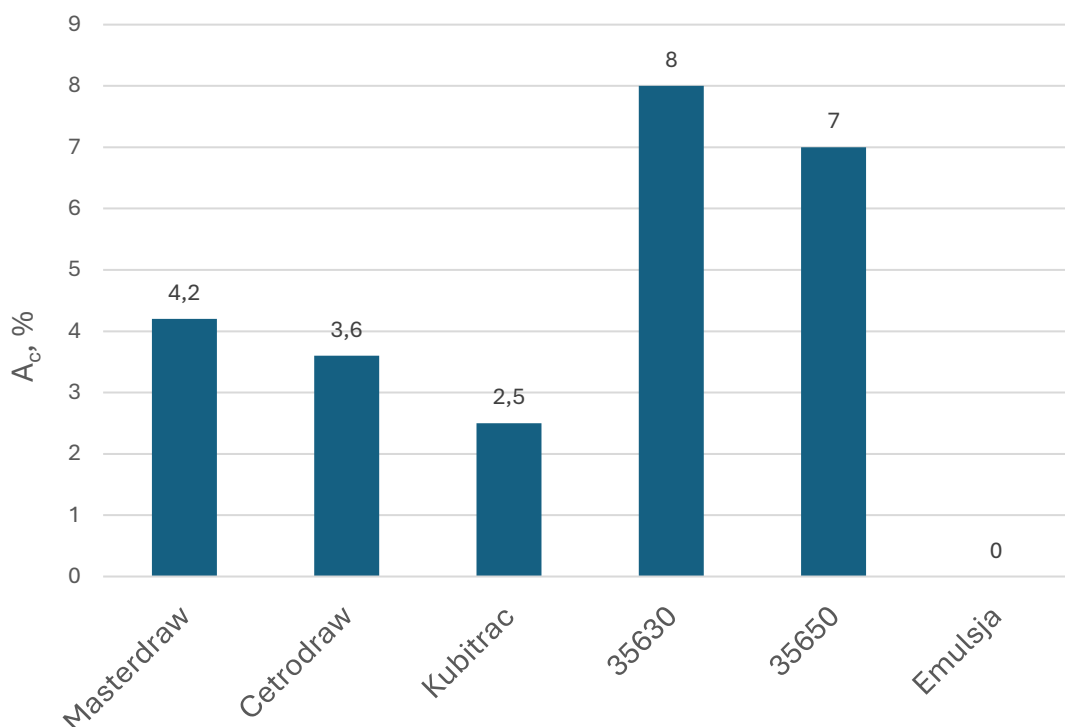
Na podstawie danych zawartych w tabeli 25, sporządzono wykresy obrazujące wpływ zmiany środka smarnego podczas ciągnięcia ultracienkich rurek na wytrzymałość na rozciąganie, granice plastyczności, wydłużenie całkowite oraz twardość, rysunki 95 – 97.



Rysunek 95. Parametry $R_{p0.2}$ i R_m rurek po ciągnięciu z $v = 1$ m/min



Rysunek 96. Wartość twardości rurki HV005 w zależności od użytego środka smarnego



Rysunek 97. Wartość wydłużenia całkowitego w zależności od użytego środka smarnego

Badania własności mechanicznych wykazały istotny wpływ środka smarnego na własności wytrzymałościowe ciągnionych rurek ze stopu CuBe2. Najniższymi własnościami wytrzymałościowymi odznaczają się rurki ciągnięte na polimerze 35630, a największe dla Kubitraca. Różnice pomiędzy wskazanymi smarami wyniosły dla R_m 21%, natomiast dla $R_{p0,2}$ 24%. Zatem zastosowanie polimeru w procesach ciągnięcia rurek umożliwia uzyskanie dobrych warunków smarowania dla bardzo niskich prędkości ciągnięcia (prędkość rozruchowa maszyny). Zdaniem autora, polimer ten nadaje się bardziej do laboratoryjnych prób ciągnięcia rurek cienkościennych, z prędkościami ciągnięcia w zakresie od 0,1 do 1 m/min. Do zastosowań przemysłowych konieczne jest stosowanie środków smarnych charakteryzujących się bardziej stabilną lepkością oraz większą odpornością termiczną. Stąd podczas przemysłowych prób ciągnięcia cienkościennych rurek ze stopu CuBe2 najlepszym środkiem smarnym pod kątem uzyskania maksymalnej prędkości ciągnięcia był olej Masterdraw. Najniższe własności wytrzymałościowe i mikrotwardość rurek ciągnionych na polimerze 35630 mogą wskazywać o ich dobrych własnościach plastycznych. Potwierdza to rysunek 97, z którego wynika, że rurki ciągnięte na tym polimerze, w stosunku do rurek ciągnionych na Kubitracu, odznaczają się o ponad 300% większym wydłużeniem całkowitym.

Potwierdza to fundamentalne znaczenie warunków smarowania na proces ciągnięcia i własności ultracienkich rurek ze stopu CuBe2. Z tego wynika, że dla badanego materiału, średnicy rurki, geometrii narzędzi i prędkości ciągnięcia istnieje środek smarny gwarantujący uzyskanie optymalnych własności ciągnionych rurek i jest to olej Masterdraw (uzyskana maksymalna prędkość ciągnięcia). Stąd analizę wpływu geometrii korka na własności mechaniczne rurek przeprowadzono z zastosowaniem powyższego smaru.

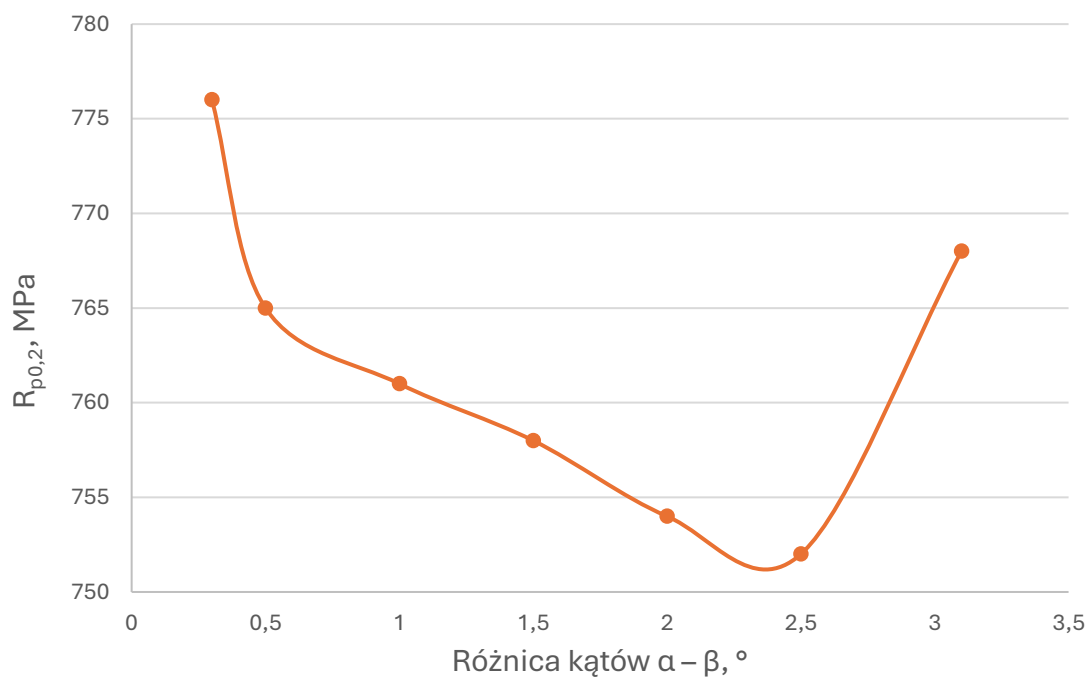
8.3. Analiza wpływu geometrii korka na własności mechaniczne rurek

Analizę wpływu geometrii korka na własności mechaniczne rurek, przeprowadzono dla rurek ciągnionych na oleju Masterdraw z prędkością 6 m/min, stosując kąty 2β w zakresie od 23,8 do 29,4°. W literaturze do analizy wpływu geometrii narzędzi na proces ciągnięcia rurek stosuje się zazwyczaj opis w postaci różnicy kątów $\alpha - \beta$, gdzie α oznacza kąt części roboczej ciągnadła, a β – kąt części roboczej korka swobodnego. Wyniki badań przedstawiono w tabeli 26.

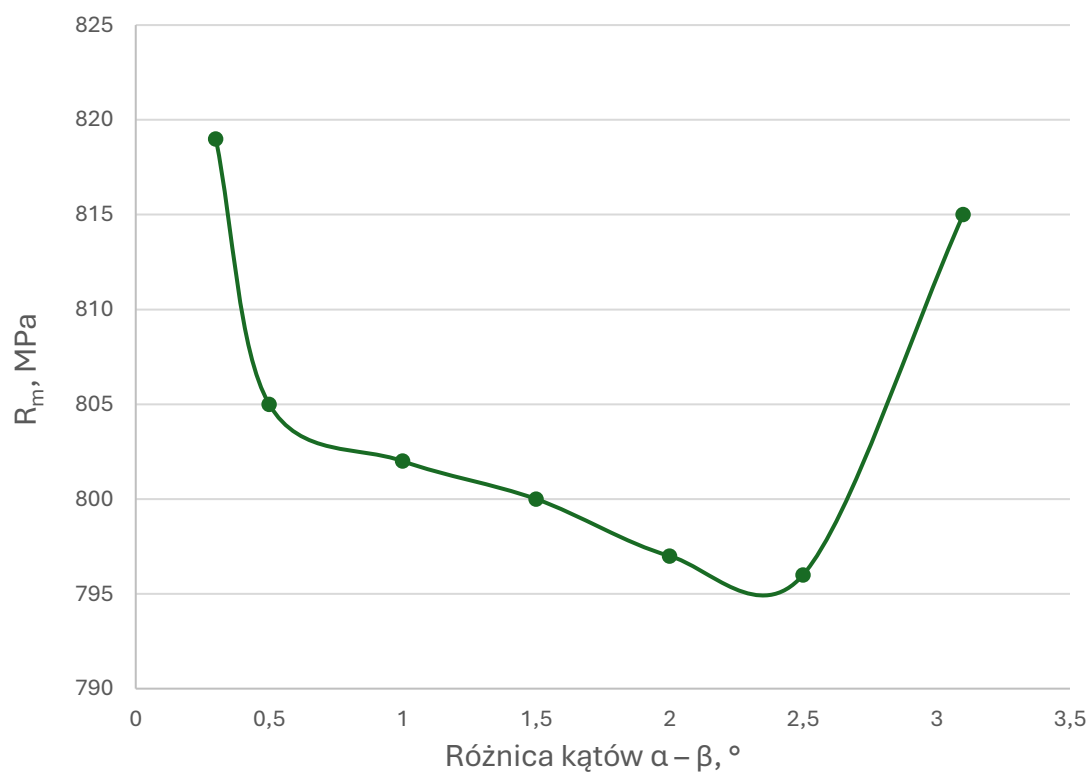
Tabela 26. Własności mechaniczne rurek ciągnionych z zastosowaniem korków o różnej wartości kątów 2β

Parametr	Kąt 2β , °						
	23,8	25	26	27	28	29	29,4
$R_{p0,2}$, MPa	768	752	754	758	761	765	776
R_m , MPa	815	796	797	800	802	805	819
A_c , %	2,2	4	3,7	3,5	3,3	2,8	2,9
Twardość HV005	267	266	266	266	267	268	270

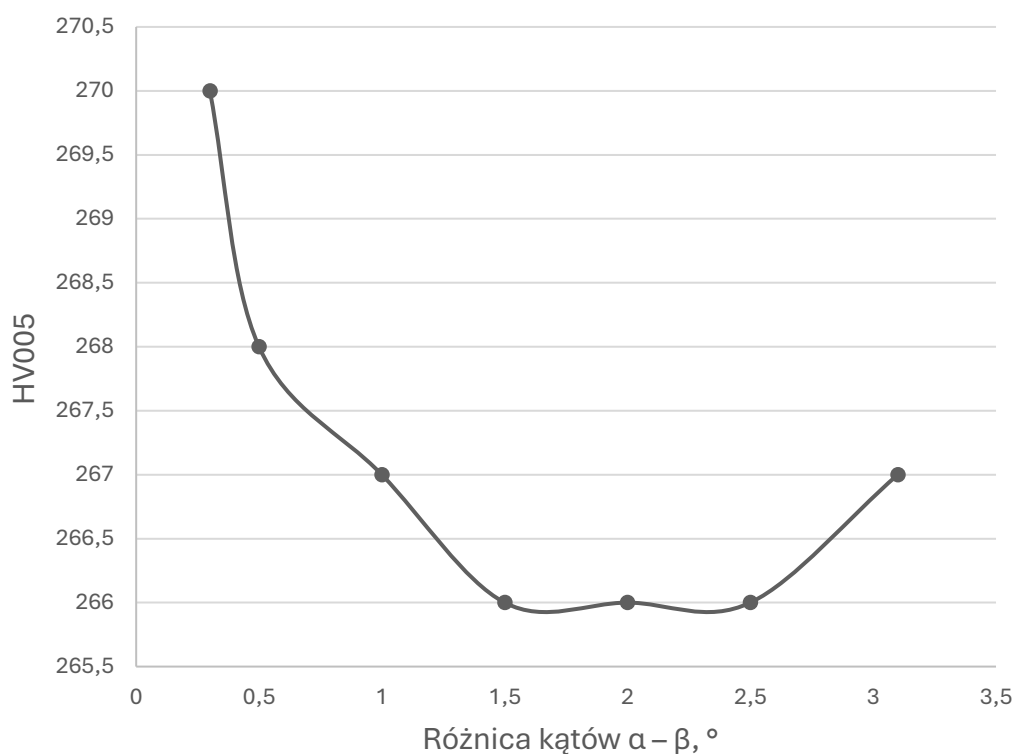
Na podstawie danych zawartych w tabeli 26, sporządzono wykresy obrazujące wpływ zmiany geometrii korka podczas ciągnięcia ultracienkich rurek na wytrzymałość na rozciąganie, granice plastyczności, wydłużenie całkowite oraz twardość, rysunki 98 – 101.



Rysunek 98. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na umowną granicę plastyczności ($R_{p0,2}$)



Rysunek 99. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na wytrzymałość na rozciąganie (R_m)

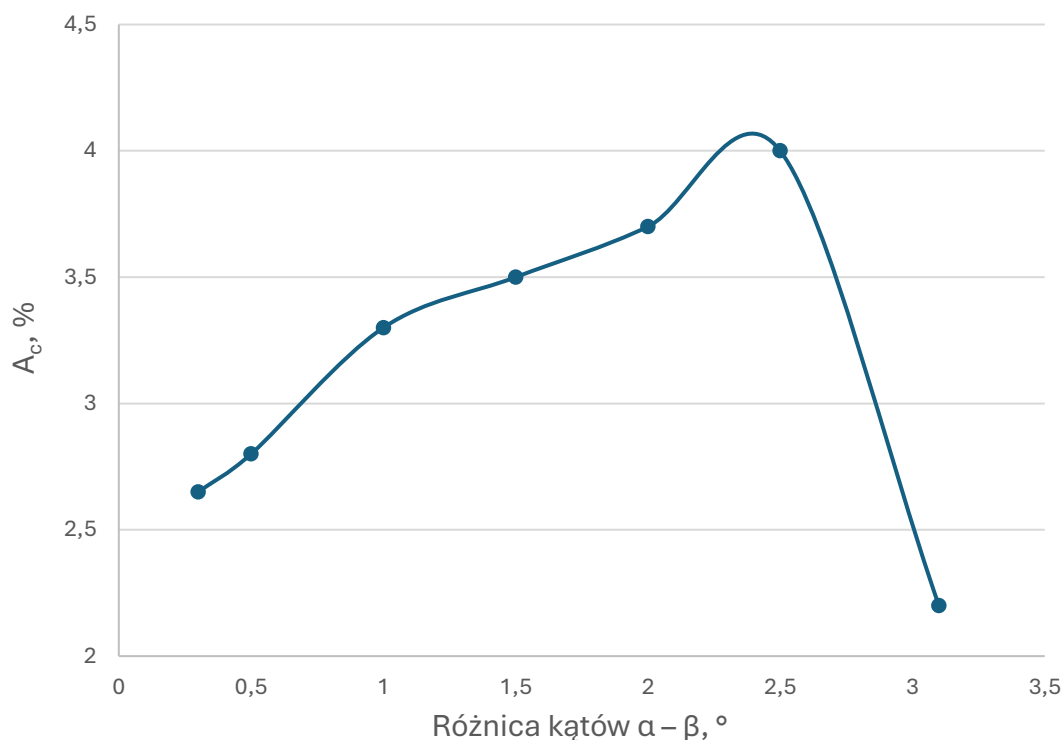


Rysunek 100. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na twardość rurki HV005

Na podstawie rysunku 98 oraz rysunku 99 przedstawiających zależność umownej granicy plastyczności $R_{p0,2}$ oraz wytrzymałości na rozciąganie R_m w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$ można wywnioskować, że istnieje pewna optymalna wartość różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$, dla których $R_{p0,2}$ oraz R_m są najniższe i wynoszą $R_{p0,2} = 752$ MPa i $R_m = 796$ MPa. W miarę oddalania się od optymalnych warunków geometrycznych narzędzi wartość $R_{p0,2}$ oraz R_m wzrastają do najbardziej skrajnych różnic kątów $\alpha - \beta = 0,4^\circ$ oraz $\alpha - \beta = 3^\circ$, osiągając odpowiednio do 5% wartości większych niżeli wartość optymalna. Otrzymane rezultaty są koherentne z przebiegiem testów produkcyjnych, dla których optymalne warunki ciągnięcia wystąpiły dla różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$. Dla różnicy kątów bliskich tej wartości ciągnięcie było możliwe, ale z mniejszą efektywnością, na co wskazuje Rysunek 74 i otrzymane prędkości ciągnięcia, dla których zarejestrowano zrywanie rurek. Ponadto na lewo od wartości optymalnej $\alpha - \beta = 2,5^\circ$ (w kierunku mniejszych różnic kątów) widoczny jest szeroki zakres względnej użyteczności narzędzi o podanych geometriach. Wzrost różnicy kątów $\alpha - \beta$ na prawo od wartości $2,5^\circ$ (w kierunku wyższych różnic $\alpha - \beta$) wskazuje na gwałtowne pogorszenie efektywności procesu ciągnięcia.

Opisane powyżej zależności wpływu geometrii narzędzi na umowną granicę plastyczności oraz wytrzymałość na rozciąganie, potwierdzają wyniki twardości

zaprezentowane na rysunku 100, z którego wynika, że twardość rurek ciągniętych w zakresie różnic kątów $\alpha - \beta$ od $1,5$ do $2,5^\circ$ osiąga minimum. Różnice uzyskane w twardości pomiędzy skrajnymi wariantami wynosiły 4 HV005, co stanowi 1,4%. Odnotowany wpływ geometrii narzędzi na własności mechaniczne rurek ma odzwierciedlenie w ich zmianach własności plastycznych, co potwierdza rysunek 101.



Rysunek 101. Wpływ różnicy kątów $\alpha - \beta$ na wydłużenie całkowite (A_c)

Rysunek 101 przedstawia zależność całkowitego wydłużenia A_c w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$. Zgodnie z oczekiwaniem najwyższym wartościom wydłużenia odpowiadają najniższe wartości $R_{p0,2}$, R_m oraz twardość HV005. W pewnym sensie, wykresy te stanowią swego rodzaju odbicie lustrzane własności wytrzymałościowych rurek po ciągnięciu, jednakże, różnice w uzyskanych własnościach wydłużenia pomiędzy poszczególnymi wariantami ciągnięcia są dużo wyższe. Największym wydłużeniem całkowitym odznaczały się rurki ciągnięte przy różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$. Wartość A_c dla tej geometrii narzędzi wyniosła około 4%, natomiast zmniejszenie lub zwiększenie wartości różnic kątów spowodowało spadek wartości wydłużenia całkowitego, szczególnie dla różnicy $\alpha - \beta = 3^\circ$, wynoszącej $A_c = 2,2\%$. Zatem maksymalne różnice procentowe wyniosły około 80%. Z tego wynika, że z punktu widzenia przemysłowego procesu ciągnięcia należy dobierać tak geometrię narzędzi, aby różnica kątów

nie przekraczała $2,5^\circ$, a uwzględniając odchyłki wymiarowe korków, zaleca się stosowanie geometrii o różnicy kątów $\alpha - \beta < 2,5^\circ$, w zakresie od $(2 \div 2,5^\circ)$. Uzyskane lepsze własności plastyczne rurek w zakresie kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$ należy wiązać z lepszymi dla tego wariantu warunkami smarowania (rysunek 73). Wzrost grubości filmu smaru umożliwił uzyskanie dogodnych warunków odkształcenia na styku korek – rurka – ciągnadło, co przełożyło się na spadek własności wytrzymałościowych $R_{p0,2}$, R_m oraz wzrost wydłużenia całkowitego A_c . Odnotowane zmiany świadczą o mniejszym umocnieniu materiału oraz o jego większej podatności do odkształceń plastycznych w kolejnych etapach ciągnięcia. Jednocześnie materiał o dobrych własnościach plastycznych jest mniej narażony na zerwanie podczas procesu ciągnięcia, co wpływa na poprawę efektywności procesu ciągnięcia.

Otrzymane zależności wpływu geometrii narzędzi na własności mechaniczne rurek potwierdzają przydatność stosowania funkcji U, jako początkowego kryterium wyznaczającego kierunek projektowania narzędzi dla procesu ciągnięcia cienkościennych rurek precyzyjnych ze stopów miedzi, z uwzględnieniem brązu berylowego jako stopu trudno- odkształcalnego. Wyniki obliczeń przedstawione na rysunku 42, wskazują na minimum funkcji właśnie w otrzymanym przedziale optimum dla badanych wariantów.

8.4. Analiza wpływu prędkości ciągnięcia na własności mechaniczne rurek

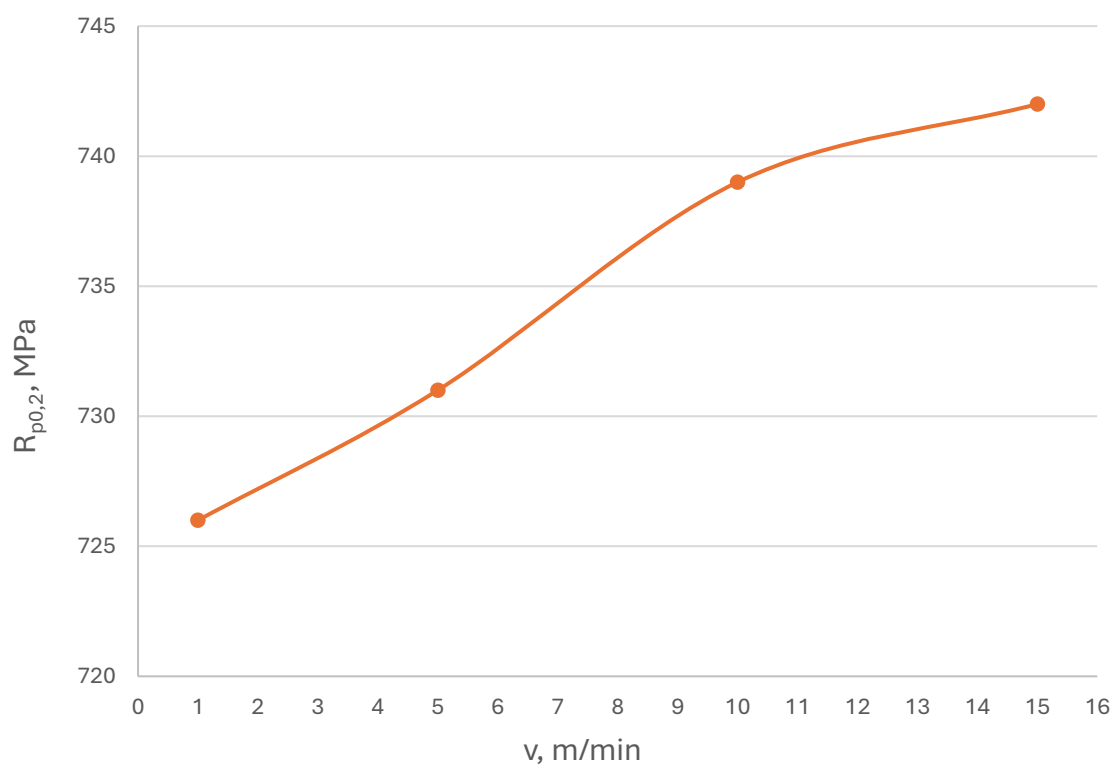
Analizę wpływu prędkości ciągnięcia na własności mechaniczne rurek przeprowadzono dla rurek ciągnionych na oleju Masterdraw przy stałej wartości kąta $2\beta = 25^\circ$. Wyniki badań własności mechanicznych i twardości przedstawiono w tabeli 27.

Tabela 27. Własności mechaniczne rurek dla stopu CuBe2 ciągnionych w zakresie prędkości 1 – 15 m/min.

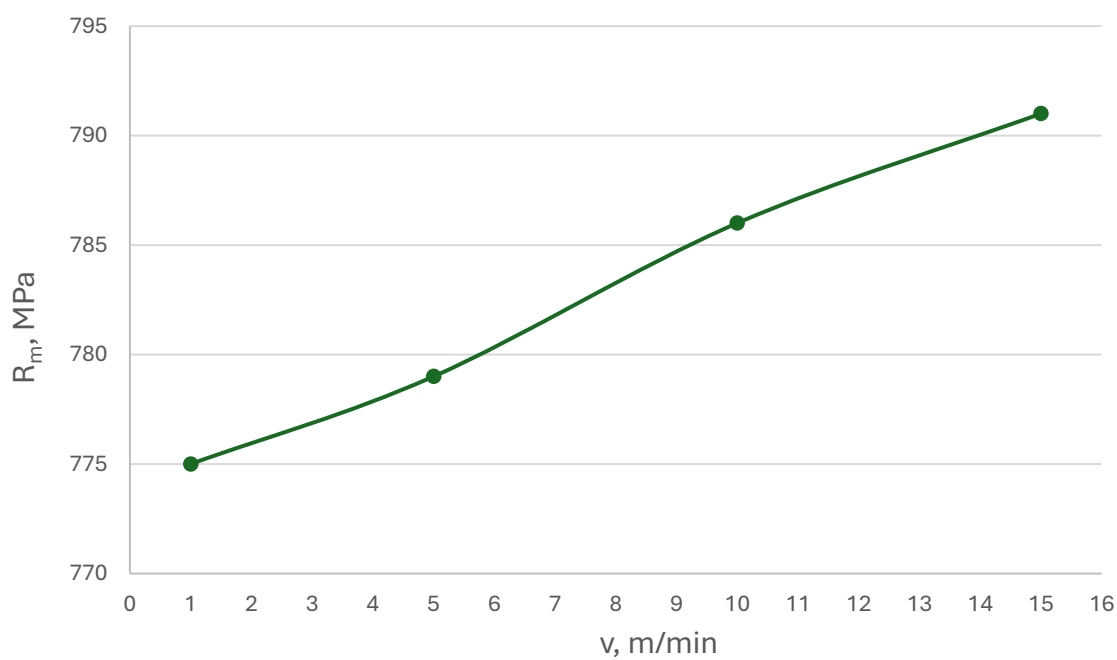
Masterdraw	Prędkość ciągnięcia, m/min			
Parametr	1	5	10	15
$R_{p0,2}$, MPa	726	731	739	742
R_m , MPa	775	779	786	791
A_c , %	4,2	3,5	3,1	2,6
Twardość, HV005	258	260	261	262

Na podstawie danych zawartych w tabeli 27, sporządzono wykresy obrazujące wpływ zmiany prędkości ciągnięcia ultracienkich rurek na wytrzymałość na rozciąganie, granice plastyczności, wydłużenie całkowite oraz twardość. Poniższe rysunki 102 – 105

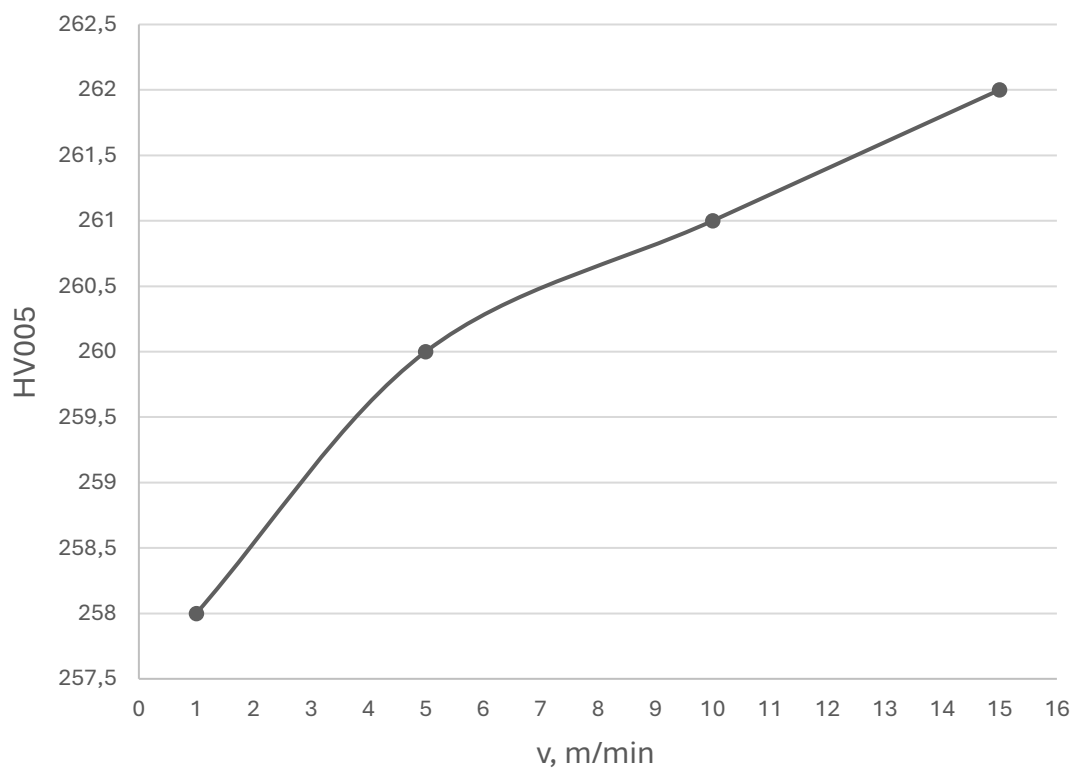
przedstawiają zestawione dla oleju Masterdraw R_m , $R_{p0,2}$, wydłużenie całkowite oraz twardość.



