



*Antoni Świć*

# Technologia obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności

M  
O  
N  
O  
G  
R  
A  
F  
I  
E

Technologia obróbki części  
osiowosymetrycznych o małej  
sztywności

# Monografie – Politechnika Lubelska

## Rada Naukowa Wydawnictwa Politechniki Lubelskiej

**Przewodnicząca:**  
Agnieszka RZEPKA

**Dyrektor CIN-T:**  
Katarzyna WEINPER

### Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej:

Magdalena CHOŁOJCZYK  
Jarosław GAJDA  
Anna KOŁTUNOWSKA  
Katarzyna PEŁKA-SMĘTEK

### Przedstawiciele Dyscyplin Naukowych Politechniki Lubelskiej:

Marzenna DUDZIŃSKA  
Małgorzata FRANUS  
Arkadiusz GOLA  
Paweł KARCZMAREK  
Beata KOWALSKA  
Anna KUCZMASZEWSKA  
Jarosław LATAJSKI  
Tomasz LIPECKI  
Zbigniew ŁAGODOWSKI  
Joanna PAWŁAT  
Lucjan PAWŁOWSKI  
Natalia PRZESMYCKA  
Magdalena RZEMIENIAK  
Mariusz ŚNIADKOWSKI

### Przedstawiciele honorowi:

Zhihong CAO, Chiny  
Miroslav GEJDOŠ, Słowacja  
Karol HENSEL, Słowacja  
Hrvoje KOZMAR, Chorwacja  
Frantisek KRCMA, Czechy  
Sergio Lujan MORA, Hiszpania  
Dilbar MUKHAMEDOVA, Uzbekistan  
Sirgii PAWŁOW, Ukraina  
Natalia SAVINA, Ukraina  
Natia SHENGELIA, Gruzja  
Daniele ZULLI, Włochy

Antoni Świć

# Technologia obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności



Lublin 2022

Recenzenci:

dr hab. inż. Dariusz Plinta, prof. ATH – Akademia Techniczno-Humanistyczna  
w Bielsku Białej

prof. dr hab. inż. Zbigniew Banaszak – Politechnika Koszalińska

Wydanie monografii zostało sfinansowane z Projektu Politechnika Lubelska –  
Regionalna Inicjatywa Doskonałości ze środków Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa  
Wyższego na podstawie umowy nr 030/RID/2018/19

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2022

ISBN: 978-83-7947-536-0

Wydawca: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej

[www.wpl.pollub.pl](http://www.wpl.pollub.pl)

ul. Nadbystrzycka 36C, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59

Druk: Drukarnia Akapit Sp. z o. o.

[www.drukarniakapit.pl](http://www.drukarniakapit.pl)

---

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL [www.bc.pollub.pl](http://www.bc.pollub.pl)

Książka udostępniona jest na licencji Creative Commons Uznanie autorstwa – na tych  
samyach warunkach 4.0 Międzynarodowe (CC BY-SA 4.0)

Nakład: 30 egz.

# SPIS TREŚCI

STRESZCZENIE.....	7
ABSTRACT.....	8
WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ I SKRÓTÓW.....	9
WSTĘP.....	11
1. ZWIEKSZENIE DOKŁADNOŚCI OBRÓBKI CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI.....	13
1.1. Charakterystyka części osiowosymetrycznych i metod ich obróbki.....	13
1.1.1. Specyfika obróbki wałków o małej sztywności.....	13
1.1.2. Sposoby tradycyjne obróbki otworów w częściach o małej sztywności.....	32
1.2. Dokładność obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności.....	46
1.3. Modele matematyczne obrabiarek i procesu skrawania.....	49
1.4. Podsumowanie.....	68
2. METODY STEROWANIA DOKŁADNOŚCIĄ OBRÓBKI CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH.....	69
2.1. Ogólna charakterystyka obiektu sterowania.....	69
2.2. Modele układów obróbki skrawaniem.....	76
2.2.1. Model obróbki tokarskiej sprężysto-odkształcalnych wałów o małej sztywności.....	76
2.2.2. Model roztaczania otworów głębokich.....	89
2.2.3. Modele układu szlifowania wzdłużnego sprężysto-odkształcalnych części o małej sztywności.....	96
2.3. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich.....	103
2.4. Układ szlifowania wgłębnego wałów o małej sztywności.....	109
2.5. Podsumowanie.....	113
3. MODELOWANIE I STEROWANIE PROCESAMI OBRÓBK MECHANICZNEJ CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI.....	116
3.1. Sterowanie obróbką mechaniczną osiowosymetrycznych części o małej sztywności.....	116
3.1.1. Charakterystyka układu obróbki skrawaniem osiowosymetrycznych części o małej sztywności.....	116
3.1.2. Ocena stanu energetycznego układu obróbki skrawaniem.....	120

3.1.3. Sterowanie obróbką mechaniczną części o małej sztywności .....	122
3.2. Numeryczne badania symulacyjne procesu skrawania .....	130
3.2.1. Badania numeryczne w programie MATMOD .....	130
3.2.2. Numeryczne badania symulacyjne układu dynamicznego procesu skrawania .....	133
3.2.3. Modelowanie charakterystyk układu obróbki toczeniem wałów o małej sztywności.....	136
3.3. Zastosowanie kontrolera neuronowo-genetycznego do obróbki wałków o małej sztywności .....	147
3.3.1. Przykłady zastosowań sztucznej inteligencji w obróbce części maszyn .....	147
3.3.2. Charakterystyka metody .....	148
3.3.3. Przygotowanie danych .....	152
3.3.4. Przykłady zastosowania sieci neuronowych w toczeniu części osiowosymetrycznych .....	154
3.3.5. Kontroler oparty na algorytmie genetycznym .....	166
3.4. Podsumowanie.....	174
<b>4. AUTOMATYZACJA OBRÓBKİ CZĘŚCI OBROTOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI W STANIE SPRĘŻYSCIE ODKSZTAŁCALNYM.....</b>	<b>176</b>
4.1. Układy sterowania automatycznego obróbki wałów o małej sztywności w stanie sprężycie-odkształcalnym .....	176
4.1.1. Sposoby obróbki skrawaniem części o małej sztywności w stanie sprężycie-odkształcalnym.....	176
4.1.2. Metoda technologiczna sterowania dokładnością obróbki wałków o małej sztywności.....	177
4.2. Sterowanie stanem sprężycie-odkształcalnym części przy przyłożeniu dodatkowych sił ze strony amortyzatorów .....	183
4.3. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem.....	195
4.4. Środki technologiczne automatyzacji i sterowania stanem sprężycie-odkształcalnym części o małej sztywności.....	199
4.5. Podsumowanie.....	215
<b>PODSUMOWANIE.....</b>	<b>217</b>
<b>LITERATURA .....</b>	<b>220</b>

# TECHNOLOGIA OBRÓBKI CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI

## STRESZCZENIE

Zaprezentowano rozwiązania w zakresie nowych metod obróbki części podatnych w wyniku wprowadzenie nowych elementów konstrukcyjnych i technologicznych, umożliwiających odpowiednie ustawienie części i ich obróbkę, sterowanie parametrami technologicznymi procesów oraz opracowanie jakościowo nowych procesów technologicznych.

Opracowano układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich zawierający trzy obwody sterowania: posuwu, prędkości skrawania i siły odkształcenia powierzchniowego. Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania, przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości.

Przedstawiono metodologię budowy modeli matematycznych obróbki wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym. Wyodrębniono czynniki, wykazujące dominujący wpływ na dokładnościowe wskaźniki procesu obróbki.

Na podstawie przeprowadzonych badań teoretycznych i eksperymentalnych opracowano sposób obróbki mechanicznej, który umożliwia osiągnięcie dokładności w trakcie toczenia i jednocześnie sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym wałków w układzie technologicznym.

Zastosowano nowe podejście do tworzenia modeli matematycznych, opisujących zachowanie sprężyste i niesprężyste części, przy pomocy transmitancji operatorowych i schematów strukturalnych, umożliwiających zastosowanie metody częstotliwościowej oceny zachowania dynamicznego półfabrykatu, jako ciała sztywnego.

Zaprezentowano oryginalną koncepcję sterowania procesem toczenia wałów podatnych z wykorzystaniem hybrydowego sterownika neuronowo-genetycznego. Wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych umożliwia zwiększenie skuteczności sterowania w stosunku do innych metod.

Do obróbki wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym, w celu uzyskania odpowiedniej dokładności i wydajności, opracowano szereg konstrukcji koników do tokarek.

Zastosowanie proponowanych sposobów obróbki wałków, o małej sztywności w przedsiębiorstwach przemysłu maszynowego, umożliwi w sposób znaczący podniesienie jakości tych wyrobów, przy dużej wydajności ich wytwarzania.

**Słowa kluczowe:** obróbka, parametry technologiczne, wały o małej sztywności



# NEW TECHNOLOGY FOR MACHINING AXISYMMETRIC LOW-RIGIDITY PARTS

## ABSTRACT

New methods for machining axisymmetric low-rigidity parts are proposed. By introducing new structural and technological components, the proposed new methods allow appropriate part setup and its machining, technological parameter control and the development of qualitatively new technological processes.

An automatic control system for boring deep holes is developed. The system consists of three control circuits for feed, cutting speed and surface deformation force, respectively. A boring method for long sleeves is devised, in which the rigidity of workpiece is maintained uniform over its entire length during machining.

A new method for constructing mathematical models of machining low-rigidity shafts in the elastoplastic state is presented. Factors affecting machining accuracy are determined.

Based on theoretical and experimental results, a machining method is developed that makes it possible to achieve accuracy in turning and, at the same time, to control the elastoplastic state of shafts in the system.

A new approach to the creation of mathematical models describing the elastic and inelastic behaviour of parts is proposed. The approach uses operator transmittance and structural patterns enabling the application of the frequency method for evaluating the dynamic behaviour of a semi-finished product as a rigid body.

A novel concept of control in the turning process of low-rigidity shafts by means of a hybrid neural-genetic controller is presented. Compared to other methods, the use of artificial neural networks makes it possible to increase control effectiveness.

A number of lathe tailstock designs are developed that enable machining of low-rigidity shafts in the elastoplastic state with high manufacturing accuracy and efficiency.

The application of the proposed machining methods for low-rigidity shafts in the machine-building industry will make it possible to significantly improve the quality of these products, as well as increase efficiency of their manufacture.

**Keywords:** machining, technological parameters, low-rigidity shafts

## Wykaz ważniejszych oznaczeń i skrótów

$E$	– moduł Younga (sprężystości podłużnej)
$I$	– moment bezwładności przekroju
$a_p$	– głębokość skrawania
$f$	– posuw
$d$	– średnica części mm
$e$	– mimośród siły rozciągającej
$M_{zg}$	– moment zginający
$F_{em}$	– siła elektromagnetyczna
$f$	– posuw, częstotliwość drgań
$F$	– siła skrawania
$F_c$	– główna siła skrawania
$F_f$	– składowa posuwowa siły skrawania
$F_p$	– składowa promieniowa siły skrawania
$\emptyset_o$	– kąt ścinania
$g$	– współczynnik grubości wióra
$j$	– sztywność układu, elementów, części
$h$	– grubość warstwy skrawanej
$b$	– szerokość warstwy skrawanej
$A$	– amplituda
$G(s)$	– transmitancja operatorowa
$R_m$	– granica wytrzymałości materiału
$R_u$	– granica wytrzymałości na rozrywanie materiału obrabianego
$m$	– masa zredukowana podukładu narzędzie–support
$J_{zr}$	– zredukowany moment bezwładności
$\varepsilon$	– współczynnik tłumienia
$G$	– moduł sprężystości poprzecznej
$\Phi$	– przemieszczenie kątowe
$j_k$	– sztywność konika
$j_o$	– sztywność obrabiarki
$M$	– moment zginający
$n$	– prędkość obrotowa wrzeciona
$r_\varepsilon$	– promień zaokrąglenia naroża ostrza
$Ra$	– średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości
$Rz$	– wysokość chropowatości wg 10 punktów
$W_x$	– wskaźnik wytrzymałości na zginanie
$v_c$	– prędkość skrawania
$y$	– odkształcenia sprężyste części obrabianej, układu technologicznego ( $UT$ )
$\gamma$	– kąt natarcia
$\alpha$	– kąt przyłożenia

$\kappa_r, \kappa_r'$	– kąt przystawienia: główny, pomocniczy
$\lambda$	– kąt pochylenia krawędzi skrawającej ostrza
$\Psi$	– współczynnik pochłaniania
$\mu$	– współczynnik tarcia statycznego
$\omega$	– częstość

## SKRÓTY

<i>UD</i>	– układ dynamiczny
<i>PT</i>	– proces technologiczny
<i>MM</i>	– model matematyczny
<i>UT</i>	– układ technologiczny (OUPN)
<i>OUPN</i>	– obrabiarka-uchwyt-przyrząd-narzędzie
<i>PSH</i>	– podtrzymka samocentrująca hydrauliczna
<i>US</i>	– układ sprężysty
<i>UAS</i>	– układ sterowania automatycznego
<i>NC</i>	– Numerical Control

## WSTĘP

Istotnym problemem w budowie maszyn jest uzyskanie niezawodności dokładnościowej urządzeń mechanicznych oraz podniesienie wydajności procesów technologicznych. Szczególnie ważne jest uzyskanie określonej dokładności wykonania części, a zwłaszcza tych o małej sztywności.

Analiza literaturowa pokazuje, że połowa wszystkich części maszyn to elementy obrotowo-symetryczne: wały (ok. 40%), tarcze, tuleje, cylindry itp.

Bardzo istotnym, a jednocześnie złożonym problemem jest uzyskanie wymaganej dokładności obróbki i niezawodności eksploatacyjnej takich części, dosyć często stosowanych w wielu zespołach różnych maszyn i urządzeń.

Części o małej sztywności znajdują zastosowanie w:

- przemyśle lotniczym,
- mechanice precyzyjnej,
- przemyśle narzędziowym (narzędzia specjalne),
- przemyśle motoryzacyjnym.

Charakteryzują się one nieproporcjonalnością wymiarów gabarytowych oraz małą sztywnością w określonych przekrojach i kierunkach. Wysokie wymagania stawiane są również w zakresie parametrów kształtu geometrycznego, wzajemnego położenia powierzchni, wymiarów liniowych i jakości powierzchni.

Specyfika obróbki takich części powoduje, że utrudnione jest uzyskanie wymaganych parametrów dokładności kształtu, wymiarów i jakości powierzchni. Mała sztywność własna oraz względnie niska sztywność części, w porównaniu ze sztywnymi zespołami obrabiarki, powodują powstawanie w określonych warunkach drgań. Proces obróbki zakłóca i destabilizuje wiele czynników (duże odkształcenia własne obrabianego elementu, narzędzie, przyrząd, wióry, pył itp.), co wpływa na zmniejszenie dokładności obróbki.

Konwencjonalne metody obróbki części o małej sztywności, w przypadku których jest stosowana obróbka wieloprześciowa, niezbyt wysokie parametry obróbki, podtrzymki oraz dodatkowe zabiegi i ręczne docieranie są mało wydajne i nie odpowiadają współczesnym wymogom automatyzacji. Powoduje to, że poszukiwane są nowe metody obróbki elementów o małej sztywności. Niektóre z takich rozwiązań przedstawiono w niniejszym opracowaniu.

W rozdziale 1 zaprezentowano specyfikę i wymagania odnośnie dokładności obróbki części o małej sztywności; scharakteryzowano metody zapewnienia dokładności zautomatyzowanej obróbki tokarskiej oraz stosowane dotychczas podejście do obróbki elementów obrotowo symetrycznych o małej sztywności. Przeanalizowano proces obróbki otworów głębokich o małej średnicy. Problem zwiększenia efektywności obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności można rozwiązywać na dwa sposoby, w wyniku: stabilizacji osi części i/lub zwiększenia stabilności dynamicznej narzędzia. Przedstawiono także obróbkę tulei cienkościennych posiadających otwory głębokie, jako proces bardziej

pracochłonny. Przedstawiono problemy związane z dokładności obróbki części o małej sztywności oraz sposoby ich rozwiązania, oparte na poszukiwaniu nowych efektywnych dróg sterowania dokładnością układu dynamicznego o elementach o małej sztywności. Przeanalizowano najczęściej stosowane modele matematyczne obrabiarek i procesu skrawania.

Rozdział 2 zawiera: podstawy teoretyczne metod sterowania dokładnością obróbki wałków o małej sztywności, modele układów obróbki skrawaniem w tym: modele obróbki tokarskiej sprężysto-odkształcalnych elementów o małej sztywności, modele roztaczania otworów głębokich, modele układu szlifowania wzdłużnego sprężysto-odkształcalnych części o małej sztywności. Przedstawiono także układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich jak również układ szlifowania wgłębnego wałów o małej sztywności.

W rozdziale 3 scharakteryzowano modelowanie i sterowanie procesami obróbki mechanicznej części osiowosymetrycznych o małej sztywności: charakterystykę układu obróbki skrawaniem części osiowosymetrycznych o małej sztywności, ocenę stanu energetycznego układu obróbki skrawaniem, sterowanie obróbką mechaniczną części o małej sztywności. Zaprezentowano numeryczne badania symulacyjne procesu skrawania. Przedstawiono modelowanie charakterystyk układu obróbki toczeniem wałów o małej sztywności, jak również zastosowanie kontrolera neuronowo-genetycznego do obróbki wałków o małej sztywności, w tym: przykłady zastosowań sztucznej inteligencji w obróbce części maszyn, oryginalną koncepcję sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności z wykorzystaniem hybrydowego sterownika neuronowo-genetycznego. Zastosowanie sztucznych sieci neuronowych umożliwia zwiększenie skutecznością sterowania w porównaniu z innymi metodami.

Rozdział 4 prezentuje problematykę związaną z automatyzacją obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności. Zaprezentowane zostały sposoby obróbki skrawaniem części o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym, metody technologiczne sterowania dokładnością obróbki wałków o małej sztywności, sterowanie obróbką wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym, jak również sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym części przy przyłożeniu dodatkowych sił ze strony amortyzatorów. Zaprezentowany został układ sterowania automatycznego roztaczaniem. Przedstawiono środki technologiczne automatyzacji i sterowania stanem sprężysto-odkształcalnym części o małej sztywności.

# 1. ZWIĘKSZENIE DOKŁADNOŚCI OBRÓBKI CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI

## 1.1. Charakterystyka części osiowosymetrycznych i metod ich obróbki

### 1.1.1. Specyfika obróbki wałków o małej sztywności

Obróbka wałków o małej sztywności powinna umożliwić uzyskanie wymaganej dokładności kształtu, wymiarów i jakości powierzchni części przy stabilnym funkcjonowaniu układu technologicznego (*UT* tzw. *OUPN* – obrabiarka-uchwyt-przyrząd-narzędzie). Stabilność układu technologicznego przeciwdziała pojawianiu się niebezpiecznych i szkodliwych czynników produkcyjnych, prowadzących do powstania sytuacji awaryjnych i obniżenia poziomu bezpieczeństwa produkcji. Zwiększeniu ulega więc dokładność obróbki oraz niezawodność eksploatacyjna obrobionych części i całego wyrobu.

Na podstawie analizy wielu wyrobów przemysłowych można stwierdzić, że połowa wszystkich części maszyn stanowią części obrotowe: wały (ponad 40%), tarcze, tuleje, cylindry cienkościenne, obręcze itp.

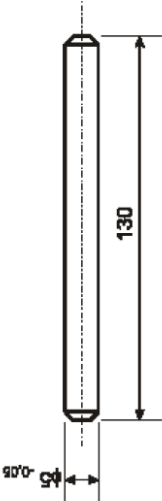
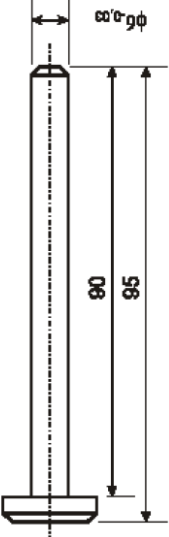
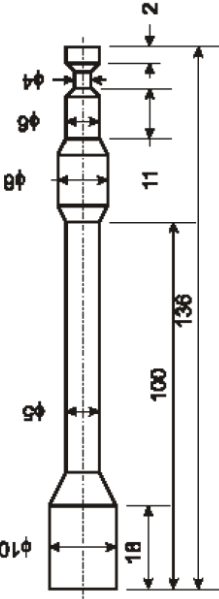
W przemyśle maszynowym części osiowo-symetryczne stanowią około 34% ogólnej liczby części, wśród nich do 12% można zaliczyć do wałków o małej sztywności [161].

Części o małej sztywności (tab. 1.1 i 1.2) znajdują zastosowanie w przemyśle lotniczym (wałki sprężynujące, elastyczne i skrętne, resory, śruby), przemyśle narzędziowym (różnego rodzaju przyrządy, mechanizmy, narzędzia precyzyjne i specjalne, wiertła, rozwiertaki, gwintowniki, wytaczadła), przemyśle maszynowym (wałki, wirniki turbin i pomp, śruby pociągowe), w maszynach rolniczych (półosie traktorów, kombajnów), przemyśle motoryzacyjnym i pochodnych.

Mimo różnorodnego przeznaczenia funkcjonalnego i różnic konstrukcyjnych części te mogą być zaliczone do jednej grupy, według jednolitego wyróżnika klasyfikacyjnego – kształtu (ciała obrotowe). Wysokie wymagania stawiane są w zakresie dokładności kształtu i położenia powierzchni, wymiarów liniowych i jakości warstwy wierzchniej części o małej sztywności. Wałki o małej sztywności wykonuje się najczęściej ze stali niestopowych lub stopowych o wysokiej wytrzymałości. Podstawowymi metodami obróbki takich części są toczenie zewnętrzne wzdłużne i szlifowanie zewnętrzne. Przy tym dokładność obróbki toceniem powinna odpowiadać od 8 do 11 klasy dokładności, przy chropowatości  $Ra = 0,63\text{--}2,5 \mu\text{m}$ , a operacja szlifowania powinna zapewniać 5–6 klasę dokładności przy chropowatości  $Ra \leq 0,63 \mu\text{m}$ .

Operacje tokarskie określają dokładność kolejnych operacji (szlifowania), a w wielu przypadkach toczenie jest końcowym rodzajem obróbki.

Tab. 1.1. Przykłady charakterystycznych części z klasyfikacji wałków o małej sztywności [238]

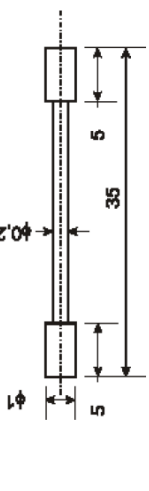
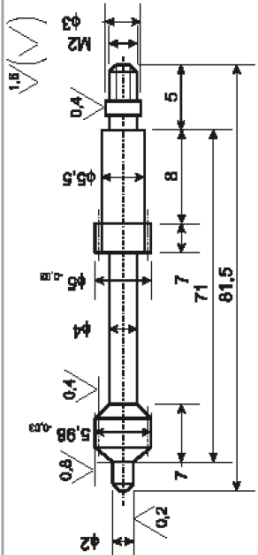
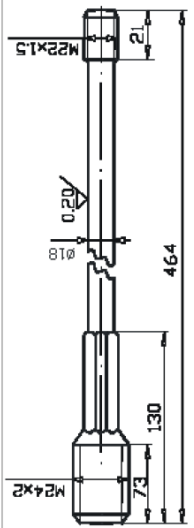
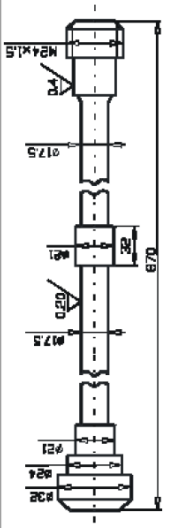
1	2	3	4	5	6	7	8	9	HRC	
									1	0
	1	Oś		Stal C45 X17CrNi16-2	130	5	26,0	7,00	9	
	2	Oś		Stal C45	95	$d_{np}=6,2 (1,2)$	15,3	1,15		
	3	Oś		51CrV4	136	6	22,7	3,80		
1 – części nośne										

Tab. 1.1. c.d. Przykłady charakterystycznych części z klasyfikacji wałków o małej sztywności [238]

1	1 – części nośne		
2	4	5	6
3	Walek – wirnik	Walek – wirnik	Walek – wirnik
4			
5	X17CrNi6-2	Stal C45 X17CrNi6-2	X30Cr13, C 45
6	62	170	2300 (2500)
7	$d_{np}=3,2$ (1,3)	$10^{+0,012}_{+0,002}$	74 (90)
8	19,3	17,0	31
9	4,49	0,98	0,80
10			



Tab. 1.1. c.d. Przykłady charakterystycznych części z klasyfikacji wałków o małej sztywności [238]

1	2 – części elastyczne sprężyste odkształcalne	3 – części napędowe	4		5	X30Cr13	6	35	7	$d_{np}=0,5 (1,3)$	8	62,5	9	889,70	10	
1				5	X30Cr13	6	81,5	7	$d_{np}=4,42 (1,3)$	8	18,4	9	2,83	10		
1				5	X19NiCrMo4	6	464	7	18	8	25,8	9	1,9	10	33-37 HRC	
1				5	X19NiCrMo4	6	870	7	22	8	39,8	9	5,1	10	33-37 HRC	
2	7	8	9	10												
3	Walek elastyczny	Walek uzębiony	Śruba kotwowa silnika	Śruba												

Tab. 1.2. Narzędzia trzpieniowe [238]

Nr	Nazwa części	Szkic	Materiał	L [mm]	d [mm]	d <sub>2</sub> [mm]	d <sub>1</sub> [mm]	H [mm]	$K = \frac{L}{d}$	ω, [μm/N]
1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10.	11.
1.	Gwintowniki bezwiorowe maszynowo – ręczne		HS6-5-2	36 40 45 48	1,0–1,2 1,4–2,0 2,2–2,5 3	d <sub>pz</sub> =1,68 68	2,24 2,24 2,8 3,15		d <sub>p</sub> =168 L=35,9 K=21,4	
2.	Gwintowniki bezwiorowe do nakrętek		HS6-5-2	129 160 180 200 220 250	3 4 5 6 8 10	2,24 2,8 3,6 4,5 6,3 8,0	2,24 2,8 3,55 4,5 6,3 8,0		d <sub>p</sub> =8,2 L=250 K=30,5	
3.	Rozwiertaki zdzieraki jednolite		HS6-5-2	65±107	3 ... 5		3,5		d <sub>p</sub> =3,88 K=25,8	
4.	Rozwiertaki zdzieraki jednolite		HS6-5-2	156±168	8 ... 10				d <sub>p</sub> =8,6 K=18,54	
5.	Rozwiertak		HS6-5-2	80	d <sub>pz</sub> =2,2 9				34,9	

Większości wałków, przedstawionych w tabeli 1.1 i 1.2, są stawiane wysokie wymagania odnośnie dokładności (5–6 klasa) i chropowatości ( $Ra \leq 0,63 \mu\text{m}$ ). Po operacji szlifowania części nie powinny mieć mikropęknięć, przypaleń i innych defektów powierzchni. Metodami obróbki, spełniającymi te wymagania są: toczenie, a następnie szlifowanie zewnętrzne. Jednak połączenie niestabilnych procesów toczenia i szlifowania części o małej sztywności powoduje powstanie dosyć złożonego układu technologicznego, zachowania, którego w procesie skrawania a priori praktycznie nie można przewidzieć [116, 117, 176, 190].

Wartość podatności wałka określa się w przypadku przyłożenia obciążenia  $F$  w jego środku, kiedy  $x = L/2$  ( $\varepsilon = x/L = 0,5$ )

$$\omega = \frac{L^3}{48EI} = 2 * 10^{-3} \left( \frac{K^3}{d} \right) \left[ \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \right] \quad (1.1)$$

gdzie:  $K = L/d$ ,  $d$  – średnica części,  $E$  – moduł sprężystości,  
 $I$  – moment bezwładności przekroju.

Przy obróbce wałków stopniowanych określana jest ich średnica zredukowana; i tak w przypadku wałków o większej średnicy.

Z jednej strony

$$d_s = \frac{d_1 L_1 + d_2 L_2 + \dots + d_i L_i}{L}, \quad (1.2)$$

w środku wałka

$$d_s = \sqrt{\frac{d_1^2 L_1 + d_2^2 L_2 + \dots + d_i^2 L_i}{L}}, \quad (1.3)$$

gdzie:  $d_1, d_2, \dots, d_i$  – średnice stopni wałka,  $l_1, l_2, \dots, l_i$  – długości stopni wałka.

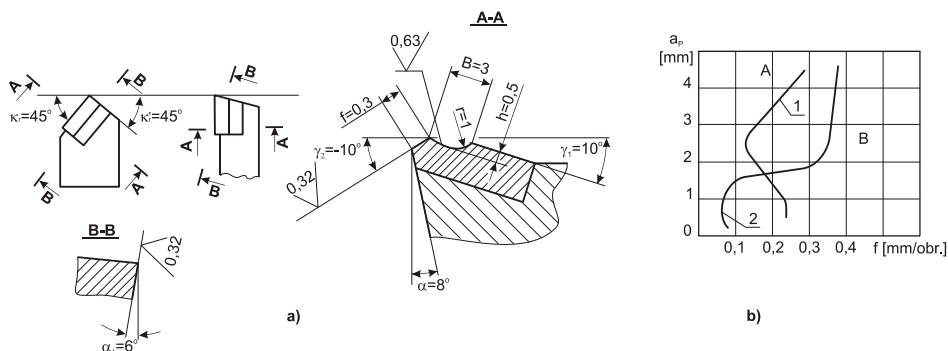
Podstawowym zadaniem klasyfikacji jest sprowadzenie całej różnorodności części, powierzchni i ich połączeń do minimalnej liczby typów, przy których proces obróbki należy rozpatrywać na bazie konkretnego procesu technologicznego i odpowiednich urządzeń technologicznych (tab. 1.1, 1.2).

Pierwszą klasyfikację technologiczną części opracował A.P. Sokołowski, który podzielił je na klasy, podklasy, grupy i typy [24]. Klasa to części podobne technologicznie, które można wykonywać w zbliżonych warunkach technologicznych [140, 152, 154, 173]. W klasyfikacji tej przewidziano 15 klas (wały, tuleje, tarcze, kątowniki, części mimośrodowe, krzyżaki, dźwignie, płyty, wpusty, stojaki, wrzecienniki, koła zębate, krzywki kształtowe, śruby pociągowe i ślimaki, drobne części złączne). Akcentuje się przy tym, że w tej uogólnionej w budowie maszyn klasyfikacji, celowe jest wyodrębnienie nowych klas części, charakterystycznych w poszczególnych branżach przemysłu.

Przedstawiona klasyfikacja nie uwzględnia tak ważnego wyróżnika klasyfikacyjnego, jak sztywność części, której szeroki zakres zmian istotnie oddziałuje na wybór i opracowanie procesu technologicznego.

Wybór optymalnej geometrii ostrza umożliwi rozwiązaną problemu powstania i łamania wiórów w trakcie toczenia. Wióry wstęgowe lub spiralne, nawijając się na część i narzędzie mogą powodować powstanie drgań, uszkodzenie ostrza, zakleszczanie, a także zwiększenie niebezpieczeństwa wypadków. W przypadku przedostania się do mechanizmów (prowadnic) obrabiarki – mogą powodować sytuacje awaryjne.

Przykładową geometrię ostrza noża tokarskiego z płytkami z węglika spiekanege, umożliwiającego obróbkę stali konstrukcyjnych z rozdrabnianiem wióra, pokazano na rysunku 1.1a [3, 5]. Wykresy niezawodnego rozdrabniania wióra, dzielące zakres parametrów skrawania na strefy stabilnego (A) i niestabilnego (B) rozdrabniania wiórów, przedstawiono na rysunku 1.1b. Krzywą 1 otrzymano przy toczeniu stali *X10CrNi18-8* z prędkością skrawania  $v_c = 70\text{--}130$  m/min, a krzywą 2 – przy toczeniu stali *C45* z  $v_c = 130$  m/min.

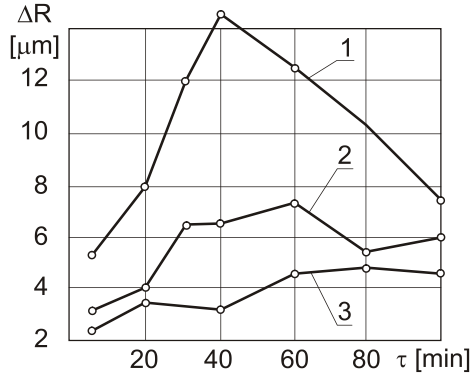


**Rys. 1.1. Ostrze noża tokarskiego przeznaczonego do toczenia wzdłużnego:**  
**a) parametry geometryczne ostrza, b) zakresy niezawodnego rozdrabniania**  
**wiórów przy toczeniu stali *X10CrNi18-8* oraz stali *C45* [216]**

Czynnikami, w sposób istotny wpływającymi na dokładność i błędy kształtu geometrycznego obrabianej części, są temperatura nagrzewania się tokarki (długotrwałość jej pracy) oraz wartość zużycia ostrzy. Zależność błędu kształtu geometrycznego części  $\Delta R$ , obrobionych na obrabiarkach od długotrwałości działania tych obrabiarek pokazano na rysunku 1.2: 1K62 (krzywa 1), 1K625 (krzywa 2), 16K20P (krzywa 3) [120, 121, 123, 126].

Wytrzymałość ostrza w istotny sposób wpływa na warunki obróbki. Płytki wykonane metodą warstwowego prasowania, a następnie spiekania warstwowych półfabrykatów, posiadają wysoką wytrzymałość (1400 – 1500 MPa) i odporność na zużycie (HPA 90 – 91). W celu dodatkowego podwyższenia wytrzymałości płytek na krawędziach skrawających wykonywane są fazki 0,2 mm pod kątem 20° [200, 204]. Zastosowanie pokryć azotkowych i węglkowych zwiększa wytrzymałość ostrza skrawającego, ponieważ zmienia i umacnia strukturę dyslokacyjną stali narzędziowych i stopów narzędziowych. Zwiększenie wytrzymałości

osnowy plastycznej ostrza osiągnane jest w wyniku wstępnego, jonowego azotowania, przed naniesieniem pokryć (trójwarstwowe  $TiC + TiC + T$ , jednowarstwowe) lub jonowym azotowaniem płytek z naniesionymi pokryciami, co pozwala zwiększyć trwałość ostrza od 2 do 5 razy [210, 211].



**Rys. 1.2.** Zależności błędów kształtu geometrycznego części  $\Delta R$  od długotrwałości  $\tau$  pracy obrabiarek [203]

Ciecz smarująco-chłodząca w sposób złożony wpływa na wytrzymałość części skrawającej narzędzia. Zastosowanie cieczy smarująco-chłodzącej na osnowie olejowej powoduje zwiększenie naprężeń kontaktowych  $\sigma_n$  w pobliżu krawędzi skrawającej od 5 do 10% i obniżenia temperatury skrawania od 7 do 12%, co zwiększa zapas wytrzymałości narzędzia. Przy zastosowaniu cieczy na osnowie wodnej naprężenia  $\sigma_n$  zwiększają się o 10%, temperatura skrawania obniża się od 15 do 20%. Ciecze syntetyczne poprawiają warunki skrawania, zmniejszają chropowatość powierzchni obrobionej, zwiększają trwałość narzędzia od 20 do 200%, ułatwiają warunki pracy operatora [65, 83, 84, 149, 151, 197, 199]. Coraz częściej stosuje się obróbkę z minimalnym smarowaniem, które polega na doprowadzaniu cieczy smarująco-chłodzącej w postaci mgły, rzędu 50 ml/h [115, 142, 145, 147, 170, 178, 203, 206].

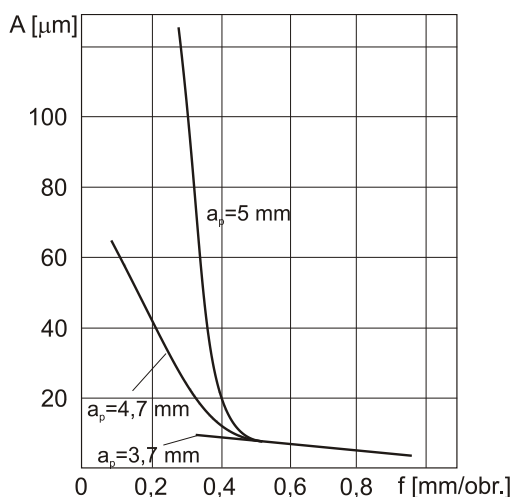
Prowadzone są badania wpływu dodatku specjalnych aktywatorów do cieczy smarująco-chłodzących na parametry chropowatości powierzchni obrobionej [58, 59, 143, 146].

Niedostateczna sztywność zamocowania płytek skrawających oraz odporność ostrza na zużycie są przyczynami powstawania drgań własnych podczas toczenia. W narzędziach z mechanicznym mocowaniem płytek najbardziej istotnym parametrem jest w tym przypadku posuw wzdłużny. Średnia wartość posuwu, przy którym następowało zniszczenie ostrzy z nakrętką beczkową i tuleją centrującą, jest o 12% większa niż w przypadku noży bez mocowania płytki oporowej [109, 118, 165, 171].

Przy małej sztywności wałka, w związku ze zmianą rozkładu wpływu różnych czynników niebezpiecznych i szkodliwych, istotnie wzrasta znaczenie parametrów skrawania, a zakres ich wartości przesuwają się w stronę zmniejszenia  $v_c$ ,  $a_p$ ,  $f$ . Takie części posiadają najmniejszą sztywność w przekroju poprzecznym, w kierunku działania składowych sił skrawania [2, 4, 7]. Z przeprowadzonych badań wynika, że w ciągu okresu trwałości narzędzia  $T$ , składowa siła skrawania  $F_p$  zwiększa się o około 30%, co prowadzi do zwiększenia odkształceń sprężystych i powoduje powstanie drgań [23, 36, 162, 164, 166, 190, 193].

Na powstanie i intensywność drgań oraz pozostałych czynników niebezpiecznych i szkodliwych wpływają głównie: grubość warstwy skrawanej (posuw  $f$ ), głębokość skrawania  $a_p$ , geometria ostrza, sztywność układu technologicznego, ciecz smarująco-chłodząca [68, 71, 85, 86, 88].

Przy toczeniu stali 41Cr4 (rys. 1.3), z różnymi głębokościami skrawania, ze wzrostem posuwu  $f$  od 0,1 do 0,8 mm/obr, amplituda drgań szybko się obniża, a przy posuwie przekraczającym 0,5 mm/obr – praktycznie zanika. Ze zwiększeniem  $a_p$  amplituda drgań zwiększa się, w przybliżeniu zgodnie z zależnością liniową. Jednak zupełnie małe wartości  $a_p$  (poniżej 0,005 mm) również prowadzą do powstania drgań [34, 35, 103, 113, 114, 148, 150].



Rys. 1.3. Zależność amplitudy drgań od posuwu przy toczeniu stali 41Cr4 [203]

Z elementów geometrii ostrza narzędzia skrawającego istotny wpływ na amplitudę drgań mają: kąt natarcia  $\gamma$ , główny kąt przystawienia  $\kappa_r$  i promień naroża  $r_c$  [69, 70, 87, 90]. Zmiana kąta natarcia  $\gamma$  od  $-10^\circ$  do  $+30^\circ$  powoduje zmniejszenie amplitudy od 8 do 10 razy, przy czym największy wpływ  $\gamma$  na drgania obserwuje się w zakresie kątów ujemnych, ponieważ wówczas silnie rosną siły tarcia oraz składowa promieniowa  $F_p$ . Obniżenie kąta przyłożenia  $\alpha$  wpływa na zmniejszenie amplitudy drgań. Zmniejszenie głównego kąta

przystawienia prowadzi do rozszerzenia strefy drgań i zwiększenia ich amplitudy, co jest uwarunkowane wzrostem siły  $F_p$ , zachodzącym przy zmniejszaniu  $\kappa_r$ . Zwiększenie promienia zaokrąglenia ostrza  $r_\varepsilon$  wpływa na drgania, podobnie jak zmniejszenie głównego kąta przystawienia  $\kappa_r$ .

Najbardziej efektywny wpływ na zwiększenie odporności układu narzędzie – część na drgania, w trakcie toczenia z bardzo małymi głębokościami skrawania ( $a_p < 0,04$  mm), ma ciecz smarująco-chłodząca, co jest charakterystyczne podczas obróbki wałków o małej sztywności. Zastosowanie cieczy smarująco-chłodzącej wpływa na obniżenie odpowiednio: amplitudy drgań, siły tarcia i skrawania, odkształcenia części o małej sztywności [15, 16, 18, 153, 155, 156].

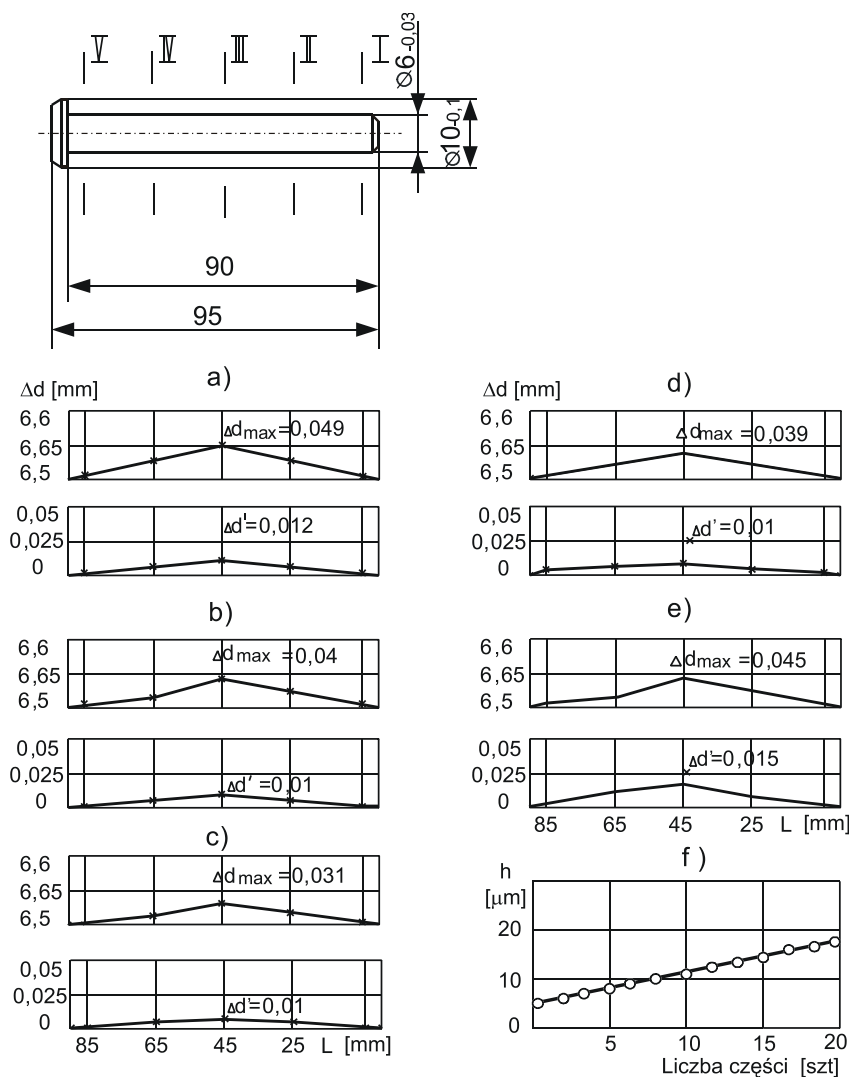
Ze wzrostem sztywności układu technologicznego strefa drgań zawęża się, ich częstotliwość wzrasta, a amplituda mniejsza. Zastosowanie różnorodnych tłumików drgań, ze sztucznymi opornościami (cierne, hydrauliczne) o działaniu udarowym, a także dynamicznych, nie zwiększa sztywności układu technologicznego i nie likwiduje możliwości przenoszenia niedokładności półfabrykatu na obrabiany element [1, 6, 8, 137, 138]. Podwyższenie dokładności wykonania części i zespołów obrabiarki zwiększa sztywność układu technologicznego w wyniku zwiększenia dokładności wzajemnego położenia narzędzia i części obrabianej [101, 104, 105, 182, 183, 186, 201, 202]. Zwiększenie sztywności i dokładności obrabiarek umożliwia podwyższenie, w pewnym zakresie, niezawodności i dokładności obróbki. W rozpatrywanym przykładzie obróbki części o małej sztywności należy zagwarantować warunki do podwyższenia jej sztywności.

W przedsiębiorstwie produkującym przyrządy mechaniki precyzyjnej, przeprowadzono badania statystyczne błędów obróbki wałka o małej sztywności podczas operacji toczenia. Zgodnie z technologią zakładową obróbka osi (rys. 1.4) ze stali C45 jest wykonywana w dwóch przejściach na obrabiarkie 1604. Częściom stawiane są następujące wymagania: dokładność obrobionej powierzchni  $\text{Ø}6h9$ , chropowatość  $R_a = 1,25\text{--}2,5$   $\mu\text{m}$ .

Parametry skrawania:  $v_c = 32$  m/min,  $n = 1000$  obr/min,  $a_{p1} = 1,75$  mm,  $a_{p2} = 0,25$  mm,  $f_1 = 0,125$  mm/obr,  $f_2 = 0,05$  mm/obr; nóż z płytkami z węgliką  $SI0$ ,  $\kappa_r = 90^\circ$ ,  $r_\varepsilon = 0,5$  mm.

Uwzględniając niewielkie partie obrabianych elementów (od 9 do 40 sztuk w partii, co odpowiada programowi zakładowemu) do zbudowania wykresów punktowych błędu kształtu w przekroju wzdłużnym losowo, wybierano pięć części (rys. 1.4 – a – część 1, b – część 7, c – część 22, d – część 30, e – część 38). Wykresy utworzono zgodnie z metodą umownego zera, za które przyjęto najmniejszą faktyczną średnicę wałka [73, 74, 75, 76, 77, 92]. Po pierwszym przejściu błąd kształtu, w przekroju wzdłużnym poszczególnych części, wynosił  $\Delta d = 0,035\text{--}0,051$  mm. Po drugim przejściu  $\Delta d' = 0,01\text{--}0,015$  mm, co odpowiada tolerancji wymiaru  $\text{Ø}6h9$ , równej 0,03 mm. Wykres zmiany chropowatości obrabianych powierzchni przedstawiono na rysunku 1.4f.

Dominujący błąd, zarówno po pierwszym, jak i po drugim przejściu, wynikał ze zmian nastawienia obrabiarki, głównie odkształceń sprężystych układu technologicznego, spowodowanych odkształceniami części o niewielkiej sztywności. Przy tym wartość odkształceń sprężystych części, podczas pierwszego przejścia, przewyższa wymaganą tolerancję na obróbkę. Przy zmianie numerów części, losowo wybranych z partii obrabianych półfabrykatów, uzyskiwano podobne wyniki.



Rys. 1.4. Wykresy zmian błędu kształtu i chropowatości powierzchni osi [77]



Przyjęto następujące parametry obróbki:  $v_c = 30$  m/min ( $n = 800$  obr/min),  $a_p = 1,35$  mm,  $f = 0,075$  mm/obr, nóż z płytką *S10* ( $\kappa_r = 90^\circ$ ,  $r_c = 0,5$  mm), obliczona przy danych warunkach składowa odporowa siły skrawania  $F_p = 110$  N. Analogicznie, jak w przypadku obróbki partii osi (rys. 1.4) oraz wałków zbudowano wykresy punktowe pola rozrzutu wymiarów (rys. 1.5a), wykres chropowatości obrabianych powierzchni (rys. 1.5b) oraz wykresy błędów kształtu w przekroju wzdłużnym wałka (rys. 1.5c, d, e, f, g, h, i) w przypadku siedmiu dowolnie wybranych części z partii 45 sztuk. Jak wynika z rysunku 1.5 ogólna wielkość pola rozrzutu  $\Delta_{og} = 0,14$  mm, przy chropowatości w zakresie  $R_a = 3,5\text{--}5$   $\mu\text{m}$ . Błąd kształtu, w przekroju wzdłużnym poszczególnych części, wynosił  $\Delta d_{max} = 0,08\text{--}0,132$  mm, w wyniku czego części te są przekazywane na operację szlifowania z nierównomiernym naddatkiem, przekraczającym 0,3 mm, co zwiększa czas i koszt obróbki. Podobną powtarzalność wyników uzyskano w przypadku dowolnych próbek z innych partii obrabianych części.

Wałek obrabiano (rys. 1.5) w jednym przejściu, ponieważ jako końcowa została przyjęta operacja szlifowania. Element po toczeniu powinien odpowiadać następującym wymaganiom: naddatek na szlifowanie 0,3 mm, chropowatość powierzchni w zakresie  $R_a = 2,5\text{--}5$   $\mu\text{m}$ .

W badaniach procesu szlifowania wałków o małej sztywności, jako obiekt rozpatrywano wałki mikromaszyn elektrycznych (tab. 1.1, poz. 4, 5), na których zaprasowywano (bez dodatkowego mocowania) zespoły wirników. Wałki charakteryzowały się następującymi parametrami geometrycznymi:  $d = 2\text{--}12$  mm,  $K = L/d = 15\text{--}25$ , wysoką wymaganą dokładność kształtu (3–5  $\mu\text{m}$ ).

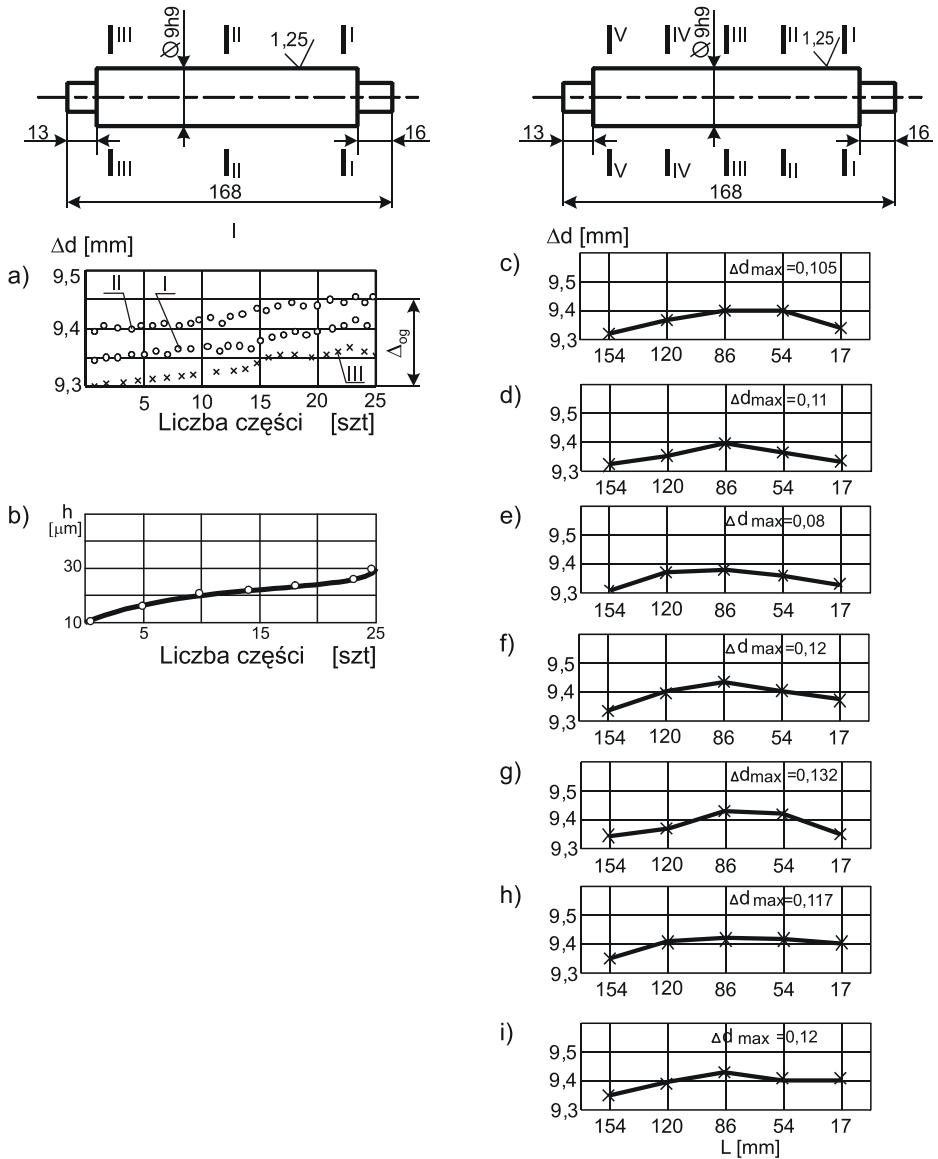
Zgodnie z wymaganiami technicznymi wirniki te powinny wytrzymywać długotrwałe, nawet 10 – krotne przeciążenia. W tym celu powinna być osiągnięta wysoka trwałość stykowa połączeń prasowanych wałka z zestawem wirnika. Rezultaty badań przemysłowych i eksploatacyjnych pokazują, że jedną z wad takich urządzeń jest naruszenie szczelności posadowienia zespołu wirnika. Prowadzi to do powstawania drgań i pogorszenia charakterystyk technicznych mikromaszyn.

Analizę wpływu sztywności poszczególnych elementów układu technologicznego oraz parametrów skrawania na dokładność obróbki w tym układzie przeprowadzono zgodnie ze schematem – rysunek 1.6 [184, 185, 187, 188, 189, 192, 194].

Analityczne wyrażenie funkcji odkształceń w przypadku obróbki wałka w kłach (rys. 1.6a) przy działaniu składowej posuwowej  $F_f$  i odporowej (promieniowej)  $F_p$  siły skrawania można otrzymać z równania [96, 111, 112]:

$$y'' = \frac{M(x)}{EI}. \quad (1.4)$$

W danym przypadku uwzględnia się momenty zginające odnośnie osi  $X$ , ponieważ odkształcenie względem tej osi wykazuje dominujący wpływ na błąd kształtu w przekroju wzdłużnym części.



Rys. 1.5. Wykresy zmian błędu kształtu i chropowatości powierzchni wałków [77]

Konieczność uwzględnienia składowej osiowej siły skrawania  $F_x$ , jest spowodowana faktem, że przy obróbce części o małej sztywności, wzajemne działania składowej  $F_f$  i siły docisku konika mogą doprowadzić do utraty stateczności. Osiowa składowa  $F_c$  siły skrawania powoduje skręcanie części i w danym przypadku nie jest uwzględniana. Rozpatrywany jest tylko wpływ odkształceń zginających na dokładność obróbki.

Zmianę momentów zginających, w zależności od osiowej  $F_f$  i odporowej  $F_p$  składowych siły skrawania, z uwzględnieniem reakcji każdego z odcinków, można zapisać w postaci:

I odcinek

$$M(x)_I = \frac{2F_p(L-a) - F_f d}{2L} x_1, \quad (1.5)$$

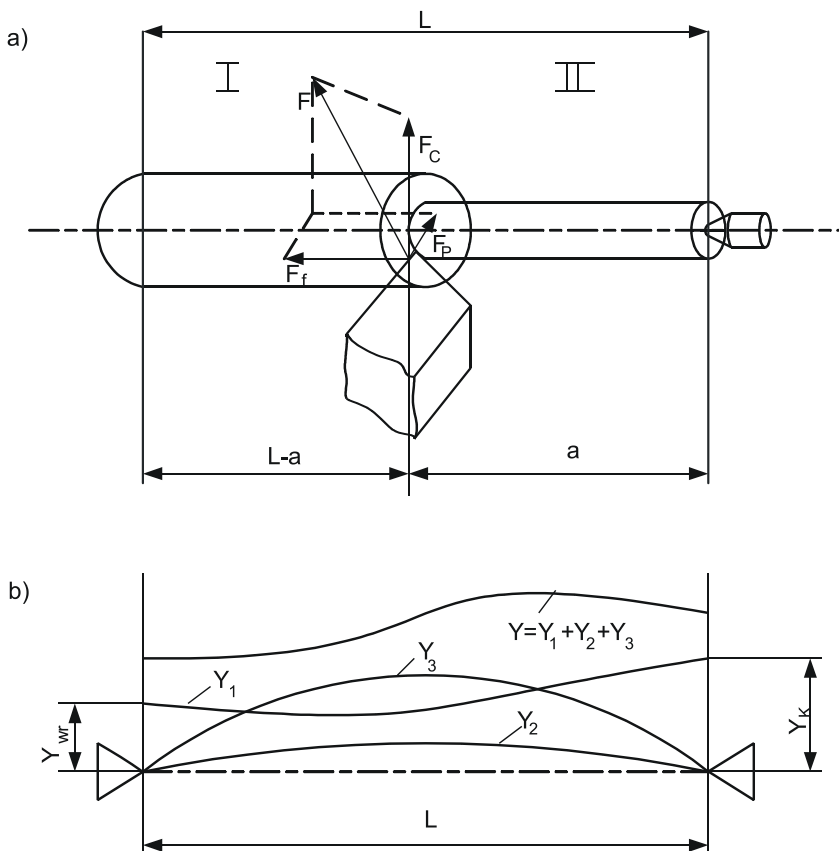
II odcinek

$$M(x)_{II} = \frac{2F_p(L-a) - F_f d}{2L} x_2, \quad (1.6)$$

gdzie:  $a$  – odległość od miejsca zamocowania do miejsca działania sił skrawania.

Uwzględniając wyrażenie (1.5) równanie (1.4) można zapisać, jako:

$$y''(x)_I = -\frac{1}{EI} \cdot \frac{2F_p(L-a) - F_f d}{2L} x_1. \quad (1.7)$$



Rys. 1.6. Schemat sił działających na część (a) i odkształceń sprężystych UT (b) w procesie obróbki toczeniem [204]

Po podwójnym całkowaniu równania (1.4) otrzymano:

$$y'(x)_I = \left(\frac{1}{4}EIL\right) \cdot [2F_p(L-a) - F_f d]x_1^2 + C_1, \quad (1.8)$$

$$y(x)_I = \left(\frac{1}{12}EIL\right) \cdot [2F_p(L-a) - F_f d]x_1^3 + C_2. \quad (1.9)$$

Stałe całkowania  $C_1$  i  $C_2$  wyznaczono z warunków brzegowych, które w tym przypadku pokrywają się z początkowymi, przy:

$$x = 0, y(0) = R_k \omega_k, \quad x = L, y(L) = R_{wr} \omega_{wr}, \quad (1.10)$$

gdzie:  $R_{wr} = \frac{2F_p a + F_f d}{2L}$  – reakcja w podporze przedniej,

$R_k = \frac{2F_p(L-a) + F_f d}{2L}$  – reakcja w podporze tylnej,

$\omega_{wr}$  i  $\omega_k$  – podatność odpowiednio w podporze tylnej i przedniej.

Po uwzględnieniu równań (1.6) i (1.7), otrzymano wartości stałych całkowania:

$$C_2 = \frac{2F_p L - F_f d}{2L} \omega_k, \quad (1.11)$$

$$C_1 = \frac{F_p}{L} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d}{2L^2} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d L}{2EI}.$$

Sprowadzając miejsce określone odległością  $x_1$  do miejsca działania sił skrawania, otrzymano funkcję odkształceń przy  $x_1 = a = x$ . Równanie (1.9) z uwzględnieniem (1.11) można przedstawić, jako:

$$y(x)_I = -\frac{F_p}{6EIL} x^4 + \left(\frac{F_p}{6EIL} - \frac{F_f d}{12EIL}\right) x^3 + \left[\frac{F_p}{L} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d}{2L^2} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d L}{2EI}\right] x + \frac{2F_p L - F_f d}{2L} \omega_k \quad (1.12)$$

Wprowadzenie współczynników przy  $x$ , umożliwia otrzymanie funkcji odkształceń w postaci wielomianu

$$y(x) = Ax^4 + Bx^3 + Cx + D,$$

gdzie:  $A = -\frac{F_p}{6EIL}$ ,  $B = \frac{F_p}{6EIL} - \frac{F_f d}{12EIL}$  – współczynniki uwzględniające wpływ momentów zginających, pochodzących od składowych  $F_f$  i  $F_p$  sił skrawania;

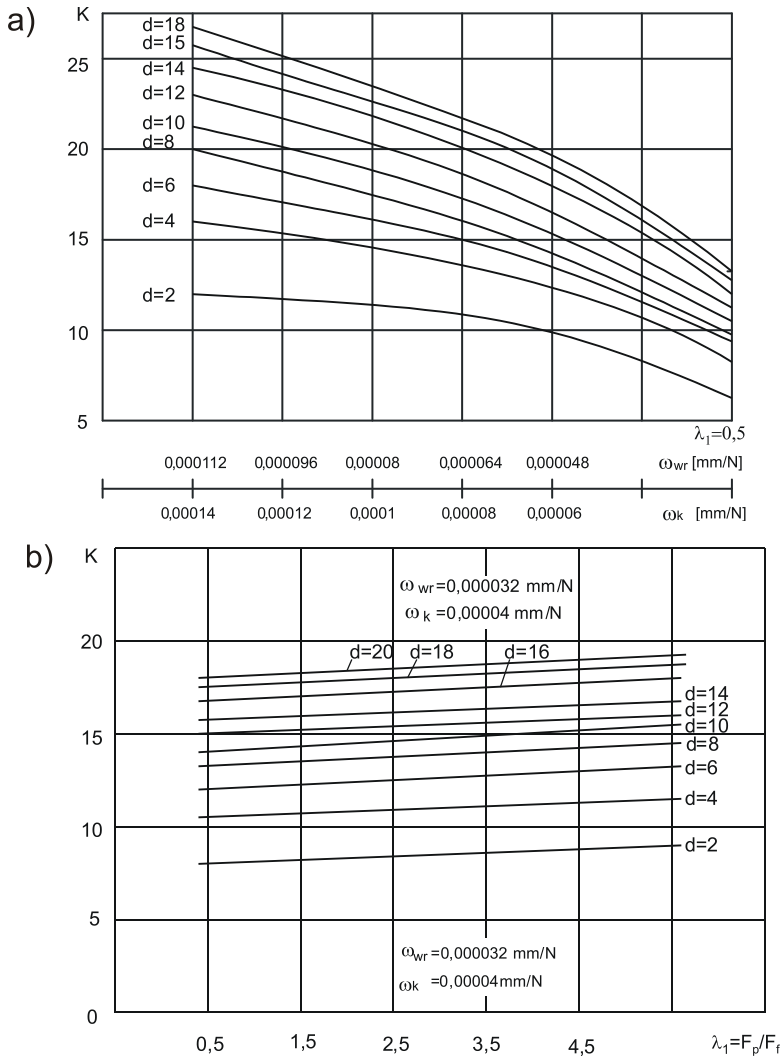
$C = \frac{F_p}{L} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d}{2L^2} (\omega_{wr} - \omega_k) + \frac{F_f d L}{2EI}$  – współczynnik uwzględniający wpływ podatności podpór i części;

$D = \frac{2F_p L - F_f d}{2L} \omega_k$  – współczynnik uwzględniający zmianę położenia głównej osi obrabiarki, przy ruchu narzędzia w kierunku od konika do wrzeciona.

Efektywne wykorzystanie dokładności obrabiarki wymaga, aby wartości odkształceń sprężystych części nie przewyższały wartości odkształceń węzłów obrabiarki. Oznacza to, że powinien być spełniony warunek:

$$|y(x)|_{\max} \leq y_k \quad (1.13)$$

co przedstawiono na wykresach – rysunek 1.6b, gdzie  $y_k$ ,  $y_{wr}$ ,  $y_1$ ,  $y_2$ ,  $y_3$  – odkształcenia sprężyste odpowiednio: konika, wrzeciona, obrabiarki i części.



**Rys. 1.7. Zależności analityczne zmian maksymalnego stosunku  $K = L/d$ :  
a) w zależności od podatności ogniw układu technologicznego  $K = f(\omega)$  przy  $\lambda_1 = 0,5$ ; b) w zależności od parametrów skrawania  $K = f(\lambda_1)$  [203]**

Zależności analityczne zmiany stosunku  $K = L/d$  oraz wartości podatności wrzeciennika  $\omega_{wr}$  i konika  $\omega_k$  przy  $\lambda_1 = \frac{F_p}{F_f} = 0,5$  [102], przedstawiono na rysunku 1.7a [106, 107, 108, 157]. Z ich analizy widać, że przy zmniejszeniu podatności (zwiększeniu sztywności) ogniów układu technologicznego, przy  $d = 2 - 18$  mm, stosunek  $K$  może się maksymalnie zmniejszyć dwukrotnie. Wynika z tego, że część o danej średnicy,  $K = L/d$ , działających na nią siłach skrawania,  $\omega_{wr}$  i  $\omega_k$  może być obrobiona z dokładnością, określaną przez charakterystyki obrabiarki.

Współczesne modele obrabiarek wyróżniają się podwyższoną sztywnością poszczególnych węzłów i całej obrabiarki, dlatego rosnącym wartościom  $K$  będą odpowiadać rosnące wartości odkształceń sprężystych i mniejsza dokładność obróbki, to znaczy, że część w danym układzie technologicznym będzie mało sztywna. Taki wniosek odpowiada klasyfikacji wałków o małej sztywności, kiedy celowe jest charakteryzowanie sztywności wałków warunkami najmniejszej nierównomierności podatności ogniów układu technologicznego i sposobu obróbki [128, 163, 168, 172, 174]. Analogicznie otrzymano zależności analityczne stosunku  $K$  i funkcji  $\lambda_1$  (rys.1.7b), przy wartości  $\omega_k = 0,00004$  mm/N.

Według prac [100, 107, 158, 159, 160] głębokość skrawania  $a_p = 0,5 \div 2$  mm przy  $\kappa_r = 45^0$ ,  $\gamma = 0$ ,  $r_\epsilon = 0$  i  $f = 0,055$  mm/obr wpływa na siły skrawania i stosunek  $\lambda_1 = 1,285 \div 1$ . Przy  $a_p = 0,5$  mm i  $f = 0,055 \div 1,75$  mm/obr stosunek  $\lambda_1$  zmieniał się w zakresie  $\lambda_1 = 5 \div 1,7$ . Zmiana kąta przystawienia  $\kappa_r = 45^0 \div 90^0$  przy  $a_p = 0,5$  mm,  $f = 0,055$  mm/obr powoduje zmiany  $\lambda_1 = 1,285 \div 0,38$ , a przy  $a_p = 0,5$  mm,  $f = 1,75$  mm/obr –  $\lambda_1 = 5 \div 1,5$ . Jak wynika z zależności analitycznych zmiany parametrów skrawania  $a_p$ ,  $f$ , geometrii ostrza, a więc i wartości  $\lambda_1$  powodują zmiany stosunku  $K = L/d$  od 10 do 12%.

Na podstawie analizy zależności (rys. 1.7) można sformułować wniosek, że najbardziej efektywnymi środkami automatycznego sterowania dokładnością kształtowania danej klasy części  $d = 2-18$  mm, z uwzględnieniem podatności układu technologicznego, są sposoby sterowania stanem sprężysto-odkształcalnym części. Wychodząc z tego, że współczesne obrabiarki konstruuje się w taki sposób, aby podatność wrzeciennika i konika w zasadzie były równe, wałki według kryterium sztywności należy klasyfikować, uwzględniając średnią wartość podatności wrzeciennika i konika, to znaczy sztywność konkretnego układu technologicznego:

- **wałki sztywne** – odkształcenia części można nie uwzględniać; błąd kształtu w przekroju wzdłużnym występuje, jako zmniejszanie się średnicy wałka w kierunku jego środka; drgania podczas obróbki mogą powstawać w wyniku niestateczności elementów obrabiarki, a zwiększenie dokładności jest możliwe poprzez obniżenie podatności konika:

$$\frac{K^3}{24d} < \frac{\omega_{wr} + \omega_k}{2}, \quad (1.14)$$

- **walki o średniej sztywności** – przy ocenie dokładności układu technologicznego należy uwzględnić odkształcenia części i podpór; błąd kształtu w tym przypadku powstaje, jako falistość wałka, w dowolnym punkcie układu:

$$\frac{K^3}{24d} \approx \frac{\omega_{wr} + \omega_k}{2}, \quad (1.15)$$

- **walki o małej sztywności** – podatności podpór można nie uwzględniać, a na schematach obliczeniowych powinny one być oznaczone, jako przegubowe. Odkształcenia sprężyste układu technologicznego uwarunkowane są tylko podatnością części: błąd kształtu przejawia się w formie beczkowatości, a drgania powstają w wyniku niestateczności wałka, którego sztywność jest niewielka w porównaniu ze sztywnością obrabiarki [175, 204, 205, 207].

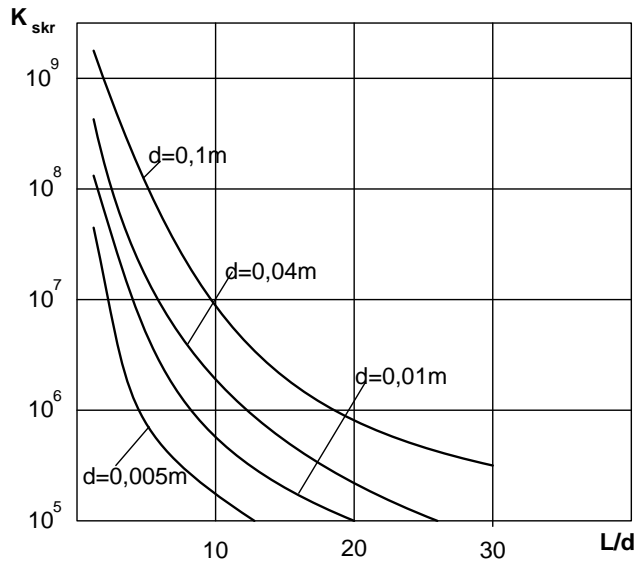
$$\frac{K^3}{24d} > \frac{\omega_{wr} + \omega_k}{2}. \quad (1.16)$$

Sztywność części  $K_{cz} = \frac{EI \cdot K_i}{L^3}$  ( $K_i$  – współczynnik, zależny od rodzaju podpór) jest proporcjonalna do czwartej potęgi średnicy i odwrotnie proporcjonalna do sześcienu długości wałka, a więc w układzie technologicznym może być oceniana przez porównanie ze sztywnością podpór i sztywnością układu.

Przyjmując sztywność skrawania  $K_{skr} = (0,1 \div 10) \cdot 10^7 \text{ N/m}$ , sztywność podpór  $K_{pod} = 1 \div 10 \text{ N/m}$ , strefy sztywności części o różnych średnicach można określić na podstawie rysunku 1.8 [42, 47, 49].

Pojawienie się klasy części typu wałki o małej sztywności wymaga wprowadzenia zmian, zarówno do typizacji części, jak i technologii ich obróbki, co z kolei wiąże się z uzupełnieniem wcześniej wprowadzonych klasyfikacji części [63, 66, 67, 126.127, 129, 130, 133, 169].

Podstawowym zadaniem przedkładanej klasyfikacji części, według cech konstrukcyjno-technologicznych, jest sprowadzenie całej różnorodności wałków o małej sztywności do minimalnej liczby typów, przy których proces obróbki należy rozpatrywać na bazie konkretnego procesu technologicznego i odpowiednich urządzeń.



Rys. 1.8. Zależności sztywności układu skrawania od stref sztywności części [203]

Opracowana klasyfikacja jest przydatna przy technologicznie zorientowanym konstruowaniu wałków o małej sztywności oraz tworzeniu zintegrowanych systemów zautomatyzowanego projektowania.

Podwyższenie niezawodności obróbki jest osiągnięte w wyniku zmniejszenia sił skrawania oraz zmniejszenia odkształceń sprężystych wałka. Zastosowanie wielozabiegowej obróbki wałków o małej sztywności, ze stopniowym zmniejszaniem głębokości skrawania, jest skrajnie nieekonomiczne i obniża wydajność; nie są, więc wykorzystywane możliwości technologiczne obrabiarki. Istotna część materiału jest zamieniana w wiór, utrudnione są warunki automatycznej obróbki wałków o małej sztywności, a także wymagane jest stosowanie dodatkowych środków, w celu zagwarantowania bezpieczeństwa obróbki tych części.

W pracach [205. 208. 209] przedstawiono wyniki badań doświadczalnych sytuacji awaryjnych i wypadków, podczas operacji obróbki mechanicznej, wykonywanych w przedsiębiorstwie produkującym przyrządy mechaniki precyzyjnej.



### 1.1.2. Sposoby tradycyjne obróbki otworów w częściach o małej sztywności

W zależności od kształtu oraz wielkości otworów ich obróbka jest wykonywana w różny sposób na różnych obrabiarkach. Są to obrabiarki, na których [39, 40, 41, 43, 64, 69, 78, 79, 101, 107, 108]:

- ruch obrotowy wykonuje przedmiot obrabiany, a narzędzie ruch posuwowy (tokarki karuzelowe, kłowe, rewolwerowe),
- ruch obrotowy wykonuje narzędzie, a ruch posuwowy narzędzie lub przedmiot obrabiany (wiertarki, wytaczaki, frezarki),
- ruch narzędzia jest posuwisty, a kształt otworu jest uzyskiwany z zarysu poprzecznego przekroju narzędzia (przeciągarki).

Pośród części, w których jest konieczne wykonanie otworów, szczególnie trudna jest obróbka części o małej sztywności. Są to najczęściej części obrotowo-symetryczne. Na podstawie analizy wielu wyrobów przemysłowych można stwierdzić, że połowę wszystkich części maszyn stanowią części obrotowe: wały (ponad 40%), tarcze, tuleje, cylindry cienkościenne, obręcze, itp.

W przemyśle maszynowym części osiowo-symetryczne stanowią około 34% ogólnej ilości części, wśród nich do 12% można zaliczyć do wałków o małej sztywności [89, 110, 119, 122, 124, 125, 141, 144, 149].

Części o małej sztywności są szeroko stosowane w przemyśle lotniczym (wałki sprężynujące, elastyczne i skrętne, resory, śruby), przemyśle narzędziowym (różnego rodzaju przyrządy, mechanizmy, narzędzia precyzyjne i specjalne, wiertła, rozwiertaki, gwintowniki, wytaczadła), przemyśle maszynowym (wałki, wirniki turbin i pomp, śruby pociągowe), w maszynach rolniczych (półosie traktorów, kombajnów), przemyśle motoryzacyjnym i innych.

Niektóre części o małej sztywności posiadają dodatkowo otwory głębokie, co komplikuje technologię ich wykonania.

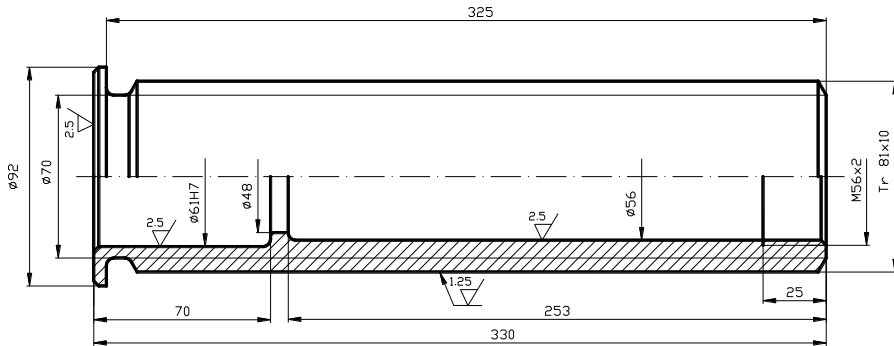
Wskaźnikiem charakteryzującym otwory głębokie w częściach o małej sztywności jest stosunek [37, 38]:

$$\frac{l}{d} \geq 5,$$

gdzie:  $d$  – średnica otworu,

$l$  – długość otworu.

Przykładem części o małej sztywności z otworem głębokim może być śruba zewnętrzna z wewnętrznym otworem (rys. 1.9), stosowana w przemyśle lotniczym.



**Rys. 1.9. Śruba zewnętrzna z wewnętrznym otworem [opracowanie własne]**

Rury i tuleje cienkościenne są szczególną klasą części o małej sztywności, których technologia obróbki cechuje się określoną specyfiką.

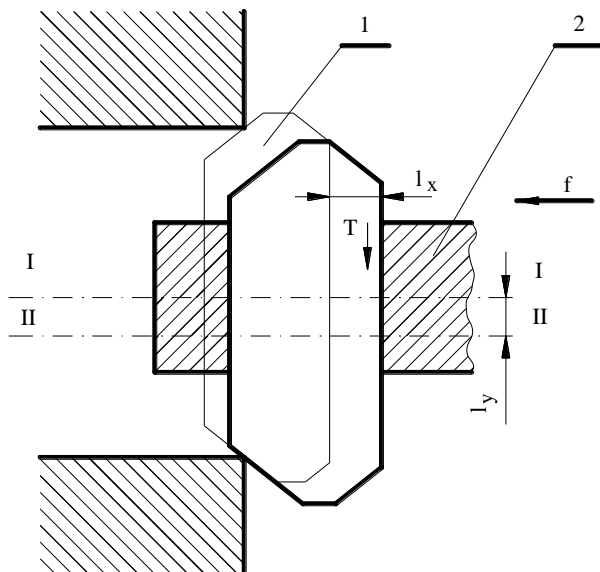
W przypadku, kiedy otwór głęboki w części o małej sztywności jest już wstępnie ukształtowany, na przykład wierceniem, to w celu uzyskania odpowiedniej dokładności i chropowatości jego powierzchni można zastosować roztaczanie.

Roztaczanie, czyli toczenie wewnętrzne wstępnie ukształtowanego otworu, jest stosowane w celu poprawienia parametrów otworu, jego chropowatości i dokładności wykonania [9, 10, 11, 13, 19, 20, 28, 29, 46, 48, 50, 55, 56, 57, 60, 61, 62, 80, 129].

Rozróżnia się:

- roztaczanie zgrubne, (umożliwiające uzyskanie dokładności klasy IT12–IT14 oraz chropowatości  $Ra = 20 \div 10 \mu\text{m}$ ),
- roztaczanie kształtujące (IT9–IT11,  $Ra = 5 \div 2,5 \mu\text{m}$ ),
- roztaczanie wykańczające (IT6–IT8,  $Ra = 1,25 \div 0,32 \mu\text{m}$ ).

Jednym z częstych błędów obróbkowych spowodowanych drganiami, naprężeniami temperaturowymi czy zużyciem narzędzia jest nie pokrywanie się osi trzpienia 2, narzędzia 1, z osią przedmiotu obrabianego – rysunek 1.10 [49, 63, 81, 94, 95, 127, 141]. Powstaje wówczas graniastość powierzchni. Uzyskanie dokładnego położenia (pokrywania się) tych osi w istotny sposób wpływa na dokładność obróbki powierzchni.



**Rys. 1.10. Schemat procesu roztaczania [48]: 1 – narzędzie, 2 – trzpień, I – oś trzpienia, II – oś narzędzia,  $l_x$  – przesunięcie po  $x$ ,  $l_y$  – przesunięcie w kierunku  $y$ ,  $f$  – posuw [103]**

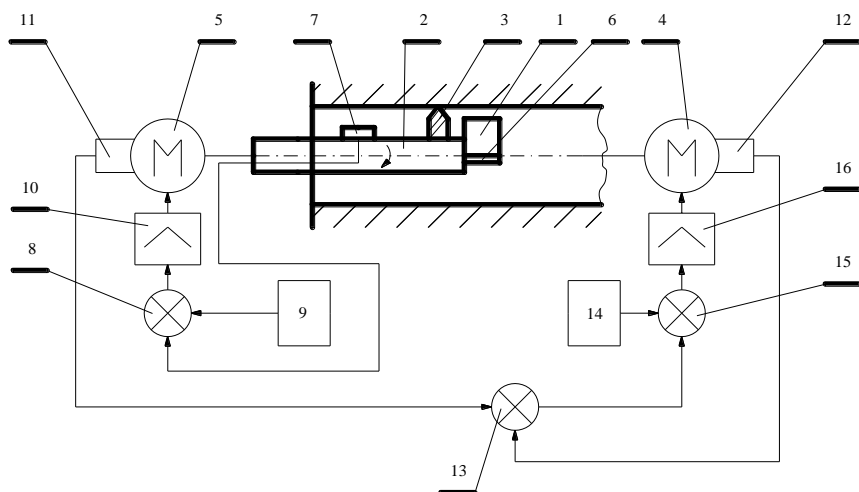
W literaturze dobrze są przedstawione zagadnienia obróbki otworów w częściach o małej sztywności, w tym przez roztaczanie [1, 4, 6, 7, 12, 14, 17, 21, 22, 24, 27, 30, 32, 45, 131, 132, 134, 135, 148].

Roztaczanie otworów głębokich jest pracochłonną technologią. Ogólny schemat roztaczania przedstawiono na rysunku 1.11.

Część obrabiana zamocowana we wrzecionie obrabiarki otrzymuje napęd (prędkość obrotową) od silnika 4, natomiast nóż 3, zamocowany w wytaczadle, od silnika 5. W celu zrównoważenia układu na wytaczaku jest umieszczona masa 1.

Częstość obrotowa wytaczadła 2 jest określona tak, aby w racjonalny sposób zmniejszyć, a zatem ustabilizować odkształcenia sprężyste wytaczadła 2, powstające w wyniku działania siły skrawania przy zmianie głębokości skrawania. W tym celu, na wytaczadle 2 umieszcza się czujnik odkształceń 7, który przez urządzenie porównujące 8, jest włączany w zamknięty obwód sterowania częstością obrotową silnika 5, zawierający urządzenia zadające 9 i sterujące 10.

System umożliwia, więc sterowanie częstością obrotową narzędzia w funkcji odkształcenia sprężystego wytaczadła według głębokości skrawania. Ma możliwość kompensacji odkształcenia sprężystego wytaczadła w zależności od czynników zewnętrznych, co umożliwia zwiększenie dokładności obróbki.



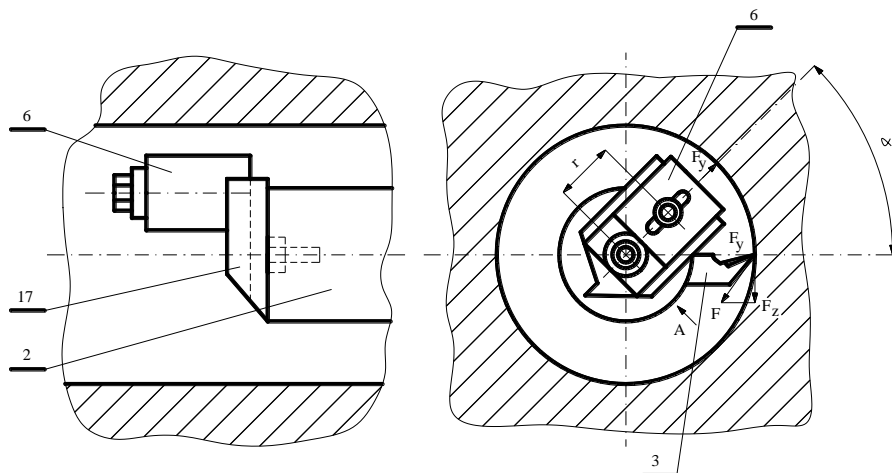
**Rys. 1.11. Schemat procesu roztaczania: 1 – masa równoważąca układ, 2 – wytaczadło, 3 – nóż, 4 – silnik, 5 – silnik, 6 – masa kontrująca, 7 – czujnik, 8 – urządzenie porównujące, 9 – urządzenie zadające, 10 – urządzenie sterujące, 11 – czujnik, 12 – czujnik, 13 – urządzenie sumujące, 14 – urządzenie zadające, 15 – urządzenie porównujące, 16 – urządzenie sterujące [103]**

Prędkość skrawania jest zmieniana w wyniku sterowania częstością obrotową silnika 5, jak również zastosowania czujników 11 i 12, które przez urządzenie sumujące 13 są włączane w system sterowania częstością obrotową silnika 4, zawierający urządzenie zadające 14, porównujące 15 i sterujące 16. Realizując sterowanie częstością obrotową narzędzia w funkcji odkształcenia wytaczadła, utrzymując odkształcenie w dopuszczalnym zakresie i sterując częstością obrotową części w funkcji prędkości, zapewnia się optymalną prędkość skrawania.

W procesie obróbki w wyniku działania siły  $F$  wytaczadło ulega odkształceniu (rys. 1.12). W celu kompensacji obciążenia technologicznego i odkształcenia wytaczadła pod kątem  $\alpha$  jest umieszczona masa 6. Przy obrocie wytaczadła 2 siła odśrodkowa  $F_y$  od masy 6, częściowo kompensuje odkształcenia wytaczadła od siły  $F$ .

Część przesuwana (sanki) 17 umożliwia przy uzbrajaniu zmianę promienia  $r$  ustawienia masy 6 i kąta nachylenia  $\alpha$ . Długość wysięgu masy 6 nieco przekracza długość wysięgu ustawienia noża 3 – długości te są porównywalne. Umieszczony na wytaczadle czujnik 7 umożliwia pomiar odkształcenia wewnętrznego w funkcji sterowania częstością obrotową wytaczadła i siły odśrodkowej  $F_y$ .

Przy zmianie oddziaływań zewnętrznych (naddatku, właściwości mechanicznych obrabianego materiału, zużycia noża) system automatycznej regulacji umożliwia uzyskanie stałego odkształcenia wytaczadła w wyniku zmiany częstości jego obrotu. Jednocześnie również automatycznie zmianie ulega częstość obrotu części [103].



Rys. 1.12. Przekrój przedmiotu podczas procesu roztaczania: 2 – wytaczadło, 3 – nóż, 6 – masa, 17 – sanki [103]

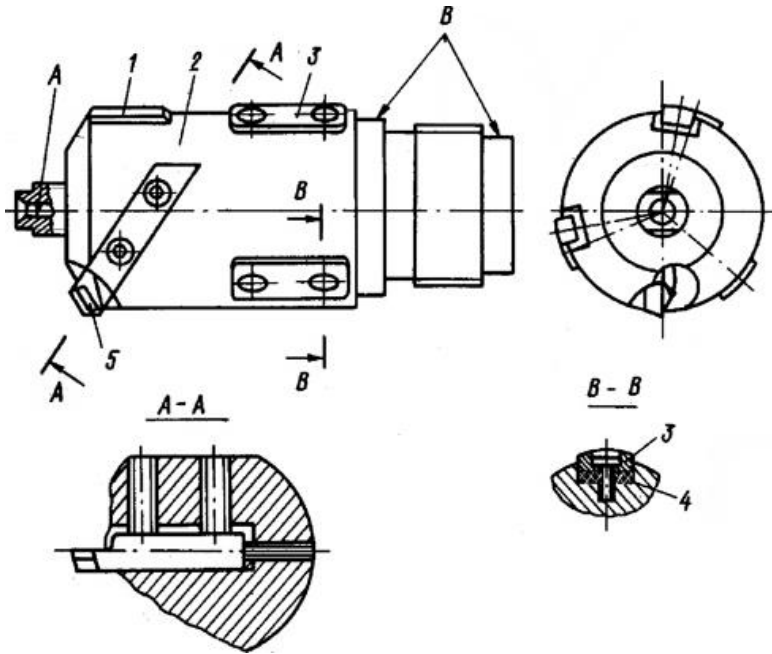
### Narzędzia i głowice do obróbki

Do obróbki otworów głębokich są również stosowane głowice do roztaczania. Rozmieszczenie i liczba noży zamontowanych w głowicy może być różna. Głowice również mogą się różnić budową [103], co zostało zilustrowane na rysunku 1.13. W głowicy 2 (rys. 1.13a) jest umieszczony wymienny nóż 5 z przylutowanymi płytkami. Nóż jest mocowany w korpusie głowicy i ustawiony na odpowiednią średnicę za pomocą śruby. Głowica posiada dwa elementy prowadzące. Pierwszy element jest wykonany w postaci dwóch sztywnych, wymiennych, nieruchomych płytek 1. Drugi element prowadzący jest wykonany w postaci trzech parzystych prowadnic 3, pod którymi w rowku głowicy, w celu zwiększenia właściwości sprężystych, są umieszczone płytki 4 z poliuretanu.

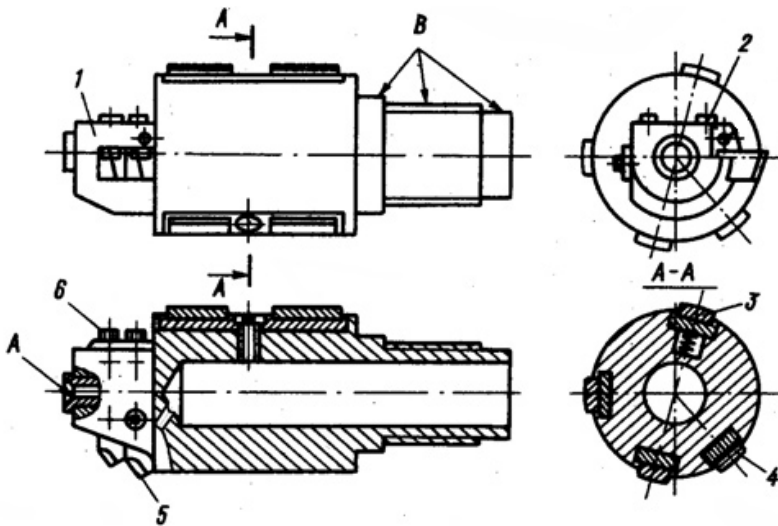
Głowicę dwunożową z elementami skrawającymi w postaci wymiennych noży pryzmatycznych 5, z przylutowanymi płytkami z węgla spiekanego umieszczonymi w rowkach korpusu 1 głowicy, przedstawiono na rysunku 1.13b. Ustawienie noża na odpowiednią średnicę jest wykonywane za pomocą śrub 6, a jego mocowanie śrubami 2. Elementy prowadzące są wykonane, jako trzy sztywne nieruchome prowadnice 4 i jedna niezależna 3 o ograniczonym przemieszczeniu [103].

Przykładowe schematy procesu roztaczania są przedstawione na rysunku 1.14, a przekrój głowicy na rysunku 1.15.

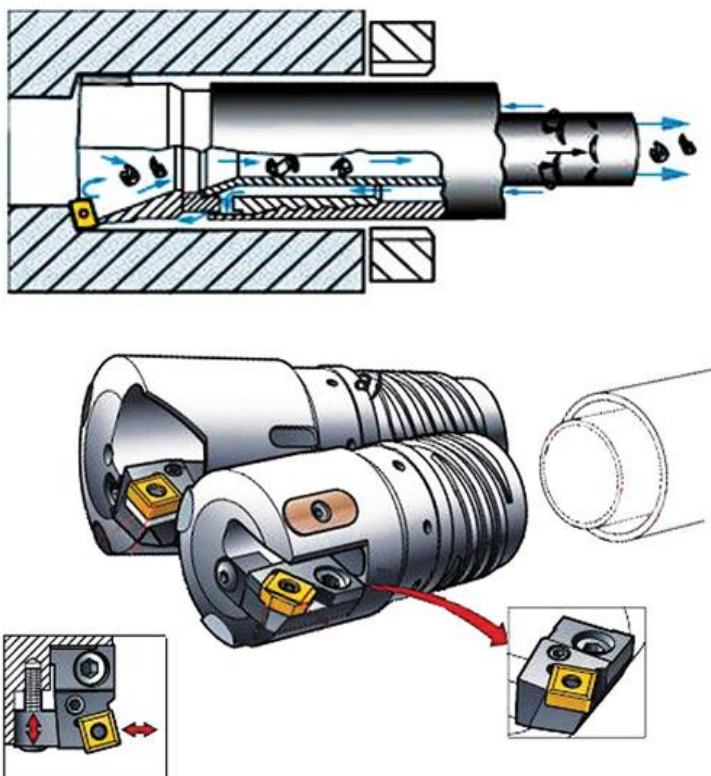
a)



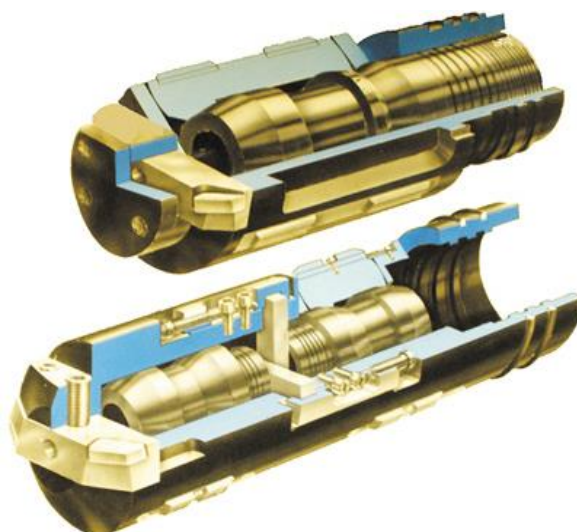
b)



Rys. 1.13. Głowice z nożami do rozszczepiania: 1 – rowki korpusu, 2 – głowica, 3 – prowadnice, 4 – prowadnice, 5 – noże przyrządowe, 6 – śruby [103]

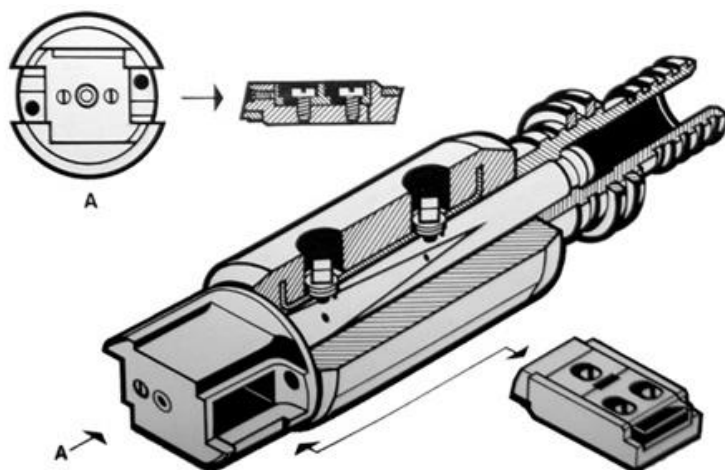


Rys. 1.14. Schemat głowicy do roztaczania z pojedynczym nożem [141]



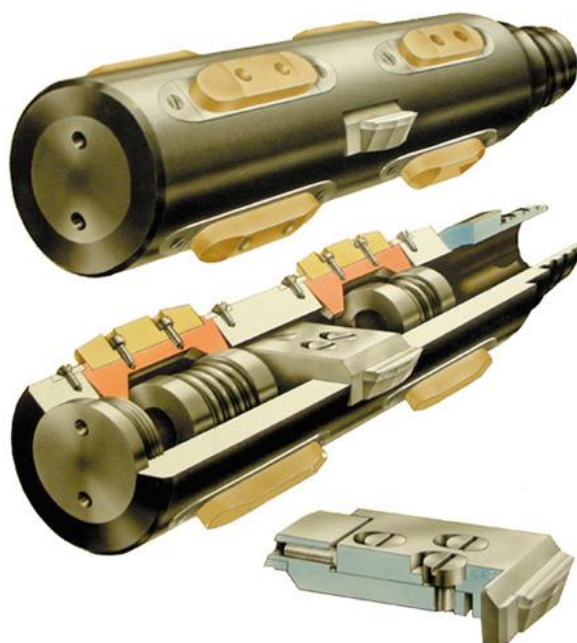
Rys. 1.15. Przekrój głowicy do roztaczania [141]

Ogólny widok głowicy do roztaczania pokazano na rys 1.16.



Rys. 1.16. Ogólny widok głowicy do roztaczania z dwoma nożami [141]

Noże w głowicy do roztaczania mogą być również zamontowane w taki sposób jak przedstawiono na rysunku 1.17.

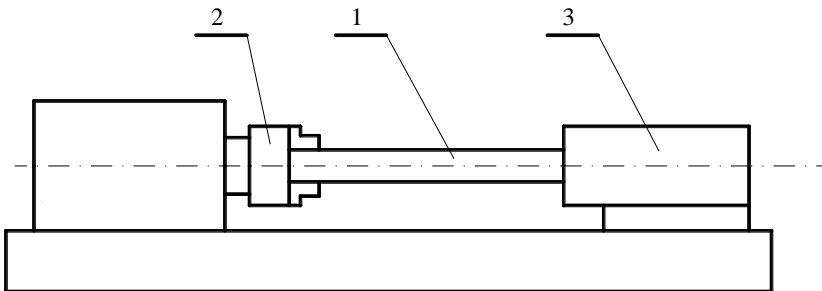


Rys. 1.13. Ogólny widok głowicy do roztaczania [141]



### Metody obróbki, mocowanie części

W celu minimalizacji odkształcenia sprężysto-plastycznego prowadzącego do znacznego błędu obróbki i zmniejszenia trwałości narzędzia należy zwiększyć sztywność obrabianej części [10, 25, 26, 29, 31, 44, 91, 100, 115, 136, 139, 150, 248, 250]. Można to uzyskać w wyniku ustawienia części o małej sztywności przy obróbce otworu głębokiego we wrzecionie i koniku tokarki z zamocowaniem jednego końca półfabrykatu w uchwycie i podparciem drugiego końca w zasysaczu oleju, co pokazano na rysunku 1.18 [157].



Rys. 1.18. Schemat zamocowania części o małej sztywności: 1 – część obrabiana, 2 – uchwyt tokarki, 3 – konik tokarki [157]

Półfabrykat można zamocować na bazowych powierzchniach technologicznych w postaci stożkowych fazek zewnętrznych z przekazywaniem obrotów przez uchwyt z samonastawnymi szczękami [98, 161, 212, 214, 216, 223, 249]. Przy tym ma miejsce ugięcie poprzeczne części o małej sztywności w wyniku działania sił osiowych i ściskających oraz deformacja kształtu, pogłębiająca się wraz z odkształceniami temperaturowymi w trakcie obróbki, których nie można skompensować przy danym sposobie zamocowania [10, 12, 51, 53, 54, 82, 97, 99]. Zastosowanie dodatkowych podtrzymek powoduje powstanie nieokreśloności bazowania. W tym przypadku przy wzbudzeniu porzecznych drgań wymuszonych linia sprężysta półfabrykatu będzie zmieniać swój kształt w trakcie jego obrotu. Spowodowane jest to zniekształceniem powstającym przy zamocowaniu, wynikającym z błędów ustawienia elementów bazujących i mocujących względem osi teoretycznej układu technologicznego, przechodzącej przez centralne osie przekrojów poprzecznych we wrzecionie prowadnicy tulei zasysacza oleju. Nie jest przy tym uwzględniana zwiększona energia kinetyczna niezamocowanej, obracającej się części powodująca obniżenie odporności na drgania układu technologicznego.

Różne warianty obróbki mechanicznej części o małej sztywności są przedstawione w pracach [10, 52, 72, 167, 177, 180], na przykład: po częściowym przetoczeniu koniec części jest umieszczany w wydrążonym wrzecionie lub obróbka jest realizowana przy zastosowaniu kła wewnętrznego. Zaproponowano

również schemat obróbki otworów głębokich w częściach osiowosymetrycznych o małej sztywności narzędziem nieobracaającym się. Taki schemat może być zastosowany na tokarkach (bez wrzeciona narzędziowego pod wytaczadło). Sprzyjającymi warunkami do powstania graniastości powierzchni obrobionego otworu jest zastosowanie narzędzia obrotowego.

Niewyważenie obracającego się półfabrykatu można zmniejszyć poprzez zastosowanie podtrzymek, traktowanych, jako podpory kuliste, znacznie zwiększających sztywność układu technologicznego [181, 195, 198, 213]. Najczęściej stosuje się kilka podtrzymek, rozmieszczonych wzdłuż osi części w odstępach uwarunkowanych długością i średnicą części. W przypadku części o małej sztywności o średnicy mniejszej niż 30–40 mm szczególnie jest istotna prędkość obrotowa, ponieważ podczas obrotów są wzbudzane intensywne drgania zginające o częstości krotnej do częstości obrotów części. W tym przypadku znajdują zastosowanie ruchome podtrzymki do ustalenia obrabianego przekroju. Niezamocowana część półfabrykatu jest przy tym dynamicznie niezrównoważona – zmienia się kształt drgań osi części przy przemieszczaniu ruchomej podtrzymki, co powoduje zmniejszenie odporności na drgania układu technologicznego. Podstawową wadą podtrzymek tradycyjnych jest niemożliwość obróbki powierzchni zewnętrznej pod podtrzymkami, konieczność tworzenia dodatkowej bazy technologicznej i pomiarowej w postaci bazowych szyjek oraz kontrolnych odcinków o wysokiej dokładności, uzyskiwanej przy niskich parametrach obróbki. W produkcji wielkoseryjnej, w celu uzyskania pokrycia się osi półfabrykatu z osią teoretyczną układu technologicznego, podtrzymki są regulowane według średnicy szyjek. Jedną z perspektywicznych metod zmniejszenia odkształceń układu technologicznego jest osiowe rozciąganie półfabrykatu [120, 179, 196, 225, 228, 215, 236]. Kompensowane są odkształcenia cieplne, które przy sztywnym zamocowaniu końców półfabrykatu prowadzą do jego paczenia i zmiany kształtu geometrycznego. Jednak w tym przypadku są niezbędne dodatkowe napędy, przy czym do zmniejszenia odkształceń sprężystych od sił skrawania i niewyważenia dynamicznego półfabrykatu, siła rozciągająca powinna dążyć do nieskończoności [94]. Również siła zacisku tulei cienkościennych nie może być dowolnie duża, ponieważ przy zamocowaniu, odkształcenia sprężyste w przekroju poprzecznym są przenoszone na obrobioną powierzchnię wewnętrzną. Metoda rozciągania osiowego jest najbardziej efektywna w przypadku części o średnicy mniejszej niż 15 mm.

Do stabilizacji osi półfabrykatów, zwiększenia sztywności ścianek części, a więc zwiększenia dokładności i wydajności obróbki znalazły zastosowanie mechanizmy wykonawcze – napędy, co umożliwia uzyskanie przy skrawaniu powierzchni o jednakowej sztywności [224, 228, 230]. Takie serwonapędy mogą pracować samodzielnie lub też być wyposażone w układ sterowania automatycznego. W jednym przypadku zastosowano wydrążony cylinder elastyczny, obejmujący obrabianą część, o zamkniętej objętości, która jest zapelniana olejem

pod ciśnieniem. Zmiana zamkniętej objętości cylindra prowadzi do zamykania siłowego układu: część – korpus przyrządu i możliwości przekazywania momentu skręcającego od wrzeciona do części. Takie zamykanie siłowe umożliwia uzyskanie jednakowej sztywności części obrabianej zarówno po jej średnicy jak i długości [227, 231, 232, 233, 235, 239, 244].

Mechanizm wykonawczy do zwiększenia charakterystyk tłumiących części może być wykonany w postaci ślimaka drażonego. Do rozszerzenia możliwości technologicznych mechanizmu wykonawczego do obróbki cienkościennych części o złożonym profilu zastosowano napęd, pracujący w oparciu o zasadę zmiany gęstości cieczy ferromagnetycznej w wyniku nałożenia zewnętrznego pola elektromagnetycznego. Przy zmianie natężenia pola elektromagnetycznego zwiększeniu ulega sztywność objętościowa cieczy ferromagnetycznej oraz jej lepkość [13, 217, 234]. Zamykanie siłowe jest realizowane po całej wolnej powierzchni części, co powoduje zwiększenie jej wytrzymałości [30, 44, 237, 243]. Odejście od drgań rezonansowych umożliwia zwiększenie odporności wibracyjnej układu obrabiarka-uchwyt-narzędzie-półfabrykat. Przy obróbce otworów w długich częściach wszystkie takie napędy wykonawcze są mało efektywne.

Jednym z perspektywicznych kierunków zwiększenia efektywności obróbki mechanicznej otworów głębokich jest zastosowanie układu sterowania automatycznego. Umożliwia on kompensację zmiennych oddziaływań zakłócających przy obróbce otworów (działanie odkształceń temperaturowych, sprężystych, zużycie narzędzia, nierównomierność naddatku i różna twardość materiału półfabrykatu), prowadzących do błędów obróbki [48, 59, 66, 111, 238, 242, 246, 247]. Przy tradycyjnym projektowaniu technologicznym te oddziaływania są uwzględniane według uśrednionych danych empirycznych.

Uzyskanie części o określonej dokładności wymaga dodatkowych metod oraz środków oddziaływania na warunki przebiegu rzeczywistych procesów technologicznych. Najbardziej rozpowszechnione są ultradźwiękowe metody obróbki, ukierunkowane na zmniejszenie sił skrawania, zwiększenie jakości obróbki i trwałości narzędzia, zmniejszenie głębokości warstwy odkształconej. Podstawowymi wadami znanych metod obróbki ultradźwiękowej są: zależność efektywności obróbki od amplitudy, częstotliwości i rodzaju drgań, których wartość należy zmieniać w zależności od zmiany właściwości fizyko-mechanicznych obrabianego materiału i materiału narzędzia; parametrów obróbki: częstości obrotowej, posuwu i głębokości skrawania. Wady te ograniczają zakres zastosowania tej metody w przemyśle maszynowym [32, 240, 245].

Znane są również metody skrawania wibracyjnego wykorzystujące energię procesu skrawania, głównie w celu rozdrabniania wiórów. Znajdują tutaj zastosowanie drgania samowzbudne, uwarunkowane procesem skrawania [47, 221, 241].

Realizowane jest to na dwa sposoby:

- w wyniku prawidłowego doboru parametrów skrawania, geometrii narzędzia przy danym układzie sprężystym obrabiarka-uchwyt-przyrząd-narzędzie (OUPN) bez zastosowania specjalnych urządzeń, gwarantujących wzbudzenie drgań samowzbudnych o niezbędnej intensywności i kierunku;
- w wyniku racjonalnej zmiany układu sprężystego OUPN, zastosowania specjalnych urządzeń umożliwiających wzbudzenie drgań samowzbudnych.

Do obróbki otworów są stosowane układy drgań samowzbudnych do wiercenia. W podukładzie narzędzia są wzbudzane i podtrzymywane drgania wzdłużne i skrętne. Parametry drgań są następujące: amplituda 0,1–1,5 mm, częstotliwość 20–100 Hz. Przy takich charakterystykach drgań nie jest możliwe uzyskanie wysokiej dokładności i jakości obróbki. Dlatego też, te urządzenia są stosowane na operacjach zgrubnych do rozdrabniania wiórów. Nie nadają się natomiast do roztaczania otworów głębokich z powodu niemożliwości uzyskania promieniowej sztywności narzędzia, gdyż wytaczadło o takiej konstrukcji, aby było możliwe uzyskanie drgań skrętnych i wzdłużnych, powinno być posadowione w podporach z luzem [48, 67, 216, 222].

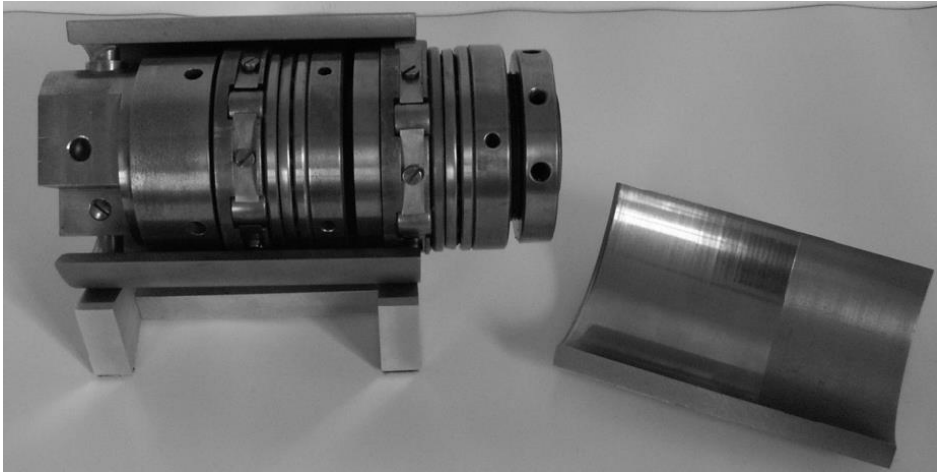
Sposoby obróbki otworów głębokich nie są w wystarczający sposób przedstawione w literaturze, a zwłaszcza takie metody obróbki jak: skrawanie rotacyjne i prędkościowe [55, 110, 116, 143]. Zastosowanie ich umożliwia zmniejszenie siły i temperatury skrawania, uzyskanie mniejszej głębokości warstwy zgniecionej i mniejszej chropowatości przy dużej wydajności (musi być spełniony warunek stabilizacji osi i kształtu poprzecznego części). Specyfika układu technologicznego jest związana ze sztywnością podukładu część-podpora (PCP) i podukładu narzędzie-suport (PNS), co warunkuje zastosowanie tych metod do roztaczania otworów głębokich.

Jak pokazano wyżej, zwiększenie dokładności jest możliwe tylko w przypadku kompleksowego oddziaływania sterowniczego na proces obróbki, to znaczy wyeliminowania odkształceń statycznych i dynamicznych części oraz narzędzia.

Stosowane są dwa typy głowic do roztaczania: z podziałem grubości warstwy skrawanej i podziałem szerokości warstwy skrawanej. Lepsze z punktu widzenia uzyskania dokładności otworu jest narzędzie drugiego typu. Głowica roztaczająco-nagniatająca została przedstawiona w pracy [56] (rys. 1.20). Wprowadza się ją do otworu obracającej się tulei na drażonym trzpieniu, przez który doprowadza się ciecz chłodząco-smarującą. Głowica ma w części skrawającej dwa noże. W części nagniatającej są umieszczone rolki nagniatające (do 6-ciu sztuk w zależności od średnicy). Jest ona przeznaczona do obróbki głębokich otworów  $\varnothing 100H8$  w tulejach cylindrycznych. Zastosowanie głowicy z dwoma nożami jest korzystne ze względu na rozkład sił skrawania i wymaganą dokładność kształtu obrobionego otworu (IT7÷IT8). Widok głowicy w pozycji roboczej z fragmentem tulei ze strefy obróbki jest przedstawiony na rysunku 1.19.

### ***Stabilizacja osi narzędzia***

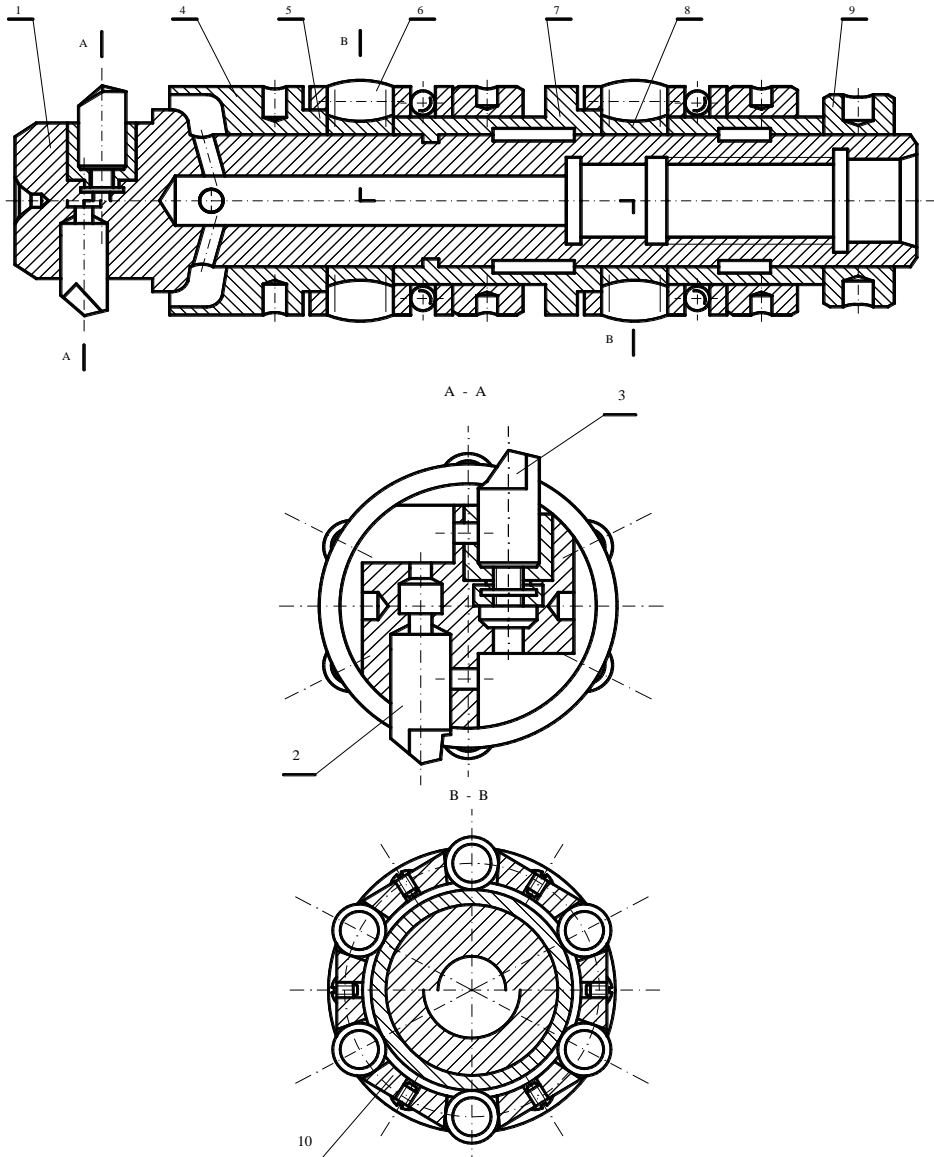
Stabilizacja osi narzędzia przy roztaczaniu (rys. 1.21) w obrobionym otworze jest uzyskiwana pod warunkiem przechodzenia wektora siły skrawania między prowadnicami oporową i kalibrującą. Obróbka przy tym jest prowadzona przy dużej prędkości i małym posuwie, co również sprzyja zmniejszeniu drgań. Bardziej wydajna jest głowica do roztaczania z podziałem grubości warstwy skrawanej. Należy jednak mieć na uwadze, że nierównomierne zużycie noży i błędy ich ustawienia prowadzą do powstania nie zrównoważonej siły promiennej powodującej zejście narzędzia z osi i drgania [82, 152, 155].



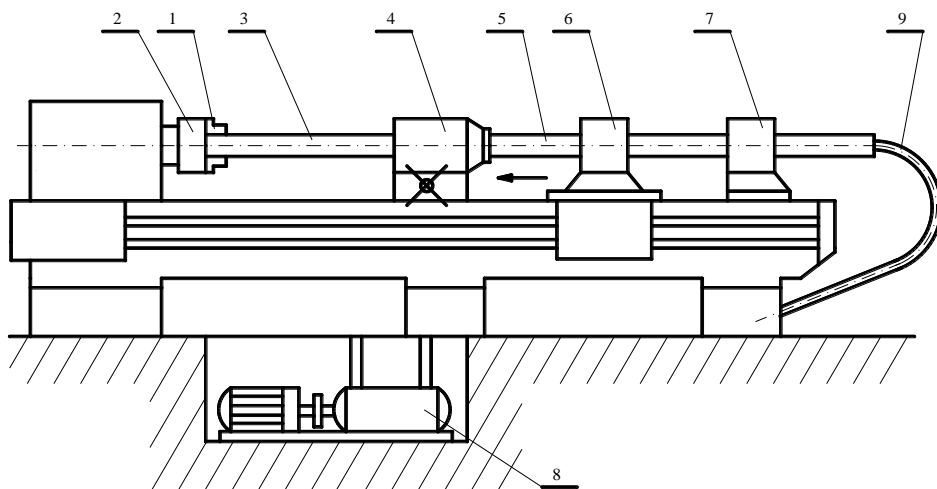
**Rys. 1.20. Widok głowicy w pozycji roboczej wraz z fragmentem tulei cylindra ze strefy obróbki [201]**

Jedną z możliwości zwiększenia dokładności obróbki otworów głębokich jest zwiększenie sztywności elementów układu OUPN. Sztywność narzędzia można zwiększyć w wyniku wstępnego napięcia oraz powstania strefy nagrzewania elektrycznego w celu wytworzenia w wytaczadle dodatkowych napięć przeciwdziałających odkształceniom od siły skrawania.

W pracy [157] jest rozpatrywany układ dynamiczny obrabiarki łącznie z oddziaływaniem sprężystego układu OUPN i procesów towarzyszących procesowi skrawania (rys. 1.21).



**Rys. 1.20.** Konstrukcja dwurzędowej głowicy ( $\varnothing 100$  mm) roztaczająco-naginatącej z mikroregulacją wymiaru i wewnętrznym przepływem cieczy chłodzącej:  
 1 – korpus, 2 – nóż zdzierak, 3 – nóż wykańczak z mikroregulacją, 4 – nakrętka ustawcza, 5 – kształtowa bieźnia, 6 – rolka barylkowa, 7 – tuleja dystansowa, 8 – bieźnia, 9 – nakrętka blokująca, 10 – koszyczek rolek [157]



**Rys. 1.21.** Układ dynamiczny obrabiarki z oddziaływaniem układu OUPN – stanowisko do obróbki tulei cylindrowych głowicą roztaczająco-nagniatającą na tokarce uniwersalnej [157]: 1 – uchwyt z zabierakiem centrującym, 2 – osłona, 3 – obrabiany cylinder, 4 – zespół mocująco-prowadzący, 5 – trzpień drążony, 6 – uchwyt trzpienia na suportie, 7 – podtrzymka, 8 – pompa chłodziwa, 9 – przewód elastyczny [157]

Na łożu obrabiarki, między wrzecionem a suportem, znajduje się zespół mocująco-prowadzący 4 z częścią mocującą cylinder 3 oraz tuleją do wprowadzania głowicy. Obrabiarka posiada drążony trzpień 5, na którym mocuje się głowicę, gdzie znajduje się instalacja obiegu cieczy chłodzącej 9. Trzpień prowadzony w podporządkowanych 7 jest podparty na suportie wzdłużnym tokarki (w uchwycie 6), od którego uzyskuje napęd. Cylinder podczas obróbki obraca się, a głowica wykonuje ruch posuwowy.

Charakterystyczne dla tej obróbki jest to, że występują drgania samowzbudne, a także drgania wymuszone.

Podstawowym sposobem zwiększenia geometrycznej dokładności części jest zmniejszenie odkształceń w układzie OUPN oraz poziomu drgań przy skrawaniu. Jak wiadomo dwa rodzaje drgań mają duży wpływ na efektywność obróbki: drgania samowzbudne i drgania wymuszone.

## 1.2. Dokładność obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności

W budowie maszyn obowiązują coraz wyższe wymagania odnośnie jakości wyrobów, w tym dokładności wykonania części.

W przypadku obrabiarek skrawających dokładność polega na utrzymaniu wymiarów części w granicach tolerancji z pewną rezerwą dokładności „technicznej” [130, 131]. Rezerwy dokładności „technicznej” wykonania części określające

wytrzymałość połączeń ruchomych i, ostatecznie, niezawodność oraz długowieczność maszyn i mechanizmów, w najlepszych firmach japońskich produkujących obrabiarki, są równe od 60 do 75%.

Charakterystyki dokładnościowe wielu rodzajów urządzeń technologicznych są określane dokładnością wymaganego położenia przestrzennego ich elementów wykonawczych.

W przypadku obrabiarek skrawających dokładność części zależy od dokładności, w procesie obróbki, wzajemnego położenia narzędzia i półfabrykatu, będących ogniwem zamykającym łańcucha wymiarowego [20, 30, 49].

W procesie sterowania urządzeniem technologicznym, w przypadku ogólnym, powinna być zapewniona niezbędna dokładność odtworzenia w przestrzeni wymaganych trajektorii ruchu jego elementów wykonawczych. Odchylenie wzajemnego przestrzennego położenia elementów wykonawczych można przedstawić za pomocą wektora

$$\Delta R(t) = [\Delta R_i(t)], i = \{x, y, z\} \quad (1.17)$$

gdzie  $\Delta R_i(t)$  – projekcja wektora  $\Delta R(t)$  w układzie współrzędnych.

Podczas sterowania układem dynamicznym, czyli układem technologicznym wraz z realizowanym w nim procesem technologicznym, w warunkach działania zakłócenia jest konieczne zapewnienie ograniczenia o pewien funkcjonał  $\Delta R_i(t)$ :

$$K_r\{\Delta R_i(t)\} \leq K_{ri}. \quad (1.18)$$

Istotne jest, aby formę funkcjonału  $K_r$  wybierać z uwzględnieniem charakteru oddziaływań dynamicznych. Przy oddziaływaniach stacjonarnych ograniczenia mogą być nałożone na średniokwadratową wartość  $\Delta R_i(t)$ , a podczas zakłóceń skokowych – na maksimum modułu odchylenia.

W złożonym problemie zapewnienia jakości, w zależności od konkretnych warunków funkcjonowania urządzenia, można wyodrębnić pewne podproblemy.

W niektórych rodzajach urządzeń technologicznych, w tym w wytaczarkach współrzędnościowych, maszynach pomiarowych, należy rozwiązać problem odpowiedniego położenia przestrzennego elementów wykonawczych. Osiągana dokładność pozycjonowania zależy od właściwości dynamicznych obiektu oraz napędu elektrycznego. Podwyższenie tej dokładności, szczególnie w przypadku wytaczarek współrzędnościowych oraz maszyn pomiarowych, w dużym stopniu jest utrudnione występowaniem nieliniowości przy sprowadzeniu obiektu do wymaganych współrzędnych. Badaniom problemów podwyższenia dokładności dynamicznej obrabiarek skrawających oraz współrzędnościowych maszyn pomiarowych, działających w systemach pozycjonowania w warunkach tarcia mieszanego są poświęcone między innymi prace [61, 128, 136, 137].

Szczególnie istotny jest problem zwiększenia dokładności obrabiarek skrawających, realizujących cykl obróbki wgłębszej. Podczas szlifowania wgłębszego wymiar obrabianej części jest określany przez końcowy punkt trajektorii wzajemnego



ruchu ściernicy i części, a sam proces przebiega w warunkach sztywnego ograniczenia współrzędnych fazowych, uwarunkowanych własnościami procesu technologicznego.

Zagadnienia optymalizacji procesu szlifowania otworów oraz sterowania układem dynamicznym szlifierek do otworów są zaprezentowane w pracach [74, 76, 83, 120, 184, 191].

W przypadku tokarek, tokarek karuzelowych i szlifierek, na których są realizowane procesy toczenia wzdłużnego oraz szlifowania, w procesie sterowania powinna być zapewniona niezbędna dokładność odtwarzania w przestrzeni wymaganej trajektorii ruchu narzędzia skrawającego względem osi części. Zagadnienia podwyższenia dokładności i efektywności sterowania układem dynamicznym tokarek i szlifierek są przedstawione w pracach [17, 18, 19, 30, 56, 75, 83, 85, 114, 124, 188], jak również w niniejszej monografii.

W procesie eksploatacji urządzeń technologicznych występują różnorodne oddziaływania zakłócające, w przypadku obrabiarek zwykle jest to losowy proces stacjonarny nałożony na losową funkcję liniową [191]. W tym przypadku w zakłóceniu można wyodrębnić składnik zmieniający się powoli oraz składową wysokoczęstotliwościową. Pierwsza składowa jest związana przede wszystkim z odkształceniami cieplnymi układu technologicznego i zużyciem narzędzia skrawającego. Błędy cyklu obróbki części spowodowane tymi zakłóceniami, z reguły, są niewielkie i mogą być okresowo kompensowane przez wprowadzenie korekty do tzw. wymiaru nastawienia statycznego [17, 18, 31, 96, 115, 123, 124].

Składowa wysokoczęstotliwościowa błędu jest uwarunkowana przede wszystkim zmiennością naddatku na obróbkę, a także twardości materiału obrabianego oraz przypadkowymi drganiami układu skrawania. Podstawową i najbardziej efektywną metodą kompensowania wysokoczęstotliwościowej składowej błędu obróbki jest sterowanie odkształceniami sprężystymi układu dynamicznego obrabiarki.

Przeznaczenie funkcjonalne poszczególnych części, a także dążenie do zmniejszenia zużycia metalu uwarunkowały szerokie zastosowanie dokładnych części o małej sztywności. Takie części, jak: wały, osie, półfabrykaty kół zębatych, przyrządy mechaniki precyzyjnej, wały skrętne i giętne, osie przyrządów nawigacyjnych, resory, śruby, wkręty, wały-wirniki, cienkościenne korpusy i pokrywy mikromaszyn elektrycznych, jak pokazuje analiza [150], stanowią znaczny odsetek wyrobów w budowie maszyn precyzyjnych, w przemyśle lotniczym i kosmicznym. Przy czym ok. 34% z nich to części obrotowe obrabiane na tokarkach i szlifierekach.

Tradycyjne metody podwyższania jakości obróbki części o małej sztywności oparte na obróbce wielozabiegowej przy zmniejszeniu parametrów skrawania, zastosowaniu podtrzymek, ręcznej obróbce wykańczającej, prowadzą do istotnego obniżenia wydajności.

Szczególnie aktualny w warunkach produkcji elastycznej problem dokładności technologicznej, którego nie udało się rozwiązać przy zastosowaniu metod tradycyjnych, wymagał opracowania nowych metod i doprowadził do opracowania tzw. „układów sterowania adaptacyjnego obrabiarek”.

Idea sterowania odkształceniami sprężystymi układu dynamicznego obrabiarek skrawających była po raz pierwszy przedstawiona w latach 60–tych XX wieku, a jej aspekty technologiczne były w znacznym stopniu rozwiązane w pracach [21, 22, 30, 85, 124, 150, 151, 184].

Dodatkowym czynnikiem obniżającym niezawodność dokładnościową urządzeń technologicznych są odkształcenia sprężyste układu technologicznego w wyniku działania zakłóceń kinematycznych ze strony fundamentu. W przypadku obrabiarek precyzyjnych, urządzeń pomiarowych, przeznaczonych do regulacji i atestowania przyrządów nawigacyjnych i optycznych w stacjach kosmicznych, a także innych urządzeń specjalistycznych, wysoka wibroaktywność fundamentów może doprowadzić do niedopuszczalnego obniżenia charakterystyk dokładnościowych. Temu kierunkowi badań poświęcona jest duża liczba publikacji i nie jest on poruszany w ramach niniejszej monografii.

Podwyższenie niezawodności dokładnościowej oprzyrządowania technologicznego może być powiązane ze zwiększeniem wydajności realizowanego na nim procesu technologicznego. Obrabiarki skrawające na ogół dzieli się na produkcyjne, przeznaczone do zapewnienia wysokich wskaźników wydajności oraz precyzyjne, których podstawowym zadaniem jest zapewnienie wysokiej dokładności obrabianych części. Podział ten powoduje, że kryteria optymalizacji i metodyka syntezy układu sterownia automatycznego powinny odpowiadać określonym specyficznym cechom. Układ sterowania obrabiarkami produkcyjnymi w wielu przypadkach jest budowany, jako układ stabilizacji parametrów siłowych procesu skrawania i związanych z nimi odkształceń sprężystych układu technologicznego.

Spośród przedstawionych zagadnień, dotyczących projektowania i realizacji układów sterowania automatycznego, umownie wyodrębniono układy przeznaczone przede wszystkim do podwyższenia niezawodności dokładnościowej oprzyrządowania i układy umożliwiające optymalizację procesu technologicznego wg kryteriów ekonomicznych. Przeprowadzona zostanie także krótka analiza stanu problemu identyfikacji omawianych układów dynamicznych obrabiarek oraz urządzeń technologicznych.

### **1.3. Modele matematyczne obrabiarek i procesu skrawania**

Rozwiązanie problemu opracowania metod syntezy układu automatycznego sterowania układów dynamicznych obrabiarek i urządzeń technologicznych jest niemożliwe bez wnikliwego zbadania własności obiektu i opracowania modelu matematycznego, odzwierciedlającego charakterystyki obiektu sterowania.

W ogólnym przypadku badanie charakterystyk dynamicznych układu technologicznego obróbki przeprowadza się w celu wykazania wpływu oddziaływań zakłócających i sterujących na wartość odkształceń sprężystych obrabianych części w stanach ustalonych i przejściowych, formowania optymalnych lub quasi-optymalnych algorytmów sterowania, minimalizujących błędy kształtu części.

Opracowanie modelu matematycznego obiektu sterowania adekwatnego do obiektu – oryginału, jest konieczną przesłanką rozwiązania problemu analizy stabilności układu sterowania i syntezy członów korygujących wg wymaganych wskaźników jakości sterowania w stanach przejściowych. W podobnych układach wskaźniki jakości sterowania współrzędną wyjściową, za którą zwykle przyjmuje się odkształcenie sprężyste, bezpośrednio charakteryzują błędy kształtu części, spowodowane szybko zmieniającymi się zakłóceniami w postaci zmian naddatku na obróbkę oraz własności fizyko-mechanicznych obrabianego materiału.

Wyniki badań charakterystyk statycznych i dynamicznych obiektu sterowania mogą być wykorzystane także przy tworzeniu bazy danych do zautomatyzowanych systemów projektowania procesów technologicznych w celu organizacji projektowania zorientowanego na technologię.

Do chwili obecnej opracowano wiele analityczno-doświadczalnych modeli dynamicznych charakterystyk procesu skrawania, których budowa jest wynikiem analizy zjawisk fizycznych zachodzących w czasie skrawania, a wartości parametrów występujących w tych modelach są określane na podstawie badań eksperymentalnych.

Rozwiązanie problemu zapewnienia wymaganej dokładności i jakości obróbki jest utrudnione, ponieważ w procesie obróbki część, narzędzie i węzły obrabiarki pozostając w ruchu względnym, tworząc skomplikowany dynamiczny układ technologiczny. Wcześniejsze określenie jego zachowania, bez ukierunkowanych badań, jest praktycznie niemożliwe.

Przy kompleksowym rozwiązywaniu problemu sterowania dokładnością kształtowania części jest, więc niezbędne również uwzględnianie własności dynamicznych układu technologicznego. Badania charakterystyk układu dynamicznego oraz metody ich opracowania matematycznego zostały przedstawione w pracach [50, 65, 73, 82, 83, 86, 110, 113, 122, 182, 183, 184, 189].

Analiza prac dotyczących drgań samowzbudnych przy skrawaniu umożliwiła sformułowanie siedmiu podstawowych hipotez wyjaśniających przyczyny ich powstawania:

- zmiana wartości siły tarcia lub siły skrawania w zależności od prędkości;
- zmienne wartości sił skrawania w wyniku okresowego wzajemnego oddziaływania narzędzia i wióra przy obróbce materiału;
- zmiana rzeczywistej geometrii ostrza podczas drgań;
- zmiana wartości siły skrawania przy zmianach przekroju warstwy skrawanej;

- zależność siły skrawania od względnej współrzędnej narzędzia i półfabrykatu w warunkach układu o dwóch stopniach swobody (zasada więzów współrzędnościowych);
- tworzenie i odrywanie się narostu;
- zjawisko skrawania „po śladzie” [43, 56, 61, 65, 66, 67, 88, 179–182].

W pracy [161] zaprezentowano model dynamicznej charakterystyki procesu skrawania (DCPS). Ze wszystkich znanych modeli ten był najczęściej cytowany w Polsce. Przyjęto w nim, że w czasie występowania drgań samowzbudnych, zmiany sił skrawania są wynikiem zmian grubości warstwy skrawanej i zmian geometrii ostrza, a także, że przy częstotliwości drgań nieprzekraczającej 500 Hz i przy ostrym narzędziu wpływ zmian geometrii ostrza można pominąć. Drgania samowzbudne mają z reguły niższą częstotliwość, a więc w celu uproszczenia wpływ ten pominięto już w fazie formułowania początkowych założeń modelu skrawania.

Rozważania te oparte były na analizie powstawania wióra w chwili rozpoczęcia skrawania (przy skokowej zmianie grubości warstwy skrawanej). Założono, że prędkość przyrostu długości kontaktu wióra z powierzchnią natarcia jest stała. Powstawanie wióra przy skokowej zmianie grubości warstwy skrawanej różni się zasadniczo od jego kształtowania w trakcie drgań samowzbudnych, kiedy to maksymalne nachylenie toru narzędzia w stosunku do kierunku nominalnej prędkości skrawania lub pochylenie zewnętrznej powierzchni skrawania nie przekracza kąta przyłożenia narzędzia tj. około  $6^\circ$ . W takich warunkach długość kontaktu wióra z powierzchnią natarcia może zmieniać się wokół pewnej wartości średniej.

W dalszej części przedstawiono analizę podstawowych modeli dynamiki procesu skrawania opracowanych przez różnych autorów.

Model matematyczny dynamiki procesu toczenia pojedynczym ostrzem może być przez analogię adaptowany do innych kinematycznych odmian skrawania (np. do frezowania czołowego). Dlatego wszelkie prace, zarówno analityczne jak i doświadczalne, których celem jest opracowanie elementarnych modeli matematycznych są skoncentrowane na badaniu zjawisk związanych z tworzeniem wióra w procesie toczenia, przy czym w wielu przypadkach jest to toczenie swobodne.

Zakłada się, że skrawanie pojedynczym ostrzem nie powoduje powstawania w umownym punkcie styku narzędzia i części obrabianej momentu siły, zatem wszystkie składniki macierzy  $W'_{PS}(s)$  opisujące zmiany momentu siły w zależności od zmiany parametrów skrawania są równe zero. Oznacza to, że dolna połowa macierzy  $W'_{PS_{ij}}(s)$  ma wartości zerowe [183]:

$$W'_{PS_{ij}}(s) = 0 \text{ przy } i = 4,5,6; j = 1, \dots, 6.$$

Drgania w kierunku osi  $x'_1$  wywołują zmiany grubości warstwy skrawanej, których efektem jest zjawisko regeneracji śladu.

Praktyczne wykorzystanie modelu wymaga jedynie określenia współczynników sztywności właściwej skrawania  $k_{si}$  ( $i = 1, 2, 3$ ) w przypadku każdej z trzech składowych siły skrawania. Współczynniki te wyznacza się doświadczalnie badając zależność składowych siły skrawania od parametrów skrawania. Składowe siły skrawania można wyrazić za pomocą zależności:

$$\begin{bmatrix} F_f \\ F_p \\ F_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{f0} + k_{sf} b_0 \Delta a \\ F_{p0} + k_{sp} b_0 \Delta a \\ F_{c0} + k_{sc} b_0 \Delta a \end{bmatrix}, \quad (1.19)$$

gdzie:  $F_f, F_p, F_c$  – składowe siły skrawania: posuwowa odporowa i główna;  
 $F_{f0}, F_{p0}, F_{c0}$  – średnie wartości składowych siły skrawania;  
 $\Delta a$  – zmiana grubości warstwy skrawanej;  
 $b_0$  – szerokość warstwy skrawanej;  
 $k_{sf}, k_{sp}, k_{sc}$  – współczynniki sztywności właściwej procesu skrawania odniesione do odpowiednich składowych siły.

Zdefiniowane w ten sposób współczynniki sztywności właściwej skrawania można wyrazić za pomocą wzoru:

$$\begin{bmatrix} k_{sf} \\ k_{sp} \\ k_{sc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{f1-1} (1 - \chi_f) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_f} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_f} \\ C_{p1-1} (1 - \chi_p) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_p} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_p} \\ C_{c1-1} (1 - \chi_c) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_c} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_c} \end{bmatrix} \quad (1.20)$$

$$\begin{bmatrix} k_{s1} \\ k_{s2} \\ k_{s3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \kappa_r & \cos \kappa_r & 0 \\ -\cos \kappa_r & \sin \kappa_r & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_{sf} \\ k_{sp} \\ k_{sc} \end{bmatrix}, \quad (1.21)$$

gdzie:  $\kappa_r$  – kąt przystawienia.

Zależność określająca współczynniki oporu właściwego skrawania w układzie współrzędnych odniesienia  $x'_1, x'_2, x'_3$  jest następująca:

$$\begin{bmatrix} k_{s1} \\ k_{s2} \\ k_{s3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{f1-1} (1 - \chi_f) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_f} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_f} \sin \kappa_r + C_{p1-1} (1 - \chi_p) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_p} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_p} \cos \kappa_r \\ C_{p1-1} (1 - \chi_p) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_p} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_p} \cos \kappa_r + C_{f1-1} (1 - \chi_f) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_f} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_f} \sin \kappa_r \\ C_{c1-1} (1 - \chi_c) \left(\frac{a_1}{a_0}\right)^{\chi_c} \left(\frac{v_1}{v_0}\right)^{\vartheta_c} \end{bmatrix} \quad (1.22)$$

Elementarny model matematyczny procesu skrawania pojedynczego ostrza skrawającego (przy znanych współczynnikach właściwego oporu skrawania) można wyrazić, jako:

$$W'_{PS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} (1 - e^{-s\tau}). \quad (1.23)$$

### Wybrane modele procesu skrawania

**Model Albrechta** [20] – uwzględnia wpływ na proces skrawania: naprężeń stycznych w płaszczyźnie ścinania, kąta tarcia wióra o powierzchnię natarcia, kąta ścinania oraz kąta natarcia. Model ten można przedstawić, jako:

$$W'_{PS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} (1 - e^{-s\tau}), \quad (1.24)$$

gdzie:  $k_{s1}, k_{s3}$  – współczynniki sztywności właściwej procesu skrawania swobodnego:

$$k_{s1} = \frac{\tau \sin(\eta_0 - \gamma_0)}{\sin\Phi_0 \cos(\Phi_0 - \gamma_0 + \eta_0)}, \quad (1.25)$$

$$k_{s3} = \frac{\tau \cos(\eta_0 - \gamma_0)}{\sin\Phi_0 \cos(\Phi_0 - \gamma_0 + \eta_0)}, \quad (1.26)$$

gdzie:  $\tau$  – naprężenia statyczne w płaszczyźnie ścinania,  
 $\eta_0$  – średnie wartości kąta tarcia wióra o powierzchnię natarcia,  
 $\Phi_0$  – kąt ścinania,  
 $\gamma_0$  – kąt natarcia

**Model Dasa-Tobiasa** [42] (jest to model skrawania swobodnego adaptowany do skrawania nieswobodnego):

$$W'_{PS}(s) = \begin{pmatrix} \begin{bmatrix} k_{s1}(1 + T_{p1}s) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3}(1 + T_{p3}s) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} e^{-s\tau} \end{pmatrix}, \quad (1.27)$$

gdzie:  $k_{s1}, k_{s3}$  – współczynniki oporu właściwego skrawania swobodnego:

$$k_{s3} = \frac{\sigma_s}{\sin\Phi_0}, \quad (1.28)$$

$$k_{s1} = k_{s3} = \frac{D \cos \Phi_0 - 1}{D \sin \Phi_0}, \quad (1.29)$$

$T_{p1}, T_{p3}$  – stałe czasowe wyznaczono ze wzorów:

$$T_{p1} = \frac{k_{s3} a_0}{k_{s1} v_0}, \quad (1.30)$$

$$T_{p3} = \frac{k_{s1} a_0}{k_{s3} v_0}. \quad (1.31)$$

Pozostałe wielkości wyznacza się z następujących zależności:

$$D = \frac{\sigma_s}{\tau} \quad (1.32)$$

$$\Phi_0 = 45^\circ + \frac{1}{2}(\gamma_0 - \eta_0) \quad (1.33)$$

$$\eta_0 = \arctg(\mu_0). \quad (1.34)$$

gdzie:  $D$  – tzw. uniwersalny wskaźnik obrabialności materiału (wielkość stała dla określonego gatunku),

$\sigma_s$  – stosunek głównej składowej siły skrawania do pola powierzchni płaszczyzny ścinania

$$\sigma_s = \frac{F_c}{A_s} \quad (1.35)$$

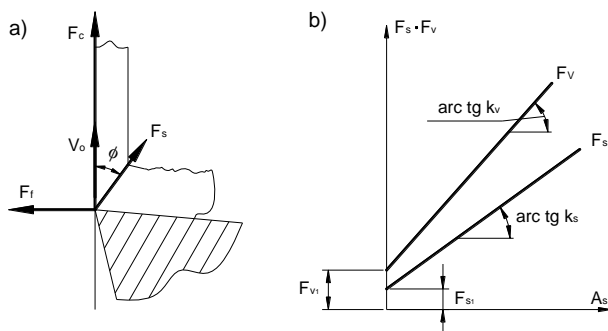
$\tau$  – naprężenia styczne w płaszczyźnie ścinania,

$\mu_0, \eta_0$  – odpowiednio średnie wartości współczynnika tarcia i kąta tarcia wióra o powierzchnię natarcia,

$\Phi_0$  – kąt ścinania,

$\gamma_0$  – kąt natarcia.

Das i Tobiasz opublikowali w roku 1967 model DCPS [42], w którym zmienne składowe sił skrawania wyznaczone są na podstawie wyników badań prowadzonych przy skrawaniu statycznym (bez drgań). Stwierdzili oni, że w stanie ustalonym główna siła skrawania  $F_c$  i siła ścinania  $F_s$  są proporcjonalne do pola powierzchni płaszczyzny ścinania  $A_s$  (rys. 1.22).



**Rys. 1.22. Podstawowe założenie modelu Dasa i Tobiasza: a) rozkład sił skrawania; b) uniwersalny wykres skrawalności [42]**

Rok później Knight opublikował pracę [66, 67] poświęconą analizie modelu Dasa i Tobiasa, w której wykazał, że zarówno  $k_s$  i  $k_w$  jak i uniwersalny wskaźnik skrawalności  $D$  nie są stałymi materiałowymi, lecz zależą od prędkości skrawania i kąta natarcia. Ponadto znaczny wpływ na  $k_w$  i  $D$  ma zużycie na powierzchni przyłożenia, które przy niezmiennych siłach w płaszczyźnie ścinania ( $k_s$ ) powoduje wzrost siły  $F_c$ .

Model Dasa i Tobiasa został, zgodnie z omówionymi wyżej uwagami, uściślony przez Dasa, Knighta i Sadeka. Stwierdzili oni, że mimo wprowadzenia poprawek występuje niezgodność granicy stabilności obliczonej na jego podstawie, z otrzymaną doświadczalnie. Wynika to, zdaniem autorów, z nie uwzględnienia zmian kątów natarcia i przyłożenia w kinetycznym układzie odniesienia, zmian grubości warstwy skrawanej spowodowanych zmianami kierunku skrawania oraz pochylenia zewnętrznej powierzchni skrawania. Mimo omówionych niedoskonałości model Dasa i Tobiasa zdobył sobie uznanie i był stosowany przez wielu badaczy.

W **Modelu Kudinova** [161] uwzględnia się kąt ścinania, kąt natarcia, średnie wartości współczynników tarcia wióra o powierzchnię natarcia, a także naprężenia styczne w płaszczyźnie ścinania. Model jest przedstawiony w następującej postaci:

$$W'_{PS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} \frac{k_{s3}\mu_0}{1+T_{w1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_{s3}}{1+T_{w3}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} (1 - e^{-s\tau}),$$

gdzie:  $k_{s3}$  – współczynnik sztywności właściwej skrawania swobodnego wyznaczony eksperymentalnie podobnie jak w przypadku modelu proporcjonalnego,

$T_{w1}, T_{w3}$  – stałe czasowe wyznaczone z zależności:

$$T_{w3} = \frac{m}{n} \frac{a_0 k_{sp0}}{v_0}, \quad T_{w1} = \left(1 + \frac{1}{\mu_0 k_{sp0}}\right) \frac{a_0 k_{sp0}}{v_0}$$

gdzie:  $\frac{m}{n}$  – współczynnik; w warunkach zmiennej grubości warstwy skrawania, przyjmuje wartości z przedziału (1÷1,5),

$a_0$  – średnia grubość warstwy skrawania,

$k_{sp0}$  – średnia wartość współczynnika śpęczenia wióra,

$v_0$  – średnia wartość prędkości skrawania,

$\mu_0$  – średnia wartość współczynnika tarcia wióra o powierzchnię natarcia.



**Model Grasso-Noto La Diega-Passannanti** [56] można zapisać w następującej postaci:

$$W'_{pS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} k_{s1}(1 + T_{p1}s) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s2}(1 + T_{p2}s) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3}(1 + T_{p3}s) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} e^{-st}$$

gdzie:  $k_{s1}, k_{s2}, k_{s3}$  – współczynniki oporu właściwego skrawania, wyznaczone ze wzorów:

$$k_{s1} = \frac{1}{\cos\Phi_0} K_1 \sin\kappa_r + \frac{1}{\cos\Phi_0} K_2 \cos\kappa_r$$

$$k_{s2} = \frac{1}{\cos\Phi_0} K_1 \cos\kappa_r + \frac{1}{\cos\Phi_0} K_2 \sin\kappa_r$$

$$k_{s3} = \frac{1}{\cos\Phi_0} K_3$$

Stałe czasowe  $T_{p1}, T_{p2}, T_{p3}$  wyznacza się z zależności:

$$T_{p1} = T_{p2} = \frac{[M + BK a_0^{-\delta}] a_0 \cos(\eta_*)}{K_2 v_0 \cos(\eta_* - 90^\circ + \kappa_r)}, \quad T_{p3} = \frac{[D + EK a_0^{-\delta}] a_0}{K_3 v_0 \cos(\eta_* - 90^\circ + \kappa_r)}$$

przy czym:

$$K_1 = [D + E(1 - \delta)K a_0^{-\delta}] \sin(\eta_*),$$

$$K_2 = [D + E(1 - \delta)K a_0^{-\delta}] \cos(\eta_*),$$

$$K_3 = M + B(1 - \delta)K a_0^{-\delta}$$

gdzie:  $\eta_*$  – kąt między płaszczyzną posuwu i kierunkiem spływu wióra,  
 $M, B, D, E, K, \delta$  – współczynniki aproksymacji statycznych charakterystyk procesu skrawania.

Funkcje aproksymujące można przedstawić zależnościami:

$$\frac{F_c}{A_0} = M + B \frac{T_{N0}}{A_0}; \quad \frac{F_{fp}}{A_0} = \frac{\sqrt{F_f^2 + F_p^2}}{A_0} = D + E \frac{T_{N0}}{A_0}; \quad \frac{T_{N0}}{A_0} = K a_0^{-\delta};$$

gdzie:  $F_f, F_p, F_c$  – składowe siły skrawania (posuwowa, odporowa i główna),  
 $T_{N0}$  – średnia wartość siły tarcia wióra o powierzchnię natarcia,  
 $A_0$  – średnia wartość pola przekroju warstwy skrawanej,

Niemal wszystkie znane modele DCPS dotyczą toczenia swobodnego. Model Dasa i Tobiasa był stosowany także do skrawania nieswobodnego [198–202], przy czym parametry DCPS były odnoszone do płaszczyzny przekroju głównego. Jest to znaczne uproszczenie. W roku 1979 Grasso, Noto La Diega i Passannanti [64] podjęli próbę przystosowania modelu Dasa i Tobiasa do skrawania wzdłużnego (nieswobodnego). Podstawowym parametrem charakteryzującym zarówno skrawanie statyczne jak i dynamiczne jest stosunek siły tarcia wióra o powierzchnię natarcia do pola przekroju warstwy skrawanej.

**Model Jemieliaka.** W modelu tym, uwzględnia się średnią wartość prędkości skrawania, kąt przystawienia, średnią wartość kąta ścinania, a także średnie wartości statycznej siły skrawania przypadające na jednostkę szerokości warstwy skrawanej [74, 75]:

$$W'_{PS}(s) = \begin{bmatrix} \sin(\kappa_r) & \cos(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\cos(\kappa_r) & \sin(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad W^*_{PS}(s) = \begin{bmatrix} \sin(\kappa_r) & \cos(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\cos(\kappa_r) & \sin(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$W^*_{PS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} k_{sf} \sin(\kappa_r)(1 + T_{ff}s) & k_{sf} \cos(\kappa_r)(1 + T_{fp}s) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{sp} \sin(\kappa_r)(1 + T_{pf}s) & k_{sp} \cos(\kappa_r)(1 + T_{pp}s) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{sc} \sin(\kappa_r)(1 + T_{cf}s) & k_{sc} \cos(\kappa_r)(1 + T_{cp}s) & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{sf} \sin(\kappa_r) & k_{sf} \cos(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{sp} \sin(\kappa_r) & k_{sp} \cos(\kappa_r) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{sc} \sin(\kappa_r) & k_{sc} \cos(\kappa_r) & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} e^{-st}$$

gdzie:  $k_{sf}, k_{sp}, k_{sc}$  – współczynniki sztywności właściwej procesu skrawania swobodnego wyznaczone eksperymentalnie, odniesione do poszczególnych składowych siły skrawania.

Stałe czasowe  $T_{ff}, T_{pf}, T_{cf}, T_{fp}, T_{pp}, T_{cp}$  które można wyznaczyć z zależności:

$$T_{ff} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\text{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sf} v_0 \sin(\kappa_r)} (-e_{ff} + k_{bc})$$

$$T_{pf} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\text{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sp} v_0 \sin(\kappa_r)} (e_{pf})$$

$$T_{cf} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\operatorname{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sc} v_0 \cos(\kappa_r)} (-e_{cf} + k_{bf})$$

$$T_{fp} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\operatorname{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sf} v_0 \cos(\kappa_r)} (e_{fp})$$

$$T_{pp} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\operatorname{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sp} v_0 \cos(\kappa_r)} (-e_{pp} + k_{bc})$$

$$T_{cp} = \frac{h_0}{v_0} \frac{1}{\operatorname{tg}(\Phi_0)} + \frac{1}{k_{sc} v_0 \cos(\kappa_r)} (-e_{cp} - k_{bp})$$

gdzie:  $h_0$  – średnia grubość warstwy skrawanej,  
 $v_0$  – średnia wartość prędkości skrawania,  
 $\kappa_r$  – kąt przystawienia,  
 $\Phi_0$  – średnia wartość kąta ścinania,  
 $e_{ij}$  – współczynnik nachylenia stycznej do wykresu funkcji, opisującej zależność  $i$ -tej składowej siły skrawania przypadającej na jednostkę szerokości warstwy skrawanej w zależności od zmian kąta natarcia i położenia narzędzia,  
 $k_{bf}, k_{bp}, k_{bc}$  – średnie wartości statycznej siły skrawania przypadające na jednostkę szerokości warstwy skrawanej.

**Model uzupełniający Zarsa** [161, 197] (uwzględnia wpływ zmian prędkości skrawania na zmiany składowych sił):

$$W'_{pS}(s) = b_0 \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{e_{z1}s}{1+T_Z s} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix},$$

gdzie  $e_{z1}, e_{z3}$  – współczynniki nachylenia stycznych do wykresu funkcji opisującej zależność składowych siły, przypadających na jednostkę szerokości warstwy skrawanej, od prędkości skrawania,  
 $T_Z$  – stała czasowa wyznaczona ze wzoru:

$$T_Z = \frac{k_{sp0}}{3v_0},$$

gdzie:  $k_{sp0}$  – średnia wartość współczynnika spęczenia wióra,  
 $v_0$  – średnia wartość prędkości skrawania.

Ogólny model matematyczny dynamiki procesu skrawania można przedstawić, jako:

$$W'_{pS}(s) = W'_p(s) - W'_{p\tau}(s)e^{-s\tau}$$

$$W'_p(s) = W'_{p\tau}(s) = b_0 \begin{bmatrix} k_{s1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{s3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

**Inne modele DCPS.** Najprostszy model DCPS pozwalający na uwzględnienie najważniejszych mechanizmów powstawania drgań samowzbudnych, jakimi są sprzężenie przez przemieszczenie i reprodukcja drgań, wywodzi się ze wzoru Hahna [64]:

$$F_{xd} = -K_{xd}(x_t - x_T)$$

gdzie  $K_{xd} = \frac{\partial F_f}{\partial a}$  – pochodna zależności  $F_f(a)$  określona w punkcie pracy tj. w przypadku nominalnej grubości WS.

Model Hahna jest bardzo uproszczony, ponieważ w rzeczywistości obok sztywności występuje także tłumienie siły skrawania, spowodowane zmianami geometrii ostrza i kierunku skrawania. W większości przypadków praktycznych tłumienie to może być jednak pominięte.

Model matematyczny układu dynamicznego OUPN w postaci wzoru Hahna jest dobrym narzędziem do badania jego stabilności w związku ze zjawiskiem obróbki po śladzie. Z wzoru tego wynika, że na stabilność istotnie wpływa współczynnik  $K_{xd}$ . W związku z liniową zależnością między współczynnikiem  $K_{xd}$  a szerokością warstwy skrawanej, jako miarę stabilności przyjmuje się tzw. graniczną szerokość warstwy skrawanej  $b_{gr}$ , tzn. taką, powyżej której pojawiają się drgania samowzbudne. Zamiennie można przyjmować również graniczną głębokość skrawania.

Model ten jest najczęściej stosowany, szczególnie w pracach dotyczących analizy wpływu właściwości układu masowo-sprężysto-tłumiącego na stabilność obróbki przy prędkościach skrawania przekraczających 100 m/min [131, 233, 234]. Nie umożliwia on jednakże prognozy znanego zjawiska wzrostu granicy stabilności przy niskich prędkościach skrawania [94, 129], co wynika z pominięcia tłumienia procesu skrawania, tj. składników zmiennej składowej siły skrawania zgodnej w fazie z prędkością drgań  $x_t$ .

Model Tobiasa i Fishwicka [225] był pierwszym, w którym starano się uwzględnić tłumienie procesu skrawania. Autorzy podjęli próbę doświadczalnego określenia wpływu zmian grubości warstwy skrawanej, prędkości wnikania narzędzia w materiał i prędkości obrotowej wrzeczona na zmienne składowe sił skrawania. Model ten obecnie ma jednak znaczenie tylko historyczne.