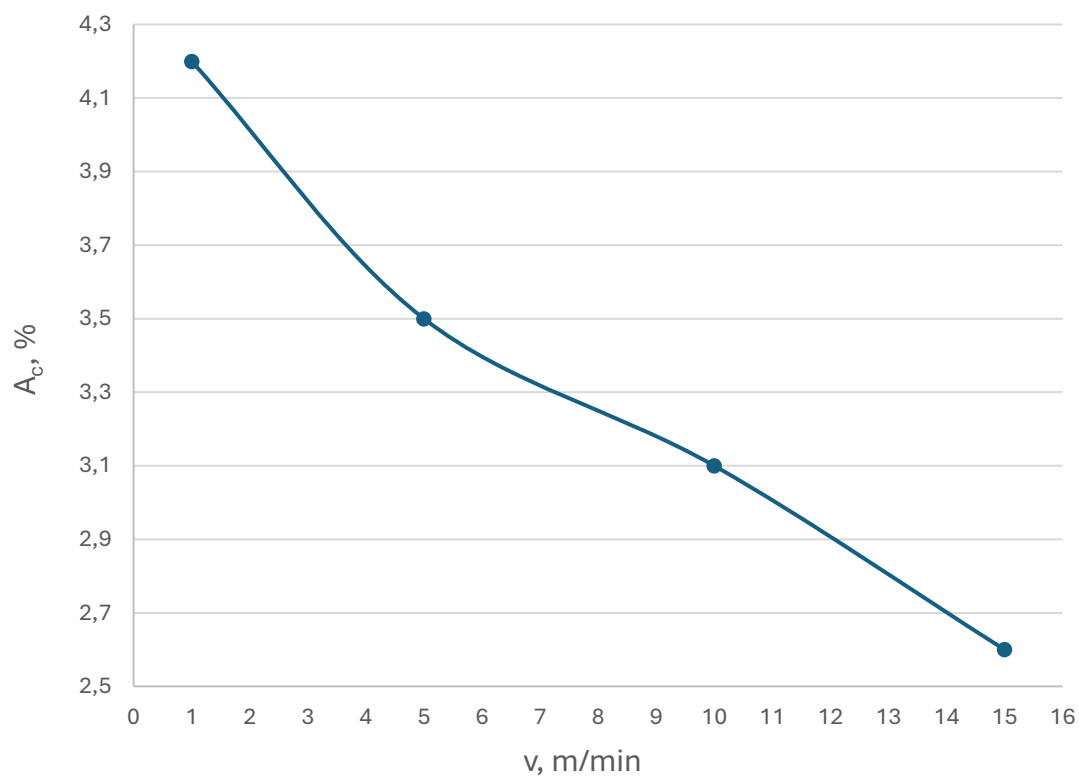
Rysunek 102. Wpływ prędkości ciągnięcia na wytrzymałość na rozciąganie ($R_{p0,2}$)



Rysunek 103. Wpływ prędkości ciągnięcia na umowną granicę plastyczności (R_m)



Rysunek 104. Wpływ prędkości ciągnięcia na twardość HV005



Rysunek 105. Wpływ prędkości ciągnięcia na wydłużenie całkowite (A_c)

Z danych przedstawionych na rysunkach 102 – 105 wynika, że prędkość ciągnięcia ma wpływ na własności mechaniczne ciągnionych rurek ze stopu CuBe2. Zwiększenie prędkości ciągnięcia z 1 – 15 m/min spowodowało wzrost umownej granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie, odpowiednio o 2,2% i 2%. Rurki ciągnięte z wyższą prędkością odznaczały się także większą twardością (różnice HV005 wyniosły 1,5%). Otrzymane wyniki, wykazały dużo bardziej istotny wpływ prędkości ciągnięcia na własności plastyczne niż wytrzymałościowe ciągnionych rurek. Rurki ciągnięte z prędkością 15 m/min w stosunku do rurek ciągnionych z prędkością $v = 1$ m/min odznaczały się ponad 60% spadkiem wydłużenia całkowitego, co świadczy o ich znacząco gorszej podatności do odkształceń plastycznych w kolejnych etapach kształtowania plastycznego. Zmiany własności mechanicznych rurek należy wiązać ze zmianą warunków ciągnięcia. Wzrost prędkości ciągnięcia, powoduje zwiększenie naprężenia uplastyczniającego i oporu odkształcenia plastycznego, jednocześnie w strefie odkształcenia, wzrost prędkości ciągnięcia powoduje zwiększenie intensywności nagrzewania się ciągnadła, rurki oraz korka. To powoduje zmianę warunków smarowania w kotlinie odkształcenia. Przedstawione w rozdziale 6 badania ilości smaru wykazały, że przy danej technologii ciągnięcia (geometrii narzędzi i smaru) istnieje optymalna prędkość ciągnięcia zapewniająca dla danego procesu najlepsze warunki smarowania. Dla prędkości ciągnięcia $v = 10$ m/min poprawiają się warunki smarowania, co przeciwdziała sile ciągnięcia oraz niweluje negatywny wpływ prędkości odkształcenia na wzrost naprężenia uplastyczniającego. Przy prędkościach powyżej 10 m/min zaobserwowano spadek ilości smaru powodujący wzrost tarcia i oporu odkształcenia, jednocześnie wzrasta opór odkształcenia spowodowany wzrostem naprężenia uplastyczniającego, co potwierdzają badania plastometryczne zaprezentowane w rozdziale 9 niniejszej pracy. Badania wstępne autora realizowane w laboratorium badawczym WIKAPOLSKA SGF wykazały wpływ prędkości rozciągania na własności mechaniczne stopu CuBe2. Zwiększenie prędkości rozciągania z 0,045 do 0,09 m/min spowodowało 10% spadek wydłużenia całkowitego rurek, przy jednoczesnym wzroście własności wytrzymałościowych o 10%. Wzrost oporu odkształcenia powoduje wzrost nacisku materiału na narzędzie, co zwiększa hamowanie płynięcia warstw wierzchnich rury w strefie kontaktu z narzędziem. Warunki te sprzyjają powstawaniu odkształceń postaciowych i niejednorodności odkształcenia na przekroju ścianki rurki. W związku z powyższym, można wysnuć hipotezę, że pogorszenie warunków smarowania, wzrost oporu odkształcenia oraz pogorszenie własności plastycznych stopu związany

ze zwiększeniem prędkości ciągnięcia spowodowało zrywanie rurek podczas industrialnych prób ciągnięcia.

9. Matematyczne modelowanie procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym

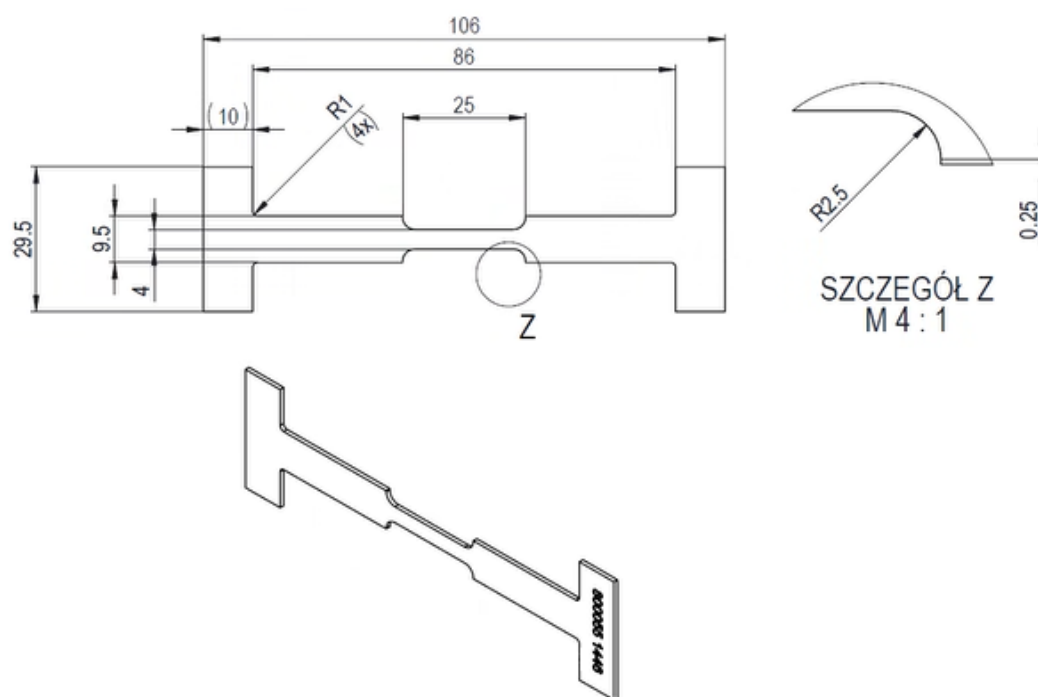
W przemyśle, przy projektowaniu technologii wyrobów metalowych, powszechnym staje się stosowanie symulacji komputerowych umożliwiających znaczącą optymalizację czasu projektowania procesów obróbki plastycznej, w tym procesów ciągnięcia [137 – 146].

Matematyczne modelowanie procesu ciągnięcia na korku swobodnym rurek z brązu CuBe2 przeprowadzono w oparciu o program Simufact 2023.2. Symulacje komputerowe stanowiły uzupełnienie badań doświadczalnych wykonanych podczas industrialnych prób ciągnięcia rurek na korku swobodnym. Zastosowanie modelowania numerycznego umożliwiło określenie wpływu geometrii korka i współczynnika tarcia na stan naprężeń, odkształceń i temperaturę rurek.

9.1. Opracowanie modelu sprężysto-plastycznego stopu brązu berylowego CuBe2

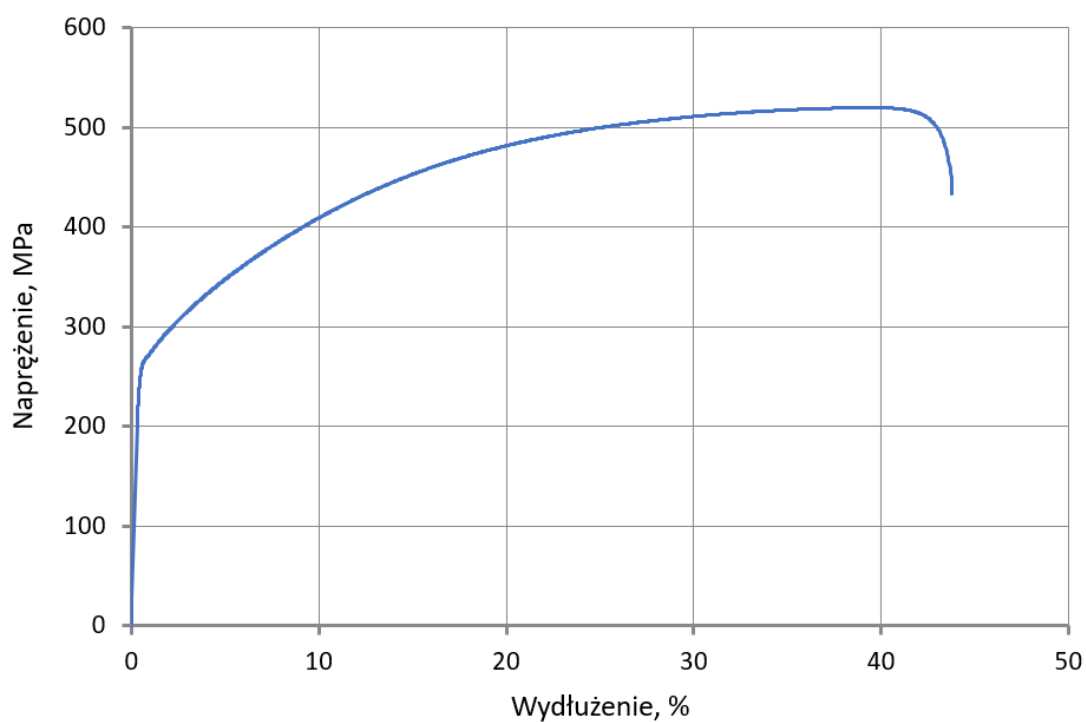
Do badań zastosowano stop brązu berylowego CuBe2. Badania właściwości mechanicznych przeprowadzono za pomocą maszyny wytrzymałościowej ZWICK Z/100. Podczas rozciągania próbek do sterowania maszyną wytrzymałościową ZWICK Z/100, wykorzystano program testXpert, który umożliwił wyznaczenie charakterystycznych właściwości wytrzymałościowych badanego stopu: umownej granicy plastyczności – $R_{p0,2}$, wytrzymałości na rozciąganie – R_m oraz wydłużenia A_c . Statyczne próby rozciągania przeprowadzono dla próbek wiosełkowych, których kształt pokazano na rysunku 106.

Badania podzielono na dwa etapy. W pierwszym etapie z wykorzystaniem maszyny wytrzymałościowej ZWICK Z/100 przeprowadzono statyczne próby rozciągania w celu wyznaczenia właściwości mechanicznych i modułu Younga. Natomiast zasadnicze badania plastometryczne wykonano z wykorzystaniem symulatora procesów metalurgicznych Gleeble 3800. Grubość blachy, dla której prowadzono badania wynosiła 1 mm. Badania prowadzono dla 3 próbek, po czym uśredniano otrzymane wyniki.



Rysunek 106. Próbką wioselkowa wykorzystana w statycznej próbie rozciągania oraz w badaniach plastometrycznych

Na rysunku 107 oraz w tabeli 28 pokazano wyniki statycznej próby rozciągania.

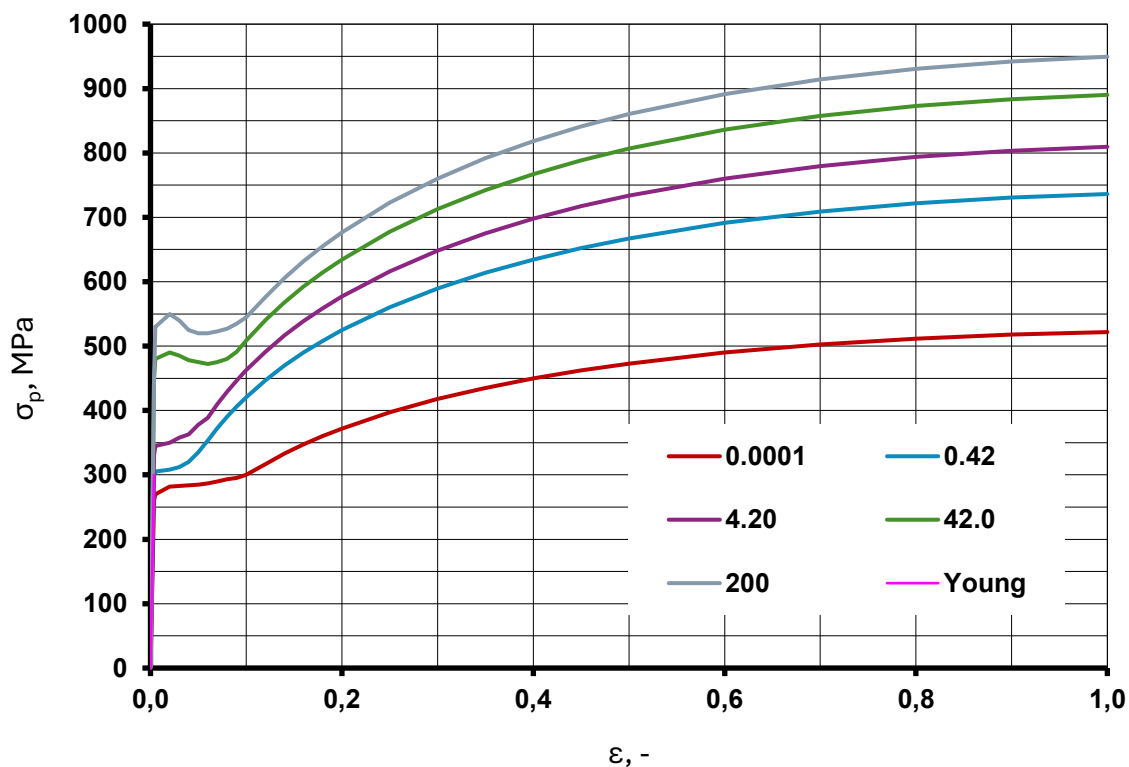


Rysunek 107. Przykładowa krzywa rozciągania uzyskana w statycznej próbie rozciągania próbek ze stopu brązu berylowego

Tabela 28. Uśrednione wyniki właściwości mechanicznych dla badanego stopu brązu

Materiał CuBe2	$R_{p0,2}$, MPa	R_m , MPa	A_c , %
Statyczna próba rozciągania	256	520	43

Na rysunku 108 przedstawiono wyniki prób plastometrycznych.



Rysunek 108. Przebieg zmian naprężenia uplastyczniającego stopu CuBe2

Na podstawie danych zamieszczonych na rysunku 108, można stwierdzić, że naprężenie uplastyczniające badanego brązu w zakresie przeróbki plastycznej na zimno jest czułe na wpływ prędkości odkształcenia.

W dostępnych programach komputerowych, przeznaczonych do rozwiązywania zagadnień z zakresu plastycznego płynięcia metalu, wartości naprężenia uplastyczniającego σ_p zależą od przyjętej funkcji naprężenia uplastyczniającego. Najczęściej naprężenie uplastyczniające opisywane jest zależnością w postaci $\sigma_p = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$. Większą dokładność wyznaczanej wartości σ_p uzyskuje się podczas badań eksperymentalnych i tabelarycznego ich ujęcia, dla rzeczywistych warunków procesu odkształcenia. Wprowadzenie danych w takiej postaci do programów komputerowych zwiększa dokładność obliczeń numerycznych.

Do opisu zmian wartości σ_p w zależności od odkształcenia, temperatury i prędkości odkształcenia wykorzystuje się wiele funkcji, które można znaleźć m.in.

w pracach [144 – 147]. W pracy funkcję naprężenia uplastyczniającego opisano równaniem Hensela-Spittel’a [145]:

$$\sigma_p = K \cdot \exp^{m_1 \cdot T} \cdot T^{m_9} \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot \exp^{\frac{m_4}{\varepsilon} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_3}} \cdot \varepsilon^{m_7 T} \cdot (1 + \varepsilon)^{m_5 \cdot T} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_8 \cdot T} \quad (20)$$

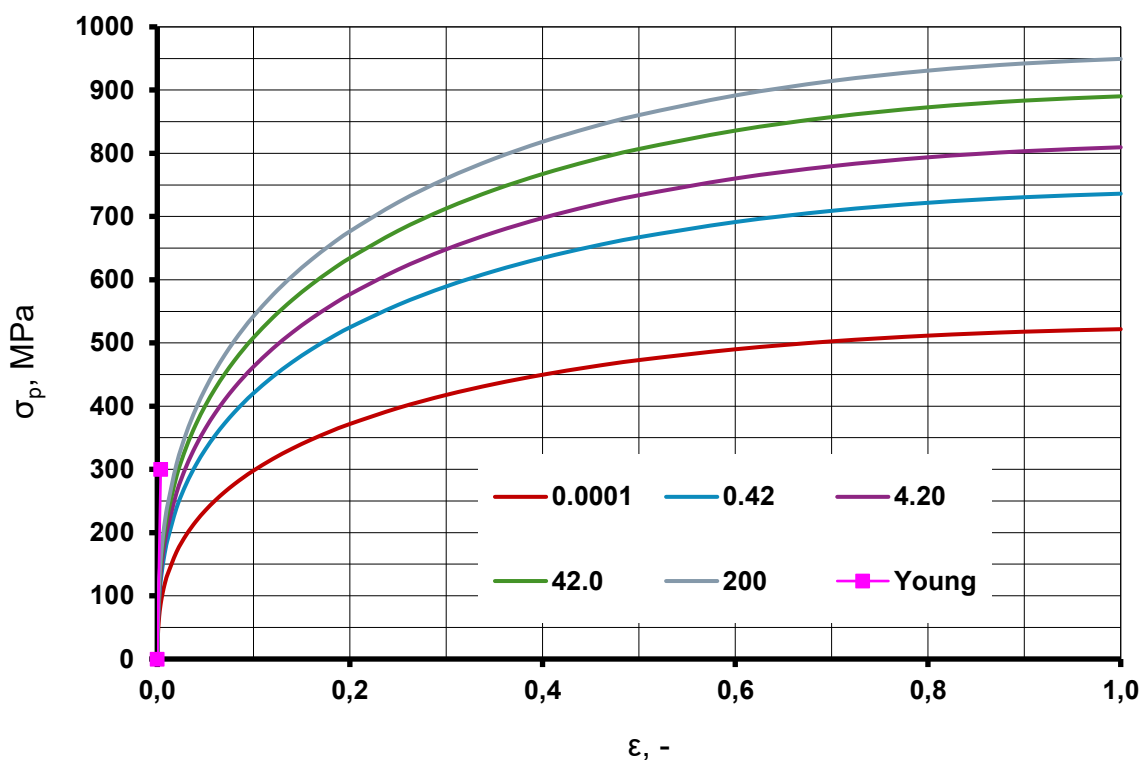
gdzie: σ_p – naprężenie uplastyczniające, T – temperatura, ε – odkształcenie rzeczywiste, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia, $K, m_1 \div m_9$ – współczynniki funkcji.

Zależność (20) jest często stosowana do wyznaczenia wartości σ_p w programach komputerowych do modelowania numerycznego procesów przeróbki plastycznej. Po aproksymacji wyników badań plastometrycznych wyznaczono współczynniki równania (20). Wartości tych współczynników zamieszczono w tabeli 29.

Tabela 29. Wartości parametrów K i $m_1 \div m_9$ stosowane do określenia wartości σ_p badanego brązu

K	m1	m2	m3	m4	m5	m7	m8	m9
1034,79	0	0,361288	0,041258	-0,00019456	0	-0,304538	0	0

Moduł Younga obliczono wykorzystując metodę stycznych. Wartość modułu Younga dla badanego stopu brązu wyniosła 75,6 GPa. Wyniki aproksymacji badań plastometrycznych funkcją (20) pokazano na rysunku 109.



Rysunek 109. Przebieg zmian naprężenia uplastyczniającego badanego brązu berylowego po aproksymacji wyników badań plastometrycznych

W celu zmniejszenia rozbieżności pomiędzy rezultatami uzyskanymi w wyniku aproksymacji, a rezultatami rzeczywistymi (szczególnie dla zakresu odkształcenia w zakresie 0 do 0,1), w pracy posłużono się złożoną metodą, polegającą na połączeniu wyznaczonych eksperymentalnie krzywych plastometrycznych (zakres odkształcenia do 0,1) z krzywymi, uzyskanymi w wyniku aproksymacji (zakres odkształcenia powyżej 0,1). Dane opisujące krzywe płynięcia badanego stopu brązu wprowadzono do stosowanego w pracy programu komputerowego w postaci tabeli 30, w której wartości naprężenia uplastyczniającego, podobnie jak w równaniu (20), zależne są od wartości odkształcenia rzeczywistego.

Tabela 30. Wartość naprężenia uplastyczniającego σ_p stopu brązu CuBe2

	0,0 001	0,0 036	0,0 050	0,0 200	0,0 300	0,0 400	0,0 500	0,0 600	0,0 700	0,0 800	0,0 900	0,1 000	0,1 200	0,1 400	0,1 600
0,0 001	1,0 0	260 ,00	270 ,00	282 ,00	283 ,00	284 ,00	285 ,00	287 ,00	290 ,00	293 ,00	295 ,00	300 ,00	316 ,64	332 ,82	347 ,21
0,4 2	1,0 0	300 ,00	305 ,00	308 ,00	312 ,00	320 ,00	335 ,00	353 ,61	372 ,90	390 ,28	406 ,11	420 ,68	446 ,74	469 ,56	489 ,87
4,2 0	1,0 0	330 ,00	345 ,00	350 ,00	358 ,00	363 ,00	378 ,00	388 ,85	410 ,06	429 ,17	446 ,59	462 ,60	491 ,26	516 ,36	538 ,68
42, 0	1,0 0	450 ,00	480 ,00	490 ,00	485 ,00	478 ,00	475 ,00	472 ,00	475 ,00	480 ,00	491 ,09	508 ,70	540 ,22	567 ,82	592 ,37
200	1,0 0	450 ,00	530 ,00	550 ,00	540 ,00	525 ,00	520 ,00	520 ,00	523 ,00	527 ,00	535 ,00	545 ,00	576 ,15	605 ,58	631 ,77

ciąg dalszy tabeli

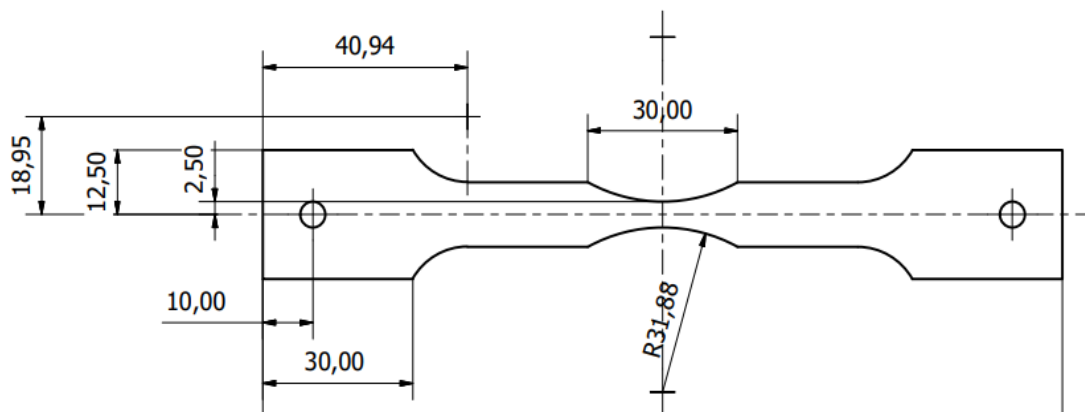
	0,00 01	0,18 00	0,20 00	0,25 00	0,30 00	0,35 00	0,40 00	0,45 00	0,50 00	0,60 00	0,70 00	0,80 00	0,90 00	1,00 00
0,00 01	1,00	360, 15	371, 89	397, 10	417, 78	435, 08	449, 71	462, 20	472, 89	489, 97	502, 52	511, 56	517, 80	521, 77
0,42	1,00	508, 13	524, 69	560, 26	589, 44	613, 84	634, 49	652, 10	667, 19	691, 29	708, 99	721, 74	730, 55	736, 15
4,20	1,00	558, 76	576, 98	616, 09	648, 18	675, 01	697, 72	717, 09	733, 68	760, 18	779, 65	793, 67	803, 35	809, 51
42,0	1,00	614, 45	634, 48	677, 49	712, 78	742, 28	767, 25	788, 55	806, 80	835, 94	857, 35	872, 77	883, 42	890, 19
200	1,00	655, 32	676, 68	722, 55	760, 18	791, 65	818, 28	841, 00	860, 46	891, 54	914, 37	930, 81	942, 17	949, 39

9.2. Opracowanie granicznych wartości kryterium pękania dla badanego materiału

W niniejszej pracy do wyznaczania granicznych wartości znormalizowanego kryterium pękania Cokrofta – Lathama zastosowano metodę porównawczą. Założeniem metody porównawczej jest przeprowadzenie badań doświadczalnych, mających na celu określenie charakterystycznych wartości liczbowych dla danego procesu (w przypadku określania wartości znormalizowanego kryterium pękania Cockrofta – Lathama

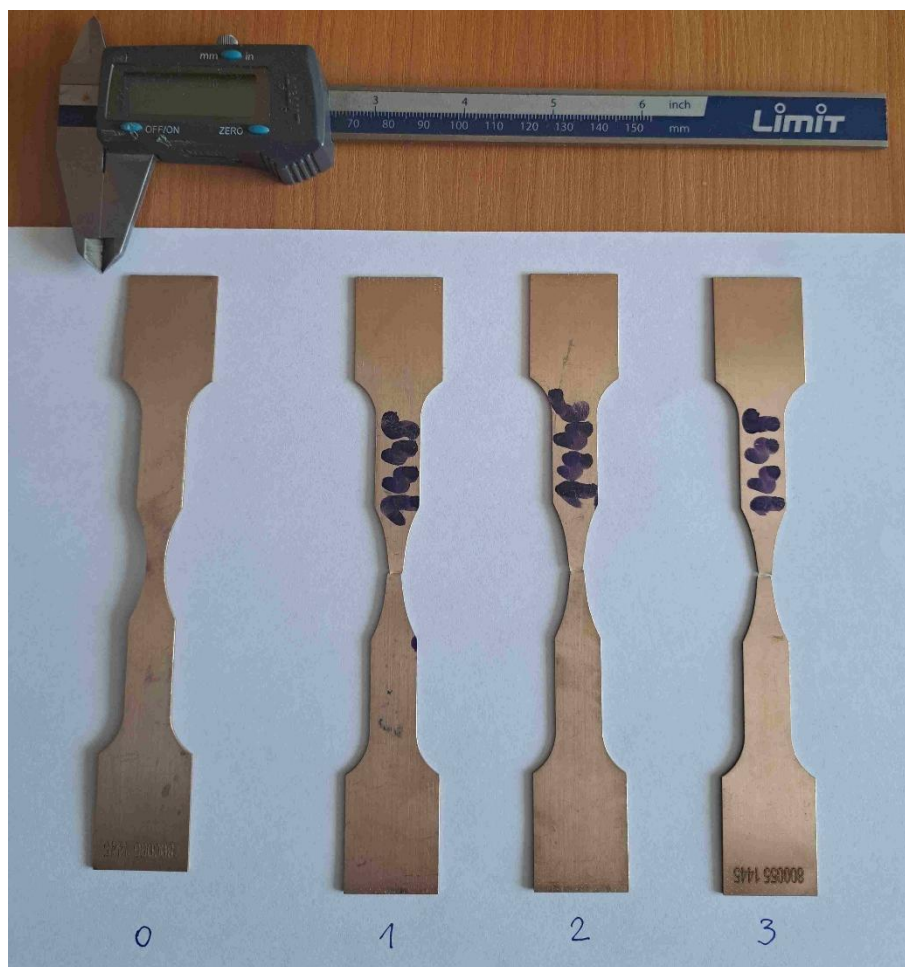
jest to wydłużenie). Następnie odwzorowano proces, przy założeniu parametrów odpowiadających warunkom rzeczywistym w modelowaniu numerycznym. Podczas modelowania w programie komputerowym opartym na metodzie elementów skończonych, obliczane są wartości analizowanych parametrów przy zachowaniu dużej dokładności obliczeniowej.