M. E. Eliasberg [54, 55] przedstawił model oparty na założeniu, że przy skrawaniu niektórych materiałów, na przykład stali, nad krawędzią skrawającą okresowo pojawia się szczelina wyprzedzająca. V. A. Kudinow] analizując

wyniki badań wykonanych przez M. E. Eliasberga stwierdził, że błędnie uznał on narost obserwowany na zdjęciach za szczelinę wyprzedzającą. Zgodnie ze współczesnym stanem wiedzy o procesie powstawania wióra, pęknięcie czy szczelina wyprzedzająca może pojawić się jedynie w szczególnych warunkach skrawania, na przykład przy obróbce materiałów bardzo kruchych [230].

Albrecht na podstawie opracowanego przez siebie modelu procesu skrawania statycznego [17], zaproponował model DCPS oparty na założeniu, że siły skrawania zależą od pola powierzchni płaszczyzny ścinania, której położenie jest niezmiennie. Pole to określone jest przez chwilową grubość warstwy skrawanej. W modelu zaproponowanym przez Zarsa [196] przyjmuje się, że główną przyczyną powstawania drgań samowzbudnych jest opadająca charakterystyka sił skrawania w funkcji prędkości skrawania. Hipotezę tę na podstawie badań doświadczalnych obalili Knight i Tobias [82]. Mimo, iż statyczne siły skrawania zależą od prędkości skrawania, zależność ta nie jest bezpośrednia [161]: prędkość wpływa na temperaturę skrawania, temperatura zaś na właściwości materiału obrabianego decydujące o siłach skrawania. Inercyjność procesów cieplnych zachodzących w strefie skrawania istotnie osłabia wpływ szybkich zmian prędkości na siły, co sprawia, że wpływ ten można pominąć. Zars zaproponował także [205] połączenie swojego modelu z modelem Kudinowa przy uwzględnieniu reprodukcji drgań.

Wylimitowanie niedoskonałości modelu Dasa i Tobiasa było celem prac podjętych przez Nigma, Sadeka i Tobiasa [118]. Opracowany przez nich nowy model bazował na własnym opisie procesu skrawania statycznego [85], przedstawiającym zależność współczynnika spęczenia wióra i stosunku sił  $F_f/F_w$  od kąta natarcia, prędkości skrawania i grubości warstwy skrawanej. Autorzy ci przyjęli, że w przypadku skrawania dynamicznego (przy występowaniu drgań samowzbudnych) należy stosować kinetyczny układ odniesienia nie tylko w stosunku do sił skrawania, lecz również kąta natarcia i grubości warstwy skrawanej. Dodatkowym przyjętym założeniem jest współczynnik  $\varepsilon$ , określany na podstawie testów dynamicznych. Podważa to przydatność modelu w warunkach, w których wykonanie takich badań nie jest możliwe. Dysponując odpowiednią aparaturą można określić DCPS doświadczalnie, bez posługiwania się modelami, dającymi z natury rzeczy wyniki przybliżone. Autorzy zastrzegli, że opracowany przez nich model DCPS można stosować w warunkach skrawania, w których nie występuje narost. Wyklucza to jego zastosowanie w zakresie niższych prędkości skrawania, gdy tłumienie procesu skrawania, którego wyznaczenie jest najtrudniejsze, odgrywa największą rolę.

Sata, Inamura i Matsushima przystosowali model Dasa i Tobiasa do skrawania nieswobodnego. Uznali, że model ten można odnieść do nieskończonego wąskiego fragmentu szerokości warstwy skrawanej mierzonej prostopadle do kierunku

spływu wióra. Zmienne składowe sił skrawania (leżące w płaszczyźnie spływu wióra) wyznaczyli przez całkowanie sił elementarnych wzdłuż tego kierunku. Ich propozycja różni się, zatem od modelu Grasso, Noto La Diega i Passannanti'ego jedynie sposobem wyznaczania pola przekroju warstwy skrawania, pozostając w istocie modelem płaskim.

V. V. Kaminskaja i E. F. Kusznir [161] postanowili zwiększyć dokładność modelu Kudinova wychodząc z tych samych, co Kudinov warunków równowagi wióra przy skrawaniu statycznym. Analizowali oni przemieszczanie się wióra, jako belki na podatnym podłożu. Zdaniem autorów, DCPS można otrzymać posługując się zależnościami opisującymi długość kontaktu wióra z powierzchnią natarcia. Nie przedstawili oni jednak żadnych wyników badań doświadczalnych potwierdzających poprawność ich modelu. Model ten należy, zatem traktować z daleko idącą rezerwą [100].

W modelu DCPS skrawania swobodnego opracowanym przez Wu i Liu [243–245] analizowany jest wpływ drgań narzędzia względem przedmiotu obrabianego na współczynnik tarcia wióra o powierzchnię natarcia i współczynnik spęczenia wióra. Do uzyskania DCPS konieczne jest przeprowadzenie badania granicy stabilności. W swoich badaniach autorzy stosowali prędkości skrawania  $v_c > 180$  m/min. W takich warunkach tłumienie procesu skrawania jest nieznaczne i może być wykorzystane do celów praktycznych.

Na podstawie analizy literaturowej modeli dynamicznych charakterystyk procesu skrawania można zauważyć, że różnią się one znacznie od siebie, zarówno, co do założeń podstawowych, jak i uzyskiwanych dzięki nim wyników. Ponadto dotyczą one skrawania swobodnego lub traktują skrawanie swobodne, jako płaskie.

Modele te są wynikiem badań zjawisk fizycznych procesu skrawania lub wielkości fizycznych w strefie skrawania i analizy występowania drgań samowzbudnych. Niektóre zależności mają charakter hipotetyczny i są trudne do zweryfikowania.

Różnice w przyjmowanych założeniach, dotyczących procesu skrawania, są pierwszą przyczyną rozbieżności uzyskiwanych dynamicznych charakterystyk procesu skrawania. Do chwili obecnej wykonywane są badania doświadczalne, których wyniki jakościowo są zgodne z modelami V. A. Kudinova i innych np. [147].

Modele matematyczne, analizowane w tym rozdziale, nie mogą być wykorzystywane do opracowania algorytmów sterowania automatycznego procesem obróbki w warunkach produkcyjnych.

Spowodowane jest to tym, że nie opisują one własności układu dynamicznego procesu skrawania i nie pozwalają obliczyć współczynników wzmocnień oraz stałych czasowych obiektu regulacji lub obiektu sterowania.

W Polsce największe osiągnięcia w określaniu DCPS ma Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie. Opracowano tam dwa sposoby określania DCPS. Pierwszy sposób określania DCPS polega na klasycznym,



działanie wejściowe,

$n_i$  – współczynnik zredukowania siły zewnętrznej do współrzędnej normalnej.

Każdy element układu sprężystego można, więc przedstawić za pomocą transmitancji operatorowej ( $TO$ ) otrzymanej w wyniku przekształcenia jednego z równań.

$$G_{us_i}(s) = \frac{q_i(s)}{Q_i(s)} = \frac{K_{us_i}}{T_i^2 \cdot s^2 + T_i \cdot s + 1}$$

Dynamiczna charakterystyka układu sprężystego zwykle przedstawiana jest w postaci szczegółowej charakterystyki amplitudowo-fazowej.

Uwzględnienie dynamicznej charakterystyki procesu skrawania komplikuje obliczeniową stronę procesu analizy. Najprostszymi formami omawianej charakterystyki mogą być charakterystyki uwzględniające:

1. Tylko sprężyste człony układu sprężystego w równaniu układu sprężystego  $F_p = K_{12} \cdot g$  (charakterystyka statyczna określana przy procesach ustalonych, w dostatecznym stopniu charakteryzująca ich własności);
2. Jeden z oporów lepkich, jako uzupełnienie oporu sprężystego:  $(T \cdot s + 1) \cdot F_p(s) = K_{sk} \cdot g(s)$  (uwzględnienie dynamicznej charakterystyki procesu skrawania w takiej postaci podwyższa ogólny rząd równań  $UD$  obrabiarki o stopień);
3. Dwa opory lepkie połączone szeregowo, lub jeden człon inercyjny. Przy tym dynamiczna charakterystyka procesu skrawania ma postać:

$$(T_1^2 \cdot s^2 + T_2 \cdot s + 1) \cdot F_p(s) = K_{sk} \cdot g(s)$$

gdzie:  $g$  – współrzędna grubości wióra.

Klasyczna metoda analizy układów dynamicznych, w odniesieniu do dowolnych obiektów dynamicznych, przy opisywaniu złożonego urządzenia technologicznego napotyka na duże trudności obliczeniowe, które dodatkowo zwiększają się przy występowaniu w strukturze dynamicznej obrabiarek specyficznego procesu skrawania, podczas realizacji, którego powstają dodatkowe oddziaływania na układ dynamiczny.

Bardziej racjonalne i efektywne podczas opracowywania modeli matematycznych układów dynamicznych oprzyrządowania technologicznego są metody oparte na strukturalizacji obiektu, pozwalające przedstawić model złożonego układu w postaci wielopoziomowej konstrukcji wzajemnie powiązanych członów łączonych w podukłady równych poziomów. W metodzie agregacyjnej w układzie dynamicznym urządzenia skrawającego można wyodrębnić dwa duże podukłady: podukład technologiczny, umożliwiający ruch formowania wióra i proces technologiczny zdejmowania nadatku z obrabianego półfabrykatu.

Układ technologiczny urządzeń technologicznych, zawierający dużą liczbę ruchomo połączonych elementów i członów jest przykładem złożonego układu



dynamicznego. Do badania takich układów szeroko wykorzystuje się specjalne metody takie jak: metoda oporów kompleksowych, metoda modeli bazowych i metoda impedancji lub ruchliwości.

Istota tych metod sprowadza się do badania dynamiki rzeczywistych układów technologicznych lub układów ciągliwo-sprężystych za pomocą modeli dyskretnych [200], w których wyodrębnione są elementy bezwzględnie stałe, będące nośnikami własności inercyjnych, oraz nieinercyjne elementy odkształcane, odzwierciedlające sprężyste, ciągliwe i plastyczne własności rzeczywistego obiektu. Własności układu technologicznego o parametrach dyskretnych są przedstawiane, jako zależność między siłą przyłożoną do elementu i wywołanym przez tę siłę efektem kinematycznym – przesunięciem, prędkością lub przyspieszeniem.

W badaniach własności układów dynamicznych powszechnie stosuje się pojęcie podatności dynamicznej:

$$H(j\omega) = \frac{g(j\omega)}{F(j\omega)}$$

oraz sztywności dynamicznej:

$$J(j\omega) = \frac{F(j\omega)}{g(j\omega)}$$

W odniesieniu do układu mechanicznego część rzeczywista równania zespolonego  $J(j\omega)$  charakteryzuje własności sprężyste układu, a część urojona określa jego własności dyssypacyjne.

Model dynamiczny złożonego układu dynamicznego zawierający człony połączone równolegle i szeregowo, można przekształcić wykorzystując znane reguły równoważenia. Równoważna sztywność dynamiczna i podatność przy równoległym połączeniu ogniw są odpowiednio równe:

$$J = \sum_{i=1}^m J_i, \quad H^{-1} = \sum_{i=1}^m H_i^{-1}$$

Przy połączeniu szeregowym:

$$J^{-1} = \sum_{i=1}^m J_i^{-1}, \quad H = \sum_{i=1}^m H_i$$

Badania charakterystyk dynamicznych konkretnych układów technologicznych obrabiarek przedstawiono w pracach [47, 82, 87, 153, 177]. W omawianym zagadnieniu można wyróżnić wiele zadań związanych z analizą lokalnych podukładów układu dynamicznego. W pracach związanych z analizą badania układu sprężystego obrabiarek, z reguły jest rozpatrywany jeden z podukładów układu sprężystego: część-podpora lub narzędzie-suport, a model matematyczny

srowadza się do jedno- lub dwumasowego modelu o różnych stopniach swobody. Wpływ procesu skrawania na układ technologiczny w tym przypadku wyraża się przez wprowadzenie zewnętrznej siły deterministycznej, która zmienia się zgodnie ze znaną regułą w funkcji czasu. Celem stworzenia takich modeli matematycznych jest teoretyczne określenie częstotliwości drgań własnych elementów układu sprężystego, częstotliwości drgań układu technologicznego oraz opracowanie metod ich aktywnego tłumienia [128, 161, 174, 201].

Konstrukcje dynamicznych tłumików drgań razem z układem sprężystym obrabiarki mogą być przedstawione, jako modele jedno-, dwu- i trójmasowe układów drgających z odpowiadającymi im liczbami stopni swobody [184–188, 203].

Opis matematyczny podobnego układu technologicznego w postaci modelu jednomasowego o trzech stopniach swobody nie uwzględnia własności dynamicznych procesu skrawania, wzajemnego oddziaływania mas części i tłumika drgań.

W pracy [47] zbadano eksperymentalnie strukturę modelu układu sprężystego obrabiarki. Otrzymano opis matematyczny obiektu sterowania, z uwzględnieniem wzajemnego oddziaływania elementów układu sprężystego w procesie skrawania, przedstawiony w postaci charakterystyki quasi-statycznej.

Możliwość uwzględnienia zmieniających się parametrów części o małej sztywności w układach dynamicznych omówiono w pracach [195, 196]. Przedstawiono w nich cechy szczególnie matematycznego opisu obiektu sterowania pod kątem wpływu oddziaływania zakłócającego, przy czym zmienne parametry zgodnie z metodą „zamrożonych” współczynników są przedstawione w postaci funkcji częściowo liniowych. Jednocześnie uwzględniono cechy szczególnie dodatkowych oddziaływań siłowych na układ technologiczny, wykorzystywanych do uzyskania stanu sprężystości odkształcalnego części o małej sztywności.

Podstawowymi pracami, w których poruszono zagadnienie prowadzenia badań w oparciu o metody analitycznej identyfikacji i opisu matematycznego układu dynamicznego obrabiarek i przedstawiono model matematyczny jednego z możliwych oddziaływań sterujących w postaci prędkości posuwu wzdłużnego, są [13, 14]. W przypadku układów dynamicznych tokarek rozpatrzono w nich różne schematy technologiczne obróbki, przy czym założono, że prędkość obrotowa części jest stała. Jako współrzędną wejściową przyjęto wielkość przemieszczenia noża w kierunku osiowym.

Elementy układu sprężystego obrabiarki interpretowane są, jako swoistego rodzaju wsporniki obciążone na końcach obciążeniem punktowym. Ich własności opisują odpowiadające im sztywności ekwiwalentne, które charakteryzują własności sprężyste układu technologicznego.

W przypadku, gdy w charakterze współrzędnej wejściowej obiektu jest przyjmowane przemieszczenie wzdłuż osi  $X$ , a wyjściowej – odkształcenia sprężyste

$g_x$  układu dynamicznego względem tej samej współrzędnej, transmitancję operatorową obiektu można przedstawić w postaci:

$$G(s) = \frac{g_x(s)}{x_w(s)} = -\frac{s \cdot T}{T \cdot s + 1}$$

przy uwzględnieniu, że prędkość posuwu wzdłużnego

$$v_f(t) = \frac{dx_w}{dt}$$

ulega ona przekształceniu do postaci:

$$G_{st}(s) = \frac{g_x(s)}{v_x(s)} = \frac{T}{T \cdot s + 1}, \quad (1.37)$$

gdzie:  $T = C_{p1} / J_x$ ,  $C_{p1} = C_{fx} \cdot b_1^{x_{fx}} \cdot v_c^{n_{fx}} \cdot K_{m_{fx}} \cdot K_1$

$C_{fx}$ ,  $x_{fx}$ ,  $n_{fx}$ ,  $K_{m_{fx}}$ ,  $K_1$  – współczynniki empiryczne,

$v_c$  – prędkość skrawania,

$J_x$  – sztywność układu sprężystego względem współrzędnej  $x$ .

Przy zakłóceniu w postaci zmiany naddatku na obróbkę  $b_1$  w pracy [14] otrzymano następującą transmitancję operatorową obiektu:

$$G_z(s) = \frac{g_x(s)}{b_1(s)} = \frac{s \cdot T}{T \cdot s + 1}, \quad (1.38)$$

gdzie:  $T = C_{p2} / J_x$ ,  $C_{p2} = C_{fx} \cdot v_c^{n_{fx}} \cdot K_{m_{fx}} \cdot K_1$ .

Przedstawione równania otrzymano z uwzględnieniem wyrażenia w przypadku osiowej składowej siły skrawania:

$$F_f = C_{fx} \cdot b_1^{x_{fx}} \cdot f^{y_{fx}} \cdot v_c^{n_{fx}} \cdot K_{m_{fx}} \cdot K_1$$

przy założeniach, że  $y_{fx} = 1$ , a prędkość skrawania, naddatek i własności obrabianego materiału są stałe, powyższą zależność można zapisać w postaci:

$$F_f = C_{p1} \cdot f$$

gdzie:  $f$  – posuw wzdłużny.

Do określenia transmitancji operatorowej na podstawie oddziaływania zakłócającego równanie siły skrawania przekształcono do postaci:

$$F_f = C_{p1} \cdot f \cdot b_1.$$

W ten sposób otrzymano tylko cząstkowe modele matematyczne współrzędnej wyjściowej w postaci składowej osiowej odkształceń sprężystych. Oprócz tego,

w uzasadnionych przypadkach wartość posuwu wzdłużnego wyznaczana była z równania:

$$f = K \frac{dx_w}{dt},$$

tzn. siły skrawania były proporcjonalne do prędkości posuwu wzdłużnego. Siły skrawania, jak pokazuje analiza prac z dziedziny teorii skrawania [62, 66], są również określane przez przekrój warstwy skrawanej, której parametry powinny uwzględniać zjawisko skrawania „po śladzie” [1, 2, 196, 197, 226]. W związku z tym, uzyskane modele mają charakter cząstkowy i są prawdziwe w przypadku wąskiego zakresu wielkości zmiennych.

Z analizy prac [2, 6, 10, 14, 74, 75, 100, 127, 153, 154, 184, 196, 204, 205, 239, 242, 249] wynika, że zagadnienie identyfikacji układów dynamicznych obrabiarek, rozwiązane zostało tylko częściowo i nadal aktualne jest dalsze ich opracowanie w zakresie określenia modelu matematycznego różnych oddziaływań sterujących oraz zakłócających z uwzględnieniem procesu kształtowania warstwy skrawanej, a także wzajemnego oddziaływania procesu technologicznego i procesów siłowych w strefie skrawania.

W przypadku omawianych układów dynamicznych charakterystyczne są szerokie zakresy zmian parametrów obiektu sterowania. W układach dynamicznych zawierających część o małej sztywności, parametry mogą się zmieniać w czasie cyklu obróbki jednej części. Wymienione okoliczności utrudniają zapewnienie stabilności układu sterowania automatycznego i wymagają wnikliwego podejścia do problemu wyboru jego struktury i syntezy członów korygujących.

Niewłaściwy dobór parametrów procesu skrawania prowadzi do wielu niepożądanych efektów takich jak: niska dokładność geometryczna i zła jakość powierzchni obrabianych części, wibracje układu dynamicznego, nadmierne siły skrawania powodujące szybkie zużycie lub nawet uszkodzenie ostrza skrawającego. Zastosowanie nowych materiałów narzędziowych umożliwia rozszerzenie zakresu parametrów skrawania, co powoduje, że wybór optymalnych parametrów jest jeszcze trudniejszy. Badania symulacyjne procesu skrawania, z wykorzystaniem modeli matematycznych, umożliwiają skrócenie czasu opracowania technologii obróbki. Możliwe jest, więc prognozowanie przebiegu skrawania bez konieczności przeprowadzania drogich i czasochłonnych eksperymentów. Modele matematyczne procesu skrawania mogą być wykorzystane na różnych etapach procesu wytwórczego, dzięki czemu technolog może uzyskać odpowiedź na pytanie, czy możliwe jest osiągnięcie wymaganej dokładności części przy wykorzystaniu określonej technologii obróbki. Operator obrabiarki może wykorzystać model do określenia optymalnych warunków skrawania. Projektant narzędzi skrawających może ocenić ich przydatność, bez potrzeby fizycznej produkcji tych narzędzi. Dlatego uzasadnione jest twierdzenie, że właściwe wykorzystanie modeli matematycznych procesu skrawania redukuje koszt produkcji na różnych jej etapach oraz prowadzi do zwiększenia jakości obrabianej części.

Współcześnie, badania modeli matematycznych procesu skrawania koncentrują się na modelach mechanistycznych, a także wykorzystujących metodę elementów skończonych (*MES*). Podejście mechanistyczne wymaga znajomości empirycznych zależności między narzędziem i obrabianym materiałem uzyskiwanych w czasie testów. Przy wykorzystaniu metody *MES* wymagana jest natomiast znajomości własności materiału, narzędzia, obrabiarki itp.

#### **1.4. Podsumowanie**

Analiza badań teoretycznych i doświadczalnych przedstawionych w literaturze współczesnej pokazuje, że zagadnienia dokładności obróbki zaczęto definiować i rozwiązywać od momentu powstania nauki o skrawaniu metali. Postępy w ich rozwiązywaniu na każdym z etapów rozwoju przemysłu maszynowego, w znaczącym stopniu były określane przez osiągnięcia w dziedzinie technologii maszyn, teorii skrawania materiałów, budowy obrabiarek, przemysłu narzędziowego, automatyzacji procesów obróbki i projektowania, a także budowy różnorodnych układów sterujących, w szczególności układów sterowania automatycznego i adaptacyjnego.

W wykorzystywanych metodach eksperymentalno-analitycznych często są stosowane uproszczone schematy obliczeniowe, nieuwzględniające wszystkich czynników mających wpływ na dokładność wykonania części o małej sztywności.

Metody tradycyjne obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności poprawiają w niewielkim zakresie stabilizację osi głowicy do roztaczania, kompensację zużycie noży oraz umożliwiają zwiększenie sztywności i odporności narzędzia na wibracje.

Stosowane metody i środki zwiększenia dokładności oraz wydajności z powodu specyfiki konstrukcyjnej i technologicznej (można je stosować przy ściśle określonych warunkach technologicznych) mają ograniczony charakter aplikacyjny i w zasadzie są mało przydatne do obróbki otworów o niewielkich średnicach (poniżej 40–50 mm).

Na dokładność oraz wydajność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności wpływa duża liczba czynników, takich jak na przykład: kształt półfabrykatu, stan urządzenia, parametry skrawania, z których, przy określonych warunkach, każdy może mieć istotny wpływ.

Opracowanie metod obróbki części o małej sztywności realizowane jest, w przypadku poszczególnych operacji poprzez sterowanie parametrami technologicznymi procesów oraz opracowanie jakościowo nowych procesów technologicznych. Jakość gotowych wyrobów i ich dokładność eksploatacyjna zależy od całego procesu technologicznego, z uwzględnieniem wzajemnych relacji między operacjami i ich dziedziczności technologicznej, przekazywanej przez półfabrykat.

## 2. METODY STEROWANIA DOKŁADNOŚCIĄ OBRÓBKİ CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH

### 2.1. Ogólna charakterystyka obiektu sterowania

Układ dynamiczny (*UD*) procesu obróbki jest układem maszyn technologicznych wraz z realizowanymi na nich procesami obróbki skrawaniem (toczenie, szlifowanie, wiercenie, frezowanie) [2, 156, 161, 250].

Aktywne oddziaływanie na proces technologiczny (*PT*), przy zastosowaniu układu automatycznej regulacji, umożliwia zwiększenie dokładności wymiarowej i kształtowej przedmiotów obrabianych, zmniejszenie chropowatości powierzchni, poprawę wskaźników technicznych i ekonomicznych oraz zwiększenie dokładności funkcjonowania układów technologicznych. Rozbudowa istniejącego modelu matematycznego sterowania obiektem, nie jest możliwa bez uwzględnienia procesów, działających w strefie obróbki i w układzie technologicznym zamkniętym przez proces skrawania.

Przy projektowaniu układów regulacji dowolnego procesu technologicznego najistotniejsze jest opracowanie podstaw teoretycznych sterowania, w tym modelu matematycznego i algorytmów sterowania procesem, a także opracowanie podstawowych wymagań odnośnie wskaźników jakościowych układu regulacji oraz jego charakterystyk dynamicznych. Przy braku pełnej informacji o obiekcie sterowania, jego model matematyczny może znacznie różnić się od obiektu rzeczywistego. W tym przypadku układ regulacji automatycznej nie zapewnia żądanej jakości sterowania. Należy więc brać pod uwagę możliwie szeroki zakres zmian parametrów obiektu sterowania. W układzie technologicznym, w związku ze zmieniającym się charakterem ograniczeń, parametry mogą ulegać zmianie w trakcie obróbki jednej części. Komplikuje to zadanie syntezy układu regulacji i wymaga precyzyjnego podejścia do zagadnienia doboru jego struktury. Badania charakterystyk dynamicznych układów technologicznych zaprezentowano w pracach [61, 64, 82, 95, 147]. Modele matematyczne tworzono w celu teoretycznego wyznaczenia częstotliwości drgań układu oraz jego elementów, a także opracowania metod ich aktywnego tłumienia. W tych modelach nie uwzględniano zjawisk, zachodzących w strefie obróbki i własności dynamicznych procesu skrawania. Opracowanie matematycznego modelu obiektu sterowania jest niezbędnym etapem syntezy układu regulacji i elementów korygujących, a zatem zapewnienia niezbędnych wskaźników jakości oraz opracowania racjonalnych algorytmów sterowania.

Jakościowe powiązania zmiennych w układzie dynamicznym urządzenia mechanicznego przedstawiono na schemacie – rysunku 2.1. Uzyskanie wymaganej niezawodności dokładnościowej urządzenia mechanicznego wymaga zagwarantowania odpowiedniego położenia przestrzennego lub określonych trajektorii ruchów elementów wykonawczych (zamykających).

Najważniejszymi zmiennymi wyjściowymi układu dynamicznego są więc odkształcenia sprężyste układu technologicznego, które charakteryzuje wektor  $\vec{g}_{UT}$ . Zmienność odkształceń sprężystych układu technologicznego obrabiarki skrawającej jest przyczyną zmiany położenia przestrzennego noża i części, będących elementami wykonawczymi (zamykającymi) układu technologicznego, co prowadzi do zmniejszenia dokładności obróbki części [4, 198, 201]. Odkształcenia sprężyste elementów układu technologicznego precyzyjnych maszyn pomiarowych oraz robotów wpływają na obniżenie charakterystyk dokładnościowych urządzeń.

Jako zmienne wyjściowe układów dynamicznych obrabiarek mogą być również przyjmowane zmienne bezpośrednio charakteryzujące dokładność i jakość obróbki części, np. średnica obrobionej części  $d_{cz}$ , chropowatość  $H_{cz}$  i falistość jej powierzchni  $W_{cz}$ , mimośród  $e_{cz}$ , itp.

Wektor uogólniony możliwych współrzędnych regulowanych układu technologicznego, zgodnie ze schematem (rys. 2.1), oznaczono jako:

$$\vec{Y}_{UT} = (\vec{g}_{UT}, d_{cz}, H_{cz}, W_{cz}, e_{cz}, \dots)$$

Do układu technologicznego posuwów i ruchów dodatkowych jest przekazywany, kształtowany w napędach ruchu głównego, wektor oddziaływań sterowniczych  $\vec{U}$ , umożliwiający określone przemieszczenie przestrzenne i (lub) pozycjonowanie elementów wykonawczych obrabiarki oraz systemów pomiarowych. W obrabiarkach wektor oddziaływań sterowniczych jest kształtowany przez napęd elektryczny ruchu głównego, umożliwiający ruch obrotowy części  $n_{cz}$ , i napędy posuwów umożliwiające, w ogólnym przypadku, ruch według trzech współrzędnych  $V_x, V_y, V_z$ . Odpowiednie napędy pozwalają również sterować, na przykład, kątem obrotu  $\vartheta_i$  elementów wykonawczych obrabiarek i systemów pomiarowych według różnych osi:

$$\vec{U} = (n_{cz}, V_x, V_y, V_z, \vartheta_i, \dots).$$

Układ technologiczny (UT) obrabiarek skrawających powoduje przekształcanie wejścia – oddziaływania sterownicze w przemieszczenia i prędkości przemieszczeń elementów UT, w wyniku czego są kształtowane zmienne technologiczne  $\vec{T}$ , określające przebieg procesu technologicznego. Składowymi wektora  $\vec{T}$  są: prędkość skrawania  $v_c$ , głębokość skrawania  $a_p$ , prędkość posuwu poprzecznego  $v_f$  oraz wymiar nastawienia statycznego  $\Delta_s$  [14, 24]:

$$\vec{T} = (v_c, a_p, v_f, \Delta_s, \dots).$$

Proces technologiczny obróbki mechanicznej jest związany ze zdejmowaniem materiału z części obrabianej, co prowadzi do powstania wektora siły skrawania  $\vec{F}_{sk}$ . Procesy siłowe w strefie skrawania można charakteryzować odpowiednio, na przykład: siłą skrawania  $F_{sk}$ , mocą skrawania  $P_{sk}$ , momentem na wale wrzeciona  $M_{wr}$  i momentem napędu posuwu  $M_f$ . Układ technologiczny obrabiarki skrawającej przekształca oddziaływania sterownicze w przemieszczenia i prędkości przemieszczeń:

$$\vec{Y}_{pt_1} = (\vec{F}_{sk}, P_{sk}, M_{wr}, M_f, \dots)$$

Jako zmienne wyjściowe procesu technologicznego można również przyjmować wydajność  $W_{PT}$ , prędkość zdejmowania materiału  $V_m$ , prędkość zużycia narzędzia skrawającego  $V_z$ , różne wskaźniki ekonomiczne i inne:

$$\vec{Y}_{pt_2} = (W_{PT}, V_m, V_z, E_i, \dots)$$

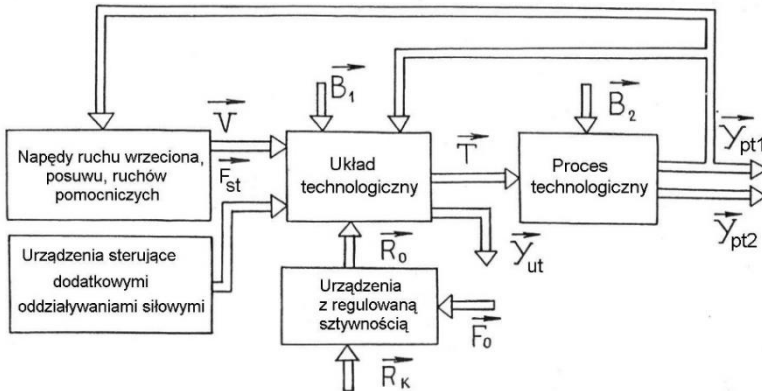
Wyjściowe współrzędne układu dynamicznego są kształtowane w wyniku oddziaływania  $UT$  i  $PT$ , w związku z czym przedstawiony podział oraz odniesienie do poszczególnych bloków  $UD$  jest w dużym stopniu umowne.

Wpływ parametrów siłowych procesu technologicznego na napędy ruchu głównego i posuwu, a także na odkształcenia sprężyste układu technologicznego prowadzi do powstania się w obiekcie obwodów sprzężenia zwrotnego zewnętrznego i wewnętrznego.

Do podwyższenia dokładności obróbki części, szczególnie o małej sztywności, oprócz oddziaływań sterowniczych, pochodzących od napędów posuwów i ruchu głównego, są stosowane także dodatkowe oddziaływania siłowe, pochodzące od specjalnych urządzeń sterowniczych, zmieniające stan sprężysto-odkształcalny części [203, 204]. Zalicza się do nich oddziaływania w postaci: siły zacisku  $F_{x1}$ ; nieosiowej siły rozciągającej powodującej również moment zginający  $M_{zg} = F_{x1} \cdot e$  ( $e$  – mimośród siły rozciągającej); jednej lub kilku dodatkowych sił przeciwdziałających  $F_d$ ; momentów zginających  $F_{zg}$ ; sił elektromagnetycznych  $F_{em}$  i innych. Dodatkowe oddziaływania siłowe zilustrowano na schemacie (rys. 2.1) wektorem:

$$\vec{F}_{st} = (F_{st}, F_d, e, M_{zg}, F_{em}, \dots)$$





Rys. 2.1. Uogólniony schemat układu dynamicznego oprzyrządowania technologicznego [199]

Na układ technologiczny działa wiele zakłóceń, do których, przede wszystkim, można zaliczyć wariacje zmiennych siłowych spowodowane realizacją procesu technologicznego. Zakłócenia te można rozpatrywać jako zakłócenia wewnętrzne układu dynamicznego.

Na niezawodność dokładnościową urządzeń mechanicznych (w szczególności dokładnych obrabiarek skrawających, optyczno-mechanicznych układów pomiarowych, maszyn pomiarowych i robotów) istotnie wpływają także odkształcenia sprężyste, uwarunkowane oddziaływaniami kinematycznymi ze strony fundamentu.

W ogólnym przypadku oddziaływanie fundamentu można przedstawić w postaci wektora oddziaływań kinematycznych  $\vec{R}_k$ , wywołującego dodatkowe przemieszczenia względne elementów wykonawczych (zamykających), na przykład noża i części w przypadku obrabiarki lub elementów optycznego układu pomiarowego. W celu obniżenia poziomu pól wibracyjnych ze strony aktywnej wibracyjnie podstawy–fundamentu, w wielu przypadkach, między fundamentem i elementami nośnymi układu technologicznego, są umieszczane specjalne elementy sprężyste – amortyzatory. Oddziaływania kinematyczne na elementy nośne układu technologicznego (wektor  $\vec{R}_o$ ), powodujące przemieszczenie jego elementów wykonawczych (zamykających), zależą nie tylko od własności  $UT$ , lecz także od charakterystyk amortyzatorów lub, w przypadku zastosowania układu aktywnej ochrony antywibracyjnej, od wektora  $\vec{F}_o$  oddziaływania sterowniczego na elementy wykonawcze układu antywibracyjnego.

Na układ technologiczny oddziałują także zakłócenia w postaci: zmiany temperatury  $T^\circ$ , zmienności współczynnika tarcia  $f_{tar}$  wpływu luzów  $\alpha$ , zużycia elementów  $J_i$  itd. Wskazane dodatkowe oddziaływania zakłócające można charakteryzować wektorem:

$$\vec{B}_1 = (T^\circ, f_{tar}, \alpha, J_i, \dots)$$

Zakłócenia procesu technologicznego można przedstawić w postaci wektora  $\vec{B}_2$ , którego składowymi są: zmiana naddatku na długości  $b_l$  i promieniu  $b_r$  części, zmiana twardości materiału obrabianego  $q$ , zmiana własności skrawnych  $r_{ri}$  narzędzia itp.:

$$\vec{B}_2 = (b_l, b_r, q, r_i, \dots).$$

Uogólniona struktura układu dynamicznego urządzeń technologicznych może być konkretyzowana z uwzględnieniem specyficznych własności obiektu sterowania. W przypadku obrabiarek skrawających charakterystyczny jest cały zestaw rozpatrzonych zakłóceń i wzajemnych powiązań zmiennych. Realizacja procesu na robotach pomiarowych, układach pomiarowo-badawczych i innych urządzeniach, szczególnie, kiedy badania są wykonywane przy ustalonych parametrach, w zasadzie nie prowadzi do powstania dodatkowych oddziaływań siłowych [9, 36]. W tych warunkach wewnętrzne powiązania zwrotne nie są zamknięte przez proces technologiczny i struktura obiektu ulega znacznemu uproszczeniu, a podstawowymi zakłóceniami są oddziaływania kinematyczne ze strony fundamentu.

Najważniejszymi celami sterowania układem dynamicznym obrabiarek skrawających są intensyfikacja procesu technologicznego oraz podwyższenie dokładności obróbki części. Uwzględniając fakt, że główną przyczyną powstania błędów kształtu części przy toczeniu wzdłużnym i szlifowaniu, szczególnie części o małej sztywności, są odkształcenia sprężyste układu technologicznego, celowe jest rozpatrywanie omawianych zmiennych jako wyjściowych współrzędnych obiektu.

Jakość obrobionej powierzchni i dokładność obróbki, w tym przypadku, zależą od promieniowej siły skrawania  $F_p$ . Przy optymalizacji procesu technologicznego siła  $F_p$  jest zmieniana w funkcji bieżącego naddatku na obróbkę.

Układy sterowania automatycznego są, przede wszystkim, przeznaczone do zwiększenia wydajności procesu technologicznego. Budowane są jako układy stabilizacji siły skrawania (tzw. układy regulowania granicznego). Jako wielkość regulowaną zwykle przyjmuje się jedną ze składowych siły skrawania lub zmienne funkcjonalnie powiązane z  $F_p$ .

Za zmienne wyjściowe modeli matematycznych, rozpatrywanych układów dynamicznych przyjmuje się siły skrawania i odkształcenia sprężyste układu technologicznego.

Przy budowie układów umożliwiających zwiększenie dokładności obróbki, jako czujniki sprzężenia zwrotnego stosowane są także czujniki, umożliwiające bezpośredni pomiar wymiarów obrobionych części. W tym przypadku ma miejsce kompensacja błędów spowodowanych działaniem różnorodnych zakłóceń. Przy obliczaniu i projektowaniu podobnych układów można również zastosować rozpatrzone układy, ponieważ procesy dynamiczne w takich układach sterowania automatycznego są określane, przede wszystkim, właściwościami układu sprężystego obrabiarki i procesu technologicznego.

Istnieją różne podejścia [135, 137] do rozwiązania zagadnienia identyfikacji obiektów sterowania: oparte na nagromadzonych analitycznie i eksperymentalnie danych o zjawiskach fizycznych badanego procesu, a także intensywnie rozwijane w ostatnim czasie podejście statystyczne, bazujące na opracowaniu materiałów badań eksperymentalnych.

W niniejszej pracy modele matematyczne układów dynamicznych urządzeń mechanicznych tworzone są analitycznie. Poszczególne parametry, wchodzące do równań, są zatem uszczegółowiane na bazie danych eksperymentalnych. Takie podejście do rozwiązania zagadnienia identyfikacji obiektu bazuje na następujących założeniach.

Współrzędne wyjściowe procesu toczenia, na przykład składowe sił skrawania i odkształcenia sprężyste, zależą od wielu czynników, mogących się zmieniać w szerokim zakresie w zależności od parametrów skrawania, właściwości obrabianego materiału, charakterystyk ostrza, właściwości układu sprężystego, itp. Uwarunkowania te powodują, że zagadnienie eksperymentalnego określenia modeli matematycznych stają się niezwykle pracochłonne i uniemożliwiają uzyskanie wystarczająco ogólnych wyników.

Z analizy oddziaływań zakłócających na układ dynamiczny wynika, że większość z nich ma charakter losowy, w szczególności odnosi się to do oddziaływań kinematycznych ze strony fundamentu oraz zmiany naddatku na obróbkę. Przy identyfikacji analitycznej obiektu sterowania, parametry modelu matematycznego układu dynamicznego są funkcjami zarówno zmiennych deterministycznych takich jak: prędkość obrotowa części oraz zmiennych, które mogą zmieniać się w sposób losowy (twardość obrabianego materiału, naddatek na obróbkę itp.).

Opracowany model matematyczny na bazie identyfikacji analitycznej umożliwia ustalenie wzajemnych powiązań deterministycznych między parametrami charakteryzującymi własności procesu technologicznego i układu technologicznego oraz parametrami modelu. Przy deterministycznych charakterystykach technologicznych można sformułować deterministyczny model matematyczny obiektu, natomiast w przypadku produkcji o znanych charakterystykach losowych procesu technologicznego i układu technologicznego – otrzymać oceny losowe parametrów modelu.

Identyfikacja analityczna jest możliwa dzięki wiedzy z zakresu teorii skrawania metali, analizy stabilności i jakości dynamicznej urządzeń mechanicznych, a także badaniom poszczególnych elementów i procesów struktury dynamicznej urządzeń mechanicznych [26, 66, 100, 107, 121, 123, 227].

Istotny wkład w opracowanie modeli matematycznych układu dynamicznego urządzeń mechanicznych wnoszą prace [147, 227], w których sformułowano podstawy teoretyczne badań jakości dynamicznej obrabiarek. Drgania obrabiarek w procesie obróbki mechanicznej i metody zwiększenia ich odporności były badane w różnych krajach. Wyniki tych badań umożliwiają pokazanie charakteru

wzajemnych powiązań w strukturze dynamicznej urządzeń mechanicznych i można je wykorzystać do analitycznego kształtowania modeli matematycznych.

Zagadnienie identyfikacji układu dynamicznego urządzeń mechanicznych, jak i innych obiektów sterowania, polega na określeniu operatora, definiującego wzajemne powiązanie zmiennych wyjściowych i wejściowych modelu matematycznego [135, 155]. Uzyskanie wyników przeglądowych, podobnie jak przy rozwiązywaniu zagadnienia identyfikacji innych obiektów złożonych, nie wymaga uwzględnienia wszystkich istotnych zjawisk i procesów.

Przy opracowywaniu modeli matematycznych wybranych zmiennych wyjściowych, dopuszczalne jest nieuwzględnianie kanałów powiązań w obiekcie sterowania przez napędy elektryczne ruchu głównego oraz posuwu – proces technologiczny musi być zamknięty przez układ sprzężysty obrabiarki i części. Można również nie uwzględniać oddziaływań związanych ze zużyciem narzędzia skrawającego i procesami cieplnymi, ponieważ ich inercyjność jest wyższa o rząd wielkości od inercyjności członów układu technologicznego i procesu technologicznego.

W niektórych rodzajach maszyn technologicznych, np. obrabiarkach współrzędnościowych, zespoły wykonawcze muszą mieć wysoką dokładność pozycjonowania, przy tym bardzo istotne jest zjawisko tarcia, określające stabilność ruchu zespołów obrabiarki [61]. W przypadku rozpatrywanych typów obrabiarek, w których proces obróbki przebiega przy ciągłym posuwie narzędzia skrawającego, wskazane zjawiska mogą nie być uwzględniane. Modele kinematyczne obrabiarki są scharakteryzowane istotnymi nieliniowościami typu „luz”, jednak dzięki wysokiej jakości wykonania współczesnych mechanizmów posuwu, tych nieliniowości również można nie uwzględniać.

Możliwość linearyzacji równań ruchu poszczególnych członów układu dynamicznego maszyn technologicznych jest określana także sposobami tradycyjnymi, polegającymi na tym, że spełnienie wysokich wymagań odnośnie dokładności regulowania prowadzi do realizacji układu automatycznego sterowania, pracującego przy „małych” odchyłkach zmiennych

Układ dynamiczny maszyn technologicznych może być więc rozpatrywany jako wielowymiarowy obiekt sterowania z podukładami w postaci układu technologicznego. W strukturze obiektu sterowania występują obwody sprzężenia zwrotnego poprzez sprzężysty układ technologiczny, uwarunkowane oddziaływaniami siłowymi powstającymi przy realizacji procesu technologicznego.

## 2.2. Modele układów obróbki skrawaniem

### 2.2.1. Model obróbki tokarskiej sprężysto-odkształcalnych wałów o małej sztywności

W celu zwiększenia dokładności obróbki wałów o małej sztywności opracowano sposoby technologiczne sterowania dokładnością, oparte na zmianie stanu sprężysto-odkształcalnego [9, 10]. Jako oddziaływania sterownicze, zgodnie z przyjętą klasyfikacją [11, 196, 203], są wykorzystywane poszczególne siłowe oddziaływania regulacyjne lub ich kombinacja: rozciąganie osiowe i mimośrodowe; sterowanie dodatkowymi siłowymi oddziaływaniami, nakierowanymi na kompensację czynników od procesu skrawania; momenty zginające w podporach; sterowanie odkształceniami gnąco-skręcającymi.

Modele matematyczne (*MM*) układu technologicznego, przy ustalonych parametrach, opracowano w postaci zależności funkcjonalnych, odzwierciedlających wpływ parametrów regulujących i zakłócających na sprężyste odkształcenia części w rozpatrywanym przekroju. Stosując zasady mechaniki ciała sztywnego odkształconego otrzymano zależności funkcjonalne w przypadku układu technologicznego przy różnych rodzajach stanu sprężysto-odkształcalnego części o małej sztywności.

Modele matematyczne różnych układów technologicznych obróbki, w przypadku sterowania stanem sprężysto-odkształcalnym przy parametrach ustalonych przedstawione w postaci funkcji przemieszczeń, określono przy założeniu, że siła zginająca działająca na część jest zmienną zewnętrzną niezależną od odkształceń sprężystych układu technologicznego. Przy takim podejściu nie uwzględnia się „zamknięcia układu sprężystego” przez proces skrawania, ponieważ nie prowadzi to do istotnych błędów charakterystyk statycznych obiektu sterowania. Analiza budowy odpowiedniego *MM* obiektu sterowania w, przypadku parametrów przejściowych jest niemożliwa, bez uwzględnienia specyfiki procesów w strefie skrawania.

*MM* rozpatrywanego obiektu sterowania – *UD* ze sterowaniem stanem sprężysto-odkształcalnym części o małej sztywności utworzono, stosując ogólne zasady budowy *MM* układów dynamicznych [2, 5–8] obróbki mechanicznej. Specyfikę procesu obróbki części o małej sztywności uwzględniono poprzez wprowadzenie odpowiednich równań więzów [6, 133], odzwierciedlających wzajemne powiązania dodatkowych odkształceń sprężystych  $\Delta g_{\xi}$ , do jednego z równań, zawierających oddziaływania sterujące.

Ekwiwalentne odkształcenia sprężyste *UT* przy obróbce części o małej sztywności można przedstawić w postaci dwóch składowych:

$$g_{\zeta} = g_{\zeta obr.} + g_{\zeta cz.}, \quad (2.1)$$

gdzie:  $g_{\zeta obr.}$  i  $g_{\zeta cz.}$  są odpowiednio odkształceniami sprężystymi obrabiarki-przyrządu-narzędzia i części każdej współrzędnej;  $\zeta \in \{x, y, z\}$ .

Składowa pierwsza, w tej zależności w rozpatrywanych  $UT$ , jest w zasadzie o rząd wielkości mniejsza i można jej nie uwzględniać.

Odształcenia sprężyste  $UT$  w kierunku promieniowym  $g_y$ , zgodnie z równaniami odształceń [203], przy ustalonych parametrach, mogą być rozpatrywane jako deterministyczna nieliniowa funkcja parametrów części  $L$ ,  $d$ ,  $EI$ ; składowych siły skrawania  $F_c$ ,  $F_p$ ,  $F_f$  oraz różnych oddziaływań regulacyjnych w postaci: siły rozciągającej  $F_{x1}$ , siły rozciągającej mimośrodowej, tworzącej dwa oddziaływania regulacyjne  $F_{x1}$  i momentu  $M = F_{x1} \cdot e$  (gdzie  $e$  – mimośród siły przy rozciąganiu), jednej lub kilku dodatkowych sił  $F_{dod.i}$ , momentów zginających  $M_i$ , momentu skręcającego  $M_{skr}$  lub ich kombinacji:

$$g = f(L, d, EI, F_c, F_p, F_f, F_{x1}, e, F_{dod.i}, M_i, M_{skr}, x). \quad (2.2)$$

Przyjmując, że rzeczywista prędkość posuwu wzdłużnego i prędkość zmiany współrzędnej  $x$  są względnie niewielkie, przy analizie procesów przejściowych, można pominąć zmiany współrzędnej  $x$  w funkcji czasu. Zależność (2.2) w postaci operatorowej można, zatem zapisać, jako:

$$\begin{aligned} g_y(s) = & K_{xy} \cdot F_f(s) + K_{yy} \cdot F_p(s) + K_{zy} \cdot F_c(s) + \\ & + K_{F_{x1}} \cdot F_{x1}(s) + K_e \cdot e(s) + K_{F_{dod.i}} \cdot F_{dod.i}(s) + \\ & + K_{M_i} \cdot M_i(s) + K_{M_{skr}} \cdot M_{skr}(s) \end{aligned} \quad (2.3)$$

Podwójnymi indeksami przy współczynnikach  $K$  oznaczono współczynniki  $K_{xy}$ ,  $K_{zy}$ , wykazujące wpływ przyrostu składowych  $F_f$ ,  $F_c$  na przyrost odształceń sprężystych względem współrzędnej  $y$  ( $K_e = K'_e \cdot F_{x1_0}$ ). Współczynniki wzmocnienia równań liniowych są określane jako pochodne cząstkowe funkcji odształceń według odpowiedniej zmiennej. Na przykład, w przypadku  $UT$  obróbki przy działaniu osiowej siły rozciągającej  $F_{x1}$ , powodującej stan sprężyscie-odkształcalny z równań odształceń sprężystych można określić [203]:

$$K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{L^3 \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi x_0}{L}\right) \right]^2}{2\pi^2 \cdot (4\pi^2 \cdot EI + F_{x1_0} \cdot L^2)}, \quad (2.4)$$

$$K_{F_{x1}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{x1}} \right)_0 = \frac{F_p \cdot L^5 \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi x_0}{L}\right) \right]^2}{2\pi^2 \cdot (4\pi^2 \cdot EI + F_{x1} \cdot L^2)} = - \frac{g_{y0} \cdot L^2}{4\pi^2 \cdot EI + F_{x1} \cdot L^2}, \quad (2.5)$$

gdzie:  $F_{x1_0}$ ,  $g_{y0}$  – wartości siły rozciągającej i odształcenia sprężystego części względem współrzędnej  $y$  w punkcie linearyzacji (wartości zmiennych, odnośnie których są określane przyrosty zmiennych).

W rozpatrywanym szczególnym przypadku pozostałe współczynniki w zależności (2.3) są równe zero. Współczynniki wzmocnienia, odpowiadające innym  $UD$  w przypadku różnych sposobów obciążenia (przy zginaniu wzdłużno-poprzecznym i różnych zamocowaniach) przy obróbce części sprężysto-odkształcalnych, zaprezentowano w tabelach 2.1 i 2.2 – rubryka 2,  $x_0$  jest współrzędną położenia noża w punkcie linearyzacji. Dodatkowe odkształcenia sprężyste  $g_{fx}$ ,  $g_{fz}$  względem współrzędnych  $x$  i  $z$  w wyniku działania rozpatrywanych siłowych oddziaływań sterujących, w zasadzie nie wpływają w istotny sposób na właściwości dynamiczne  $OS$ . Można więc je pominąć.

Właściwości rozpatrywanych układów dynamicznych obróbki toczeniem wałów o małej sztywności mogą być opisane równaniami:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{\zeta}(s) = m_{\zeta} \cdot a(s) + n_{\zeta} \cdot b(s) + q_{\zeta} \cdot c(s) \\ a(s) = \frac{1}{s} (1 - e^{-s\tau}) \cdot v_f(s) - (1 - e^{-s\tau}) \cdot g_x(s) - K_{\kappa_r} (1 - e^{-s\tau}) \cdot g_y(s) \\ b(s) = \frac{1}{s\tau} (1 - e^{-e\tau}) \cdot b_1(s) - g_y(s) - K_{bz} \cdot g_z(s) \\ g_x(s) = K_x \cdot F_f(s) \\ g_z(s) = K_z \cdot F_c(s) \\ g_y(s) = K_{xy} \cdot F_f(s) + K_{yy} \cdot F_p(s) + K_{zy} \cdot F_c(s) + K_{F_{x1}} \cdot F_{x1}(s) \\ + K_e \cdot e(s) + K_{F_{dodi}} \cdot F_{dodi}(s) + K_{M_i} \cdot M_i(s) + K_{M_{skr}} \cdot M_{skr}(s) \\ c(s) = \frac{1}{s\tau} (1 - e^{-e\tau}) \cdot c_1(s) \\ \zeta \in \{x, y, z\} \end{array} \right. \quad (2.6)$$

Tab. 2.1. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli matematycznych [191]

Nr modelu, oddziaływanie sterownicze, źródło informacji	1	2
<p>Model 1.1 rozciąganie osiowe [141]</p>	<p>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli matematycznych</p> $K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = [(\beta \alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \beta \alpha L)(\operatorname{sh} \alpha x_0 - \alpha x_0) / \alpha F_{x1}(\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L)] -$ $- [L(\beta \operatorname{sh} \alpha L - \operatorname{sh} \beta \alpha L)(\operatorname{ch} \alpha x_0 - 1) / F_{x1}(\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L)]$ $K_{F_{x1}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{x1}} \right)_0 = \{ F_p \cdot [ \beta L \alpha' \operatorname{ch} \alpha L + \beta L^2 \alpha' \operatorname{sh} \alpha L - \beta L \alpha' \operatorname{ch} \beta \alpha L ] (\operatorname{sh} \alpha x_0 - \alpha x_0) +$ $+ F_p (x_0 \alpha' \operatorname{ch} \alpha x_0 - x_0 \alpha') [ \beta \alpha L \cdot \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \beta \alpha L ] \} / \alpha F_{x1} (\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L) -$ $- \{ \alpha^2 L \operatorname{ch} \alpha L - \alpha \operatorname{sh} \alpha L + \alpha F_{x1} (\alpha' L \operatorname{ch} \alpha L + \alpha L^2 \alpha' \operatorname{sh} \alpha L - \alpha' L \operatorname{ch} \alpha L) \} \times$ $\times F_p [ \beta \alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \beta \alpha L ] (\operatorname{ch} \alpha x_0 - \alpha x_0) / \alpha^2 F_{x1}^2 (\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L)^2 -$ $- F_p L [ (\alpha' L \beta \operatorname{ch} \alpha L - \alpha' \beta \operatorname{ch} \beta L) (\operatorname{ch} \alpha x_0 - 1) + (\beta \operatorname{sh} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha \beta L) ] (\alpha' x_0 \operatorname{sh} \alpha x_0 - 1) \times$ $\times 1 / F_{x1} (\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L) - \{ \alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L + \alpha' F_{x1} \alpha L^2 \operatorname{sh} \alpha L + \alpha' L \operatorname{ch} \alpha L \} \times$ $\times F_p L (\beta \operatorname{sh} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha \beta L) (\operatorname{ch} \alpha x_0 - 1) / F_{x1}^2 (\alpha L \operatorname{ch} \alpha L - \operatorname{sh} \alpha L)^2,$ $\beta = \frac{L-a}{L}, \quad \alpha = \sqrt{\frac{F_{x1}}{EI}}, \quad \alpha' = \frac{1}{2\sqrt{F_{x1}/EI}}.$	
<p>Model 3.2 Rozciąganie osiowe z mocowaniem w oprawce [141]</p>	<p>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu wzdłużno-poprzeszonym</p> $K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{L^3 \cdot [1 - \cos(2\pi x_0 / L)]^2}{\pi^2 \cdot [8\pi^2 \cdot EI + 2F_{x1} \cdot L^2]},$ $K_{F_{x1}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{x1}} \right)_0 = - \frac{F_p \cdot L^5 \cdot [1 - \cos(2\pi x_0 / L)]^2}{2\pi^2 \cdot [4\pi^2 \cdot EI + F_{x1} \cdot L^2]}.$	



Tab. 2.1. c.d. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli matematycznych [191]

1	2
<p style="text-align: center;"><b>Model 3.7</b> <b>Ściskanie mimośrodowe [141]</b></p>	<p style="text-align: center;"><b>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu wzdłużno-poprzącznym</b></p> $K_{xy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = [\alpha x_0 \beta \sin \alpha L - \sin \beta \alpha L \sin \alpha x_0] / (\alpha F_{x1} \cdot \sin \alpha L),$ $K_e = \left( \frac{\partial g_y}{\partial e} \right)_0 = -2\alpha x_0 \left( \frac{\cos \alpha L}{\sin \alpha L} - \frac{1}{\alpha L} \right) - 2(1 - \cos \alpha x_0) + 2 \frac{\cos \alpha L}{\sin \alpha L} (\alpha x_0 - \sin \alpha x_0),$ $K_{F_{x1}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{x1}} \right)_0 = -\frac{1}{F_{x1}^2} \left\{ x_0 \beta F_p \frac{\sin \beta \alpha L}{\sin \alpha L} - \frac{x_0 F_p \sin \beta \alpha L}{\sin \alpha L} - 2M_2 \alpha x_0 \left( \frac{1}{\alpha L} - \frac{1}{\alpha L} \right) - 2M_2(1 - \cos \alpha x_0) + \left( \frac{F_p \cdot \sin \beta \alpha L}{\alpha \sin \alpha L} + 2ctg \alpha L \right) (\alpha x_0 - \sin \alpha x_0) \right\} +$ $+ \frac{1}{F_{x1}} \cdot \left\{ x_0 F_p \cdot (\alpha' L \sin \beta \alpha L \cdot \cos \alpha L) - \alpha' \beta L \cos \beta \alpha L \cdot \sin \alpha L \cdot (\sin^2 \alpha L - 2(\alpha' M_2 + \alpha e)) \times \right.$ $\times (ctg \alpha L - 1 / \alpha L) + 2\alpha x_0 M_2 \left( \frac{\alpha L}{\sin^2 \alpha L} - \frac{\alpha'}{\alpha^2 L} \right) - 2(\alpha' M_2 + \alpha e) x_0 \sin \alpha x_0 +$ $\left. + \left( \frac{F_p \sin \beta \alpha L}{\alpha \sin \alpha L} + 2ctg \alpha L \right) \cdot (1 - \cos \alpha x_0) \alpha' x + (\alpha x_0 - \sin \alpha x_0) \times \right.$ $\left. \times \left[ (F_p \alpha' \beta L \cos \beta \alpha L \sin \alpha L - F_p \sin \beta \alpha L [\alpha' \sin \alpha L + \alpha' \alpha L \cos \alpha L]) / \alpha'^2 \sin^2 \alpha L - \frac{2\alpha' L}{\sin^2 \alpha L} \right] \right\}$ $\beta = \frac{L - \alpha}{L}, \quad M_2 = F_{x1} \cdot e, \quad \alpha = \sqrt{\frac{F_{x1}}{EI}}, \quad \alpha' = \frac{1}{2\sqrt{F_{x1}/EI}}.$

Tab. 2.2. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli MM [191]

Nr modelu, oddziaływanie sterownicze, źródło informacji	Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM
1	2
<p>Model 2.1</p> <p>Dodatkowa siła w środku części [141]</p>	<p>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu poprzecznym</p> <p><math>0 &lt; x &lt; L</math></p> $K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{x_0^2}{12L^3 \cdot EI} \cdot [4x_0 \cdot L^2 - 9x_0^2 \cdot L + 6x_0^3 \cdot L - x_0^4],$ $K_{xy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_f} \right)_0 = \frac{d \cdot x_0}{8L^3 \cdot EI} \cdot [3x_0 \cdot L^2 - 5x_0^2 \cdot L + x_0^3 - 2L^3].$ <p><math>0 &lt; x &lt; L/2</math></p> $K_{F_{\text{dod}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod}}} \right)_0 = \frac{1}{96EI} \cdot [11x_0^3 - 9x_0^2 \cdot L],$ <p><math>L/2 &lt; x &lt; L</math></p> $K_{F_{\text{dod}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod}}} \right)_0 = \frac{1}{96EI} \cdot [11x_0^3 - 9x_0^2 \cdot L - 16(x_0 - L/2)^3].$
<p>Model 2.3</p> <p>Moment zginający na prawej podporze [141]</p>	$K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{x_0^2}{12L^3 \cdot EI} \cdot [4x_0 \cdot L^2 - 9x_0^2 \cdot L + 6x_0^3 \cdot L - x_0^4],$ $K_{xy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_f} \right)_0 = \frac{d \cdot x_0}{8L^3 \cdot EI} \cdot [3x_0 \cdot L^2 - 5x_0^2 \cdot L + x_0^3 - 2L^3],$ $K_{Ml} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial M(L)} \right)_0 = \frac{x_0^2 \cdot (x_0 - L)}{4L \cdot EI}.$

Tab. 2.2. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli MM [191]

1	2
<p style="text-align: center;"><b>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu poprzecznym</b>  <math>0 &lt; x &lt; L</math></p>	<p style="text-align: center;"><b>Model 2.4 Dwie siły dodatkowe od równomiernie rozmieszczonych tłumików wibracji [141]</b></p> $K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{x_0^2}{12L^3 \cdot EI} \cdot [4x_0 \cdot L^3 - 9x_0^2 \cdot L^2 + 6x_0^3 \cdot L - x_0^4],$ $K_{xy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_f} \right)_0 = \frac{d \cdot x_0^2}{8L^3 \cdot EI} \cdot [3x_0 \cdot L^2 - 5x_0^2 \cdot L + x_0^3 - 2L^3],$ $K_{F_{\text{dod.1}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod.1}}} \right)_0 = \frac{x_0^2}{96L^3 \cdot EI} \cdot \left[ \frac{(L-b)^2 \cdot (5L+b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L + b)}{(L+b)^2 \cdot (5L-b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L - b)} \right],$ $K_{F_{\text{dod.2}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod.2}}} \right)_0 = \frac{x_0^2}{96L^3 \cdot EI} \cdot \left[ \frac{(L-b)^2 \cdot (5L+b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L + b)}{(L+b)^2 \cdot (5L-b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L - b)} \right],$ $K_{F_{\text{dod.1}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod.1}}} \right)_0 = \frac{1}{96L^3 \cdot EI} \cdot \left[ x_0^2 \cdot (L-b)^2 \cdot (5L+b) \cdot (3L-x_0) + 24x_0^2 \cdot L^3 \cdot (4x_0 - L + b) - 16L^3 \cdot (x_0 - \frac{L-b}{2})^3 \right]$ $K_{F_{\text{dod.2}}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{\text{dod.2}}} \right)_0 = \frac{x_0^2}{96L^3 \cdot EI} \cdot \left[ \frac{(L+b)^2 \cdot (5L-b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L - b)}{(L+b)^2 \cdot (5L-b) \cdot (3L-x_0) + 24L^3 \cdot (4x_0 - L - b)} \right]$

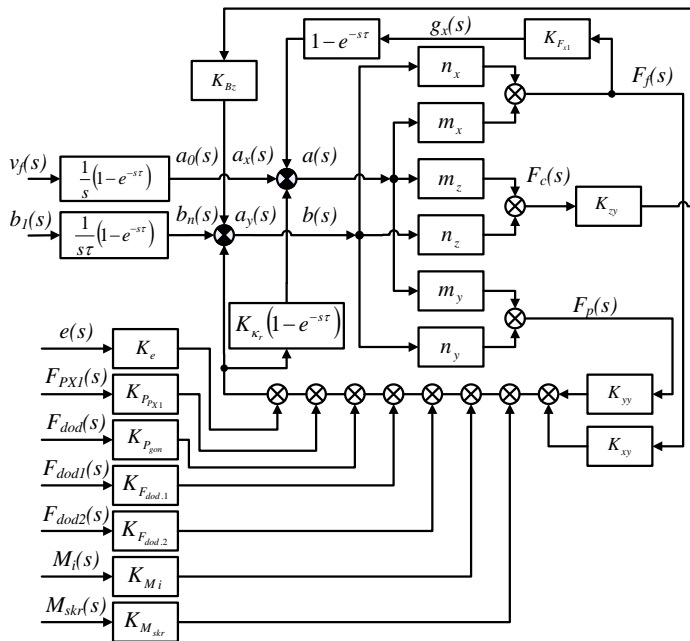
Tab. 2.2. c.d. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli MM [191]

1	2
<p><b>Model 2.4 Dwie siły dodatkowe od równomiernie rozmieszczo-nych tłumików wibracji [141]</b></p>	<p><b>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu poprzecznymi</b>  <math>(L+b)/2 &lt; x &lt; L</math></p> $K_{F_{dod.1}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{dod.1}} \right)_0 = \frac{1}{96L^3 \cdot EI} \cdot [x_0^2 \cdot (L-b)^2 \cdot (5L+b) \cdot (3L-x_0) + 24x_0^2 \cdot L^3 \cdot (4x_0-L+b) - 16L^3 \cdot (x_0 - \frac{L-b}{2})^3],$ $K_{F_{dod.2}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{dod.2}} \right)_0 = \frac{1}{96L^3 \cdot EI} \cdot [x_0^2 \cdot (L+b)^2 \cdot (5L-b) \cdot (3L-x_0) + 24x_0^2 \cdot L^3 \cdot (4x_0-L+b) - 16L^3 \cdot (x_0 - \frac{L+b}{2})^3].$
<p><b>Model 2.5 Siła dodatkowa od ruchomego dźwigniowego tłumika wibracji [141]</b></p>	$K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{x_0^2}{12L^3 \cdot EI} \cdot [4x_0 \cdot L^3 - 9x_0^2 \cdot L^2 + 6x_0^3 \cdot L - x_0^4],$ $K_{xy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_f} \right)_0 = \frac{d \cdot x_0^2}{12L^3 \cdot EI} \cdot [3x_0 \cdot L^2 - 5x_0^2 \cdot L + x_0^3 - 2L^3],$ $K_{F_{dod.}} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_{dod.}} \right)_0 = \frac{1}{12L^3 \cdot EI} \cdot [x_0^3 \cdot (x_0 + \delta)^2 \cdot (x_0 - 3L) - 3x_0^2 \cdot L \cdot (x_0 + \delta)^2 \cdot (x_0 - 3L) + 2L^3 \cdot (x_0^3 + \delta^3 - 3x_0^2 \cdot (x_0 + \delta))]$

Tab. 2.2. c.d. Modele i współczynniki oddziaływania w równaniach linearyzowanych modeli MM [191]

1	2
<p style="text-align: center;"><b>Model 2.6</b> <b>Momenty zginające na dwóch</b> <b>podporach [141]</b></p>	<p style="text-align: center;"><b>Współczynnik oddziaływania w równaniach linearyzowanych MM przy zginaniu poprzecznym</b></p> $K_{yy} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial F_p} \right)_0 = \frac{1}{3L^3} \cdot \left[ \frac{x_0 L^2 (L - x_0)^2}{EI_1} + \frac{a_1^3}{EI_2} \cdot (2L^3 - 5L^2 \cdot x_0 + 5L \cdot x_0^2) \right],$ $K_{M_1} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial M_1} \right)_0 = \frac{1}{3L^3} \cdot \left[ \frac{x_0 \cdot L \cdot ((L - x_0)^2 - x_0^2 - 3x_0 \cdot (L - x_0) - 2(L - x_0)^2)}{EI_1} + \frac{a_1^3 \cdot 2L \cdot (L - 2x_0)}{EI_2} \right],$ $K_{M_2} = \left( \frac{\partial g_y}{\partial M_2} \right)_0 = \frac{1}{3L^3} \cdot \left[ \frac{x_0 \cdot L \cdot ((L - x_0)^2 - x_0^2 - 3x_0 \cdot (L - x_0) - 2(L - x_0)^2)}{EI_1} + \frac{a_1^3 \cdot 2L \cdot (2x_0 - L)}{EI_2} \right].$

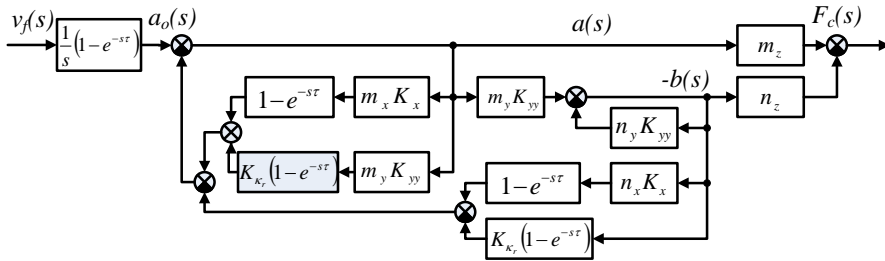
Uogólniony schemat układu dynamicznego obróbki toczeniem wałów o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym, odpowiadający układowi równań (2.6), przedstawiono na rysunku 2.2 [206, 207, 212]. Na tym schemacie w celu uproszczenia nie uwzględniono kanału oddziaływania, odzwierciedlającego przyrost twardości  $c(s)$  obrabianego materiału. Uwzględnienie siły  $F_z$ , prowadzi do powstania w strukturze obiektu sterowania dodatkowego obwodu ujemnego sprzężenia zwrotnego. W przypadku procesu toczenia zewnętrznego zwiększenie odkształceń sprężystych względem współrzędnej Z prowadzi do zmniejszenia głębokości skrawania (ujemne sprzężenie zwrotne). Przy roztażaniu, wzrost wartości odkształceń sprężystych względem współrzędnej Z powoduje dodatkowe zwiększenie szerokości warstwy skrawanej. Powstające dodatnie sprzężenie zwrotne w układzie dynamicznym obiektu sterowania może mieć istotny wpływ na stabilność tego układu.



Rys. 2.2. Początkowy schemat strukturalny obiektu sterowania [207]

Wykorzystując strukturę uogólnioną, można otrzymać funkcje transmitancji obiektu sterowania według różnych oddziaływań. W większości przypadków możliwa jest aproksymacja [8, 10] zależności, z uwzględnieniem specyfiki różnych układów dynamicznych, do określania funkcji transmitancji układu dynamicznego, co ułatwia ich zastosowanie w praktyce inżynierskiej.

Do sterowania procesem, jako oddziaływanie regulujące, często jest stosowana prędkość posuwu wzdłużnego narzędzia, a jako wielkość regulowana jest przyjmowana jedna ze składowych sił skrawania (na przykład styczna  $F_c$ ). Na podstawie analizy numerycznej współczynników  $K_{xy}$  i  $K_{bz}$  wykazano, że kanały sprzężenia zwrotnego, realizowane przez te współczynniki, nie wpływają w istotny sposób na właściwości dynamiczne obiektu sterowania w przypadku rozpatrywanych zmiennych wejściowej i wyjściowej. Schemat strukturalny obiektu sterowania można zatem sprowadzić do postaci przedstawionej na rysunku 2.3.



**Rys. 2.3. Schemat strukturalny obiektu sterowania według oddziaływania sterowniczego – prędkości posuwu wzdłużnego  $v_f(s)$  [207]**

Na podstawie schematu (rys. 2.3) funkcja transmitancji układu dynamicznego w przypadku wskazanych współrzędnych może być zapisana jako:

$$G_{1z}(s) = \frac{F_c(s)}{v_f(s)} = \frac{m_z \cdot A(1-e^{-s\tau})}{s \cdot [1+B(1-e^{-s\tau})]}, \quad (2.7)$$

gdzie:

$$A = 1 - \frac{n_z}{m_z} \cdot \frac{m_y K_{yy}}{1+n_y K_{yy}}, \quad (2.8)$$

$$B = \frac{m_x K_x + K_{K_r} \cdot m_y K_{yy} (2+n_y K_{yy})}{1+n_y K_{yy}}. \quad (2.9)$$

Składowe siły skrawania, bez uwzględnienia odkształcenia kontaktowego na powierzchni przyłożenia noża, można zapisać w postaci [2, 4, 6, 215]:

$$F_c = Q_{pw} \cdot a \cdot b, \quad F_p = Q_{pw} \cdot a \cdot b \cdot K'_y, \quad F_f = Q_{pw} \cdot a \cdot b \cdot K'_x$$

gdzie:  $Q_{pw}$  – względna praca powstawania wióra,

$K'_y, K'_x$  – stałe współczynniki przy określonych warunkach skrawania.

Wtedy można zapisać:

$$m_z = \left( \frac{\partial F_c}{\partial a} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot b_0 \cdot K_z, \quad m_y = \left( \frac{\partial F_p}{\partial a} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot b_0 \cdot K_y,$$

$$m_x = \left( \frac{\partial F_f}{\partial a} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot b_0 \cdot K_x,$$

$$n_z = \left( \frac{\partial F_c}{\partial b} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot a_0 \cdot K_z, \quad n_y = \left( \frac{\partial F_p}{\partial b} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot a_0 \cdot K_y,$$

$$n_x = \left( \frac{\partial F_f}{\partial b} \right)_0 = Q_{pw_0} \cdot a_0 \cdot K_x,$$

i

$$n_y m_x = Q_{pw_0} a_0 K_y Q_{pw_0} b_0 K_x, \quad m_z n_x = Q_{pw_0} b_0 K_z Q_{pw_0} a_0 K_x,$$

$$m_y n_x = Q_{pw_0} b_0 K_y Q_{pw_0} a_0 K_x, \quad n_z m_x = Q_{pw_0} a_0 K_z Q_{pw_0} b_0 K_x,$$

$$n_y m_x = m_y n_x, \quad m_z n_x = n_z m_x.$$

Przytoczone zależności umożliwiają przekształcanie współczynników  $A$  i  $B$ , wchodzących do odpowiednich funkcji transmitancji obiektu sterowania według różnych oddziaływań sterujących i zakłócających.

Analogicznie można uzyskać funkcje transmitancji układu dynamicznego toczenia według oddziaływania sterowniczego w przypadku składowych sprężystych siły skrawania, które po przekształceniu wchodzących do nich współczynników można przedstawić w postaci:

$$G_{1x}(s) = \frac{F_f(s)}{v_f(s)} = \frac{m_x \cdot A(1 - e^{-s\tau})}{s \cdot [1 + B(1 - e^{-s\tau})]}, \quad (2.10)$$

$$G_{1y}(s) = \frac{F_p(s)}{v_f(s)} = \frac{m_y \cdot A(1 - e^{-s\tau})}{s \cdot [1 + B(1 - e^{-s\tau})]}. \quad (2.11)$$

Zależność (2.11) jest istotna w przypadku obróbki wałów o małej sztywności, ponieważ odkształcenia sprężyste w wyniku działania składowej  $F_p$  siły skrawania w największym stopniu wpływają na dokładność obróbki części.

W pracach [2, 7, 8, 9] rozpatrzono możliwość zastąpienia uzyskanych zależności funkcji transmitancji operatorowej według (2.7), (2.10), (2.11) – przybliżonymi, których zastosowanie istotnie upraszcza obliczenia charakterystyk modeli układu dynamicznego. Analizę przeprowadzono zgodnie z kryterium dokładności odtworzenia przybliżonymi zależnościami rzeczywistych charakterystyk modelu, w płaszczyźnie czasowej i częstotliwościowej. Rodzaj aproksymowanych zależności należy określać z uwzględnieniem liczbowej wartości współczynnika  $B$ . Ustalono, że wartość  $B = 0, 1$  jest „graniczna”, przy której celowe jest przejście od jednego rodzaju aproksymowanej zależności do drugiego. Wartość współczynnika  $B$  jest określana według zależności (2.9) jako stosunek sztywności ekwiwalentnego układu sprężystego i współczynników oddziaływania procesu skrawania i może być wskaźnikiem sztywności względnej



układu dynamicznego. Duże zakresy zmian parametrów obróbki na obrabiarkach, na przykład zmiana twardości obrabianego materiału, nadatku na obróbkę, geometrii noża wywołują szeroki zakres zmienności współczynników  $m_x, m_y, K_{\kappa_r}, K_{\kappa_x}, K_{\kappa_y}$  oraz odpowiednio  $B$  [2, 3, 4, 7, 36].

Wyniki obliczeń pokazują, że przy obróbce wałów o małej sztywności, jak również przy obróbce zgrubnej i kształtującej części o normalnej sztywności, wartości współczynnika  $B$  są znacznie większe od wskazanej „granicznej” wartości  $B = 0,1$ . W takim przypadku zależności aproksymujące transmitancję operatorową według (2.7), (2.10), (2.11) powinno się budować, rozwijając funkcję wykładniczą  $e^{-s\tau}$  w szereg Pade, który z uwzględnieniem pierwszych dwóch członów można zapisać w postaci:

$$e^{-s\tau} = \frac{\left(1 - \frac{1}{2}s\tau + \frac{1}{12}s^2\tau^2\right)}{\left(1 + \frac{1}{2}s\tau + \frac{1}{12}s^2\tau^2\right)}$$

Po przekształceniu zależności (27), (2.10), (2.11), transmitancje operatorowe układu dynamicznego sprowadzono do postaci transmitancji operatorowych typowych ogniw aperiodycznych drugiego rzędu [206, 207, 213]:

$$\begin{aligned} G_{1z}(s) &= \frac{A \cdot m_z \cdot \tau}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_2 \cdot s + 1)}, \\ G_{1x}(s) &= \frac{A \cdot m_x \cdot \tau}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_2 \cdot s + 1)}, \\ G_{1y}(s) &= \frac{A \cdot m_y \cdot \tau}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_2 \cdot s + 1)}. \end{aligned} \quad (2.12)$$

Ekwiwalentne stałe czasowe wyznaczano z zależności:

$$T_{1,2} = 0,5\tau \cdot \left[0,5 + B \pm \sqrt{(0,5 + B)^2 - 1/3}\right] \quad (2.13)$$

Funkcje transmitancji obiektu sterowania według oddziaływania zakłócającego, w tym przypadku zmiany nadatku na obróbkę, są również zapisywane w sposób strukturalny, zgodnie z rysunkiem 2.2 i aproksymowane zależnościami:

$$G_{2\zeta}(s) = \frac{F_\zeta(s)}{b_1(s)} = \frac{n_\zeta}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_2 \cdot s + 1)}, \quad (2.14)$$

gdzie  $\zeta \in \{x, y, z\}$ .

W przypadku układu dynamicznego o niskiej sztywności względnej ( $B > 0,5 - 0,7$ ) stała czasowa  $T_2$  według (2.13) jest o rząd wielkości mniejsza od  $T_1$ . Stałą  $T_2$  można więc nie uwzględniać i opisać w przybliżeniu właściwości dynamiczne modelu obiektu sterowania transmitancjami operatorowymi ogniwa aperiodycznego pierwszego rzędu. Z zależności (2.12–2.14) wynika, że parametry obiektu sterowania, przy zmianie parametrów obróbki, zmieniają

się w szerokim zakresie. Na przykład, na tokarkach uniwersalnych wielkość  $\tau$  może ulegać zmianie od 10 do 20 razy, a wielkość  $m_c$ ,  $n_c$  – od 5 do 10 razy. Współczynnik oddziaływania obiektu sterowania w tych warunkach ulega zmianie od 50 do 20 razy, a jego stałe czasowe – ponad 10-krotnie. W takich uwarunkowaniach do sterowania procesami należy zastosować układy adaptacyjne [13, 14, 150].

### 2.2.2. Model roztaczania otworów głębokich

W procesie skrawania ma miejsce złożone wzajemne oddziaływanie w wyniku występowania zamkniętych konturów sprężystego układu obrabiarki i procesu skrawania. Przy analizie układu technologicznego nie uwzględnia się procesów tarcia i procesów w napędzie posuwu.

Wzajemne oddziaływanie elementów układu sprężystego (podukład część-podpora i podukład narzędzie-suport) przy skrawaniu jest realizowane przez proces skrawania. Dlatego też, należy określić parametry układu technologicznego, które wpływają na składowe siły skrawania. Składowe siły skrawania są określane siłą kształtowania wiórów proporcjonalną, przy stałych właściwościach fizyko-mechanicznych materiału, do powierzchni warstwy skrawanej. Siły na określonej powierzchni należy koniecznie uwzględniać przy dużej wielkości zużycia i małej grubości warstwy skrawanej. Przy skrawaniu wibracyjnym duże znaczenie ma drgająca prędkość narzędzia. Określa ona charakter kontaktu powierzchni natarcia narzędzia i wióra oraz prędkość odkształcenia warstwy skrawanej i ostatecznie wielkość składowej dynamicznej siły skrawania. Proces skrawania określa charakter powstawania wióra i odpowiednio wielkość statycznej siły skrawania.

Siła skrawania jest określana trzema składowymi:  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ . Każda składowa może być obliczona z zależności [157]

$$F_i = Q_i h b v_c k_i, \quad (2.15)$$

gdzie:  $Q_i$  – siła względna kształtowania wióra;  
 $h$ ,  $b$  – grubość i szerokość warstwy skrawanej;  
 $v_c$  – prędkość skrawania;  
 $k_i$  – współczynnik warunków obróbki.

Siła skrawania nieliniowo zależy od składowych  $Q_i$ ,  $h$ ,  $b$ ,  $v_c$ , ponieważ te zmienne wchodzi do zależności obliczeniowych w postaci iloczynu. Przy analizie układów w przypadku małych odchyłeń równania nieliniowe są linearyzowane

$$F_i = m_i h + n_i b + g_i v_c, \quad (2.16)$$

gdzie:  $m_i$ ,  $n_i$ ,  $g_i$  – współczynniki przenoszenia procesu skrawania odpowiednio według przyrostu grubości warstwy  $h$ , szerokości warstwy  $b$  i prędkości skrawania  $v_c$ .

Prędkość skrawania przy skrawaniu wibracyjnym ulega dużym zmianom (czasami przechodzi w zakres ujemny – w tym przypadku ma miejsce oderwanie noża od wióra). Prędkość drgań, spowodowanych zakłóceniami dynamicznymi w strefie skrawania, jest określana częstością impulsowych procesów relaksacyjnych w strefie powstawania wióra (częstością powstawania wióra). Częstość powstawania wióra zależy od stacjonarnej prędkości skrawania [203]. Dlatego składowe siły skrawania  $F_i$  są określane prędkością drgającą, która jest funkcją stacjonarnej prędkości skrawania. Stacjonarna prędkość skrawania przy obróbce jednej części nie podlega dużym zmianom, co umożliwia linearyzację zależności  $F_i$  od  $v_{stac}$ . W przypadku zależności wykładniczej [203]

$$F_i = c_i b^x h^y v_c^n K_i, \quad (2.17)$$

gdzie:  $c_i$  – współczynnik empiryczny,  
 $x, y, n$  – wykładniki przy konkretnych warunkach obróbki,  
 $K_i$  – współczynnik uwzględniający różnicę między danymi warunkami oraz wartościami tablicowymi.

Współczynnik przenoszenia jest określany jako pochodna cząstkowa każdej składowej według zależności

$$m_i = \frac{\partial F_i}{\partial h}. \quad (2.18)$$

Analogicznie w przypadku współczynników  $n_i$  i  $g_i$ .

Do określenia wartości współczynników należy dwie zmienne przyjąć jako stałe. Następnie jest określana pochodna cząstkowa [203]

$$m_z = \frac{\partial F_z}{\partial h}, g_i = \frac{\partial F_i}{\partial v_c}, n_z = \frac{\partial F_z}{\partial b} \quad (2.19)$$

Należy przeanalizować w jaki sposób odkształcenie, w różnych kierunkach, układu technologicznego i jego parametry są wzajemnie powiązane z parametrami procesu skrawania  $h, b, v_c$ .

Badane jest zachowanie układu w trybie quasistatycznym oraz określane zachowanie układu technologicznego w procesie skrawania w trakcie jednego obrotu części. Zmienny naddatek powoduje odkształcenia podukładu część-podpora i podukładu narzędzie-suport. Czas w ciągu, którego zachodzi zmiana siły skrawania w tym przypadku jest mniejszy od stałej czasowej procesu powstawania wióra  $T_c = 4 \cdot 10^{-3}$  [s] (czas obrotu części 0, 1 [s]) [85]. Opóźnienia siły skrawania w wyniku zmiennych parametrów warstwy skrawanej można nie uwzględniać.

Zmiana grubości warstwy skrawanej jest określana chwilową prędkością posuwu i zależy nie tylko od położenia punktu krawędzi skrawającej w momencie skrawania, lecz także od czasu  $t$  równego  $\tau$ , gdzie  $\tau$  – czas obrotu części (czas opóźnienia). Zjawisko to jest określane jako obróbka „po śladzie”. Jeżeli prędkość posuwu jest regulowana i na odchyłkę grubości warstwy skrawanej

wpływają odkształcenia w kierunkach osiowym  $\Delta Y_X$  i promieniowym  $\Delta Y_Y$  układu sprężystego obrabiarki to grubość warstwy skrawanej jest określana w postaci operatorowej [85]

$$h(s) = \frac{1}{s}(1 - e^{-\tau s})\Delta f(s) - \Delta h_{\kappa_r}(s) \pm \Delta Y_Y(s)\kappa_r(1 - e^{-\tau s}) - (1 - e^{-\tau s})\Delta Y_X(s) \quad (2.20)$$

gdzie:  $\frac{1}{s}(1 - e^{-\tau s})$  – operator opóźnienia, uwzględniający obróbkę „po śladzie”,  
 $\Delta f$  – posuw na obrót.

W przypadku narzędzia standardowego przy obróbce zgrubnej  $\Delta Y_Y(s)$  i  $\Delta Y_X(s)$  można nie uwzględniać. Przy narzędziu z przetwornikiem falowym drgań skrętnych w skrętno-wzdłużne przy niskoczęstotliwościowej części spektrum  $\Delta Y_X(s)$  jest znaczące (do 0,03 [mm]). Szerokość warstwy skrawanej jest określana dwiema składowymi zmieniającymi się: wzdłuż części (z powodu zużycia noży) oraz w trakcie obrotu części (z powodu mimośrodowości naddatku).

W postaci operatorowej można zapisać [85]

$$\Delta b(s) = \frac{1}{s\tau}(1 - e^{-\tau s})\Delta b_{sr}(s) + \frac{fb(s)}{\omega^2 + s^2} - \Delta b_{zuż}(s) \pm \Delta Y_Y(s), \quad (2.21)$$

gdzie:  $\frac{s}{\omega^2 + s^2}$  – operator uwzględniający okresową zmianę wartości  $b$  w trakcie obrotu,

$\frac{1}{s\tau}(1 - e^{-\tau s})$  – operator uwzględniający zmienność naddatku wzdłuż części,

$\Delta b_{sr}(s)$  – średnia głębokość skrawania w ciągu jednego obrotu,

$\Delta b_{zuż}(s) = k_5 s \Delta v(s)$ :  $k_5$  – współczynnik intensywności zużycia,

$\Delta b_{zuż}(s)$  – wielkość zużycia noży,

$\Delta Y_Y(s)$  – odkształcenie w kierunku promieniowym (znak  $\pm$ , ponieważ przemieszczenie w kierunku jednego z noży przy dwunożowym roztaczaniu powoduje zwiększenie głębokości skrawania na jednym nożu, natomiast na drugim zmniejszenie).

Rozpatrywane jest odkształcenie podukładu narzędzie-suport w wyniku działania sił  $F_y$ ,  $F_z$  i  $F_x$ . Z obliczeń wynika, że składowej  $F_x$  przy obróbce narzędziem znormalizowanym można nie uwzględniać.

Składowe normalne  $F_y^A$  i  $F_y^B$  na dwóch nożach działają przeciwnie i siła wynikowa  $\Delta F_y = F_y^A - F_y^B$  określa poprzeczne ugięcie wytaczadła. Składowa styczna  $F_z$  jest równa sumie  $F_z^A + F_z^D = \Delta F_z$ . Przy zastosowaniu prowadnic z naciągami w obrabianym otworze przy zachodzącym jednocześnie wraz ze skrawaniem odkształceniem plastycznym powierzchniowym (OPP), amplituda

skręcania zależy od dodatkowej składowej  $F_z$ , która jest określana według zależności [157]

$$F_z = F_z^{OPP}(s) = k_9 b^{OPP}(s) + k_{10} \Delta v_c(s), \quad (2.22)$$

$$\Delta b^{OPP}(s) = b^{OPP}(s) + \Delta b_{zuż}(s), \quad (2.23)$$

gdzie:  $\Delta b^{OPP}(s)$ ,  $b^{OPP}(s)$  – naddatek na rozwalcowywanie faktyczny i zadany,  
 $k_9$ ,  $k_{10}$  – współczynniki przyrostu siły  $F_z^{OPP}$  według wielkości naddatku  
i prędkości skrawania (współczynniki oporu lepkościowego),  
 $\Delta v_c(s)$  – prędkość drgająca skrawania wibracyjnego.

Prędkość  $\Delta v_c(s)$  jest określana częstością  $f$  powstawania wióra i amplitudą skręcania głowicy do roztaczania

$$v_{drg} = 2\pi f_z A, \quad (2.24)$$

gdzie:  $f_z$  – częstość zakłócających procesów falowych w strefie skrawania,  
 $A = \varphi$  – amplituda skręcania wierzchołka noża.

Częstość powstawania wióra  $f$  jest określana według zależności

$$f_w = \frac{v_c R_m \sin \phi \cos \omega}{\Delta E \sin(\frac{\pi}{2} + \gamma - \phi)} \quad (2.25)$$

gdzie:  $R_m$  – granica wytrzymałości obrabianego materiału,  
 $\omega$  – kąt działania siły skrawania,  
 $\phi$  – kąt ścinania,  
 $\Delta$  – wielkość odchylenia wierzchołka noża w procesie ścinania,  
 $E$  – moduł sprężystości podłużnej,  
 $\gamma$  – kąt natarcia.

Wszystkie mnożniki w procesie skrawania podlegają fluktuacji, co prowadzi do zmiany częstości powstawania wióra, a więc także zmiany prędkości drgającej.

Dynamika podukładu narzędzie-suport z przetwornikiem falowym jest opisywana układem równań różniczkowych drugiego stopnia o stałych współczynnikach [157]

$$\begin{aligned} m\ddot{y} + \beta_1\dot{y} + k_1y - 2k_{12}y &= \Delta F_y, \\ J_{zr}\ddot{\varphi} + \beta_2\dot{\varphi} + k_2\varphi &= F_z d, \\ \Delta h_\varphi &= k_4\varphi, \end{aligned} \quad (2.26)$$

gdzie:  $m$  – masa zredukowana podukładu narzędzie-suport,  
 $J_{zr}$  – zredukowany moment bezwładności,  
 $\beta_1, \beta_2$  – współczynniki tłumienia,  
 $k_1, k_2$  – współczynniki sztywności pod wpływem zginania i skręcania,  
 $\Delta F_y$  – wypadkowa normalnych składowych sił skrawania,

$F_z d$  – moment skręcający w wyniku działania składowej stycznej na dwóch płytkach skrawających,

$\varphi$  – kąt skręcenia oprawki,

$\Delta h_\varphi$  – wielkość przesunięcia wzdłużnego w wyniku osiadania sprężystej części narzędzia przy skręcaniu,

$k_4$  – współczynnik powiązania współrzędnościowego.

Do wyjaśnienia wpływu zmiany kinematyki skrawania na przemieszczenie podkładu narzędzie-suport wzdłuż osi  $y$  opracowano, według schematu dynamicznego, model matematyczny procesu skrawania z uwzględnieniem wpływu parametrów warstwy skrawanej na siłę skrawania.

Model matematyczny procesu skrawania w postaci operatorowej

$$\begin{aligned} (T_1^2 s^2 + T_2 s + 1)y(s) &= k_1 F_y^{skr}(s) \\ (T_3^2 s^2 + T_4 s + 1)\varphi(s) &= k_2 F_z^{skr}(s) + k_3 F_z^{OPP}(s), \\ \Delta h_\varphi(s) &= k_4 \varphi(s) \end{aligned} \quad (2.27)$$

$$F_i^{skr}(s) = n_i \Delta h(s) + m_i \Delta b(s) + g_i \Delta v_c(s); i = \langle y, z \rangle, \quad (2.28)$$

gdzie składowe siły skrawania:

$n_i, m_i, g_i$  – współczynniki przekazywania przyrostu parametrów skrawania;

$$T_1^2 = \frac{m_1}{k_1}; \quad T_2 = \frac{\beta_1}{k_1}; \quad T_3^2 = \frac{J}{m_2}; \quad T_4 = \frac{\beta_2}{k_2} - \text{stałe czasowe,}$$

$$k_3 = \frac{1}{k_1}; \quad k_4 = k_5 = \frac{2R}{k_2} - \text{współczynniki przekazywania.}$$

Zużycie określane jest z zależności [157]

$$b_{zuż} = Ct, \quad (2.29)$$

gdzie:  $C$  – intensywność zużycia w jednostce czasu [mm/min].

Czas obrotu przy sterowaniu prędkością skrawania jest funkcją obrotów wrzeciona i jest określany jako

$$\int_{t-\tau}^t n_{wrz}(t) dt = 1. \quad (2.30)$$

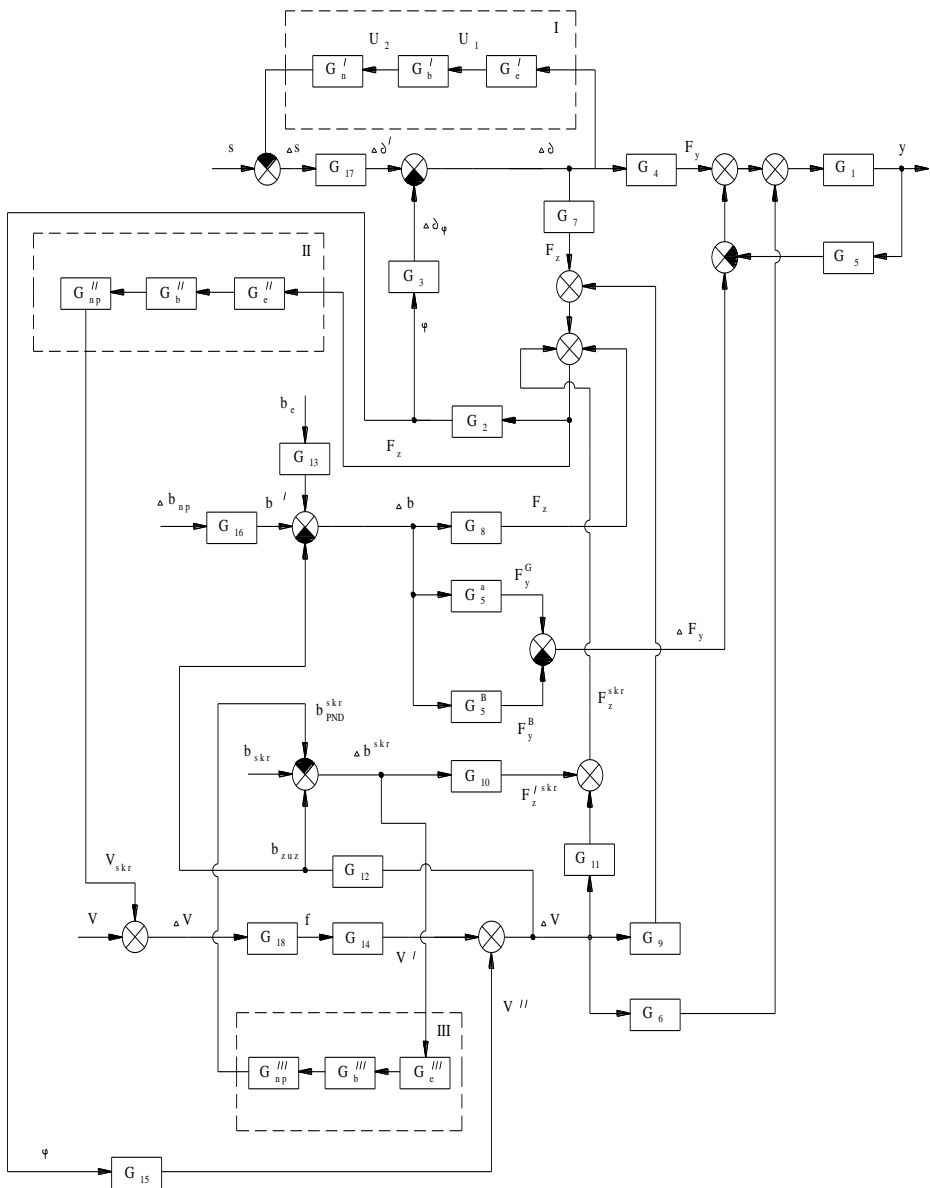
Pełny model matematyczny procesu roztaczania wytaczadłem z przetwornikami falowym i prowadnicami oraz obróbką jednoczesną *OPP* można przedstawić w postaci

$$\begin{aligned} (T_1^2 s^2 + T_2 s + 1)y(s) &= k_1 F_y^{skr}(s) \\ (T_3^2 s^2 + T_4 s + 1)\varphi(s) &= k_2 F_z^{skr}(s) + k_3 F_z^{OPP}(s) \\ \Delta h_\varphi(s) &= k_4 \varphi(s) \\ F_i^{skr}(s) &= n_i \Delta h(s) + m_i \Delta b(s) + g_i \Delta v_c(s); i = \langle y, z \rangle \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\Delta h(s) &= \frac{1}{s}(1 - e^{-\tau s})\Delta s(s) - \Delta h_\varphi(s) \\
\Delta b(s) &= \frac{1}{s}(s\tau)(1 - e^{-\tau s})\Delta b_{skr}(s) + \frac{fb(s)}{\omega^2 + s^2} - \Delta b_{zu\dot{z}} \\
\Delta b_{zu\dot{z}}(s) &= k_5 s \Delta v_c(s), \\
f(s) &= k_8 v_c(s) \\
F^{OPP}(s) &= k_9 b^{OPP}(s) + k_{10} \Delta v(s) \\
\Delta b^{OPP}(s) &= b^{OPP}(s) + \Delta b_{zu\dot{z}}(s)
\end{aligned} \tag{2.31}$$

Zgodnie z układem równań (2.31) określono transmitancje operatorowe  $G_i(s)$  oraz opracowano schemat strukturalny układu technologicznego (rys. 2.4).

$$\begin{aligned}
G_1(s) &= \frac{y(s)}{F_y(s)} = \frac{k_1}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}, \\
G_2(s) &= \frac{\varphi(s)}{F_z^{skr}(s)} = \frac{k_2}{T_3^2 s^2 + T_4 s + 1}, \\
G_3(s) &= \frac{\Delta h_\varphi(s)}{\varphi(s)} = k_4, \\
G_4(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta h(s)} = n_y, \\
G_5(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta b(s)} = m_y, \\
G_6(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta v(s)} = g_y, \\
G_7(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta h(s)} = n_z, \\
G_8(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta b(s)} = m_z, \\
G_9(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta v_c(s)}, \\
G_{10}(s) &= \frac{F_z^{OPP}(s)}{b^{OPP}(s)} = m_{z1}, \\
G_{11}(s) &= \frac{F_z^{OPP}(s)}{\Delta v_c(s)} = g_{z1}, \\
G_{12}(s) &= \frac{b_{zu\dot{z}}(s)}{\Delta v_c(s)}, \\
G_{13}(s) &= \frac{\Delta b(s)}{b(s)} = \frac{s}{\omega^2 + s^2}, \\
G_{14}(s) &= \frac{\Delta v_c(s)}{s(s)} = k_5, \\
G_{15}(s) &= \frac{\Delta v_c(s)}{\varphi(s)} = k_6, \\
G_{16}(s) &= \frac{\Delta b(s)}{\Delta b_{skr}(s)} = \frac{1}{s\tau}(1 - e^{-\tau s}), \\
G_{17}(s) &= \frac{\Delta h(s)}{\Delta s(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau s}}, \\
G_{18}(s) &= \frac{f(s)}{v_c(s)} = k_8.
\end{aligned} \tag{2.32}$$



**Rys. 2.4. Schemat strukturalny sterowania rozruchem wibracyjnym otworów głębokich w częściach o małej sztywności [157]**

W odróżnieniu od obróbki zwykłym wytaczadłem, przy rozruchu z przetwornikiem falowym wprowadza się kontur wzłużnego przemieszczenia proporcjonalnego do wielkości momentu skręcającego i odpowiednio do



amplitudy skręcania. Składowe dynamiczne siły skrawania spowodowane zmiennymi wielkościami posuwu i nadkładu rozkładają się według dwóch konturów skręcania i zginania. Zmiana obciążenia prowadzi do adaptacyjnej zmiany grubości przekroju w wyniku osiadania sprężystej części skrawającej przy zachowaniu stałej powierzchni warstwy skrawanej. W wyniku niskoczęstotliwościowych drgań kompleksowych zmniejszeniu ulega wielkość  $y$ , co powoduje zwiększenie dokładności kształtu i wymiarów. Obciążenie jest przekazywane przez kontur skręcania, ponieważ  $T_z \leq T_y$  – stała czasowa w przypadku stycznej składowej siły skrawania jest mniejsza niż dla składowej promieniowej. Stałe czasowe systemu sprężystego można zapisać:  $T_{ZY} \leq Y_{YY}$  (z zapisu drgań tłumionych podukładu narzędzie – suport).

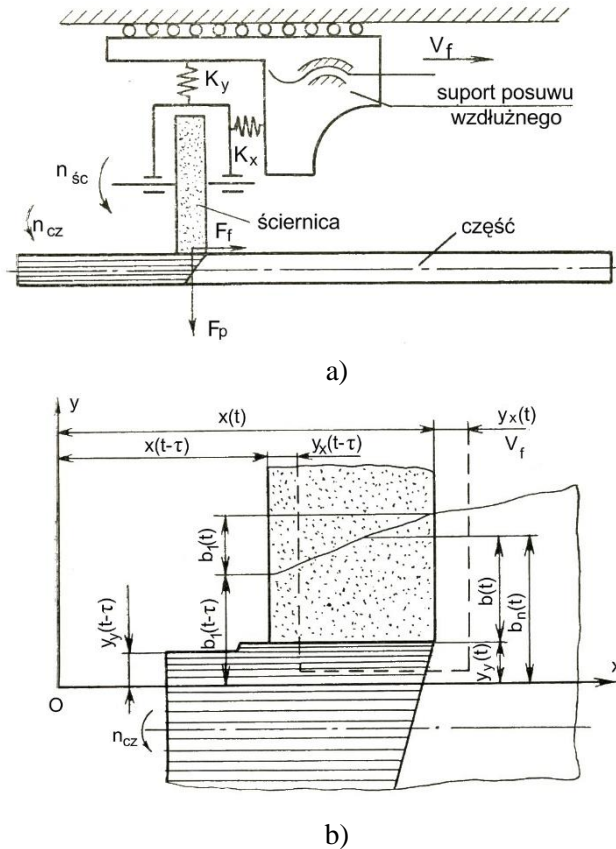
### **2.2.3. Modele układu szlifowania wzdłużnego sprężysto-odkształcalnych części o małej sztywności**

W celu zwiększenia dokładności obróbki wałów o małej sztywności opracowano metody technologiczne sterowania dokładnością, oparte na zmianie ich stanu sprężysto-odkształcalnego [196, 203, 204]. Jako oddziaływania regulacyjne, zgodnie z przyjętą klasyfikacją [203], są stosowane: rozciąganie osiowe i mimośrodowe; dodatkowe oddziaływania siłowe nakierowane na kompensowanie czynników siłowych procesu skrawania; momenty zginające na podporach; odkształcenia gnąco-skrętne.

Modele matematyczne układów technologicznych obróbki ze sterowaniem stanem sprężysto-odkształcalnym, przy ustalonych parametrach, przedstawione w postaci funkcji odkształceń, otrzymano przy założeniu, że siła zginająca, działająca na część jest zmienną zewnętrzną niezależną od odkształceń sprężystych  $UT$ . Takie ujęcie nie uwzględnia „zamknięcia układu sprężystego” przez proces skrawania i nie wnosi istotnych błędów do wyników analizy charakterystyk statycznych  $OS$ . Zbudowanie odpowiedniego  $MM$  obiektu sterowania w przypadku parametrów przejściowych nie jest możliwe bez uwzględnienia specyfiki procesów w strefie skrawania i zamknięcia  $UD$  przez proces skrawania. [203].

Uproszczony model fizyczny kształtowania przekroju warstwy, przy szlifowaniu wałków o małej sztywności z posuwem wzdłużnym w stanie sprężysto-odkształcalnym przedstawiono na rysunku 2.5 [108, 205].

Przy kształtowaniu przekroju warstwy skrawanej przy szlifowaniu wzdłużnym, jak wynika z rysunku 2.5, występują powiązania sprężyste w kierunku promieniowym i osiowym oraz oddziaływania zakłócające. Jako oddziaływania wejściowe przyjęto przyłożone do czoł części: osiową siłę rozciągającą, siłę rozciągającą  $F_{x1}$  i mimośród  $e$  (rozciąganie mimośrodowe) oraz siłę ściskającą. Zmiennymi wyjściowymi są poszczególne składowe siły skrawania:  $F_p$ ,  $F_f$ ,  $F_c$  i odpowiadające im odkształcenia sprężyste  $UD$ :  $g_y$ ,  $g_x$ ,  $g_z$ .



**Rys. 2.5. Model procesu powstawania wióra (a) i przekrój warstwy skrawanej przy szlifowaniu oscylacyjnym z uwzględnieniem sprężystego odkształcenia po osi X i Y (b) [171]**

Model uogólniony i cząstkowy szlifowania wzdłużnego opracowano przy następujących założeniach początkowych:

- obróbka części jest realizowana przy stałej prędkości skrawania  $v_c = \text{const}$ , a proces technologiczny jest ciągły;
- ściernica pracuje w trybie samoostrzenia przy zachowaniu praktycznie stałego poziomu możliwości skrawanych, a jej zużycie liniowe w ciągu cyklu obróbki jednej części jest nieznaczne i może być pominięte;
- warunki początkowe są określane w momencie styku ściernicy z powierzchnią obrabianą i powstaniem obciążenia w  $UT$ ;
- uwzględniane są współczynniki oddziaływania układu sprężystego  $K_y, K_x$  i liniowe odkształcenia sprężyste  $UT$  względem współrzędnej  $Y$  i  $X$ ;
- uwzględniany jest wpływ „śladów” obróbki.

Składowe siły skrawania  $F_p$ ,  $F_f$ ,  $F_c$  przy określonej twardości materiału części obrabianej wynikają z parametrów bieżących przekroju warstwy skrawanej  $a(t)$  i  $b(t)$ . Pod pojęciem grubości warstwy  $a(t)$  rozumie się grubość skrawanego wióra materiału, zależną od parametrów niezliczonego zbioru mikrowiórów zdejmowanych elementarnymi ziarnami ściernicy w bieżącym momencie. Przekrój warstwy skrawanej (rys. 2.5b) jest określany bieżącymi wartościami grubości warstwy  $a(t)$  i uśrednionymi wartościami głębokości skrawania  $b(t)$  na odcinku o długości  $a(t)$ , z uwzględnieniem odkształceń  $UD$  według współrzędnej  $Y$ . W przypadku procesu szlifowania (również toczenia) występuje charakterystyczny wpływ śladów obróbki (skrawanie „po śladzie”). Polega on na tym, że parametry warstwy skrawanej są określane przez położenie krawędzi skrawającej ściernicy w momencie bieżącym  $t$  oraz momencie  $t-\tau$  ( $\tau = 1/n_{wr}$ ) – poprzedniego obrotu półfabrykatu [108, 213].

W bieżącym momencie:

$$x(t) = \int_0^t v_f(t) dt - g_x(t). \quad (2.33)$$

a w momencie poprzedniego obrotu części

$$x(t - \tau) = \int_0^t v_f(t - \tau) - g_x(t - \tau). \quad (2.34)$$

Przy uwzględnieniu (2.33) i (2.34), zależność na grubość warstwy skrawanej w postaci operatorowej można zapisać następująco:

$$a(s) = \frac{1}{s} \cdot (1 - e^{-s\tau})v_f(s) - (1 - e^{-s\tau})g_x(s). \quad (2.35)$$

Ekwiwalentne odkształcenia sprężyste  $UT$  według osi  $Y$ , przy obróbce wałków o małej sztywności, są określane przez odkształcenia części i dokładnie opisane, w przypadku różnych  $UT$ , przy zastosowaniu równań ugięć w [203]. Na podstawie [196, 213], równanie odkształceń sprężystych w kierunku promieniowym, bez uwzględnienia wpływu składowej  $F_c$  siły skrawania, przy określonych oddziaływaniach sterujących w przypadku szlifowania oscylacyjnego, można zapisać w postaci:

$$g_y(s) = K_{xy} \cdot F_f(s) + K_{yy} \cdot F_p(s) + K_{F_{x1}} \cdot F_{x1}(s) + K_e \cdot e(s) + K_{Mi} \cdot M_i(s). \quad (2.36)$$

Współczynniki oddziaływania  $K_{F_{x1}}$ ,  $K_e$ ,  $K_{Mi}$  są określane jako pochodne cząstkowe od funkcji odkształceń i według odpowiedniej zmiennej przedstawione w tabelach 2.1 i 2.2.

Model matematyczny rozpatrywanego obiektu sterowania –  $UD$  ze sterowaniem stanem sprężysto-odkształcalnym części o małej sztywności przy szlifowaniu kształtowym, jest tworzony z uwzględnieniem ogólnych zasad budowy modeli dynamicznych [3–7] układów obróbki mechanicznej. Charakterystyczne

cechy procesu obróbki części o małej sztywności są uwzględniane poprzez wprowadzenie, do jednego z równań układu równań, odpowiedniego opisu powiązań [6, 196], odzwierciedlających dodatkowe odkształcenia sprężyste  $\Delta g_\zeta$  i oddziaływania sterujące. Z uwzględnieniem równań (3.27), (3.33), (3.29) można zapisać układ równań uogólnionego *MM* wzdłużnego szlifowania walcowego wałów o małej sztywności:

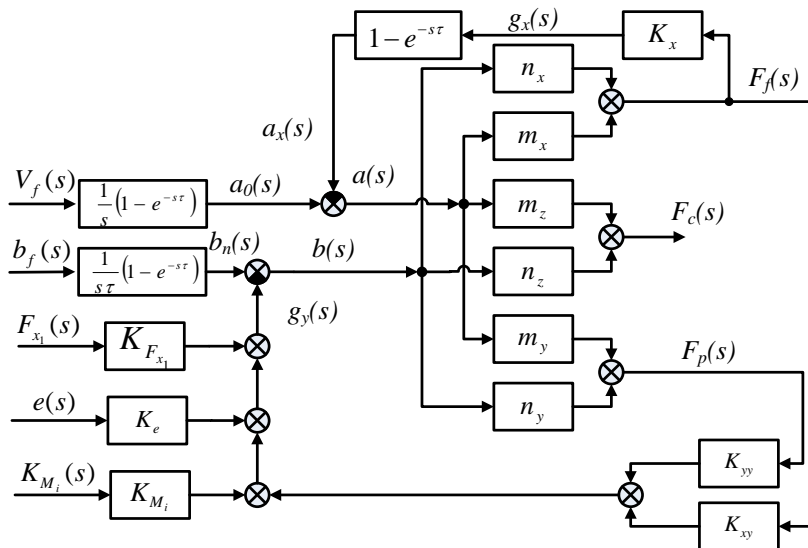
$$\begin{aligned}
 F_\zeta(s) &= m_\zeta \cdot a(s) + n_\zeta \cdot b(s), \\
 a(s) &= \frac{1}{s} (1 - e^{-s\tau}) \cdot v_f(s) - (1 - e^{-s\tau}) \cdot g_x(s), \\
 b(s) &= \frac{1}{s\tau} (1 - e^{-s\tau}) \cdot b_1(s) - g_y(s) - K_{bz}(s) \cdot g_z(s) \\
 g_y(s) &= K_{yy} \cdot F_p(s) + K_{xy} \cdot F_f(s) + K_{F_{x1}} \cdot F_{x1}(s) + \quad (2.37) \\
 &\quad + K_e \cdot e(s) + K_{M_i} \cdot M_i(s) \\
 g_x(s) &= K_x \cdot F_f(s), \\
 g_z(s) &= K_z \cdot F_c(s), \\
 \zeta &\in \{X, Y, Z\}.
 \end{aligned}$$

gdzie:  $m_\zeta$  i  $n_\zeta$  – współczynniki wzmocnienia składowych siły skrawania według przyrostów odpowiednio zredukowanej grubości warstwy  $a(t)$  i głębokości skrawania  $b(t)$ .

Zgodnie z układem równań (2.37) utworzono uogólniony schemat strukturalny *UD* walcowego zewnętrznego szlifowania wzdłużnego wałków o małej sztywności (rys. 2.6).

Z analizy schematu wynika, że grubość warstwy skrawanej jest określana przez dwie składowe:  $a_0(s)$  – zależna od prędkości posuwu wzdłużnego suportu i  $a_x(s)$  – określana przez odkształcenie sprężyste układu względem współrzędnej  $X$ .

Przy obróbce ustabilizowanej, grubość warstwy skrawanej jest równa określonej wartości posuwu na jeden obrót, więc składowa  $a_x(s)$  nie występuje i współczynnik oddziaływania członu z transmitancją  $(1 - e^{-s\tau})$  jest równy zero.



**Rys. 2.6.** Uogólniony schemat strukturalny układu technologicznego przy szlifowaniu oscylacyjnym sprzężenie-odkształcalnych wałków o małej sztywności [172]

Ze schematu strukturalnego *UD* (rys. 2.6) wynika, że w obiekcie sterowania występują zamknięte obwody, uwarunkowane specyfiką szlifowania części „po śladzie” i wpływem odkształceń sprężystych *UD* względem osi *X* i *Y*. Układ równań (2.37) umożliwia wyznaczenie transmitancji *UD* – obiektu sterowania dowolnej ze zmiennych wyjściowych, zarówno według oddziaływania sterującego, jak i zakłócającego [211]. Przykładowo, w przypadku zmiennej wyjściowej, w postaci odkształcenia sprężystego układu, w kierunku promieniowym  $g_y(s)$  i oddziaływania wejściowego – siły rozciągającej  $F_{x1}(s)$ , schemat strukturalny ulega przekształceniu do postaci przedstawionej na rysunku 2.7, a transmitancja operatorowa określana jest następująco:

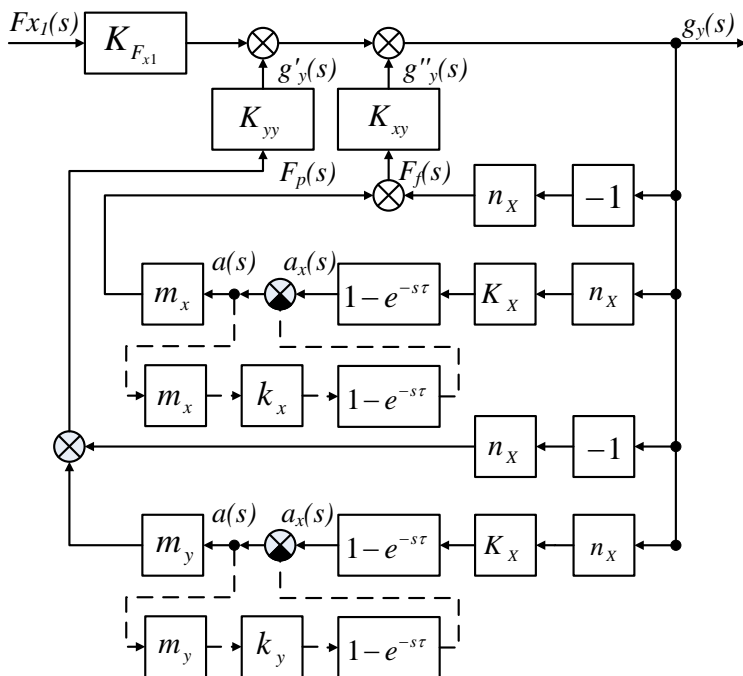
$$G_{sc}(s) = \frac{g_y(s)}{F_{x1}(s)} = K_0 \cdot \frac{1+A_1(1-e^{-s\tau})}{1+B_1(1-e^{-s\tau})}, \quad (2.38)$$

gdzie:

$$K_0 = K_{F_{x1}} \cdot \frac{1}{1+K_{xy} \cdot n_x + K_{yy} \cdot n_y}, \quad (2.39)$$

$$A_1 = m_x \cdot K_x, \quad (2.40)$$

$$B_1 = \frac{m_x \cdot K_x}{1+K_{xy} \cdot n_x + K_{yy} \cdot n_y}. \quad (2.41)$$

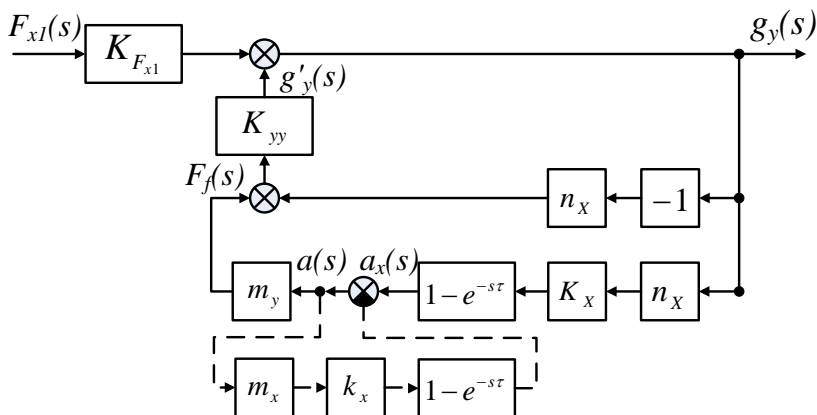


Rys. 2.7. Przekształcony schemat strukturalny obiektu według oddziaływania sterowniczego  $F_{x1}$  [172]

Z porównania zależności otrzymanych przy toczeniu wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym z uwzględnieniem, wartości współczynników przy szlifowaniu  $K_{\kappa_r} = 0$  i  $K_{b_z} = 0$ , wynika, że przedstawiony *MM* można rozpatrywać jako szczególny przypadek modelu matematycznego *UD* toczenia (ściernica przy tym rozpatrywana jest jak ostrze o  $\kappa_r = 90^\circ$ ).

Przy określonych współczynnikach wzmocnienia  $m_x, m_y, K_{xy}, K_{yy}, n_x, n_y$  i czasie opóźnienia  $\tau$ , zależności do określania parametrów transmitancji operatorowej mogą ulec istotnemu uproszczeniu. W przypadku, gdy w obiekcie można pominąć wewnętrzne sprzężenie zwrotne, pokazane na rysunku 2.7 linią przerywaną ( $m_x K_x \ll 1$ ), to  $A_1 = 0$ ,  $B_1 = 1/(1 + K_{xy} \cdot n_x + K_{yy} \cdot n_y)$ .

Przy rozpatrywaniu zmian odkształceń sprężystych w kierunku promieniomym i nieuwzględnianiu wpływu składowej  $F_f$  siły skrawania na odkształcenia sprężyste  $g_y(K_{xy} = 0)$ , schemat strukturalny można przedstawić w postaci pokazanej na rysunku 2.8.



Rys. 2.8. Schemat uproszczony UD przy szlifowaniu wzdłużnym sprężycie odkształcalnych wałów o małej sztywności [171]

W tym przypadku:

$$A_1 = m_x \cdot K_x, B_2 = \frac{1}{1 + K_{yy} \cdot n_y}, K'_0 = \frac{K_{F_{x1}}}{1 + K_{yy} \cdot n_y}. \quad (2.42)$$

Przy pominięciu również sprzężenia zwrotnego, zaznaczonego linią przerywaną na rysunku 2.8, współczynnik  $A_1 = 0$ . Rozwinięcie w szereg Pade funkcji wykładniczej  $e^{-s\tau}$  umożliwia przedstawienie ekwiwalentnego MM, odpowiadającego układowi równań (2.37) transmitancjami operatorowymi typowych członów dynamicznych. Przy wykorzystaniu pierwszych dwóch członów szeregu Pade [26] można zapisać:

$$G_{sc}(s) = \frac{g_y(s)}{F_{x1}(s)} = K_0 \cdot \frac{T_3^2 \cdot s^2 + T_3' \cdot s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}, \quad (2.43)$$

gdzie:

$$T_{1,2} = 0,5\tau \cdot [0,5 + B_2 \pm \sqrt{(0,5 + B_2)^2 - 1/3}], \quad (2.44)$$

$$T_2 = 0,289\tau, T_3' = (0,5 + A_1) \cdot \tau. \quad (2.45)$$

Dalsze przekształcenie licznika transmitancji operatorowej, według zależności (2.43), jest wykonywane analogicznie jak w przypadku UD obróbki tokarskiej.

W szczególności przy  $A_1 = 0$  licznik transmitancji ulega przekształceniu do postaci:

$$T_3^2 \cdot s^2 + 2\epsilon T_3 \cdot s + 1,$$

gdzie:  $T_3 = 0,289\tau, \epsilon = 0,866$ .

W zależności od wartości współczynnika  $A_1 < 0,077$  transmitancja operatorowa może być zapisana w następującej typowej postaci:

$$G_{sc}(s) = \frac{g_y(s)}{F_{x1}(s)} = K_0 \cdot \frac{T_3^2 \cdot s^2 + 2\varepsilon T_3 \cdot s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}, \quad (2.46)$$

gdzie:  $\varepsilon = (0,5 + A)/0,577$  – współczynnik tłumienia.

W przypadku, gdy  $A_1 \geq 0,078$  wyrażenie, aproksymujące analizowaną transmitancję operatorową, przyjmuje postać:

$$G_{F_{x1}} = \frac{g_y(s)}{F_{x1}(s)} = K_0 \cdot \frac{(T_4 s + 1)(T_5 s + 1)}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}, \quad (2.47)$$

gdzie:

$$T_{4,5} = 0,5\tau \cdot [0,5 + A_1 \pm \sqrt{(0,5 + A_1)^2 - 1/3}]. \quad (2.48)$$

Analogicznie, na podstawie uogólnionego schematu strukturalnego i układu równań (2.37), otrzymano cząstkowe modele *UD* w przypadku pozostałych oddziaływań regulacyjnych. Wyrażenia, aproksymujące transmitancje operatorowe *UD* szlifowania oscylacyjnego, w przypadku różnorodnych oddziaływań regulacyjnych, przedstawionych na rys 2.8, różnią się od przytoczonych zależności tylko wartością współczynnika oddziaływania  $K_0$ . Zależności obliczeniowe zestawiono w tabeli 2.1 [211].

### 2.3. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich

Opracowany układ sterowania automatycznego został zastosowany do tokarek. Kryteriami efektywności obróbki są: dokładność, stabilność parametrów części i wydajność. Pierwsze kryterium – dokładność jest osiągnięte w wyniku minimalizacji względnych przesunięć części i narzędzia w kierunku promieniowym. Drugie kryterium – stabilność uzyskiwane jest na dwa sposoby: w wyniku stabilizacji sił skrawania zarówno w czasie jednego obrotu części jak i wzdłuż części oraz minimalizacji sił skrawania. Trzecie kryterium efektywność obróbki w zasadzie jest ograniczone dwoma pierwszymi. Niewystarczająca wydajność może być skompensowana, ale jeżeli dokładność nie odpowiada wymaganiom eksploatacyjnym to proces technologiczny nie ma sensu. Opracowanie układu sterowania automatycznego jest realizowane na bazie istniejących rozwiązań technicznych w zakresie kontroli oraz sterowania dokładnością i jakością obróbki. Opis urządzeń sterowania automatycznego przedstawiono w pracach [3, 161]. Przy obróbce sterowanie przemieszczeniami dynamicznymi jest realizowane w wyniku regulowania posuwu, mocy oraz sztywności elementów układu *OUPN* przez nałożenie drgań.

Wiadomo, na podstawie badań teoretyczne, że zastosowanie przetwornika falowego w konstrukcji wytaczadła prowadzi do rozłożenia obciążenia zmiennego na dwa kontury: kontur przemieszczeń promieniowych i kontur skręcania części skrawającej. Działanie zmiennej składowej siły skrawania



w zasadzie prowadzi do skrócenia części skrawającej i jej wzdłużnego przemieszczenia. W wyniku zmiany grubości warstwy skrawanej w trakcie obrotu części siła skrawania ulega stabilizacji. Przy roztaczaniu zgrubnym dwunożowym z powodu błędu ustawienia wylotu płytek skrawających kształtowanie jest realizowane płytką o większym wylocie promieniowym i czołowym (błąd ustawienia noży do 0,05 [mm]). Drgania niskoczęstotliwościowe oprawki są określane zmianami sił skrawania na tej płycie.

Zmienność naddatku wzdłuż części, różna twardość materiału części oraz zużycie noży prowadzą do niestabilności drgającego przemieszczenia narzędzia. W przypadku zastosowania prowadnic, jako elementów tłumiących ma miejsce dodatkowe przemieszczenie, powodujące powstanie sił prowadzących do niestabilności parametrów drgań narzędzia.

Układ sterowania automatycznego obróbką otworów głębokich powinien zapewniać stabilność charakterystyk dynamicznych procesu skrawania. Włączenie konturu sterowania do układu *OUPN* jest realizowane drogą włączenia w łańcuch dynamiczny elementów układu sterowania automatycznego między saniami suportowymi i głowicą do roztaczania, a także do łańcucha ruchu głównego i łańcucha posuwu. Źródłem informacji może być amplituda drgań względnych noża i części, prędkość i przyspieszenie drgań narzędzia, siła skrawania. Najpełniejszą informację zawiera amplituda drgań względnych. Przy tym błędy prowadnic łoża, suportu i śrub pociągowych nie będą wpływać na dokładność części.

Wyodrębnia się trzy kontury sterowania. Pierwszy – sterowania siłami napięcia prowadnic elementów odkształcających w obrabianym otworze w funkcji ich wysunięcia. Drugi – stabilizacji grubości warstwy skrawanej wzdłuż części w funkcji posuwu wzdłużnego. Trzeci – minimalizacji momentu skracającego w napędzie ruchu głównego w funkcji prędkości skrawania.

Przed budową wzorca doświadczalno-przemysłowego układu sterowania automatycznego należy przeprowadzić wstępne badania teoretyczne i obliczeniowe układu sterowania.

W wariacie teoretycznym kontury układu sterowania automatycznego mogą być przedstawione trzema ogniwami:

- a) pierwotnym przekształtnikiem o transmitancji operatorowej  $G_{12}(s)$ , którego wejściem jest amplituda względnego przemieszczenia wzdłużnego w funkcji kąta skracania narzędzia, a wyjściem napięcie  $U_1(s)$ ,
- b) blokiem sterowania  $G_{13}(s)$ , który generuje sygnał  $U_2(s)$ ,
- c) mechanizmem wykonawczym  $G_{14}(s)$  przekształcającym sygnał  $U_2(s)$  w zmianę prędkości posuwu  $f_{wz}(s)$ .

Rozpatrzone ogniwa odnoszą się do konturu sterowania posuwem. Kontur sterowania zawiera ogniwa ukierunkowanego działania połączone szeregowo o odwrotnym sprzężeniu ujemnym według współrzędnej sterowanej. Przyjmuje się, że przetwornik pierwotny nie ma bezwładności, blok sterowania jest

elektroniczny, a urządzenie wykonawcze w obwodzie sterowania: posuwem – elektromechaniczne (silnik elektryczny krokowy); wysunięciem elementów odkształcających – hydrauliczne (stacja olejowa ze sterowanym zaworem ciśnienia); prędkością skrawania – elektromechaniczne (silnik elektryczny prądu stałego). Pierwsze dwa ogniwa w każdym konturze pełnią zadania wzmacniających, ich stałe czasowe są o wiele mniejsze od stałych czasowych układu *OUPN* i procesu skrawania, a pozostałe to aperiodyczne ogniwa pierwszego rzędu.

$$\begin{aligned} G_{12}(s) &= \frac{U_1(s)}{h(s)} = K_{12}, \\ G_{13}(s) &= \frac{U_2(s)}{U_1(s)} = K_{13}, \\ G_{14}(s) &= \frac{\Delta s(s)}{U_2(s)} = \frac{K_M}{1+T_M s}, \end{aligned} \quad (2.49)$$

gdzie:  $K_M, K_{12}, K_{13}$  – współczynniki wzmacnienia ogniw,  
 $T_M$  – stała czasowa mechanizmu wykonawczego.

Transmitancja operatorowa konturu sterowania posuwem jest więc równa

$$G_y(s) = \frac{\Delta s(s)}{h(s)} = G_{12}G_{13}G_{14} = \frac{K_{12}K_{13}K_M}{1+T_M s}. \quad (2.50)$$

Trzy równoległe pracujące obwody zostaną przeanalizowane niezależnie od siebie. Transmitancja operatorowa obwodu przemieszczeń wzdłużnych przy obróbce zwykłej

$$G_A(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = G_{17}G_4G_1. \quad (2.51)$$

Transmitancja operatorowa funkcji układu przy roztaczaniu z przetwornikiem falowym

$$G(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = \frac{G_{17}G_4G_1}{1+G_{17}G_7G_2G_3}. \quad (2.52)$$

Transmitancja operatorowa układu z układem sterowania automatycznego obróbką z przetwornikiem falowym

$$G(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = \frac{G_{17}G_4G_1}{1+G_{17}(G_2G_3+G_{KS})}. \quad (2.53)$$

Wprowadzenie obwodu sterowania z małym współczynnikiem wzmacnienia  $K_y = 2$  tworzy zapas stabilności według modułu równy 1,5. Rozpatrzono obwód sterowania ruchem głównym. Moment skręcania narzędzia jest określany składową siłą skrawania  $F_z$ , która jest nieliniową funkcją prędkości  $v_c$  ( $F_z C/v_c^n$ ). W celu stabilizacji amplitudy skręcania, jako funkcji prędkości skrawania, należy dążyć, aby  $T = const$ .

W danym przypadku transmitancja operatorowa jest równa

$$G(s) = \frac{F_z(s)}{V_c(s)} = \frac{G_{18}G_{14}G_9}{1-G_{15}G_2}, \quad (2.54)$$

a transmitancja operatorowa układu z układem sterowania automatycznego

$$G(s) = \frac{F_z(s)}{V_c(s)} = \frac{G_{18}G_{14}G_9}{(1-G_{15}G_2)(1+G_{US})}. \quad (2.55)$$

Częstość zmiany siły w wyniku zmiany pól temperaturowych przy roztaczaniu w porównaniu z częstością zmiany grubości warstwy skrawanej może być rozpatrywana jako odpowiadająca trybowi quasistatycznemu. Zwiększenie nadadtku wzdłuż części (z powodu zużycia noży) prowadzi do zwiększenia oporu plastycznego odkształcenia powierzchniowego, w wyniku zmiany naciągu prowadnic w otworze. Powoduje to niestabilność amplitudy skręcania wysokoczęstotliwościowego głowicy do roztaczania. Wprowadzenie konturu sterowania siłą *OPP* stabilizuje kąt  $\varphi$ .

Transmitancja operatorowa układu bez sterowania jest równa

$$G(s) = \frac{\Delta b_{OPP}}{F(s)} = G_{10}, \quad (2.56)$$

a transmitancja operatorowa układu ze sterowaniem

$$G(s) = \frac{\Delta b_{OPP}}{F(s)} = \frac{G_{10}}{1+G_{US}}. \quad (2.57)$$

Częstość zmiany sygnału wejściowego tego konturu znajduje się w zakresie 0–5 [Hz]. Tryb pracy mało różni się od statycznego. W obwodzie pierwszym jest realizowane sterowanie posuwem. W obwodzie  $G_A$  jest kształtowany sygnał o wielkości bieżącej wartości amplitudy przesunięcia narzędzia drgającego w kierunku wzdłużnym. W obwodzie drugim – sterowanie prędkością skrawania. W konturze  $G_B$  jest kształtowany sygnał o momencie skręcającym siły skrawania. W konturze trzecim  $G_C$  – sterowanie siłą *OPP* i w wyniku tłumieniem drgań wysokoczęstotliwościowych. Sygnał w konturze  $G_C$  na wyjściu charakteryzuje stopień naciągu prowadnic w obrabianym otworze.

### ***Analiza przemieszczeń wysokoczęstotliwościowych części skrawającej narzędzia***

Przy zróżnicowanych przemieszczeniach wysokoczęstotliwościowych w ogólnym przypadku siłę skrawania można przedstawić w postaci wektorowej [91]

$$\begin{aligned} \vec{F} &= T_s \vec{F}' = k_s \vec{r} + h_s \vec{r}' \\ \vec{F} &= \vec{F}_X + \vec{F}_Y + \vec{F}_Z \\ \Delta \vec{r} &= \vec{a} + \vec{b} + \vec{c} \end{aligned} \quad (2.58)$$

gdzie:  $\bar{F} = \bar{F}_X + \bar{F}_Y + \bar{F}_Z$ ;  $\Delta\bar{r} = \bar{a} + \bar{b} + \bar{c}$  – odpowiednio wektor funkcji odpowiedniej siły skrawania i przemieszczeń,  
 $T_s$  – macierz stałych czasowych powstawania wióra,  
 $k_s$  – macierz współczynników skrawania,  
 $h_s$  – macierz współczynników tłumienia.

Ponieważ wartość granicznego przemieszczenia wzdłużnego przy przemieszczeniach wysokoczęstotliwościowych jest o rząd wielkości mniejsza od grubości warstwy skrawanej (0,03 i 0,20–0,27 [mm] odpowiednio), oraz uwzględniając wyniki eksperymentów przyjmuje się liniową zależność siły skrawania od posuwu. Współczynnik skrawania  $k_s$  jest przyjmowany, jako współczynnik skrawania ustabilizowanego.

W zakresie prędkości 50–100 [m/min] stałe czasowe  $T_Z \approx T_Y$ . Przy założeniu, że stałe czasowe tłumienia według różnych współrzędnych są równe i proporcjonalne do odpowiednich współczynników tarcia oraz, że grubość warstwy skrawanej jest o rząd wielkości mniejsza od jej szerokości to uogólnioną charakterystykę siły skrawania można zapisać w postaci

$$F = T_s \dot{F} = k_s \dot{\omega} + h_{pz} \dot{z}. \quad (2.59)$$

Wysokoczęstotliwościowa zmienna składowa siły skrawania jest uwarunkowana tylko procesami przemieszczania strefy powstawania wióra (każdemu śladowi przemieszczenia wzdłużnego odpowiada stopień na odwrotnej stronie wióra). Prędkość drgająca jest określana częstością powstawania wióra, która jest funkcją stacjonarnej prędkości skrawania. W warunkach sterowania prędkością skrawania odchylenie od prędkości średniej jest niewielkie, a ponieważ obróbka jest prowadzona w zakresie gałęzi opadającej (bez ekstremów i przegięć) zależności siły skrawania od prędkości, to przyjmuje się, że zależność siły od prędkości jest liniowa.

W danym przypadku układ równań nieliniowych opisujących zachowanie układu przy opóźnieniu siły w stosunku do przemieszczeń można zapisać w postaci

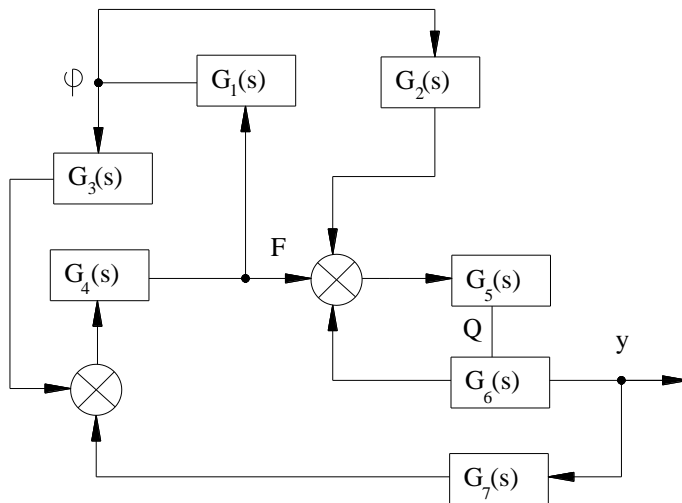
$$\begin{aligned} T_{1y}^2 \ddot{y} + T_{2y} \dot{y} + y &= Q, \\ T_{3z}^2 \ddot{\phi} + T_{4z} \dot{\phi} + \phi &= F_z^{skr}, \\ T_s \dot{F}_z + F &= -k_y y - h_{z1} \dot{\phi}, \\ T_Q \dot{Q} &= F_z - h_y \dot{y} - h_{z2} \dot{\phi}, \end{aligned} \quad (2.60)$$

gdzie:  $h_y$ ,  $h_{z1}$ ,  $h_{z2}$  – współczynniki tłumienia,  
 $T_Q$ ,  $T_s$  – stałe opóźnień,  
 $Q$  – normalna siła tarcia.

Przy niewielkich zakłóceniach drgania styczne nieznacznie wpływają na grubość warstwy skrawanej, nie powodując bezpośrednio opóźnień i zmiany sił skrawania oraz tarcia. Obwód drgań skrętnych, nie „rozkołysując” układu,

pochłania energię przy zakłóceniu siłą  $F_z$ . Wynika stąd, że w porównaniu z amplitudą przemieszczeń normalnych  $y$  jest celowe zwiększenie amplitudy przemieszczeń kompleksowych, ponieważ sprzyja to zmniejszeniu energii drgań obwodu  $y$  i zwiększa odporność układu na drgania. Odpowiedni schemat strukturalny z zaznaczeniem transmitancji operatorowych ogniw układu jest przedstawiony na rysunku 2.9.

$$\begin{aligned}
 G_2(s) &= \frac{y(s)}{Q(s)} = \frac{k_2}{T_{1y}^2 s^2 + T_{2y} + 1}, \\
 G_1(s) &= \frac{\varphi(s)}{F_z^{skr}(s)} = \frac{k_1}{T_{3z}^2 + T_{4z} s + 1}, \\
 G_2(s) &= \frac{\dot{\varphi}(s)}{F_z(s)} = h_{z1}(s) s, \\
 G_3(s) &= \frac{\dot{\varphi}(s)}{Q(s)} = h_{z2}(s) s, \\
 G_4(s) &= \frac{y(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_s^2 s^2 + 1}, \\
 G_5(s) &= \frac{Q(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_Q^2 s^2 + 1}, \\
 G_6(s) &= \frac{\dot{y}(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_{sQ}^2 s^2 + 1}, \\
 G_7(s) &= \frac{F_z(s)}{y(s)} = K_y.
 \end{aligned}
 \tag{2.61}$$



Rys. 2.9. Schemat strukturalny z zaznaczeniem transmitancji operatorowych ogniw układu [172]

W celu zwiększenia efektu, obwód dodatkowy należy wprowadzać w rezonans razem ze styczną siłą skrawania, zakłócającą obwód  $y$ . W tym przypadku częstotliwość własna obwodu dodatkowego powinna być bliska częstotliwości własnej obwodu zamkniętego  $\omega$  (częstotliwości zakłócenia).

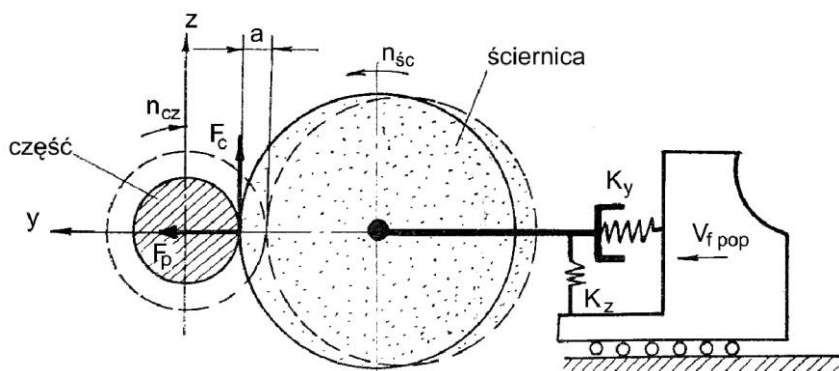
## 2.4. Układ szlifowania wglębnego wałów o małej sztywności

Model matematyczny układu dynamicznego, zewnętrznego walcowego szlifowania wglębnego sprężysto-odkształcalnych wałków o małej sztywności, jako obiektu sterowania, odzwierciedla wzajemne powiązania między siłami skrawania i podstawowymi oddziaływaniami regulacyjnymi; w ogólnym przypadku uwzględnia on właściwy proces skrawania, odkształcenia sprężyste  $UT$  oraz specyfikę powstawania wiórów (skrawanie „po śladzie”).

Jako oddziaływanie wejściowe do obiektu przyjmuje się jedno z wcześniej wymienionych oddziaływań, tworzących stan sprężysto-odkształcalny:  $K_{Fxl}$ ,  $K_e$ ,  $e$ ,  $K_{Mi}$  oraz prędkość suportu poprzecznego  $v_{pop}$ , a za wyjściowe – odkształcenie sprężyste układu technologicznego zgodnie ze współrzędną  $Y$  (rys. 2.10).

Powiązania wzajemne między siłami szlifowania a grubością warstwy skrawanej, podobnie jak w rozpatrzonych wcześniej modelach, mają charakter nie inercyjny [211]. W tym przypadku należy dodatkowo uwzględnić, że:

- szlifowanie jest wykonywane przy stałej prędkości skrawania, niezmiennych możliwościach skrawających ściernicy i właściwościach materiału obrabianych części,
- szerokość szlifowania  $b = const$  i przy szlifowaniu wglębnym jest równa szerokości obrabianej części lub ściernicy.



Rys. 2.10. Model procesu szlifowania wglębnego [203]

Uwzględniane są tylko odkształcenia liniowe układu oraz zmienność sztywności  $K_y$  i  $K_z$  względem osi  $Y$  i  $Z$ . Przy przyjętych założeniach siła skrawania jest określana tylko na podstawie grubości warstwy skrawanej  $a(t)$ , czyli

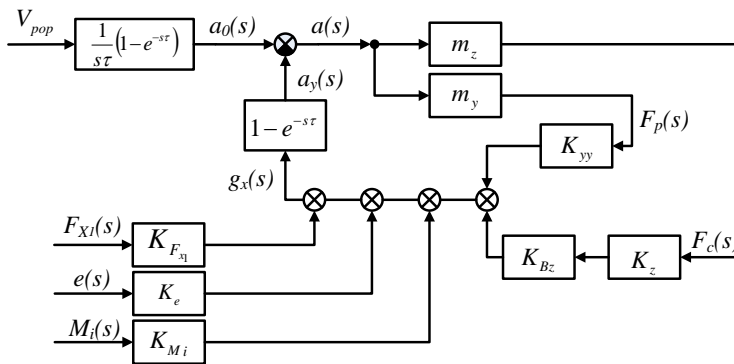
$$F_\zeta = m_\zeta \cdot a(t),$$

gdzie:  $\zeta \in \{Y, Z\}$

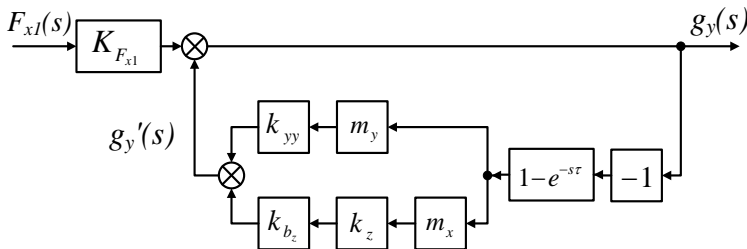
MM układu technologicznego przy szlifowaniu wgłębnym wałków o małej sztywności, w stanie sprężystości odkształcalnym, w postaci operatorowej, może być przedstawiony układem równań:

$$\begin{aligned} F_\zeta(s) &= m_\zeta \cdot a(s), & (2.62) \\ g_y(s) &= K_{yy} \cdot F_p(s) + K_{F_{x1}} \cdot F_{x1}(s) + K_e \cdot e(s) + K_{M_i} \cdot M_i(s) + K_{bz} \cdot g_z(s) \\ g_z(s) &= K_z \cdot F_c(s) \\ a(s) &= \frac{1}{s} (1 - e^{-s\tau}) \cdot v_{pop}(s) - (1 - e^{-s\tau}) \cdot g_y(s) \end{aligned}$$

W układzie równań uwzględniono, że odkształcenia sprężyste zgodne z osią Z prowadzą do zmiany grubości warstwy skrawanej i mogą być rozpatrywane, jako dodatkowe składowe przyrostu  $g_y$ . Zależność, opisująca współczynnik  $K_{bz}$  oraz wzajemne powiązanie między przyrostem głębokości skrawania  $b$  i siłą  $F_c$ , może być przedstawiona następująco:  $K_{bz} = \sin(g_{z0}/R) \approx g_{z0}/R$  [3 – 6].



a)



b)

Rys. 2.11. Schematy strukturalne UD przy szlifowaniu sprężystości odkształcalnych wałków o małej sztywności: a) uogólniony, b) przekształcony [204]

Zgodnie z układem równań (2.62) utworzono uogólniony schemat strukturalny *UD* przy zewnętrznym szlifowaniu wglębnym wałków sprężyste-odkształcalnych (rys. 2.11a). Schemat strukturalny, przedstawiający parametr wyjściowy  $g_y(s)$ , pokazano na rysunku 2.11b.

Transmitancja operatorowa *UT*, jako obiektu sterowania w tym przypadku, jest zapisywana w postaci:

$$G_{sc}'(s) = \frac{g_y(s)}{F_{x1}(s)} = K_0 \cdot \frac{1}{1 + B_9 \cdot (1 - e^{-s\tau})}, \quad (2.63)$$

gdzie:  $K_0 = K_{Fx1}$ ,  $B_9 = K_{yy} \cdot m_y + K_{bz} \cdot K_z \cdot m_z$ .

W przypadku nieuwzględnienia wpływu przyrostu składowej siły skrawania  $F_c$  na odkształcenia sprężyste, względem współrzędnej *Y*, ( $m_z \cdot K_{bz} \cdot K_z \ll 1$ ), wtedy  $B_{10} = K_{yy} \cdot m_y$ .

Po przekształceniach otrzymuje się:

$$G_{sc}' = K_0 \cdot \frac{T_3^2 \cdot s^2 + 2\varepsilon T_3 \cdot s + 1}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot T_2 \cdot s + 1}, \quad (2.64)$$

gdzie:  $T_3 = 0,289\tau$ ,  $\varepsilon = 0,866$ ,

$$T_{1,2} = 0,5\tau \cdot [0,5 + B_9 \pm \sqrt{(0,5 + B_9)^2 - 1/3}].$$

Przy oddziaływaniach wejściowych  $M_i$  i  $e$  transmitancje operatorowe *OS* są również określane zgodnie z zależnością (2.14), a współczynnik oddziaływania  $K_0$  jest określany zgodnie z tabelami 2.1 i 2.2.

W wielu przypadkach do obliczeń praktycznych wystarczające jest rozwinięcie pierwszego członu funkcji  $e^{-s\tau}$  (2.63) w szereg Pade.

Przy tym, na przykład transmitancja operatorowa (2.63) po przekształceniach sprowadza się do postaci typowych członów dynamicznych, jak w przypadku toczenia.



Tab. 2.3. Transmitancje operatorowe, współczynniki przekazywania i stałe czasowe przy oscylacyjnym szlifowaniu wglębnym [203]

Nr	Transmitancje operatorowe układu dynamicznego przy szlifowaniu części o małej sztywności	Współczynniki oddziaływania	Stale czasowe
1	2	3	4
1	<p>Szlifowanie wzdłużne przy rozwinięciu 2<sup>x</sup> członów <math>e^{-s\tau}</math> w szereg Pade:</p> $G_{sc}(s) = K_0 \frac{T_3^2 s^2 + T_3' s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = m_x K_x$ $B_1 = \frac{m_x K_x}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$	$T_3 = 0,289\tau$ $T_3' = (0,5 + A_1)\tau$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_1 \pm \sqrt{(0,5 + B_1)^2 - 1/3} \right]$
2	$G_{sc}(s) = K_0 \frac{m_x K_x \ll 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)} \frac{T_3^2 s^2 + 2\varepsilon T_3 s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = 0$ $B_2 = \frac{K_x n_x (m_x K_{xy} + m_y K_y)}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$	$T_3 = 0,289\tau$ $\varepsilon = 0,866$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_2 \pm \sqrt{(0,5 + B_2)^2 - 1/3} \right]$
3	$G_{sc}(s) = K_0 \frac{K_{xy} \ll 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)} \frac{T_3^2 s^2 + T_3' s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = m_x K_x$ $B_3 = \frac{m_x K_x}{(1 + K_{yy}n_y)}$	$T_3 = 0,289\tau$ $T_3' = (0,5 + A_1)\tau$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_3 \pm \sqrt{(0,5 + B_3)^2 - 1/3} \right]$
4	$m_x K_x \ll 1, K_{xy} \ll 1$ $A_1 < 0,077$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = 0$ $B_4 = \frac{m_x K_x \cdot m_y K_{yy}}{(1 + K_{yy}n_y)}$	$T_3 = 0,289\tau$ $\varepsilon = 0,866$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_4 \pm \sqrt{(0,5 + B_4)^2 - 1/3} \right]$ $\varepsilon_1 = (0,5 + A_1)/0,57$
5	$A_1 \geq 0,078$ $G_{sc}(s) = K_0 \frac{(T_4 s + 1)(T_5 s + 1)}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = m_x K_x$ $B_5 = B_3 = \frac{m_x K_x}{(1 + K_{yy}n_y)}$	$T_{4,5} = 0,5\tau \left[ 0,5 + A_1 \pm \sqrt{(0,5 + A_1)^2 - 1/3} \right]$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_5 \pm \sqrt{(0,5 + B_5)^2 - 1/3} \right]$

Tab. 2.3. – c.d. [203]

1	2	3	4
6	<p>Szlifowanie wzdłużne przy rozwinięciu 1<sup>go</sup> członu <math>e^{-st}</math> w szereg Pade:</p> $G_{sc1}(s) = K_0 \frac{(T_{02}s + 1)}{(T_{03}s + 1)}$	$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = m_x K_x$ $B_6 = B_3 = \frac{m_x K_x}{(1 + K_{yy}n_y)}$	$T_0 = \tau$ $T_{01} = 0,5\tau$ $T_{02} = (0,5 + A_1)\tau$ $T_{03} = (0,5 + B_6)\tau$
7		$K_0 = \frac{K_{Fx1}}{(1 + K_{yy}n_y)}$ $A_1 = 0$	$T_0 = \tau$ $T_{01} = T_{02} = 0,5\tau$
8		$B_7 = B_2 = \frac{K_x n_x (m_x K_{xy} + m_y K_y)}{(1 + K_{xy}n_x + K_{yy}n_y)}$ $B_8 = B_4 = \frac{m_x K_x \cdot m_y K_{yy}}{(1 + K_{yy}n_y)}$	$T_{03} = (0,5 + B_7)\tau$ $T_{02} = (0,5 + B_8)\tau$
9	<p>Szlifowanie wzdłużne przy rozwinięciu 2<sup>ch</sup> członów <math>e^{-st}</math> w szereg Pade:</p> $G'_{sc}(s) = K_0 \frac{T_3^2 s^2 + 2\epsilon T_3 s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}$	$K_0 = K_{Fx1}$ $B_9 = K_{yy}m_y + K_{bz}K_zm_z$ $B_{10} = K_{yy}m_y$	$T_3 = 0,289\tau$ $\epsilon = 0,866$ $T_{1,2} = 0,5\tau \left[ 0,5 + B_9 \pm \sqrt{(0,5 + B_9)^2 - 1/3} \right]$
10	<p>Przy rozwinięciu 1<sup>go</sup> członu <math>e^{-st}</math> w szereg Pade:</p> $G'_{sc1}(s) = K_0 \frac{(T_{01}s + 1)}{(T_{03}s + 1)}$	$K_0 = K_{Fx1}$ $B_9 = K_{yy}m_y + K_{bz}K_zm_z$ $B_{10} = K_{yy}m_y$	$T_0 = \tau$ $T_{01} = 0,5\tau$ $T_{02} = (0,5 + B_9)\tau$ $T_{03} = (0,5 + B_{10})\tau$

Modele UD przy zewnętrznym szlifowaniu wzdłużnym i wglębym w przypadku różnych wariantów aproksymacji funkcji  $e^{-st}$ , przedstawiono w tabeli 2.3.

## 2.5. Podsumowanie

Układ dynamiczny procesu obróbki jest układem maszyn technologicznych wraz z realizowanymi na nich procesami obróbki skrawaniem (toczenie, szlifowanie, wiercenie, frezowanie). Układ dynamiczny maszyn technologicznych może być rozpatrywany jako wielowymiarowy obiekt sterowania z podukładami w postaci układu technologicznego. W strukturze obiektu sterowania występują obwody sprzężenia zwrotnego poprzez sprzężysty układ technologiczny, uwarunkowane oddziaływaniami siłowymi powstającymi przy realizacji procesu technologicznego.

Przy opracowaniu informacyjnych matematycznych modeli dynamicznych układów maszyn, z uwzględnieniem zgromadzonej wiedzy o procesach podstawowych, charakteryzujących rozpatrywane obiekty, należy stosować metody identyfikacji analitycznej.

Uzyskanie wymaganej niezawodności dokładnościowej dynamicznych układów maszyn, w warunkach oddziaływania zakłóceń, wymaga zapewnienia wzajemnego przestrzennego położenia układów wykonawczych lub trajektorii ich ruchu. Dominujący wpływ na niezawodność dokładnościową układów dynamicznych rozpatrywanej klasy mają odkształcenia sprężyste układu technologicznego o przestrzennym wektorze odkształceń sprężystych.

W strukturze dynamicznej identyfikowanego obiektu sterowania można wyróżnić podsystemy w postaci procesu technologicznego i układu technologicznego. W procesach technologicznych, z występującymi oddziaływaniami siłowymi, co jest charakterystyczne w przypadku obrabiarek, obwody sprzężeń zwrotnych są uwarunkowane wzajemnym oddziaływaniem tych układów.

W trakcie budowy modeli matematycznych jest dopuszczalna linearyzacja równań ruchu opisujących układ dynamiczny obrabiarki. Układ dynamiczny należy rozpatrywać jako wielowymiarowy model obiektu, którego stan określono odpowiednimi zmiennymi.

W przypadku obrabiarek, podstawowymi elementami wejściowymi zmiennych technologicznych procesu skrawania są chwilowe wartości grubości i szerokości warstwy skrawanej, a także twardości obrabianego materiału. Elementami wektora wyjściowego są natomiast składowe siły skrawania. Właściwości dynamiczne procesu skrawania mogą być opisane równaniami różniczkowymi pierwszego rzędu.

W zbiorze zmiennych technologicznych, tworzonym przez układ dynamiczny, można wyróżnić dwie składowe, jedna z nich jest określona wektorem oddziaływań wejściowych, a druga – wektorem odkształceń sprężystych.

Elementami wejściowymi są wielkości sterujące: prędkość posuwu wzdłużnego, prędkość obrotowa przedmiotu, a także zakłócenia w postaci zmiany twardości obrabianego materiału i naddatku względem długości i średnicy części.

Wektor odkształceń sprężystych jest określony wektorami sił skrawania wielkości sterujących, wchodzących do układu zapewnienia „wibrostanowienia”. Właściwości dynamiczne ekwiwalentnego układu sprężystego mogą być, w przybliżeniu, opisane równaniami drugiego rzędu.

Opracowany model matematyczny układu sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich wykorzystuje jako wejściowe oddziaływania regulacyjne: posuw, prędkość skrawania, wielkość naciągu prowadnic tocznych realizujących odkształcenie plastyczne.