Badania przeprowadzono dla próbek wiosełkowych przedstawionych na rysunku 110 o zróżnicowanych przewężeniach w strefie karbu, odpowiednio 5 mm.



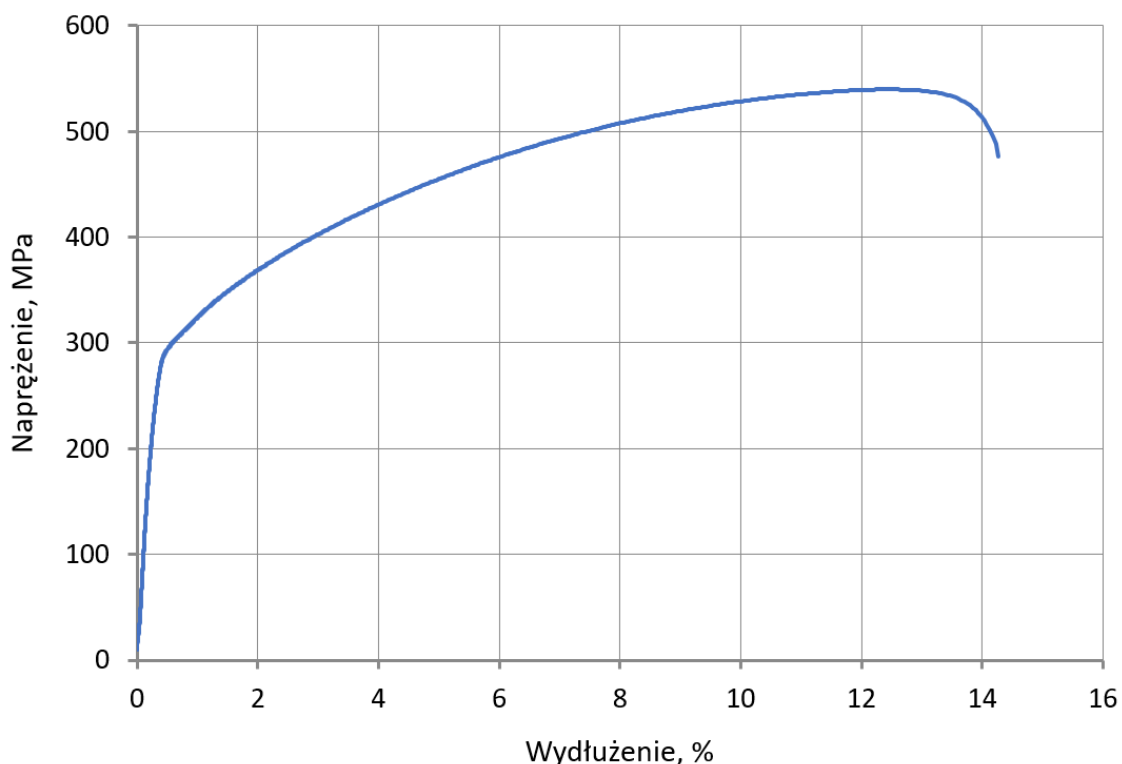
Rysunek 110. Próbką wiosełkowa z karbem wykorzystane do określenia kryterium pękania

Zastosowane kształty próbki umożliwiają określenie wpływu drogi odkształcenia odpowiadającej np.: procesowi kształtowania plastycznego rurki. Do rozciągania próbek wiosełkowych wykorzystano maszynę wytrzymałościową Zwick Z100. Badania prowadzono przy zastosowaniu trzech próbek. Po rozciągnięciu, aż do zerwania określano, na podstawie uzyskanych danych pomiarowych, wydłużenie krytyczne, przy którym nastąpiła utrata ciągłości dla badanego gatunku brązu, propagujące do całkowitego zerwania. Zestawy próbek po badaniu przedstawiono na rysunku 111.



Rysunek 111. Zestaw próbek wiosłkowych zastosowanych do określania granicznej wartości znormalizowanego kryterium Cockrofta – Lathama

Określone w badaniach doświadczalnych wydłużenia krytyczne (rysunek 112), przy których nastąpiło zerwanie próbek dla kolejnych wariantów badania zamieszczono w tabeli 31. Na podstawie wyników określono też wartości średnie, które posłużyły do modelowania numerycznego rozciągania próbek wiosłkowych z karbem.



Rysunek 112. Krzywe rozciągania próbek z karbem

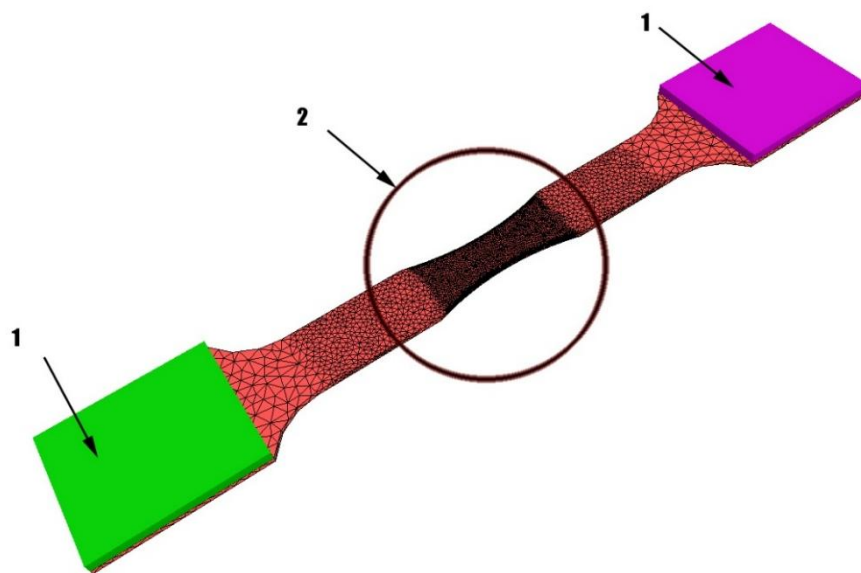
Tabela 31. Geometria próbek z karbem po zerwaniu

Oznaczenie próbki	l_0 , mm	l_k , mm	Wydłużenie, %	Wydłużenie średnie, mm	l_k średnie, mm	Δl , mm
1445_1	30	34,29	14,3	14,3	34,3	4,3
1445_2	30	34,23	14,1			
1445_3	30	34,38	14,6			

W celu wyznaczenia rzeczywistych wartości znormalizowanego kryterium Cockrofta – Lathama, wykonano teoretyczne badania procesu rozciągania próbek z karbem, wykorzystując program komputerowy oparty na MES. Badania teoretyczne rozciągania próbek z karbem przeprowadzono dla analogicznych warunków jakie zastosowano podczas badań laboratoryjnych, przyjmując właściwości materiałowe określone w rozdziale 9.1.

Na podstawie wymiarów próbek z karbem zastosowanych w badaniach doświadczalnych, stworzono przestrzenny model próbki w programie typu CAD. Analogiczne modele wykonano dla narzędzi roboczych. Następnie stworzone modele próbki wczytano do programu. Kolejnym etapem modelowania było stworzenie siatki elementów skończonych. W celu zachowania kształtu geometrycznego próbki w obszarze

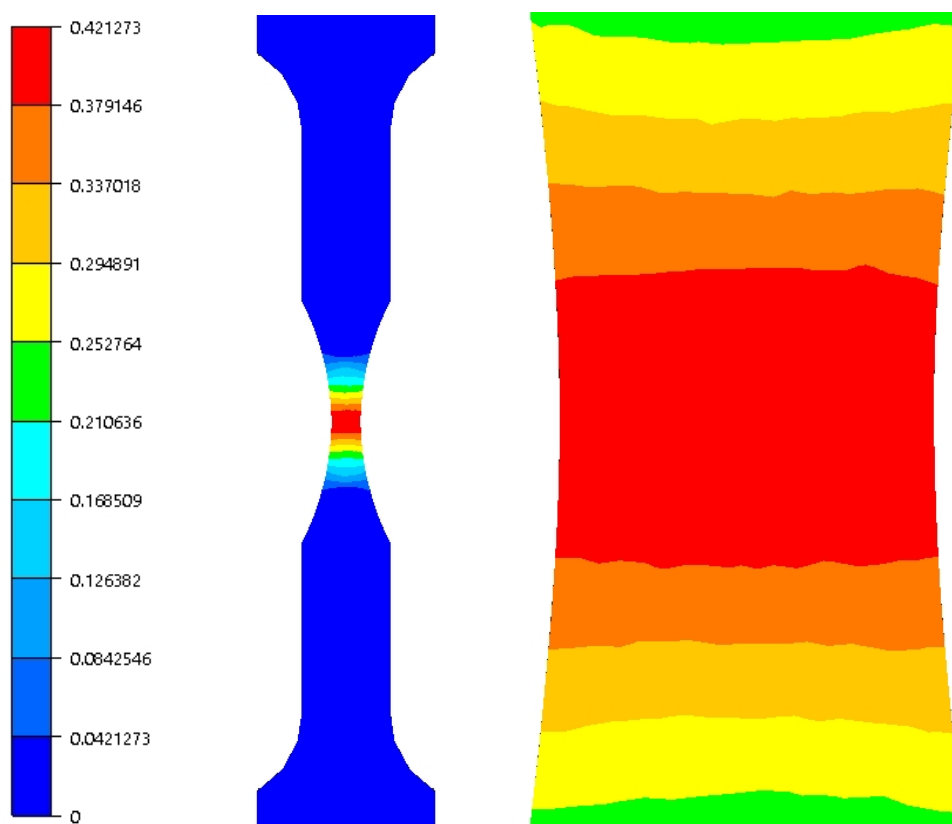
karbu, podczas odkształcenia, dokonano lokalnego zmniejszenia długości boków elementów siatki skończonej. Dodatkowo, wprowadzono symetrycznie strefy przejściowe, w których elementy miały średnią wielkość, co pozwoliło wyeliminować błędy pojawiające się w przypadku, gdy wielkości przyległych elementów tworzących siatkę, znacznie różniły się od siebie pod względem długości. Podczas tworzenia siatki elementów skończonych dla narzędzi roboczych zastosowano siatkę o stałej długości boków elementów skończonych. Warunki tarcia między materiałem, a narzędziami przyjęto jako „bilateral”, co odpowiada zamocowaniu próbek w szczękach podczas rzeczywistego procesu rozciągania. Przyjęto, że prędkość narzędzi roboczych wynika z zadanej prędkości odkształcenia. Na rysunku 113 przedstawiono złożenie zastosowane do modelowania procesu rozciągania próbek wioselkowych z karbem. Jako końcowe wartości, dla których przebiega proces rozciągania wprowadzono wyznaczone wartości wydłużenia granicznego opisane w tabeli 31. Ze względu na charakter rozkładu naprężenia, podczas rozciągania próbek z karbem oraz na miejsce ich zerwania dalszą analizę przeprowadzono dla środkowej części próbki (w osi symetrii karbu).



Rysunek 113. Złożenie modeli narzędzi (1) oraz odkształcanej próbki z karbem (2 – strefa zagęszczenia elementów skończonych) w programie komputerowym

Na rysunku 114 przedstawiono rozkład analizowanego znormalizowanego kryterium Cockrofta – Lathama w momencie zerwania próbek dla badanego brązu. Na podstawie uzyskanych wyników badań numerycznych, jako graniczą wartość

kryterium przyjęto wartość średnią na przekroju poprzecznym charakterystycznym dla określonego wydłużenia krytycznego [144, 145]. Wyznaczona wartość graniczna znormalizowanego kryterium Cockrofta – Lathama wyniosła 0,42.



Rysunek 114. Rozkład znormalizowanego kryterium Cockrofta – Lathama dla procesu rozciągania próbki wiósełkowej z karbem

9.3. Warunki brzegowe przyjęte do procesu ciągnięcia

Modelowanie numeryczne procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym przeprowadzono z wykorzystaniem komercyjnego programu komputerowego Simufact 2023.2. Program do rozwiązania problemu obliczeniowego wykorzystuje metodę elementów skończonych. Proces ciągnięcia rurek wykonano w płaskim stanie odkształcenia jako osiowosymetryczny. Do obliczeń wykorzystano 3600 płaskich elementów czworobocznych o średniej wielkości krawędzi siatki równej 0,15 mm.

Do obliczeń wykorzystano solver MARC opracowany w oparciu o metodę przemieszczenia. Metodologia MARC polega na sztywności układu i opiera się na zależności siła-przemieszczenie (21):

$$K \cdot u = f \quad (21)$$

gdzie K jest macierzą sztywności układu, u jest przemieszczeniem węzłowym, a f jest wektorem siły.

Po rozwiązaniu wektora przemieszczenia u , na podstawie przemieszczenia można obliczyć odkształcenia w każdym elemencie (22):

$$\varepsilon_{el} = \beta \cdot u_{el} \quad (22)$$

Naprężenia w elemencie wyznaczone jest na podstawie relacji naprężenie-odkształcenie jako (23):

$$\sigma_{el} = L \cdot \varepsilon_{el} \quad (23)$$

gdzie: σ_{el} – naprężenie i ε_{el} – odkształcenie w elementach, oraz u_{el} jest wektorem przemieszczenia powiązany z elementem punkty węzłowe; β i L są odpowiednio relacjami odkształcenie – przemieszczenie i naprężenie – odkształcenie.

Zastosowanie programu komputerowego z wykorzystaniem zawartych w nim modeli termo – mechanicznych wymaga zdefiniowania warunków brzegowych, decydujących o poprawności obliczeń numerycznych. Dlatego, szczególny wpływ na wyniki obliczeń mają: właściwości badanego stopu brązu, warunki tarcia oraz parametry kinetyczne i termiczne opisujące proces ciągnięcia.

Do warunków brzegowych należy zaliczyć własności narzędzi oraz własności odkształcanego materiału: naprężenie uplastyczniające, gęstość, ciepło właściwe, temperaturę, pojemność cieplną, współczynniki wymiany ciepła, tarcie, itp.

Do analizy teoretycznej procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym przyjęto następujące dane wejściowe: temperaturę narzędzi – 20°C; temperaturę otoczenia – 20°C; temperaturę rurki – 20°C, współczynnik tarcia – 0,01/0,04/0,07/0,1; współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziem – $\alpha_{narz} = 20000$ [W/(K·m²)]; współczynnik wymiany ciepła między materiałem, a powietrzem – $\alpha_{pow} = 100$ [W/(K·m²)], prędkość ciągnięcia $v = 0,6; 6; 30$ m/min, kąt korka $2\beta = 24, 25, 26, 27, 28, 29^\circ$.

Symulacje komputerowe wykonano dla procesów ciągnięcia rurek na korku swobodnym różniących się kątem korka 2β oraz wielkością współczynnika tarcia. Długość części stożkowej korka swobodnego była stała dla wszystkich wariantów i wynosiła 0,6 mm. Kąt ciągadła był stały dla wszystkich wariantów i wyniósł $2\alpha = 30^\circ$. Długość części kalibrującej ciągadła wynosiła 0,6 mm. Rurkę o wymiarach początkowych $\phi 2,86 \times 0,21$ mm przeciągnięto na wymiar $\phi 2,305 \times 0,198$ mm.

Zastosowanie modelowania numerycznego umożliwiło:

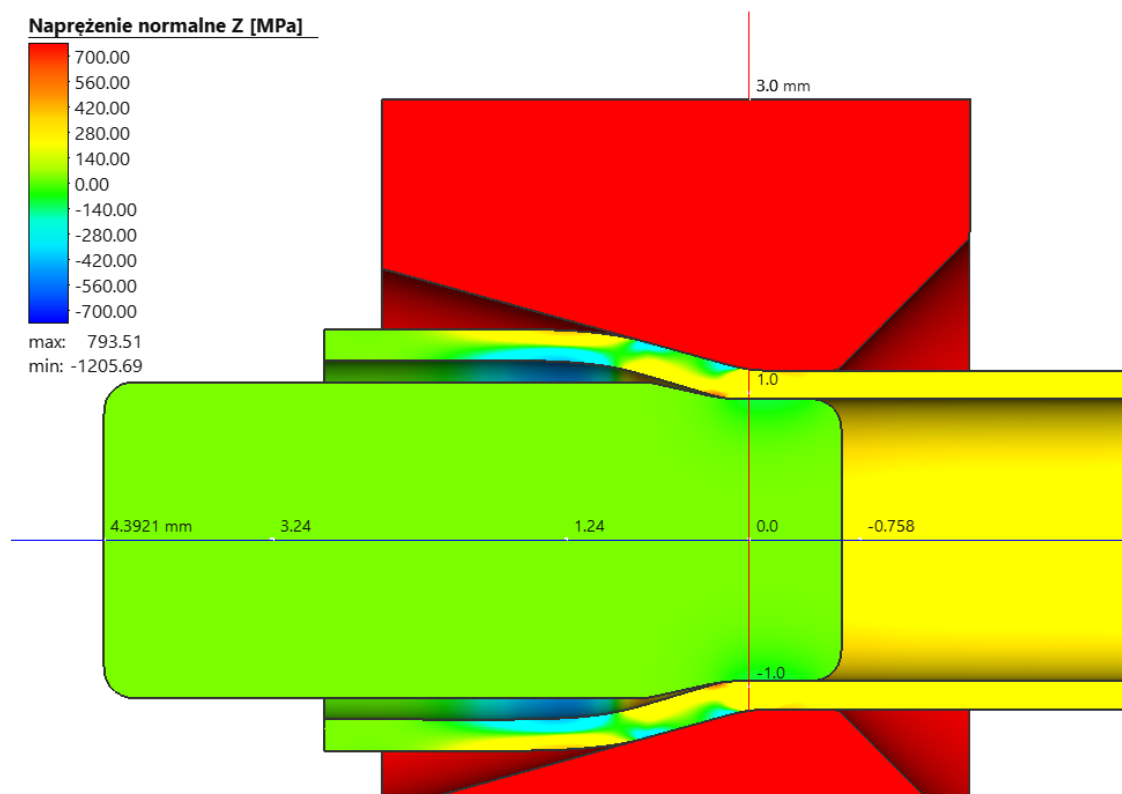
- określenie wpływu technologii ciągnięcia rurek na naprężenia wzdłużne, siłę i naprężenie ciągnięcia,
- określenie wpływu technologii ciągnięcia rurek na nacisk całkowity,
- określenie wpływu technologii ciągnięcia rurek na położenie korka w ciągadle,
- określenie wpływu technologii ciągnięcia rurek na odkształcenia plastyczne,
- określenie wpływu technologii ciągnięcia rurek na rozkład temperatury.

9.4. Analiza wyników symulacji komputerowych procesu ciągnięcia rurek

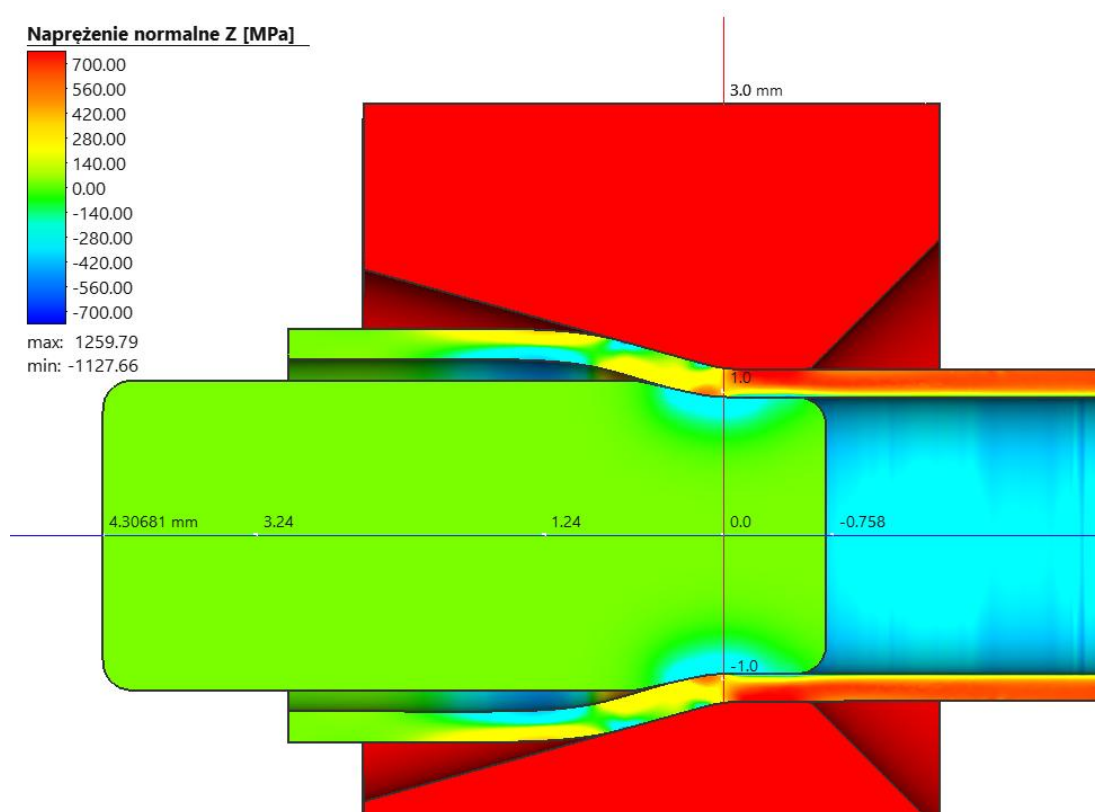
Ciągnięcie rurek na korku swobodnym jest zagadnieniem złożonym, gdyż proces ciągnięcia zależy od geometrii ciągadła i korka. Nieodpowiednie dobranie kąta β korka swobodnego względem geometrii ciągadła, a w szczególności kąta ciągnięcia α powoduje wzrost naprężenia ciągnięcia i zrywanie się rurki podczas jej przeciągania przez ciągadło. Kąty α i β wpływają, m.in. na warunki styku materiału z narzędziem, wymiary geometryczne rurki po ciągnięciu, stan naprężeń i odkształceń, nagrzewanie się narzędzi, smaru i rurki. Stąd w pracy przeprowadzono wieloparametrową analizę teoretyczną procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym.

Podstawowym parametrem określającym stan naprężeń przy ciągnięciu jest rozkład naprężeń wzdłużnych. Na rysunku 116 i 117 przedstawiono rozkład naprężeń wzdłużnych σ_z w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym, przy współczynniku tarcia $\mu = 0,01$ oraz $\mu = 0,1$. Dodatkowo na rysunku 115 przedstawiono przykładowe rozkłady obrazujące wpływ współczynnika tarcia na rozkład naprężeń wzdłużnych σ_z na przekroju poprzecznym rurki. Z danych przedstawionych na rysunku 116 i 117 wynika, że warunki tarcia, przy ciągnięciu rurek na korku swobodnych wpływają istotnie na rozkład naprężeń wzdłużnych. Naprężenia te wzrastają na długości styku ciągadło – rurka – korek i osiągają swoje maksymalne wartości na wyjściu rurki z ciągadła. Zwiększenie współczynnika tarcia z wartości 0,01 odpowiadającej warunkom tarcia płynnego do wartości 0,1 (warunki tarcia suchego), powodują około dwukrotny wzrost naprężeń σ_z w warstwie przypowierzchniowej rurki od strony ciągadła. Współczynnik tarcia wpływa nie tylko na wartość naprężeń wzdłużnych σ_z , ale także na ich charakter. Mianowicie, przy ciągnięciu z małymi współczynnikami tarcia, odpowiadającym bardzo dobrym warunkom smarowania, dominującymi naprężeniami wzdłużnymi na przekroju

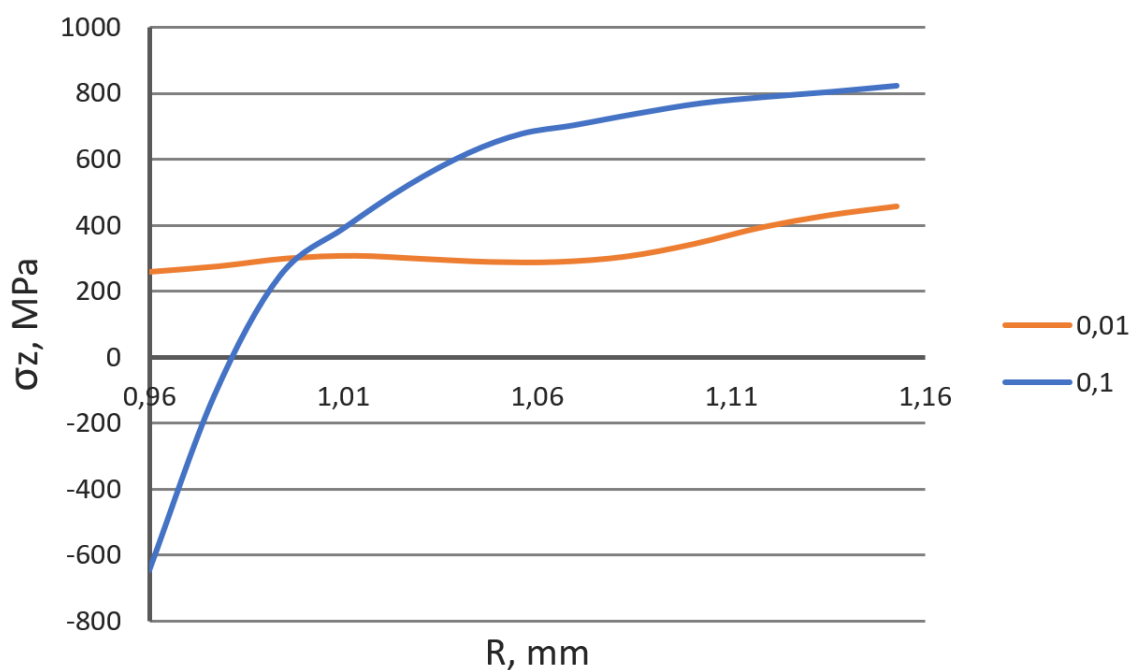
rukki są naprężania rozciągające (rysunek 115). Wzrost tarcia powoduje zmianę rozkładu naprężeń σ_z , to znaczy, w warstwie przypowierzchniowej od strony rury występują naprężenia rozciągające, natomiast od strony korka ściskające (rysunek 116). W konsekwencji, na przekroju ciągniętej rurki występuje nierównomierny rozkład naprężeń wzdłużnych (rysunek 117).