Teoretycznie uzasadniono zwiększenie dokładności roztaczania w wyniku zastosowania drgań wysokoczęstotliwościowych narzędzia z przewagą składowej stycznej wektora przemieszczeń. Przy niewielkich zakłóceniach drgania styczne nieznacznie wpływają na grubość warstwy skrawanej, nie powodując bezpo-

średnio opóźnienia i zmiany sił skrawania oraz tarcia. Obwód drgań skręcających, nie „rozkołysując” układu, pochłania energię przy zakłóceniu. W porównaniu z amplitudą przemieszczeń normalnych jest celowe zwiększenie amplitudy przemieszczeń kompleksowych, ponieważ sprzyja to zmniejszeniu energii drgań i zwiększa odporność układu na drgania.

Na wybór zmiennych technologicznych istotny wpływ ma zjawisko skrawania „po śladzie”, przejawiające się w tym, że chwilowe wartości ich składowych są określone przez wartości elementów wektora wejściowego i wektora odkształceń sprężystych, nie tylko w bieżącym momencie, ale także w czasie poprzedniego obrotu części. W wyniku tego, układ dynamiczny jest opisywany układem równań całkowo-różniczkowych ze zmiennym opóźnionym argumentem. W wyniku analizy procesów zachodzących w układzie dynamicznym maszyn, otrzymano układ równań i funkcje przejścia oraz uogólnioną strukturę obiektu sterowania.

### 3. MODELOWANIE I STEROWANIE PROCESAMI OBRÓBKII MECHANICZNEJ CZĘŚCI OSIOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI

#### 3.1. Sterowanie obróbką mechaniczną osiowosymetrycznych części o małej sztywności

##### 3.1.1. Charakterystyka układu obróbki skrawaniem osiowosymetrycznych części o małej sztywności

Zastosowanie sterowania procesem technologicznym obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności, z wykorzystaniem odpowiednich modeli matematycznych, umożliwia zwiększenie dokładności wymiarów i kształtu obrabianych wyrobów, polepszenie wskaźników techniczno-ekonomicznych obróbki i zwiększenie niezawodności funkcjonowania układu dynamicznego. Jednym z najważniejszych zadań jest, więc opracowanie opisu matematycznego układu dynamicznego

Przy modelowaniu należy uwzględnić wzajemne powiązania parametrów, umożliwiające uzyskanie wymaganej dokładności obróbki, czyli rozwiązanie zagadnienia optymalnego sterowania procesem technologicznym. Efektywność rozwiązania takich zadań w dużym stopniu zależy od określenia celu i wyboru metod modelowania.

Celem jest określenie parametrów optymalnego sterowania procesem obróbki tokarskiej części o małej sztywności, na bazie modelu sprężystego układu dynamicznego.

Osiągnięcie założonego celu wymaga opracowania schematu strukturalnego i obliczeniowego oraz modelu sterowania układem dynamicznym – rysunek 3.1.

Na podstawie rysunku 3.1, przy zastosowaniu równania Lagrange'a drugiego rzędu, opracowano model matematyczny układu dynamicznego obróbki tokarskiej części o małej sztywności [7, 9, 117, 131]:

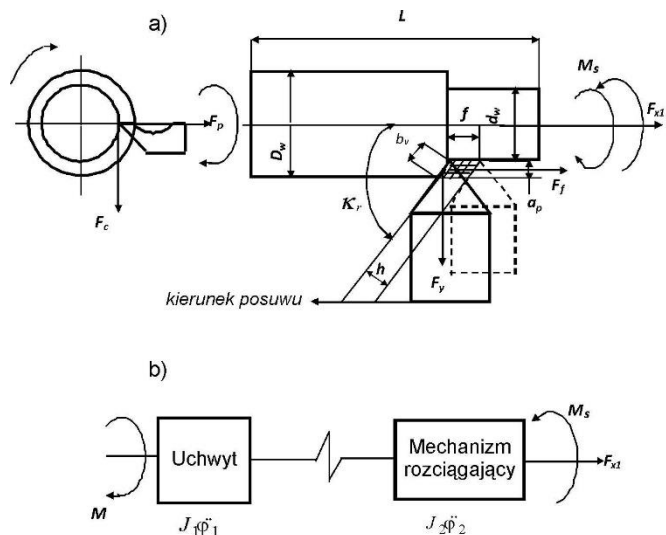
$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial \varphi_i} + \frac{\partial \Phi}{\partial \varphi_i} + \frac{\partial P}{\partial \varphi_i} = Q_i, \quad (3.1)$$

gdzie:  $T, P$  – energia układu: kinetyczna i potencjalna;

$\Phi$  – dyssypacyjna funkcja Rayleigha;

$\varphi_i, \dot{\varphi}_i$  – współrzędna uogólniona i prędkość uogólniona modelu układu;

$Q_i$  – siły uogólnione.



Rys. 3.1. Schemat obliczeniowy układu dynamicznego – a), model układu dynamicznego – b) [198]

Obliczana jest energia kinetyczna i potencjalna oraz dysypacyjna funkcja Rayleigha rozpatrywanego układu dynamicznego w postaci:

$$T = \frac{1}{2} (j_1 \dot{\varphi}_1^2 + j_2 \dot{\varphi}_2^2), \quad P = \frac{1}{2} c (\varphi_1 - \varphi_2)^2, \quad \Phi = \frac{1}{2} b (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2)^2.$$

Człony równań Lagrange'a są określane, jako pochodne cząstkowe przemieszczeń, prędkości, czasu i siły uogólnionej:

$$\frac{P}{\partial \varphi} = c(\varphi_1 - \varphi_2), \quad \frac{\Delta T}{\partial \dot{\varphi}_i} = j_i \dot{\varphi}_i, \quad \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{\varphi}} = b(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2), \quad \frac{Td}{dt} \left( \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_i} \right) = j_i \ddot{\varphi}_i.$$

- gdzie:  $j_1, j_2$  – momenty bezwładności obracających się mas układu;  
 $\dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2$  – prędkości kątowe w procesie obróbki odcinków wału czynnego i biernego;  
 $\varphi_1, \varphi_2$  – przemieszczenia kątowe;  
 $c = c_k + c_l$  – sztywność sumaryczna (kątowna i liniowa) obrabianego wału;  
 $b$  – współczynnik ciągliwości obrabianego wału;  
 $M_n, M_o$  – moment napędowy i moment oporu układu.

Po określeniu członów równań Lagrange'a, uwzględniając moment napędowy i moment oporu można zapisać model matematyczny w postaci:

$$\begin{cases} j_1 \ddot{\varphi}_1 = M_n - b(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - c(\varphi_1 - \varphi_2) \\ j_2 \ddot{\varphi}_2 = b(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - c(\varphi_1 - \varphi_2) - M_o \end{cases} \quad (3.2)$$

W trakcie budowy modeli linii sprężystych części o małej sztywności, przy ich obróbce w stanie sprężycie-odkształcalnym, są uwzględniane momenty zginające względem osi  $X$  oraz odkształcenia sprężyste względem tej osi, jako wykazujące dominujący wpływ na błędy kształtu w kierunku wzdłużnym. Składowa  $F_c$  siły skrawania w dużym stopniu wpływa na skręcanie części, a jej działanie gnące może być uwzględnione w postaci obciążenia:

$$F_{sg} = \sqrt{F_c^2 + F_p^2}.$$

Wartości składowych sił skrawania  $F_c$ ,  $F_p$ ,  $F_f$  są określane przez warunki technologiczne, tj. parametry i geometrię skrawania [138].

Wartość siły  $F_c$  działającej w kierunku prędkości skrawania w przybliżeniu można określić, jako:

$$F_c = \sigma \cdot A_p$$

Stąd określa się wartość momentu

$$M_{skr} = r_w \cdot F_c,$$

gdzie:  $\sigma = 0,35 \cdot q$  – granica wytrzymałości materiału,

$q$  – twardość materiału w skali Brinella [9, 11, 118];

$A_p = h \cdot b$  – powierzchnia warstwy skrawanej;  $h = f \sin \kappa_r$  – grubość warstwy skrawanej;  $b = a_p / \sin \kappa_r$  – szerokość warstwy skrawanej ( $\kappa_r = 45^\circ$ );  $f = v_c / n$  – posuw;  $v_c = \pi \cdot D \cdot n / 1000$  – prędkość skrawania;  $n$  – częstość obrotowa;  $D$  – średnica obrabianego wału;  $a_p$  – głębokość skrawania;  $r_w$  – promień obrabianego wału.

W procesie obróbki głębokość skrawania ulega zmniejszeniu do wartości  $a_{p fak} = a_{p okr} - y_0$ , którą można wyznaczyć z zależności:

$$a_{p fak} = \frac{F_p}{c} = \frac{0,5 F_c}{c}.$$

Określana jest także sumaryczna sztywność i ciągliwość wału [88] jako:

$$c = c_k + c_l = \frac{G J_p}{l} + \frac{E J_x}{l}, k_c = \frac{0,064 \cdot c}{\omega},$$

gdzie:  $c_k, c_l$  – sztywność obrabianego wału: kątowna i liniowa;

$k_c$  – współczynnik ciągliwości wału;

$l$  – długość obrabianego wału;

$G, E$  – moduł sprężystości poprzecznej i wzdłużnej materiału;

$J_p, J_x$  – biegunowy i osiowy moment bezwładności;

$\omega = \sqrt{\frac{c}{J_i}}$  – częstość procesu.

Względne odkształcenia wzdłużne obrabianego wału przy rozciąganiu [36, 117]:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}.$$

Bezwzględne wydłużenie wału przy rozciąganiu:

$$\Delta l = \frac{F_{x1} \cdot l}{EF}$$

a więc dopuszczalna wartość siły skrawania jest równa:

$$F_{x1d} = [\sigma_r] \cdot S$$

gdzie:  $\sigma_r$  – naprężenia dopuszczalne przy rozciąganiu;  
 $S$  – powierzchnia przekroju poprzecznego wału.

Uwzględniając siłę rozciągającą i bezwzględne wydłużenie obrabianego wału przy rozciąganiu, względne wzdłużne odkształcenia można określić, stosując prawo Hooke'a [36, 117]

$$\varepsilon = \frac{[\sigma_p]}{E}$$

a obliczeniowa wartość siły rozciągania w tym przypadku jest równa

$$F_{x1} = c \cdot \Delta l$$

Do opracowania sterowania układem dynamicznym należy zastosować układ (3.2) przy uwzględnieniu następujących założeń:

- ruch wirnika silnika układu technologicznego jest wykonywany według określonej zasady  $\varphi_0(t)$ , co odpowiada idealnej charakterystyce silnika;
- zredukowany moment bezwładności  $j_1(\varphi_1)$  jest stały;
- moduł zredukowanego momentu sił oporu technologicznego, pochodzących od noża, zmienia się zgodnie z zależnością  $M_p = M_s + M_0 \sin \omega t$  ( $M_0$  – amplituda jego drgań względem wartości średniej).

Przy dostatecznie dużej mocy silnika można założyć, że ruch jego wirnika  $\varphi_1(t)$  jest niezależny od zmiany momentu oporu  $M_p$  i bezwładności  $j_2$ . Przy określonej zależności  $\varphi_1(t)$  układ (3.2) można, więc zapisać w postaci

$$j_2 \ddot{\varphi} + b \dot{\varphi} + c \varphi + j_1 \ddot{\varphi}_1, \quad (3.3)$$

gdzie  $\varphi = \varphi_1 - \varphi_2$  – przemieszczenia kątowe obrabianego wału.

Przy założeniu, że prędkość kątowa  $\dot{\varphi}_1$  jest stała, równanie ruchu obrabianego wału określone zostało w postaci

$$j_2 \ddot{\varphi} + b \dot{\varphi} + c \varphi = M_p. \quad (3.4)$$



Pierwsze równanie układu (3.2) w tym przypadku pozwala określić tylko moment napędowy, umożliwiając uzyskanie wymaganego ruchu wirnika silnika. Ruch obrabianego wału, o zredukowanym momencie bezwładności  $J_2$ , można, więc rozpatrywać, jako składający się z ruchu podstawowego  $\dot{\varphi}_1$  i ruchu dodatkowego o prędkości  $\dot{\varphi}_c$ , zwykle o charakterze drgającym.

### 3.1.2. Ocena stanu energetycznego układu obróbki skrawaniem

W układzie dynamicznym jednym z podstawowych zadań jest określenie energii, umożliwiającej realizację rzeczywistego procesu kształtowania części.

Przedstawiono to w postaci korekcji mocy elementów układu

$$|P_z - P_o| \leq \varepsilon, \quad (3.5)$$

gdzie:  $P_z$  – określona moc procesu skrawania;

$P_o$  – wartość obliczeniowa mocy skrawania,  $\forall \varepsilon (0 < \varepsilon < 1)$  – mała wartość.

Analiza mocy umożliwia ocenę stanu energetycznego kształtowania części [7, 9, 118, 196, 203].

Modele matematyczne funkcjonowania układu dynamicznego w procesie kształtowania wału o małej sztywności opisywane równaniem Lagrange'a drugiego rzędu, przedstawiono w podrozdziale 3.1.1. Do określenia energii tych ruchów należy zastosować natomiast równania Hamiltona.

Równanie dynamiczne Lagrange'a drugiego rzędu (3.1) można przekształcić do innej postaci, otrzymując równania kanoniczne. Równania (3.3) tworzą układ  $n$  równań drugiego rzędu względem  $n$  funkcji  $q_i(t)$ . Rząd tego układu jest równy  $2n$ . Do sprowadzenia równania (3.1) do postaci kanonicznej, w miejsce zmiennych Lagrange'a  $q_i$  i  $\dot{q}_i$  wprowadzono zmienne kanoniczne  $q_i$  i  $p_i$ , odpowiednio współrzędne i impulsy siły.

Przekształcenie funkcji Lagrange'a  $L = (q_i, \dot{q}_i, t)$  według zmiennych  $q_i$  jest funkcją Hamiltona w przypadku układów działających w siłowym polu potencjalnym [7, 131]:

$$H(q_i, p_i, t) = \sum_{n-1}^n p_i \dot{q}_i = L(q_i, \dot{q}_i, t), \quad (3.6)$$

wielkość  $q_i$ , można wyrazić przez  $q_i, p_i, t$ .

$$p_i = \frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} = \frac{\partial(T+n)}{\partial \dot{q}_i} \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (3.7)$$

W rozpatrywanym przypadku na układ, oprócz sił potencjalnych, działają również siły niepotencjalne. Wprowadzając zmienne kanoniczne, równanie (3.7) można zapisać w postaci

$$\frac{dq_i}{dt} = \frac{\partial H}{\partial p_i}, \quad \frac{dp_i}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial q_i} + Q_i \quad (3.8)$$

Wyrażenia (3.8) są równaniem Hamiltona w przypadku układu niekonserwatywnego.

Pochodna całkowita funkcji Hamiltona w czasie, przy zastosowaniu zależności (3.7) określana jest następująco:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \sum_{n-1}^n \frac{\partial H}{\partial q_i} \dot{q}_i + \sum_{n-1}^n \frac{\partial H}{\partial P_i} \dot{P}_i \quad (i = 1, 3). \quad (3.9)$$

Ruch układu dynamicznego można przedstawić, więc równaniami Hamiltona [131].

Z równań (3.9) wynika [7], że w przypadku układu dynamicznego ( $\dot{q}_i = \dot{\phi}_i$ )

$$\begin{cases} \frac{\partial H}{\partial \varphi_d} = -\frac{\partial T}{\partial \varphi_d} = 0; & P_d = \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_d} = j_d \dot{\varphi}_d \\ \frac{\partial H}{\partial \varphi_o} = -\frac{\partial T}{\partial \varphi_o} = 0; & P_o = \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_o} = j_o \dot{\varphi}_o \end{cases} \quad (3.10)$$

Uwzględniając, niezmiennosc parametrów układu można zapisać

$$\frac{\partial H}{\partial t} = -\frac{\partial T}{\partial t} = 0.$$

Zgodnie z (3.8) i (3.10) przechodzi się do układu równań kanonicznych

$$\begin{cases} \frac{d\varphi_d}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial P_d} = j_D^{-1} P_d; & \frac{dP_d}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial \varphi_d} + Q_d \\ \frac{d\varphi_o}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial P_o} = j_B^{-1} P_o; & \frac{dP_o}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial \varphi_o} + Q_o \end{cases} \quad (3.11)$$

Po podstawieniu zależności (3.10) i (3.11) do (3.9), otrzymuje się:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} - \sum_{i=1}^n \frac{\partial T}{\partial \varphi_i} + \sum_{i=1}^n \frac{\partial H}{\partial P_i} \left( -\frac{\partial H}{\partial \varphi_i} + Q_i \right) = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\partial H}{\partial \varphi_i} + Q_i \right) \dot{\varphi}_i. \quad (3.12)$$

Z zależności (3.12) otrzymano równanie:

$$\frac{dH}{dt} = \sum_{i=1}^n \left( -\frac{\partial H}{\partial \varphi_i} + Q_i \right) \dot{\varphi}_i = \sum_{i=1}^n Q_i \dot{\varphi}_i. \quad (3.13)$$

Niech układ, jako obiekt stacjonarny o stałych parametrach i określonej mocy skrawania ma ogólną współrzędną więzi  $\varphi_w$ . Podstawiając (3.13) do (3.11), otrzymuje się

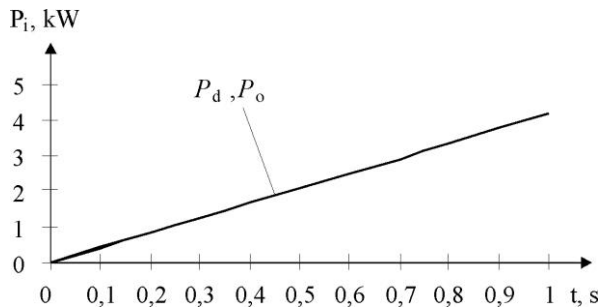
$$P_\varepsilon = \sum_{i=1}^n \left[ \left( -\frac{\partial H}{\partial \varphi_i} + Q_3 \right) - \left( -\frac{\partial H}{\partial \varphi_i} + Q_o \right) \right] \dot{\varphi}_i = \sum_{i=1}^n (Q_3 - Q_o) \dot{\varphi}_i. \quad (3.14)$$

Korekcja stanu energetycznego jest określana warunkiem [7, 9, 161]:

$$|Q_3 - Q_o| = \begin{cases} 0, & \text{jeżeli są równie odpowiednie parametry funkcjonowania} \\ \neq 0, & \text{w przeciwnym wypadku} \end{cases} \quad (3.15)$$

Tab. 3.1. Pobór mocy przez silnik obrabiarki przy skrawaniu [204]

$T,$ s	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
$P_d,$ kWt	0,44	0,84	1,25	1,67	2,08	2,5	2,9	3,34	3,76	4,17
$P_o,$ kWt	0,38	0,84	1,25	1,67	2,08	2,5	2,9	3,34	3,76	4,17
$\varepsilon$	0,06	0	0	0	0	0	0	0	0	0



Rys. 3.2. Wykres zmiany mocy w procesie technologicznym [204]

Zależnością (3.15) scharakteryzowano sterowanie układem dynamicznym.

Podstawienie wartości prędkości kątowych  $\dot{\varphi}_i$  oraz momentów sił napędowych i oporów  $Q_i = M_i j_i \ddot{\varphi}_i$  do (3.14), umożliwia określenie stanu energetycznego układu obróbki wałów o małej sztywności odpowiadającego sformułowanym warunkom (3.5), (3.15). Wartości i zależności graficzne stanu energetycznego układu dynamicznego w procesie obróbki pokazano w tabeli 3.1 i na rysunku 3.2.

### 3.1.3. Sterowanie obróbką mechaniczną części o małej sztywności

Układy dynamiczne są złożonymi układami wieloelementowymi realizującymi procesy mechaniczne, elektryczne i inne powiązane energetycznie.

W analizowanym układzie dynamicznym w procesie obróbki między siłą, niezbędną do realizacji ruchu obrabianego wału i siłą skrawania, występuje wymiana energii. Należy, więc określić ilość zużywanej energii. Realizowany proces ma charakter dynamiczny, ponieważ opis takiego układu można przedstawić w postaci [12, 118, 127]:

- wyjściowy moment obrotowy na wirniku silnika:

$$j\ddot{\varphi} = M_n = Ri_w, \quad (3.16)$$

– zmiana napięcia prądu w obwodzie wirnika:

$$U = L \frac{di_w}{dt} + Ri_w$$

gdzie:  $M_n$  – moment napędowy,

$L$  – indukcyjność,

$i_w$  – natężenie prądu wirnika ( $i = dq/dt$ ,  $q_l$  – ładunek elektryczny),

$R$  – stała konstrukcyjna (opór),

$U$  – napięcie.

Równanie wymiany energii, w przypadku rozpatrywanego układu (3.16), przy powstaniu momentu oporu przyjmie postać

$$j\ddot{\varphi} = M_n - M_{op} = R(i_w - i_{op}) = Ri_e,$$

gdzie:  $M_{op}$  – moment oporowy;

$i_{op}$  – prąd nazywany siłą (skrawania);

$i_e$  – prąd ekwiwalentny odpowiadający procesowi dynamicznemu obróbki wału.

W przypadku dostatecznie małej wartości indukcyjności zakłada się, że  $L = 0$  [12], a zatem siła elektromotoryczna silnika jest równa:

$$E_{SEM} = R(i_w - i_{op})$$

Na podstawie powyższego można określić moc wymiany energii układu [9]:

$$P_{op} = R(i_w - i_{op})^2. \quad (3.17)$$

Rozpatrzono, w jaki sposób ten proces jest realizowany przy obróbce wału. Analogicznie z równaniem (3.17) w przypadku procesu mechanicznego [203]:

$$P_{op} = R(i_w - i_c)^2 = b(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_r)^2,$$

gdzie:  $b$  – współczynnik ciągliwości obrabianego wału;

$\dot{\varphi}_1$  – prędkość kątowa czynnej części obrabianego wału;

$\dot{\varphi}_2$  – prędkość kątowa biernej części obrabianego wału;

$\dot{\varphi}_r = \dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2$  – różnica prędkości kątowych odcinków obrabianego wału czynnego i biernego wytworzona przez moment oporowy.

Przy  $R = const$  i  $b = const$  w celu kształtowania sterowania optymalnego przyjmuje się:  $u = \dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2 = \dot{\varphi}_r$ ,  $\dot{\varphi}_i = \frac{d\varphi_i}{dt}$ . Określenie strat energii w procesie obróbki wału polega na tym, aby do określonego czasu  $T$  minimalizować funkcję [7, 12, 26]:

$$J_{(u)} = \int_0^T u^2 dt, \quad (3.18)$$

przy warunkach:

$$\varphi = y_1, \dot{\varphi} = \dot{y}_2, y_2 = \frac{1}{j_2}(by_2 + cy_1) - u_p - u_o \sin \omega t, \quad (3.19)$$

$$\varphi_i(0) = \varphi_0(0), \dot{\varphi}_i(0) = \dot{\varphi}_0(0), \quad (3.20)$$

$$\varphi_i(t) = \varphi_0(t), \dot{\varphi}_i(t) = \dot{\varphi}_0(t), \quad (i = \overline{1, n}),$$

$$0 \leq t \leq T.$$

Funkcję Hamiltona–Pontriagina, w przypadku układu dynamicznego, można zapisać, jako [7, 9, 12, 260]:

$$H = (\varphi, u, t, \psi_1, \psi_0) = -\psi_0 u^2 + \psi_1 y_2 + \psi_2 \dot{y}_2, \quad (3.21)$$

a układ sprzężony

$$\frac{d\psi_1}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial y_1} = -j_1^{-1} c \psi_2, \quad \frac{d\psi_2}{dt} = -\frac{\partial H}{\partial y_2} = -\psi_1 - j_1^{-1} b \psi_2, \quad (3.22)$$

z ograniczeniem na sterowanie  $|u| \leq 1$ .

Rozwiązanie rozpatrywanego zadania wymaga spełnienia warunku koniecznego

$$H(q_i(t), u(t), t, \psi_i, \psi_0) = \max_{u \in U} H(q_i(t), u, t, \psi_i(t), \psi_0). \quad (3.23)$$

Z warunków  $\max_{|u| \leq 1} H$  wynika, że,  $u = \frac{\psi_2}{2}$  przy  $\psi_2 \neq 0$ , ponieważ układ sprzężony (3.22) jest jednorodny względem  $\psi_i$  oraz można w dowolny sposób wybrać stałą

$$\psi_0(t) = -1, 0 \leq t \leq T. \quad (3.24)$$

Układ (3.18–3.24) jest badany przy zastosowaniu metod numerycznych Runge-Kutty.

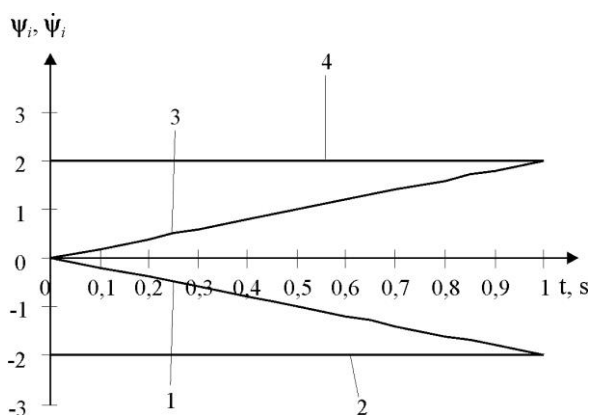
W celu określenia funkcji pomocniczych zbadano numerycznie układ sprzężony (3.22) przy zmianie parametrów konstrukcyjnych  $b_i, c_i, j_i$  w zakresie:  $b=0,3-15 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ ;  $c=30000-60000 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ ;  $j_2=0,08-0,75 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^2$ .

Z oceny rozwiązań układu (3.22) wynika, że zmiana momentów bezwładności i sił sprężysto-dyssypacyjnych istotnie zmienia funkcję zmiennych  $\psi_1, \dot{\psi}_1, \psi_2, \dot{\psi}_2$ , tj. ruch obrabianego wału. Zwiększenie dokładności wymiarowej i kształtu obrabianych wałów wymaga określenia zmiennych układu sprzężonego, umożliwiających normalne funkcjonowanie układu dynamicznego [9].

Tab. 3.2. Wartości funkcji pomocniczych [204]

$T, s$	$\psi_1$	$\dot{\psi}_1$	$\psi_2$	$\dot{\psi}_2$	$\psi_1$	$\dot{\psi}_1$	$\psi_2$	$\dot{\psi}_2$
1	2	3	4	5	6	7	8	9
	$u=+1$				$u=-1$			
0	0	-2	0	-2	0	2	0	2
0,1	-0,2	-2	-0,2	-2	0,2	2	0,2	2
0,2	-0,4	-2	-0,4	-2	0,4	2	0,4	2
0,3	-0,6	-2	-0,6	-2	0,6	2	0,6	2
0,4	-0,8	-2	-0,8	-2	0,8	2	0,8	2
0,5	-1	-2	-1	-2	1	2	1	2
0,6	-1,2	-2	-1,2	-2	1,2	2	1,2	2
0,7	-1,4	-2	-1,4	-2	1,4	2	1,4	2
0,8	-1,6	-2	-1,6	-2	1,6	2	1,6	2
0,9	-1,8	-2	-1,8	-2	1,8	2	1,8	2
1	-2	-2	-2	-2	2	2	2	2

Na podstawie otrzymanych parametrów  $b_i$ ,  $c_i$ ,  $j_i$  rozwiązania układu sprzężonego pokazanego w tabeli 3.2 i na rysunku 3.3, są analizowane procesy przejściowe obrabianego wału.



Rys. 3.3. Wykres zmiany funkcji pomocniczych: 1 –  $\psi_1, \psi_2$ ; 2 –  $\dot{\psi}_1, \dot{\psi}_2$  przy  $u(t) = -1$ ; 3 –  $\psi_1, \psi_2$ ; 4 –  $\dot{\psi}_1, \dot{\psi}_2$  przy  $u(t) = +1$  [204]

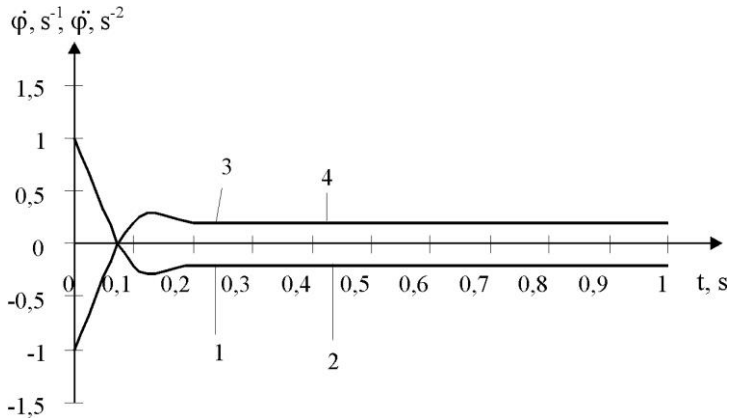
Podstawiając otrzymane wartości momentów bezwładności i sił sprężyste-dyssypacyjnych (3.19), można rozwiązać zagadnienie brzegowe według zasady maksimum.

Otrzymano zależności graniczne prędkości i przyspieszeń obrabianego wału w trakcie procesu przejściowego oraz maksymalne wartości  $H$ -funkcji (tab. 3.3, rys. 3.4).

Zbadano wpływ momentów bezwładności i sił sprężyste-dyssypacyjnych na charakter i zmiany ruchu obrabianego wału. Zmiana momentu bezwładności wyraźnie wpływa na wartości kątowych prędkości i przyspieszeń obrabianego wału. W celu zmniejszenia zakresu tych zmian korygowano współczynniki sztywności i ciągliwości obrabianego wału. Sztywność znacząco wpływa na zakres drgań kątowych wału. Zwiększenie sztywności prowadzi do zmniejszenia odkształceń wału oraz skrócenia procesu przejściowego. Zwiększenie współczynnika ciągliwości prowadzi do znaczącego zmniejszenia amplitudy drgań prędkości kątowych obrabianego wału.

**Tab. 3.3. Wartości prędkości kątowych, przyspieszeń i  $H$ -funkcji obrabianego wału [203]**

$t$ , s	$\dot{\varphi}$ , s <sup>-1</sup>	$\ddot{\varphi}$ , s <sup>-2</sup>	$H_I$	$\dot{\varphi}$ , s <sup>-1</sup>	$\ddot{\varphi}$ , s <sup>-2</sup>	$H_I$
1	2	3	4	5	6	7
	$u=+1$			$u=-1$		
0	0	1	-1	0	-1	-1
0,1	0,0002	-0,2	-1	-0,0002	0,2	-1
0,2	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,3	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,4	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,5	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,6	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,7	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,8	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
0,9	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1
1	0,00001	-0,2	-1	-0,00001	0,2	-1



**Rys. 3.4.** Wykres zmiany funkcji prędkości kątowych – 1, 3 oraz przyspieszeń kątowych – 2, 4 obrabianego wału przy: 1, 2 –  $u(t) = +1$ ; 3, 4 –  $u(t) = -1$  [203]

Amplituda i częstotliwość drgań kątowych, prędkości i przyspieszeń obrabianego wału zależą od momentu bezwładności i sił sprężysto-dysypacyjnych. Uzyskane wyniki rozwiązania zadań (3.18)–(3.24), z zastosowaniem zasady maksimum, odpowiadają warunkowi maksymalizującemu iloczyn skalarny  $H_i$  funkcji Hamiltona–Pontriagina opisującej proces obróbki wału.

Uzyskane wyniki umożliwiają badanie układu dynamicznego przy oddziaływaniu momentów sił skrawania.

W celu określenia optymalnych wartości sił napędowych i parametrów konstrukcyjnych układu dynamicznego zmieniano moment napędowy oraz moment sił skrawania. Ustalono, że równomierność ruchu wału obrabianego zależy od wartości momentów sił skrawania. Zmiana momentów sił skrawania powoduje odchylenie od określonej prędkości kątowej obrabianego wału i czasu procesu przejściowego. Oznacza to, że zwiększenie momentów sił skrawania, przy określonych parametrach obróbki wału, znacząco wpływa na oczekiwaną dokładność obróbki. Przy określonych wartościach momentów bezwładności obracających się mas i współczynników sztywności oraz ciągliwości obrabianego wału, określono odpowiednie wartości momentu napędowego, a także momentu sił skrawania.



Tab. 3.4. Wartości parametrów realizacji procesu technologicznego obróbki wału [203]

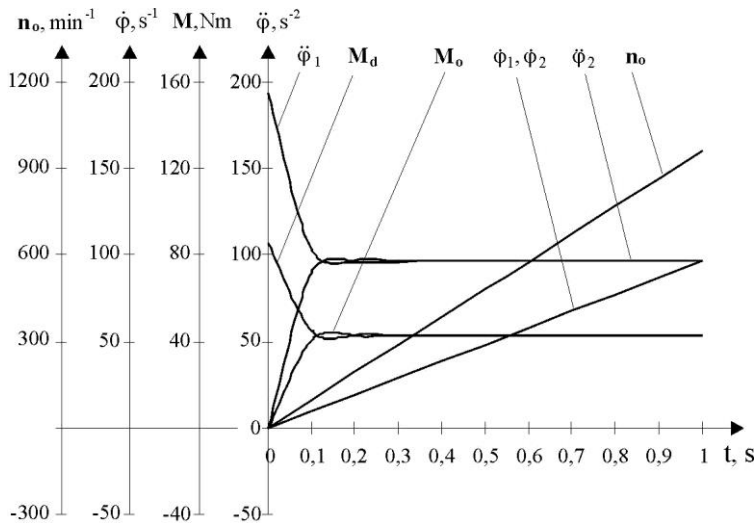
$t$ , s	$\dot{\varphi}_1$ , s <sup>-1</sup>	$\ddot{\varphi}_1$ , s <sup>-2</sup>	$M_d$ , Nm	$\dot{\varphi}_2$ , s <sup>-1</sup>	$\ddot{\varphi}_2$ , s <sup>-2</sup>	$M_o$ , Nm	$n_o$ , min <sup>-1</sup>
1	2	3	4	5	6	7	8
0	0	193,17	86,93	0	-0,49	-0,22	0
0,1	9,65	102,98	46,34	9,65	89,7	40,36	92,22
0,2	19,27	95,864	43,04	19,27	97,04	43,67	184,03
0,3	28,9	96,12	43,25	28,9	96,56	43,45	276,01
0,4	38,53	96,32	43,34	38,53	96,36	43,36	368,0
0,5	48,17	96,34	43,35	48,17	96,34	43,35	460,0
0,6	57,8	96,34	43,35	57,8	96,34	43,35	552,0
0,7	67,44	96,34	43,35	67,44	96,34	43,35	644,01
0,8	77,07	96,34	43,35	77,07	96,34	43,35	736,01
0,9	86,67	96,34	43,35	86,67	96,34	43,35	828,01
1	96,34	96,34	43,35	96,34	96,34	43,35	920,01

Na podstawie wyników obliczeń numerycznych układu (3.2), przedstawionych w tabeli 3.4 oraz na rysunku 3.5, możliwe jest określenie optymalnych wartości parametrów obrabianego wału: geometrycznych, konstrukcyjnych i funkcjonalnych:

- wymiary geometryczne obrabianego wału:  $L = 600$  mm;  $d = 40$  mm;  $r_w = 20$  mm;
- warunki obróbki: prędkość skrawania –  $v_c = 115,552$  m/min; posuw –  $f = 0,125$  mm/obr; czas obróbki –  $t = 5,12$  min; częstość procesu –  $\omega = 318,23$  s<sup>-1</sup>; głębokość skrawania –  $a_p = 0.1$  mm; szerokość warstwy skrawanej –  $b = 0,88$  mm; grubość warstwy skrawanej –  $h = 0,14$  mm; liczba obrotów obrabianego wału –  $n = 920$  obr/min;
- charakterystyki konstrukcyjne obrabianego wału: współczynnik sztywności –  $c = 45573,3$  N·m/rad; współczynnik ciągliwości –  $b = 9,2$  N·m·s/rad; moment bezwładności uchwytu obrabiarki –  $j_1 = 0,45$  N·m·s<sup>2</sup>; moment bezwładności mechanizmu rozciągającego –  $j_2 = 0,45$  N·m·s<sup>2</sup>; powierzchnia przekroju poprzecznego obrabianego wału  $S = 0,001256$  m<sup>2</sup>; moduł sprężystości –  $E = 2,1 \cdot 10^5$  MPa; moduł ścinania  $G = 8,1 \cdot 10^4$  MPa; naprężenia dopuszczalne przy rozciąganiu –  $\sigma_r = 90$  MPa; granica wytrzymałości –  $\sigma = 0,35 \cdot \text{HB}$ ; twardość materiału według metody Brinella

- *HB 250*; odkształcenia wzdłużne przy rozciąganiu -  $\varepsilon = 0,00416$ ; bezwzględne wydłużenie obrabianego wału przy rozciąganiu  $\Delta l = 0,0025$  m; materiał - *stal S235*;
- parametry pracy układu dynamicznego: moment napędowy -  $M_n = 43,35$  N·m; siła działająca w kierunku prędkości skrawania -  $F_z = 10,99$  N; składowe siły skrawania -  $F_y = 5,4$  N,  $F_x = 3,3$  N; dopuszczalna siła przy rozciąganiu -  $F_{dop} = 11304$  N; obliczeniowa wartość siły rozciągania -  $F_r = 114,4$  N; odkształcenia sprężyste wału -  $y_0 = 1,2 \cdot 10^4$  m; odkształcenia sprężyste narzędzia skrawającego -  $y_s = 3 \cdot 10^5$  m, otrzymane analogicznie do obliczeń wału przy wartościach  $c_s = 1,62 \cdot 10^6$  N/m,  $b_s = 122,2$  N·s/m.

Otrzymano, więc model matematyczny funkcjonowania, umożliwiający optymalne sterowanie układem dynamicznym w procesie obróbki części. Proponowana metodyka modelowania procesu technologicznego obróbki skrawaniem wałów o małej sztywności, przy wzajemnym powiązaniu parametrów funkcjonowania układu technologicznego, umożliwi sterowanie układem według określonych warunków i uzyskanie wyższych wskaźników dokładności kształtu części [9, 118, 152].



Rys. 3.5. Charakter zmiany parametrów procesu technologicznego [118]

Wyniki badań eksperymentalnych świadczą o tym, że proponowane modele matematyczne z wystarczającą dokładnością opisują właściwości obiektu oryginалу.

## 3.2. Numeryczne badania symulacyjne procesu skrawania

### 3.2.1. Badania numeryczne w programie MATMOD

Na potrzeby badania charakterystyk układu dynamicznego opracowano program komputerowy *MATMOD 1* [2, 10, 11, 249].

Program umożliwia:

- określenie warunków procesu skrawania po wprowadzeniu parametrów obrabiarki, przedmiotu obrabianego i procesu technologicznego,
- określenie, opierając się o modele układu dynamicznego procesu skrawania, podstawowych charakterystyk dynamicznych (w tym transmitancji operatorowej), odpowiedzi sił skrawania na skokową zmianę posuwu oraz charakterystyk częstotliwościowych: amplitudowej i fazowej.

Można przeprowadzać symulacje numeryczne procesu skrawania. Przewidziano trzy rodzaje mocowania przedmiotu obrabianego, mające istotny wpływ na końcowy wynik obliczeń: w kłach, w uchwycie oraz w kle i w dwóch uchwytach. W zależności od rodzaju mocowania w programie jest wyznaczana maksymalna podatność przedmiotu w kierunku promieniowym. Do programu mogą zostać wprowadzone dane o przedmiotach obrabianych o różnych długościach. Dodatkowym jego atutem jest możliwość zdefiniowania własności obrabianego materiału poprzez podanie np.  $E$  i  $R_m$ . Jako dane wejściowe do procesu obliczeniowego są wprowadzane także wartości podatności obrabiarki w kierunku współrzędnych  $X$ ,  $Y$  i  $Z$ , a także: głębokość skrawania, posuw, kąt przystawienia  $\kappa_r$  (w zakresie od  $45^\circ$  do  $90^\circ$ ) oraz prędkość obrotowa części  $n_p$  (w zakresie od 100 do 2000 obr/min). Po wprowadzeniu danych wejściowych program wykonuje obliczenia.

W pierwszej kolejności są obliczane wartości sił  $F_f$ ,  $F_c$  i  $F_p$ , a zatem – współczynniki wzmocnienia procesu skrawania  $m_x$ ,  $m_y$  oraz  $m_z$  przy zmianie posuwu i głębokości skrawania (wielkości te mogą być traktowane, jako zakłócenie). Określany jest współczynnik względnej sztywności dynamicznej  $B$ , a następnie transmitancja operatorowa przy sterowaniu, odpowiadająca przedstawionym warunkom i współczynniki wzmocnienia obiektu  $K_{ox}$ ,  $K_{oy}$ ,  $K_{oz}$  oraz opóźnienie  $\tau$ . Zatem ponownie jest obliczana wartość współczynnika  $B$  oraz transmitancja operatorowa przy zakłóceniu [2, 9, 10, 249]:

$$G_{v_f g_i}(s) = \frac{\Delta F_i(s)}{\Delta v_f} = \frac{m_x h_{xx} G_\tau(s)}{s[(T_c s + 1)(T_{us}^2 s^2 + 2\xi T_{us} s + 1) + B_1 G_\tau(s) + n_y h_{yy}]}, \quad (3.25)$$

gdzie:  $G_\tau(s) = 1 - e^{-s\tau}$ ,  $B_1 = m_x h_x + K_{K_r} m_y h_y$ .

Obliczane są również współczynniki  $K_{bx}$ ,  $K_{by}$ ,  $K_{bz}$  i wartość współczynnika  $B$  oraz opóźnienia  $\tau$ .

Wyznaczana jest, w przypadku sterowania, transmitancja operatorowa obiektu aproksymowanego:

$$G_o(s) = \frac{\Delta Y_o(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_o}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)}. \quad (3.26)$$

Po określeniu transmitancji operatorowej, są określane współczynniki  $K_{ox}$ ,  $K_{oy}$ ,  $K_{oz}$  oraz stałe czasowe  $T_1$  i  $T_2$ .

Etapem końcowym części obliczeniowej programu jest wyznaczenie transmitancji operatorowej obiektu przy zmiennym naddatku  $b(s)$ , traktowanym, jako zakłócenie. W fazie początkowej wyznacza się transmitancję obiektu zgodnie z określonymi regułami. W przypadku zmian naddatku  $b(s)$  transmitancja operatorowa obiektu może przyjąć następującą postać [9, 10, 249]:

$$G_{bFi}(s) = \frac{\Delta F_i(s)}{\Delta b_i(s)} = \frac{K_{bFi}(s)(1-e^{-s\tau})}{s\tau[1+B(1-e^{-s\tau})]} \quad (3.27)$$

współczynnik  $B$  jest natomiast określany z zależności:

$$B = \frac{m_x h_{xx} + K_{\kappa r} m_y h_{yy}}{1 + n_y h_{yy}}. \quad (3.28)$$

Można określić również wartości odkształceń sprężystych wg współrzędnych  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$  oraz współczynników  $K_{ab}$ :  $K_{abx}$ ,  $K_{aby}$ ,  $K_{abz}$ . Wyznacza się wartości zastępcze stałych czasowych  $T_1$  i  $T_2$ , współczynnik wzmocnienia obiektu  $K_o$  oraz współczynnik  $B$ . W końcowej fazie są określane: wartość ustalona wielkości wyjściowej  $Y_{ust}$  oraz maksymalny względny błąd aproksymacji.

Program umożliwia także prezentację charakterystyk graficznych przeprowadzonych symulacji numerycznych.

Po uruchomieniu programu, należy wprowadzić parametry procesu skrawania, parametry geometryczne oraz właściwości przedmiotu obrabianego. Wartości graniczne parametrów (wartość minimalna i maksymalna) są wprowadzane w momencie pojawienia się na ekranie zapytania o wartość danego parametru. Użytkownik może wybierać opcje programu: obliczanie odpowiedzi na skok jednostkowy oraz obliczanie charakterystyki częstotliwościowej. Wykres amplitudowej charakterystyki częstotliwościowej przedstawia zależność modułu  $A(\omega)$  transmitancji widmowej  $G(j\omega)$  w funkcji częstotliwości kołowej  $\omega = 2\pi f$ , a fazowa charakterystyka częstotliwościowa –  $\varphi(\omega)$  w funkcji częstotliwości kołowej  $\omega = 2\pi f$ .

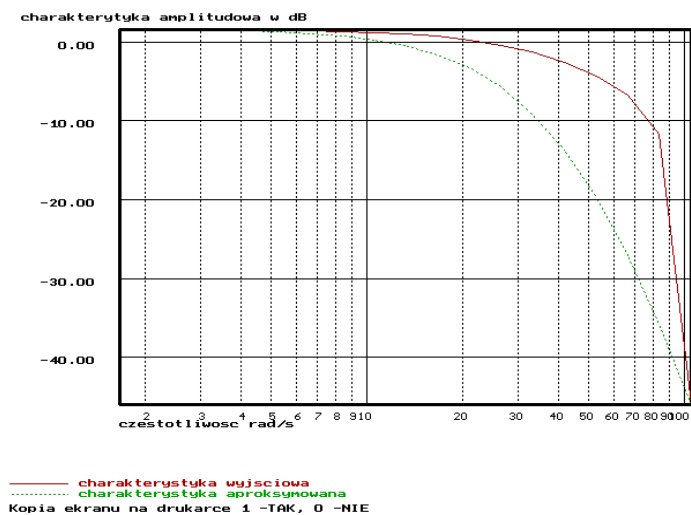
Przy odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu wzdłużnego, na ekranie pojawia się wykres zmian siły skrawania w czasie w przypadku modelu dokładnego i aproksymowanego. Wartości dyskretne odpowiedzi (40 punktów) mogą być zapisane w postaci tabeli. Można również zapisać pełną informację o wprowadzonych danych oraz wynikach obliczeń parametrów procesu skrawania. Program umożliwia wykonanie kopii ekranu graficznego z odpowiedzią na skok jednostkowy posuwu wzdłużnego.

W przypadku wybrania opcji obliczania charakterystyki częstotliwościowej amplitudowej i fazowej na ekranie pojawiają się wykresy charakterystyki amplitudowej i fazowej modelu dokładnego i aproksymowanego. Wartości dyskretne

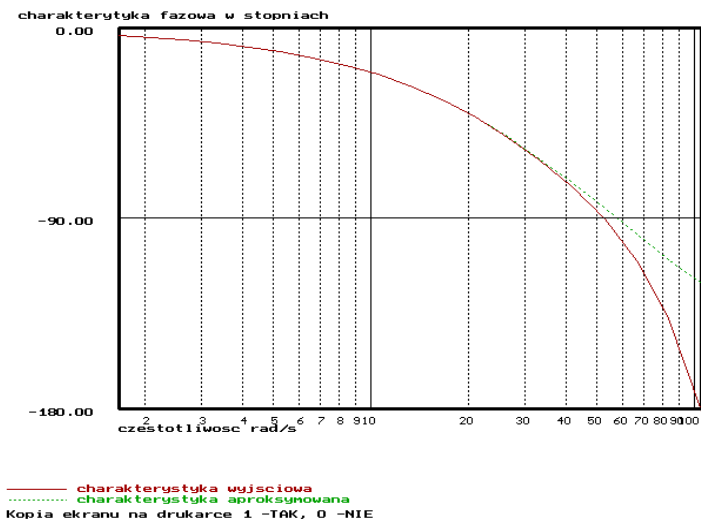
charakterystyk (20 punktów) można zapisać w postaci tabeli. Charakterystyki częstotliwościowe są przedstawione w skali półlogarymicznej. Można również wydrukować kopię ekranu z charakterystyką amplitudową i fazową.



Rys. 3.6. Charakterystyka czasowa wyjściowa (dokładna i aproksymowana) [196]



Rys. 3.7. Charakterystyka amplitudowo-częstotliwościowa [196]



Rys. 3.8. Charakterystyka fazowo-częstotliwościowa [196]

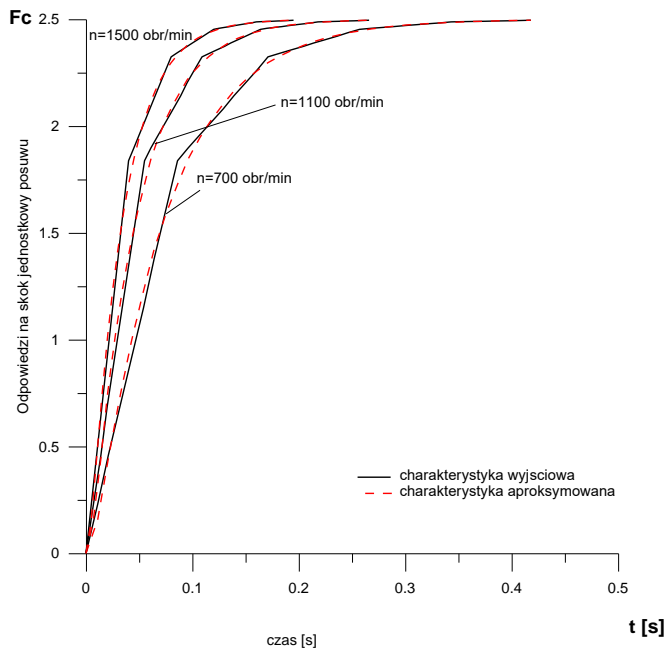
Przykładowe wyniki badań numerycznych wykonanych w programie *MATMOD 1* pokazano na rysunkach: 3.6, 3.7, 3.8, na których przedstawiono proces skrawania przy różnych parametrach w postaci odpowiednich charakterystyk.

### 3.2.2. Numeryczne badania symulacyjne układu dynamicznego procesu skrawania

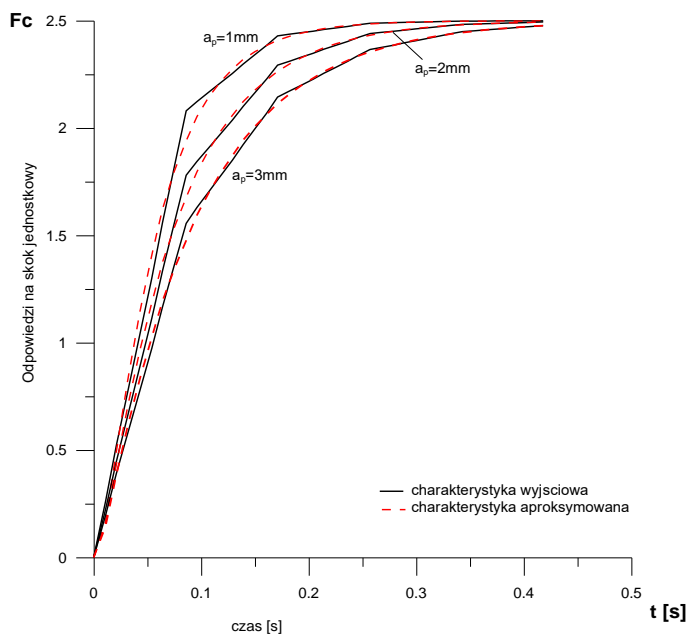
Przeprowadzono symulacje przebiegów charakterystyk czasowych i częstotliwościowych procesu skrawania przy zmianie wartości parametrów skrawania.

Do badań przyjęto wałek ze stali *C45* o wymiarach  $l_p = 280$  mm,  $d_p = 40$  mm. Zmieniane parametry wejściowe to: prędkość obrotowa  $n_p = 700; 1100; 1500$  obr/min; prędkość posuwowa  $v_f = 0,1, 0,25, 0,5$  mm/obr; głębokość skrawania  $a_p = 1, 2, 3$  mm.

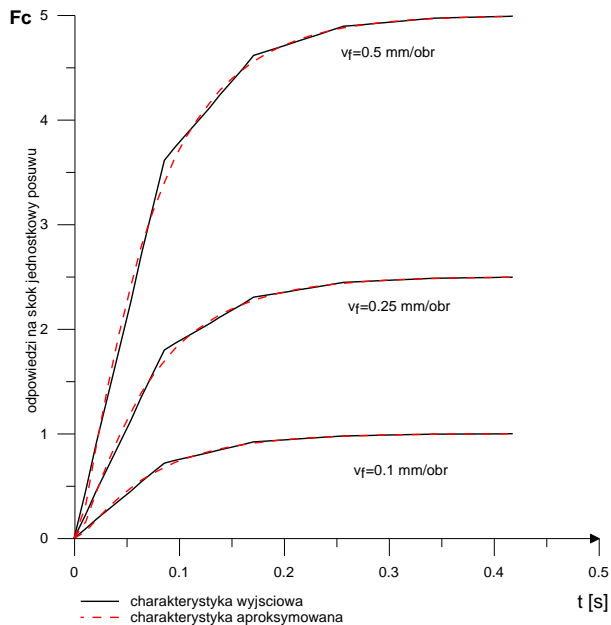
Wyniki badań symulacyjnych procesu skrawania, z wykorzystaniem programu *MATMOD 1*, przedstawiono w postaci graficznej na rysunku 3.9–3.13.



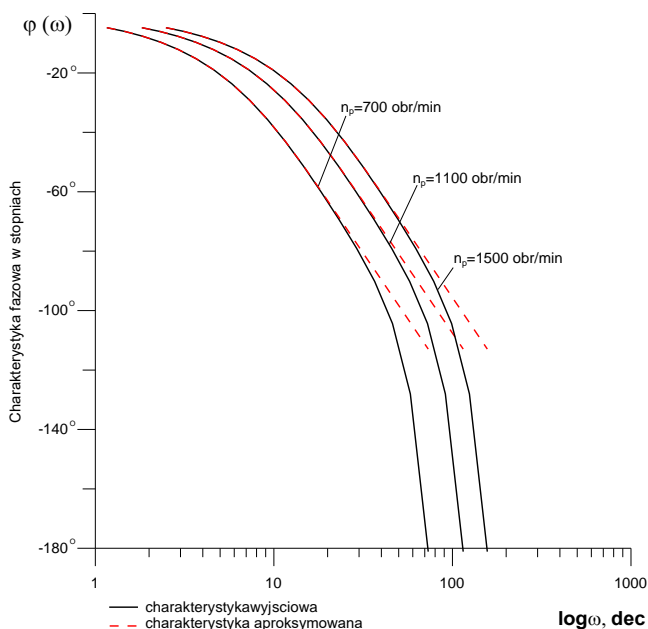
**Rys. 3.9.** Odpowiedzi siły skrawania na skok jednostkowy posuwu przy różnych prędkościach obrotowych [opracowanie własne]



**Rys. 3.10.** Odpowiedzi siły skrawania na skok jednostkowy posuwu przy różnych grubościach warstwy skrawanej [opracowanie własne]

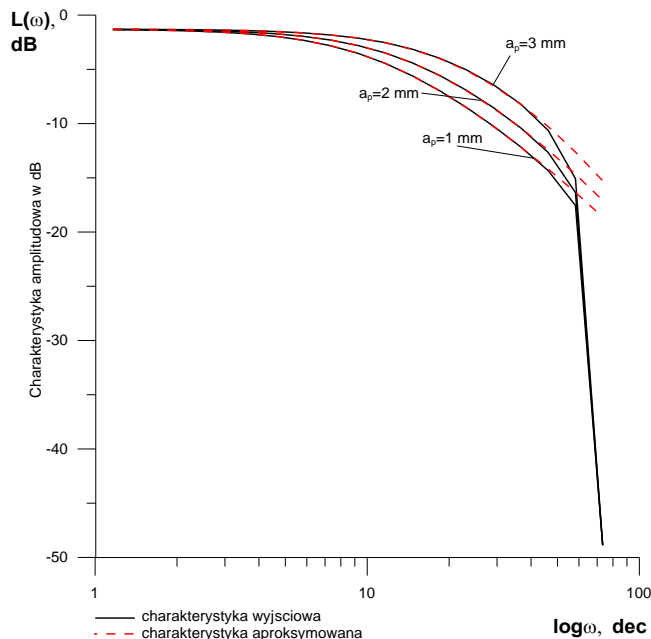


**Rys. 3.11.** Odpowiedzi siły skrawania na skok jednostkowy posuwu przy różnych prędkościach skrawania [opracowanie własne]



**Rys. 3.12.** Charakterystyki fazowo-częstotliwościowe procesu skrawania przy różnych prędkościach obrotowych przedmiotu obrabianego [opracowanie własne]





**Rys. 3.13. Charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe procesu skrawania przy różnych grubościach warstwy skrawanej [opracowanie własne]**

Odpowiedzi siły skrawania przy skokowych zmianach posuwu, przy różnych warunkach procesu skrawania przedstawiono na rysunku 3.14–3.16. Charakterystyki fazowo-częstotliwościowe i amplitudowo-częstotliwościowe procesu skrawania są odpowiednio pokazane na rysunku 3.17–3.18.

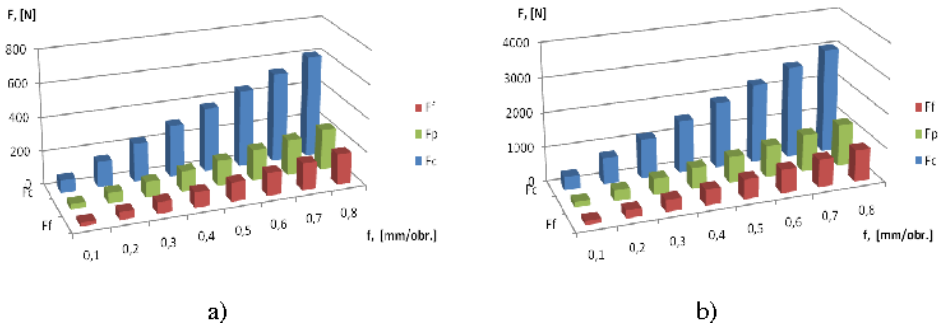
### 3.2.3. Modelowanie charakterystyk układu obróbki toczeniem wałów o małej sztywności

Symulacje przeprowadzono w przypadku wałków ze stali C45 o wymiarach:  $L_1 = 500$  mm,  $d_1 = 20$  mm oraz  $L_2 = 300$  mm,  $d_2 = 10$  mm. Zmieniane parametry wejściowe to: prędkość obrotowa  $n_p = 100$ –2000 obr/min, prędkość posuwowa  $v_f = 0,1$ –0,8 mm/obr; głębokość skrawania  $a_p = 0,5$ –3 mm;  $\Delta a_p = 0,5$  mm; kąt przystawienia  $\kappa_r = 45^\circ, 90^\circ$ . Część obrabiana była zamocowana uchwycie i podparta kłmem konika. Wyniki symulacji, w przypadku analizowanych wałków, oraz wpływ parametrów wejściowych układu dynamicznego na zmianę wartości parametrów wyjściowych przedstawiono w tabeli 3.5.

Tab. 3.5. Zależności zmiany wyjściowych parametrów układu dynamicznego przy zmianie wejściowych [213]

	Sily skrawania, [N]	Wsp. wzmożeni. $f$ , [N/mm]	Wsp. wzmożeni. $a_p$ [N/mm]	Wsp., B	Opóźni., $\tau$ [s]	Odpowiedz na skok jednostk. $f$ , [s]	Charakt. amplit., [dB]	Charakt. fazowa, [rad/s]
Kąt $\kappa_r$ , [°]	tylko na $f_t$	tylko $m_x$	tylko $n_x$	tak	nie	nieznaczny	nieznaczny	nieznaczny
$a_p$ , [mm]	tak	tak	nie	tak	nie	tak	tak	tak
$f$ , [mm/obr.]	tak	nie	tak	tak	nie	tak	nieznaczny	nieznaczny
$n_p$ , [obr./min]	nie	nie	nie	nie	tak	tak	tak	tak

Zmiany składowych sił skrawania, w przypadku wału o:  $L = 500$  mm,  $d = 20$  mm,  $a_p = 0,4$  mm oraz  $a_p = 2,5$  mm, przedstawiono na rysunku 3.14a i 3.14b.



Rys. 3.14. Zależność zmiany składowych siły skrawania w funkcji prędkości posuwu wzdłużnego przy  $L = 500$  [mm],  $d = 20$  [mm], kącie przystawienia  $45^\circ$ , głębokości skrawania  $0,5$  [mm],  $n_p = 1000$  [obr./min] – a);  $2,5$  [mm] – b) [213]

**Tab. 3.6. Zależność zmiany współczynnika względnej sztywności  $B$  od prędkości posuwu i głębokości skrawania przy  $L = 500$  [mm],  $d = 20$  [mm], prędkości obrotowej części  $n_p=1000$  [ob/min], kącie przystawienia  $\kappa_r = 45^\circ$  [213]**

		Współczynnik względnej sztywności $B$							
Głębokość skrawania, $a_p$ [mm]	<b>0,1</b>	0,020	0,020	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019
	<b>0,2</b>	0,039	0,039	0,039	0,039	0,038	0,038	0,038	0,038
	<b>0,3</b>	0,059	0,059	0,058	0,058	0,058	0,057	0,057	0,057
	<b>0,4</b>	<b>0,079</b>	<b>0,078</b>	<b>0,078</b>	<b>0,077</b>	<b>0,077</b>	<b>0,077</b>	<b>0,076</b>	<b>0,076</b>
	<b>0,5</b>	0,099	0,098	0,097	0,097	0,096	0,096	0,095	0,095
	<b>0,6</b>	0,118	0,118	0,117	0,116	0,115	0,115	0,114	0,113
	<b>0,7</b>	0,138	0,137	0,136	0,135	0,135	0,134	0,133	0,132
	<b>0,8</b>	0,158	0,157	0,156	0,155	0,154	0,153	0,152	0,151
	<b>0,9</b>	0,177	0,176	0,175	0,174	0,173	0,172	0,171	0,170
	<b>1,0</b>	0,197	0,196	0,195	0,194	0,192	0,191	0,190	0,189
	<b>1,5</b>	0,296	0,294	0,292	0,290	0,289	0,287	0,285	0,284
	<b>2,0</b>	0,394	0,392	0,389	0,387	0,385	0,383	0,380	0,378
	<b>2,5</b>	0,493	0,490	0,487	0,484	0,481	0,478	0,475	0,473
<b>3,0</b>	0,591	0,588	0,584	0,581	0,577	0,574	0,570	0,567	
Posuw $f$ [mm/obr.]	<b>0,1</b>	<b>0,2</b>	<b>0,3</b>	<b>0,4</b>	<b>0,5</b>	<b>0,6</b>	<b>0,7</b>	<b>0,8</b>	

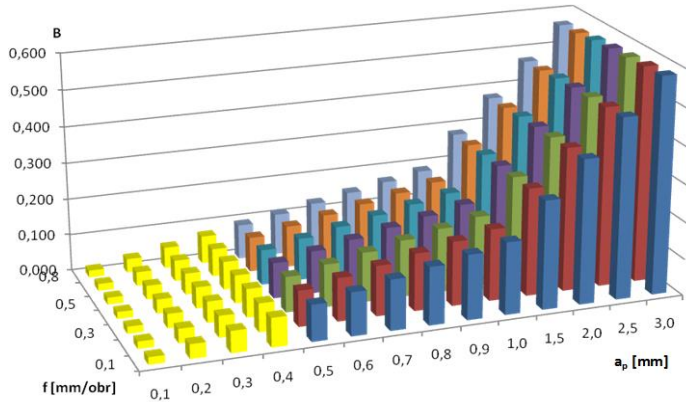
**Tab. 3.7. Zależność zmiany współczynnika względnej sztywności  $B$  od prędkości posuwu i głębokości skrawania przy  $L = 500$  [mm],  $d = 20$  [mm], prędkości obrotowej części  $n_p=1000$  [ob/min], kącie przystawienia  $\kappa_r = 90^\circ$  [213]**

		Współczynnik względnej sztywności $B$							
Głębokość skrawania, $a_p$ [mm]	<b>0,1</b>	0,018	0,018	0,018	0,018	0,018	0,018	0,018	0,017
	<b>0,2</b>	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	0,035	0,035	0,035
	<b>0,3</b>	0,055	0,054	0,054	0,054	0,053	0,053	0,053	0,052
	<b>0,4</b>	<b>0,073</b>	<b>0,072</b>	<b>0,072</b>	<b>0,071</b>	<b>0,071</b>	<b>0,071</b>	<b>0,070</b>	<b>0,070</b>
	<b>0,5</b>	0,091	0,090	0,090	0,089	0,089	0,088	0,088	0,087
	<b>0,6</b>	0,109	0,108	0,108	0,107	0,107	0,106	0,105	0,105
	<b>0,7</b>	0,127	0,127	0,126	0,125	0,124	0,124	0,123	0,122
	<b>0,8</b>	0,146	0,145	0,144	0,143	0,142	0,141	0,140	0,140
	<b>0,9</b>	0,164	0,163	0,162	0,161	0,160	0,159	0,158	0,157
	<b>1,0</b>	0,182	0,181	0,180	0,179	0,178	0,177	0,175	0,174
	<b>1,5</b>	0,273	0,271	0,270	0,268	0,266	0,265	0,263	0,262
	<b>2,0</b>	0,364	0,362	0,359	0,357	0,355	0,353	0,351	0,349
	<b>2,5</b>	0,455	0,452	0,449	0,447	0,444	0,441	0,439	0,436
<b>3,0</b>	0,546	0,542	0,539	0,536	0,533	0,530	0,527	0,523	
Posuw $f$ [mm/obr.]	<b>0,1</b>	<b>0,2</b>	<b>0,3</b>	<b>0,4</b>	<b>0,5</b>	<b>0,6</b>	<b>0,7</b>	<b>0,8</b>	

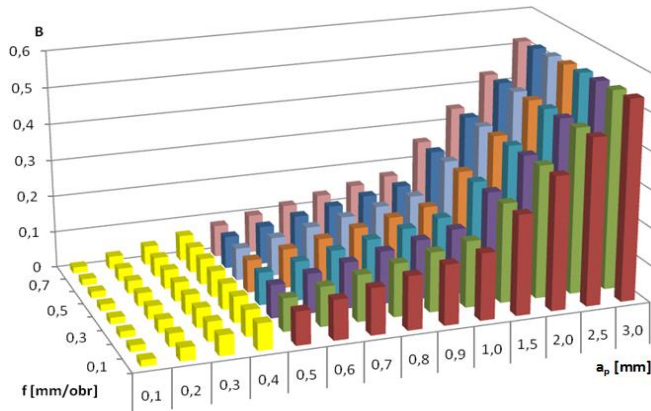
Na podstawie analizy rysunku 3.14 można stwierdzić, że składowe siły skrawania przy zmianie parametrów skrawania zmieniają się liniowo. Niezależnie od głębokości skrawania oraz prędkości posuwu składowa  $F_c$  przyjmuje większe wartości, składowe  $F_p$  oraz  $F_f$  przy kącie przystawienia równym  $90^\circ$  są natomiast sobie równe.

Obliczany jest współczynnik względnej sztywności dynamicznej  $B$ . Wyniki obliczeń przy  $\kappa_r = 45^\circ$  i  $\kappa_r = 90^\circ$  odpowiednio przedstawiono w tabeli 3.6 i 3.7.

Analiza wyników pozwala zauważyć, że wartość współczynnika sztywności względnej  $B$  ulega nieznacznemu zmniejszeniu przy zwiększaniu kąta przystawienia. Zależności zmian współczynnika  $B$  przy zmianie posuwu oraz głębokości skrawania  $a_p$  (od 0,5 do 3 mm), oraz  $\kappa_r = 45^\circ$  i  $90^\circ$  przedstawiono na rysunkach 3.15 i 3.16.



**Rys. 3.15.** Zależności zmian współczynnika sztywności względnej  $B$  od prędkości posuwu oraz głębokości skrawania przy  $L = 500$  [mm],  $d = 20$  [mm], prędkości obrotowej części  $n_p = 1000$  [obr/min], kącie przystawienia  $\kappa_r = 45^\circ$  [189]



**Rys. 3.16.** Zależności zmian współczynnika sztywności względnej  $B$  od prędkości posuwu oraz głębokości skrawania przy  $L = 500$  [mm],  $d = 20$  [mm], prędkości obrotowej części  $n_p = 1000$  [obr/min], kącie przystawienia  $\kappa_r = 90^\circ$  [189]

Na podstawie analizy wyników modelowania (rys. 3.15 i 3.16) można stwierdzić, że wartość współczynnika  $B$  wzrasta w funkcji zmiany głębokości skrawania oraz nieznacznie maleje wraz ze wzrostem prędkości posuwu. Przy zmianie kąta przystawienia narzędzia z  $\kappa_r = 90^\circ$  na  $\kappa_r = 45^\circ$  można stwierdzić niewielki przyrost wartości współczynnika  $B$  (przy posuwie 0,8 mm/obr i głębokości 0,5 mm różnica wynosi 0,008).

Należy, zatem określić transmitancję operatorową przy sterowaniu, odpowiadającą zaistniałym warunkom, a także współczynniki wzmocnienia obiektu oraz opóźnienia  $\tau$ . Zatem określana jest transmitancja operatorowa według oddziaływania zakłócającego, która przyjmuje postać (3.1) i dokładną wartość współczynnika  $B$  (3.4). Po obliczeniu współczynników wzmocnienia procesu skrawania  $m_x$ ,  $m_y$  oraz  $m_z$  przy zmianie posuwu  $f$  i głębokości skrawania  $a_p$  (wielkości te mogą być traktowane, jako zakłócenie), jest wyznaczany współczynnik względnej sztywności dynamicznej  $B$ .

Określane są współczynniki wzmocnienia obiektu  $K_{ox}$ ,  $K_{oy}$ ,  $K_{oz}$ , opóźnienie  $\tau$  oraz współczynniki  $K_{bx}$ ,  $K_{by}$ ,  $K_{bz}$ . Zależność na aproksymowaną transmitancję operatorową obiektu przy sterowaniu przyjmuje postać (3.26) [2, 9, 10, 249].

Po określeniu transmitancji operatorowej wyznaczane są współczynniki  $K_{a0x}$ ,  $K_{a0y}$ ,  $K_{a0z}$  oraz stałe czasowe  $T_1$  i  $T_2$ .

Z analizy wyników symulacji, przedstawionych w tabelach 3.7 i 3.8 oraz na rysunkach 3.15 i 3.16, można wywnioskować, że transmitancje operatorowe aproksymowanego obiektu sterowania w tych przypadkach mają różną postać. W przypadku współczynnika  $B \geq 0,077$  (jest to wartość graniczna  $B$ , przy której przekształceniu ulega postać transmitancji operatorowej), przy zmianach posuwu  $f$  oraz zmianach głębokości skrawania  $a_p$  (od 0,4 do 3 mm) transmitancja operatorowa ma postać zgodną z zależnością (3.26). Przy  $B < 0,077$  i odpowiednio zmianach głębokości skrawania  $a_p$  (od 0,1 do 0,4 mm) oraz posuwu transmitancja operatorowa obiektu aproksymowanego ma następującą postać [2, 9, 10, 249]:

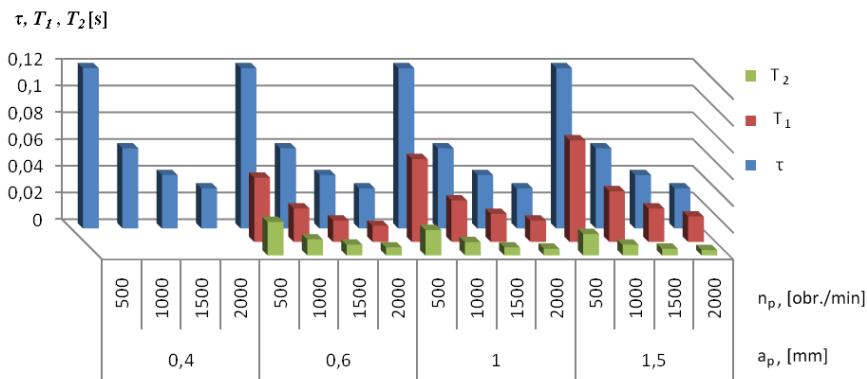
$$G_0(s) = \frac{\Delta Y_o(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_o}{(T_1 s + 1)}. \quad (3.29)$$

Wyniki obliczeń opóźnienia i stałych czasowych, w zależności od zmian prędkości obrotowej oraz głębokości skrawania, na podstawie których opracowano rysunek 3.17, przedstawiono w tabeli 3.8. Z analizy danych w tabeli 3.8 i na rysunku 3.17 wynika, że transmitancja operatorowa przy  $a_p \leq 0,4$  mm ma postać odpowiadającą zależności (3.29).

Procesy przejściowe w układzie dynamicznym, przy skokowych jednostkowych zmianach posuwu, przy różnych głębokościach skrawania, zilustrowano na rysunku 3.18a. Przy głębokości skrawania  $a_p = 0,5$  [mm] charakterystyka aproksymowana odpowiada transmitancji operatorowej (3.29), przy większych wartościach  $a_p$  przyjmuje natomiast postać (3.26).

**Tab. 3.8.** Zmiana opóźnień oraz stałych czasowych w zależności od prędkości obrotowej oraz głębokości skrawania przy długości  $L = 500$  [mm], średnicy  $d = 20$  [mm], kącie przystawienia  $\kappa_r = 90^\circ$  [189]

$a_p$ , [mm]	0,4				0,6			
$n$ , [obr./min]	500	1000	1500	2000	500	1000	1500	2000
Opóźnienie $\tau$ , [s]	0,12	0,06	0,04	0,03	0,12	0,06	0,04	0,03
$T_1$ , [s]	0,12	0,06	0,04	0,03	0,048	0,025	0,016	0,012
$T_2$ , [s]	-	-	-	-	0,025	0,012	0,008	0,006
$a_p$ , [mm]	1				1,5			
$n$ , [obr./min]	500	1000	1500	2000	500	1000	1500	2000
Opóźnienie $\tau$ , [s]	0,12	0,06	0,04	0,03	0,12	0,06	0,04	0,03
$T_1$ , [s]	0,062	0,031	0,021	0,016	0,076	0,038	0,025	0,019
$T_2$ , [s]	0,019	0,01	0,006	0,005	0,016	0,008	0,005	0,004



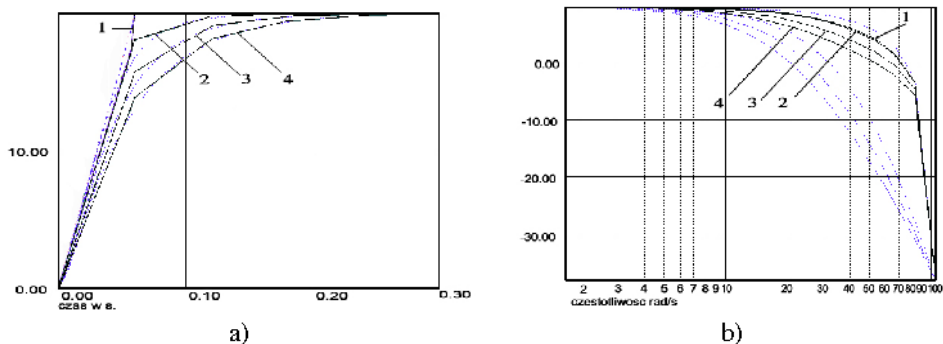
**Rys. 3.17.** Zmiana opóźnień oraz stałych czasowych w zależności od prędkości obrotowej oraz głębokości skrawania przy długości  $L = 500$  [mm], średnicy  $d = 20$  [mm], kącie przystawienia  $\kappa_r = 90^\circ$  [189]

Spowodowane jest to zmianą transmitancji operatorowej przy wartości współczynnika  $B \geq 0,077$ , zależnego od głębokości skrawania. Zmiana transmitancji operatorowej powoduje wpływ zarówno na charakterystykę aproksymowaną jak i wyjściową. Przy większych głębokości skrawania zwiększa się czas odpowiedzi na skok jednostkowy.

Jest to spowodowane uwzględnieniem zmiany stałych czasowych  $T_1$  oraz  $T_2$ . Na rysunkach 3.18–3.22 linią ciągłą przedstawiono charakterystyki modelu dokładnego (wyjściowego), a linią przerywaną charakterystyki modelu aproksymowanego.

Charakterystykę amplitudową przy różnych głębokościach skrawania przedstawiono na rysunku 3.18 b.

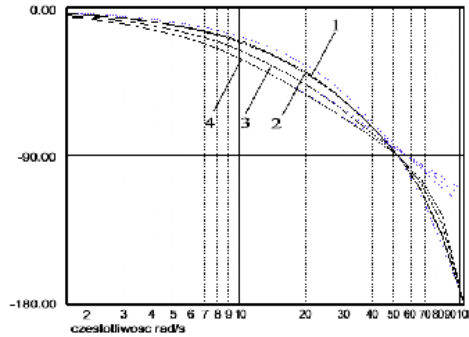
Niezależnie od głębokości skrawania, krzywe przy częstotliwości 0 [rad/s] przyjmują wartość 10 dB. Przy głębokości  $a_p = 0,5$  [mm] charakterystyka aproksymowana przyjmuje wartości większe od charakterystyki początkowej, a w przypadku większych głębokości charakterystyka aproksymowana przyjmuje wartości niższe. Zmiana transmitancji operatorowej ma wpływ tylko na charakterystykę aproksymowaną.



**Rys. 3.18.** Odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu – a); charakterystyka amplitudowa przy głębokości skrawania – b), gdzie: 1 – 0,5 [mm], 2 – 0,6 [mm], 3 – 1,5 [mm], 4 – 2,5 [mm], posuw 0,4 [mm/obr], prędkość obrotowa 1000 [obr/min], kąt  $\kappa_r = 90^\circ$  i  $L = 500$  [mm], średnica  $d = 20$  [mm] [opracowanie własne]

Charakterystykę fazowo-częstotliwościową przy różnych głębokościach skrawania przedstawiono na rysunku 3.19. Niezależnie od głębokości skrawania charakterystyka początkowa osiąga wartość  $-180^\circ$ , przy częstotliwości 100 [rad/s]. Charakterystyka aproksymowana, w zakresie od  $0^\circ$  do  $-90^\circ$ , przyjmuje wartości większe przy mniejszych głębokościach skrawania. Krzywa charakterystyki aproksymowanej, przy głębokości skrawania 0,6 i większych po przekroczeniu wartości  $-45^\circ$ , zaczyna coraz bardziej odbiegać od krzywej charakterystyki początkowej.

Charakterystyka aproksymowana, w zakresie od  $0^\circ$  do  $-90^\circ$ , przyjmuje nieco większe wartości od charakterystyki wyjściowej w przypadku głębokości skrawania mniejszych od 0,5 [mm]. Przy kącie  $-90^\circ$  krzywe przecinają się, a zatem charakterystyka wyjściowa przyjmuje większe wartości wraz ze zwiększaniem głębokości skrawania.



**Rys. 3.19.** Charakterystyki fazowo-częstotliwościowe przy różnych wartościach głębokości skrawania, gdzie: 1 – 0,5 [mm], 2 – 0,6 [mm], 3 – 1,5 [mm], 4 – 2,5 [mm], posuw 0,4 [mm/obr], prędkość obrotowa 1000 [obr/min], kąt  $\kappa_r = 90^\circ$  [opracowanie własne]

Odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu pokazano na rysunku 3.19. Niezależnie od zmiany posuwu charakterystyka wejściowa osiąga wartość  $-180^\circ$  przy częstotliwości 100 [rad/s]. W zakresie od  $0^\circ$  do  $-90^\circ$  aproksymowana charakterystyka przyjmuje większe wartości przy mniejszych głębokościach skrawania. Zmiana prędkości posuwu nie ma większego wpływu zarówno na charakterystykę amplitudową jak i fazową. Wartość posuwu nieznacznie wpływa na współczynnik sztywności względnej  $B$ , w związku z tym przebiegu krzywych charakterystyki początkowej oraz aproksymowanej jest praktycznie niezauważalna. Przy głębokości skrawania 0,6 mm i większych przy kątach większych od  $-45^\circ$ , krzywa fazowej aproksymującej charakterystyki coraz bardziej różni się od charakterystyki początkowej.

W przypadku głębokości skrawania mniejszych niż 0,5 mm w zakresie od  $0^\circ$  do  $-90^\circ$  przebieg fazowej charakterystyki aproksymującej przyjmuje wartości większe od przebiegu fazowej charakterystyki początkowej. Przy  $-90^\circ$  krzywe przecinają się, a zatem charakterystyka początkowa przyjmuje większe wartości wraz ze zwiększaniem się głębokości skrawania.

Zmiana prędkości posuwu w niewielkim stopniu wpływa na zmianę zarówno amplitudowej jak również fazowo-częstotliwościowych charakterystyk układu dynamicznego obróbki części o małej sztywności.

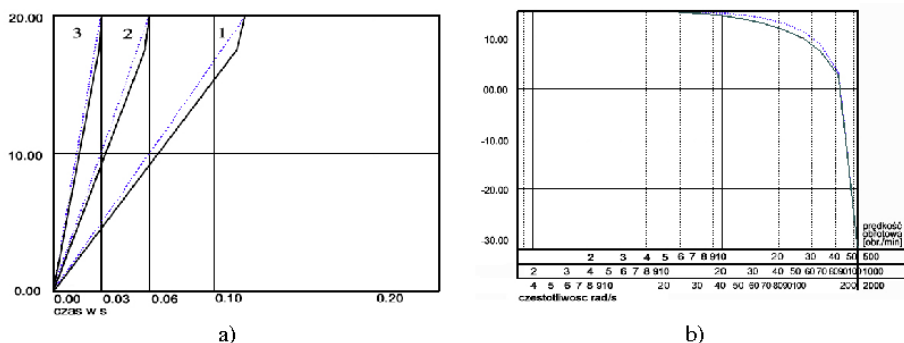
Zmiana posuwu nie wpływa w istotny sposób na współczynnik względnej sztywności dynamicznej  $B$ , a więc charakterystyki przejściowe, początkowe i aproksymowane układu dynamicznego praktycznie nie ulegają zmianie.

Analiza charakterystyk przejściowych układu obróbki wału o małej sztywności, przy skokowej zmianie jednostkowej posuwu oraz przy różnych prędkościach obrotowych wału, pokazuje, że ze wzrostem prędkości obrotowej części obrabianej ulega skróceniu czas procesu przejściowego: przy prędkości 500 obr/min jest równy 0,12 s, przy prędkości 1000 obr/min – 0,06 s, a przy 2000 obr/min – 0,03 s. Przy tym zmniejszeniu ulega różnica między wartościami charakterystyk.



Charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe przedstawiono na rysunku 3.20. Na osi poziomej zaznaczono różne wartości prędkości obrotowej części: 500, 1000, 2000 obr./min. Z analizy krzywych wynika, że charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe, w przypadku modeli początkowego i aproksymowanego, przy różnych prędkościach części, nie ulegają zmianie. W przypadku prędkości obrotowej 555 obr./min krzywe przyjmują wartości: -33 dB, przy prędkości obrotowej 50 rad/s oraz analogicznie przy 1000 obr./min – 100 rad/s; 2000 obr./min – 200 rad/s.

Odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu, przy różnych prędkościach obrotowych przedstawiono na rysunku 3.20a. Niezależnie od zmiany prędkości obrotowej wartość odpowiedzi na skok jednostkowy pozostaje niezmienna. Zmianie ulega natomiast czas odpowiedzi. Wraz ze wzrostem prędkości obrotowej jest widoczne skrócenie czasu odpowiedzi, który wynosi przy: 500 [obr./min] – 0,12 [s], 1000 [obr./min] – 0,06 [s], 2000 [obr./min] – 0,03 [s], a także zmniejszenie różnicy pomiędzy wartościami charakterystyk.

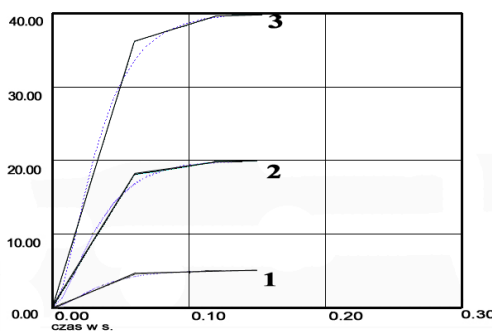


**Rys. 3.20.** a) Charakterystyki przejściowe na jednostkową zmianę posuwu przy  $a_p = 0,5$  [mm],  $f = 0,4$  [mm/obr],  $n$  (prędkość obrotowa): 1 – 500, 2 – 100, 3 – 2000 [obr./min]; b) charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe, gdzie:  $a_p = 0,4$  [mm],  $f = 0,4$  [mm/obr],  $n = 500, 1000, 2000$  [obr./min], kąt  $\kappa r = 90^\circ$  [opracowanie własne]

Charakterystykę amplitudowo-częstotliwościową pokazano na rysunku 3.20 b. Na osi odciętych przedstawiono trzy skale odniesione do różnych prędkości obrotowych: 500, 1000 i 2000 [obr./min]. Z analizy wykresu wynika, że przebieg krzywej, zarówno w przypadku charakterystyki aproksymowanej jak i wyjściowej, przy każdej prędkości obrotowej jest taki sam. Przy prędkości obrotowej 500 [obr./min] przebiegi krzywych osiągają wartość – 33dB przy częstotliwości 50 [rad/s], analogicznie w pozostałych przypadkach: 1000 [obr./min] – 100 [rad/s], 2000 [obr./min] – 200 [rad/s]. Widoczna jest również niewielka różnica wartości pomiędzy krzywymi charakterystyki aproksymowanej oraz początkowej.

W przypadku charakterystyki fazowo-częstotliwościowej, prędkość obrotowa ma wpływ tylko na częstotliwość [rad/s], nie wpływa natomiast na przebieg krzywej.

Odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu przedstawiono na rysunku 3.21. Charakterystyki aproksymowane, przy głębokości skrawania równej 0,6 [mm], przyjmują postać krzywej odpowiadającej transmitancji operatorowej (3.26). Niezależnie od zmiany posuwu czas odpowiedzi pozostaje niezmienny. Wraz ze wzrostem prędkości posuwu wzdłużnego widoczna jest coraz większa rozbieżność pomiędzy charakterystyką aproksymowaną, a charakterystyką początkową. Wzrasta wartość wielkości wyjściowej, na przykład przy posuwie 0,1 [mm/obr] jest równa 5 [N], przy posuwie 0,4 [mm/obr] – 20 [N] oraz przy posuwie 0,8 [mm/obr] – 40 [N]. Po upływie 0,15 [s] charakterystyka początkowa pokrywa się z aproksymowaną.

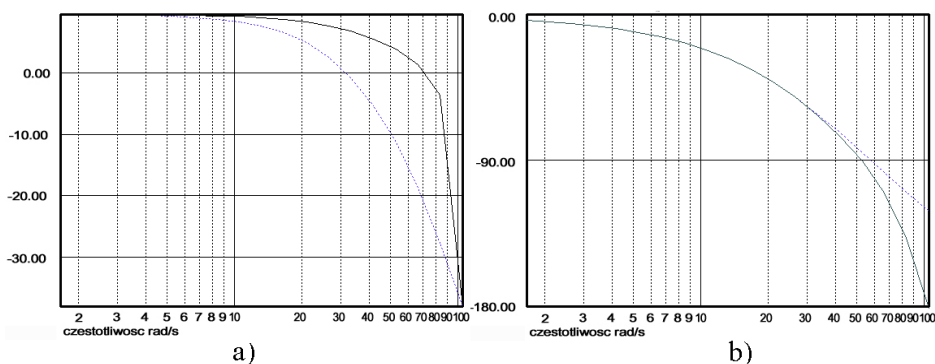


**Rys. 3.21.** Odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu przy głębokości skrawania  $a_p = 0,6$  [mm] przy posuwie [mm/obr.]: 1 – 0,1; 2 – 0,4; 3 – 0,8; prędkość obrotowa 1000 [obr/min], kąt  $\kappa_r = 90^\circ$  [opracowanie własne]

Charakterystykę amplitudowo-częstotliwościową, przy głębokości skrawania 0,6 [mm], prędkości obrotowej 1000 [obr/min] oraz zmiennym posuwie, przedstawiono na rysunku 3.22 a. Na podstawie rysunku można stwierdzić, że zmiana prędkości posuwu nie wpływa na przebieg krzywej zarówno charakterystyki początkowej jak i aproksymowanej. Widoczna jest różnica wartości pomiędzy krzywymi charakterystyki początkowej i aproksymowanej. Zmiana prędkości posuwu ma nieznaczny wpływ na współczynnik sztywności względnej  $B$ , w związku z tym zmiana przebiegu krzywych jest praktycznie niezauważalna i nie ma wpływu na charakterystykę amplitudową.

Charakterystykę fazowo-częstotliwościową, przy głębokości skrawania 0,6 [mm], prędkości obrotowej 500 [obr/min] oraz posuwie: 0,1, 0,4, 0,8 [mm/obr], przedstawiono na rysunku 3.22 b. Przebieg charakterystyki fazowo-częstotliwościowej modelu początkowego osiąga wartość  $-180^\circ$  przy częstotliwości 100 [rad/s].

Po przekroczeniu wartości  $-45^\circ$  krzywa charakterystyki aproksymowanej zaczyna coraz bardziej odbiegać od krzywej charakterystyki początkowej. Zmiana prędkości posuwu ma nieznaczny wpływ na współczynnik sztywności względnej  $B$ , w związku z tym, zmiana przebiegu krzywych, jest praktycznie niezauważalna i nie ma wpływu na charakterystykę fazowo-częstotliwościową.



**Rys. 3.22.** Charakterystyka amplitudowo-częstotliwościowa przy głębokości skrawania 0,6 [mm], posuw [mm/obr]: 1 – 0,1; 2 – 0,4; 3 – 0,8; prędkość obrotowa 1000 [obr/min] – a); charakterystyka fazowa przy głębokości skrawania 0,6 [mm], posuw [mm/obr]: 1 – 0,1; 2 – 0,4; 3 – 0,8; prędkość obrotowa 1000 [obr/min], kąt  $\kappa_r = 90^\circ$  – b) [opracowanie własne]

Analiza porównawcza błędu względnego  $\delta$  (w %), nieprzekraczającego 15% [6], przy określaniu stałych czasowych modeli, świadczy o adekwatności opracowanych modeli matematycznych obróbki tokarskiej wałów do procesu rzeczywistego.

W wyniku analizy charakterystyk częstotliwościowych i czasowych modeli układu dynamicznego obróbki wałów o małej sztywności, stwierdzono możliwość ich aproksymacji w zakresie rzeczywistych częstotliwości układu dynamicznego i układu sterowania transmitancjami operatorowymi typowych członów dynamicznych: całkująco-stacynnego oraz aperiodycznego drugiego lub pierwszego rzędu. Ustalono, że współczynniki wzmocnienia i stałe czasowe aproksymowanych modeli ulegają zmianie, przede wszystkim, przy zmianie prędkości obrotowej części i względnego dynamicznego współczynnika sztywności  $B$ , charakteryzującego stosunek sztywności układu sprężystego obrabiarki i współczynników wzmocnienia procesu skrawania. W przypadku zastosowania tokarek uniwersalnych, w związku ze zmieniającymi się warunkami i parametrami obróbki, parametry modelu mogą zmieniać się w szerokim zakresie.

### 3.3. Zastosowanie kontrolera neuronowo-genetycznego do obróbki wałków o małej sztywności

#### 3.3.1. Przykłady zastosowań sztucznej inteligencji w obróbce części maszyn

W literaturze można znaleźć liczne przykłady zastosowań metod sztucznej inteligencji w sterowaniu procesami produkcyjnymi. Zazwyczaj są to rozwiązania zaimplementowane na obrabiarkach sterowanych numerycznie. Zastosowanie sztucznych sieci neuronowych do klasyfikacji chmury punktów w modelu 3D w celu automatycznej analizy kształtu przedmiotu obrabianego w przestrzeni roboczej obrabiarki oraz logiki rozmytej i sieci neuronowych do opracowania sterownika, którego zadaniem jest regulacja parametrów frezowania w czasie rzeczywistym przedstawiono w pracach [92, 94, 98]. System inteligentny oparty na technologiach funkcjonalnych sieci semantycznych, opracowany w celu zapewnienia dokładności obróbki za pomocą narzędzi punktowych, jest przedstawiony w pracy [97]. Badania umożliwiły określenie zależności braku współosiowości obrabianych otworów od posuwu narzędzia i częstości jego obrotu podczas wykonywania otworów wiertłami ze stali szybkoobrotowej. Algorytmy uczenia maszynowego do automatycznego sterowania maszyn sterowanych numerycznie wykorzystują takie metody jak maszyna wektorów nośnych (ang. *Support Vector Machine, SVM*), algorytm ograniczonej maszyny Boltzmanna (ang. *Restricted Boltzmann machine, RBM*) oraz sieć głębokiego przekonania (ang. *deep belief Network, DBN*) [4]. N. Yusup i inni przedstawili oszacowanie optymalnych parametrów sterowania obróbką ścierniwem wodno-ściernym z wykorzystaniem sztucznej kolonii pszczół [99]. N. Fang, P. Pai oraz N. Edwards opracowali model do przewidywania chropowatości obrabianej powierzchni. W tym celu wykorzystali wielowarstwowy perceptron (*MLP*) sieci neuronowych do przetwarzania wielowymiarowych sygnałów generowanych podczas obróbki metali, w tym trójwymiarowych sygnałów siły skrawania i trójwymiarowych sygnałów drgań skrawania [107]. C. Naresh, P. S. C. Bose oraz C. S. P. Rao wykonali badania porównawcze sztucznej sieci neuronowej (*ANN*), a także adaptacyjnych modeli neuro-rozmytego systemu wnioskowania do lepszego przewidywania odpowiedzi przy obróbce elektroerozyjnej drutu, takich jak: szybkość usuwania materiału i chropowatość powierzchni stopu [112].

Powyższe przykłady wskazują, że metody uczenia maszynowego mogą być skutecznym narzędziem predykcyjnym znajdującym zastosowanie w sterowaniu procesami obróbki maszynowej. Również metody optymalizacyjne mogą być z powodzeniem stosowane przy sterowaniu procesami produkcyjnymi, co potwierdzają publikacje [115, 118, 119, 158, 161, 198, 203, 204].

Zaprezentowano oryginalną koncepcję adaptacyjnego sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności wykorzystującą metody sztucznej inteligencji i uczenia maszynowego. Opracowano algorytm sterownika predykcyjnego, w którym zaimplementowano sieci neuronowe i algorytmy genetyczne. Sieć neuronowa generuje wartość odchylenia  $y$  w oparciu o dwie zmienne wejściowe:  $F_{x1}$  – ruchomą siłę rozciągającą oraz  $e$  – mimośród siły rozciągającej przy rozciąganiu. W zapisie matematycznym, sieć neuronowa traktowana jak czarna skrzynka, pełni rolę optymalizowanej fitness function mającej postać ogólnej zależności (3.30).

$$y = \min_{F_{x1}, e} f(F_{x1}, e) \quad (3.30)$$

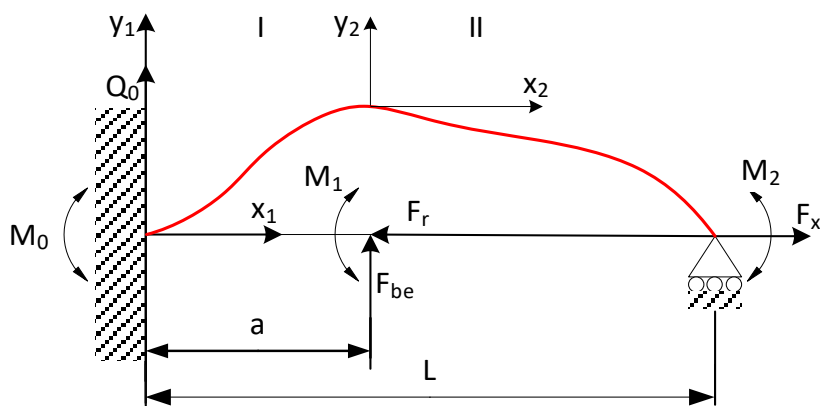
W kolejnym kroku funkcja celu (3.30) jest poddana optymalizacji z wykorzystaniem algorytmu genetycznego (*GA*). Zadaniem *GA* jest minimalizacja odchylenia  $y$  poprzez odpowiedni dobór siły  $F_{x1}$  i mimośrodu  $e$ . Nowość przedstawionej koncepcji polega na odpowiednim wytrenowaniu sieci neuronowej, która dzięki uzyskaniu zdolności generalizacji jest w stanie skutecznie przetwarzać dane wejściowe na odchylenie. Dzięki temu, że sieć neuronowa została wytrenowana na podstawie danych rzeczywistych, pomiary uwzględniają wpływ wielu czynników zakłócających, które, w przeciwieństwie do metod matematycznych, w przypadku uczenia maszynowego nie są znane. W istocie, wszelkie niezbędne informacje zawarte są w zbiorze danych uczących. Wykorzystanie sieci neuronowej, jako funkcji celu dla algorytmu genetycznego jest także nowością. Zastosowanie sieci neuronowej umożliwiło zdefiniowanie czynników wpływających na proces toczenia oraz rozwiązanie problemu zakłóceń obróbki. Zwiększono także poziom automatyzacji procesu.

Przedstawiono teoretyczne aspekty procesu toczenia wałów o niskiej sztywności oraz analizy literatury z tego zakresu. Opisano kluczowe aspekty modelowania procesu maszynowego oraz sposób wykorzystania metod algorytmicznych. Zaprezentowano wyniki uzyskane za pomocą opracowanych metod algorytmicznych. Wyniki porównano ze sobą w sposób umożliwiający weryfikację skuteczności zastosowanych metod sieciowych. Przedstawiono własne obserwacje i przemyślenia uzyskane w wyniku przeprowadzonych badań, analiz i modelowania.

### 3.3.2. Charakterystyka metody

Sposób zamocowania badanego wału o niskiej sztywności przedstawiono na rysunku 3.23. Zaznaczono na bim linię określającą sprężystości odkształcenia obrabianego wału. Istnieje wiele teoretycznych metod sterowania dokładnością obróbki wałów sprężysto-odkształcalnych [203]. Efektywnym sposobem zwiększenia dokładności obróbki wałków o niskiej sztywności jest zwiększenie ich sztywności, poprzez ukierunkowaną zmianę stanu sprężysto-odkształcalnego [161].

Ten rodzaj sterowania procesem jest możliwy do zrealizowania w wyniku przyłożenie do części obrabianej siły rozciągającej, tworzącej razem z siłą skrawania obciążenia wzdłużno-poprzeczne. Dodatkowo można także sterować kątem obrotu przekroju części w miejscu zamocowania przykładając siłę rozciągającą przemieszczoną względem osi kłków [204]. Ten rodzaj zamocowania może być przedstawiony, jako ruchoma podpora obrotowa (rys. 3.23). Przedstawione badania były realizowane w oparciu o ten właśnie sposób sterowania obróbką wałów o niskiej sztywności.



Rys. 3.23. Sposób zamocowania badanego wału o niskiej sztywności [203]

Oznaczenia na rysunku 3.23:

$F_{be}$  – siła zginająca wywierana przez otrze narzędzia,

$F_x$  – siła rozciągająca wzdłuż osi  $x$ ,

$F_r$  – reakcja wzdłuż osi  $x$ ,

$x_1, x_2, y_1, y_2$  – bieżące współrzędne na każdym z odcinków,

$a$  – odległość od wrzeciona do końcówki noża tokarskiego,

$L$  – długość obrabianego wału,

$M_0, Q_0$  – parametry początkowe: odpowiednio moment i siła poprzeczna, w miejscu zamocowania części,

$M_1$  – moment powstający od składowej osiowej siły skrawania,

$M_2$  – moment powstający w miejscu zamocowania części w koniku tokarki.

Zależności (3.31, 3.32 i 3.33) określają warunki obciążenia wału przedstawionego na rysunku 3.23.

$$M_1 = F_x \frac{d}{2}, \quad M_2 = F_{x_1} \cdot e \quad (3.31)$$

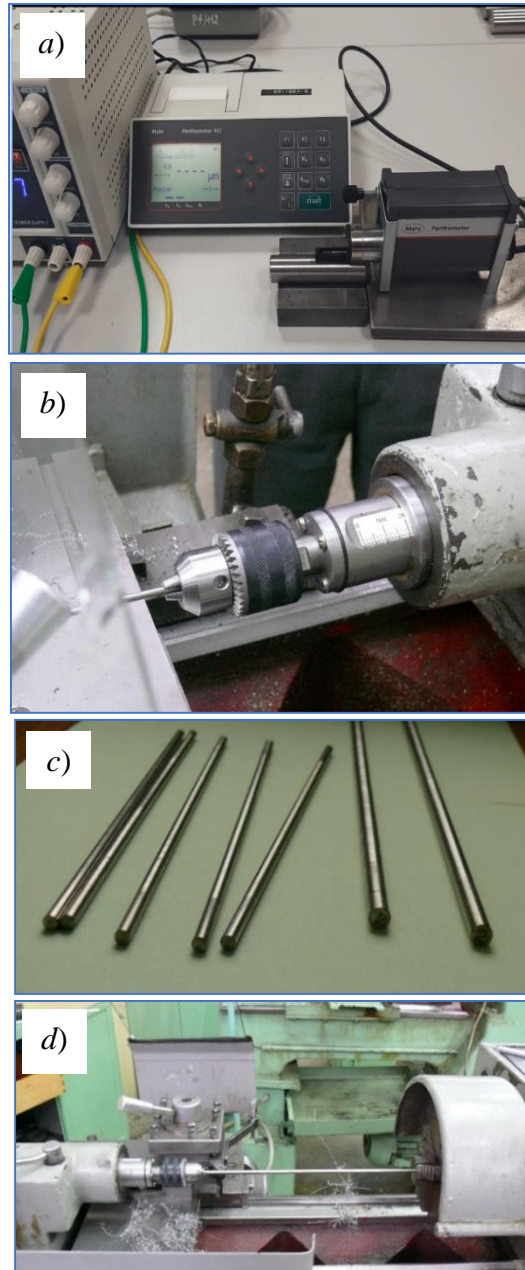
gdzie:  $d$  – średnica wału;  $e$  – mimośród.

$$y_1(x_1) = \left( \frac{Q_0}{F_{x_1} - F_f} \alpha \right) (\sinh \alpha_1 x_1 - \alpha_1 x_1) + \left( \frac{M_0}{F_{x_1} - F_f} \right) (\cosh \alpha_1 x_1 - 1) \quad (3.32)$$

gdzie:  $F_f$  – składowa osiowa siły skrawania.

$$y_2(x_2) = \frac{Q_0 \cosh \alpha_1 + M_0 \alpha_1 \sinh \alpha_1 a + F_{be}}{\alpha_2 F_{x_1}} (\sinh \alpha_2 x_2 - \alpha_2 x_2) + \left( \frac{\sinh \alpha_1 \left( \frac{Q_0}{\alpha_1} \right) + M_0 \sinh \alpha_1 + M_1}{F_{x_1}} \right) (\cosh \alpha_2 x_2 - 1) \quad (3.33)$$

Zdjęcia stanowiska badawczego, na którym realizowano opisywane eksperymenty przedstawiono na rysunku 3.24. Widoczne na zdjęciach wrzeczono tokarki wyposażono w obrotowe imadło umożliwiające rozciąganie zamocowanego w nim wału. Regulowany sposób zamocowania konika tokarskiego umożliwia zmianę kąta obrotu przekroju wału w miejscu zamocowania, poprzez przyłożenie siły rozciągającej przemieszczonej względem osi kłków. Dzięki temu, przyłożenie jednego sterowalnego czynnika siłowego: rozciągania mimośrodowego, umożliwia wytworzenie dwóch czynników siłowych w dowolnym uprzednio określonym przekroju części – w szczególności w strefie obróbki: wzdłużnej siły  $F_{x_1}$  i momentu zginającego  $M_2 = F_{x_1} \cdot e$ , który przeciwdziała siłom skrawania.



**Rys. 3.24. Zespół tulei konika do obróbki wałków sprężycie-odkształcalnych:**  
a) przyrząd do pomiaru chropowatości; b) w spoczynku z siłą rozciągającą (2kN); c) przykłady próbek; d) widok stanowiska z zamocowanym wałkiem (Ø6, L=300 mm) [242]



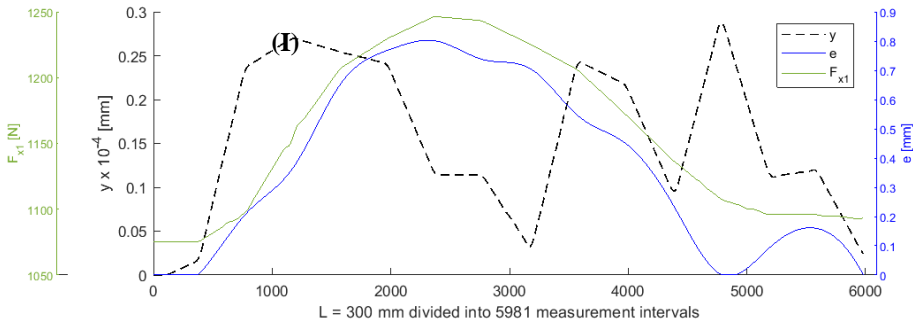
### 3.3.3. Przygotowanie danych

Dane umożliwiające późniejsze trenowanie sieci neuronowych zostały zgromadzone w wyniku prób przeprowadzonych na stanowisku badawczym. Opracowano układ mechaniczny, w którym sterowanie procesem obróbki wału o niskiej sztywności było realizowane przy zastosowaniu dwóch rodzajów oddziaływań regulacyjnych - siły rozciągającej  $F_{x_1}$  i mimośrodu  $e$ . Sformułowano problem optymalizacyjny opisany funkcją celu (3.34).

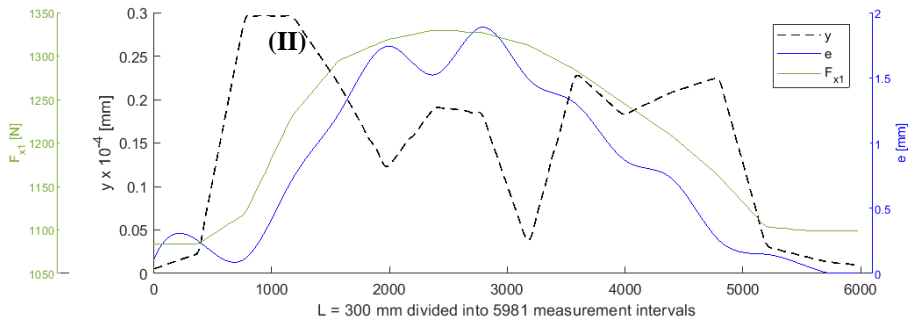
$$y = \min_{F_{x_1}, e}(d, L, F_f, v, a_p, f, a, x, F_{x_1}, e) \quad (3.34)$$

gdzie:  $d$  – średnica wału [mm];  $L$  – długość wału [mm];  $F_f$  – składowa osiowa siły skrawania [N];  $v$  – prędkość skrawania [mm/min];  $a$  – odległość od ostrza do miejsca zamocowania części we wrzecionie [mm];  $a_p$  – głębokość skrawania [mm];  $f$  – posuw [mm/obrót].

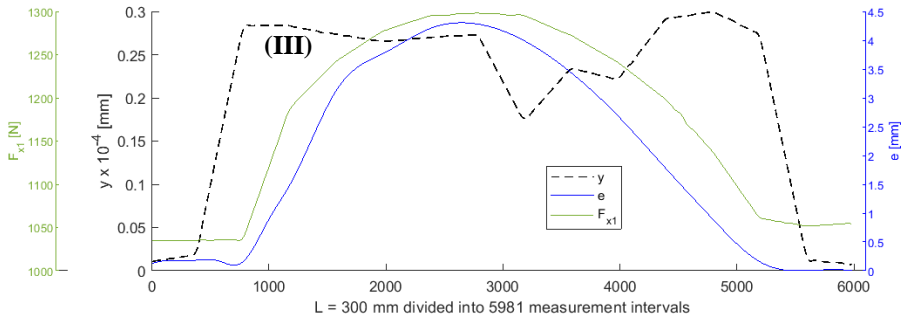
Założono, że wszystkie wartości parametrów funkcji celu (3.34) poza  $F_{x_1}$  i  $e$  pozostają stałe w czasie obróbki. Procesowi toczenia poddawano wał o długości  $L=300$  mm. Zależności zmiany funkcji celu  $y$ , siły rozciągającej  $F_{x_1}$  i mimośrodu  $e$  przy wcześniej ustalonych średnicach wału i siłach skrawania przedstawiono na rysunkach 3.25–3.28. Zgromadzone podczas prób rzeczywiste dane poddano modelowaniu przy użyciu algorytmu dwuwymiarowego poszukiwania metodą gradientów. Długość wału na odcinku od 1 do 300 mm została podzielona na równe części o wymiarze 0,05 mm, stąd liczba interwałów pomiarowych wynosi 5981.  $F_{x_{10}}$  oznacza wartość początkową siły  $F_{x_1}$ .



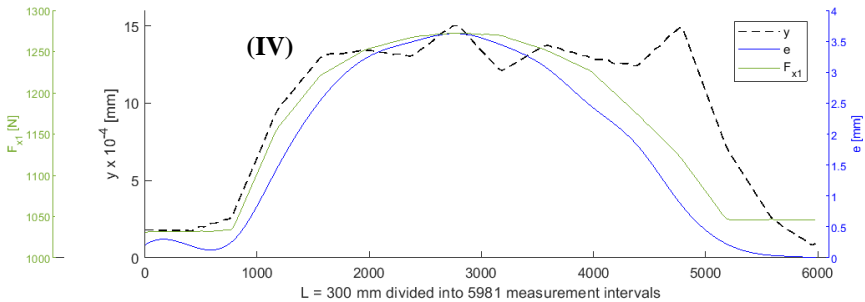
Rys. 3.25. Wykres zależności zmiany funkcji celu  $y$ , siły rozciągającej  $F_{x_1}$  i mimośrodu  $e$  przy  $d = 6\text{mm}$ ,  $F_{be} = 49\text{N}$ ,  $F_{x_1} = 980\text{N}$ ,  $L = 300\text{mm}$ ,  $F_f = 30\text{N}$  [174]



**Rys. 3.26.** Wykres zależności zmiany funkcji celu  $y$ , siły rozciągającej  $F_{x1}$  i mimośrodu  $e$  przy  $d = 6$  mm,  $F_{be} = 70$  N,  $F_{x10} = 980$  N,  $L = 300$  mm,  $F_f = 40$  N [174]



**Rys. 3.27.** Wykres zależności zmiany funkcji celu  $y$ , siły rozciągającej  $F_{x1}$  i mimośrodu  $e$  przy  $d = 8$  mm,  $F_{be} = 147$  N,  $F_{x10} = 980$  N,  $L = 300$  mm,  $F_f = 196$  N [174]



**Rys. 3.28.** Wykres zależności zmiany funkcji celu  $y$ , siły rozciągającej  $F_{x1}$  i mimośrodu  $e$  przy  $d = 8$  mm,  $F_{be} = 147$  N,  $F_{x10} = 980$  N,  $L = 300$  mm,  $F_f = 196$  N [174]

W oparciu o wyżej przedstawione dane wytrenowano 3 typy sieci neuronowych: płytką sztuczną sieć neuronową (ang.: *shallow artificial neural network*, ANN) – płytką sztuczną sieć neuronową jako perceptron wielowarstwowy (ang.: *multilayer perceptron*), płaską sieć neuronową NARX przeznaczoną do predykcji wielowymiarowych szeregów czasowych i sygnałów oraz sieć neuronową LSTM, która jest zaliczana do kategorii rekurencyjnych sieci głębokiego uczenia. Sposób działania sterownika neuronowo-genetycznego opisuje algorytm 1.

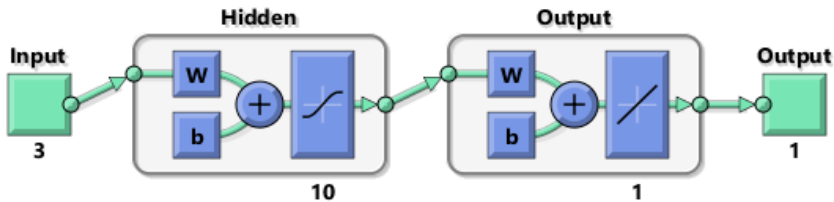
### **Algorytm 1**

1. Określ warunki początkowe poprzez wykonanie operacji toczenia jednego wału o niskiej sztywności:
  - a. określ średnicę wału  $d$ ,
  - b. określ siłę gnącą  $F_{be}$ ,
  - c. określ składową siłę skrawania  $F_f$ ,
  - d. określ początkową odległość od ostrza do miejsca zamocowania części we wrzecionie  $a_0$ ,
  - e. określ początkową siłę osiową  $F_{x10}$ ,
  - f. określ początkowy mimośród  $e_0$ .
2. Co 0,05 mm rejestruj pomiary  $F_{x1}$ ,  $e$  i odchylenia  $y$  zmieniając wartości parametrów  $F_{x1}$  i  $e$  w założonych granicach.
3. W oparciu o zgromadzone dane pomiarowe wytrenuj sztuczną sieć neuronową realizującą predykcję  $y = f(F_{x1}, e)$ .
4. Minimalizuj odchylenie  $y$  będące wartością wyjściową sieci neuronowej pełniącej rolę funkcji celu  $y = \min_{F_{x1}, e} \varphi(d, L, F_f, v, a_p, f, a, x, F_{x1}, e)$  dla algorytmu genetycznego.

### **3.3.4. Przykłady zastosowania sieci neuronowych w toczeniu części osiowosymetrycznych**

#### ***Płytką sieć neuronową***

W pierwszym wariantcie opracowano sztuczną sieć neuronową na bazie perceptronu wielowarstwowego (rys.3. 29). Sieć ma 3 wejścia:  $a$ ,  $F_{x1}$  i  $e$ , jedną warstwę ukrytą zawierającą 10 neuronów oraz jedną warstwę wyjściową z pojedynczym wyjściem  $y$  oznaczającym odchylenie, które jest miarą chropowatości obrabianej powierzchni wału. W warstwie ukrytej zastosowano *hyperbolic tangent sigmoid transfer function* (hiperboliczna styczna funkcja przenoszenia sigmoidalnego). W warstwie wyjściowej zastosowano *linear transfer function* (funkcja przenoszenia liniowego).



Rys. 3.29. Płytkowa struktura sieci neuronowej [174]

Zastosowano 2 miary jakości wytrenowanej sieci - średni błąd kwadratowy (*Mean Square Error – MSE*) oraz regresję (*regression – R*). Formuła (3.35) przedstawia sposób wyliczenia *MSE*:

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y'_i - y_i^*)^2 \quad (3.35)$$

gdzie:  $n$  – liczba przypadków w danym zbiorze;

$y'_i$  – wartość referencyjna  $i$ -tego odcinka wału;

$y_i^*$  – wartość prognozowana  $i$ -tego odcinka wału.

Sposób kalkulacji współczynnika regresji  $R$  przedstawia formuła (3.31):

$$R(y', y^*) = \frac{cov(y', y^*)}{\sigma_{y'} \sigma_{y^*}} \quad R \in \langle 0, 1 \rangle \quad (3.36)$$

gdzie:  $\sigma_{y'}$  – odchylenie standardowe wartości referencyjnych,

$\sigma_{y^*}$  – odchylenie standardowe wartości prognozowanych.

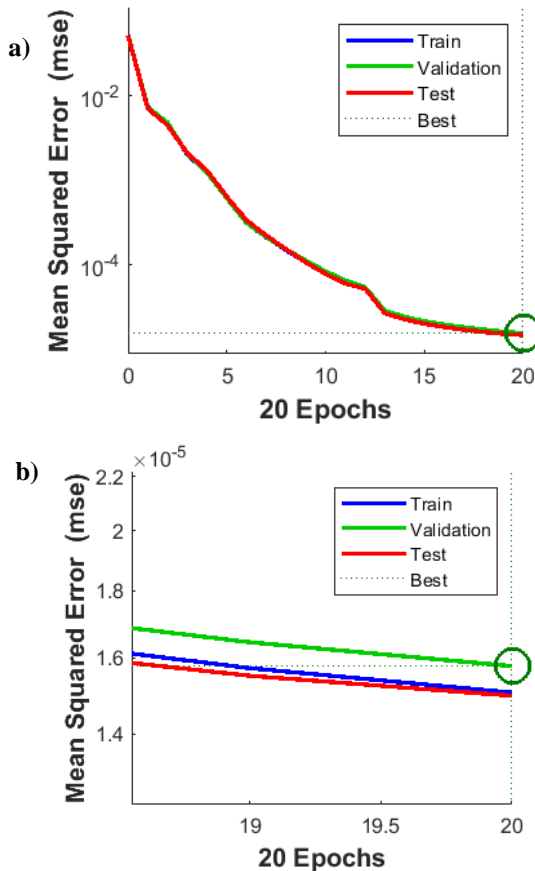
W tabeli 3.9 przedstawiono podział zbioru danych liczącego 5981 przypadki na 3 podzbiory: uczący, walidacyjny i testowy w proporcjach 70:15:15 oraz wartości *MSE* i  $R$  wyznaczone dla danych z wariantu (I), które wizualizuje rysunek 3.25.

Tab. 3.9. Rezultaty procesu uczenia wraz z podziałem danych na zbiory [174]

Podział danych	Liczba przypadków w zbiorze	Średni błąd kwadratowy ( <i>MSE</i> )	Regresja ( $R$ )
Zbiór treningowy (70%)	4187	$1.5059 \cdot 10^{-5}$	0.99886
Zbiór walidacyjny (15%)	897	$1.5775 \cdot 10^{-5}$	0.99880
Zbiór testowy (15%)	897	$1.4976 \cdot 10^{-5}$	0.99878

Wytrenowana sieć neuronowa ma tym lepsze zdolności generalizacji im mniejszy *MSE* i im większa  $R$ . Wykres *MSE* w poszczególnych epokach w trakcie trenowania sieci neuronowej przedstawiono na rysunku 3.20. Hiperboliczny

i regularny kształt krzywej uczenia (rys. 3.30a) świadczy o wysokiej jakości wytrenowanej sieci. Duża zbieżność linii dla zbiorów uczącego, walidacyjnego i testowego również stanowi potwierdzenie wysokiej zdolności sieci do generalizacji predykcji oraz świadczy o braku przeuczenia (*overfitting*).

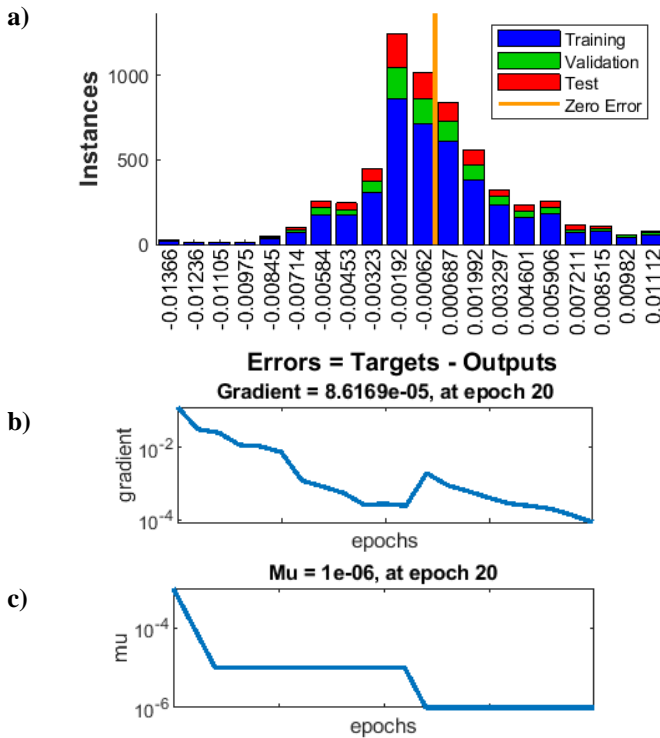


Rys. 3.30. Najwyższa wartość walidacji –  $1.5775e-05$  w epoce 20: a) widok ogólny, b) widok powiększonej części końcowej [174]

Aby zabezpieczyć ANN przed przeuczeniem zastosowano metodę *early stopping* (wczesnego zatrzymania). Metoda polega na monitorowaniu błędu walidacyjnego w poszczególnych epokach. Jeżeli przez kolejnych 6 epok błąd nie spada, proces trenowania sieci jest przerywany. Innym ograniczeniem trenowania sieci był ustalony limit maksymalnej liczby epok. W rozpatrywanym przypadku limit ten wynosił 20 epok. Do wytrenowania ANN zastosowano algorytm optymalizacyjny Levenberga-Marquardta (*LMA*), który uwzględnia znajdowanie miejsc zerowych funkcji Newtona. Ten typ algorytmu, zwany także algorytmem

wstecznej propagacji błędów, charakteryzuje się dużą szybkością działania i dużym zapotrzebowaniem na pamięć. Ważnymi parametrami *LMA* są gradient i momentum ( $\mu$ ). Wykres wartości gradientu w trakcie uczenia *ANN* przedstawia rysunek 3.31b. Brak wyraźnych fluktuacji i trend spadkowy świadczą o dobrym przebiegu uczenia sieci.

Wykres wartości parametru  $\mu$  przedstawiono na rysunku 3.31c. Malejące momentum jest analogią bezwładności punktu poszukiwania minimum funkcji celu, dlatego im bliżej poszukiwanego minimum tym mniejsze  $\mu$ . Histogram rozłożenia błędów z procesu uczenia przedstawiono na rysunku 3.31a. Kształt przypominający wykres rozkładu normalnego oraz fakt, że najwięcej błędów ma najmniejsze wartości świadczy o dobrej jakości wytrenowanej sieci i braku symptomów świadczących o możliwości przeuczenia.



Rys. 3.31. a) – histogram błędów z 20 przedziałami, b) –gradient krzywej, c) krzywa  $\mu$  [174]

### Sieć neuronowa *NARX*

W drugim analizowanym wariancie badań wykorzystano sieci neuronowe ze sprzężeniem zwrotnym typu *NARX* (*Nonlinear autoregressive with external input*). Tak, więc *NARX* są rekurencyjnymi dynamicznymi sieciami neuronowymi,

które zostały zaprojektowane do predykcji pojedynczych lub wielokrotnych ciągów czasowych. Predykcja może odbywać się w tzw. modelu zamkniętej pętli, co oznacza, że wartości wyjściowe zostają przekazane z powrotem na wejście, wspomagając w ten sposób predykcję. W rozpatrywanym przypadku wejściami sieci *NARX* były składowe:  $F_{x_1}$  i  $e$  oraz – w wariacie *closed-loop* (pętli zamkniętej) *NARX* – uzyskana poprzednio, rzeczywista wartość odchylenia  $y_{t-1}$ . Równanie definiujące sposób działania sieci *NARX* określa formuła (3.37) [191].

$$y(t+1) = F \left( \begin{array}{c} y(t), y(t-1), y(t-2), \dots, y(t-n_y), \\ x(t+1)x(t), x(t-1), x(t-2), \dots, x(t-n_x) \end{array} \right) \quad (3.37)$$

gdzie:  $F(\cdot)$  – funkcja odwzorowująca;

$y(t-1)$  jest wyjściem *NARX* w momencie  $t$  na  $t+1$ ;

$y(t), y(t-1), \dots, y(t-n_y)$  – rzeczywiste przyszłe wartości sygnału;

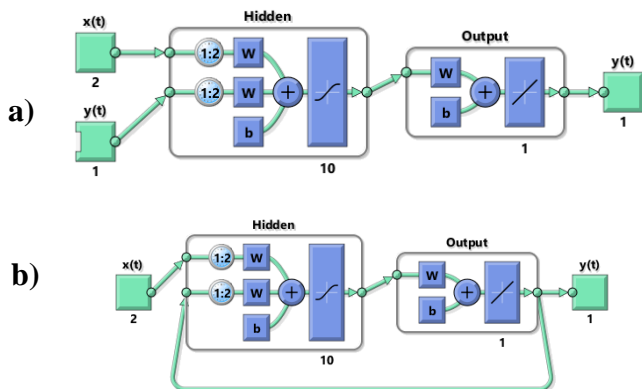
$(t+1)x(t), x(t-1), \dots, x(t-n_x)$  – kolejne wartości sygnału wejściowego sieci *NARX*;

$n_y$  – liczba wyjść;

$n_x$  – liczba wejść.

Zgodnie z zależnością (3.37) kolejna wartość sygnału wyjściowego  $y(t)$  jest regresywna do poprzednich wartości sygnału wejściowego i poprzednich wartości sygnału wyjściowego.

Struktura wykorzystanej sieci *NARX* jest przedstawiona na rysunku 3.32. Sieć ma 2 wejścia, którymi są sygnały wartości  $F_{x_1}$  i  $e$ . Warstwa ukryta zawiera 10 neuronów, a warstwa wyjściowa składa się z pojedynczego sygnału odchylenia  $y$ . Sieć została utworzona i przeszkolona w formie otwartej pętli, jak to pokazano na rysunku 3.32a. Otwarta pętla (pojedynczy krok) jest bardziej wydajna niż trening (wieloetapowy). w zamkniętej pętli, Otwarta pętla umożliwia zasilanie sieci prawidłowymi poprzednimi wartościami wyjściowymi, ucząc ją wytwarzania prawidłowych wyjść prądowych. Po przeszkoleniu sieć jest konwertowana do formy zamkniętej pętli wymaganej przez aplikację.



Rys. 3.32. Struktura sieci neuronowej NARX: a) architektura z otwartą pętlą; b) architektura z zamkniętą pętlą [174]

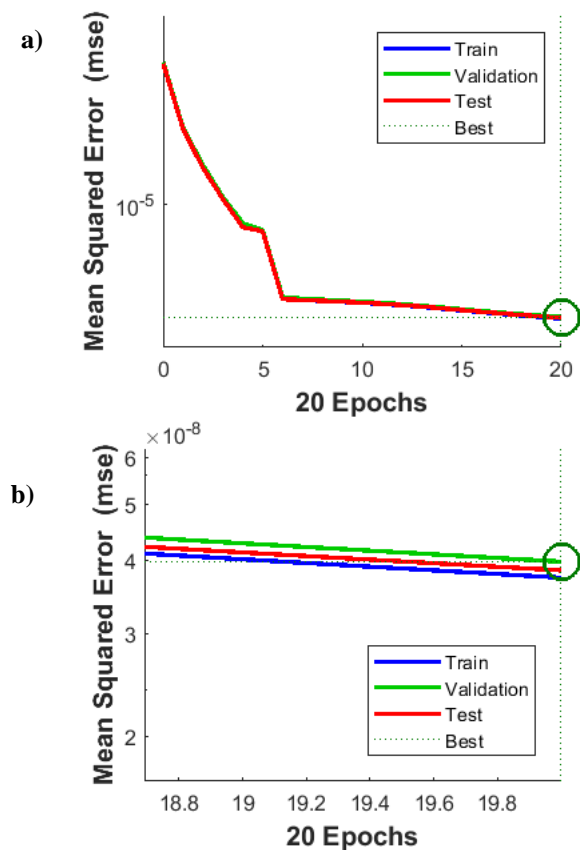
Podział danych na zbiory uczący, walidacyjny i testowy oraz rezultaty uczenia sieci *open-loop* NARX przedstawiono w tabeli 3.10. Warto zauważyć, że choć rezultaty są lepsze niż w przypadku zastosowania wariantu z siecią płytką ANN, to nie są to jeszcze rezultaty ostateczne. Prawdziwym wyznacznikiem jakości sieci NARX będzie wyliczenie parametrów  $MSE$  i  $R$  po przekształceniu sieci NARX do postaci *closed-loop* (zamkniętej pętli).

Tab. 3.10. Rezultaty procesu uczenia *open-loop* NARX wraz z podziałem danych na zbiory [174]

Podział danych	Liczba przypadków w zbiorze	Średni błąd kwadratowy ( $MSE$ )	Regresja ( $R$ )
Zbiór treningowy (70%)	4187	$3.7450 \cdot 10^{-8}$	0.999
Zbiór walidacyjny (15%)	897	$3.9897 \cdot 10^{-8}$	0.999
Zbiór testowy (15%)	897	$3.8548 \cdot 10^{-8}$	0.999

Wysoką jakość uczenia sieci NARX potwierdzają rysunki 3.33a i 3.33b. Przebiegi  $MSE$  dla zbiorów uczącego, walidacyjnego i testowego są niemal identycznie. Proces uczenia zakończył się po 20 epokach.

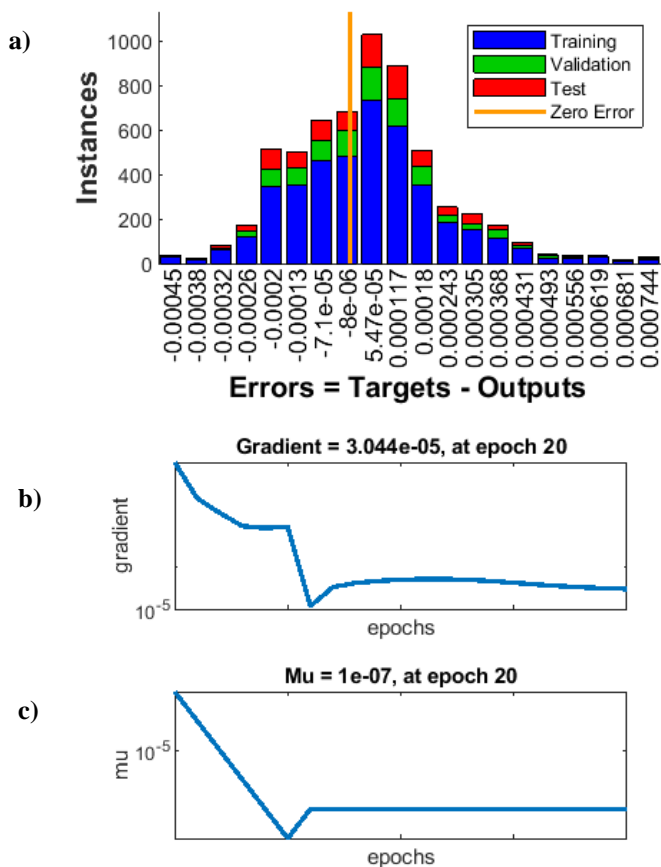




Rys. 3.33. Najwyższa wartość walidacji –  $3.9897e-08$  w epoce 20: a) widok ogólny, b) widok powiększonej części końcowej [174]

Podobnie jak w przypadku *ANN*, aby zabezpieczyć sieć *NARX* przed przeuczeniem zastosowano metodę *early stopping* (wczesnego zatrzymania). Do wytrenowania sieci *NARX* zastosowano algorytm *LMA*.

Wysoką jakość procesu uczenia sieci neuronowej także potwierdzają rysunki 3.34a, b, c. Wnioski, jakie można wyciągnąć z ich analizy są analogiczne do tych, które zostały przedstawione przy opisie rysunków 3.31a, b, c.



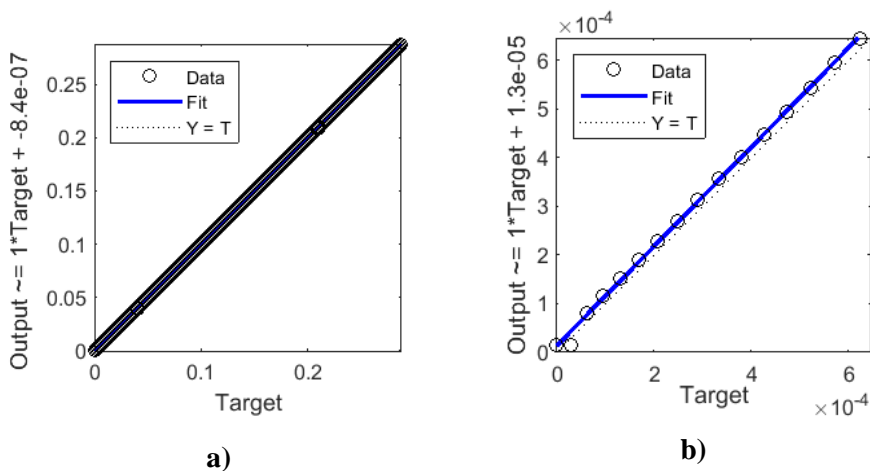
Rys. 3.34. a) histogram błędów 20 przedziałami, b) gradient krzywej, c) krzywa  $\mu$  [174]

Po przekształceniu sieci *NARX open-loop* w sieć typu *closed-loop* otrzymano rezultaty przedstawione w tabeli 3.11. Można zauważyć, że sieć *NARX* prognozująca rezultaty *a step-ahead* (krok na przód) daje znakomite rezultaty. Jakość prognozy dla całej sekwencji jest znacznie gorsza, jednak w rozpatrywanym zagadnieniu nie będzie ona wykorzystywana, ponieważ prognoza nie będzie dotyczyć horyzontu dłuższego niż jeden krok. Z tego powodu wskaźniki jakości *closed-loop NARX* do przewidywania całej sekwencji nie powinny być brane pod uwagę przy ocenie wartości sieci neuronowej do sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności.

Tab. 3.11. Rezultaty procesu uczenia *close-loop NARX* [174]

Wariant <i>NARX</i> z zamkniętą pętlą	Średni błądkwadratowy ( <i>MSE</i> )	Regresja ( <i>R</i> )
Przewidywanie wyprzedzające	$3,7982 \cdot 10^{-8}$	0,9999
Przewidywanie całej sekwencji	$9,7246 \cdot 10^{-3}$	0,5506

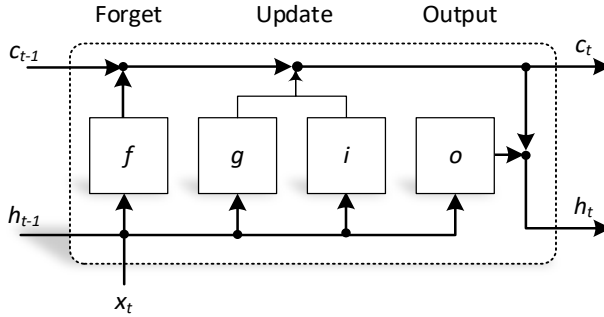
Statystyki regresyjne dla *closed-loop step-ahead NARX* łącznie dla wszystkich przypadków ze zbiorów uczącego, walidacyjnego i testowego przedstawiono na rysunku 3.35. Regresja dla całego zbioru, która jest bliska 1 jest przedstawiona na rysunku 3.35a. Rysunek 3.35b dotyczy 16 losowo wybranych przypadków, dzięki czemu można zaobserwować odchylenia prognoz względem referencji (target). Dla zbioru 16 przypadków  $R = 0.99946$ , co jest potwierdzone dużą zgodnością punktów pomiarowych i *Fit line* z linią oznaczającą idealną predykcję  $Y = T$ .



Rys. 3.35. Statystyka regresji wyprzedzenia krokowego w zamkniętej pętli *NARX*: a)  $R \approx 1$  dla całego zbioru 5980 przypadków, b)  $R = 0.99946$  dla podzbioru 16 przypadków [174]

### Głęboka sieć *LSTM*

W ramach trzeciego wariantu modelu predykcyjnego do sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności użyto głębokiej neuronalnej pamięci długotrwałej (*LSTM*). *LSTM* jest siecią rekurencyjną. Struktura sieci *LSTM* jest bardziej złożona od perceptronu wielowarstwowego, dzięki czemu sieć *LSTM* uzyskuje szczególne własności do uczenia się długoterminowych związków między poszczególnymi przypadkami sekwencyjnymi. Schemat działania sieci *LSTM* jest przedstawiony na rysunku 3.36.



Rys. 3.36. Struktura warstwy LSTM [opracowanie własne]

Każda z warstw LSTM zawiera 2 stany, z których  $h_t$  to stan ukryty (początkowy) w chwili  $t$  natomiast stan komórki w chwili  $t$  oznaczono symbolem  $c_t$ . Status komórki zawiera informacje wyuczone na podstawie poprzednich kroków czasowych. Na każdym etapie każda warstwa LSTM dodaje lub usuwa informacje ze stanu komórki. Aktualizacje informacji są realizowane za pomocą bramek. Zadaniem bramek jest kontrola poziomu stanów komórek:  $f$  – reset (*forget*),  $i$  – bramka wejściowa (*update*) kontroluje poziom aktualizacji stanu komórki,  $g$  – komórka kandydująca (*update*),  $o$  – bramka wyjściowa.

Równania (3.38) opisują elementy LSTM warstwy w chwili  $t$

$$\begin{aligned}
 f_t &= \sigma_g(W_f x_t + R_f h_{t-1} + b_f) \\
 g_t &= \sigma_c(W_g x_t + R_g h_{t-1} + b_g) \\
 i_t &= \sigma_g(W_i x_t + R_i h_{t-1} + b_i) \\
 o_t &= \sigma_g(W_o x_t + R_o h_{t-1} + b_o)
 \end{aligned}
 \tag{3.38}$$

gdzie:  $W$  – wagi,  $R$  – wagi rekurencyjne,  $b$  – biases (skos),  $\sigma$  – sigmoidalne funkcje aktywacji bramki wyrażone przez  $\sigma(x) = (1 + e^{-x})^{-1}$ ,  $h_t$  – stan ukryty w kroku czasowym  $t$  opisany jako  $h_t = o_t \odot \sigma_c(c_t)$ , gdzie  $\sigma_c$  jest funkcją aktywacji stanu.

Stan komórki w danym kroku czasowym  $t$  jest opisany przez  $c_t = f_t \odot c_{t-1} + i_t \odot g_t$ , gdzie  $\odot$  oznacza elementowe mnożenie wektorów.

Strukturę sieci użytej LSTM przedstawiono w tabeli 3.12. Podobnie jak w przypadku sieci NARX, warstwa wejściowa sieci LSTM składa się ze zmiennych  $F_{x_1}$ ,  $e$  oraz pobraną z wejścia wartością  $y$ . Dlatego liczba aktywacji warstwy wejściowej wynosi 3. Drugą warstwą była dwukierunkowa LSTM warstwa (BiLSTM) z 200 aktywacjami. Umożliwią utworzenie dwukierunkowych długoterminowych zależności między krokami sekwencji. Takie zależności mogą być przydatne, gdy sieć korzysta z pełnych szeregów czasowych na każdym etapie. Kolejną warstwą jest w pełni połączona warstwa z jedną aktywacją. Ostatnią warstwą jest regresyjna zmienna wyjściową  $y$ .

Tab. 3.12. Warstwy *Istm* po wyodrębnieniu cech [opracowanie własne]

L.p.	Opis warstwy	Aktywacje	Parametry, których można się nauczyć (wagi i odchylenia)
1	Sekwencje 3 wymiarowe	3	–
2	<i>BiLSTM</i> z 200 ukrytymi elementami	200	Masy wejściowe: 800×200; powtarzające się wagi: 800×200, odchylenie 800×1
3	1 w pełni połączona warstwa	1	Odchylenie: 6×200;
4	Regresja wyjściowa	–	–

Do wytrenowania sieci *LSTM* zastosowano metodę optymalizacji *ADAM* (adaptive moment estimation), dla której współczynnik regularyzacji  $L2 = 1 \cdot 10^4$ , początkowa szybkość uczenia się to 0,05, współczynnik spadku szybkości uczenia się jest równy 0,1, czas uczenia 10, momentum 0,9. Warunki uczenia uwzględniały maksymalnie 5 epok i minimum wielkości partii 64. Zastosowano 2 wskaźniki jakości uczenia – *RMSE* i *Loss*. *RMSE* jest powiązany z *MSE* (3.39).

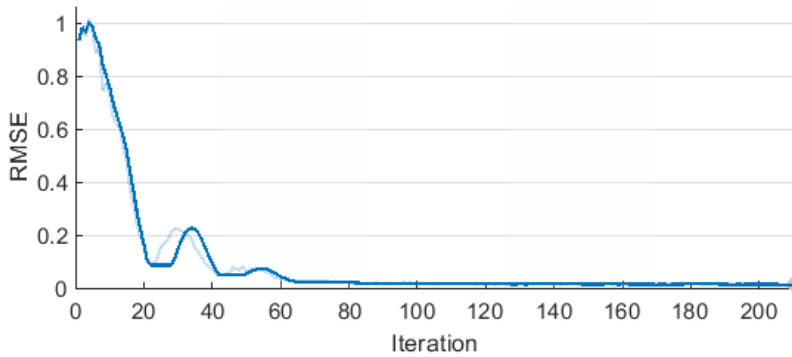
$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y'_i - y_i^*)^2} \quad (3.39)$$

Funkcję *Loss* opisuje zależność (3.40)

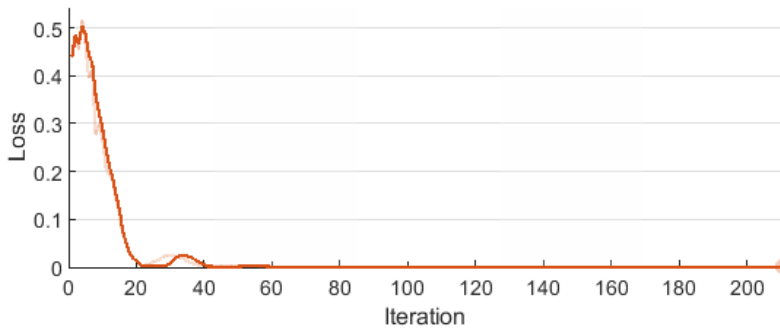
$$Loss = - \sum_{i=1}^n y'_i \log(y_i^*) / m \quad (3.40)$$

gdzie:  $m$  – liczba obserwacji,  $n$  – liczba odpowiedzi,  $y'_i$  – wartości referencyjne,  $y_i^*$  – wartości odpowiedzi.

Skuteczność procesu uczenia sieci *LSTM* obrazują rysunki 3.37 i 3.38. Przebiegi *RMSE* i *Loss* są podobne i dowodzą prawidłowości procesu uczenia. Z początku wysokie wartości błędu i straty szybko spadają, by ostatecznie ustabilizować się na stałym poziomie. Wtedy uczenie sieci zostaje przerwane.



Rys. 3.37. Wydajność treningowa LSTM [opracowanie własne]



Rys. 3.38. Strata treningowa LSTM [opracowanie własne]

Tab. 3.13. Warstwy lstm po wyodrębnieniu cech [opracowanie własne]

Epoka	Iteracja	Mini-zbiór <i>RMSE</i>	Utrata mini- zbioru	Podstawowy współczynnik uczenia się
1	1	1.06	0.6	0.05
1	50	0.07	$2.1 \cdot 10^{-3}$	0.05
2	100	0.01	$1.0 \cdot 10^{-4}$	0.05
2	150	0.01	$8.9 \cdot 10^{-5}$	0.05
3	200	0.01	$7.9 \cdot 10^{-5}$	0.05
3	250	0.01	$1.1 \cdot 10^{-4}$	0.05
4	300	0.01	$8.7 \cdot 10^{-5}$	0.05
4	350	0.01	$8.7 \cdot 10^{-5}$	0.05
5	400	0.02	$1.1 \cdot 10^{-4}$	0.05
5	450	0.01	$7.0 \cdot 10^{-5}$	0.05

Dodatkowe parametry obrazujące przebieg procesu uczenia są przedstawione w tabeli 3.13. *Mini-batch* (mini zbiór) *RMSE* ustabilizował się już po pierwszej epoce, natomiast stabilizacja *mini-batch Loss* nastąpiła po epoce 2. Bazowy wskaźnik uczenia się przez cały proces uczenia utrzymany był na poziomie 0,05.

Rezultaty uczenia sieci *LSTM* przedstawiono w tabeli 3.14. Przewidywanie wyprzedzające (*step-agead prediction*) jest bardzo skuteczne, choć parametr *MSE* jest minimalnie słabszy niż w przypadku sieci *NARX*. Przewidywanie całej sekwencji jest znacznie gorsze. Nie ma to jednak znaczenia, ponieważ podczas sterowania dokładnością obróbki wału ten rodzaj predykcji nie będzie wykorzystywany.

Tab. 3.14. Rezultaty procesu uczenia pętli zamkniętej *LSTM* [opracowanie własne]

Pętla zamknięta <i>NARX</i> wariant	Średni błąd kwadratowy ( <i>MSF</i> )	Regresja ( <i>R</i> )
Przewidywanie wyprzedzające	$1,4067 \cdot 10^{-4}$	0,9999
Przewidywanie całej sekwencji	$2,6045 \cdot 10^{-2}$	0,5506

### 3.3.5. Kontroler oparty na algorytmie genetycznym

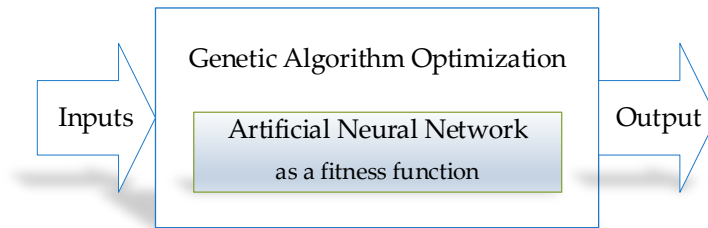
Algorytmy genetyczne działają w oparciu o naturalne procesy ewolucyjne. W naturze, jednostki najlepiej przystosowane do określonych warunków mają największe szanse na przetrwanie i reprodukcję. W rezultacie, kolejne pokolenia są jeszcze lepiej przystosowane niż poprzednie, bowiem odziedziczyły najlepsze (najlepiej dopasowane do warunków życia) cechy po swoich rodzicach. Ta sama idea znajduje zastosowanie w ewolucyjnych algorytmach obliczeniowych. Algorytmy genetyczne (*GA*) umożliwiają rozwiązywanie problemów optymalizacyjnych z ograniczeniami zarówno rzeczywistymi, jak i całkowitymi. Opierają się na stochastycznym algorytmie populacyjnym, który wyszukuje losowo według mutacji i krzyżowania między elementami populacji. Każda populacja składa się ze zbioru chromosomów, a każdy chromosom jest wektorem składającym się z genów. Geny mają wartości binarne 0 lub 1. Proces obliczeniowy klasycznego algorytmu genetycznego obejmuje sześć etapów: kodowanie, ocenę, selekcję, krzyżowanie (reprodukcję), mutację i dekodowanie.

Kodowanie polega na stochastycznym wygenerowaniu populacji początkowej. W następnym etapie dokonuje się oceny stopnia dopasowania każdego chromosomu obliczając wartość *fitness function* (sprawności fizycznej) dla każdego chromosomu. W rozpatrywanym przypadku, rolę *fitness function* pełni sieć neuronowa. Im wyższa wartość funkcji celu dla danego chromosomu tym wyższa jest jego przydatność do rozwiązania problemu opisanego funkcją celu. Przypisane chromosomom parametry ewaluacyjne decydują o prawdopodobieństwie przejścia danego chromosomu do kolejnego etapu – mutacji. Etap mutacji

polega na przekształceniu  $O_m: D(P) \rightarrow D(P)$ , które dokonuje losowej zmiany  $l$ -tej składowej rozwiązania (chromosomu)  $X_i^t$  z założonym wcześniej prawdopodobieństwem:  $O_m(X_i^t) = X_i^{t+1}$ , gdzie:  $X_i^t = (x_1, \dots, x_l, \dots, x_n)$ ,  $X_i^{t+1} = (x_1, \dots, \bar{x}_l, \dots, x_n)$ .

Krzyżowanie  $O_k$  jest przekształceniem  $O_k: D(P) \times D(P) \rightarrow D(P) \times D(P)$ , gdzie  $X_i^t = (x_1, \dots, x_n)$ ,  $X_i^{t+1} = (x_1, \dots, x_l, v_{l+1}, \dots, v_n)$  oraz  $X_j^t = (v_1, \dots, v_n)$ ,  $X_j^{t+1} = (v_1, \dots, v_l, x_{l+1}, \dots, x_n)$ .

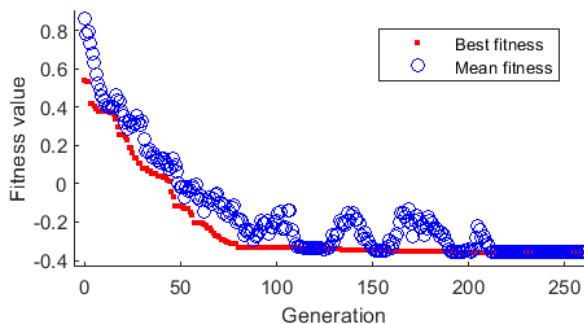
Ogólny schemat działania neural-genetic controller przedstawia rysunek 3.39.



Rys. 3.39. Kontroler neuronowo-genetyczny [174]

Do sterowania procesem obróbki wałów o niskiej sztywności zastosowano genetyczny minimalizator (*genetic minimizer*). Problem optymalizacji można sformułować w postaci  $\min_X f(X)$ , gdzie  $X$  – wektor zmiennych wejściowych.

Sposób działania algorytmu genetycznego przedstawiono na rysunku 3.40. Wykreślana jest najlepsza wartość funkcji w każdym pokoleniu w porównaniu z liczbą iteracji. W omawianym przypadku optymalizacji najlepsza wartość funkcji sprawności równa się -0.35655 a średnia wartość jest równa -0.356526.



Rys. 3.40. Algorytm genetyczny – wykres sprawności [174]



W celu jak najlepszego oszacowania jakości sieci neuronowych, przed wytrenowaniem wyodrębniono ze zbioru uczącego pewną część przypadków, na których testowano poszczególne warianty sieci. Rezultaty testowania określające przydatność poszczególnych rodzajów sieci neuronowych w sterowaniu obróbką toceniem wałów o niskiej sztywności przedstawiono w tabeli 3.15.

**Tab. 3.15. Wyniki testowania sieci neuronowych [174]**

Typ sieci neuronowej	<i>MSE</i>	<i>R</i>
Głęboka sieć <i>LSTM</i> (przewidywanie wyprzedzające)	$1.5456 \cdot 10^{-5}$	0.9999
Płytka sieć – <i>ANN</i>	$2.3984 \cdot 10^{-4}$	0.9997
Sieć neuronowa <i>NARX</i> (przewidywanie wyprzedzające)	$1.8819 \cdot 10^{-5}$	0.9999

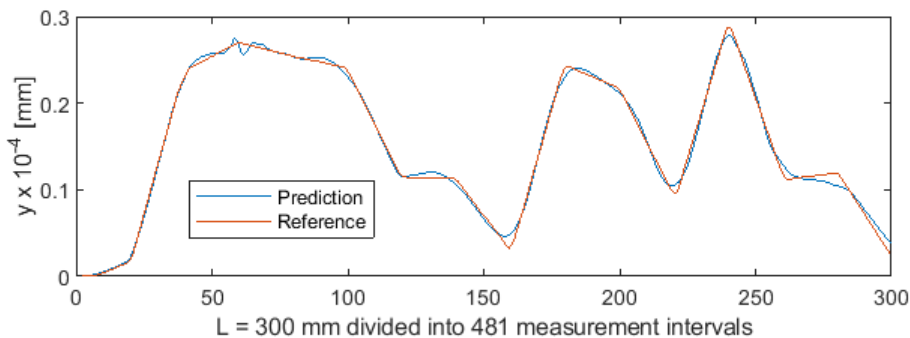
Analiza danych zawartych w tabeli 3.15 wskazuje, że w przypadku testowanego zbioru danych najlepsze rezultaty uzyskano przy użyciu sieci *LSTM*. Zwraca uwagę fakt, że różnice *MSE* i *R* pomiędzy wszystkimi sieciami są bardzo nieznaczne. Uwzględniając *MSE* i regresję *R*, nawet wyniki najslabszej sieci *ANN* należy uznać za wystarczające do sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności. Tym bardziej odpowiednie do tego celu są sieci *LSTM* i *NARX*.

### ***Płytka sieć – wielowarstwowy perceptron***

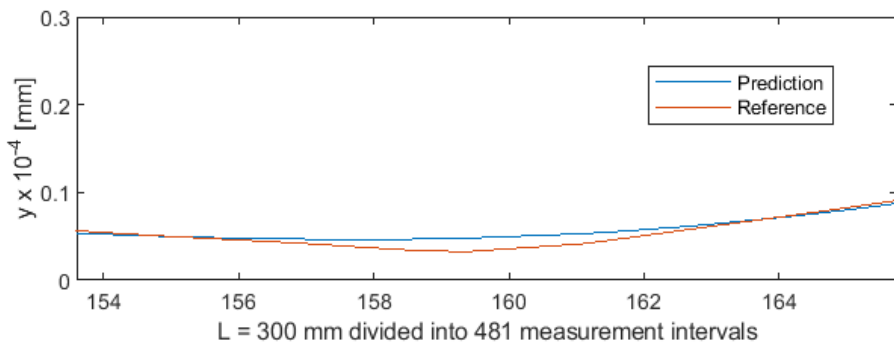
Sieć *ANN* zasadniczo różni się od *NARX* i *LSTM*. Różnica dotyczy nie tylko budowy sieci, braku sprzężenia zwrotnego i rozwiązań rekurencyjnych, ale przede wszystkim braku uwzględniania kolejności występowania poszczególnych pomiarów na osi czasu. Z tego powodu sieci *ANN* są rzadko stosowane do predykcji ciągów czasowych lub sekwencji zdarzeń. Nie oznacza to jednak, że nie można ich używać do ww. celów.

Dane parametryczne gromadzone podczas procesu toczenia wałów stanowią pewną sekwencję. Aby dostarczyć informację o sekwencyjności, do wektora danych wejściowych *ANN* wprowadzono wartość *a*, czyli odległość od ostrza do miejsca zamocowania części we wrzecionie (rys. 3.23). Dzięki temu, każdy 3-składnikowy wektor wejściowy sieci *ANN*, składający się ze zmiennych *a*,  $F_{x_1}$  i *e*, posiada swoisty indeks w postaci zmiennej *a*. Dzięki temu, w celu wyekstrahowania zbioru testowego z 5981-elementowego zbioru danych, przypadki można było najpierw losowo wymieszać, a następnie odciąć przypadki od 1 do 5500 z przeznaczeniem na zbiór uczący i od 5501 do 5981 z przeznaczeniem na zbiór testowy. W ten sposób zbiór testowy liczył 481 przypadków. Tak, więc trenowanie sieci *ANN* odbywało się na zbiorze nieuporządkowanym, ale indeksowanym poprzez wartość *a*. Dzięki temu uzyskane rezultaty są bardzo dobre. Różnice między predykcją a referencyjnymi wartościami odchylen y

przedstawia rysunek 3.41. Fragment rysunku 3.41 jest zaprezentowany na rysunku 3.42, dzięki czemu odchylenia między linią predykcji a linią wartości referencyjnych są lepiej widoczne. 481 pomiarów zostało odpowiednio umieszczonych na osi poziomej w taki sposób, że oś ta odpowiada całkowitej długości obrabianego wału  $L = 300$  mm.