Rysunek 115. Rozkład naprężeń wzdłużnych σ_z w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia: $\mu = 0,01$



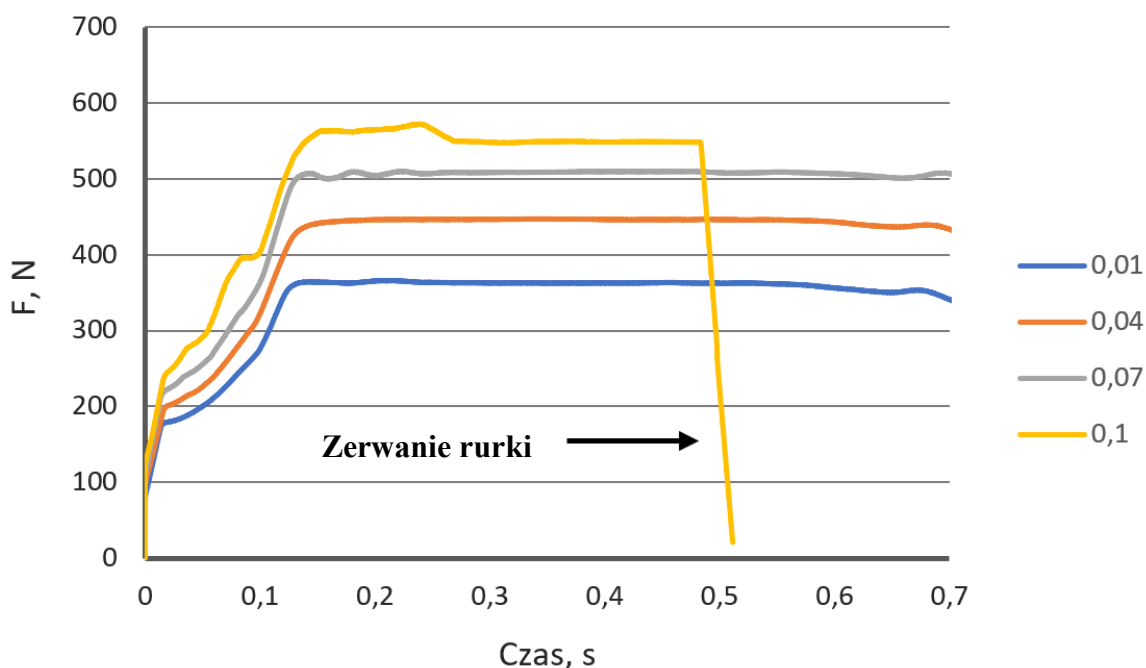
Rysunek 117. Wpływ współczynnik tarcia na rozkład naprężeń wzdłużnych σ_z na przekroju poprzecznym (wyjściu rurki z ciągadła), przy ciągnięciu na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$, z prędkością $v = 30$ m/min



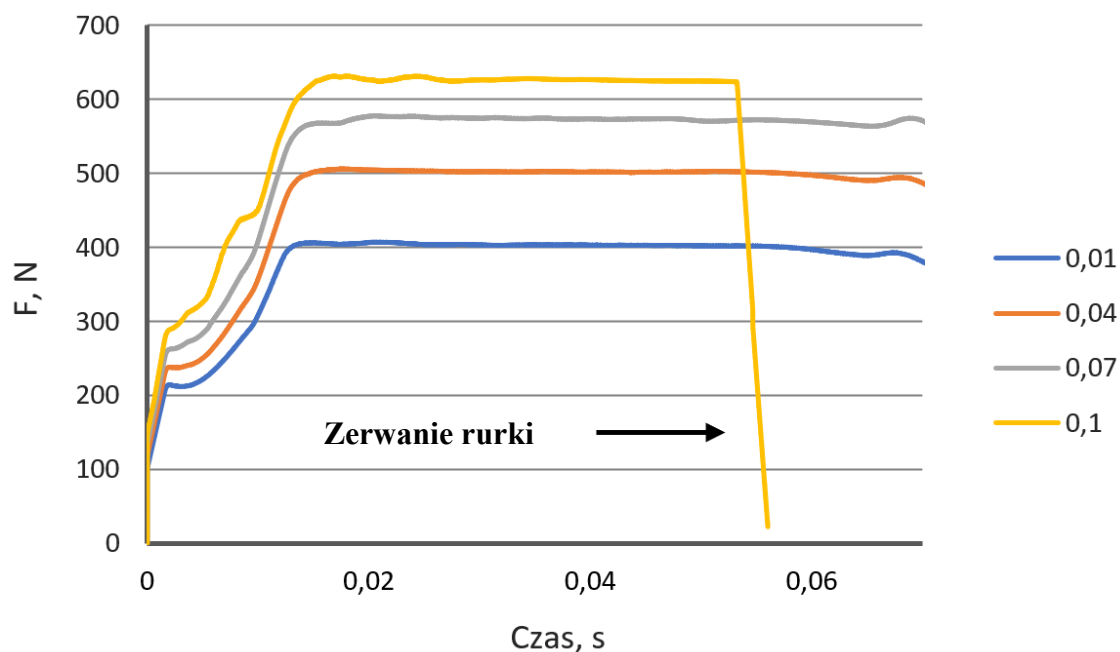
Rysunek 116. Rozkład naprężeń wzdłużnych σ_z w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia: $\mu = 0,1$

W procesie ciągnięcia cienkościennych rurek ze stopu CuBe2 zapewnienie dobrych warunków smarowania umożliwia uzyskanie bardziej równomiernego rozkładu naprężeń wzdłużnych. Przy współczynniku tarcia $\mu = 0,01$ różnice w wartościach σ_z na przekroju rurki wynosiły około 200 MPa (rysunek 115). Zwiększenie współczynnika tarcia do 0,1 spowodowało kilkukrotny wzrost $\Delta\sigma_z$ (od strony ciągadła rozciągające naprężenia wzdłużne $\sigma_z = +800\text{MPa}$, natomiast od strony korka ściskające $\sigma_z = -600\text{MPa}$). Zatem, zwiększenie współczynnika tarcia powoduje dodatkowe wyężenie materiału oraz zwiększa niebezpieczeństwo zerwania rurki podczas procesu ciągnięcia. Wypadkową naprężeń wzdłużnych σ_z jest naprężenie ciągnięcia, parametr najczęściej stosowany w literaturze do oceny efektywności procesu ciągnięcia [139].

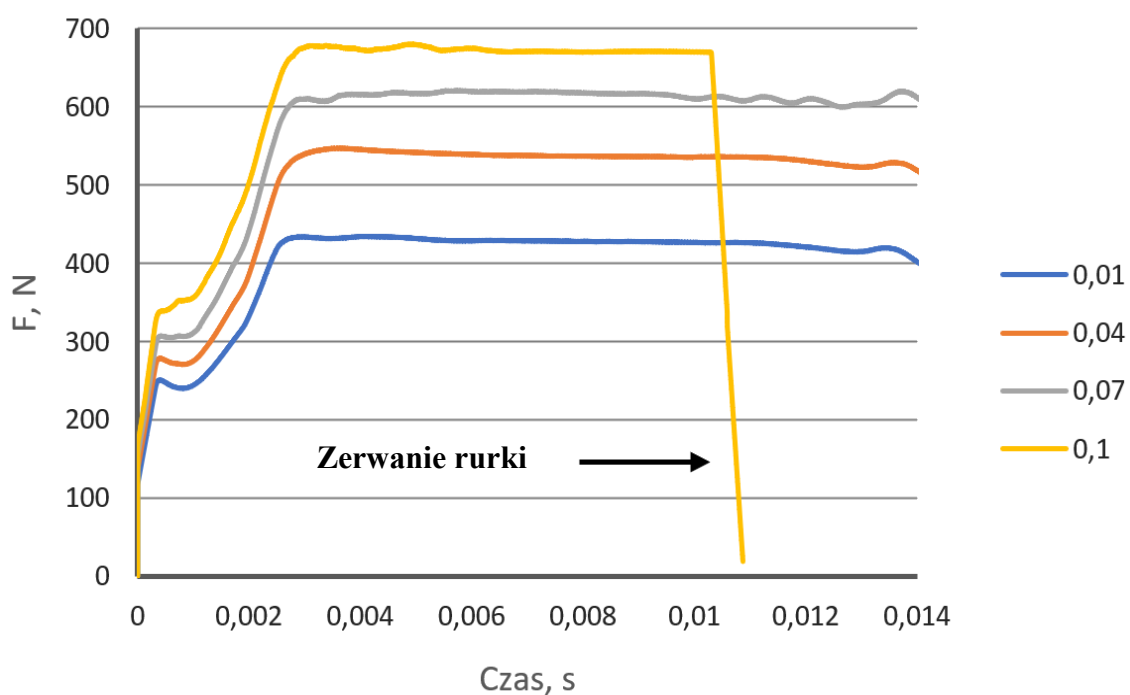
W związku z powyższym, w pracy w pierwszej kolejności określono wpływ technologii ciągnięcia rurek na korku swobodnym na siłę ciągnięcia, a następnie porównano wyniki badań z symulacji komputerowych z tymi otrzymanymi metodą eksperymentalną. Na rysunkach 118 – 120 przedstawiono wyniki obliczeń dotyczących wpływu warunków tarcia na siłę ciągnięcia.



Rysunek 118. Wpływ współczynnika tarcia na siłę ciągnięcia rurek z prędkością 0,6 m/min; $2\beta = 25^\circ$



Rysunek 119. Wpływ współczynnik tarcia na siłę ciągnięcia rurek
z prędkością 6 m/min; $2\beta = 25^\circ$

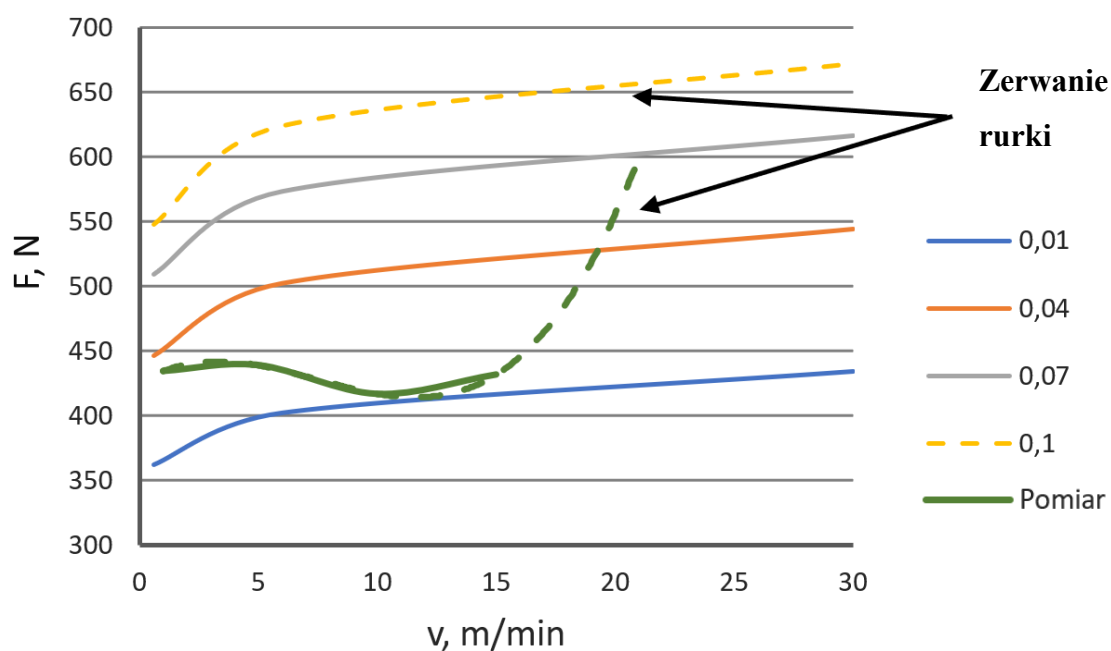


Rysunek 120. Wpływ współczynnik tarcia na siłę ciągnięcia rurek
z prędkością 30 m/min; $2\beta = 25^\circ$

Z danych przedstawionych na rysunkach 118 – 120 wynika, że współczynnik tarcia wpływa istotnie na siłę ciągnięcia. Wykazano, że niezależnie od prędkości ciągnięcia, zwiększenie współczynnika tarcia z 0,01 do 0,1 spowodowało wzrost siły ciągnięcia i wyężenia materiału o ponad 30%. Symulacje komputerowe wykazały,

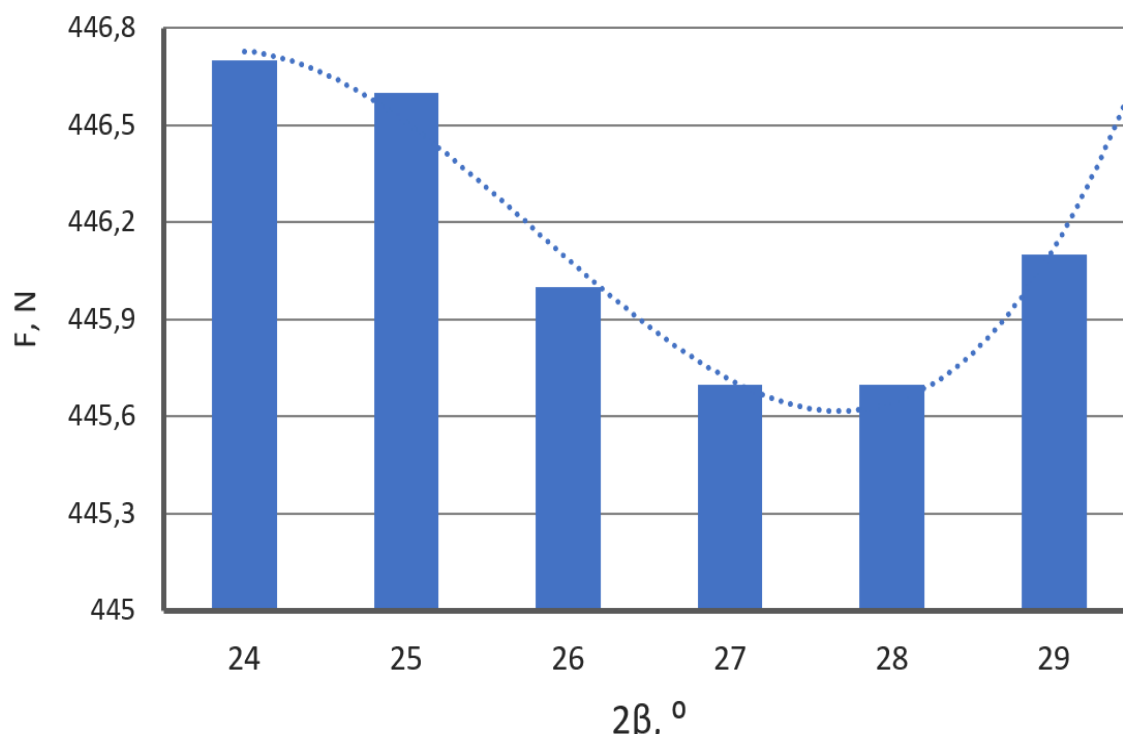
że przy współczynniku tarcia $\mu = 0,1$, niezależnie od prędkości ciągnięcia i geometrii korka, występuje zerwanie rurki. W procesie ciągnięcia rurek wartość współczynnika tarcia $\mu = 0,1$ odpowiada warunkom zbliżonym do tarcia suchego. W rzeczywistym procesie ciągnięcia w celu zmniejszenia sił tarcia na styku ciągadło – rurka – korek swobodny stosuje się smary, najczęściej oleje mineralne. Natomiast jeśli chodzi o współczynnik tarcia $\mu = 0,01$, odpowiada on warunkom tarcia płynnego (ciągnięcie hydrodynamiczne). Zatem, w procesie ciągnięcia rurek w ciągadłach konwencjonalnych, przy zastosowaniu smarów gwarantującym co najmniej względnie dobre warunki smarowania, współczynnik tarcia waha się zazwyczaj w zakresie 0,04 – 0,07.

Przeprowadzone symulacje komputerowe wykazały, że do parametrów procesowych wpływających istotnie na wyężenie materiału zalicza się prędkość ciągnięcia. Wzrost prędkości ciągnięcia z 0,6 m/min do prędkości 30 m/min spowodował około 25% wzrost siły ciągnięcia, rysunek 121. Z powyższego wynika, że przy stałej wartości współczynnika tarcia, wzrost prędkości ciągnięcia rurek ze stopu CuBe2 powoduje zwiększenie oporu odkształcenia plastycznego. Stąd w badaniach przemysłowych, przy małych prędkościach ciągnięcia (1 m/min) mniejsze znaczenie odgrywał rodzaj środka smarnego. Wzrost prędkości ciągnięcia powoduje z jednej strony zwiększenie oporu odkształcenia, z drugiej zaś strony, w określonym zakresie może poprawić warunki smarowania. Z rysunku 121 wynika, przy ciągnięciu przemysłowym cienkich rurek o średnicy zewnętrznej poniżej 3 mm i grubości ścianki około 0,2 mm wzrost prędkości z 0,6 m/min do 10 m/min powoduje spadek siły ciągnięcia, co świadczy o poprawie warunków smarowania i obniżeniu współczynnika tarcia. Dalszy wzrost prędkości ciągnięcia skutkuje bardzo szybkim przyrostem siły ciągnięcia i zrywaniem rurek. Zdaniem autora spowodowane jest to spadkiem grubości filmu smaru na powierzchni ciągnionych rurek, wzrostem pracy sił tarcia i odkształcenia plastycznego. Grubość filmu smaru zależy m.in. od ciśnienia smaru w strefie odkształcenia, współczynnika dynamicznego lepkości smaru, temperatury oraz geometrii narzędzi i prędkości ciągnięcia.



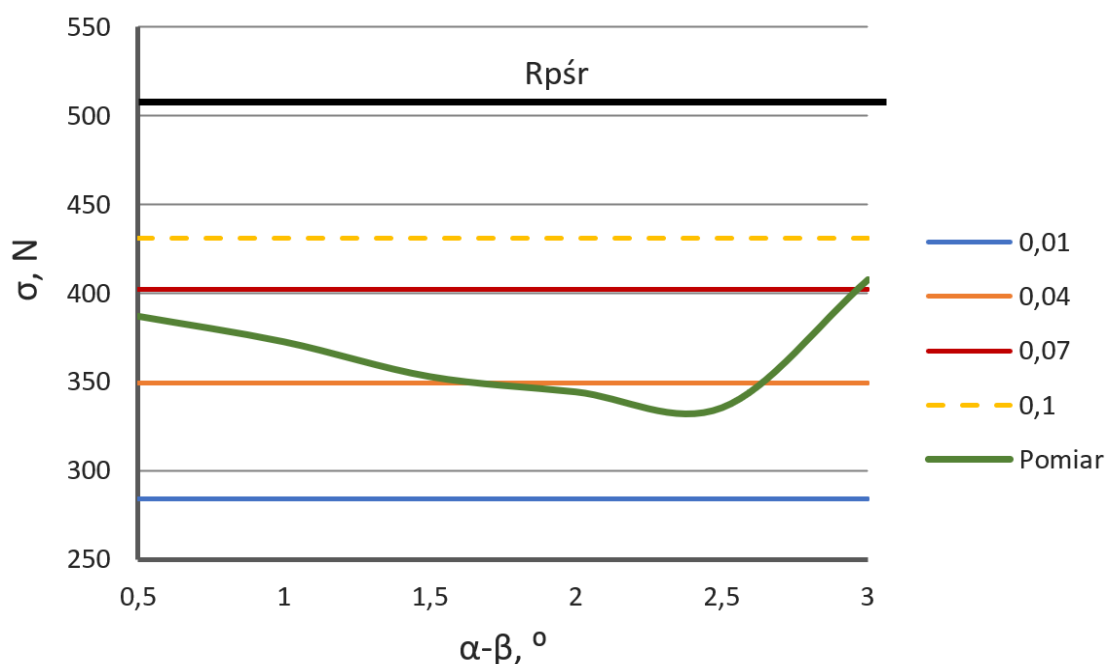
Rysunek 121. Wpływ prędkości ciągnięcia na siłę ciągnięcia rurek, gdzie 0,1 – 0,01 współczynnik tarcia, pomiar – wartość zmierzona doświadczalnie

Przeprowadzone obliczenia numeryczne, nie wykazały natomiast istotnego wpływu kąta 2β na wartość siły ciągnięcia. Różnice w uzyskanych wartościach siły, w zakresie kątów, nie przekraczały 1N i mieściły się w granicy błędu obliczeniowego, rysunek 122.



Rysunek 122. Wpływ kąta 2β na siłę ciągnięcia rurek z prędkością 0,6 m/min; $\mu = 0,04$

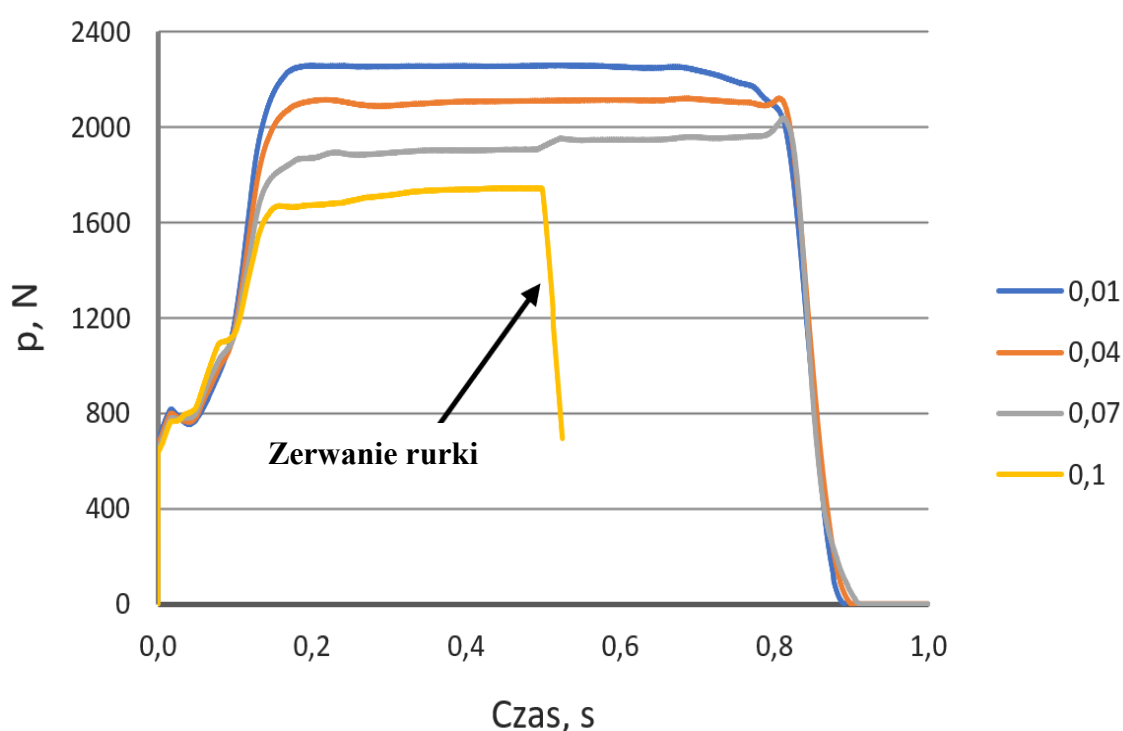
W związku z powyższym, w pracy porównano teoretyczne naprężenia ciągnięcia (dla różnych współczynników tarcia, przy prędkości ciągnięcia 0,6 m/min) z eksperymentalnymi pomiarami naprężeń podczas industrialnych prób ciągnięcia, rysunek 123. Dodatkowo na wykresie naniesiono linię obrazującą wartość średniej granicy plastyczności rurek ze stopu CuBe2 przed i po procesie ciągnięcia.



Rysunek 123. Wpływ różnicy kąta $\alpha - \beta$ na naprężenie ciągnięcia, gdzie: 0,01 – 0,1 oznacza teoretyczne naprężenie ciągnięcia przy różnych wartościach współczynnika tarcia, $R_{pśr}$ – średnia wartość umownej granicy plastyczności rurek ze stopu CuBe2

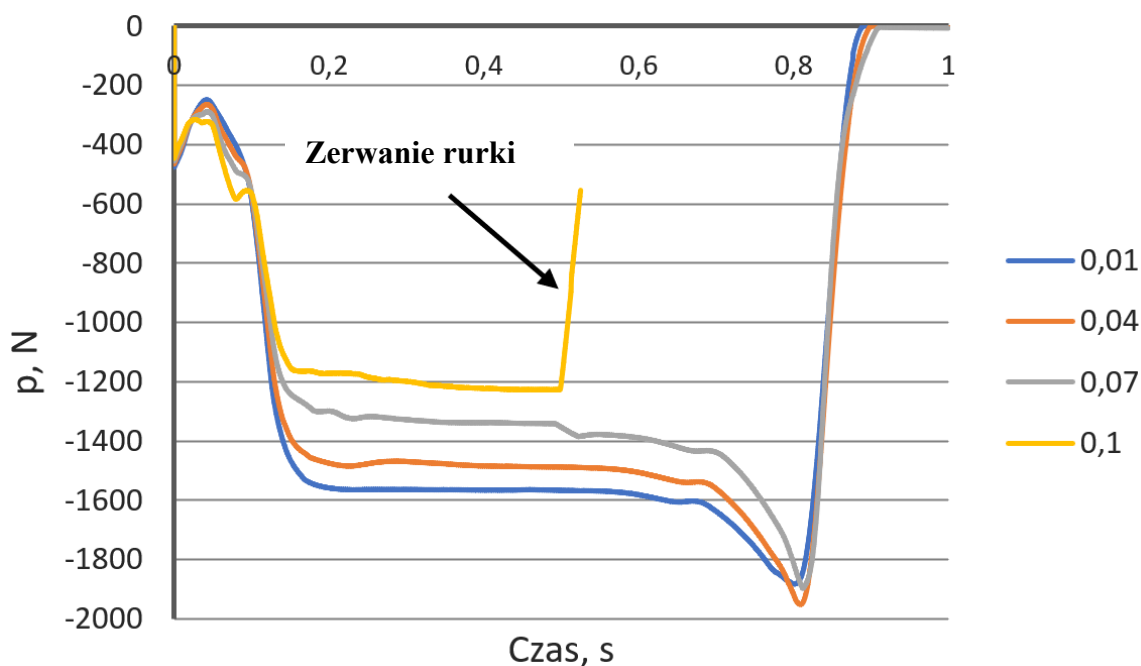
Z danych przedstawionych na rysunku 123 wynika, że w symulacjach komputerowych, w analizowanym zakresie współczynników tarcia, kąt 2β korka wpływa w stopniu nieznacznym na naprężenie ciągnięcia. Natomiast w rzeczywistych procesach ciągnięcia przemysłowego cienkościennych rurek, kąt 2β wpływa istotnie na naprężenie ciągnięcia (pomiar). Zdaniem autora, powstałe różnice pomiędzy symulacjami, a rzeczywistym procesem ciągnięcia należy wiązać z warunkami tarcia. W symulacjach przyjmuje się stałą wartość współczynnika tarcia, natomiast w ciągarni podczas ciągnięcia siła ciągnięcia jest zmienna. W zależności od geometrii korka i ciągadła występuje różna wysokość szczeliny pomiędzy ciągadłem, rurką a korkiem. Do szczeliny tej dostarczany jest smar. W zależności od parametrów procesu ciągnięcia zmienia się ilość dostarczanego smaru do obszaru odkształcenia plastycznego. Przy określonej geometrii narzędzi i prędkości ciągnięcia uzyskuje się optymalną lepkość smaru, gwarantującą nałożenie filmu smaru na powierzchnię rury.

Podsumowując, badania teoretyczne i doświadczalne, można stwierdzić, że w analizowanym procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym, w zależności od geometrii narzędzi i prędkości ciągnięcia, wartość współczynnika tarcia wynosi od 0,03 do 0,07. Po przekroczeniu granicznej wartości współczynnika tarcia $\mu = 0,07$, przy stosunku naprężenia ciągnięcia do średniej wartości granicy plastyczności $\sigma/R_{p\dot{s}r} = 0,8$, następuje zrywanie rurek. Przeprowadzone w pracy badania potwierdziły wpływ technologii ciągnięcia na rozkład naprężeń wzdłużnych. Stąd, w pracy przeprowadzono także analizę wpływu warunków tarcia, kąta 2β i prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity. Wyniki obliczeń numerycznych przedstawiono na rysunkach 124 – 129.



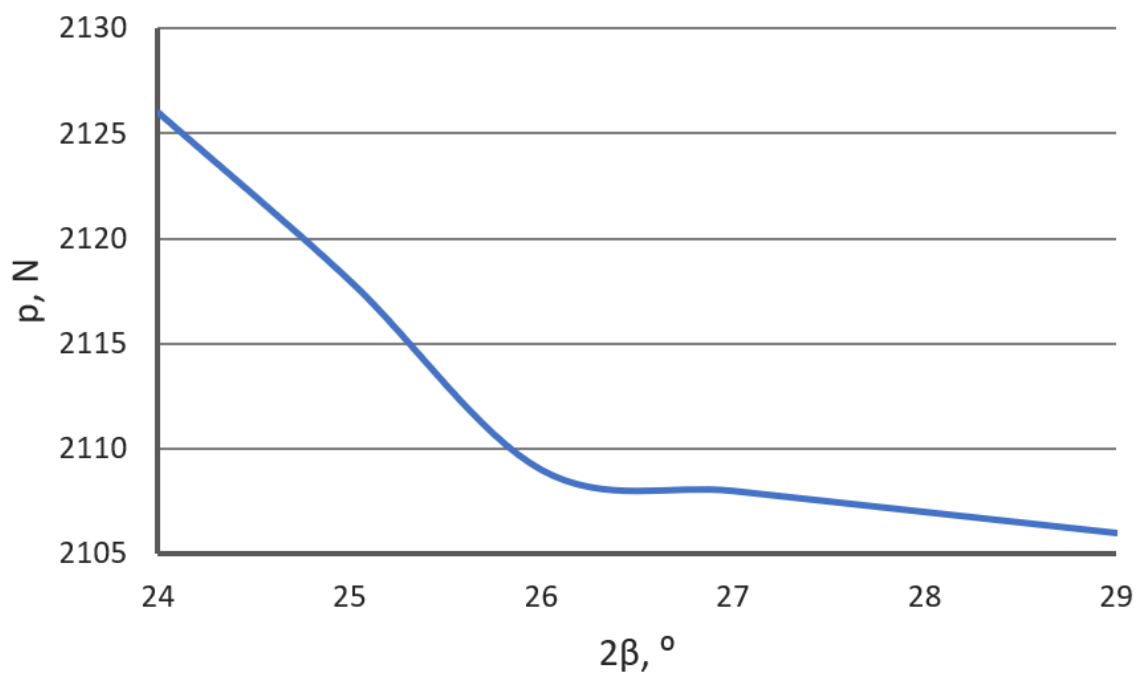
Rysunek 124. Wpływ współczynnika tarcia na nacisk całkowity na ciągnadło;

$$v = 0,6 \text{ m/min}; 2\beta = 25^\circ$$

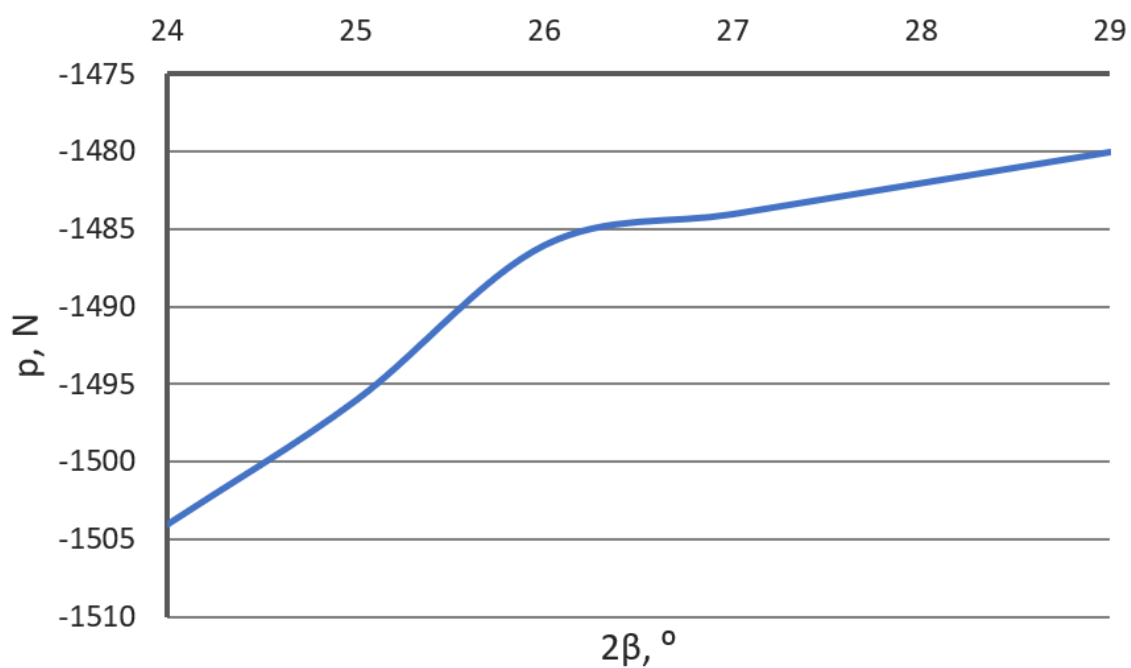


Rysunek 125. Wpływ współczynnika tarcia na nacisk całkowity na korek;
 $v = 0,6 \text{ m/min}$; $2\beta = 25^\circ$

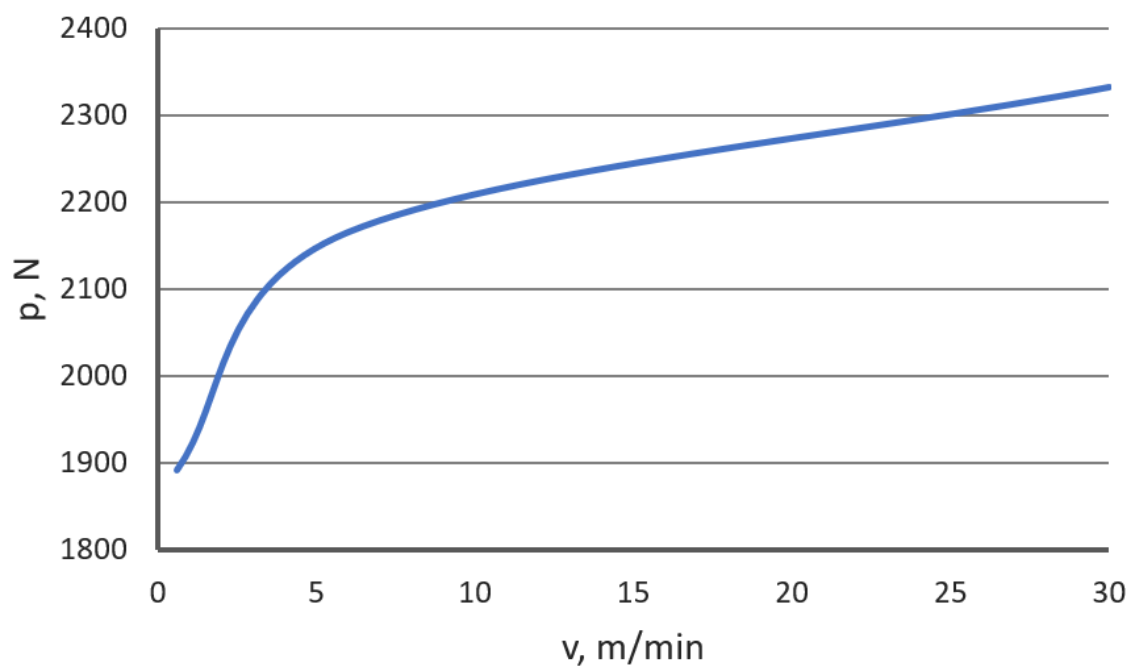
Analizując dane zawarte na rysunkach 124 oraz 125, można stwierdzić, że warunki tarcia w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym, wpływają istotnie na nacisk materiału na narzędzia. Wraz ze wzrostem współczynnika tarcia, zmniejsza się nacisk na ciągnadło i korek. Zwiększanie współczynnika tarcia z 0,01 do 0,1 spowodowało spadek nacisku całkowitego o ponad 25%. Związane jest to z około 30% wzrostem siły ciągnięcia, który przyczynił się do odciągnięcia rurki od powierzchni narzędzi, co spowodowało spadek nacisku całkowitego (szczególnie przy współczynniku tarcia 0,1). Nie mniej dla analizowanych warunków ciągnięcia zbyt duży przyrost naprężeń wzdłużnych doprowadził do zerwania rurki w procesie ciągnięcia. Analiza numeryczna wykazała także, że niezależnie od warunków tarcia i geometrii narzędzi, nacisk całkowity na ciągnadło jest wyższy o ponad 35% od nacisku na korek. Pole powierzchni zewnętrznej rurki od strony ciągnadła jest większe od pola powierzchni rurki wewnątrz stąd odnotowano większy nacisk całkowity od strony korka.



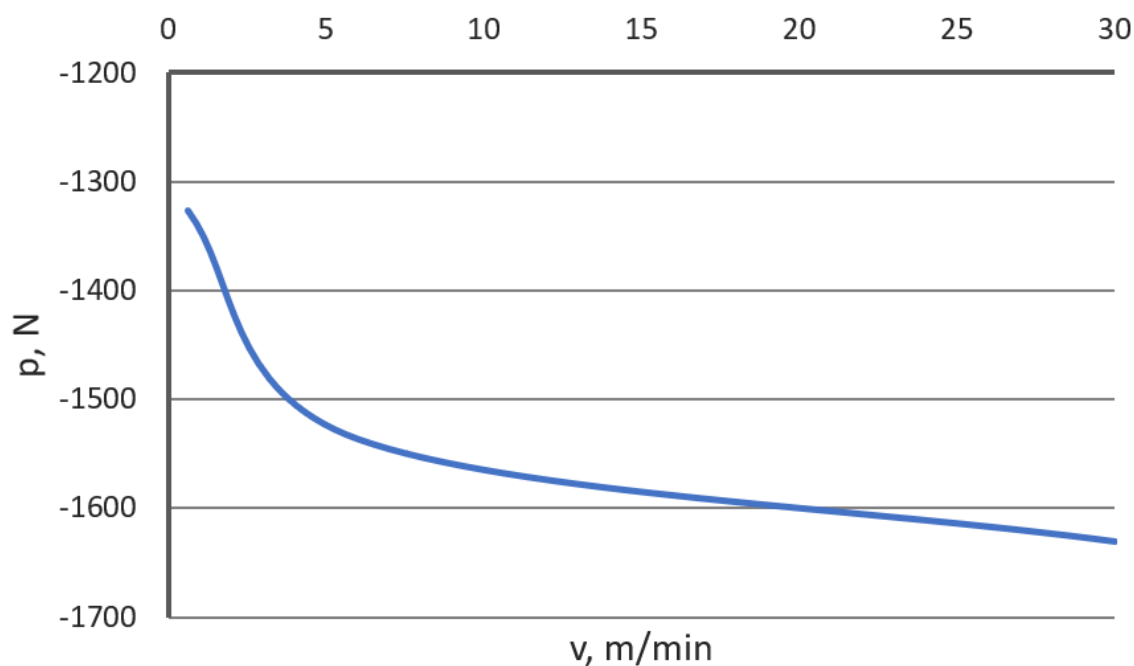
Rysunek 126. Wpływ kąta 2β na nacisk całkowity na ciągadło; $v = 0,6 \text{ m/min}$, $\mu = 0,04$



Rysunek 127. Wpływ kąta 2β na nacisk całkowity na korek; $v = 0,6 \text{ m/min}$, $\mu = 0,04$



Rysunek 128. Wpływ prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity na ciągadło; $2\beta = 25^\circ$,
 $\mu = 0,07$



Rysunek 129. Wpływ prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity na korek; $2\beta = 25^\circ$,
 $\mu = 0,07$

Przeprowadzone w pracy obliczenia wykazały, nieznaczny bo wynoszący poniżej 2%, wpływ kąta 2β na wartość nacisku całkowitego (rysunek 126 i rysunek 127). Nacisk całkowity w procesie ciągnięcia rurek zależy od oporów odkształcenia i oporów

sił tarcia. Z jednej strony, małe wartości kąta 2β spowodowały łagodniejsze odkształcanie rurki i mniejszy opór odkształcenia (mniejszy nacisk jednostkowy), z drugiej zaś strony zwiększyły powierzchnię styku ciągadło – rurka – korek, co wpływa na wzrost nacisku całkowitego. Stąd tak małe różnice pomiędzy analizowanymi wariantami ciągnięcia ($2\beta = 24 - 25^\circ$).

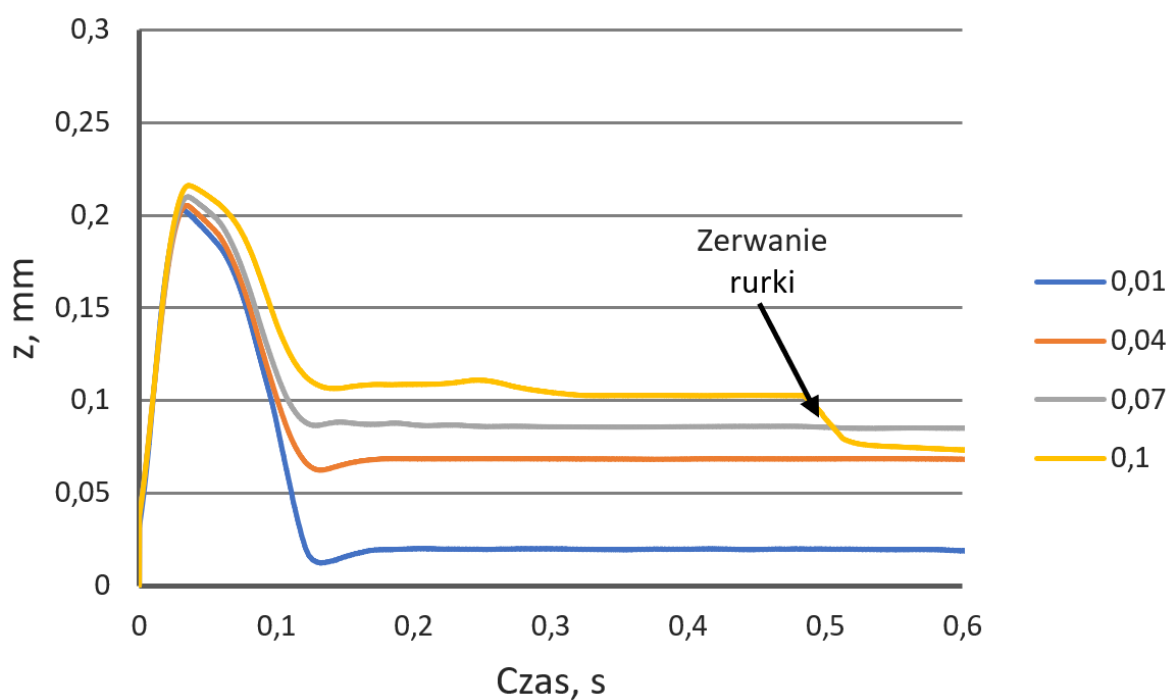
W przemysłowym procesie ciągnięcia, wpływ kąta korka 2β na nacisk całkowity zależy również od zmiennych warunków tarcia i smarowania, co potwierdzają pośrednio rysunki 128 i 129. Stąd, zdaniem autora, w rzeczywistym procesie ciągnięcia rurek ultracienkich kąt 2β korka wpływa znacząco na wartość nacisku całkowitego.

Przeprowadzone symulacje wykazały natomiast istotny wpływ prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity. Zwiększenie prędkości ciągnięcia z 1 do 30 m/min wpłynęło na 23% wzrost nacisku na ciągadło i korek. Krzywe obrazujące tę zmianę (rysunek 128 i 129), nie są funkcjami liniowymi, przyjmują raczej charakter funkcji wykładniczej. Przy małych prędkościach ciągnięcia, zwiększenie prędkości o 4 m/min (ciągnięcie z 1 do 5 m/min) spowodowało wzrost nacisku całkowitego o 250 N – 13%, natomiast wzrost prędkości ciągnięcia z 10 do 30 m/min (wzrost o 20 m/min) przyczynił się do wzrostu nacisku na ciągadło o 130 N – 5%.

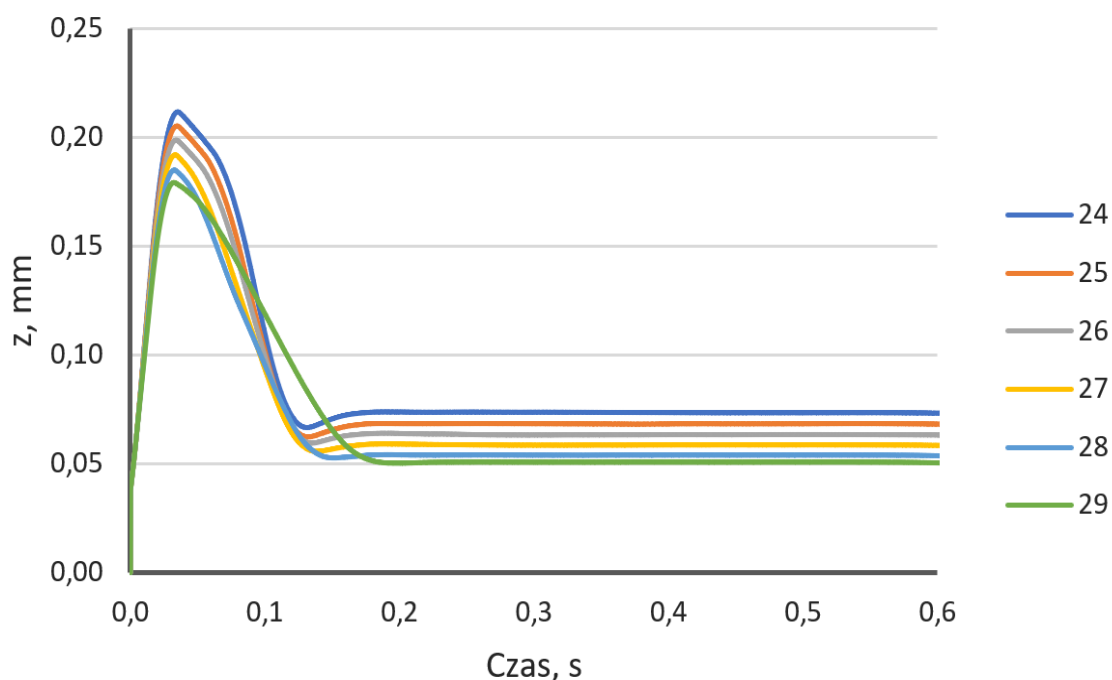
Podobne tendencje zaobserwowano również dla nacisków całkowitych na korek podczas symulacji procesu ciągnięcia. Wzrost nacisku całkowitego w procesie ciągnięcia ultracienkich rurek z dużymi prędkościami (rzędu 20 m/min), należy wiązać ze zwiększeniem naprężenia uplastyczniającego stopu CuBe2 (σ_p , rysunek 108). Zwiększenie naprężenia uplastyczniającego stopu CuBe2 w procesie ciągnięcia spowodowało wzrost oporu odkształcenia i sił działających na korek i ciągadło, stąd odnotowany w pracy istotny wpływ prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity.

Przedstawione na rysunkach 128 i 129 naciski całkowite w funkcji prędkości ciągnięcia, odnoszą się do stałych warunków tarcia ($\mu = 0,07$). Natomiast w rzeczywistym procesie ciągnięcia, współczynnik tarcia charakteryzuje się zmienną wartością, która wynika ze zmiany warunków ciągnięcia (ilość i własności reologiczne smaru). Stąd przypuszcza się, że przy ciągnięciu z prędkością 6 m/min współczynnik tarcia może wynosić 0,04, a przy $v = 16$ m/min może wynieść 0,08.

Kolejnym zagadnieniem opisanym w pracy będzie analiza położenia korka w ciągadle podczas procesu ciągnięcia rurek. Zagadnienie to jest istotne z punktu widzenia efektywności procesu ciągnięcia. Nieodpowiednie ułożenie się korka podczas procesu ciągnięcia, może przyczynić się do zerwania rurek. Stąd, w pracy przedstawiono wykresy obrazujące wpływ współczynnika tarcia i kąta 2β korka na jego położenie w ciągadle, rysunek 130 i 131.



Rysunek 130. Wpływ współczynnika tarcia na położenie korka w ciągadle;
 $v = 0,6 \text{ m/min}$; $2\beta = 25^\circ$



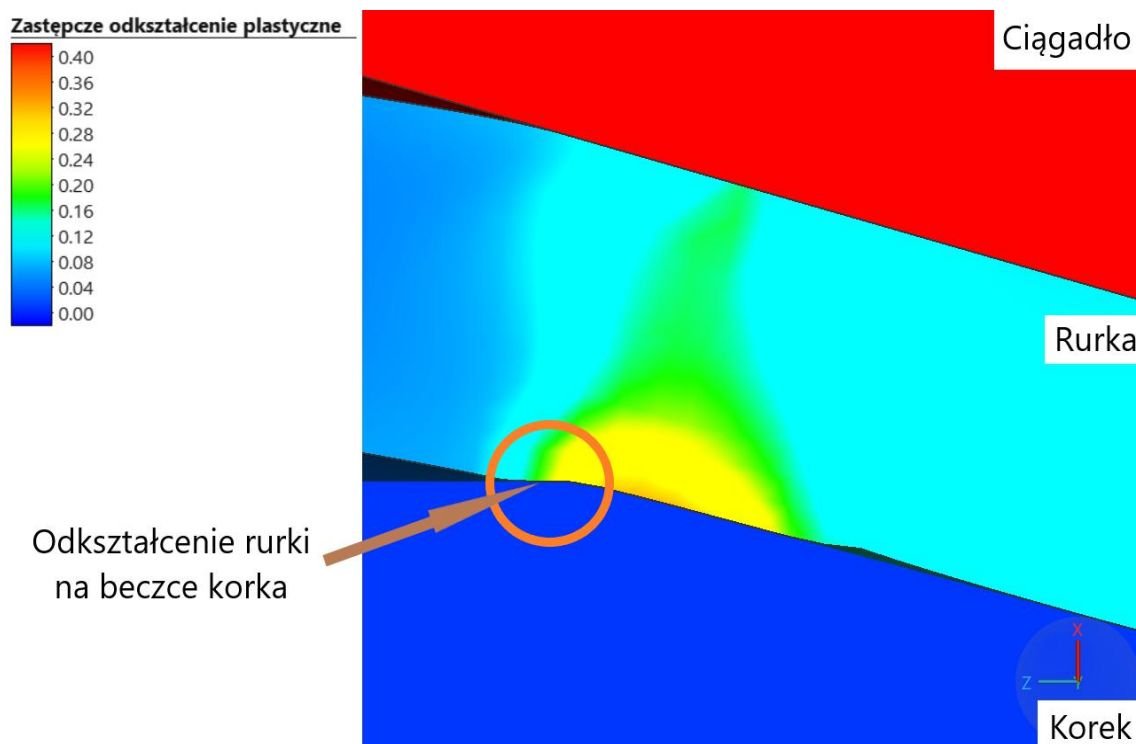
Rysunek 131. Wpływ kąta 2β na położenie korka w ciągadle $v = 0,6$ m/min;
 $\mu = 0,04$

Podczas ciągnięcia, korek swobodny znajduje się w stanie równowagi z możliwością przesunięcia się wzdłuż osi ciągnięcia. W strefie odkształcenia na korek swobodny działają siły nacisku normalnego, siły tarcia i siły bezwładności związane z przyspieszeniem lub opóźnieniem korka, przy przemieszczaniu się w kierunku zgodnym, lub przeciwnym w kierunku ciągnięcia [41, 42]. Korek musi być w stanie równowagi, stąd suma sił działających na korek jest równa 0. Przemieszczanie się korka w kierunku ciągnięcia (z) oraz kierunku przeciwnym można zaobserwować na rysunkach 130 oraz 131. W początkowej fazie następuje przemieszczenie o 0,2 mm korka w kierunku ciągnięcia i jego stabilizacja w położeniu zależnym od przyjętej technologii ciągnięcia. Przeprowadzone badania wykazały, że przemieszczanie się korka w ciągadle zależą od wartości współczynnika tarcia (rysunek 130) oraz kąta stożka 2β korka (rysunek 131).

Z danych pokazanych na rysunku 131 wynika, że współczynnik tarcia ma wpływ na położenie korka w ciągadle w warunkach ustabilizowanego procesu ciągnięcia. Przy współczynniku tarcia 0,01 położenie korka wynosiło 0,02 mm. Natomiast przy współczynniku tarcia 0,1 położenie to wynosiło 0,1 mm w stosunku do pozycji początkowej korka. Zatem można przyjąć, że im wyższy współczynnik tarcia, tym w większym stopniu korek jest wciągany do ciągadła.

Drugim istotnym parametrem w procesie ciągnięcia na korku swobodnym, obok współczynnika tarcia, jest parametr 2β korka. Z rysunku 131 wynika, że im mniejszy kąt 2β korka, tym korek względem ciągadła jest bardziej wciągnięty.

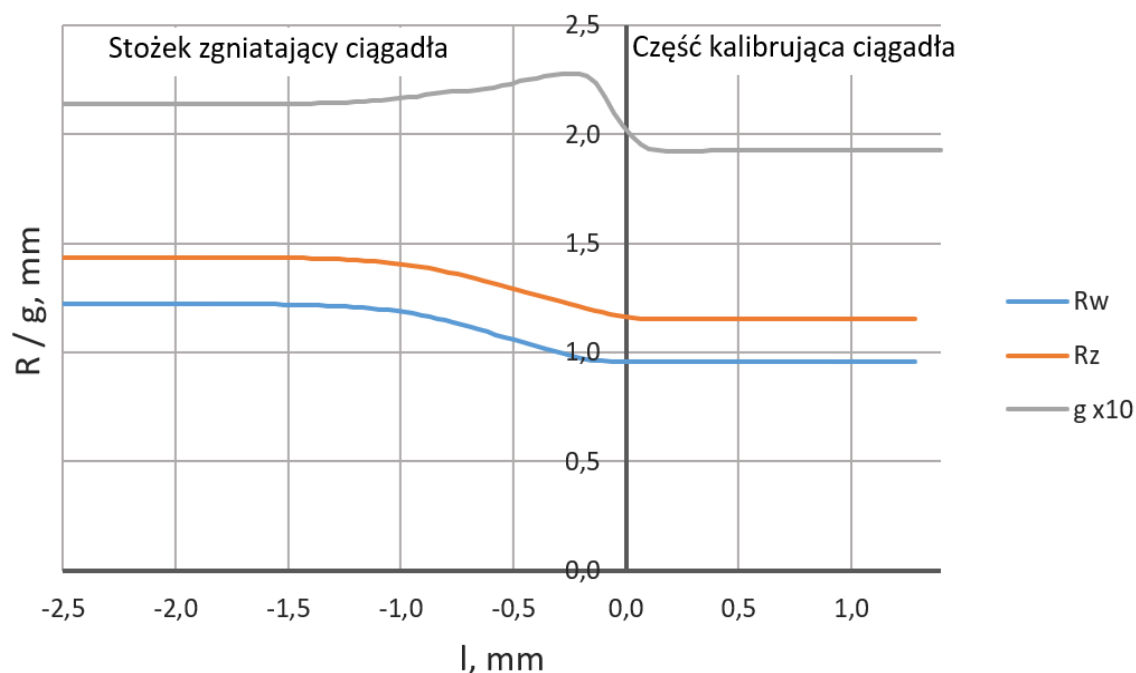
W początkowej fazie ciągnięcia jak wynika z rysunku 130 i 131, korek przemieszcza się o 0,2 mm w kierunku ciągadła, stąd w początkowej fazie procesu ciągnięcia następuje odkształcenie rurki, nie tylko w części stożkowej korka, ale również na części cylindrycznej (beczce korka), co można zaobserwować na rysunku 132.



Rysunek 132. Położenie korka w początkowej fazie ciągnięcia; $v = 0,6$ m/min; $2\beta = 25^\circ$,
 $\mu = 0,1$

Stąd, w początkowej fazie ciągnięcia występuje dodatkowe odkształcenie, powodujące wzrost siły ciągnięcia. Układ sił występujący w ciągadle dąży do utrzymania równowagi, stąd cofnięcie korka dostosowujące go do istniejących warunków ciągnięcia. Wraz ze wzrostem współczynnika tarcia i spadku wartości kąta 2β korka, podatność na przemieszczanie się korka w stronę ciągadła zwiększa się, co może doprowadzić do wzrostu całkowitego odkształcenia plastycznego rurki, spowodowanego jej odkształceniem na części cylindrycznej korka, w konsekwencji wzrośnie siła ciągnięcia, blisko umownej granicy plastyczności stopu oraz do zerwania rurki.

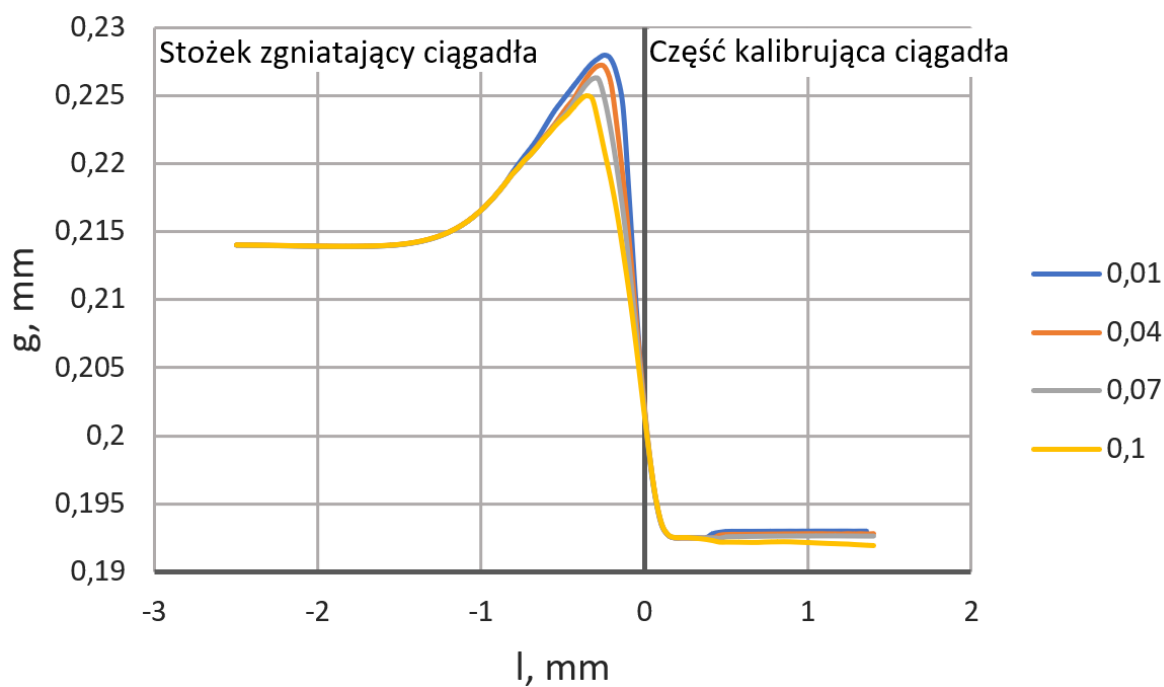
W związku z powyższym warto zwrócić uwagę na zmianę geometrii rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem, rysunek 133.