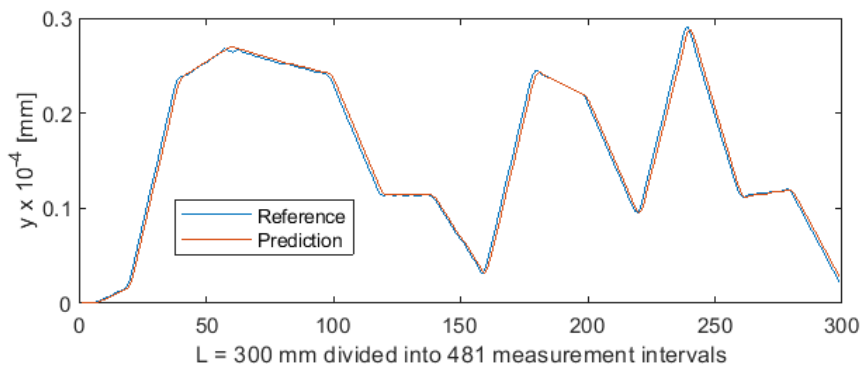
Rys. 3.41. Predykcja obróbki z wykorzystaniem ANN [174]



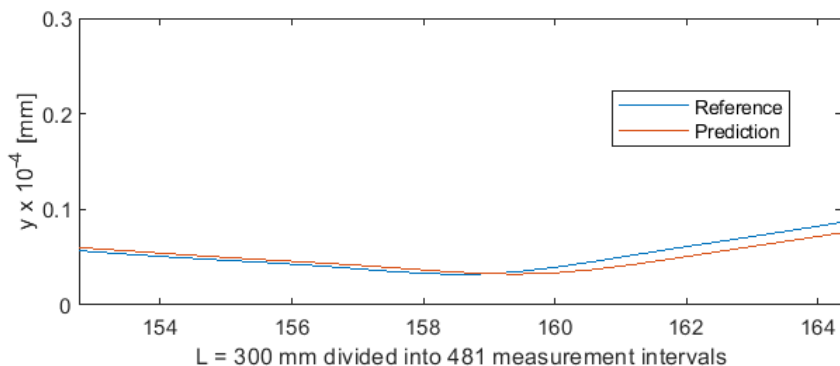
Rys. 3.42. Predykcja obróbki z wykorzystaniem ANN – fragment procesu [174]

### *Sieć neuronowa NARX*

W przypadku sieci *NARX* nie można było zastosować tego samego sposobu ekstrakcji zbioru testowego jak w przypadku *ANN*. Powodem był brak indeksu zawartego w wektorze wejściowym. Projektowanie *NARX* uwzględniało sprzężenie zwrotne polegające na podawaniu poprzedniej, wyjściowej wartości odchylenia  $y_{t-1}$ , jako trzeciej, oprócz  $F_{x_1}$  i  $e$ , składowej wektora wejściowego. Odchylenia wartości prognozowanych od wartości referencyjnych dla sieci *NARX* przedstawiono na rysunku 3.43.



Rys. 3.43. Predykcja obróbki z wykorzystaniem sieci *NARX* [174]

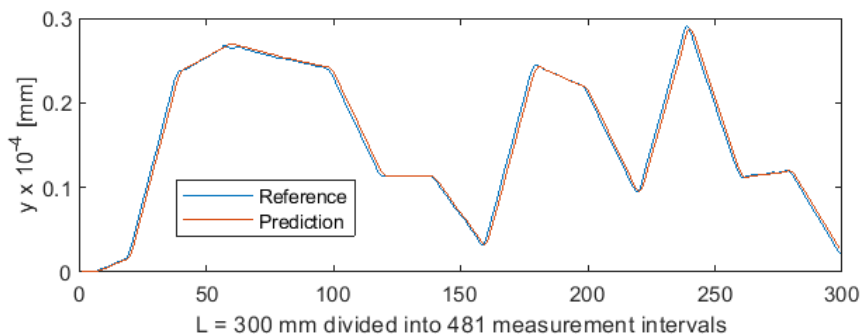


Rys. 3.44. Predykcja obróbki z wykorzystaniem sieci *NARX* – fragment procesu [174]

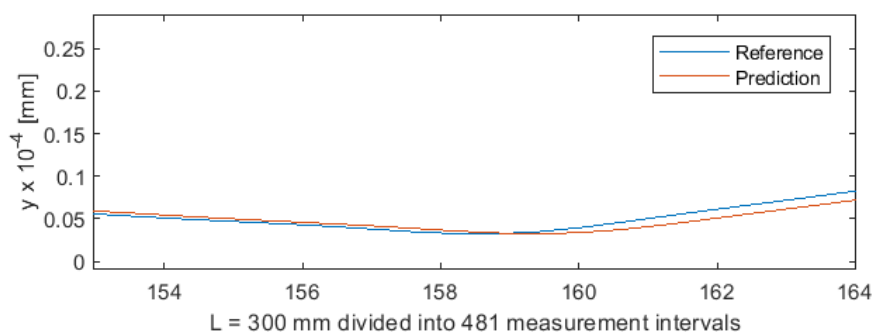
Podobnie jak w przypadku sieci *ANN*, 481 pomiarów zostało odpowiednio rozmieszczonych na osi poziomej w taki sposób, że oś ta odpowiada całkowitej długości obrabianego wału  $L = 300$  mm.

### **Głęboka sieć *LSTM***

Przygotowanie danych do wytrenowania testowego wariantu sieci *LSTM* przebiegały w taki sam sposób, jak dla sieci *NARX*. Również wektor wejściowy dla obu tych sieci był taki sam. Porównując odchylenia *LSTM* przedstawione na rysunkach 3.45 i 3.46 z odchyleniami sieci *NARX* (rys. 3.43 i 3.44) można zauważyć bardzo duże podobieństwa w predykcji. Wynika to z podobnego charakteru obydwu sieci, które dzięki zastosowaniu sprzężenia zwrotnego  $y_{t-1}$  bardzo dobrze nadają się do prognozowania szeregów czasowych i sekwencji, a tym samym różnego rodzaju procesów.

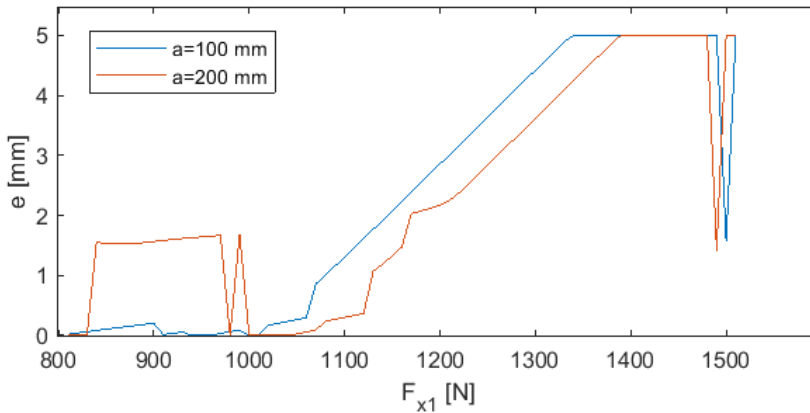


Rys. 3.45. Predykcja obróbki z wykorzystaniem sieci LSTM [174]



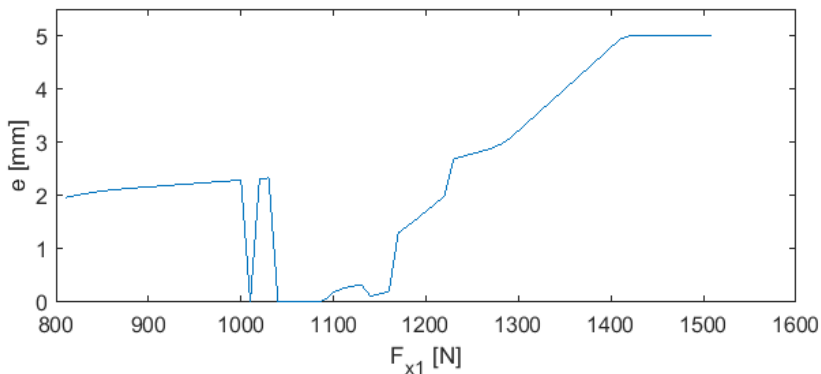
Rys. 3.46. Predykcja obróbki z wykorzystaniem sieci LSTM – fragment procesu [174]

Przykładowe rezultaty działania optymalizatora opartego na algorytmach genetycznych, w których rolę funkcji celu przejęła sieć neuronowa przedstawiono na rysunkach 3.47 i 3.48. Na rysunku 3.47 odwzorowane są 2 przypadki przy  $L = 300$  mm, w których kontroler dopasowuje parametry  $e$  i  $F_{xl}$  w celu minimalizacji odchylenia  $y$ . Przypadek pierwszy uwzględniał optymalizację przy długości toczenia  $a = 100$  mm. Przypadek drugi dotyczył  $a = 200$  mm. Jak widać, istnieje pewna przestrzeń umożliwiająca dobór w pewnych granicach parametrów  $e$  i  $F_{xl}$ . Złożony kształt linii oznacza duży poziom złożoności określającej zależność obu parametrów. Widać też duże różnice w przebiegu obu linii – zwłaszcza w przedziale  $F_{xl}$  od 800 N do 1050 N.



**Rys. 3.47. Kontroler neuronowo-genetyczny dla  $a = 100$  mm oraz  $a = 200$  mm [174]**

Podobny wykres jak rys 3.47, lecz odpowiadający przypadkowi  $a = 250$  mm przedstawiono na rysunku 3.48.



**Rys. 3.48. Kontroler neuronowo-genetyczny dla  $a = 250$  mm [174]**

Badania wykazały, że główny wpływ na jakość sterowania procesem toczenia z wykorzystaniem algorytmów genetycznych ma skuteczność funkcji celu. Można więc przyjąć, że spośród przetestowanych wariantów, najskuteczniejszym będzie połączenie sieci *LSTM* i algorytmu genetycznego.

Przedstawiono oryginalną koncepcję sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności z wykorzystaniem hybrydowego sterownika neuronowo-genetycznego. Założono, że wykorzystując sztuczne sieci neuronowe w miejsce funkcji celu algorytmu genetycznego, można zwiększyć skuteczność sterowania w odniesieniu do innych, znanych metod. Bezpośrednie porównania z innymi metodami sterowania obróbką maszynową tego typu wałów nie są możliwe bez zachowania dokładnie takich samych warunków i parametrów zarówno dotyczących

użytych materiałów, maszyn jak i metod pomiaru. Dlatego porównanie dotyczyło 3 wariantów opracowanych algorytmów uczenia maszynowego: *ANN*, *NARX* i *LSTM*.

W trakcie badań potwierdzono, że, dla jakości sterownika kluczowe znaczenie ma odpowiednie przygotowanie danych pomiarowych. Warunkiem uzyskania predykcji wysokiej jakości, a tym samym skutecznej optymalizacji i ostatecznie sterowania, jest zastosowanie zbioru uczącego obejmującego pomiary z pełnego zakresu długości toczenia. Z tego powodu, przed rozpoczęciem produkcji nowej partii wyrobów należy wykonać pilotażowy proces toczenia jednego wału referencyjnego. Jest to konieczne w celu zebrania danych do wytrenowania sieci neuronowej. Badania wykazały, że niewłaściwy podział danych pomiarowych na zbiory uczący i testowy może być przyczyną bardzo poważnego obniżenia jakości predykcji i w konsekwencji skuteczności sterowania.

Z uwagi na wariant sprzężenia zwrotnego, istotny problem utylitarny mogą stanowić aspekty wydajnościowe sterownika. Zbyt wolne działanie sterownika powoduje konieczność rzadszego próbkowania lub spowolnienia procesu toczenia. Należy stwierdzić, że w opisywanym przypadku sterowania procesem toczenia ilość danych nie nastęcza problemów wydajnościowych. Uczenie sieci neuronowej przebiega w ciągu kilku sekund, natomiast generowanie wyników trwa jeszcze krócej. Pewnym ograniczeniem może być spowolnienie powodowane iteracyjną specyfiką algorytmu genetycznego, jednak może on być zastąpiony innymi optymalizatorami, działającymi szybciej. Można na tym polu poszukiwać kompromisów między szybkością działania a skutecznością optymalizacji.

Niewątpliwą zaletą prezentowanego rozwiązania jest możliwość wyodrębnienia wielu niedostrzegalnych, lecz ważnych czynników, mających wpływ na skuteczność sterowania. W danych rzeczywistych zawarte są informacje, których z konieczności nie można uwzględnić w modelowaniu matematycznym. Wprawdzie wszystkie modele, w tym zarówno modele matematyczne i neuronowe stanowią uproszczenie obiektu rzeczywistego, jednak z uwagi na zdolność generalizacji i uwzględnienie bardzo wielu informacji zawartych w danych pomiarowych, sieci neuronowe są w stanie dokładniej odwzorować procesy rzeczywiste.

### 3.4. Podsumowanie

Sterowanie procesem technologicznym obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności, z wykorzystaniem odpowiednich modeli matematycznych, umożliwia zwiększenie dokładności wymiarów i kształtu obrabianych wyrobów, polepszenie wskaźników techniczno-ekonomicznych obróbki i zwiększenie niezawodności funkcjonowania układu dynamicznego. Jednym z najważniejszych zadań jest, więc opracowanie opisu matematycznego układu dynamicznego.

Przy modelowaniu należy uwzględniać wzajemne powiązania parametrów, umożliwiające uzyskanie wymaganej dokładności obróbki, czyli zagadnienia optymalnego sterowania procesem technologicznym. Określono parametry optymalnego sterowania procesem obróbki tokarskiej części o małej sztywności, na bazie modelu sprężystego układu dynamicznego.

Zbadano wpływ momentów bezwładności i sił sprężysto-dyssypacyjnych na charakter i zmiany ruchu obrabianego wału. Zmiana momentu bezwładności wyraźnie wpływa na wartości kątowych prędkości i przyspieszeń obrabianego wału. W celu zmniejszenia zakresu tych zmian korygowano współczynniki sztywności i ciągliwości obrabianego wału. Sztywność znacząco wpływa na zakres drgań kątowych wału. Zwiększenie sztywności prowadzi do zmniejszenia odkształceń wału oraz skrócenia procesu przejściowego. Zwiększenie współczynnika ciągliwości prowadzi do znaczącego zmniejszenia amplitudy drgań prędkości kątowych obrabianego wału.

Określono, że amplituda i częstotliwość drgań kątowych, prędkości i przyspieszeń obrabianego wału zależą od momentu bezwładności i sił sprężysto-dyssypacyjnych.

Ustalono, że równomierność ruchu wału obrabianego zależy od wartości momentów sił skrawania. Zmiana momentów sił skrawania powoduje odchylenie od określonej prędkości kątowej obrabianego wału i czasu procesu przejściowego. Oznacza to, że zwiększenie momentów sił skrawania, przy określonych parametrach obróbki wału, znacząco wpływa na oczekiwaną dokładność obróbki. Przy określonych wartościach momentów bezwładności obracających się mas i współczynników sztywności oraz ciągliwości obrabianego wału, określono odpowiednie wartości momentu napędowego, a także momentu sił skrawania.

Opracowano model matematyczny funkcjonowania, umożliwiający optymalne sterowanie układem dynamicznym w procesie obróbki części. Metodyka modelowania procesu technologicznego obróbki skrawaniem wałów o małej sztywności, przy wzajemnym powiązaniu parametrów funkcjonowania układu technologicznego, umożliwia sterowanie układem według określonych warunków i uzyskanie wyższych wskaźników dokładności kształtu części.

Analiza charakterystyk częstotliwościowych i czasowych modeli układu dynamicznego obróbki wałów o małej sztywności, potwierdziła możliwość ich aproksymacji w zakresie rzeczywistych częstotliwości układu dynamicznego

i układu sterowania transmitancjami operatorowymi typowych członów dynamicznych: całkująco-statycznego oraz aperiodycznego drugiego lub pierwszego rzędu. Współczynniki wzmocnienia i stałe czasowe aproksymowanych modeli ulegają zmianie, przede wszystkim, przy zmianie prędkości obrotowej części i względnego dynamicznego współczynnika sztywności, charakteryzującego stosunek sztywności układu sprężystego obrabiarki i współczynników wzmocnienia procesu skrawania. W przypadku zastosowania tokarek uniwersalnych, w związku ze zmieniającymi się warunkami i parametrami obróbki, parametry modelu mogą zmieniać się w szerokim zakresie.

Przedstawiono oryginalną koncepcję sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności z wykorzystaniem hybrydowego sterownika neuronowo-genetycznego. Założono, że wykorzystując sztuczne sieci neuronowe w miejsce funkcji celu algorytmu genetycznego, można zwiększyć skuteczność sterowania w odniesieniu do innych, znanych metod.

Niewątpliwą zaletą prezentowanego rozwiązania jest możliwość wyodrębnienia wielu niedostrzegalnych, lecz ważnych czynników, mających wpływ na skuteczność sterowania. W danych rzeczywistych zawarte są informacje, których nie udaje się uwzględnić w modelowaniu matematycznym. Wprawdzie wszystkie modele, w tym zarówno modele matematyczne i neuronowe stanowią uproszczenie obiektu rzeczywistego, jednak z uwagi na zdolność generalizacji i uwzględnienie bardzo wielu informacji zawartych w danych pomiarowych, sieci neuronowe są w stanie dokładniej odwzorować procesy rzeczywiste.



## 4. AUTOMATYZACJA OBRÓBKI CZĘŚCI OBROTOWOSYMETRYCZNYCH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI W STANIE SPRĘŻYŚCIE ODKSZTAŁCALNYM

### 4.1. Układy sterowania automatycznego obróbki wałów o małej sztywności w stanie sprężyście-odkształcalnym

#### 4.1.1. Sposoby obróbki skrawaniem części o małej sztywności w stanie sprężyście-odkształcalnym

Sterowanie automatyczne odkształceniami sprężystymi wałków, w układzie technologicznym w wyniku zastosowania dodatkowych oddziaływań siłowych, zmieniających ich stan sprężyście-odkształcalny, pozwala w istotny sposób podnieść dokładność obróbki przy jednoczesnym zwiększeniu wydajności procesu technologicznego [203, 204].

Badania eksperymentalne układu sterowania automatycznego (UAS), rozpatrywanego typu pokazały, że najprostsze w technicznej realizacji, z punktu widzenia zwiększenia dokładności obróbki części o małej sztywności, są UAS, w których jako oddziaływania sterownicze stosowane są siła rozciągająca, działająca wzdłuż osi części i siła mimośrodowa. Siła rozciągająca  $F_{x1}$ , przykładana z przemieszczeniem (mimośrodem  $e$ ), tworzy dodatkowy moment zginający, w kierunku przeciwnym momentom zginającym pochodzącym od siły skrawania [203, 204].

Na podstawie przeprowadzonych badań teoretycznych i eksperymentalnych opracowane zostały sposoby technologiczne obróbki skrawaniem ze sterowaniem stanem sprężyście-odkształcalnym części o małej sztywności w układzie technologicznym. Jeden ze sposobów obróbki skrawaniem części obrotowych, o małej sztywności polega na tym, że siła rozciągająca powstaje, w wyniku wzbudzenia sił odśrodkowych, w obracających się elementach zacisku [204].

Inny sposób polega na tym, że sterowanie stanem sprężyście-odkształcalnym części o małej sztywności w układzie technologicznym, jest realizowane przez rozciąganie części siłą mimośrodową  $F_{x1}$ , co powoduje powstanie momentu  $M_2 = F_{x1} \cdot e$ , w kierunku przeciwnym niż momenty zginające, powstałe od siły skrawania w wyniku zmiany wielkości mimośrodu  $e$  wzdłuż części [204].

Mimośród siły wzdłużnej, a więc i moment zginający, przeciwdziałający momentowi siły skrawania, można uzyskać w wyniku przyłożenia sił wzdłużnych, o różnej wielkości i kierunkach w minimum trzech punktach, położonych przy czołach i prostopadłych do osi części [204].

Wielkości i kierunki sił są różne, powstaje więc mimośród wzdłużnych sił rozciągających, wywołujący sterowalny moment zginający, zmieniający kształt sprężystej linii części i wnoszący poprawkę korekcyjną do położenia względnego

części i ostrza. Wielkość mimośrodów sił rozciągających, a odpowiednio również momentu zginającego, jest regulowana poprzez zmianę wielkości sił oraz kierunku ich działania. Opracowano również sposób obróbki części o małej sztywności z przyłożeniem do nich w procesie skrawania przemieszczającej się siły rozciągającej [204, 211, 212].

Opracowane sposoby obróbki części o małej sztywności mogą być realizowane, zarówno przy zastosowaniu układów otwartych z programową zmianą oddziaływań sterowniczych, w funkcji współrzędnej przyłożenia siły skrawania, wzdłuż osi części, jak i w zamkniętych *UAS* stabilizacji odkształceń sprężystych, gwarantujących bardziej wysoką dokładność obróbki. Realizacja *UAS* jest możliwa zarówno na obrabiarkach uniwersalnych, jak i *NC*.

Przetawione zasady budowy układów sterowania automatycznego odkształceniami sprężystymi układów technologicznych, w wyniku dodatkowych oddziaływań siłowych, były zrealizowane w eksperymentalnych wykonaniach różnych układów *UAS* na bazie tokarek modeli *1604P*, *1E611*, *1K62*, wyposażonych w czujniki odkształceń sprężystych i koniki o specjalnej konstrukcji.

#### **4.1.2. Metoda technologiczna sterowania dokładnością obróbki wałków o małej sztywności**

Na podstawie przeprowadzonych badań teoretycznych i doświadczalnych opracowano sposób obróbki mechanicznej, który umożliwia osiągnięcie niezawodności technologicznej, w czasie toczenia i jednocześnie sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym wałków w układzie technologicznym.

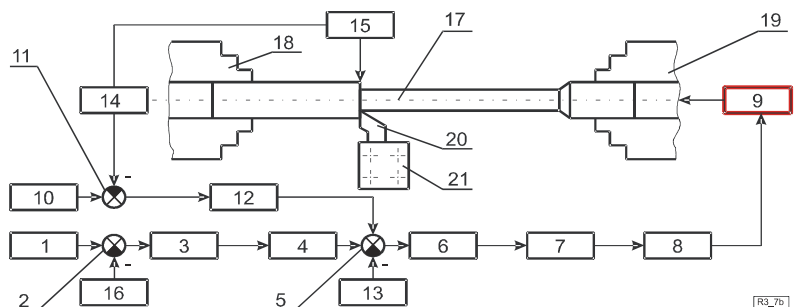
W czasie obróbki wałków o małej sztywności, działanie zakłóceń losowych powoduje powstanie drgań, a przy pracy w strefie rezonansowej zwiększa się chropowatość powierzchni części, zmniejsza się trwałość ostrza narzędzia, zmienia się geometria warstwy skrawanej, co prowadzi do zwiększenia odkształceń sprężystych układu technologicznego oraz obniżenia niezawodności technologicznej obróbki.

W sposobie obróbki mechanicznej wałków, o małej sztywności, na podstawie pomiaru odkształceń sprężystych części, zmieniana jest wartość napięcia, podawanego na wejście silnika prądu stałego i odpowiednie przemieszczenia kątowe i liniowe na jego wyjściu, które przez mechanizm naciągu przekształcane są w osiową siłę rozciągającą, przykładaną do wałka o małej sztywności. Przed rozpoczęciem obróbki należy wytworzyć początkową siłę rozciągającą.

W tym celu należy usunąć luzy mechanizmu napinania tak, aby rzeczywista i wymagana wartość siły rozciągania były równe, a po rozpoczęciu procesu obróbki – były równe rzeczywiste i wymagane wartości odkształceń sprężystych części.

Schemat blokowy urządzenia, realizującego sposób obróbki mechanicznej wałków o małej sztywności, przedstawiono na rysunku 4.1 [238, 240]. Urządzenie zawiera połączone szeregowo: nastawnik prędkości 1, pierwszy człon porównujący 2, regulator prędkości 3, nastawnik początkowej siły rozciągającej 4, człon porównujący 5, regulator siły rozciągania 6, przetwornik sterowany 7, silnik prądu stałego 8, mechanizm naciągu 9, a także nastawnik odkształceń sprężystych 10, drugi człon porównujący 11, regulator nieliniowy 12 odkształceń sprężystych, czujnik siły rozciągania 13, blok wyodrębnienia wartości bezwzględnej 14, czujnik odkształceń sprężystych 15, czujnik prędkości 16.

Do wejść członu porównującego 5 dodatkowo podłączono czujnik siły rozciągającej 13 i wyjście nieliniowego regulatora odkształceń sprężystych 12. Wejście ostatniego połączone jest przez drugi człon porównujący 11 z nastawnikiem odkształceń sprężystych 10. Czujnik odkształceń sprężystych 15 przez blok wyodrębnienia wartości bezwzględnej 14 podłączony jest do drugiego wejścia członu porównującego 11, a czujnik prędkości 16, połączony z drugim wejściem pierwszego członu porównującego 2. Jeden koniec części obrabianej 17 zamocowany jest w uchwycie 18, a drugi w uchwycie 19, który jest połączony z mechanizmem naciągu 9. Obróbka części wykonywana jest narzędziem 20 zamocowanym w imaku 21.



- |   |  |                                     |
|---|--|-------------------------------------|
| 1. nastawnik prędkości                              | 9. mechanizm przyłożenia siły rozciągającej      | 15. czujnik odkształceń sprężystych |
| 2. pierwszy węzeł porównania                        | 10. nastawnik odkształceń sprężystych            | 16. czujnik prędkości               |
| 3. regulator prędkości                              | 11. drugi węzeł porównania                       | 17. wałek obrabiany                 |
| 4. nastawnik początkowego obciążenia rozciągającego | 12. nieliniowy regulator odkształceń sprężystych | 18. uchwyt I końca wałka            |
| 5. węzeł porównania                                 | 13. czujnik siły rozciągającej                   | 19. uchwyt II końca wałka           |
| 6. regulator siły rozciągającej                     | 14. blok wyodrębnienia modułu                    | 20. ostrze                          |
| 7. przetwornik sterowalny                           |  | 21. oprawka nożowa                  |
| 8. urządzenie elektroruchowe                        |  |                                     |

**Rys. 4.1. Schemat blokowy urządzenia realizującego obróbkę mechaniczną wałków o małej sztywności [242]**

Urządzenie działa w warunkach wytworzenia wstępnej siły rozciągającej. W momencie początkowym, napięcia na wyjściach czujnika odkształceń sprężystych 15 –  $U_{15}$ , czujnika prędkości 16 –  $U_{16}$  i czujnika siły rozciągania 13

–  $U_{13}$  są równe zero. Napięcie  $U_{12}$  jest również równe zero na wyjściu nieliniowego regulatora odkształceń sprężystych 12. Na wejście regulatora prędkości 3, przez pierwszy człon porównujący 2 podawane jest napięcie  $U_1$  z nastawnika prędkości 1. Regulator prędkości 3 znajduje się w stanie nasycenia: napięcie wyjściowe (napięcie nasycenia regulatora prędkości 3) przez nastawnik początkowej siły rozciągającej 4, człon porównujący 5, regulator siły rozciągającej 6, przetwornik sterowany 7 i silnik prądu stałego 8 przechodzi do mechanizmu naciągu 9. Następuje gwałtowny wzrost prędkości silnika 8 i mechanizmu naciągu 9. Podczas wzrostu prędkości wzrasta napięcie  $U_{16}$  czujnika prędkości 16, a napięcie  $U_2$  na wyjściu pierwszego członu porównującego 2, które jest równe

$$U_2 = U_1 - U_{16} \quad (4.1)$$

obniża się.

Kiedy wartość prędkości zbliża się do wymaganej (przez nastawnik prędkości 1), wówczas napięcie  $U_2$  na wyjściu pierwszego członu porównującego 2, odpowiadające (4.1), dąży do zera, a regulator prędkości 3 wychodzi ze stanu nasycenia i następnie ustala się wartość prędkości stabilizacji. Tak, więc ruch jałowy mechanizmu naciągu 9 odbywa się z określoną prędkością, co eliminuje niedopuszczalne skoki (zrywy).

Po ruchu jałowym mechanizm 9, przechodzi w stan stabilizacji początkowej siły rozciągającej, której wartość jest proporcjonalna do napięcia wyjściowego  $U_4$  nastawnika początkowej siły rozciągania 4. Etap ten przebiega następująco: napięcie na wyjściu czujnika odkształceń sprężystych 15 i napięcie  $U_{12}$  na wyjściu nieliniowego regulatora odkształceń sprężystych 12, pozostaje równe zero. Po wybraniu ruchu jałowego powstaje napięcie  $U_{13}$  na wyjściu czujnika siły rozciągania 13 i napięcie na wyjściu członu porównującego 5

$$U_5 = U_4 + U_{12} - U_{13} \quad (4.2)$$

zaczyna zmniejszać się. Zmniejszeniu ulega napięcie, podawane przez przetwornik sterowalny 7 na silnik 8, co powoduje obniżenie prędkości silnika. Po zakończeniu procesu przejściowego prędkość silnika 8 zmniejsza się do zera, a regulator prędkości 3 ponownie przechodzi w stan nasycenia. Napięcie  $U_4$  na wyjściu nastawnika, początkowej siły rozciągania 4, pozostaje stałe i określa wartość wstępnej siły rozciągania. Po wytworzeniu początkowej siły rozciągającej włączany jest posuw obrabiarki i rozpoczyna się proces obróbki wałka. Na tym etapie urządzenie działa w trybie stabilizacji wymaganej wartości odkształceń sprężystych.

Napięcie  $U_{15}$  z czujnika odkształceń sprężystych 15 przez blok 14 wartości bezwzględnej jest podawane na drugi człon porównujący 11, gdzie zestawiane jest z napięciem  $U_{10}$  nastawnika odkształceń sprężystych 10. Blok 14 wartości bezwzględnej przekształca napięcie  $U_{15}$  czujnika odkształceń sprężystych 15

w napięciu o stałym znaku  $U_{14}$ . Jeśli bieżąca wartość odkształceń sprężystych jest mniejsza od wymaganej (wartość odkształceń sprężystych w szczególnym przypadku, może być równa zero), to napięcie na wyjściu drugiego członu porównującego 11

$$U_{11} = U_{10} - U_{14} \quad (4.3)$$

jest większe od zera, a napięcie wyjściowe  $U_{12}$  nieliniowego regulatora odkształceń sprężystych 12, w wyniku nieliniowości jego charakterystyki, równe jest zero. Przy tym urządzenie podtrzymuje ustaloną wartość wstępnej siły rozciągającej.

Jeśli wartość odkształceń sprężystych przekroczy wartość założoną, to we wzorze (4.3) zmienia się znak napięcia  $U_{11}$ , na wyjściu drugiego członu porównującego 11 i pojawia się napięcie  $U_{12}$ , na wyjściu nieliniowego regulatora odkształceń sprężystych 12. Przy tym zgodnie z (4.2) rośnie napięcie  $U_5$ , co powoduje wzrost napięcia na silniku 8 i zwiększenie siły rozciągającej wałek. Wprowadzenie elementu wyodrębnienia wartości bezwzględnej 14 (napięcie o stałym znaku) sprawia, że urządzenie, zgodne z opisanym algorytmem, zwiększa wartość siły rozciągania, przy wzroście wartości bezwzględnej odkształceń sprężystych niezależnie od ich znaku. Daje to możliwość kompensowania odkształceń sprężystych, zarówno w przypadku, kiedy ekwiwalentna siła skrawania powoduje przesunięcie części w kierunku ostrza, jak i wtedy, kiedy część jest odciągana (odpychana) od ostrza.

Dokładność obróbki wałków o małej sztywności można zwiększyć w wyniku stabilizacji odkształceń sprężystych drogą zmian siły rozciągającej przyłożonej do części. Wysoka dokładność stabilizacji odkształceń sprężystych części w stanach ustalonych i przejściowych umożliwia również podwyższenie niezawodności technologicznej obróbki wałków o małej sztywności.

#### **4.1.3. Sterowanie obróbką wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym**

Jako oddziaływania sterujące zastosowano siły przykładane osiowoosymetrycznie i mimośrodowo. Syntezę regulatorów, odkształceń sprężystych układu sterowania automatycznego, wykonano na bazie otrzymanych modeli matematycznych obiektu sterowania, z uwzględnieniem właściwości dynamicznych elementów wykonawczych [212, 213].

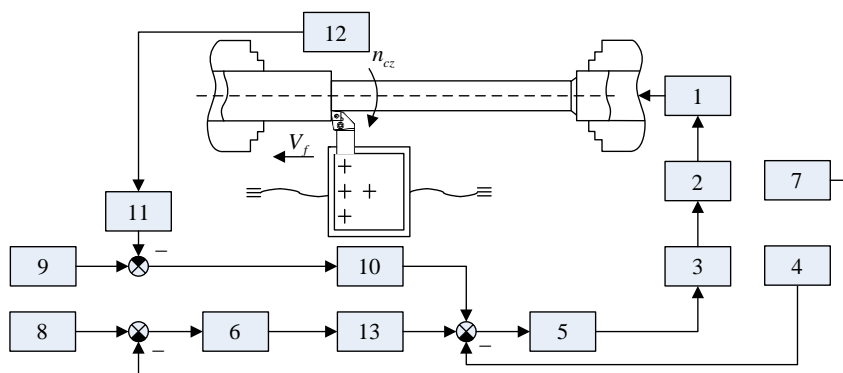
Podstawowe bloki układu sterowania, z zastosowaniem elementów w postaci pneumatycznego cylindra siłowego, opisano w [203, 204]. W drugim wariantcie układ sterowania automatycznego wykonany jest według schematu regulowania podporządkowanego.

Schemat funkcjonalny układu, z pokazanym elementem wykonawczym, przedstawiono na rysunku 4.2 [213]. Siła naciągu części wytwarzana jest przez mechanizm 1 naciągu, przy pomocy regulowanego napędu elektrycznego, z zastosowaniem silnika prądu stałego 2, wzbudzania niezależnego sterowanego od przetwornika [213]. Obwód wewnętrzny układu sterowania napędem

elektrycznym zamknięty jest przez czujnik prądu twornika i regulator prądu. Moment na wale silnika jest proporcjonalny do prądu twornika, co umożliwia zastosowanie, w rozpatrywanym schemacie czujnika prądu jako czujnika siły rozciągającej 4. Odpowiednio regulator prądu wypełnia funkcję regulatora siły rozciągającej 5.

Przy pomocy obwodu zewnętrznego układu sterowania napędem elektrycznym z regulatorem prędkości 6 i czujnikiem prędkości 7 (prądnicą tachometryczną połączoną mechanicznie z wałem silnika 2), uzyskiwana jest stabilizacja wartości prędkości silnika 2, na etapie kształtowania początkowej siły rozciągającej.

Do obwodu regulacji odkształceń sprężystych wchodzi nastawnik odkształceń sprężystych 9, regulator odkształceń sprężystych 10, blok wyodrębnienia modułu 11 i czujnik odkształceń sprężystych 12.



**Rys. 4.2. Schemat blokowy układu sterowania automatycznego odkształceniami sprężystymi części o małej sztywności [212]**

Do obróbki mechanicznej części osiowosymetrycznych o małej sztywności zastosowano urządzenie umożliwiające zwiększenie dokładności ich wykonania. Części obrabiane są w uchwytach, z których jeden jest połączony z mechanizmem naciągu 1 [212, 213].

W pierwszym etapie urządzenie działa w trybie wytworzenia, określonej początkowej siły rozciągającej. Etap ten przebiega w sposób następujący. Początkowo napięcie na wyjściach czujnika odkształceń sprężystych 12, czujnika prędkości 7, i czujnika siły rozciągającej 4, jest równe zero. Również napięcie na wyjściu regulatora odkształceń sprężystych 10 jest równe zero. Na regulator prędkości 6, przez zespół porównania, podawane jest napięcie z nastawnika prędkości 8 (regulator prędkości 6 osiąga stan nasycenia). Napięcie wyjściowe 6, przez nastawnik początkowej siły rozciągającej 13, zespół sumowania, regulator siły rozciągającej, przetwornik sterowany 3 i silnik elektryczny 2, podawane jest na mechanizm naciągu 1. Intensywnie wzrasta prędkość silnika elektrycznego 2

i mechanizmu naciągu 1. Po osiągnięciu wymaganej prędkości, regulator prędkości 6 wychodzi ze stanu nasycenia i osiągnięta jest stabilizacja wymaganej wartości prędkości. Przemieszczenie mechanizmu naciągu 1 realizowane jest z określoną prędkością, co wyklucza niedopuszczalne szarpnięcia.

Po osiągnięciu zakładanego przemieszczenia, prędkość silnika 2 ulega zmniejszeniu i regulator prędkości 6 ponownie osiąga stan nasycenia, a urządzenie pracuje w trybie stabilizacji założonej początkowej siły rozciągającej, której wartość jest proporcjonalna do napięcia wyjściowego nastawnika początkowej siły rozciągającej 13. Po osiągnięciu początkowej siły rozciągającej, włączany jest posuw wzdłużny i rozpoczyna się proces obróbki części.

Na tym etapie urządzenie działa w trybie stabilizacji wartości odkształceń sprężystych drogą zmiany wielkości siły rozciągającej. Niezbędna wartość odkształceń sprężystych, w szczególności może być ustalona jako równa zero. Przy tym dzięki wprowadzeniu bloku wyodrębnienia modułu 11, układ sterowania automatycznego zwiększa wartość siły rozciągającej, przy wzroście modułu odkształceń sprężystych niezależnie od ich znaku. Umożliwia to kompensację odkształcenia sprężystego, podobnie jak w przypadku, gdy ekwiwalentna siła skrawania powoduje przemieszczenie części w kierunku ostrza, a także w sytuacji, kiedy ma miejsce odsunięcie części od ostrza.

Regulatory rozpatrywanego urządzenia działają opierając się na wzmacniaczach operacyjnych, a ich parametry określane są zgodnie z metodyką syntezy sterowania w układach sterowania podporządkowanego [161].

Zastosowanie takiego regulatora gwarantuje wysoką dokładność sterowania, w trybach ustalonym i przejściowym [161].

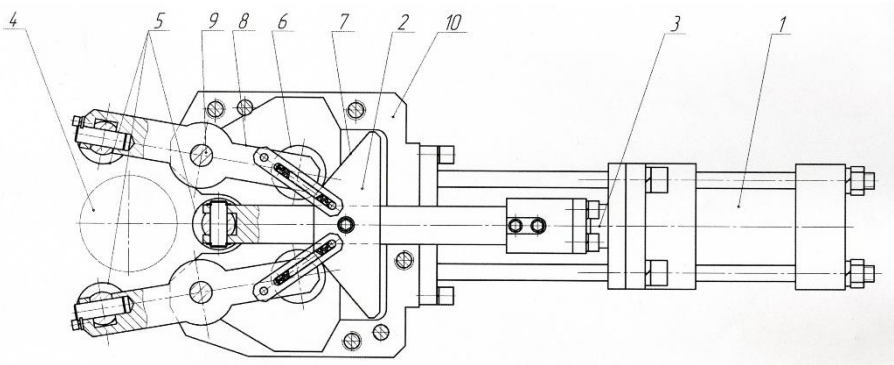
Przy przekroczeniu przez odkształcenia sprężyste wymaganej wartości zwiększa się siła rozciągająca i osiągnięta jest stabilizacja odkształceń sprężystych części.

W trakcie eksperymentu ustalono, że w przypadku wałka o średnicy  $d < 6$  mm i stosunku długości do średnicy  $L/d > 20$ , odkształcenia sprężyste przy toczeniu, z zastosowaniem układu sterowania automatycznego z oddziaływaniami sterowniczymi w postaci przykładanej osiowo siły rozciągającej, mogą być zmniejszone 20-krotnie. W przypadku wałka o średnicy  $d > 6$  mm bardziej racjonalne jest sterowanie jej stanem sprężystości-odkształcalnym, poprzez rozciąganie mimośrodowe, przy tym odkształcenia można zmniejszyć dwukrotnie, w porównaniu do rozciągania osiowego. Przy szlifowaniu oscylacyjnym, części o małej sztywności ( $d = 6 \dots 14$  mm,  $L/d > 20$ ), dodatkowe sterowanie momentem zginającym, powstającym wyniku nieosiowego przyłożenia siły rozciągającej, umożliwia zwiększenie dokładności części o rząd wielkości [219, 220].

## 4.2. Sterowanie stanem sprężyste-odkształcalnym części przy przyłożeniu dodatkowych sił ze strony amortyzatorów

W procesie obróbki części o małej sztywności: przy toczeniu, wierceniu otworów głębokich, wierceniu wibracyjnym, są szeroko stosowane hydrauliczne podtrzymki samocentrujące (*PSH*), umożliwiające stabilizację osi części o małej sztywności w procesie obróbki [4, 46]. Konstrukcję takiej podtrzymki pokazano na rysunku 4.3.

Podtrzymki są rozmieszczane wzdłuż wału tak, aby uzyskać jego równomierną sztywność w funkcji ilorazu długości i średnic wału  $l/d < 5$  lub też są ustawiane w strefach strzałek fali drgań części.



Rys. 4.3. Podtrzymka samocentrująca [239]

W trakcie przemieszczania się wzdłużnego narzędzia, przełączenie *PSH* działających w trybie tłumików na tryb podpór, o równomiernej sztywności, jest realizowane za pomocą przełącznika, w funkcji drogi przebytej przez wytaczadło (suport).

W stanie początkowym, przed procesem skrawania, wszystkie podtrzymki działają w trybie tłumików, oprócz rozmieszczonych przy wrzecionie i koniku. Warunek ten jest niezbędny do ustawienia osi części odnośnie do technologicznej osi obrabiarki. Powierzchnie oporowe części, w miejscu rozmieszczenia skrajnych podtrzymek, są wstępnie przetaczane. Metoda tradycyjna mocowania części prowadzi do skrzywienia jej osi i powstania naprężeń szczątkowych w materiale, które ulegają zwiększeniu w wyniku odkształcenia plastycznego w trakcie obróbki materiału. Bazowanie części według jej powierzchni tworzącej, pokrywającej się z pomiarową powierzchnią bazową, umożliwia zwiększenie dokładności i wyeliminowanie dziedziczności technologicznej spowodowanej warunkami zamocowania.

Mechanizm wykonawczy podtrzymki działa w sposób następujący: przy doprowadzeniu czynnika roboczego (oleju) do siłownika hydraulicznego napędu 1, kopiał płaski 2, połączony z tłoczyskiem 3 napędu, przemieszczany jest



na część obrabianą 4, a wałeczki robocze 5 (mogą być wykonane jako podwójne, o dwóch obrotowych stopniach swobody, odnośnie do osi własnej i osi obrotu) zaciskają lub zwalniają część w wyniku docisku wałeczków 6, do powierzchni roboczej 7, kopiału płaskiego. Powierzchnia robocza kopiału jest wykonana odpowiednio według linii krzywej, o kształcie zbliżonym do łuku koła, w zależności od zakresu średnic obrabianej części. Jedna para wałeczków roboczych jest rozmieszczona na trzpieniu kopiału płaskiego, dwie pozostałe pary wałeczków są przymocowane do dźwigni 8. Obrót dźwigni, na końcach której znajdują się wałeczki robocze 5, jest wykonywany odnośnie do osi obrotu 9. Dźwignia jest zamocowana w korpusie 10 podtrzymki. Część 4 jest zaciskana wałeczkami. Zacisk wałeczków jest realizowany siłą proporcjonalną do siły pochodzącej od napędu. Do odciążenia wałeczków i dźwigni, jak również polepszenia charakterystyk dynamicznych układu technologicznego, oś wzdłużna korpusu podtrzymki razem z napędem, jest obrócona względem płaszczyzny poziomej o kąt  $\alpha$ , określany w funkcji kierunku składowej promieniowej siły skrawania, zależnej od parametrów geometrycznych zastosowanych narzędzi skrawających: noży wytaczadła, noży do toczenia zewnętrznego, wiertel. Eksperymentalne wyznaczenie odkształcenia osi wału o małej sztywności, w procesie toczenia przeprowadzono na stanowisku laboratoryjnym: obrabiarka *IA616*, długość półfabrykatu 600 mm, średnica zewnętrzna 50 mm, średnica wewnętrzna 40 mm. Sygnał z czujnika prądów wirowych *Bentley–Nevada* podawano przez wzmacniacz do komputera, gdzie był przetwarzany przy pomocy programu *Sound Forge*.

Odpowiednie ustawienie podtrzymek samocentrujących, do obróbki wału o małej sztywności oraz w procesie obróbki, pokazano na rysunku 4.3 [49–51].

Z analizy zależności eksperymentalnych wynika, że w czasie skrawania kształt osi wału zmienia się wraz ze wzrostem prędkości obrotowej: przy małej – kształt osi jest zbliżony do statycznego; z jej wzrostem oś ulega odkształceniu. W czasie skrawania kształt osi wału o małej sztywności jest zbliżony do kształtu osi półfabrykatu na biegu jałowym, a wartość odkształcenia osi  $S_M$  zależy od charakteru procesu skrawania i wzrasta (2–3)-krotnie przy powstaniu drgań samowzbudnych.

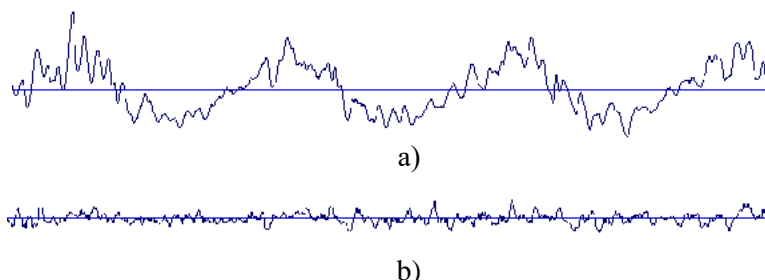
Wraz ze zmniejszeniem sztywności półfabrykatu na zginanie zwiększa się nie tylko odkształcenie osi, lecz zmienia się również jej kształt: zwiększa się różnica w stosunku do krzywej odkształceń statycznych. W układzie stabilizacji osi wału o małej sztywności, w opisywanych doświadczeniach, zastosowano dwie hydrauliczne podtrzymki samocentrujące (*PSH*). Toczenie z zastosowaniem układu stabilizacji, jak i bez układu, przeprowadzano w tych samych warunkach skrawania i z wykorzystaniem takich samych półfabrykatów. Największe odkształcenie osi części w czasie toczenia z zastosowaniem układu stabilizacji, zmniejszyło się od 4 do 10 razy.

Półfabrykaty o długości  $l = 600$  mm, średnicy  $d = 42$  mm obrabiano dwuostrzową głowicą roztaczaka, bez układu i z układem, przy następujących warunkach skrawania:  $n = 710$  obr/min,  $f = 0,27\text{--}0,5$  mm/obr; bez układu, w dwóch przejściach, z głębokością skrawania  $a_{p1} = 0,7$  mm i  $a_{p2} = 0,3$  mm; z układem w jednym przejściu  $a_p = 1$  mm.

Maksymalne odchylenie od walcowości, przy zastosowaniu układu podtrzymek, zmniejszyło się od 3 do 5 razy. Na podstawie oceny profilogramów można stwierdzić znaczne zbliżenie kształtu wału do walcowości, ale jednocześnie większą rozbieżność średnic w różnych przekrojach. Przy wykorzystaniu przyrządu *Taylor-Hobson* otrzymano profilogramy przekrojów poprzecznych półfabrykatów, stosowanych jako powierzchnie bazowe. Z profilogramów wynika, że odchyłka okrągłości powierzchni obrobionej, z wykorzystaniem układu, zmniejszyła się od 1,3 do 2 razy, w zależności od właściwości fizyko-mechanicznych materiału oraz jego kształtu początkowego.

W czasie eksperymentu odkształcenie osi wału mierzono w trzech przekrojach na biegu jałowym, następnie w procesie skrawania. Wykresy drgań osi wału o małej sztywności, powstające w czasie toczenia, bez układu oraz z układem stabilizacji, przedstawiono na rysunkach 4.4a, b. Z analizy drgań wynika, że niewyważenie półfabrykatu jest przyczyną powstawania składowej o niskiej częstotliwości (czas jednego obrotu  $T = 0,06\text{--}1,15$  s), na którą nakładają się drgania o wysokiej częstotliwości, przy czym, w przypadku zastosowania *PSH* ich częstotliwość się zwiększa, a amplituda zmniejsza. Wyższe składowe harmoniczne, w spektrum częstotliwości wrzeciennika, są spowodowane niedokładnością wykonania podpór (w tym przypadku łożysk kulkowych wrzeciennika i *PSH*). Sztywno zamocowany półfabrykat generuje drgania o niskiej częstotliwości.

Spektrum częstotliwości przemieszcza się w strefę wysokiej częstotliwości, proporcjonalnie do wzrostu prędkości obrotowej. Częstotliwość drgań własnych elementów oporowych *PSH* jest większa (zależy od wymiarów konstrukcyjnych łożysk kulkowych wrzeciennika i *PSH*), a amplituda zakłóceń – mniejsza. W czasie obrotu półfabrykatu *PSH* tłumi zakłócenia, pochodzące od elementów oporowych wrzeciennika w zakresie częstotliwości 100–500 Hz (działają one tak jak tłumiki drgań wysokiej częstotliwości półfabrykatu).

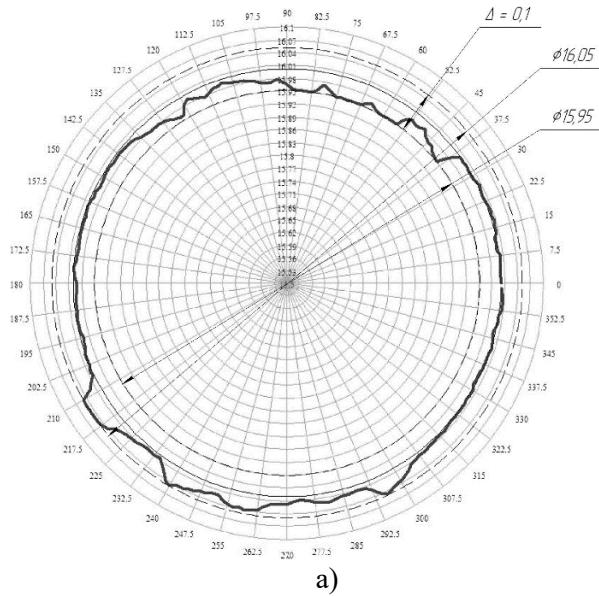


Rys. 4.4. Drgania osi półfabrykatu: a) bez zastosowania *PSH*, b) z zastosowaniem układu *PSH* [167]

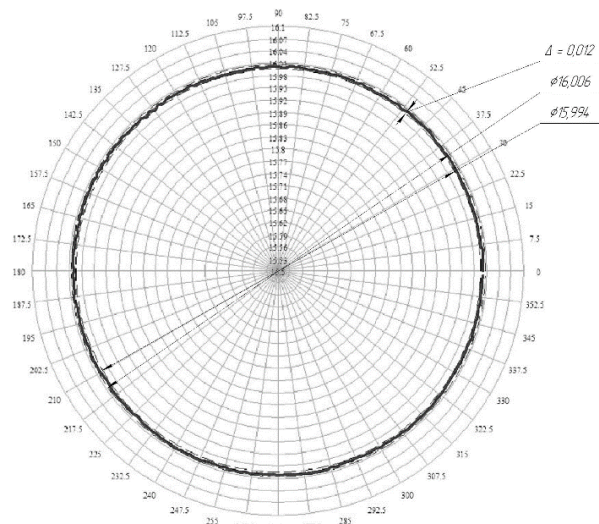
Półfabrykat charakteryzuje się minimalnymi wartościami odchylenia osi od wartości nominalnej i rozbicia otworu, małą amplitudą drgań poprzecznych oraz występowaniem intensywnych drgań skrętno-wzdłużnych.

Z analizy wykresów kołowych (rys. 4.5) wynika, że odchylenie od kołowości powierzchni obrobionej przy zastosowaniu układu uległo zmniejszeniu od 1,3 do 2 razy. Na podstawie zapisu drgań ustalono, że przy zwiększeniu obrotów wrzeczona  $n$  zwiększeniu ulega amplituda przemieszczeń (od 0,29 do 0,52 mm). Przy ustawieniu części w podtrzymce samoosiującej amplituda przemieszczeń zmniejsza się do 0,03–0,06 mm.

W przypadku podtrzymek samoosiujących, ustawianych na nieobrobionej w danym przejściu powierzchni, wytwarzane jest ciśnienie, umożliwiające tłumienie wibracji. W trakcie przemieszczania układu narzędziowego (wytaczadła przy obróbce otworu lub noża przy toczeniu powierzchni zewnętrznej) wzdłuż części, przełączenie *PSH* tłumienia w tryb sztywnych podpór jest wykonywane przy pomocy przełącznika w funkcji drogi przemieszczenia narzędzia, rejestrowanej przez czujnik. *PSH* ustawiane w węzłach drgań zginających mogą działać jako podpory sztywne. W trakcie skrawania podpory, pomiędzy którymi znajduje się strefa skrawania, w celu stabilizacji osi półfabrykatu są przełączane w tryb podtrzymek sztywnych. Przy toczeniu występują różne warianty (od 7 do 9) połączenia podpór sztywnych i tłumiących w zależności od długości części. Liczba kombinacji podpór sztywnych i tłumiących może być większa. Przy nowej kombinacji *PSH* zmienia się częstotliwość własna podukładu „półfabrykat-podpory”. Amplituda drgań półfabrykatu w kierunku poprzecznym ulega zmianie, co jest uwarunkowane zmianą współczynników sztywności i tłumienia analizowanego podukładu. Kształt sprężystej osi obracającego się półfabrykatu zmienia się wraz ze zmianą energii kinetycznej niewyważonych odcinków wału przekazywanej do strefy skrawania. Amplituda drgań względnych wzajemnie powiązanych podukładów „część-podpory” i „nóż-suport” jest zmienna. Prowadzi to do powstawania wzdłuż długości wału odcinków o jednorodnym charakterze błędów kształtu, położenia i mikroprofilu.



a)



b)

**Rys. 4.5. Analiza porównawcza wykresów kołowych powierzchni otworów:**  
**a) wiercenie tradycyjne ( $n = 400$  obr/min); b) wiercenie**  
**z przetwornikiem falowym ( $l = \text{mm}$ ,  $n = 400$  obr/min) [159]**

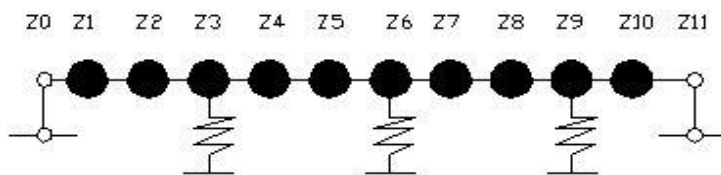
Sterowanie dynamiką skrawania sprowadza się do sterowania częstością zakłóceń w funkcji zmieniających się częstotliwości własnych układu w wyniku zmiany parametrów obróbki lub do sterowania ciśnieniem czynnika roboczego w *PSH* w taki sposób, aby w przypadku nowych kombinacji podpór sztywnych

i tłumiących, częstotliwość własna podukładu ulegała minimalnej zmianie, stabilizując tym samym zredukowane współczynniki sztywności i tłumienia podukładu „półfabrykat-podpory”.

W celu uzasadnienia stosowania różnych kombinacji podpór, przeprowadzono analizę schematów ustawienia wałów o małej sztywności w podtrzymałkach stacjonarnych w operacji tokarskiej, przy różnych parametrach.

Do określania kształtu osi półfabrykatu przy toczeniu zastosowano metodę parametrów początkowych [46, 181], przy tym, w przypadku każdego odcinka są tworzone macierze przejściowe. Przy przejściu do podpory pośredniej jest tworzona macierz podpory pośredniej, która jest mnożona przez poprzedni wynik, następnie są zestawiane macierze kolejnych odcinków i przekrojów. W taki sposób powstaje macierz złożonego wału wielopodporowego.

Schemat obliczeniowy półfabrykatu, ustawionego w pięciu podtrzymałkach, przedstawionego w postaci zestawu modeli odcinków prętów nieważkich i mas skupionych, pokazano na rysunku 4.6. Podtrzymałki zastąpiono odpornymi na przemieszczenia poprzeczne podporami.



**Rys. 4.6.** Schemat obliczeniowy do określenia kształtu osi półfabrykatu i jej częstotliwości własnych [162]

Macierz przenoszenia schematu obliczeniowego otrzymano, mnożąc macierze jej elementów

$$P = G_n M_n Q_n G_{n-1} M_{n-1} G_{n-1, n-2} \dots M_k Q_k G_{k-1} \dots M_0 Q_0, \quad (4.4)$$

gdzie:  $G_i, M_i, Q_i$  – macierze przejściowe nieważkiego odcinka pręta, masy skupionej i sprężystej odnośnie do przemieszczenia poprzecznego podpory,

$i$  – numer odcinka,

$i=0, \dots, n$  – liczba odcinków.

Podstawowe równanie macierzowe, wiążące przekroje graniczne, przyjęte w postaci podpór przegubowych

$$Y_n = P \cdot Y_0, \quad (4.5)$$

lub w postaci rozwiniętej:

$$\begin{pmatrix} Y_n \\ \varphi_n \cdot l \\ \frac{M_n \cdot l^2}{EJ} \\ \frac{Q_n \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} Y_0 \\ \varphi_0 \cdot l \\ \frac{M_0 \cdot l^2}{EJ} \\ \frac{Q_0 \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix}, \quad (4.6)$$

gdzie:  $EJ$  – odporność na zginanie danego odcinka wału;

$l$  – długość wału;

$y_i$ ,  $\varphi_i$ ,  $Q_i$  i  $M_i$  – przemieszczenie poprzeczne, kąt obrotu, siła poprzeczna i moment zginający w  $i$ -tym przekroju;

$a_{jk}$  – współczynniki macierzy przenoszenia.

Macierz masy skupionej  $M_i$  w  $i$ -tym przekroju ma postać:

$$M = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ v_i & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad (4.7)$$

gdzie:  $v_i = \frac{m_i f^2 l^3}{EJ}$ ,

$m_i$  – masa zredukowana do przekroju  $i$ ;

$f$  – częstotliwość drgań własnych.

Macierz przejściową sztywności nieważkiego odcinka pręta o długości  $l_i$  i sztywności  $EJ_i$  można zapisać w postaci:

$$G_i = \begin{pmatrix} 1 & h_i & \frac{h_i^2}{2 \cdot u_i} & \frac{h_i^3}{6 \cdot u_i} \\ 0 & 1 & \frac{h_i}{u_i} & \frac{h_i^2}{2 \cdot u_i} \\ 0 & 0 & 1 & h_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad (4.8)$$

gdzie:  $h_i = \frac{l_i}{l}$ ,  $l_i$  – długość  $i$ -go odcinka,

$l$  – długość całej części;

$u_i = \frac{EJ_i}{EJ}$ ,  $EJ_i$  – odporność na zginanie  $i$ -go odcinka.

Sztywność odcinka wału przyjmowana jest jako stała.

Siła skrawania działająca na wał zmienia się sinusoidalnie z częstotliwością, odpowiadającą częstotliwości obrotu półfabrykatu lub jej wielokrotnością. Okresowość zakłócenia jest uwarunkowana zmiennym naddatkiem i niewyważeniem półfabrykatu. W przypadku nieważkiego odcinka pręta, obciążonego skupioną siłą harmoniczną (siłą skrawania), zależność wiążąca parametry w przekrojach  $i$  i  $i-1$  ma postać:

$$Y_i = G_i Y_{i-1} + \psi_i, \quad (4.9)$$

przy czym

$$\psi = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{A_i \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix}, \quad (4.10)$$

gdzie  $A_i$  – amplituda siły harmoniczej, zmieniającej się z częstotliwością  $f$ .

Macierz przejściowa nieważkiego odcinka pręta z podporą sprężystą, względem przemieszczenia poprzecznego ma następującą postać:

$$Q_i = \begin{pmatrix} 1 & h_i & \frac{h_i^2}{2 \cdot u_i} & \frac{h_i^3}{6 \cdot u_i} \\ 0 & 1 & \frac{h_i}{u_i} & \frac{h_i^2}{2 \cdot u_i} \\ 0 & 0 & 1 & h_i \\ -e_i & -e_i \cdot h_i & -\frac{e_i \cdot h_i^2}{2 \cdot u_i} & 1 - \frac{e_i \cdot u_i^3}{6 \cdot u_i} \end{pmatrix}, \quad (4.11)$$

gdzie:  $e_i = \frac{c_i \cdot l^3}{EJ}$ ;  $c_i$  – współczynnik sztywności podpory.

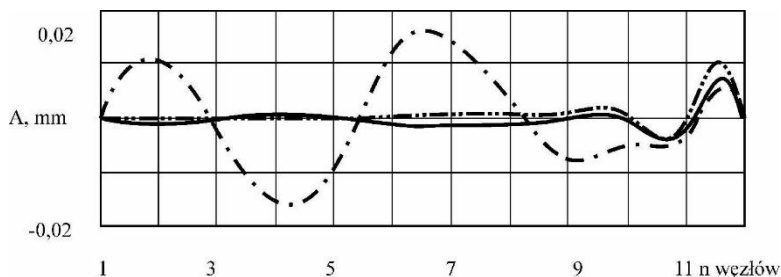
$$Y_0 = \begin{pmatrix} 0 \\ \varphi_0 \cdot l \\ 0 \\ \frac{Q_0 \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix}; \quad Y_n = \begin{pmatrix} 0 \\ \varphi_n \cdot l \\ 0 \\ \frac{Q_n \cdot l^3}{EJ} \end{pmatrix}. \quad (4.12)$$

Z pierwszego i trzeciego wiersza zależności (4.6) wyznacza się:

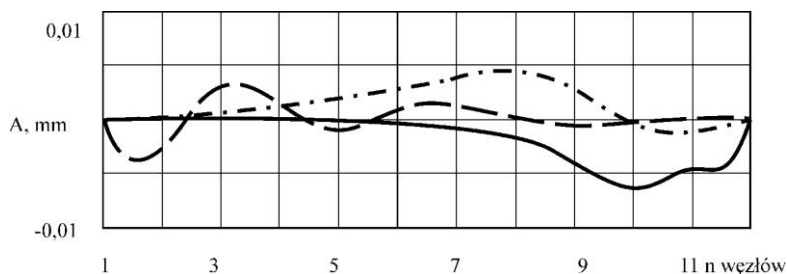
$$\left. \begin{aligned} 0 &= a_{12} \varphi_0 \cdot l + a_{14} \cdot \frac{Q_0 \cdot l^3}{EJ} \\ 0 &= a_{32} \varphi_0 \cdot l + a_{34} \cdot \frac{Q_0 \cdot l^3}{EJ} \end{aligned} \right\}. \quad (4.13)$$

W macierzach przejściowych, przy obliczaniu drgań wymuszonych częstotliwość własna  $f$  zamieniana jest na częstość zakłócenia  $\omega$ . W celu wyznaczenia drgań wymuszonych, rozwiązano układ równań (4.13) – określono odkształcenia i kąty obrotu prawego końca wału. Według znanych parametrów  $\varphi_0$  i  $Q_0$  oraz macierzy przenoszenia wykonuje się ich mnożenie oraz określa parametry w dowolnym przekroju. Analogicznie, wybierane są zatem inne wartości częstości i są wyznaczane odpowiednie wartości odkształceń. Wszystkie współczynniki i stałe są wyznaczane w oparciu o dane eksperymentalne.

Algorytm, wykorzystujący metodę parametrów początkowych, w postaci macierzowej, zrealizowano przy zastosowaniu programu Mathcad. W programie tym w prosty sposób można zmieniać liczbę i miejsca rozmieszczenia podpór (podtrzymek), położenie stref skrawania oraz częstość wymuszania.



**Rys. 4.7.** Kształt osi półfabrykatu przy różnych warunkach zamocowania, częstości siły wymuszającej i rozmieszczenia strefy skrawania w węźle Z10: podpora w węźle Z9 sztywna o współczynniku sztywności  $c=2 \cdot 10^6$  [N/m], pozostałe współczynniki tłumiące  $c = 0,5 \cdot 10^6$  [N/m],  $\omega = 314$  [rad/s] (—); wszystkie podpory sztywne  $c = 2 \cdot 10^6$  [N/m], częstość wymuszania  $\omega$  od 31,4 do 62,8 [rad/s] (-----); wszystkie opory tłumiące  $c = 0,5 \cdot 10^6$  [N/m],  $\omega = 314$  [rad/s] (-·-·-·-) [186]



**Rys. 4.8.** Kształt osi półfabrykatu przy różnych warunkach zamocowania, częstości siły wymuszającej i rozmieszczenia strefy skrawania w węźle Z8: podpory w węzłach Z6 i Z9 sztywne  $c = 2 \cdot 10^6$  [N/m], pozostałe tłumiące  $c = 0,5 \cdot 10^6$  [N/m],  $\omega = 31,4$  [rad/s] (—); wszystkie podpory tłumiące  $c = 0,5 \cdot 10^6$  [N/m], (·-·-·-); wszystkie podpory tłumiące  $c = 0,5 \cdot 10^6$  [N/m],  $\omega = 628$  [rad/s] (----) [186]



Wyniki obliczeń wykonane według danego algorytmu przedstawiono na rysunkach 4.7 i 4.8. Należy szczególnie odnotować zmienność amplitudy przemieszczenia półfabrykatu w strefie skrawania, w zależności od zmiany charakteru podpór, siły zakłócającej oraz położenia strefy skrawania. Wszystkie te czynniki technologiczne prowadzą również do zmiany kształtu osi półfabrykatu o małej sztywności. Dodatkowo na strefę skrawania oddziałuje niewyważenie półfabrykatu, na odcinkach od niej oddalonych. Strefa skrawania otrzymuje dodatkową energię kinetyczną, która także wpływa na amplitudę drgań względnych półfabrykatu i noża.

Długi wał o małej sztywności, podparto w 5 miejscach (sztywność od 10 do 100 razy jest mniejsza od sztywności podpór), obciążono go w strefie skrawania siłą zmienną i obciążeniem harmonicznym. Zmniejszając odległości między podporami można zmniejszyć błędy, powodowane przez odkształcenia sprężyste podukładu „półfabrykat-podpory”, do wartości porównywalnych z błędami obróbki mechanicznej.

Przy zastosowaniu dużej liczby podtrzymek, oprócz wysokiego kosztu wykonania, należy uwzględnić, że z powodu błędu wstępnego ustawienia podtrzymek, względem osi technologicznej (dokładność ustawienia podtrzymek do 0,01 mm), powstają dodatkowe zakłócenia kinematyczne, przenoszone do strefy skrawania.

Jeżeli rozpatrywać wał jako masę skupioną, związaną z łożem obrabiarki więzami sprężystym i dyssypacyjnymi oraz częstotliwością własną  $\omega$ , to amplituda drgań wymuszonych półfabrykatu jest określana z zależności:

$$A = \frac{F_0}{c \sqrt{\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega^2}\right)^2 + \frac{4\Omega^2 n^2}{\omega^4}}}, \quad (4.14)$$

gdzie  $F_0$  – amplituda siły wymuszającej.

Przy  $F_0 = const$ , zmiana amplitudy drgań zależy od współczynnika sztywności zredukowanej  $c$  i częstotliwości własnej drgań półfabrykatu  $f$ . Współczynnik sztywności  $c$  zmienia się w funkcji położenia strefy skrawania między podporami. Przy obróbce w podtrzymkach, odcinek półfabrykatu, między sąsiednimi podporami, może być rozpatrywany jako belka jednoprzęsłowa. Z powodu zmiennej sztywności wzdłużnej ugięcie statyczne zmienia się od 1,3 do 2 razy. Zgodnie z warunkami podparcia belki, z ogólnej macierzy przejściowej (4.4) jest określone równanie częstotliwości własnych podukładu „półfabrykat-podpory” jako:

$$\begin{vmatrix} a_{12} & a_{14} \\ a_{32} & a_{32} \end{vmatrix} = 0. \quad (4.15)$$

Na podstawie równania (4.15) są obliczane częstotliwości własne układu. Przedstawione modele i algorytmy umożliwiają wyznaczane częstotliwości własnej drgań zginających części osiowosymetrycznych, w układzie stabilizacji

osi półfabrykatu, zamocowanego na dowolnych podporach o zmiennych parametrach. Przy zmianie kombinacji połączenia podpór sztywnych i tłumiących, częstotliwość własna zmienia się 1,6 razy. W eksperymencie na obrabiarce *PB106*, przy wyznaczaniu częstotliwości własnej, metodą pomiaru drgań zanikających od obciążenia impulsowego, zaobserwowano zmianę częstotliwości własnej od 30 [Hz] do 44 [Hz].

Drgania stacjonarne niegasnące półfabrykatu opisywane są zależnością:

$$y(t) = A \sin(f \cdot t - \gamma), \quad (4.16)$$

gdzie:  $tg \gamma = \frac{2\omega \cdot n}{f^2 - \omega^2}$  – przesunięcie fazy przemieszczenia od siły.

Z zależności (4.16) wynika, że w związku z przesunięciem częstotliwości własnych ma miejsce zmiana przemieszczenia fazy  $\gamma$ , co powoduje dodatkową niestabilność błędu obróbki w związku ze zmianą wielkości przemieszczeń.

W celu potwierdzenia danych teoretycznych przeprowadzono, na tokarce *RW106*, badania eksperymentalne zachowania osi części o małej sztywności w procesie toczenia i na biegu jałowym. Półfabrykat wału o średnicy 30 mm i długości 3000 mm z materiału *37Cr4* ustawiono w pięciu podtrzymkach. Podtrzymki skrajne działały jako sztywne podpory, określając oś obrotu półfabrykatu. Podtrzymki środkowe można przełączać z trybu podpór sztywnych o współczynniku sztywności statycznej  $K = 20 \cdot 10^6 \text{ N/m}$  w tryb podpór tłumiących o współczynniku sztywności  $K = 0.5 \cdot 10^6 \text{ N/m}$ .

Sygnal z czujnika prądu wirowego typu *Bently-Nevada* jest przekazywany przez wzmacniacz do komputera. W trakcie eksperymentu rejestrowano przemieszczenia osi półfabrykatu na biegu jałowym w jej przekrojach poprzecznych, a następnie w procesie skrawania.

Na podstawie wyników eksperymentów można zauważyć, że maksymalne przemieszczenie osi wału, przy zastosowaniu układu, uległo zmniejszeniu od 4 do 10 razy. Kształt osi półfabrykatu przy skrawaniu był zbliżony do kształtu osi na biegu jałowym. W trakcie pomiarów na biegu jałowym odnotowano zmiany amplitudy drgań półfabrykatu w tym samym przekroju, przy zmianie wariantów kombinacji podpór o różnym charakterze (od 0,03 do 0,05 mm). Zmiana położenia strefy skrawania przy różnych kombinacjach podpór prowadzi do różnych wartości przemieszczeń półfabrykatu.

Przy zwiększeniu obrotów wrzeczona  $n$  od 120 do 400 obr/min amplituda przemieszczeń półfabrykatu w *PSH* ulega zwiększeniu od 0,03 do 0,11 mm. Niewyważenie półfabrykatu w trakcie jego obrotu określa składową niskoczęstotliwościową drgań (czas jednego obrotu  $T = 0,06\text{--}1,15 \text{ s}$ ), na którą nakładają się drgania o wysokiej częstotliwości. Wyższe składowe harmoniczne siły zakłócającej są spowodowane zmiennym naddatkiem, w wyniku błędu kształtu półfabrykatu (owalności, graniastości). Składowe te, w spektrum częstości drgań

wrzeciona, określane są błędem wykonania prowadnic podpór (w tym przypadku łożysk kulkowych wrzeciona i *PSH*). Przy obrotach półfabrykatu *PSH* tłumią zakłócenia pochodzące od podpór wrzeciona w zakresie częstotliwości 100–500 Hz. Bez *PSH* częstotliwości te są zbliżone do składowych harmonicznym drgań części.

Jeżeli przy określaniu parametrów skrawania są wybierane prędkości zbliżone do stref częstotliwości własnych podukładu „półfabrykat–część”, to zastosowanie tego urządzenia umożliwia sterowanie częstotliwością własną podukładu w celu odejścia od strefy rezonansu, bez konieczności odchodzenia od optymalnych prędkości skrawania.

Obliczenia teoretyczne pokazały, że przemieszczenie półfabrykatu jest mniejsze przy wszystkich sztywnych podporach lub przy dwóch sztywnych podporach, pomiędzy którymi znajduje się strefa skrawania, i pozostałe podpory tłumiące. Z eksperymentu wynika, że w przypadku obróbki półfabrykatów o dużej krzywiznie początkowej (1,5 mm na 1 m długości), bardziej celowe jest zastosowanie wszystkich podtrzymek, działających w trybie tłumienia. Sztywne podtrzymki podczas zamocowania powodują przemieszczenie osi półfabrykatu względem osi technologicznej obrabiarki w wyniku odkształcenia sprężystego części. Po obróbce i odmocowaniu półfabrykatu, jego odkształcenie sprężyste prowadzi do znaczącego błędu. W przypadku zastosowania podtrzymek tłumiących odkształcenie sprężyste półfabrykatu ulega zmniejszeniu.

Przy obróbce półfabrykatów mniej wypaczonych lepszy jest wariant przełączającymi się sztywno tłumiącymi podporami.

Przeprowadzono analizę schematów zamocowania półfabrykatu o małej sztywności w urządzeniu do stabilizacji jego osi metodą parametrów początkowych. Uzasadniono zastosowanie różnych kombinacji podpór i wybór racjonalnego miejsca rozmieszczenia podtrzymek sztywnych i (lub) tłumiących, co zwiększa stacjonarność procesu obróbki oraz poprawia jakość kształtowania obrabianej powierzchni. Przy zastosowaniu układu stabilizacji osi części typu wał o małej sztywności, na operacjach obróbki mechanicznej w jednym przejściu i zastosowaniu intensywnych parametrów obróbki, w wyniku sterowania półfabrykatem o małej sztywności, można uzyskać dokładność poniżej 50  $\mu\text{m}$  oraz chropowatość nie większą niż  $Ra$  6,3  $\mu\text{m}$ . Opracowane urządzenie wdrożono do obróbki wałów wirników. Przy łożyskach w *PSH* nie kulkowych a igiełkowych, można praktycznie uzyskać kształt przemieszczenia części o małej sztywności w postaci czystej sinusoidy, co zwiększa stacjonarność procesu skrawania.

Opracowano konstrukcję podukładu półfabrykatu, na bazie samoosiujących podtrzymek hydraulicznych, umożliwiającą zwiększenie sztywności poprzecznej półfabrykatu w procesie obróbki od 3,5 do 4 razy.

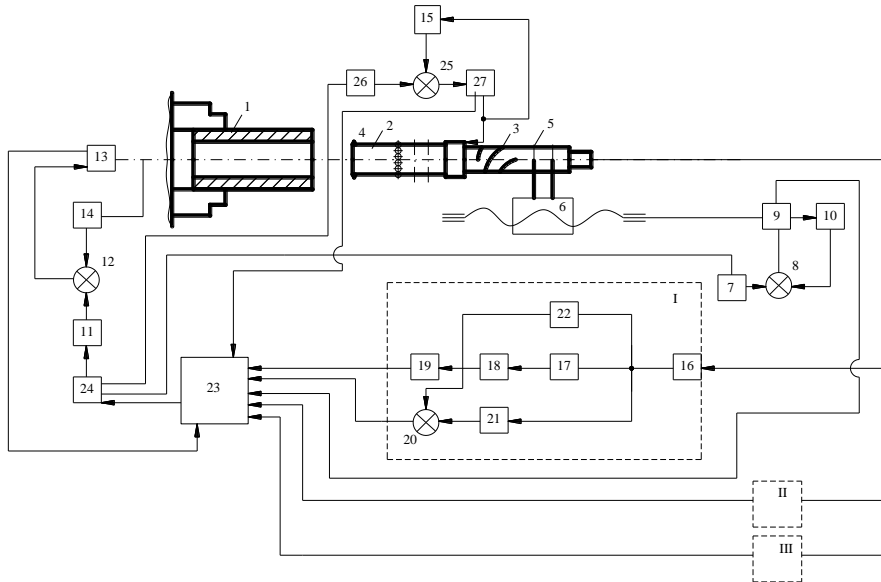
Teoretyczne uzasadnienie zastosowania dźwigniowych tłumików wibracji do wytworzenia stanu sprężysto-odkształcalnego części o małej sztywności oraz zasady sterowania dodatkową siłą, działającą na część praktycznie bezpośrednio w strefie skrawania i eliminującą jej odkształcenia przedstawiono w pracach [148, 152].