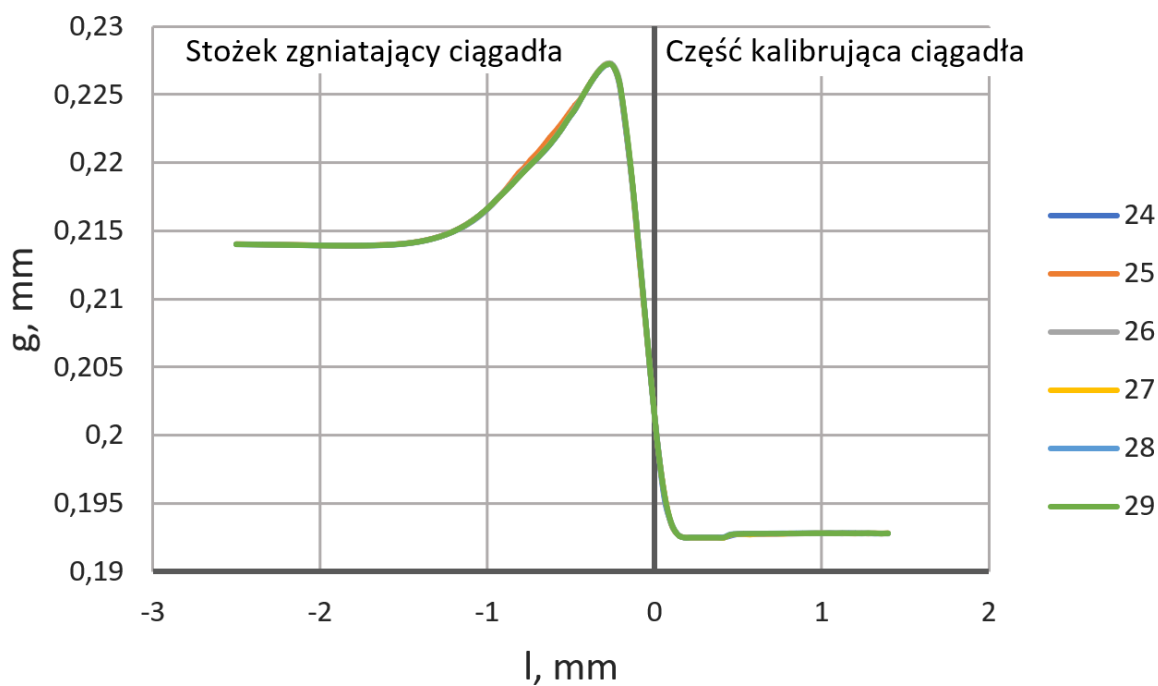
Rysunek 133. Zmiana geometrii rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem;
 $v = 0,6 \text{ m/min}$; $2\beta = 29^\circ$, $\mu = 0,01$

Z danych przedstawionych na rysunku 133 wynika, że w ustabilizowanym procesie ciągnięcia (położenie korka w pozycji ustalonej), następuje pogrubienie ścianki rurki. Maksymalną grubość ścianki rurki stwierdzono w stożku zgniatającym ciągadła. W odległości około 0,2 mm od wejścia do części kalibrującej ciągadła. Najbardziej intensywna redukcja średnicy rurki występuje w obszarze wejścia rurki do części kalibrującej ciągadła, gdzie następuje kalibrowanie wymiarów końcowych rurki.

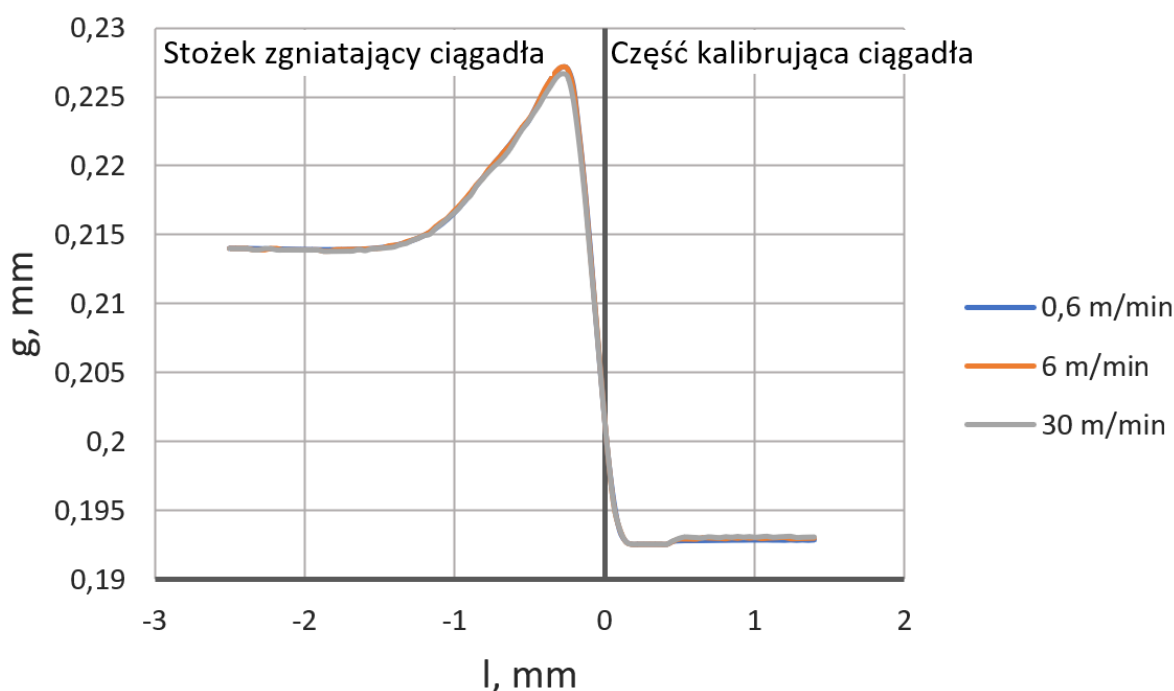
W celu pełniejszej analizy procesu ciągnięcia na zmianę grubości ścianki rurki, w pracy przeprowadzono analizę wpływu technologii ciągnięcia na wyżej wymieniony parametr, wyniki obliczeń przedstawiono na rysunkach od 134 do 136.



Rysunek 134. Wpływ współczynnika tarcia na zmianę grubości ścianki rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem; $v = 0,6 \text{ m/min}$, $2\beta = 29^\circ$



Rysunek 135. Wpływ kąta 2β na zmianę grubości ścianki rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem; $v = 6 \text{ m/min}$, $\mu = 0,01$



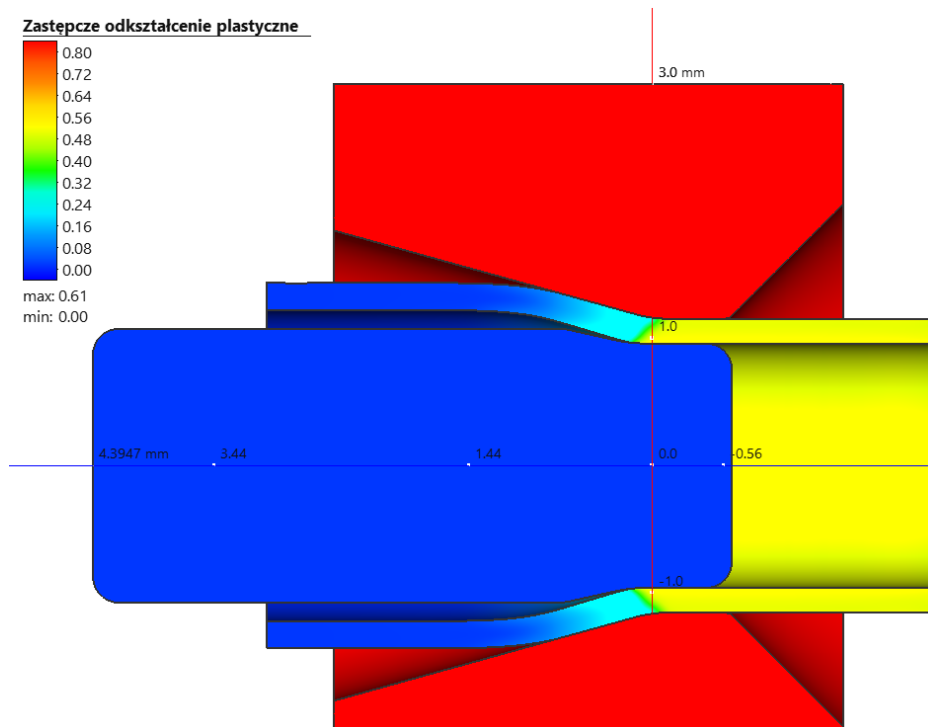
Rysunek 136. Wpływ prędkości ciągnięcia na zmianę grubości ścianki rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem; $v = 6 \text{ m/min}$, $\mu = 0,01$

Wyniki modelowania numerycznego wykazały istotny wpływ współczynnika tarcia na grubość ścianki rurki, na długości styku z ciągadłem i korkiem, rysunek 134. Zmniejszanie współczynnika tarcia $\mu = 0,1$ do wartości $\mu = 0,01$ spowodowało przyrost grubości ścianki rurki o $0,003 \text{ mm}$, co stanowi $1,3\%$. Natomiast w płaszczyźnie przejścia z części zgniatającej, w kalibrującą ciągadła, grubości ścianek ujednoliciły się dla każdego z badanych wariantów, osiągając swoje minimum w części kalibrującej ciągadła. Stwierdzono również, że rurki ciągnięte ze współczynnikiem tarcia $0,1$ odznaczały się cieńszą o $0,001 \text{ mm}$ ścianką. Stożkowa część ciągadła i korka, a także tarcie na styku materiał – narzędzia, powoduje hamowanie płynięcia warstw przy powierzchniowych rurki, w wyniku czego materiał cofa się i następuje pogrubienie ścianki rurki. Wzrost współczynnika tarcia powoduje zwiększenie oporów odkształcenia i wyężenia materiału, w wyniku czego następuje przyrost w procesie ciągnięcia naprężeń wzdłużnych, co potwierdzają dane zamieszczone na rysunkach 116 i 117. Naprężenia rozciągające występują w części zgniatającej i rosną na długości styku z ciągadłem i osiągają maksymalną wartość na wyjściu z ciągadła. Znaczący wzrost naprężeń wzdłużnych w rurkach ciągniętych, z różnymi współczynnikami tarcia spowodował częściowe odciągnięcie rurki od narzędzi, co umożliwiło łatwiejsze płynięcie metalu w obszarze wejścia rurki do części kalibrującej ciągadła. Powodowało to mniejsze

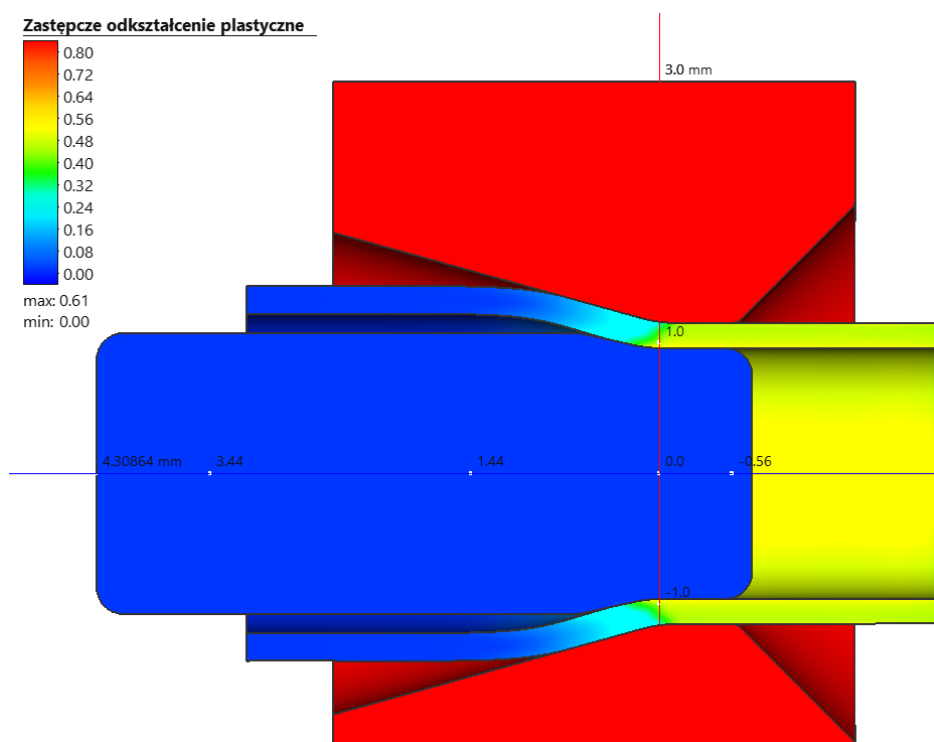
pogrubienie ścianki rurki. Jednocześnie, powstanie dużych naprężeń wzdłużnych, w części kalibrującej ciągadła spowodowało dodatkowe odkształcenie plastyczne rurki w wyniku jej rozciągania, a efektem tego była dodatkowa redukcja grubości ścianki o 0,001 mm.

Badanie wpływu geometrii korka na zmianę grubości ścianki rurki nie wykazały istotnych różnic, co potwierdza rysunek 135. Przypuszcza się, że związane jest to z warunkami tarcia, w symulacjach komputerowych procesu ciągnięcia, przyjęto stały współczynnik tarcia dla wszystkich kątów 2β . Natomiast, jak wspomniano wcześniej w rzeczywistym, przemysłowym procesie ciągnięcia rurek zmiana kąta 2β wpływała znacząco, na warunki smarowania i siłę ciągnięcia. Zdaniem autora, wprowadzenie do symulacji różnej wartości współczynnika tarcia zależnej od kąta 2β , spowodowałoby wystąpienie różnic, a przez to pokazanie wpływu tego parametru na płynięcie metalu i zmianę grubości ścianki ciągnionej rurki.

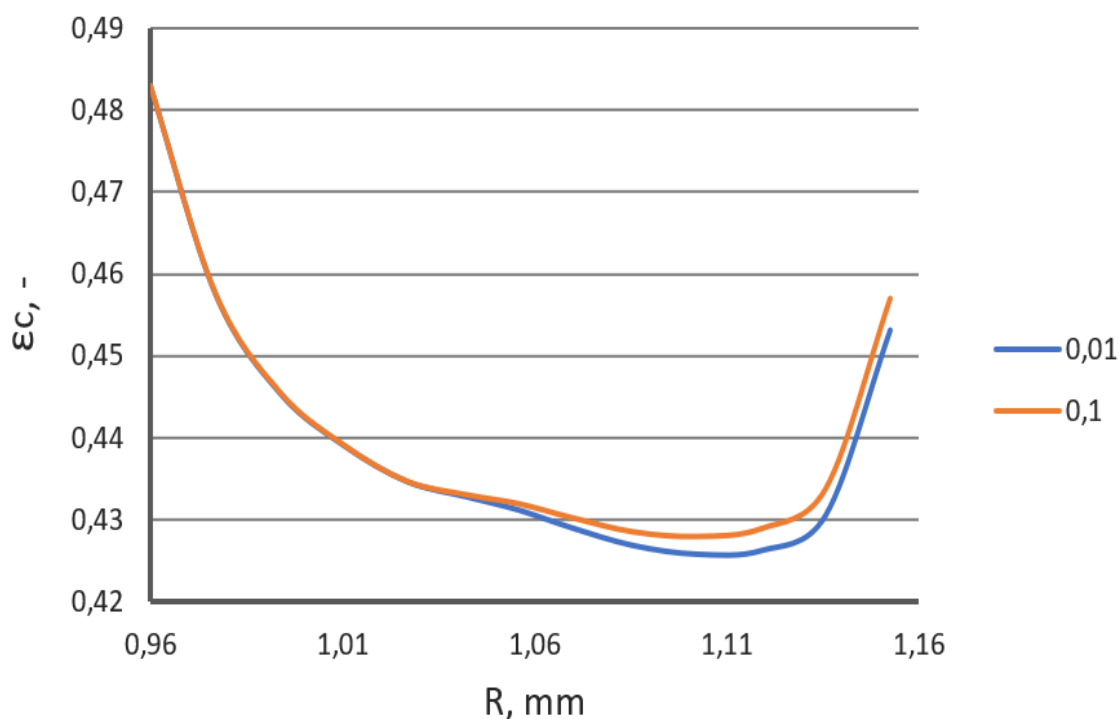
Z badania wpływu prędkości ciągnięcia na zmianę grubości ścianki rurki wynika, że zwiększenie prędkości ciągnięcia z 0,6 do 30 m/min niezależnie od geometrii korka i współczynnika tarcia nie wpływa istotnie na grubość ścianki rurki na długości styku z ciągadłem i korkiem. Wyjaśnienie braku wpływu wymaga szerszej analizy rozkładów naprężeń wzdłużnych, naprężenia zastępczego, rozkładów nacisku i prędkości płynięcia metalu pomiędzy ciągadłem, a korkiem. W celu pełniejszej analizy zagadnienia dotyczącego wpływu prędkości ciągnięcia przeprowadzono w warunkach przemysłowych szereg testów ciągnięcia na ciągarce bębnowej, które nie wykazały istotnego wpływu prędkości ciągnięcia na końcowe wymiary rury, w wymaganym zakresie tolerancji. Zdaniem autora w przypadku konieczności ciągnięcia rurek o jeszcze mniejszych średnicach i grubościach ścianek, z jeszcze bardziej zawężoną tolerancją wymiarową zaleca się kontynuację badań w zakresie zmiany grubości ścianki rurki podczas jej przejścia przez ciągadło.



Rysunek 137. Rozkład intensywności odkształcenia ϵ_c w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia $\mu = 0,01$



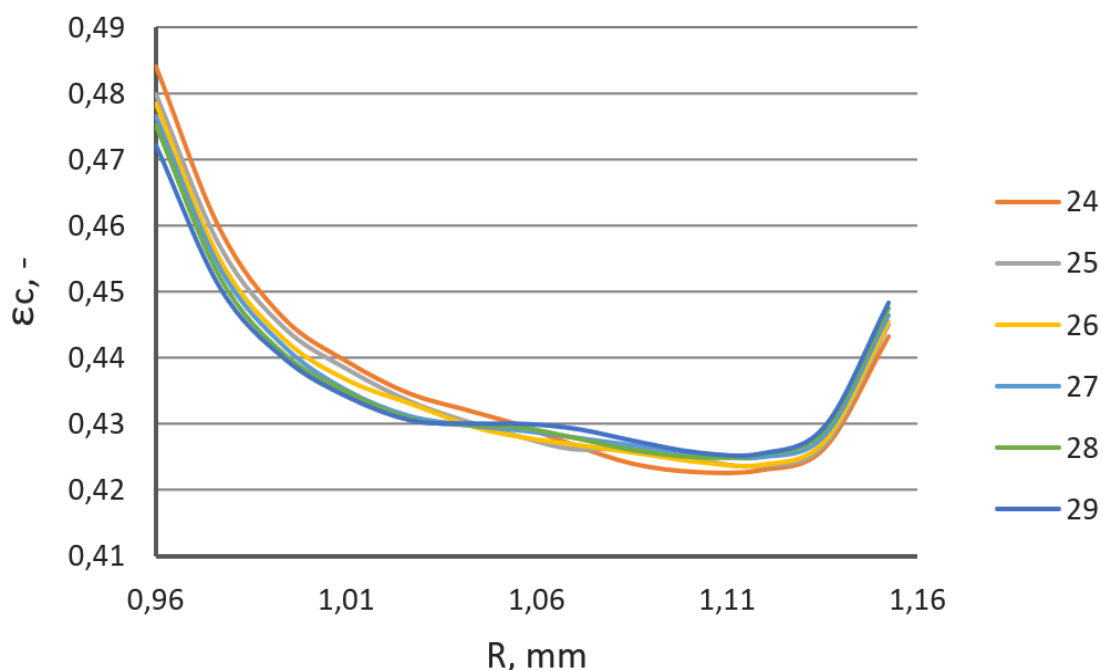
Rysunek 138. Rozkład intensywności odkształcenia ϵ_c w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia $\mu = 0,1$



Rysunek 139. Wpływ współczynnika tarcia na całkowite odkształcenie zastępcze ε_c na przekroju poprzecznym rurki; $v = 30 \text{ m/min}$, $\mu = 0,1$

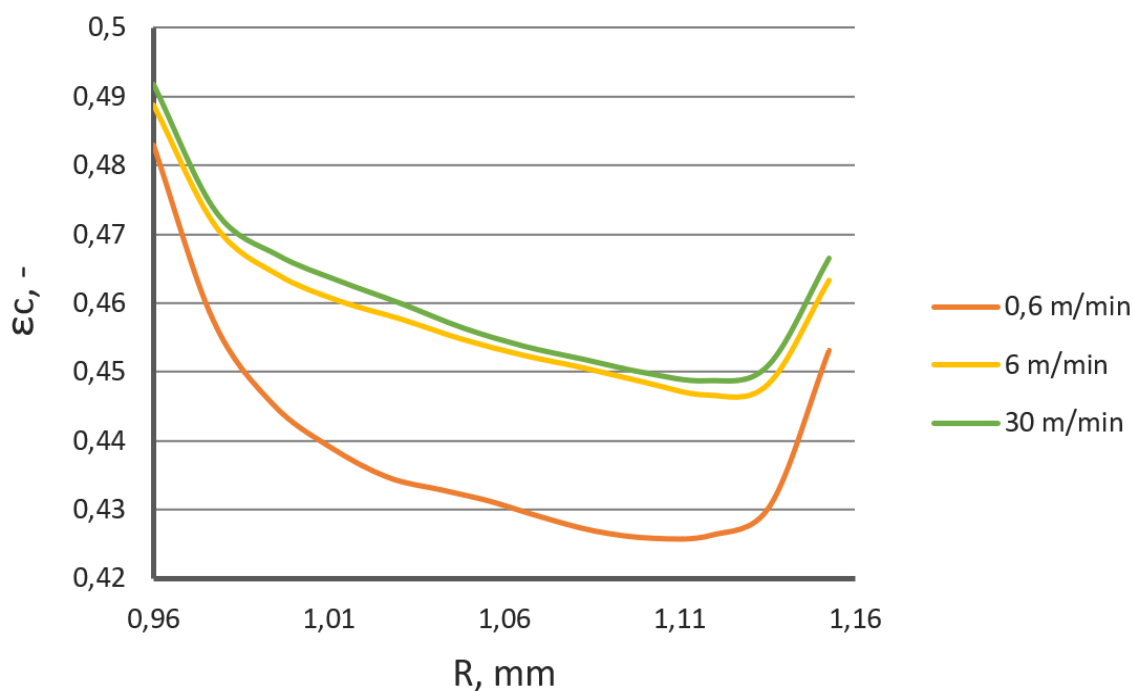
Symulacje komputerowe wykazały, że największa intensywność odkształcenia występuje od strony wewnętrznej rurki, najmniejsza w warstwach środkowych, natomiast pośrednia od strony zewnętrznej. Całkowite odkształcenie zastępcze to suma odkształceń jednorodnych wynikających z redukcji przekroju oraz odkształceń postaciowych. Podczas ciągnięcia rurek, dodatkowym źródłem odkształcenia, zależnym od technologii ciągnięcia, jest lokalne pogrubienie ścianki rurki w części stożkowej ciągadła. Wykazano również, że w skrajnych przypadkach, w wyniku występowania dużych rozciągających naprężeń wzdłużnych, może dochodzić do pocienienia ścianki rurki w części kalibrującej ciągadła. Zatem, analiza wpływu wszystkich ww. czynników na wartość całkowitego odkształcenia zastępczego w procesie ciągnięcia rurek jest zagadnieniem złożonym. Wzrost współczynnik tarcia przy ciągnięciu na korku swobodnym z jednej strony spowodował wzrost odkształceń postaciowych, w wyniku makrościanania warstw w obszarze styku materiał/narzędzia, z drugiej zaś strony przyczynił się do spadku lokalnego pogrubienia ścianki rurki w części zgniatającej ciągadła. W rezultacie, w pracy nie wykazano jednoznacznie wpływu współczynnika tarcia na wzrost/spadek całkowitego odkształcenia zastępczego, rysunek 139. Analiza wpływu geometrii korka

na wartość całkowitego odkształcenia zastępczego, wykazała, że zastosowanie małych kątów 2β powoduje nieznaczny wzrost odkształcenia rurki od strony korka oraz jego spadek od strony ciągadła, rysunek 140. Natomiast na średnim promieniu rury nie odnotowano istotnych różnic.



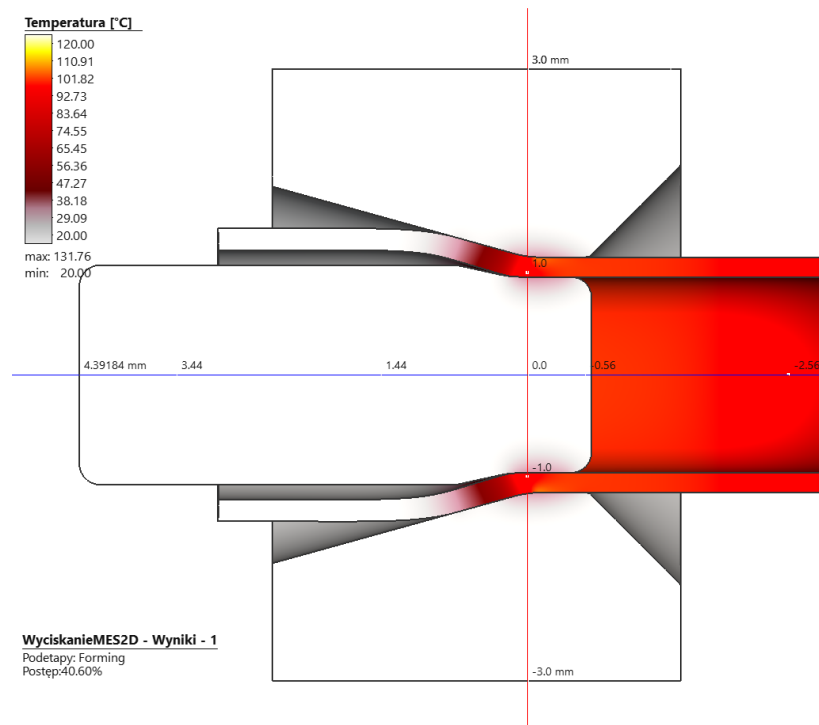
Rysunek 140. Wpływ kąta 2β na całkowite odkształcenie zastępcze ε_c na przekroju poprzecznym rurki; $v = 30$ m/min, $\mu = 0,1$

Analiza prędkości ciągnięcia wykazała, podobny jak w przypadku wpływu tarcia i kąta 2β , charakter zmian wielkości odkształcenia na przekroju rurki. Stwierdzono natomiast, że prędkość ciągnięcia wpływa nieliniowo na przyrost odkształcenia, tzn. największe różnice pomiędzy rurkami odnotowano w warstwach zlokalizowanych około 0,05 mm od powierzchni zewnętrznej rurki. W obszarze tym, wzrost prędkości z 0,6 do 6 m/min spowodował około 2,5% wzrost całkowitego odkształcenia zastępczego, natomiast na powierzchni od strony wewnętrznej i zewnętrznej rurki różnice te były niższe i wynosiły około 1%. Przy dalszym wzroście prędkości ciągnięcia z 6 m/min do 30 m/min nie odnotowano istotnych różnic w rozkładzie odkształcenia. Znaczący spadek całkowitego odkształcenia zastępczego, przy ciągnięciu rurek z bardzo małą prędkością ciągnięcia należy wiązać z mniejszymi dla tego wariantu naprężeniami uplastyczniającym, spadkiem siły ciągnięcia, naciskiem rurki na ciągadło i korek. Warunki te ułatwiają płynięcie metalu w strefie odkształcenia, co przyczynia się do spadku odkształceń zbędnych i całkowitego odkształcenia zastępczego.

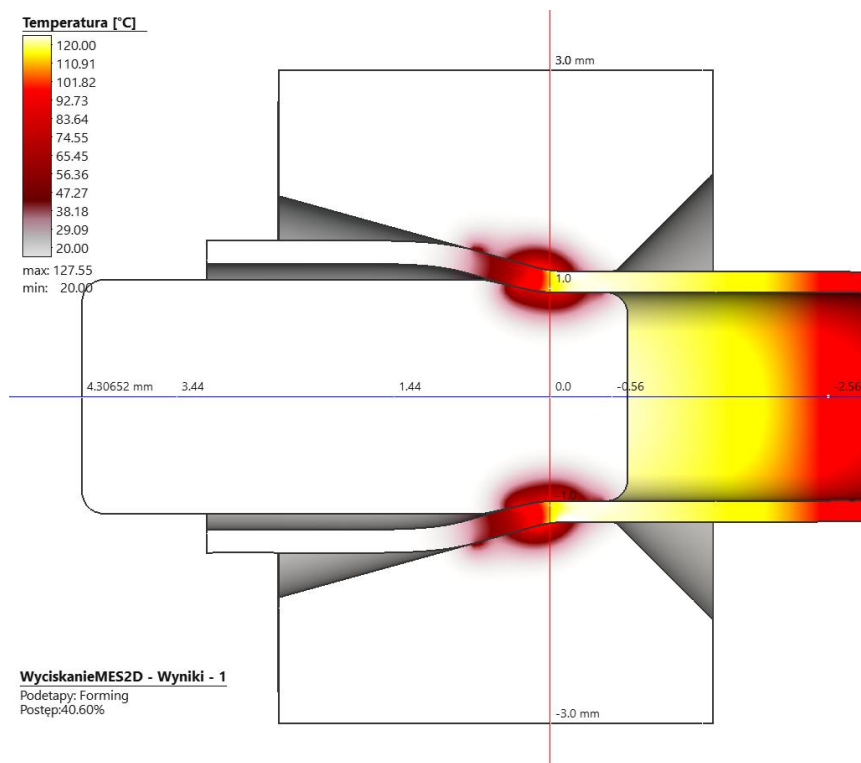


Rysunek 141. Wpływ prędkości ciągnięcia na całkowite odkształcenie zastępcze ϵ_c na przekroju poprzecznym rurki; $2\beta = 25^\circ$, $\mu = 0,01$

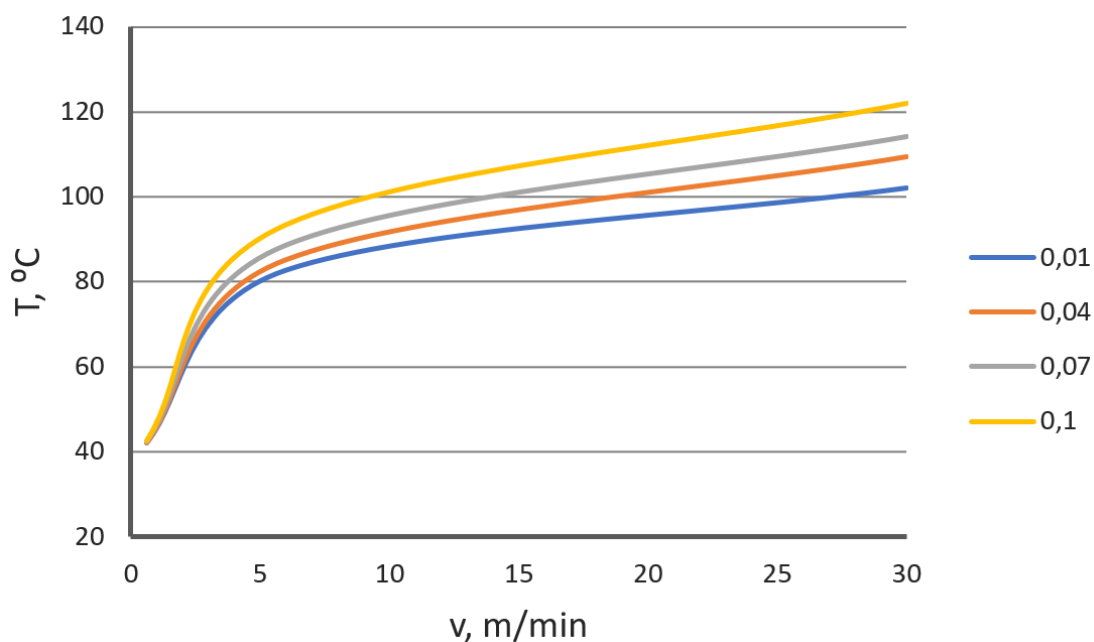
Podstawowym parametrem analizowanym w symulacjach numerycznych procesu ciągnięcia jest intensywność nagrzewania się narzędzi i materiału. Stąd, w pracy przeanalizowano wpływ technologii ciągnięcia na temperaturę rurek ze stopu CuBe2. Na rysunkach 142 – 143 przedstawiono przykładowe rozkłady temperatury podczas ciągnięcia rurek, natomiast na rysunku 144 zobrazowano wpływ współczynnika tarcia i prędkości ciągnięcia na temperaturę średnią rurek.



Rysunek 142. Rozkład temperatury T w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia równym $\mu = 0,01$



Rysunek 143. Rozkład temperatury T w procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym $2\beta = 25^\circ$ z prędkością $v = 30$ m/min, przy współczynniku tarcia równym $\mu = 0,1$

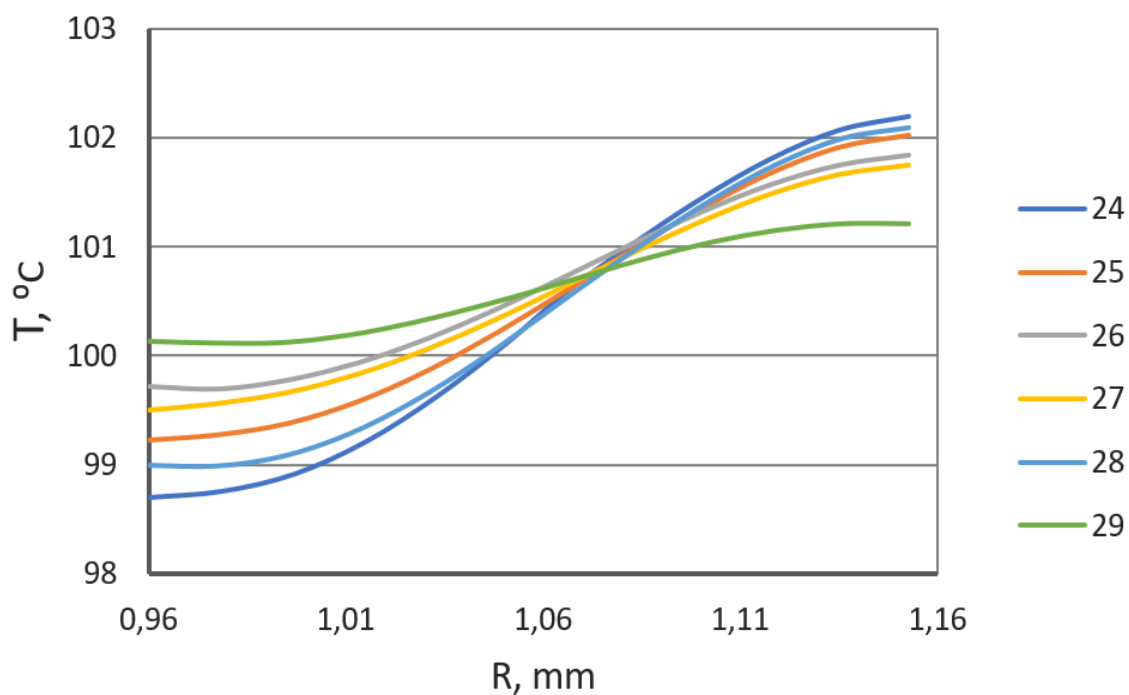


Rysunek 144. Wpływ współczynnika tarcia i prędkości ciągnięcia na średnią temperaturę rurki; $2\beta = 25^\circ$

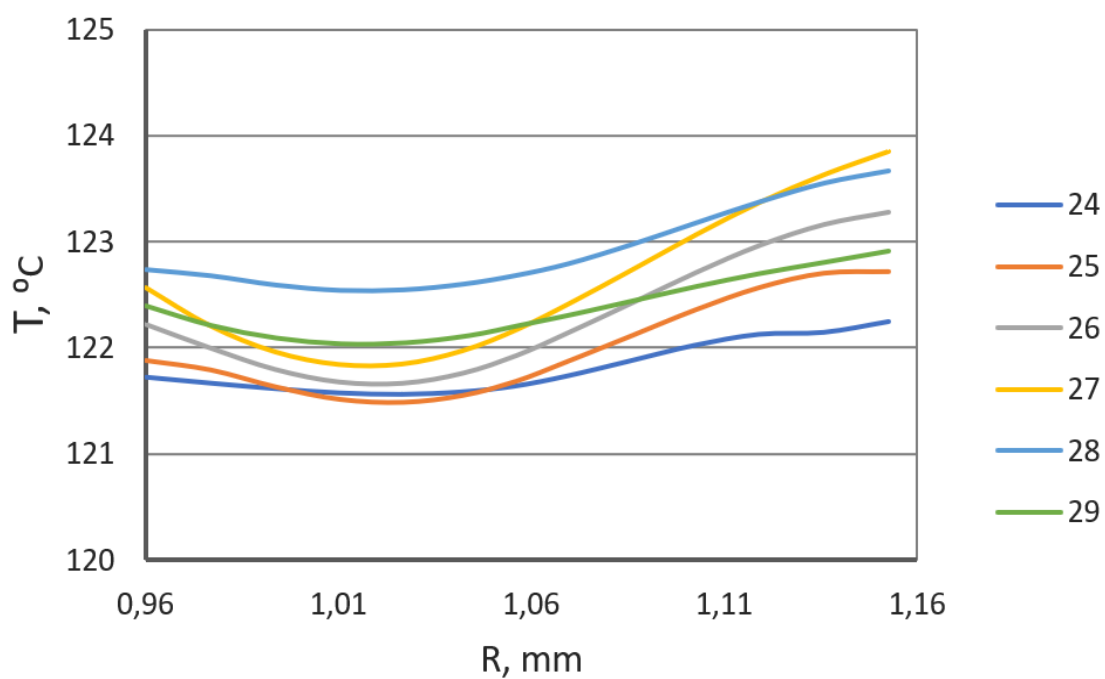
Analiza nagrzewania się rurek w procesie ciągnięcia na korku swobodnym wykazała, że przy bardzo małych prędkościach ciągnięcia, rzędu 1 m/min, warunki tarcia nie wpływają istotnie na temperaturę rurek. Spowodowane jest to z jednej strony małą ilością generowanego ciepła w jednostce czasu, z drugiej zaś strony zwiększonym czasem wnikania ciepła do ciągadła i korka, co prowadzi do obniżenia temperatury rurek. Czynnikiem wpływającym istotnie na szybkość oddawania ciepła jest grubość ścianki rurki. Przy ciągnięciu rurek cienkościennych o grubości 0,2 mm z prędkością 0,6 m/min występuje wydłużony czas odbioru ciepła generowanego pracą sił tarcia przez narzędzia. Stąd, brak istotnych różnic pomiędzy analizowanymi wariantami ciągnięcia.

Negatywny wpływ tarcia na przyrost temperatury rurek, uwidacznia się przy wyższych prędkościach ciągnięcia. Przy prędkości $v = 30$ m/min różnice w wartościach średniej temperatury pomiędzy rurkami ciągniętymi ze współczynnikiem tarcia $\mu = 0,01$ i $\mu = 0,1$ wyniosły 20% (wzrost ze 100 do 120 °C), rysunek 142 i 143. Wykazano również, że zwiększenie prędkości ciągnięcia z 0,6 do 30 m/min, przy współczynniku tarcia $\mu = 0,1$, spowodowało około 300% wzrost temperatury średniej rurek. Przy wyższych prędkościach ciągnięcia, w wyniku krótkiego czasu styku z ciągadłem i korkiem, ciepło generowane od tarcia i pracy odkształcenia plastycznego zostało skumulowane wewnątrz rurek, stąd tak znaczący przyrost temperatury.

Następnie, w pracy określono wpływ kąta 2β na temperaturę rurek, wyniki zaprezentowano na rysunkach 145 i 146.



Rysunek 145. Wpływ kąta 2β na zmianę temperatury, na przekroju rurki w części kalibrującej ciągadła; $v = 30$ m/min, $2\beta = 29^\circ$, $\mu = 0,01$



Rysunek 146. Wpływ kąta 2β na zmianę temperatury na przekroju rurki, w części kalibrującej ciągadła; $v = 30$ m/min, $2\beta = 29^\circ$, $\mu = 0,1$

Analiza temperatury rurek w części kalibrującej ciągadła w funkcji promienia R wykazała, że w procesie ciągnięcia rurek cienkościennych, w analizowanym zakresie prędkości, różnica w wartościach temperatury na grubości ścianki nie przekracza 3°C . Porównując rysunki 145 i 146, można zauważyć nieznaczny wpływ tarcia na wielkość gradientu temperatury na przekroju rurek, tzn. im większy współczynnik tarcia tym bardziej wyrównana temperatura na przekroju rurki.

Symulacje komputerowe ciągnięcia na korku swobodnym cienkościennych rurek ze stopu CuBe₂, wykazały nieznaczny wpływ kąta 2β na rozkład temperatury. Odnotowane różnice pomiędzy rurkami ciągniętymi na korku swobodnym w zakresie kątów $2\beta = 24 - 29^{\circ}$ nie przekraczały 1% i mieściły się w granicach błędu obliczeniowego. Przypuszcza się, że wpływ kąta 2β na nagrzewanie się rurek CuBe₂ uwidacznia się przy większych średnicach i grubościach ścianki rury.

Podsumowanie wyników badań

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że reologia smarów, geometria narzędzi i prędkość ciągnięcia, wpływają w sposób decydujący na parametry procesu ciągnięcia na korku swobodnym cienkościennych rurek precyzyjnych ze stopu CuBe2.

Przeprowadzone w pracy badania reologiczne smarów wykazały wpływ temperatury na ich lepkość dynamiczną. Parametr ten zależy jest od własności fizycznych poszczególnych środków smarnych. Oleje mineralne charakteryzują się jednoetapowym rozkładem i stabilnością termiczną, natomiast polimery cechują się kilkietapowym rozkładem bez pośrednich stanów stabilnych. Niezależnie od rodzaju smaru odnotowano spadek lepkości dynamicznej wraz ze wzrostem temperatury. Natomiast badania TGA potwierdziły, że ubytek masy dla olejów następuje w temperaturze znacznie przekraczającej warunki ciągnięcia. Wykazano, że najlepszą stabilnością termiczną charakteryzującą się małą zmianą współczynnika dynamicznego lepkości w funkcji temperatury wykazywały oleje mineralne, stąd ich powszechne zastosowanie w przemysłowych procesach ciągnięcia rurek ze stopów metali nieżelaznych. Industrialne próby ciągnięcia wykazały, że w analizowanej grupie środków smarnych, największą efektywność procesu ciągnięcia umożliwia zastosowanie olejów Masterdraw oraz Cetodraw. Środki smarne z grupy polimerów ze względu na ich dużą „czułość” na zmianę temperatury można stosować w ograniczonym zakresie, na przykład podczas laboratoryjnych prób ciągnięcia, z niskimi prędkościami ciągnięcia. Natomiast emulsje na bazie mydeł potasowych, ze względu na bardzo niską lepkość nie nadają się do procesów ciągnięcia rurek na korku swobodnym.

Przeprowadzone badania doświadczalne wykazały, że analiza kart charakterystyki wybranych środków smarnych do procesów ciągnięcia rurek wraz z ich analizą własności reologicznych jest niewystarczająca do podejmowania decyzji o użyciu badanego środka smarnego w industrialnych procesach ciągnięcia rurek o średnicy < 3 mm.

Podczas projektowania technologii wytwarzania ultracienkich rurek, niezbędne jest przeprowadzanie badań doświadczalnych potwierdzających skuteczność działania środków smarnych w rzeczywistych procesach ciągnięcia rurek, i ich wpływu na warunki tarcia oraz tendencje zrywania się rurek podczas ich produkcji.

Uzyskane różnice wartości siły ciągnięcia, temperatury i ilości smaru dla poszczególnych środków smarnych miały bezpośredni wpływ na maksymalną prędkość ciągnięcia, gwarantującą stabilne warunki procesowe. Maksymalną prędkość ciągnięcia rurek uzyskano przy ciągnięciu z zastosowaniem oleju mineralnego Masterdraw ($v = 15 \text{ m/min}$). Najwyższe prędkości ciągnięcia uzyskano dla olejów mineralnych, odznaczających się wysoką lepkością dynamiczną oraz odpornością na warunki termiczne. Lepkość dynamiczna ma istotny wpływ na tworzenie się filmu smaru w strefie kontaktu materiału z narzędziami. Przeprowadzone w pracy badania wykazały również, że szybkość utraty stabilności warstwy filmu smaru podczas ciągnięcia ultracienkich rurek zależy od rodzaju smaru. Kolejnym czynnikiem mającym wpływ na stabilność procesu ciągnięcia jest adhezja środka smarnego do powierzchni narzędzia i materiału. W przypadku niewystarczającej adhezji dla danego procesu obróbki plastycznej następuje cofnięcie się smaru ze strefy odkształcenia.

Analiza wpływu geometrii narzędzi na proces ciągnięcia wykazała, że dla danych warunków procesowych istnieje optymalna wartość różnicy kątów $\alpha - \beta$, dla której uzyskuje się minimalną wartość siły ciągnięcia, a w miarę oddalania się od optymalnych warunków geometrycznych narzędzi wartość siły ciągnięcia wzrasta.

Najwyższą efektywność procesu ciągnięcia odnotowano przy różnicy kątów $\alpha - \beta$ wynoszącej $2,5^\circ$. Obniżenie siły ciągnięcia może wskazywać na zmniejszenie oporów tarcia zarówno na powierzchni zewnętrznej, jak i wewnętrznej rurki. Ułatwia to odkształcanie materiału, redukując odkształcenie postaciowe i ograniczając intensywność całkowitego odkształcenia zastępczego. W rezultacie, uzyskuje się materiał o niższych własnościach wytrzymałościowych, lecz o wyższej plastyczności.

Parametrem wpływającym na proces wytwarzania rurek jest prędkość ciągnięcia, mająca istotny wpływ na warunki smarowania. W określonym zakresie wzrost prędkości ciągnięcia może spowodować zarówno przyrost jak i spadek grubości filmu smaru w strefie odkształcenia ciągadła – rurka – korek.

Wzrost prędkości ciągnięcia w analizowanym zakresie powoduje wzrost temperatury w procesie ciągnięcia materiału i narzędzi, co powoduje, że ma ona istotny wpływ na nagrzewanie się rurek w procesie ciągnięcia. Wzrost temperatury rurek przy ciągnięciu z $v = 15 \text{ m/min}$, należy wiązać z większą ilością pracy odkształcenia w jednostce czasu, a także zmniejszeniem czasu wnikania ciepła pochodzącego od odkształcenia plastycznego oraz tarcia, do ciągadła i korka. W analizowanym procesie, wraz ze wzrostem prędkości ciągnięcia, zwiększa się ilość smaru

na powierzchni rurki aż do 10 m/min, a dalszy przyrost prędkości ciągnięcia powoduje stopniowe pogorszenie warunków smarowania. Lepkość dynamiczna zależy od temperatury. Wraz ze wzrostem temperatury współczynnik lepkości dynamicznej maleje. Efektywność smarowania zależy od iloczynu współczynnika dynamicznego lepkości i prędkości ciągnięcia. Jeżeli spadek współczynnika dynamicznego lepkości jest większy niż wzrost prędkości ciągnięcia, ciśnienie smaru w strefie kontaktu ciągadło – rurka – korek maleje.

Parametry procesowe ciągnięcia wpływają także na stan warstwy wierzchniej wyrobów ciągnionych. Przeprowadzone w pracy badania wykazały wpływ geometrii korka oraz prędkości ciągnięcia na chropowatość powierzchni rurek. Analizie poddano powierzchnię wewnętrzną oraz zewnętrzną rurki, parametry chropowatości w funkcji różnicy kątów $\alpha - \beta$, zmieniają się bardziej dla wewnętrznej powierzchni rurki.

Wraz ze spadkiem kąta 2β korka maleje nacisk jednostkowy. Stwarza to lepsze warunki zaciągania smaru do strefy odkształcenia, a to przekłada się na wzrost grubości filmu smaru, co powoduje ochronę wierzchołków chropowatości, a w konsekwencji wzrost chropowatości powierzchni rurek. Jednakże, zbyt mały kąt tego korka powoduje znaczący przyrost powierzchni trących, co może przyczynić się do większej ilości ścinanych wierzchołków chropowatości rurek podczas ciągnięcia.

Prędkość ciągnięcia ma istotny wpływ na kształtowanie się chropowatości powierzchni ciągnionych rurek. Wraz ze wzrostem prędkości ciągnięcia zwiększają się parametry wysokościowe profilu oraz odchylenia w profilu. Analiza chropowatości powierzchni wykazała, większy wpływ prędkości ciągnięcia dla powierzchni zewnętrznej rurki, tej od strony ciągadła. Z tego wniosek, że prędkość ciągnięcia ma większy wpływ na kształtowanie się powierzchni zewnętrznej rurki aniżeli wewnętrznej (powierzchni rurki od strony korka). Spowodowane jest to między innymi różnymi metodami dostarczania smaru do strefy odkształcenia.

Przeprowadzone w pracy badania wykazały istotny wpływ parametrów procesowych na własności mechaniczne ultracienkich rurek ze stopu CuBe2.

Badania własności mechanicznych wykazały istotny wpływ środka smarnego na własności wytrzymałościowe ciągnionych rurek. Do zastosowań przemysłowych konieczne jest stosowanie środków smarnych charakteryzujących się bardziej stabilną lepkością oraz większą odpornością termiczną (olej Masterdraw). Wspomniany środek smarny gwarantuje uzyskanie optymalnych własności mechanicznych ciągnionych rurek.

W zakresie geometrii narzędzi wykazano, że istnieje optymalna wartość różnicy kątów $\alpha - \beta$, dla których rurki ze stopu CuBe2 odznaczają się wymaganymi w specyfikacji produktu własnościami. Dla analizowanego przypadku optymalnym wartością różnicy kąta $\alpha - \beta$ wyniosła $2,5^\circ$, gdyż przy tej wartości rurki odznaczały się najmniejszymi własnościami wytrzymałościowymi oraz najlepszymi własnościami plastycznymi, zwiększającymi ich podatność do dalszych odkształceń plastycznych w kolejnych etapach ciągnięcia. Wzrost grubości filmu smaru dla różnicy kątów $\alpha - \beta = 2,5^\circ$ umożliwił uzyskanie dogodnych warunków odkształcenia na styku korek – rurka – ciągnadło, co przełożyło się na spadek własności wytrzymałościowych $R_{p0,2}$, R_m oraz wzrost wydłużenia całkowitego A_c .

W pracy przeprowadzono również analizę wpływu prędkości ciągnięcia na własności mechaniczne ciągnionych rurek. Prędkość ciągnięcia ma wpływ na własności mechaniczne ciągnionych rurek ze stopu CuBe2. Otrzymane wyniki wykazały dużo bardziej istotny wpływ prędkości ciągnięcia na własności plastyczne niż wytrzymałościowe ciągnionych rurek. Zmiany własności mechanicznych rurek należy wiązać ze zmianą warunków ciągnięcia. Wzrost prędkości ciągnięcia powoduje zwiększenie naprężenia uplastyczniającego i oporu odkształcenia plastycznego, jednocześnie w strefie odkształcenia, wzrost prędkości ciągnięcia powoduje zwiększenie intensywności nagrzewania się ciągnadła, rurki oraz korka, co powoduje zmianę warunków smarowania w kotlinie odkształcenia.

Celem uzupełnienia i pogłębienia analizy wynikającej z badań doświadczalnych w pracy przeprowadzono symulacje komputerowe procesu ciągnięcia rurek na korku swobodnym. Analiza numeryczna wykazała istotny wpływ współczynnika tarcia i prędkości ciągnięcia na stan naprężeń i odkształceń. Zwiększenie współczynnika tarcia z wartości 0,01 odpowiadającej warunkom tarcia płynnego do wartości 0,1 (warunki tarcia suchego) powodują około dwukrotny wzrost naprężeń wzdłużnych σ_z . Wypadkową naprężeń wzdłużnych jest naprężenie ciągnięcia. Niezależnie od prędkości ciągnięcia, zwiększenie współczynnika tarcia z 0,01 do 0,1 spowodowało wzrost siły ciągnięcia i wyteżenia materiału o ponad 30%, stąd przy współczynniku tarcia 0,1 następowało w symulacjach zerwanie rurki. Czynnikiem wpływającym dodatkowo na ryzyko zerwania rurki w procesie ciągnięcia jest zwiększenie prędkości ciągnięcia. Wzrost prędkości ciągnięcia z 0,6 m/min do prędkości 30 m/min spowodował około 25% wzrost siły ciągnięcia. Przy stałej wartości współczynnika tarcia, wzrost prędkości ciągnięcia powoduje zwiększenie oporu odkształcenia plastycznego. Natomiast w przemysłowym

procesie ciągnięcia wzrost prędkości ciągnięcia powoduje nie tylko zwiększenie naprężenie uplastyczniającego, ale także wpływa na zmianę warunków smarowania oraz tarcia, stąd odnotowane różnice w uzyskanych wynikach badań teoretycznych i doświadczalnych.

Podobną zależność odnotowano również przy analizie wpływu geometrii narzędzi. W symulacjach komputerowych, w analizowanym zakresie współczynników tarcia, kąt 2β korka wpływa w stopniu nieznacznym na naprężenie ciągnięcia. Natomiast w rzeczywistych procesach ciągnięcia przemysłowych cienkościennych rurek, kąt 2β wpływa istotnie na naprężenie ciągnięcia (pomiar). W symulacjach przyjmuje się stałą wartość współczynnika tarcia, natomiast w ciągarni podczas ciągnięcia siła ciągnięcia jest zmienna.

Przeprowadzone symulacje wykazały natomiast istotny wpływ współczynnika tarcia i prędkości ciągnięcia na nacisk całkowity. Zwiększenie współczynnika tarcia w procesie ciągnięcia z 0,01 do 0,1, powoduje około 25% spadek nacisku całkowitego. Spadek nacisku należy wiązać z odciągnięciem rurki od powierzchni narzędzi, na skutek zwiększonego współczynnika tarcia i siły ciągnięcia. Natomiast do czynników wpływających na wzrost nacisku całkowitego w procesie ciągnięcia rurek zalicza się prędkość ciągnięcia. Odnotowane różnice w wartościach nacisku pomiędzy rurkami ciągniętymi z prędkościami 1 i 30 m/min wyniosły około 23%.

Do podstawowych parametrów mających wpływ na proces ciągnięcia rurek zalicza się położenie korka w ciągadle. Nieodpowiednie ułożenie korka podczas procesu ciągnięcia przyczynia się do zerwania rurek. Podczas ciągnięcia, korek swobodny znajduje się w stanie równowagi z możliwością przesunięcia się wzdłuż osi ciągnięcia. W strefie odkształcenia na korek swobodny działają siły nacisku normalnego, siły tarcia i siły bezwładności związane z przyspieszeniem lub opóźnieniem korka, przy przemieszczaniu się w kierunku zgodnym, lub przeciwnym w kierunku ciągnięcia. Wyniki obliczeń numerycznych wykazały, że wraz ze wzrostem współczynnika tarcia zwiększa się stopień wciągania korka do ciągadła, przy czym im mniejszy kąt 2β korka tym efekt ten bardziej się uwidacznia.

Technologia ciągnięcia rurek ma wpływ nie tylko na stan naprężeń, ale również na stan odkształceń. W oparciu o symulacje komputerowe, można stwierdzić, że w ustabilizowanym procesie ciągnięcia, następuje pogrubienie ścianki rurki w stożku zgniatającym pomiędzy ciągadłem i korkiem, a stopień tego pogrubienia zależy głównie

od warunków tarcia. Nie odnotowano natomiast zmiany grubości ścianki rurki w zależności od prędkości ciągnięcia i geometrii korka w badanym zakresie tolerancji.

Analiza rozkładu odkształceń wykazała, że największa intensywność odkształcenia występuje od strony wewnętrznej rurki najmniejsza w warstwach środkowych, natomiast pośrednia od strony zewnętrznej. W pracy nie wykazano jednoznacznie wpływu współczynnika tarcia na wzrost/spadek całkowitego odkształcenia zastępczego, natomiast odnotowano nieznaczny wpływ kąta 2β na rozkład odkształceń (zastosowanie kąta $2\beta = 24^\circ$, w stosunku do kąta $2\beta = 29^\circ$ spowodowało 2% wzrost odkształcenia rurki od strony korka, przy jednoczesnym około 1% spadku od strony ciągadła). Dużo większy wpływ na wartość odkształceń na przekroju rurki miała prędkość ciągnięcia. Rurki ciągnięte z prędkością 30 m/min, w stosunku do rurek ciągniętych z prędkością 0,6 m/min, odznaczały się większym, całkowitym odkształceniem zastępczym. Maksymalne różnice pomiędzy analizowanymi wariantami wyniosły ponad 5%.

Ostatnim parametrem analizowanym w symulacjach komputerowych była temperatura. Analiza nagrzewania się ultracienkich rurek w procesie ciągnięcia na korku swobodnym wykazała, że przy małych prędkościach ciągnięcia rzędu 1 m/min warunki tarcia nie wpływają istotnie na temperaturę rurek, co należy wiązać z małą ilością generowanego ciepła oraz zwiększonym czasem wnikania ciepła do ciągadła i korka. Natomiast, negatywny wpływ tarcia na przyrost temperatury rurek, uwidacznia się przy wyższych prędkościach ciągnięcia, rzędu 30 m/min. Wykazano również, że zwiększenie prędkości ciągnięcia z 0,6 do 30 m/min, przy współczynniku tarcia $\mu = 0,1$, spowodowało około 300% wzrost temperatury średniej rurek. Przy wyższych prędkościach ciągnięcia, w wyniku krótkiego czasu styku z ciągadłem i korkiem, ciepło generowane od tarcia i pracy odkształcenia plastycznego zostało skumulowane wewnątrz rurek, stąd tak znaczący przyrost temperatury.

W pracy przeprowadzono również analizę rozkładu temperatury na przekroju ścianki rurki w części kalibrującej ciągadła w funkcji promienia R . Analiza wykazała, że w procesie ciągnięcia rurek cienkościennych, różnica w wartościach temperatury na grubości ścianki nie przekraczała 3°C . Z analizowanych rozkładów wynika również, że im większy współczynnik tarcia, tym bardziej wyrównana temperatura na przekroju rurki. W symulacjach komputerowych badanego procesu ciągnięcia rurek o średnicach < 3 mm oraz ściankach $< 0,2$ mm, nie odnotowano istotnego wpływu geometrii korka na zmianę rozkładu temperatury na przekroju ciągniętych rurek.

Wnioski końcowe

Na podstawie przeprowadzonych w pracy badań teoretycznych i eksperymentalnych można sformułować następujące wnioski:

1. Udowodniono tezę naukową pracy i wykazano, że modelowanie numeryczne oraz odpowiedni dobór smarów i geometrii narzędzi, w przemysłowym procesie ciągnięcia na korku swobodnym rurek ze stopu CuBe₂, umożliwia wzrost efektywności procesu ich wytwarzania, przy zachowaniu optymalnych własności mechanicznych.
2. Zastosowanie w przemysłowym procesie ciągnięcia rurek na korku swobodnym, oleju mineralnego Masterdraw umożliwia wytworzenie stabilnej warstwy filmu smaru w strefie odkształcenia oraz zwiększa efektywność procesu produkcji.
3. Funkcja U jako narzędzie projektowania etapów ciągnięcia, dla rurek o średnicach < 3 mm oraz grubościach ścianek $< 0,2$ mm, może służyć do wyznaczania optymalnej geometrii ciągnadła i korka. Optymalny zakres różnicy kątów $\alpha - \beta$ mieści się w przedziale $(2 \div 2,5>$.
4. Połączona analiza badań przemysłowych i symulacji komputerowych w zakresie parametrów energetyczno- siłowych wykazała, że w procesie ciągnięcia rurek w ciągnadłach konwencjonalnych na korku swobodnym, współczynnik tarcia dla stabilnego procesu ciągnięcia mieści się w zakresie od 0,04 do 0,07. Zwiększenie współczynnika tarcia powyżej 0,07, powoduje przyrost siły ciągnięcia i wyężenia materiału, co skutkuje destabilizacją procesu ciągnięcia i zerwaniem rurki.
5. Stabilność procesu ciągnięcia, zależy od warunków smarowania (reologii smarów i adhezji środka smarnego do powierzchni ciągnionego materiału), tarcia, geometrii narzędzi oraz prędkości ciągnięcia, co potwierdzono w przeprowadzonych w pracy badaniach eksperymentalnych i modelowaniu numerycznym procesu ciągnięcia.
6. Odpowiednio dobrana technologia ciągnięcia, umożliwia sterowanie własnościami mechanicznymi, dedykowanymi pod określoną specyfikację produktu. Własności mechaniczne rurek, można zatem dostosowywać do dalszych procesów kształtowania plastycznego projektowanych materiałów.
7. Uzyskane wyniki badań mogą zostać wykorzystane przy projektowaniu technologii wytwarzania ultracienkich rurek ze stopów metali nieżelaznych przeznaczonych do produkcji sprężyn Bourdon'a.

Literatura

- [1] Mao, Q., Liu, Y., & Zhao, Y. (2024). A review on copper alloys with high strength and high electrical conductivity. *Journal of Alloys and Compounds*, 990, pp. 174456, <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2024.174456>
- [2] Yang, H., Ma, Z., Lei, C., Zhang, J., & Chen, K. (2020). High strength and high conductivity Cu alloys: A review. *Science China Technological Sciences*, 63, pp. 2505–2517. <https://doi.org/10.1007/s11431-020-1633-8>
- [3] https://www.copper.org/publications/pub_list/pdf/a1360.pdf, [stan na dzień, 25.11.2025]
- [4] Caron, R. N., & Sharif, A. (2017). *Copper alloys: Properties and applications. Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.02562-5>
- [5] <https://www.sciencedirect.com/science/chapter/referencework/abs/pii/B9780323960205000467>
- [6] Starek A., Jakubowski M., Miedź i jej związki nieorganiczne : w przeliczeniu na Cu. *Podstawy i Metody Oceny Środowiska Pracy*, 117 – 144, Nr 2 (68), 2011
- [7] <https://superfund.arizona.edu/resources/learning-modules-english/copper-mining-and-processing/processing-copper-ores>, [stan na dzień, 25.11.2025]
- [8] <https://internationalcopper.org/sustainable-copper/about-copper/copper-life-cycle/> , [stan na dzień, 25.08.2025]
- [9] <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1755-1315/384/1/012039/pdf> [stan na dzień 20.04.2025]
- [10] <https://www.lenntech.com/periodic/elements/cu.htm> [stan na dzień, 20.05.2025]
- [11] https://www.aalco.co.uk/datasheets/Copper-and-Copper-Alloys-CW004A-Sheet-Plate-and-Bar_32.ashx [stan na dzień, 16.04.2025]
- [12] https://digital.library.unt.edu/ark:/67531/metadc829254/m2/1/high_res_d/1036615.pdf [stan na dzień, 15.06.2025]
- [13] <https://www.mdpi.com/2673-4591/93/1/11> [stan na dzień, 17.08.2025]
- [14] <https://www.lorric.com/en/Articles/Material/metal/material-chemical-resistance-chart-brass> [stan na dzień, 27.09.2025]
- [15] <https://shop.machinemfg.com/understanding-silicon-bronze-comprehensive-guide/> [stan na dzień, 18.03.2025]

- [16] <https://www.wieland-diversified.com/blog/what-to-know-about-silicon-bronze/> [stan na dzień, 12.03.2025]
- [17] Freudenberger, J., & Warlimont, H. (2018). Copper and copper alloys. Springer handbook of materials data, pp. 297-305. Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-319-69743-7_12
- [18] <https://nickelinstitute.org/en/nickel-applications/copper-nickel-alloys>, [stan na dzień, 14.08.2025]
- [19] Barton, I., Caro, C., & Robertson, J. (2023). Ore types: What they are, how they're made, and their uses and abuses. Mining, Metallurgy & Exploration, 40, pp. 2153–2160. <https://doi.org/10.1007/s42461-023-00876-1>
- [20] Liu, Y., Yu, G., Cao, G., Wang, C., & Wang, Z. (2023). Characterization of corrosion products formed on tin-bronze after 29 years of exposure to Shenyang, China. Journal of Materials Research and Technology, 23, pp. 5270–5279. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.02.137>
- [21] <https://www.ihiconnectors.com/IACS-conductivity-electrical-alloys.htm> [stan na dzień, 20.05.2025]
- [22] N., & Ganino, C. (2011). Classification, distribution and uses of ores and ore deposits. In Metals and society, 2, pp. 19-42. Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-642-22996-1_2
- [23] Habashi, F. (2013). Copper, physical and chemical properties. Encyclopedia of metalloproteins. Springer, pp. 729-731. https://doi.org/10.1007/978-1-4614-1533-6_337
- [24] <https://www.electris.pl/blog/obrobka-miedzi-rodzaje-i-metody>, [stan na dzień 20.11.2025]
- [25] <https://www.shew-esteelpipe.com/news/what-are-the-testing-methods-for-copper-alloy-71696370.html> [stan na dzień, 23.05.2025]
- [26] Ekerenam, O. O., Ikeuba, A. I., Njoku, C. N., Njoku, D. I., Emori, W., Nwokolo, I. K., Etim, I.-I. N., Okonkwo, B. O., Udoh, I. I., Daniel, E. F., Uzoma, P. C., Awonusi, B. O., Kolawole, S. K., Etim, I. P., & Olanrele, O. S. (2025). Advancements in corrosion studies and protective measures for copper and copper-based alloys in varied environmental conditions. Results in Engineering, 26, pp. 105257. <https://doi.org/10.1016/j.rineng.2025.105257>
- [27] Taha, M. A., El-Mahallawy, N. A., Hammouda, R. M., Moussa, T. M., & Gheith, M. H. (2012). Machinability characteristics of lead free-silicon brass alloys as

- correlated with microstructure and mechanical properties. *Ain Shams Engineering Journal*, 3(4), pp. 383–392. <https://doi.org/10.1016/j.asej.2012.05.004>
- [28] Liang, Q., Liu, X., Li, P., Zhang, X. Hot deformation behavior and processing map of high-strength nickel brass. *Metals*, 10(6), pp. 782., 2020. <https://doi.org/10.3390/met10060782>
- [29] Marenych, O., & Kostryzhev, A. (2020). Strengthening mechanisms in nickel-copper alloys: A review. *Metals*, 10(10), pp. 1358. <https://doi.org/10.3390/met10101358>
- [30] Li, D., Li, K., Gao, J., Liu, Y., & Qu, C. (2023). Stress corrosion cracking of copper–nickel alloys: A Review. *Coatings*, 13(10), pp. 1690. <https://doi.org/10.3390/coatings13101690>
- [31] Luo, C., Su, L., Wang, C., Tong, C., & Zhou, J. (2022). Corrosion behavior of tin-phosphor bronze strips in environments containing Cl^- and HCO_3^- . *Materials and Corrosion*, 73, pp. 1110–1120. <https://doi.org/10.1002/maco.202113031>
- [32] Raju, D., Govindan, A. R., Subramanian, J., Ramachandran, S., & Nair, S. (2020). Surface alloying of aluminium bronze with chromium: Processing, testing, and characterization. *Materials Today: Proceedings*, 27, pp. 2191–2199. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.09.094>
- [33] Wang, Z., Li, J., Zhang, Y., Lv, C., Li, T., Zhang, J., Hui, S., Peng, L., Huang, G., Xie, H., & Mi, X. (2022). Comparison of the mechanical properties and microstructures of QB2.0 and C17200 alloys. *Materials*, 15(7), pp. 2570. <https://doi.org/10.3390/ma15072570>
- [34] Lipowsky, H., & Arpacı, E. (2007). *Copper in the automotive industry*. Wiley-VCH. <https://doi.org/10.1002/9783527611652.app1>
- [35] Kuyucak, S., & Sahoo, M. (1996). A review of the machinability of copper-base alloys. *Canadian Metallurgical Quarterly*, 35(1), pp. 1–15. <https://doi.org/10.1179/cmq.1996.35.1.1>
- [36] <https://blog.wika.com/pl/produkty/produkty-cisnienie/manometr-z-rurka-bourdona-zasada-dzialania/> [stan na dzień, 21.03.2025]
- [37] Ismaiel, E., Saleh, F., Alaaraj, B., & Barakat, N. (2020). Material Types and Wall Thickness Effects on Bourdon Tube Tip Travel using SolidWorks. *International Journal of Recent Technology and Engineering (IJRTE)*, 8, pp. 4378–4381. <https://doi.org/10.35940/ijrte.E6942.018520>

- [38] Clark, R. A., & Reissner, E. (1950). Deformations and Stresses in Bourdon Tubes. *Journal of Applied Physics*, 21, pp. 1340–1341. <https://doi.org/10.1063/1.1699605>
- [39] <https://www.perma-cal.com/directdrive>, [stan na dzień, 29.07.2025]
- [40] Dixit, P. M., & Dixit, Modeling of metal forming and machining processes: By finite element and soft computing methods. Springer-Verlag London. 2008
- [41] Łuksza J.: Elementy ciągarstwa. AGH, Kraków 2001.
- [42] Morawiecki M.: Teoretyczne podstawy technologicznych procesów przeróbki plastycznej., wyd. 1, wydawnictwo „Śląsk” Katowice 1977
- [43] Skrzypek S., Inżynieria metali i technologie materiałowe, PWN, Warszawa 2019.
- [44] Augustyniak S., Poradnik ciągarstwa, TECHMAT, Zabrze 2012
- [45] Schneider M., Ciągarstwo. Wydawnictwo Górniczo-Hutnicze, Katowice 1961
- [46] Steininger Z. Podstawy ciągarstwa, Politechnika Śląska, Gliwice 1988
- [47] Knap F., Golis B., Pilarczyk J.W.: Wybrane zagadnienia z teorii i praktyki ciągnięcia. Cz. 3. Ciągnienie stalowych prętów i rur. Politechnika Częstochowska, Częstochowa 1993
- [48] Kazanecki J.: wytwarzanie rur bez szwu. Wydawnictwo AGH, Kraków 2003
- [49] Praca zbiorowa pod red. Sińczak J.: Procesy przeróbki plastycznej. Ćwiczenia laboratoryjne. Wydawnictwo Naukowe AKAPIT, Kraków 2001
- [50] Knap F., wybrane zagadnienia z teorii i praktyki ciągarstwa, Politechnika Częstochowska, Częstochowa 1993
- [51] Wasiuń P., Walcownictwo i ciągarstwo metali nieżelaznych, Wydawnictwa Szkolne i Pedagogiczne, Cieszyn 1978
- [52] Suliga M., Szota P., Mróz S., Michalczyk J.: Komputerowa symulacja procesu ciągnięcia rur cienkościennych, dla narzędzi ciągarńicznych o wybranych parametrach, Praca Badawcza (niepublikowana), Politechnika Częstochowska, Częstochowa 2023
- [53] Ashby, M. F., & Jones, D. R. H. (2013). Chapter 15 – Processing metals 1. In M. F. Ashby & D. R. H. Jones (Eds.), *Engineering Materials 2* (4th ed.), pp. 255–278. Butterworth-Heinemann. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096668-7.00015-2>
- [54] Francis, L. F. (2016). Solid processes, *Materials processing*, pp. 251–342. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-385132-1.00004-5>
- [55] Wu, H., Huang, T., Song, K., Li, S., Zhou, Y., & Zhang, Y. (2024). Effect of drawing speed on the deformation characteristics, microstructure and properties of

- copper wire rod. *Materials Science and Engineering: A*, 892, pp. 146025.
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.146025>
- [56] Palengat, M., Chagnon, G., Favier, D., Louche, H., Linardon, C., & Plaideau, C. (2013). Cold drawing of 316L stainless steel thin-walled tubes: Experiments and finite element analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, 70, pp. 69–78.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2013.02.003>
- [57] Nowosielski M., Projektowanie procesu ciągnięcia rur z brązu na trzpieniu swobodnym, IV konferencja „Doskonalenie jakości procesów technologicznych”, Sromowice Niżne, 23-25 maja 2012.
- [58] Sadok L., Pietrzyk M.: Analiza pracy korka swobodnego w obszarze odkształcenia. *Hutnik*, nr 2, 62-65, 1981
- [59] Hatalak R., Kazana W.: Kryteria doboru trzpieni swobodnych do ciągnięcia rur drobnowymiarowych. *Rudy i Metale Nieżelazne*, nr 2, 44-47, 1992
- [60] Balakrishnan, A., & Brown, S. (1996). Process planning for aluminum tubes: An engineering-operations perspective. *Operations Research*, 44(1), pp. 2–20.
<https://doi.org/10.1287/opre.44.1.7>
- [61] Żaba K., Praca sił tarcia jako kryterium optymalizacji procesu ciągnięcia rur na korku swobodnym, Praca Doktorska, Kraków 2002
- [62] Boyer, H. E. (2013). Heat treating of nonferrous alloys. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, 2, pp. 190–195. <https://doi.org/10.1007/s13632-013-0074-8>
- [63] Morawiecki M., Przeróbka plastyczna. Podstawy teoretyczne, Wydawnictwo Śląsk, Katowice 1977.
- [64] Prakash, R. (1977). Tube sinking through conical dies. *International Journal of Mechanical Sciences*, 19(11), pp. 685–692. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(77\)90027-0](https://doi.org/10.1016/0020-7357(77)90027-0)
- [65] Akchurin, R.Z., Bogatov, A.A., Salikhyanov, D.R., & Ovchinnikov, A.S. (2019). Development and Introduction of Technology and Equipment for Multiple Drawing of Copper Alloy Thin-Walled Tube on a Long Movable Mandrel Without Intermediate Heat Treatment. *Metallurgist*, 62(9–10), pp. 1039–1047.
<https://doi.org/10.1007/s11015-019-00751-9>
- [66] Bryjak E., Ciągadła z węglików spiekanych, Wydawnictwo Górniczo – Hutnicze, Stalinogród 1955

- [67] Świątkowski, B., & Hatalak, M. (2006). Zastosowanie zmodyfikowanych narzędzi w procesie ciągnięcia rur cienkościennych. *Prace Instytutu Technologii Mechanicznej*, 51(2), pp. 193–197.
- [68] Gülseren, B., Bychkov, O., Frolov, I., Schaper, M., & Grydin, O. (2018). Sinking of ultra-thick-walled double-layered aluminium tubes. *Archives of Metallurgy and Materials*, 63(1), pp. 365–370. <https://doi.org/10.24425/118949>
- [69] Bryjak E., węgliki spiekane i ich zastosowanie, Wydawnictwo Górniczo – Hutnicze, Katowice 1959
- [70] Ceratizit, Katalog główny WEAR PARTS, 2015
- [71] Kwan, C.-T. A generalized velocity field for axisymmetric tube drawing through an arbitrarily curved die with an arbitrarily curved plug. *Journal of Materials Processing Technology*, 122, pp. 213–219. 2002 [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00013-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00013-4)
- [72] Görög, A., Görögová, I., & Martinkovič, M. (2020). Analysis of the Surface Roughness of a Tube Drawn by a Fixed Mandrel. In *Materials Science Forum*, 994, pp. 70–77. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.994.70>
- [73] Wistreich J.G.: , Investigation of the Mechanics of Wire Drawing”, *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, London, vol. 169,
- [74] Steininger Z., Ciągnięcie drutów stalowych, wybrane zagadnienia, Wydawnictwo Śląsk, Katowice 1975
- [75] Sheu, J.-J., Lin, S.-Y., & Yu, C.-H. (2014). Optimum die design for single pass steel tube drawing with large strain deformation. *Procedia Engineering*, 81, pp. 688–693. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.061>
- [76] Pernis, R., & Kasala, J. (2013). The influence of the die and floating plug geometry on the drawing process of tubing. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65(5–8), pp. 1081–1089. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4241-x>
- [77] Guillot, M., Fafard, M., Girard, S., Rahem, A., D’Amours, G., & Savoie, M. (2010). Experimental exploration of the aluminum tube drawing process for producing variable wall thickness components used in light structural applications. *SAE Technical Paper*. <https://doi.org/10.4271/2010-01-0222>
- [78] Gattmah, J., Öztürk, F., & Orhan, S. (2020). A new development of measurement technique for residual stresses generated by the cold tube drawing process with a fixed

- mandrel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 108, pp. 3675–3687. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05645-8>
- [79] Martínez, G.A.S., Rodríguez-Alabanda, O., Prisco, U., Tintelecan, M., & Kabayama, L.K. (2022). The influences of the variable speed and internal die geometry on the performance of two commercial soluble oils in the drawing process of pure copper fine wire. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 118(9–10), pp. 3749–3760. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08172>
- [80] Bihamta, R., Bui, Q.H., Guillot, M., D’Amours, G., Rahem, A., & Fafard, M. (2012). Application of a new procedure for the optimization of variable thickness drawing of aluminium tubes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5(2), pp. 142–150. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2012.03.006>
- [81] Orhan, S., Öztürk, F., & Gattmah, J. (2017). Effects of the semi die/plug angles on cold tube drawing with a fixed plug by FEM for AISI 1010 steel tube. *Sakarya University Journal of Science*, 21(5), pp. 886–892. <https://doi.org/10.16984/sofenbilder.291270>
- [82] Rubio, E.M. Analytical methods application to the study of tube drawing processes with fixed conical inner plug: Slab and Upper Bound Methods. *J. Achiev. Mater. Manuf. Eng.* 2006, 14, pp. 119–130.
- [83] Neves, F. O., Button, S., Caminaga, C., & Gentile, F. C. (2005). Numerical and experimental analysis of tube drawing with fixed plug. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 27(4), pp. 426–432. <https://doi.org/10.1590/S1678-58782005000400011>
- [84] Prajsnar T., Rulinski J., Zaglobicki E.: „Postep w doskonaleniu narzedzi ciagarskich i w technice hydrodynamicznego smarowania przy ciagnieniu rur”, *Hutnik*, 1972, nr 6,
- [85] Bramley, A. N., & Smith, D. J. (1976). Tube drawing with a floating plug. *Metals Technology*, 3(1), pp. 322–331. <https://doi.org/10.1179/030716976803392277>
- [86] Nowosielski, M., Żaba, K., Nowak, S., & Świątek, B. (2012). Projektowanie procesu ciągnięcia rur z brązu na trzpieniu swobodnym. <https://doi.org/10.13140/2.1.2609.8886>.
- [87] Żaba, K., & Szpunar, M. (2024). Effect of floating-plug drawing process parameters on surface finish of inner and outer surfaces of AISI 321 stainless steel thin-walled tubes. *Advances in Mechanical and Materials Engineering*, 41(1), pp. 27–37. <https://doi.org/10.7862/rm.2024.3>

- [88] Farahani, N. D., Parvizi, A., Barooni, A., & Anvari Naeini, S. (2018). Optimum curved die profile for tube drawing process with fixed conical plug. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 97. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1803-6>
- [89] Żaba, K., & Trzepieciński, T. (2023). Cold drawing of AISI 321 stainless steel thin-walled seamless tubes on a floating plug. *Materials*, 16(16), pp. 5684. <https://doi.org/10.3390/ma16165684>
- [90] Świątkowski, K., & Hatalak, R. (2004). Study of the new floating-plug drawing process of thin-walled tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, 151(1), pp. 105–114. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.024>
- [91] Oczkiewicz T. – Praca Doktorska
- [92] Gierzyńska M.: Tarcie, zużycie i smarowanie w obróbce plastycznej metali. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa, 1983
- [93] Wasiunyk P., *Walcownictwo i ciągarstwo*, Wydawnictwo Szkolne i Pedagogiczne, Warszawa, 1975
- [94] Krochmal, Praca Doktorska
- [95] <https://www.mdpi.com/2227-9717/11/2/513>, [stan na dzień, 21.08.2025]
- [96] Patil, M., Singh, V., Simhachalam, B., & Srinivas, K. (2020). Effect of lubrication technique in tube drawing. *Materials Today: Proceedings*, 28, pp. 426–431. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.10.027>
- [97] Patil, M., Singh, V., Regalla, S.P., Gupta, A.K., Bera, T.C., Bade, S., & Srinivas, K. (2022). Producing high quality cold-drawn steel tubes using an optimal thickness of tin as a tribo-layer. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 121(7–8), pp. 4663–4675. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09537-x>
- [98] Shivpuri, R., Bhaskararao, D., Mukherjee, S., & Kini, S.D. (2001). Investigation of Ecology Friendly Lubrication in High Speed Drawing of SSID Tubes. *CIRP Annals*, 50(1), pp. 169–172. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62097-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62097-6)
- [99] Wilson, W.R.D., & Halliday, K. (1977). An inlet zone analysis for the lubrication of a drawing process by a solid lubricant. *Wear*, 43(1), pp. 1–10. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(77\)90174-0](https://doi.org/10.1016/0043-1648(77)90174-0)
- [100] Knapp F., *Ciągnienie drutów, prętów i rur. Prace Dydaktyczne*, Wydział inżynierii procesowej, materiałowej i fizyki stosowanej, Częstochowa 2004
- [101] Gummert, H.-J. (2006). *Drawing: The production of wires, bars and tubes* (1st ed.). Gummert.

- [102] Grochowski E., Maszyny ciągarskie, Wydawnictwo Śląsk, Katowice 1976
- [103] Dokumentacja techniczno- ruchowa Ciągarki Ławowej Haginger
- [104] Dokumentacja techniczno- ruchowa Ciągarki Bębnowej Bueltmann
- [105] Boyer, H. E. (2013). Heat treating of nonferrous alloys. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, 2, pp. 190–195. <https://doi.org/10.1007/s13632-013-0074-8>
- [106] Boyer, H. E. (2013). Heat treating of nonferrous alloys. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, 2, pp. 190–195. <https://doi.org/10.1007/s13632-013-0074-8>
- [107] Dobrzyńska-Danikiewicz J., Podstawy analizy termicznej. Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, 2012
- [108] Jamróz A., Fiebig J., Reologia – zagadnienia i zastosowania. Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, 2006
- [109] Szcześniak S., Materiały smarowe w eksploatacji. Wydawnictwo Komunikacji i Łączności, 2001
- [110] Fuller D.D., Teoria i praktyka smarowania, Państwowe Wydawnictwa Techniczne, 1960
- [111] Morawiecki, M., Sadok, L., & Wosiek, E. (1977). Teoretyczne podstawy technologicznych procesów przeróbki plastycznej. Katowice: Śląsk.
- [112] Zielenkiewicz K. W., Zielenkiewicz A., Analiza termiczna związków organicznych i nieorganicznych. Wydawnictwo Naukowe PWN, 2000
- [113] Sadok L.: Nowe aspekty ciągnięcia rur w warunkach tarcia hydrodynamicznego. ZN AGH 1976, Metalurgia i Odlewnictwo nr 73.
- [114] Sadok L., Pietrzyk M.: Ciśnienie smaru w procesie swobodnego ciągnięcia rur w warunkach tarcia hydrodynamicznego. Hutnik, nr 11, 1976, s. 481-487.
- [115] Sadok L., Wosiek E.: Charakterystyka procesu swobodnego ciągnięcia rur w warunkach tarcia hydrodynamicznego. Hutnik, t. 38, nr 4, 1971, s. 197-202.
- [116] Karta charakterystyki, MASTERDRAW LF 51051, CARL BECHEM GMBH, 30.06.2020
- [117] Karta charakterystyki KUBITRAC 4068, CARL BECHEM GMBH, 28.05.2021
- [118] Karta charakterystyki CETODRAW X13, FUCHS LUBRIFICANTI S.p.A., 24.04.2015

- [119] Karta charakterystyki TECHCOOL 35650 W, Chemetall Polska sp.z o.o., 25.05.2023
- [120] Karta charakterystyki TECHCOOL 35630 BF, Chemetall Polska sp.z o.o., 12.12.2022
- [121] Bharat B., Principles and Applications of Tribology Wiley, 2013
- [122] Tom R. T., Rough Surfaces (World Scientific, 2. wydanie, 1999
- [123] Paulo Davim J., Tribology for Engineers: A Practical Guide. Woodhead Publishing, 2011
- [124] Avitzur, Handbook of Metalforming Processes, John & Wiley, 1983.
- [125] Hayate Sakaguchi i in., Change in Surface Roughness on the Inner and Outer Surfaces of the Microtube during Hollow Sinking, Materials 2024
- [126] Adamczyk S.: Pomiar geometryczny powierzchni, zarysy kształtu, falistość i chropowatość. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2008
- [127] Pełczyński T., Metaloznawstwo, Państwowe Wydawnictwa Techniczne, Warszawa 1951
- [128] Santos, C. I. S., Mendonça, M. H., & Fonseca, I. T. E. (2006). Corrosion of brass in natural and artificial seawater. Journal of Applied Electrochemistry, 36(12), pp. 1353–1359. <https://doi.org/10.1007/s10800-006-9230-z>
- [129] Magrinho, J. P., Silva, M. B., Centeno, G., Moedas, F., Vallengano, C., & Martins, P. A. F. (2019). On the determination of forming limits in thin-walled tubes. International Journal of Mechanical Sciences, 155, pp. 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2019.03.020>
- [130] Xie, W., Jiang, W., Wu, Y., Song, H., Deng, S., Lăzărescu, L., Zhang, S., & Banabic, D. (2022). Process parameter optimization for thin-walled tube push-bending using response surface methodology. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 118(11–12), pp. 3833–3847. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08196-8>
- [131] Lai, F., Mao, K., Cao, C., Hu, A., Tu, J., & Lin, Y. (2023). Rotating bending fatigue behaviors of C17200 beryllium copper alloy at high temperatures. Materials, 16(2), pp. 815. <https://doi.org/10.3390/ma16020815>
- [132] Niezgodziński M., Niezgodziński T.: Wytrzymałość materiałów, Wyd. XI, PWN, Warszawa 1979

- [133] <https://www.zwickroell.com/pl/produkty/statyczne-maszyny-wytrzymalosciowe-do-badania-materialow/uniwersalne-maszyny-wytrzymalosciowe-do-zastosowan-statycznych/> [stan na dzień, 20.10.2025]
- [134] <https://www.zwickroell.com/pl/branze/metal/normy-metal/vickers-badanie-iso-6507/> [stan na dzień, 20.10.2025]
- [135] <https://www.zwickroell.com/pl/branze/metal/normy-metal/vickers-badanie-iso-6507/> [stan na dzień, 20.10.2025]
- [136] <https://evidentscientific.com/en/> [stan na dzień, 20.10.2025]
- [137] Palengat, M., Chagnon, G., Favier, D., Louche, H., Linardon, C., & Plaideau, C. (2013). Cold drawing of 316L stainless steel thin-walled tubes: Experiments and finite element analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, 70, pp. 69–78. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2013.02.003>
- [138] Camacho, A. M., & Rubio, E. M. (2006). Study of drawing processes by analytical and finite element methods. *Materials Science Forum*, 526–527, pp. 187–192. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.526.187>
- [139] Suliga, M., Mróz, S., Szota, P., Wasilewski, M., & Jaroszewski, K. (2025). Numerical analysis of the process of drawing thin-walled CuSn8 alloy tubes on a cylindrical plug. *Materials*, 18(12), pp. 2754. <https://doi.org/10.3390/ma18122754>
- [140] Boutenel, F., Delhomme, M., Velay, V., & Boman, R. (2018). Finite element modelling of cold drawing for high-precision tubes. *Comptes Rendus Mécanique*, 346(8), pp.665–677. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2018.06.005>
- [141] Béland, J. F. (2011). Optimization on the cold drawing process of 6063-T832 aluminum alloy tubes. *Applied Mathematical Modelling*, 35(11), pp. 5181–5194. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2011.04.025>
- [142] Chapman, D. S. (1991). Effect of process variables on the tube drawing process and product integrity.
- [143] Malinowski, Zbigniew. (2005). Numeryczne modele w przeróbce plastycznej i wymianie ciepła.
- [144] Pater Z., Samołyk G.: Podstawy technologii obróbki plastycznej metali, Politechnika Lubelska, Lublin (2013)
- [145] Cockroft M., Latham D.: Ductility and the workability of metals, *J. Inst. Metals* 96, 1968, 33-39

- [146] Stefanik A.: Wpływ parametrów procesu walcowania z wzdłużnym podziałem pasma na kryterium rozdziału żył, Praca doktorska, Politechnika Częstochowska, Częstochowa, 2008, niepublikowana
- [147] Suliga M.: Analiza wielostopniowego ciągnięcia drutów stalowych z dużymi prędkościami w ciągadłach konwencjonalnych i hydrodynamicznych, seria monografie 32, Wydawnictwo Wydziału Inżynierii Procesowej, Materiałowej i Fizyki Stosowanej, Częstochowa 2013