### 4.3. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem

Schemat funkcjonalny urządzenia jest przedstawiony na rysunku 4.9. Urządzenie przedstawia sobą zamknięty układ technologiczny zawierający: część obrabianą 1; wytaczadło 2 z przetwornikiem falowym wykonanym w postaci kanałków śrubowych 3, o zmiennym skoku, zmniejszających się do miejsca ustawienia płytki skrawającej z węglika spiekane; kołnierze 5, umiejscowione z przeciwległej strony narzędzia w punktach węzłowych wytaczadła falowego 2, do mocowania narzędzia do suportu 6 obrabiarki; regulowany napęd posuwu z szeregowo połączonymi: nastawnikiem 7 wielkości posuwu, schematem sterowania 8 i napędem elektrycznym 9 z czujnikiem sprzężenia zwrotnego 10, podłączonym do drugiego wejścia schematu sterowania 8; napęd mechanizmu zwrotnego ruchu głównego składający się, analogicznie do napędu posuwu, z równolegle połączonych: zadajnika sterującego 11 obrotami półfabrykatu 1, schematu porównania 12 i napędu elektrycznego 13 z czujnikiem 14 sprzężenia zwrotnego odnośnie prędkości, którego wyjście jest połączone z drugim kanałem schematu sterowania 12.

Obwód regulowania siły odkształcenia zawiera: napęd 22 siły odkształcenia plastyczno-powierzchniowego w funkcji wysunięcia odkształcających elementów z szeregowo połączonym nastawnikiem 24 wielkości siły, schematem porównania 25 i napędem hydraulicznym 26 z czujnikiem 27 sprzężenia zwrotnego, podłączonym do drugiego wejścia schematu porównania 25. Dwa identyczne kanały rejestracji parametrów technologicznych, składają się z szeregowo podłączonego do nich przetwornika 15 rejestracji prędkości drgającej lub przyspieszeń w kierunku działania osiowej lub stycznej składowej siły skrawania na swobodnej części wytaczadła 2.

Urządzenie zawiera również: wzmacniacz wstępny 16, przezbrajany wąsko zakresowy filtr 17, detektor 18, blok uśredniania (integrator) 19 i schemat porównania 20 z podłączonym do drugiego wejścia nastawnikiem 21 dodatkowej wielkości kontrolowanego parametru. Kanały zawierają także układ automatycznego nastawiania 17, według wartości dopuszczalnej kontrolowanych parametrów, charakteryzujących stan i warunki przebiegu procesu skrawania z bloku uśredniania 19 i nastawnika 21.



**Rys. 4.9. Schemat funkcjonalny układu sterowania automatycznego rozciąganiem otworów głębokich: 1 – półfabrykat, 2 – wytaczadło, 3 – kanały śrubowe, 4 – płytki skrawające, 5 – kolnierze, 6 – suport obrabiarki, 7 – nastawnik, 8 – schemat sterowania, 9 – napęd elektryczny, 10 – czujnik sprężenia zwrotnego, 11 – zadajnik sterujący, 12 – schemat porównania, 13 – napęd elektryczny, 14 – czujnik sprężenia zwrotnego, 15 – przetwornik, 16 – wzmacniacz wstępny, 17 – filtr, 18 – detektor, 19 – integrator, 20 – schemat porównania, 21 – nastawnik, 22 – napęd elektryczny, 23 – rejestrator, 24 – nastawnik, 25 – schemat porównania, 26 – napęd hydrauliczny, 27 – czujnik sprężenia zwrotnego [157]**

W skład urządzenia wchodzi także rejestrator 23 umożliwiający rejestrację i kontrolę wizualną, przekaźnik-regulator automatycznego sterowania napędami ruchów głównych i pomocniczych jak również siłą odkształcania, a także przełącznik 24 rodzaju prac powiązany z wejściami sterowanymi nastawników 7, 11 i 24 odpowiednio napędu: posuwu, ruchu głównego i hydraulicznego. Wyjściowymi sygnałami urządzenia są: trzy wyjściowe użyteczne sygnały w każdym kanale diagnostycznym, zdejmowane z wyjścia bloków 20, 21, 22, a także sygnały zdejmowane z wyjścia bloków 9 i 13, odpowiadające mocy aktywnej napędu posuwu, napędu ruchu głównego i napędu regulowania wysunięcia odkształcających elementów, funkcjonalnie wiążące napęd posuwu z osiową składową siłą skrawania, napęd ruchu głównego z momentem skręcającym oraz napęd hydrauliczny z siłą odkształcania odsadзки. Napięcie na wyjściu bloku 19 jest funkcjonalnie powiązane z wartościami bieżącymi kontrolowanego parametru w pierwszym kanale: amplitudową wartością wzdłużnej siły drgającej płytek skrawających 4, ich obciążeniem cyklicznym, a w kanale drugim: z diagnostyką ich stanu i warunkiem przebiegu procesu

skrawania. Napięcie na wyjściu bloku 20 pojawia się przy przekroczeniu dopuszczalnych wartości kontrolowanych parametrów, określanych automatycznie przez nastawnik 21 w każdym kanale w procesie samouczenia urządzenia przy kontrolnej obróbce części.

Sygnaly o wartości momentu skręcającego i siły osiowej mogą być kształtowane przy pomocy odpowiednich reakcji części elektrycznej napędów ruchów głównego i pomocniczego, wbudowanych odpowiednio w regulowane napędy 9 i 13. Sygnał o wartości siły odkształcenia jest przekazywany z czujnika dynamometrycznego w postaci sprężystej tulei z czujnikiem tensometrycznym.

W celu automatycznej optymalizacji procesu skrawania według określonego kryterium z jednoczesną diagnostyką stanu i warunków jego przebiegu przełącznik 24 jest połączony z wyjściami bloków 20, 21, 22 kanałów.

Na wytaczadle 2 z przetwornikiem falowym obok płytek skrawających 4 mogą być zamocowane dwie płytki z węglika spiekane 25, wykonane w postaci płaskich wgłębników o długości  $\lambda_{wz}/16$  ze standardowymi promieniami zaokrąglenia (przy jednonożowej obróbce wykańczającej). Głowica do odkształcania plastycznego powierzchniowego na chwycie posiada połączenie gwintowe 26 i cylindryczną szyjkę do posadowienia 27.

W procesie obróbki części 1 narzędziem skrawającym 2, synchronizację i wzmocnienie wysokoczęstotliwościowych drgań kompleksowych powodujących przemieszczenie klinów skrawających płytki 4 uzyskuje się za pomocą przetwornika falowego nastawienia rezonansowego całego wytaczadła falowego 2 zamocowanego w punktach węzłowych 5 do suportu 6.

Parametry obróbki, wielkość posuwu narzędzia 2, częstość obrotowa (wrzeciona) części 1, wysunięcie elementów odkształcających w funkcji ciśnienia w układzie hydraulicznym są automatycznie w sposób płynny zmieniane przy pomocy napędów regulowanych. Rejestracja prędkości drgającej narzędzia 2 jest realizowana przy pomocy przetwornika 15 rejestracji kompleksowych drgań ultradźwiękowych, umiejscowionego od strony niezamocowanego końca wytaczadła. Kształtowanie wskaźników diagnostycznych i sygnałów sterujących napędami i procesem technologicznym jest całościowo realizowane przy pomocy dwóch identycznych kanałów zawierających w sobie bloki 16-24.

Razem ze wzmocnieniem i synchronizacją przemieszczeń drgających, rezonator falowy-przetwornik przekształca drgania wzdluzne w kompleksowe z przewagą składowej skrętniej przy pomocy dwóch nachylonych kanałków śrubowych 3 o długości  $(\lambda_p/2n)$ , gdzie  $n = 1, 2, 3$ , ze zmiennym skokiem zmniejszającym się w kierunku węzła mocowania ostrza skrawającego płytki 4 i jednakowo oddalonych od siebie wgłębników 15.

Adaptacja automatyczna do zmiany obciążenia narzędzia skrawającego jest realizowana przy pomocy regulowanych napędów posuwu, ruchu głównego i siły odkształcania sterowanej według sygnałów zbieranych przez kanały diagnostyczne oraz w oparciu o dane o mocy na napędzie ruchu głównego i sile odkształcenia sterowanej przełącznikiem-regulatorem rejestratora wielowejściowego 24.

Stabilizacja minimalnej wartości momentu lub składowej osiowej siły skrawania ( $F_x$ ), na przykład, przy zwiększeniu zużycia jest realizowana przełączeniem bloku 24 rodzaju prac. Blok 24 łączy sterowane wejścia nastawników 7, 11 z wyjściem rejestratora wielowejsiowego 23, zmieniającego prędkość skrawania lub prędkość posuwu w funkcji przyrostu sygnałów sterujących, ukształtowanych przez reakcje części elektrycznej napędów 9 i 13, a także w funkcji przyrostu wielkości ciśnienia w układzie hydraulicznym oraz wartości zużycia, rejestrowanego przez drugi kanał diagnostyczny jako ograniczenia obróbki lub w funkcji zmniejszenia sygnału wyjściowego, powiązanego funkcjonalnie ze zmniejszeniem efektywności samowzbudzenia przetwornika falowego 2, tj. jego tłumieniem.

Nastawienie na najbardziej informacyjne częstotliwości spektrum przemieszczeń drgających narzędzia, związane ze zużyciem narzędzia skrawającego, jakością kształtowania powierzchni obrobionej części, a także wartością amplitudowej prędkości drgającej ostrzy skrawających narzędzia, jest realizowane w każdym kanale w procesie samouczenia przy obróbce kontrolnej przy pomocy układu 22 nastawienia automatycznego filtra 17 i nastawnika 21 według maksymalnej wartości sygnału wyjściowego, zdejmowanego z wyjścia bloku uśredniania (integratora) 19. Rejestracja wartości bieżącej kontrolowanych parametrów na wyjściu bloków 9, 13 i 19 w każdym kanale, ich dopuszczalnej wartości na wyjściu bloków 21, a także sygnału różnicowego na wyjściu układu porównania 20 oraz sygnałów z napędów posuwu, ruchu głównego i siły odkształcenia, jest realizowana przez rejestrator wielowejsiowy 23.

Diagnostyka wieloparametryczna i współczesne sterowanie automatyczne obróbką mechaniczną umożliwiają znaczące zwiększenie dokładności i jakości produkowanych wyrobów oraz całkowitej wydajności. Zastosowanie falowej głowicy siłowej z regulatorem-przetwornikiem umożliwia wykonywanie wytaczadłem 2 w trakcie skrawania również odkształcenia plastycznego powierzchniowego (OPP), poprawianie osi półfabrykatu w wyniku dodatkowego wprowadzenia płytek z węglików spiekanych 25, tworzących łącznie ze ostrzem skrawającymi płytki 4 równoboczny zrównoważony trójkąt siłowy. Zamocowanie głowicy siłowej do przetwornika falowego 2 jest wykonywane przy pomocy połączenia śrubowego 26 i cylindrycznej szyjki do posadowienia 27, która zapewnia niezawodny kontakt akustyczny do przekazywania drgań kompleksowych z dominacją składowej skrętnej. W związku tym ogólną długość głowicy siłowej wybiera się równą długości składowej skrętnej. Ponieważ w przypadku składowej wzdłużnej drgań po długości, głowica siłowa wnosi znaczny ekwiwalentny (sztywnościowy) opór, to płytki z węglików spiekanych 25 są umieszczane bezpośrednio na początku kanałków przetwornika falowego wytaczadła 2 w pobliżu źródła wzbudzenia i przekształcania, co znacznie podwyższa dokładność.

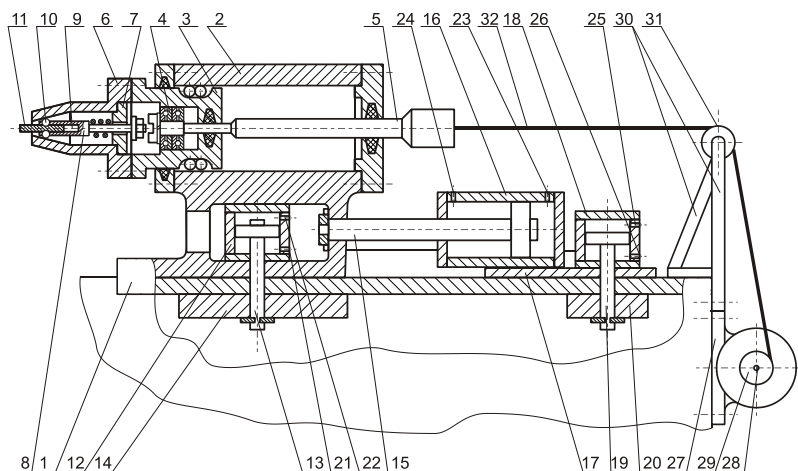
Wzbudzenie przy pomocy mechanicznego rezonatora falowego-przetwornika kompleksowych drgań ultradźwiękowych z przewagą składowej skrętnej umożliwia przeprowadzenie jakościowej adaptacji ostrza skrawającego w kierunku obrotów półfabrykatu (prędkości skrawania) i w kierunku posuwu wzdłużnego  $f$ . Przewaga

składowej skrętnej nad wzdłużną składową drgań wysokoczęstotliwościowych, wynika z różnicy prędkości skrawania i prędkości posuwu w procesie obróbki mechanicznej.

#### 4.4. Środki technologiczne automatyzacji i sterowania stanem sprężysto-odkształcalnym części o małej sztywności

Przy uwzględnieniu przeprowadzonych badań wykonano modernizację i opracowano nowe konstrukcje koników obrabiarek do zautomatyzowanej i konwencjonalnej obróbki wałów o małej sztywności z przyłożeniem siły rozciągającej.

Mechanizm naciągu w urządzeniu i układzie sterowania automatycznego jest wykonany w postaci konika tokarki, którego konstrukcję pokazano na rysunku 4.10.



Rys. 4.10. Konik tokarki [218]

Na łożu I obrabiarki jest posadowiony konik 2, wewnątrz którego znajduje się mająca możliwość obrotu tuleja 3, w której na łożysku oporowym 4 jest ustawiony naciąg osiowy 5. Tuleja 3, na sztywno jest połączona z korpusem 6. W korpusie zamontowano kołnierz 7 z rowkiem, w którym przemieszcza się osadzony na sprężynie wał 8. Na końcu wału 8 w separatorze sprężystym 9 umieszczone są kulki 10. W korpusie konika 2 ustawiono siłownik zamocowania konika 12, tłoczek 13, które przez łożo I połączone jest z zaciskiem 14. Korpus konika 2, na sztywno połączono z tłoczkiem 15, siłownika automatycznego przemieszczenia konika do określonego położenia na łożu I, przy przezbrajaniu do obróbki części o innych wymiarach. Korpus siłownika 16 poprzez płytę 17 jest złączony na sztywno z siłownikiem położenia 18. Tłoczek tego siłownika przez łożo I związane jest z zaciskiem 20. Przez kanały 16-21 jest doprowadzany czynnik roboczy do przestrzeni tłokowych odpowiednich siłowników.



Na łożu I znajduje się silnik elektryczny 27. Na wale 28 silnika elektrycznego 27 na sztywno zamocowane jest koło ciągnowe 29. Na łożu I obrabiarki zamocowany jest również wspornik 30, na którym znajduje się, posiadający możliwość obrotu, wałek oporowy 31. Naciąg osiowy 5 powiązany jest z kołem ciągnowym 29, wału 28 silnika elektrycznego 27, elastyczną linką 32, stykającą się z wałkiem oporowym 31.

Wstępnie, w zależności od długości części, ustawia się konik 2 na obrabiarce w odpowiednim położeniu, przy tym czynnik roboczy przez kanał 22 zasila przestrzeń tłokową siłownika 12. Tłoczysko 13 przemieszcza się do dołu i zwalnia zacisk 14. Jednocześnie czynnik roboczy kanałem 26 jest podawany do przestrzeni tłokowej siłownika ustalenia położenia 18, przy tym tłok przemieszcza się i przez tłoczysko 19 oraz zacisk 20 ustala płytę 17 z siłownikiem 16, a tłoczysko 15 przemieszcza konik do wymaganego położenia.

Czynnik roboczy przez kanał 21 jest podawany do przestrzeni tłokowej siłownika 12, tłoczysko 13 z zaciskiem 14 przemieszcza się do góry i mocuje konik 2 na łożu I obrabiarki. Część umieszczana jest we wrzecionie i koniku o zacisku kulowym 2. Przy tym w wyniku obrotu części i wału 8, część wstępnie jest zaciskana kulkami 10. Na silnik elektryczny jest podawane napięcie od sterownika, przy tym wał 28 zaczyna obracać się i na koło ciągnowe 29 jest nawijana elastyczna lina 32, której drugi koniec łączy się przez wałek oporowy 31 z naciągiem osiowym 5. Osiowa siła rozciągająca przekazywana jest na część przez elastyczną linkę 32 i naciąg osiowy 5. Element obrabiany jest ostatecznie zaciskany i obciążany osiową siłą rozciągającą, po czym następuje proces obróbki.

W procesie obróbki zmienia się napięcie na wejściu silnika elektrycznego 27 i jednocześnie stabilizowana jest wartość siły rozciągającej, zarówno przy ustalonym, jak i przejściowym trybie pracy.

Po zakończeniu obróbki zdejmowane jest napięcie z silnika elektrycznego 27 i zacisk części jest zwalniany.

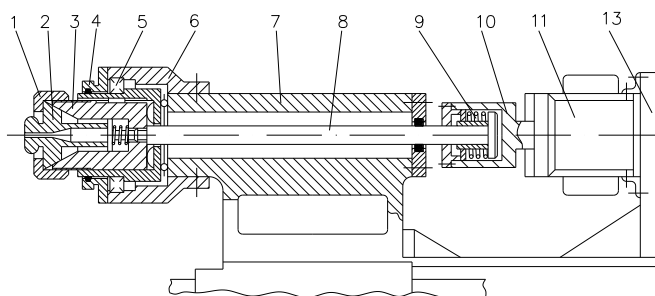
Wykorzystanie opracowanej konstrukcji konika tokarki umożliwiła stabilizowanie, z dużą dokładnością, wartości osiowej siły rozciągającej, w wyniku tego zwiększa się dokładność obróbki wałów o małej sztywności. Konstrukcja konika ulega przy tym znacznemu uproszczeniu w porównaniu ze znanymi rozwiązaniami.

Wyniki badania eksperymentalnego charakterystyk dynamicznych układu, w trakcie którego były analizowane procesy przejściowe w układzie według oddziaływania sterowniczego i zakłócającego, wystarczająco dobrze odpowiadają uzyskanym podczas obliczeń.

W trakcie badań eksperymentalnych ustalono, że w przypadku części o średnicy  $d < 6$  mm i stosunku długości do średnicy  $L/d > 20$  odkształcenia sprężyste przy toczeniu z zastosowaniem układu sterowania automatycznego i oddziaływaniem sterowniczym w postaci przykładanej osiowo siły rozciągającej można zmniejszyć nawet dwudziestokrotnie. W przypadku części o średnicy

$d > 6$  mm bardziej racjonalne jest sterowanie stanem sprężyste–odkształcalnym części w wyniku rozciągania mimośrodowego. Odkształcenia przy tym mogą ulec dwukrotnemu zmniejszeniu, w porównaniu z rozciąganiem osiowym:  $d = 6\text{--}14$  mm,  $L/d > 20$ . Dodatkowe sterowanie momentem zginającym, powstającym w wyniku nieosiowego przyłożenia siły rozciągającej zwiększa o rząd wielkości dokładność kształtu części [203, 204].

Do obróbki wałów skrętnych o małej sztywności i elastycznych wałów, przyrządów o średnicach od 0,2 do 3,0 mm i długości  $L = 25\text{--}100$  mm, opracowano konstrukcję konika o napędzie elektromagnetycznym, umożliwiającą uzyskanie siły obciążenia 500 N (rys. 4.11) [204]. W pokrywie 6 korpusu 7 znajduje się mająca możliwość obrotu tuleja 4 w łożysku 5. W tulei 4 umieszczono, z możliwością przemieszczania osiowego, tuleję 3 z tuleją zaciskową 2.



**Rys. 4.11. Konik tokarki o napędzie elektromagnetycznym [204]**

Tuleja zaciskowa 2 jest osadzona na sprężynie 15 odnośnie tulei 3. Nakrętka 1 jest przeznaczona do zacisku tulei zaciskowej 2 w tulei 3. Nakrętka 4 służy do regulacji łożysk 5 i 13. Tuleja 3 poprzez ciągną 8 oraz łożysko oporowe 9 jest połączona z twornikiem elektromagnesu 11. Elektromagnes 11 znajduje się na wsporniku 12 połączonym na sztywno z korpusem 7 konika.

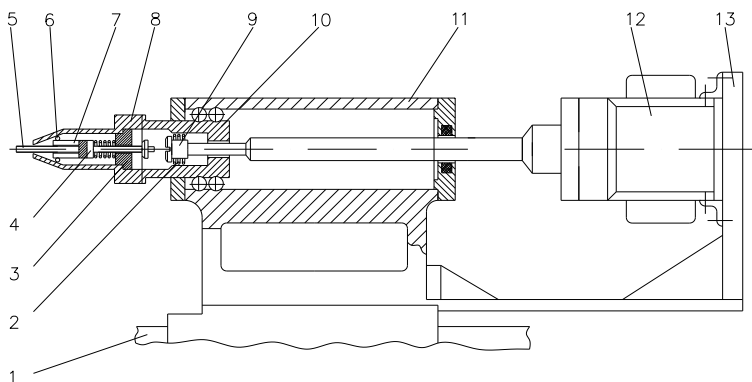
Przed rozpoczęciem pracy konik jest ustawiany w wymaganym położeniu na prowadnicach obrabiarki po zamocowaniu końca części w uchwycie wrzeciennika, a drugiego końca w tulei zaciskowej 2.

Przy obrocie nakrętki 1 tuleja zaciskowa 2 przesuwa się względem tulei 3 i część jest zaciskana. Po włączeniu napędu ruchu głównego jest podawane napięcie na uzwojenia elektromagnesu 11, którego twornik 10 jest wsuwany do cewki; część poprzez ciągną 8, tuleję 3, tuleję zaciskową 2 jest obciążana siłą rozciągającą, co zwiększa jej sztywność statyczną i zmniejsza odkształcenia.

W procesie obróbki jest regulowana siła rozciągająca w wyniku zmiany napięcia na uzwojeniach elektromagnesu 11, za pomocą tyrystorowego przetwornika napięcia, w funkcji położenia ostrza względem części lub w funkcji odkształceń części.

Konstrukcja konika obrabiarki z zaciskiem kulowym [204] do obróbki części z zastępczymi bazami technologicznymi jest przedstawiona na rys 4.12. W korpusie 11, umiejscowionym na łożu 1, z możliwością obrotu, znajduje się wydrążona tuleja 10.

Wewnątrz tulei 10 w łożysku oporowym 2 znajduje się cięgno 9. Tuleja 10 na sztywno jest połączona ze stożkiem dociskowym 8, wewnątrz którego znajduje się kołnierz z rowkiem bagnetowym. W rowku przemieszcza się osadzony na sprężynie wał 4. Na końcu wału w sprężystym separatorze znajdują się kulki 6.



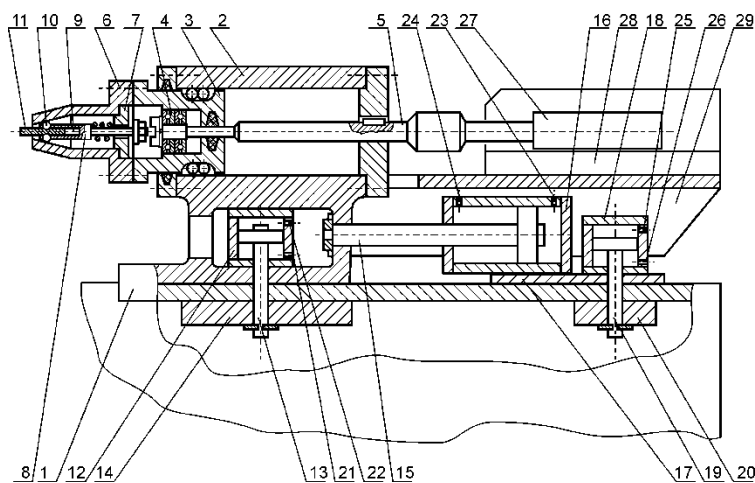
**Rys. 4.12. Konik tokarki z zaciskiem kulowym [204]**

Cięgno 9 jest połączone z twornikiem elektromagnesu 12, który na spawanym wsporniku jest przymocowany na sztywno do korpusu 11 konika. Przy ustawianiu i zdejmowaniu część 5 jest przemieszczana na prawo, kulki 6 rozchodzą się przy obrocie wału 4 w rowku bagnetowym kołnierza 3, w wyniku działania sprężyny następuje wstępny zacisk części 5 kulkami 6. Po włączeniu napięcia na uzwojenie elektromagnesu 12, część jest zaciskana i obciążana siłą rozciągającą. W celu zwiększenia zakresu przykładanych sił rozciągających napęd elektromagnetyczny może być zastąpiony pneumatycznym, hydraulicznym lub elektromechanicznym i siłowymi główkami zaciskowymi typu „Priz-TB-05” o wyjściu napinającym.

Konstrukcję konika tokarki z silnikiem liniowym przedstawiono na rysunku 4.13 [209].

Na łożu 1 tokarki zamocowano korpus 2 konika, wewnątrz którego znajduje się wydrążona, mająca możliwość obracania się, tuleja 3, w której w łożysku oporowym 4 jest zamocowane cięgno osiowe 5. Tuleja 3 połączona jest na sztywno ze stożkiem 6, na którym jest zamontowany kołnierz 7, z wpustem bagnetowym, w którym przemieszcza się umieszczony na sprężynach wał 8. Na końcu wału 8, w sprężystym separatorze 9, rozmieszczono kulki 10, umożliwiające wstępne zamocowanie części 11.

W korpusie 2, konika znajduje się cylinder 12, mocowania konika, sworzeń tłoka 13, który poprzez łożę 1 jest połączony z zaciskiem 14. Korpus 2 sztywno jest połączony ze sworzniem 15 cylindra siłowego 16, automatycznego przemieszczenia konika w wymagane położenie, poprzez płytę 17, na sztywno jest połączony z cylindrem pozycjonowania 18. Sworzeń 19, tłoka cylindra 18, przez łożę 1, jest połączony z zaciskiem 20. Kanały 21–26 służą do doprowadzania czynnika roboczego do komór odpowiednich cylindrów.



**Rys. 4.13. Budowa konika tokarki o napędzie elektromechanicznym w postaci elektrycznego silnika liniowego [209]**

Mechanizm rozciągania części jest wykonany w postaci elektrycznego silnika liniowego, którego bieznik 27, jest sztywno połączony z ciągnem osiowym 5, a induktor 28, zamocowany na sztywno na wsporniku 29, korpusu 2 konika.

Wstępnie, w zależności od długości części, ustawia się w odpowiednim położeniu konik 2, na łożu 1. W tym celu czynnik roboczy przez kanał 22 jest podawany do komory cylindra 12. Tłok przemieszcza się do dołu i razem ze sworzniem 13, zwalnia zacisk 14. Jednocześnie, czynnik roboczy przez kanał 26, jest podawany do komory trzonowej cylindra 18. Tłok przemieszcza się i przez sworzeń 19 oraz zacisk 20 ustala płytę 17 z cylindrem 16 przemieszczania konika 2 po łożu 1. Przez kanał 23 czynnik roboczy jest podawany do komory cylindra 16, sworzeń 15 przemieszcza konik 2 do wymaganego położenia.

Czynnik roboczy przepływa kanałem 21 do komory cylindra 12, sworzeń 13 i zacisk 14, przemieszczają się do góry i mocują konik 2, na łożu 1 obrabiarki.

Część 11 jest umieszczana we wrzecionie i w koniku 2 o kulkowym zacisku. Wstępny zacisk jest realizowany kulkami 10, w wyniku obrotu części 11 i wału 8.

Na induktor 28 jest podawane napięcie ze sterowanego przetwornika siłowego, przy tym bieznik 27 zaczyna przemieszczać się w odpowiednim kierunku, przez ciągnę 5, przemieszczania bieznika, jest wytwarzana osiowa siła

rozciągająca, przy tym część 11 mocowana jest ostatecznie i obciążana osiową siłą rozciągającą, co zwiększa sztywność układu technologicznego, po czym jest wykonywana obróbka części o małej sztywności 11.

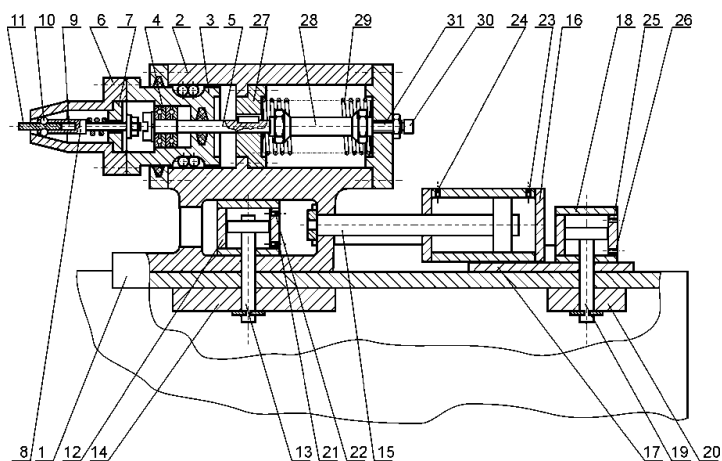
W procesie obróbki jest regulowane napięcie na wejściu induktora 27 silnika liniowego oraz jednocześnie regulowana i stabilizowana wielkość siły rozciągającej, zarówno przy ustalonym, jak i przejściowym trybie działania. Po zakończeniu cyklu obróbki jest zdejmowane napięcie z induktora 27, silnika liniowego oraz siła rozciągająca i następuje odmocowanie części.

Zastosowanie konika obrabiarki o proponowanej konstrukcji umożliwia, przy osiągnięciu wysokiej dokładności, regulowanie i stabilizowanie wartości siły rozciągającej, a także zwiększenie dokładności obróbki części o małej sztywności. Konstrukcja konika ulega przy tym znacznemu uproszczeniu, w porównaniu do znanych, co zwiększa niezawodność jego eksploatacji.

Konik może być zastosowany na operacjach toczenia, szlifowania oraz frezowania, odpowiednich kształtów wałków o małej sztywności w stanie sprężycie-odkształcalnym. Zaletą konika jest zwiększenie niezawodności jego działania w trakcie długotrwałej eksploatacji, osiągnięcie wysokiej dokładności regulowania i stabilizowania wielkości siły rozciągającej oraz zwiększenie dokładności obróbki części o małej sztywności. Konik ma konstrukcję znacznie prostszą w porównaniu do rozwiązań znanych.

Konstrukcja konika przedstawiona na rysunku 4.14 różni się od przedstawionej wcześniej (rys. 4.13) tym, że w nim mechanizm rozciągania obrabianej części jest wykonany w postaci muskułu pneumatycznego firmy „FESTO” [210].

Mechanizm rozciągania wału jest wykonany w postaci stabilizatora 27, eliminującego możliwość obrotu muskułu pneumatycznego 28, umieszczonego wewnątrz sprężyny 29, korpusu 2 konika, i połączonego z ciągnem 5. Sprężyna 29 umożliwia powrót w położenie początkowe po wyłączeniu zasilania pneumatycznego przez przyłączy 30 adaptera 31.

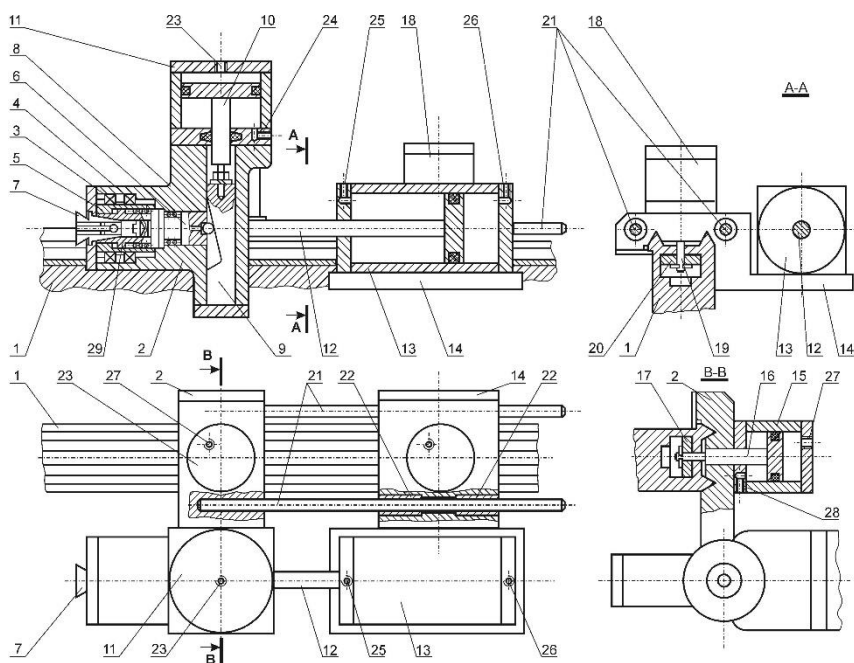


Rys. 4.14. Konik z muskułem pneumatycznym [217]

Konik obrabiarki działa analogicznie do wcześniej przedstawionego, a różnica polega na tym, że sprężone powietrze przez złączkę rurową 30 adaptera 31 jest podawane do muskułu pneumatycznego 28, umieszczonego wewnątrz sprężyny 29 korpusu 2. Ciężno 5 przez stabilizator 27, eliminujący możliwość obrotu, obciąża siłą rozciągającą tuleję 3 i ma miejsce ostateczne zamocowanie części 11 oraz obciążenie jej osiową siłą rozciągającą, co zwiększa sztywność układu technologicznego.

W procesie obróbki części o małej sztywności 11 jest regulowane ciśnienie czynnika roboczego, podawanego wewnątrz muskułu pneumatycznego 28 oraz jednocześnie jest regulowana i stabilizowana wartość siły rozciągającej, zarówno przy trybie pracy ustalonym jak i przejściowym. Efekt zastosowania tego rozwiązania konstrukcyjnego polega na tym, że eliminowane są ruchome mechanizmy i zwiększeniu ulega niezawodność działania urządzenia.

Do realizacji sposobu technologicznego sterowania dokładnością obróbki wałków sprężysto-odkształcalnych przy zginaniu wzdłużno-poprzecznym opracowano konstrukcję konika tokarki (mod. *TPK – 125M*), do obróbki wałów o małej sztywności, z napędem pneumatycznym – rysunek 4.15.



**Rys. 4.15. Konstrukcja konika tokarskiego z napędem pneumatycznym [217]**

Konik tokarki do obróbki wałków o małej sztywności, w skład którego wchodzi korpus 2, jest umiejscowiony na łożu 1 (rys. 4.15). Na korpusie 2 jest ustawiona, mająca możliwość obrotu na łożysku 3 (promieniowo-oporowym)

i 4 (oporowym), tuleja 5. W tulei 5 umieszczono, posiadający możliwość przemieszczania osiowego, stożek zaciskowy 6, z jednej strony współdziałający z tuleją sprężynującą 7, a z drugiej, poprzez element oporowy w postaci kulki 8, z suwakiem 9. Suwak 9 jest w sposób sztywny połączony z tłoczyskiem 10 siłownika zacisku części 11. Korpus 2 jest ustawiony na podstawie 14, ruchomej względem łoża 1. Do korpusu 2 przymocowano siłownik 15 z tłoczyskiem 16, wyposażonym w zacisk 17 do ustalania korpusu 2, konika na łożu obrabiarki 1. Na podstawie 14 znajduje się siłownik 18, do ustalania podstawy 14 na łożu obrabiarki 1. Korpus 2 poprzez prowadnice cylindryczne 21 połączono z podstawą 14 i ma możliwość przemieszczania się w tulejach 22 względem podstawy 14 i łoża 1. Kanały 23-28 są przeznaczone do doprowadzania czynnika roboczego, do przestrzeni tłokowych odpowiednich siłowników. Sprężyna 29 służy do przemieszczania, po zdjęciu obciążenia, stożka zaciskowego 6, do położenia początkowego.

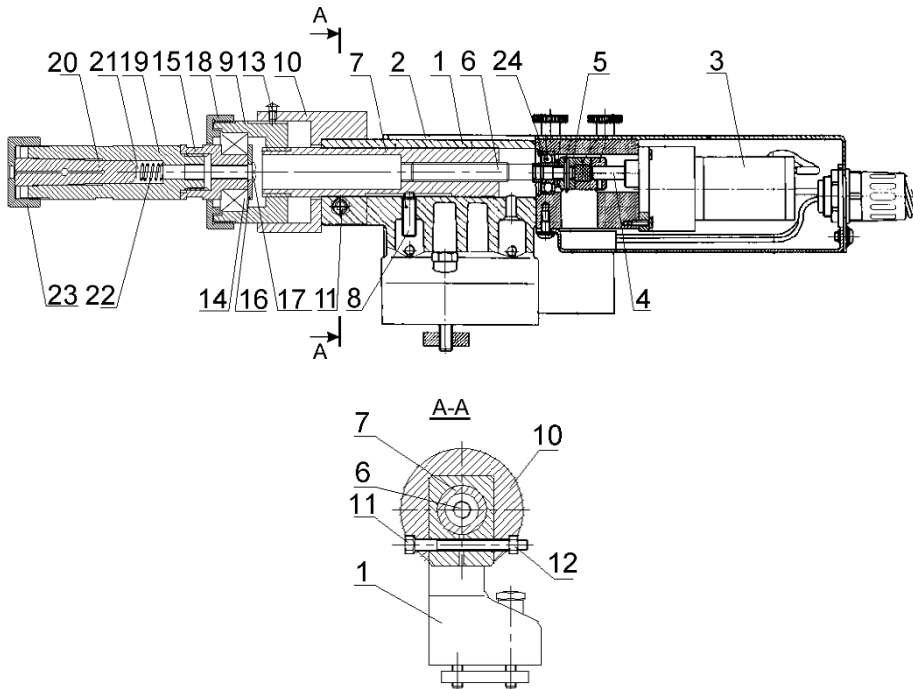
Urządzenie działa w następujący sposób. Wstępnie, w zależności od długości części, podstawa 14 jest ustawiana na łożu 1 obrabiarki. W tym celu czynnik roboczy jest podawany do odpowiedniej przestrzeni tłokowej siłownika 18, przy tym tłoczysko z zaciskiem 20 przemieszcza się do góry i zamocowuje podstawę 14, z siłownikiem 13, przemieszczania korpusu 2 i naprężenia części na łożu obrabiarki 1. Przez kanał 26 czynnik roboczy podawany jest do przestrzeni tłokowej siłownika 13, trzpień 12 przemieszcza korpus 2 względem podstawy 14 do wymaganego położenia na łożu 1.

Zastosowanie prowadnic cylindrycznych 21, symetrycznych z trzpieniem 12, zapewnia właściwe prowadzenie korpusu 2 na łożu 1. Czynnik roboczy kanałem 28 przepływa do przestrzeni tłokowej siłownika 15. Tłok przesuwa się i przez tłoczysko 16 i przycisk 17 ustala korpus 2 z cylindrem 11 zacisku części na łożu 1. Część ustawiana jest w przedniej i tylnej tulei sprężynującej 7. Przez kanał 23 czynnik roboczy przepływa do przestrzeni tłokowej siłownika 11, suwak 9, na sztywno połączony z tłoczyskiem 10, przemieszcza się do dołu i przez element oporowy, w postaci kulki 8, powoduje przesunięcie osiowe w lewo stożka zaciskowego 6, w obracającej się tulei 5, przy czym stożek zaciskowy 6, swoją częścią stożkową działa na tuleję sprężynującą 7, do zacisku części w tulei sprężynującej. Po zaciśnięciu części w tulei sprężynującej 7, czynnik roboczy przez kanał 27 przepływa do przestrzeni tłokowej siłownika 13, jednocześnie trzpień 12, razem z korpusem 2, przemieszcza się na prawo po łożu 1 i prowadnicach cylindrycznych 21, w tulejach 22, podstawy 14. Obrabiana część jest obciążana osiową siłą rozciągającą, ponieważ trzpień 12 jest połączony z korpusem 2, współosiowo z tuleją sprężynującą 7. Po obciążeniu części osiową siłą rozciągającą czynnik roboczy jest podawany kanałem 28, do przestrzeni tłokowej siłownika 15. Tłoczysko 16 z zaciskiem 17 przesuwa się do góry i zamocowuje korpus 2 na łożu 1, po czym następuje obróbka wałka. Po zakończeniu procesu obróbki czynnik roboczy jest podawany do odpowiednich przestrzeni tłokowych siłowników. Obciążenie jest zdejmowane i część

uwalniana z zacisku. Wymiary konstrukcyjne konika umożliwiają przyłożenie siły rozciągającej do 2000 N

Konstrukcję konika tokarki *EMCO Concept Turn 55*, przeznaczonego do obróbki w stanie sprężysto-odkształcalnym dokładnych wałów o małej sztywności o niewielkich wymiarach, przedstawiono na rysunku 4.16 [221].

Konik obrabiarki składa się z korpusu 1, napędu elektromechanicznego 3 z wysokomomentowym silnikiem prądu stałego i reduktorem; sprzęgła 5 i łożysk 14, 24. Na łożu tokarki jest zamocowany korpus 1 konika, w obudowie 2 znajduje się napęd elektromechaniczny 3 z wałkiem 4, który poprzez sprzęgło 5 z wieńcem uzębionym, jest połączony z wałkiem gwintowanym 6 i ciągnem 7.



**Rys. 4.16. Konik tokarki z napędem elektromechanicznym [220]**

Wałek 6 umocowano wewnątrz obudowy 2, w łożysku 24. W rowek wpustowy cięgna 7 jest wkręcony wkręt 8. Cięgno 7 połączono z ruchomą tuleją 9, przemieszczającą się liniowo wewnątrz tulei 10. Tuleja 10 jest zamocowana na korpusie 1 śrubą 11 i nakrętką 12. W rowek wpustowy tulei 9 jest wkręcona śruba 13, wewnątrz tulei ruchomej 9, na łożysku promieniowo-oporowym 14, jest zamocowana tuleja 15. Łożysko 14 jest zabezpieczone z jednej strony podkładką 16 i śrubą 17, a z drugiej strony pokrywą 18. W tulei 15 jest zamocowana tuleja 19, w której znajduje się tuleja zaciskowa 20, działająca poprzez podkładkę 21 i sprężynę 22. Na końcu tulei 19 znajduje się pokrywa gwintowana 23.



W zależności od długości obrabianego wału o małej sztywności, konik 1 jest odpowiednio ustawiany na łożu tokarki. Jeden koniec wału, obrabianego o małej sztywności jest mocowany w uchwycie obrabiarki, a drugi jest umieszczany w tulei zaciskowej 20. Przy zakręcaniu pokrywy 23, tuleja zaciskowa 20 wsuwa się w tuleję 19, ściskając sprężynę 22. Napięcie zasilające na silniku elektrycznym 3, wprowadza w ruch obrotowy wał wyjściowy napędu elektromechanicznego 4 i przez sprzęgło 5 oraz wał gwintowany 6, powoduje przesunięcie liniowe ciągną 7. Ciągno 7 przez tuleję 9, łożysko oporowe 14, tuleje 15, 19 przekazuje przemieszczenie liniowe na tuleję zaciskową 20, powodując wstępne obciążenia elementów konika, ściskając przy tym sprężynę 22. Obrabiany wałek jest wprawiany w ruch obrotowy przez uchwyt obrabiarki. Ruch ten przez wałek jest przekazywany na tuleję zaciskową 20 i obracającą się tuleję 19. Łożysko oporowe 14 oraz tuleja 9, jest zabezpieczona przed ruchem obrotowym śrubą 13, co powoduje, że tuleja 9 może tylko przemieszczać się osiowo. W trakcie obróbki jest podawane napięcie zasilające na silnik 3 napędu elektromechanicznego, przy tym obracający się wał wyjściowy 4, przez sprzęgło 5, wał gwintowany 6, ciągną 7, tuleje 9, 15 i 19, tuleję zaciskową 20, obciąża obrabiany wałek o małej sztywności siłą rozciągającą, co powoduje zwiększenie jego sztywności i zmniejszenie odkształceń sprężystych oraz zwiększenie dokładności obróbki. W procesie obróbki regulacja napięcia, na wejściu wysokomomentowego silnika prądu stałego napędu elektromechanicznego 3, umożliwia jednocześnie regulowanie i stabilizowanie siły rozciągającej, w stanach ustalonych i przejściowych. Do regulacji wielkości siły rozciągającej zastosowano czujniki kierunku i liczby obrotów, które wchodzi w skład układu sterowania automatycznego, działającego z konikiem obrabiarki. Po zakończeniu cyklu obróbki ma miejsce zmiana polarności, podawanego na silnik 3 napędu elektromechanicznego, napięcia. Wał 4 zaczyna obracać się w kierunku przeciwnym i przez sprzęgło 5, wał gwintowany 6 przesuwają ciągną 7, w przeciwnym kierunku, a następnie przez tuleję 9, łożysko oporowe 14, tuleję 15 przekazuje przemieszczenie liniowe na tuleję 19, tym samym jest zdejmowane obciążenie siłą rozciągającą wałka o małej sztywności zamocowanego w tulei zaciskowej 20.

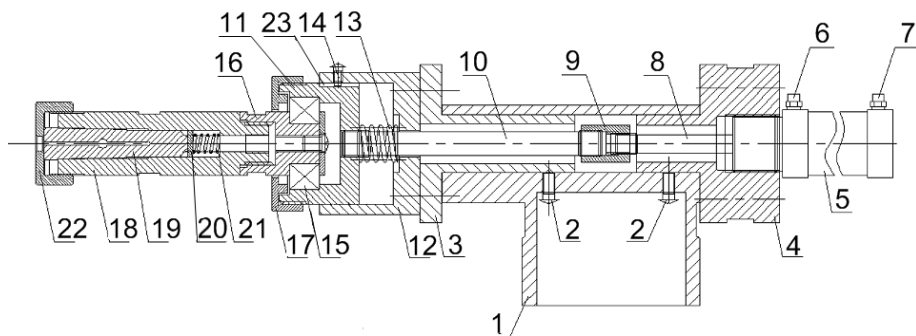
Przy odkręcaniu nakrętki 23, pod działaniem sprężyny 22, tuleja zaciskowa 20 przesuwa się w lewo wzdłuż osi tulei 18 i odmocowuje obrabiany wał o małej sztywności.

Konik charakteryzuje się dużą niezawodnością w trakcie długotrwałej eksploatacji, co umożliwia osiągnięcie wysokiej dokładności regulowania i stabilizacji wartości siły rozciągającej, przy obróbce miniaturowych, precyzyjnych elementów o małej sztywności.

Konstrukcję konika tokarki *EMCO Concept Turn 55* z napędem pneumatycznym, przeznaczonego do obróbki dokładnych wałów o małej sztywności i niewielkich wymiarach w stanie sprężysto-odkształcalnym przedstawiono na rysunku 4.17 [222].

Do korpusu 1 zamocowano, za pomocą śrub 2, podstawy 3, 4, przy czym w podstawie 4 jest zamontowany cylinder pneumatyczny 5 z króćcami 6, 7 do doprowadzania sprężonego powietrza do przestrzeni cylindrów. Trzpień 8, poprzez sprzęgło 9 i cięgno 10, jest połączony z ruchomą tuleją 11, z rowkiem wpustowym 23, umieszczoną wewnątrz nieruchomej tulei 12.

Na końcu cięgna 10 znajduje się sprężyna 13, a w tuleję 12 wkręcono śrubę 14, blokującą poprzez rowek wpustowy 23, ruch tulei 11. Wewnątrz tulei 11 na łożysku promieniowo-oporowym 15, zamocowano tuleję 16. Łożysko 15 jest zabezpieczone pokrywą 17. W tulei 16 jest zamocowana tuleja 18, w której znajduje się tuleja zaciskowa 19, działająca poprzez podkładkę 20 i sprężynę 21. Na końcu tulei 18 znajduje się gwintowana pokrywa 22.



**Rys. 4.17. Konik tokarki EMCO Concept Turn 55 z napędem pneumatycznym [221]**

Konik obrabiarki działa w następujący sposób. W zależności od długości obrabianego wału o małej sztywności, konik 1 jest ustawiany na łożu tokarki. Jeden z końców obrabianego wału o małej sztywności jest mocowany w uchwycie obrabiarki, a drugi – w tulei zaciskowej 19. Przy zakręcaniu pokrywy 22, tuleja zaciskowa 19 wsuwa się w tuleję 18, ściskając sprężynę 20. Przestrzeń cylindra pneumatycznego 5 są otwarte, co pozwala na swobodne przemieszczenie osiowe elementów konika w celu zamocowania wałka. Przez króciec 6, do przestrzeni cylindra 5, jest podawane sprężone powietrze w celu pierwotnego, wstępnego obciążenia elementów konika, przy tym sprężyna 13 jest ściskana. Obrabiany wałek jest wprawiany w ruch obrotowy przez uchwyt obrabiarki. Ten sam ruch przez wałek przekazywany jest na tuleję zaciskową 19 i obracającą się tuleję 18. Łożysko oporowe 15 oraz tuleja 11 są zabezpieczone przed ruchem obrotowym śrubą 14, co daje możliwość tulei 11 tylko osiowego przemieszczania się. Przy dalszym podawaniu powietrza sprężonego przez króciec 6 do przestrzeni cylindra pneumatycznego 5 jest realizowane rozciąganie osiowe obrabianego wału o małej sztywności, przekazywane przez trzpień 8 cylindra 5, sprzęgło 9, cięgno 10, ruchomą tuleję 11, tuleje 16, 18 i tuleję zaciskową 19. W ten sposób, obracający się obrabiany wałek o małej sztywności jest obciążony siłą rozciągającą, która

powoduje zwiększenie jego sztywności i zmniejszenie odkształceń sprężystych oraz zwiększenie dokładności obróbki.

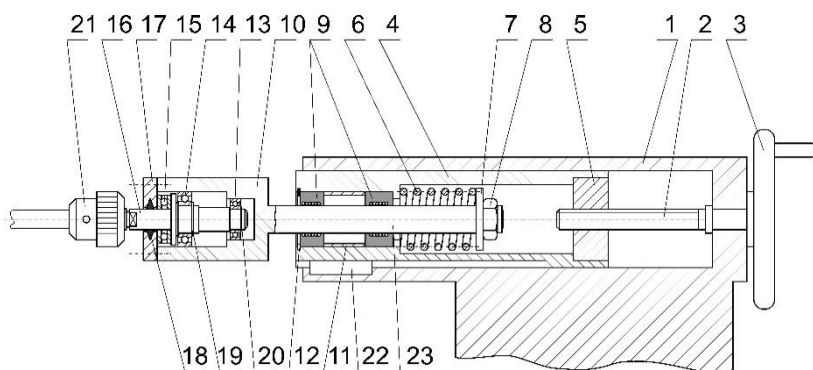
Po zakończeniu cyklu obróbki sprężone powietrze jest odprowadzane, z przestrzeni cylindra 5, przez króciec. Obciążenie elementów konika ulega zmniejszeniu.

Pod działaniem sprężyny 13, ruchoma tuleja 11 obraca się do położenia początkowego. Przy odkręcaniu nakrętki 22, pod działaniem sprężyny 21, tuleja zaciskowa 19 przesuwa się w lewo wzdłuż osi tulei 18 i następuje odmocowanie obrabianego wału o małej sztywności.

Korzystnym skutkiem takiego rozwiązania jest prosta i zwarta konstrukcja konika, niski koszt ewentualnego wykonania i jego zastosowania przy produkcji wałów precyzyjnych o małej sztywności na obrabiarkach, z wykorzystaniem układów sterowania automatycznego i obrabiarek sterowanych numerycznie.

W celu podwyższenia niezawodności technologicznej obróbki wałów sprężyste-odkształcalnych, w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej, opracowano kilka koników tokarki o prostej konstrukcji, z wykorzystaniem elementów sprężystych. Zastosowanie tego typu rozwiązań jest mało kosztowne i w zasadzie nie wymaga przebudowy tokarki. Przykładowe rozwiązanie przedstawiono na rysunku 4.18 [219].

Walek o małej sztywności jest mocowany w uchwycie 21, przy zablokowanym, na łożu obrabiarki, korpusie 1. Przy pomocy pokręta 3, śruba trapezowa 2 jest wprawiana w ruch obrotowy, przy tym śruba 2 jest wkręcana w nakrętkę 5. W wyniku, tuleja 4 przesuwa się w prawo, napinając sprężynę spiralną 6. Tuleja 4, w korpusie 1, ulega zablokowaniu. Siła wywierana przez sprężynę spiralną 6 jest przenoszona przez wałek 23, obudowę 10, łożysko oporowe 15, wałek 16 oraz uchwyt 21 na przedmiot obrabiany. Wałek 16 wraz z uchwytem 21 wykonują w trakcie obróbki ruch obrotowy, spowodowany przez obracający się przedmiot obrabiany.

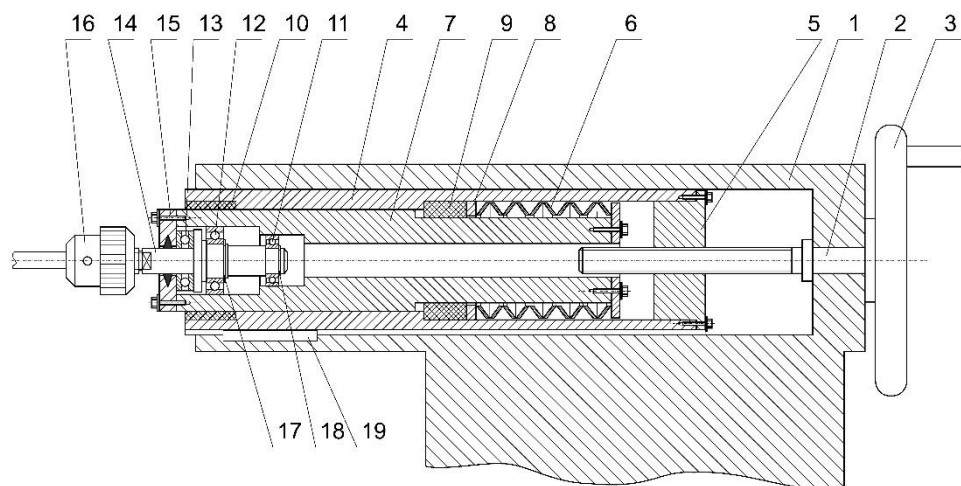


**Rys. 4.18.** Budowa konika tokarki ze sprężynowym mechanizmem wywierania siły rozciągającej [222]

Łożyska liniowe toczne 9 umożliwiają przemieszczenie obudowy 10, z wałkiem 23, względem tulei 4 bez luzu promieniowego. Na część obrabianą działa siła rozciągająca, wywołana ściśnięciem sprężyny spiralnej 6. Sztywność części zmniejsza odkształcenia sprężyste podczas obróbki, powodując zwiększenie dokładności obróbki.

Po zakończeniu procesu obróbki tuleja 4, w korpusie 1 jest odblokowywana, i w wyniku obrotu pokrętła 3, ze śrubą trapezową 2, przez nakrętkę 5 z tuleją 4, jest zwalniany nacisk sprężyny spiralnej 6. Zdejmowane jest obciążenie z obudowy 10, z wałkiem 23 i następuje zwolnienie części o małej sztywności oraz usunięcie jej z uchwytu 21.

Przykład konstrukcji konika obrabiarki, z wykorzystaniem sprężyn talerzowych, pokazano na rys 4.19. [220].



**Rys. 4.19. Budowa konika tokarki wykorzystującego sprężyny talerzowe [219]**

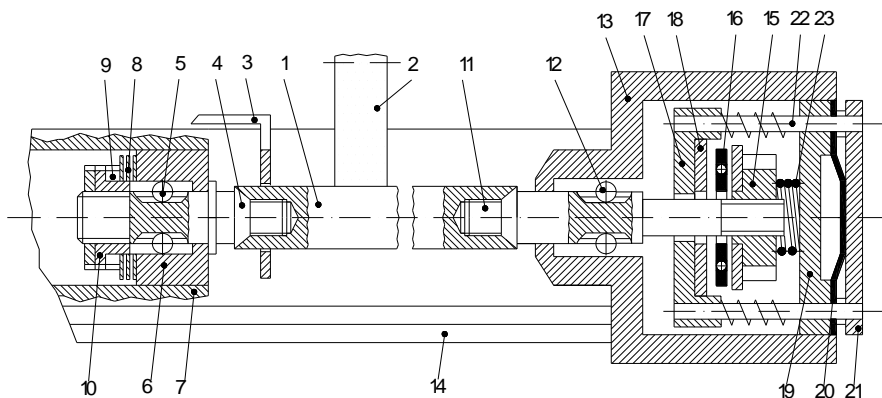
Część obrabiana o małej sztywności jest mocowana w uchwycie 16. Korpus 1 konika na łożu obrabiarki ulega zablokowaniu. Przez pokrętło 3 śruba trapezowa 2 jest wprowadzana w ruch obrotowy, jest wkręcana w nakrętkę 5. Tuleja 4 przesuwa się w prawo, napinając sprężyny talerzowe 6 przez tuleję 7. Tuleja 4 ulega zablokowaniu w korpusie 1. Siła oddziaływania sprężyn talerzowych 6 jest przenoszona przez tuleję 4, łożysko oporowe 13, wałek 14, uchwyt 16, na przedmiot obrabiany. Wałek 14, wraz z uchwytym 16, wykonują w trakcie obróbki ruch obrotowy. Łożyska ślizgowe 9 i 10 umożliwiają przemieszczenie tulei 7 względem tulei 4 bez luzu promieniowego. Część obciążana jest siłą rozciągającą, wywołaną w wyniku ściśnięcia sprężyn talerzowych 6, co zwiększa sztywność części i zmniejsza jej odkształcenia sprężyste podczas obróbki oraz umożliwia zwiększenie dokładności obróbki.

Po zakończeniu procesu obróbki tuleja 4, w korpusie 1 jest odblokowywana i w wyniku obrotu pokrętła 3 ze śrubą trapezową 2, przez nakrętkę 5, z tuleją 4, jest zwalniany nacisk sprężyn 6. Przy tym jest zdejmowane obciążenie siłą rozciągającą tulei 7 i wałka 14, oraz następuje odmocowanie części o małej sztywności oraz jej usunięcie z uchwytu 16.

Do ważniejszych zalet konstrukcji z mechanizmem naciągu w postaci sprężyny można zaliczyć: prostą konstrukcję, małe koszty modernizacji konika, możliwość zastosowania go na dowolnej tokarce, posiadającej standardowy konik, łatwość obsługi, łatwość ustawienia siły rozciągającej przy zastosowaniu tradycyjnych sprężyn, brak sprężonego powietrza, łatwy montaż i demontaż na obrabiarce.

Przy obróbce ścierniej wałów o małej sztywności, przy szlifowaniu z posuwem wgłębnym wałów stopniowanych, szlifowaniu wielowypustów i szlifowaniu gwintów, mogą być zastosowane sposoby obróbki wałów o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym, powstałym w wyniku działania siły rozciągającej. Urządzenia do realizacji takich technik obróbki pokazano na rysunkach 4.20 i 4.21 [204, 218].

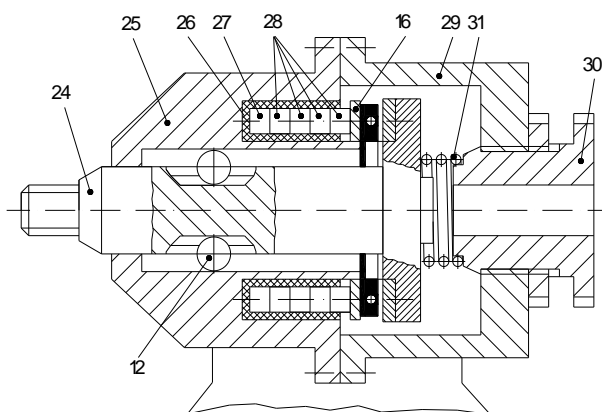
Część 1 obrabiana ściernicą 2 obraca się przy pomocy chomątka 3 i jest ustawiona jednym końcem w kle 4 o tolerowanych częściach gwintowej i stożkowej. Kieł 4 jest posadowiony na kulkach 5 w tulei 6 korpusu wrzeciennika 7. Łożysko oporowe 8 ze sprężyną 9 i nakrętką regulacyjną 10 przyjmuje obciążenie osiowe. Drugi koniec części 1 jest ustawiony w kle konika 11 o tolerowanych częściach gwintowej i stożkowej. Kieł 11 ma możliwość obrotu na kulkach 12 w korpusie 13 konika, zamocowanego na łożu 14 obrabiarki. Chwyć kła obrotowego 11 poprzez nakrętkę 15 i łożysko oporowe 16 jest połączony z kołnierzem 17, do którego są przymocowane prowadnice 18, mające możliwość ruchu postępowego względem podstawy 19 membrany 20 i na sztywno są połączone z pokrywą 21.



Rys. 4.20. Urządzenie do obróbki ścierniej wałów o małej sztywności [204]

Podstawa 19, membrana 20 i pokrywa 21 tworzą membranowy napęd siłowy. Sprężyny 22 i 23 są przeznaczone do wytworzenia napięcia łożyska 16 i powrotu kła 11 do położenia wyjściowego, przy zdjęciu obciążenia.

W urządzeniu na rysunku 4.21 kiel tylny 24 jest wykonany z kołnierzem i umiejscowiony na kulkach 12 w korpusie 15 konika. W otworach osiowych korpusu 25 w tulejach 26 wykonanych z materiału dielektrycznego znajduje się zestaw elementów piezoceramicznych 27 i 28, przy czym elementy 27 są czujnikami osiowej siły rozciągającej, a elementy 28 – siłowymi wytwarzającymi siłę rozciągającą.



**Rys. 4.21. Urządzenie z piezoelementami do obróbki wałów o małej sztywności [204]**

Kołnierz kła 24, przez pierścień łożyska oporowego 16, współdziała z siłowym elementem piezoceramicznym 28. Czujnik 27 jest połączony z przyrządem pomiarowym i układem sterowania, a siłowe elementy ze źródłem zasilania. W pokrywie 30 korpusu 25 znajduje się nakrętka 30, wytwarzająca napięcie w łożysku oporowym 16 przy pomocy sprężyny 31. W procesie działania czynnik roboczy jest podawany do przestrzeni siłowego napędu membranowego (rys. 4.20). Ciśnienie czynnika roboczego jest przekazywane na membranę 20, pokrywę 21, która przez prowadnice 18 przemieszcza kołnierz 17 w prawo, a następnie przez łożysko 16, nakrętkę 15 przekazuje osiową siłę rozciągającą na kiel 11 i część 1, zwiększając jej sztywność.

W urządzeniu na rysunku 4.21 po tym, jak część 1 zaczyna się obracać, jest włączane zasilanie siłowych piezoceramicznych elementów 28, które wytwarzają osiową siłę rozciągającą. Siła rozciągająca jest przekazywana przez łożysko oporowe 16 na kołnierz kła obrotowego 24 i część 1 jest obciążana siłą rozciągającą. Z elementu 27 – czujnika osiowej siły rozciągającej jest zdejmowany sygnał, który jest rejestrowany przez przyrząd pomiarowy lub wykorzystywany w układzie sterowania adaptacyjnego do regulowania siły rozciągającej i sztywności części.

Wyniki badań eksperymentalnych charakterystyk dynamicznych układu, w trakcie których analizowano procesy przejściowe w układzie według oddziaływania sterowniczego i zakłócającego, dostatecznie dobrze odpowiadają uzyskanym w trakcie obliczeń analitycznych

Podczas eksperymentów ustalono, że w przypadku części o średnicy  $d < 6$  mm i stosunku długości do średnicy  $L/d > 20$  odkształcenia sprężyste, przy toczeniu, z zastosowaniem układu sterowania automatycznego z oddziaływaniami sterowniczymi w postaci centralnie przykładanej siły rozciągającej, mogą być zmniejszone do 20 razy.

W przypadku części o średnicy  $d > 6$  mm bardziej racjonalne jest sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym, w wyniku rozciągania mimośrodowego. Odkształcenia przy tym można zmniejszyć dwukrotnie w porównaniu do rozciągania osiowego. Przy szlifowaniu oscylacyjnym części o małej sztywności ( $d = 6-14$  mm,  $L/d > 20$ ), dodatkowe sterowanie momentem zginającym, powstającym w wyniku nieosiowego przyłożenia siły rozciągającej umożliwia zwiększenie dokładności kształtu części o rząd wielkości [203, 204].

Badania eksperymentalne układu sterowania automatycznego i układu adaptacyjnego obrabiarek skrawających do metali, z oddziaływaniem sterowniczym w postaci prędkości posuwu wzdłużnego pokazują, że największy efekt, z punktu widzenia zwiększenia charakterystyk dokładnościowych, można uzyskać przy zamknięciu układu bezpośrednio według wymiaru obrobionej części lub według wartości odkształceń sprężystych układu technologicznego według współrzędnej  $Y$ . Zastosowanie jako regulowanej zmiennej składowej stycznej siły skrawania, umożliwia przy obróbce części o zmiennym nadadtku zwiększenie od 20 do 30% wydajności procesu technologicznego bez istotnego polepszenia wskaźników dokładnościowych. Analogiczny efekt jest uzyskiwany w przypadku pośredniego pomiaru zmiennych siłowych procesu skrawania, według mocy lub prądu silnika elektrycznego ruchu głównego, przy tym inercyjność w łańcuchu sprzężenia zwrotnego prowadzi do pogorszenia właściwości dynamicznych.

W przypadku tokarek i szlifierek przy ustabilizowanym procesie technologicznym, odpowiednie wskaźniki jakości sterowania odkształceniami sprężystymi układu technologicznego i zmiennymi siłowymi procesu technologicznego są uzyskiwane przy zastosowaniu zaproponowanych bazowych nastawień układu sterowania automatycznego.

Zasadnicze zwiększenie wskaźników jakości sterowania, w warunkach szerokiej zmiany parametrów układu dynamicznego, jest uzyskiwane w wyniku zastosowania opracowanej metody przedcyklowej adaptacji układu sterowania automatycznego na podstawie informacji technologicznej.

W celu zwiększenia dokładności obróbki części o małej sztywności najbardziej efektywne jest zastosowanie układów z oddziaływaniami sterowniczymi w postaci dodatkowych zmiennych siłowych. W szczególności, zastoso-

wanie układów z oddziaływaniami sterowniczymi w postaci siły rozciągającej, przykładanej osiowo lub mimośrodowo względem osi części, umożliwia zwiększenie o rząd wielkości dokładności kształtu części w przekroju wzdłużnym.

Opracowano i przebadano środki technologiczne automatyzacji i sterowania dokładnością układów dynamicznych obróbki części w stanie sprężysto-odkształcalnym, przy zastosowaniu różnego rodzaju tłumików wibracji: ruchomych i nieruchomych oraz dźwigniowych.

Opracowano konstrukcje koników obrabiarek o napędzie: pneumatycznym, elektromagnetycznym i oscylacyjno-krokowym, urządzenia do rozciągania części, w trakcie toczenia i szlifowania oraz urządzenia, umożliwiające przyłożenie momentów gnących do części w podporach.

Określono funkcje, realizowane przez elementy zautomatyzowanego systemu projektowania procesów technologicznych jako modułu programowego systemu automatycznego projektowania „Części obrotowe”, stosowanego do automatyzacji rozwiązań projektowych i rozszerzającego możliwości przy projektowaniu procesów technologicznych obróbki części obrotowo-symetrycznych o małej sztywności.

W celu zwiększenia efektywności działania podukładu programowego wprowadzono do niego bloki, umożliwiające dialog z użytkownikiem w procesie wykonywania obliczeń, uwzględniające charakterystyki statyczne i dynamiczne układów technologicznych. Zastosowanie modułów programowych umożliwia określenie wskaźników dokładnościowych i jakościowych procesu obróbki części o małej sztywności i wybór odpowiedniego wyposażenia oraz oprzyrządowania. Zastosowanie opracowanej metodologii i algorytmów pozwala zwiększyć efektywność projektowania, w wyniku polepszenia jakości rozwiązań projektowych i zwiększenia wydajności.

Opracowane zalecenia praktyczne, konstrukcje urządzeń, układów sterowania automatycznego i adaptacyjnego, oprzyrządowania technologicznego dają możliwość sterowania procesami szlifowania i toczenia, zwiększenia stopnia automatyzacji procesów technologicznych, co w rezultacie powoduje zwiększenie dokładności i wydajności obróbki wałów o małej sztywności.

#### **4.5. Podsumowanie**

Sterowanie automatyczne odkształceniami sprężystymi części w układzie technologicznym, w wyniku zastosowania dodatkowych oddziaływań siłowych, zmieniających jej stan sprężysto-odkształcalny, umożliwia zwiększenie dokładności obróbki oraz wydajności procesu technologicznego.

Najprostsze w technicznej realizacji, z punktu widzenia zwiększenia dokładności obróbki części o małej sztywności są układy, w których jako oddziaływania sterownicze stosowane są siła rozciągająca, działająca wzdłuż osi części i siła mimośrodowa. Siła rozciągająca, przykładana z przemieszczeniem



(mimośrodem), tworzy dodatkowy moment zginający w kierunku przeciwnym momentom zginającym, pochodzącym od siły skrawania.

Przedstawiono sposób obróbki mechanicznej, który umożliwi osiągnięcie niezawodności technologicznej w czasie toczenia i jednocześnie sterowanie stanem sprężycie-odkształcalnym wałków w układzie technologicznym.

Układ stabilizacji osi części o małej sztywności, na operacjach obróbki mechanicznej w jednym przejściu i zastosowanie intensywnych parametrów obróbki, w wyniku sterowania półfabrykatem o małej sztywności, umożliwia uzyskanie dokładności poniżej  $50 \mu\text{m}$  oraz chropowatości nie większej niż  $Ra 6,3 \mu\text{m}$ . Opracowane urządzenie wdrożono do obróbki wałów wirników. Przy zastosowaniu w podtrzymańce samonastawnej łożysk igiełkowych, można praktycznie uzyskać kształt przemieszczenia części o małej sztywności w postaci czystej sinusoidy, co zwiększa stacjonarność procesu skrawania.

Opracowano układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich zawierający trzy obwody sterowania: posuwu, prędkości skrawania i siły odkształcenia powierzchniowego. Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania, przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości. Racjonalne rozmieszczenie podpór sztywnych i podpór-tłumików prowadzi do polepszenia właściwości dyssypacyjnych kontaktu narzędzie-część w strefie skrawania, co zmniejsza obciążenie cykliczne ostrza skrawającego oraz polepsza dokładność kształtowania obrabianych powierzchni.

Zastosowanie mechanicznego rezonatora falowego-przetwornika do wzbudzenia kompleksowych drgań ultradźwiękowych z przewagą składowej skrętnej umożliwia jakościową adaptację ostrza skrawającego w kierunku obrotów półfabrykatu (prędkości skrawania) i w kierunku posuwu wzdłużnego. Przewaga składowej skrętnej nad wzdłużną składową drgań wysokoczęstotliwościowych, wynika z różnicy prędkości skrawania i prędkości posuwu w procesie obróbki mechanicznej.

Do obróbki części obrotowo-symetrycznych o małej sztywności w stanie sprężycie-odkształcalnym, w celu uzyskania odpowiedniej dokładności i wydajności opracowano, wiele konstrukcji koników do tokarek, które mogą znaleźć zastosowanie w zakładach przemysłowych, przy produkcji jednostkowej oraz seryjnej.

## PODSUMOWANIE

W pracy przedstawiono niektóre z wyników badań teoretycznych i doświadczalnych w zakresie technologii wytwarzania części osiowosymetrycznych o małej sztywności. Uzyskanie zakładanych parametrów dokładnościowych, w przypadku takich części sposobami klasycznymi, jest możliwe tylko przy bardzo niskiej wydajności obróbki.

Zagadnienia badania dokładności obróbki zaczęto definiować i próbowano rozwiązywać od momentu powstania nauki o skrawaniu metali. Postępy w tym zakresie na kolejnych etapach rozwoju przemysłu maszynowego, w dużym stopniu były określane przez osiągnięcia w dziedzinie technologii maszyn, teorii skrawania materiałów, budowy obrabiarek, przemysłu narzędziowego, automatyzacji procesów obróbki i projektowania, a także budowy różnorodnych układów sterujących, w szczególności układów sterowania automatycznego i adaptacyjnego.

Mimo znaczących osiągnięć metod eksperymentalno-analitycznych, tradycyjna strategia ich zastosowania przy badaniach i obliczeniach dokładności, a szczególnie przy kształtowaniu części o małej sztywności, sprowadza się do skupienia uwagi na małych podziorach rzeczywistego problemu, ograniczając się przy tym, jak pokazały badania do uproszczonych schematów obliczeniowych, nieuwzględniających całego kompleksu rzeczywistych czynników statycznych i dynamicznych.

Zaprezentowano opracowane rozwiązania w zakresie nowych metod obróbki części o małej sztywności, w przypadku poszczególnych operacji technologicznych, poprzez wprowadzenie nowych elementów konstrukcyjnych i technologicznych, umożliwiających odpowiednie ustawienie części i ich obróbkę, sterowanie parametrami technologicznymi procesów oraz opracowanie jakościowo nowych procesów technologicznych. Jakość gotowych wyrobów i ich dokładność eksploatacyjna zależą od całego procesu technologicznego, z uwzględnieniem wzajemnych powiązań operacji i ich dziedziczności technologicznej, przekazywanej przez półfabrykat.

Opracowano układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich zawierający trzy obwody sterowania: posuwu, prędkości skrawania i siły odkształcenia powierzchniowego. Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania, przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości. Racjonalne rozmieszczenie podpór sztywnych i podpórtłumików prowadzi do polepszenia właściwości dyssypacyjnych kontaktu narzędzie-część w strefie skrawania, co zmniejsza obciążenie cykliczne ostrza skrawającego oraz polepsza dokładność kształtowania obrabianych powierzchni.

Najbardziej efektywnymi metodami zwiększenia jakości i wydajności wytwarzania wałów są te, które, obok sposobów tradycyjnych, stosują układy sterowania automatycznego, w przypadku których charakterystyczne jest o wiele szersze zastosowanie informacji o charakterze procesu technologicznego.

Opracowano i przedstawiono metodologię budowy modeli matematycznych obróbki wałków o małej sztywności w stanie sprężysto-odkształcalnym. Przy opisie matematycznym obiektu sterowania – funkcji odkształceń wałka o małej sztywności – przy ustalonych parametrach – uwzględniono wiele czynników: sposoby zamocowania, warunki obciążenia i inne. Model matematyczny w zaproponowanym ujęciu jest zadaniem identyfikacji strukturalnej. Jest on wystarczająco prosty do dalszego stosowania, w zadaniach sterowania dokładnością, i jednocześnie odpowiada a priori informacjom o mechanizmie, powiązaniach i parametrach zjawisk. Wyodrębniono czynniki, wykazujące dominujący wpływ na dokładnościowe wskaźniki procesu obróbki.

Przeprowadzone, w oparciu o opracowane modele, badania wykazały, że rozbieżności, między wynikami analitycznymi i eksperymentalnymi, wynoszą od 3 do 12% i mogą być spowodowane przyjętymi założeniami, przy wyborze schematów obliczeniowych.

Sterowanie stopniem dokładności obróbki mechanicznej, w stanie sprężysto-odkształcalnym części długich, zrealizowano poprzez sterowanie dwoma parametrami: siłą rozciągającą i mimośrodem jej przyłożenia. Obciążenie części siłą rozciągającą, wywołującą stan sprężysto-odkształcalny, jest ekwiwalentne dodatkowej podporze, powodującej zwiększenie sztywności statycznej elementu. Dlatego bazowanie i zamocowanie półfabrykatów można realizować w uchwytach samocentrujących lub w tulei sprężynującej.

Na podstawie przeprowadzonych badań teoretycznych i eksperymentalnych opracowano sposób obróbki mechanicznej, który umożliwia osiągnięcie dokładności w trakcie toczenia i jednocześnie sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym wałków w układzie technologicznym.

Sterowanie automatyczne odkształceniami sprężystymi części w układzie technologicznym, w wyniku zastosowania dodatkowych oddziaływań siłowych, zmieniających jej stan sprężysto-odkształcalny, umożliwia zwiększenie dokładności obróbki oraz wydajności procesu technologicznego.

Z przeprowadzonych badań wynika, że najprostsze w technicznej realizacji, z punktu widzenia zwiększenia dokładności obróbki części o małej sztywności, są układy, w których jako oddziaływania sterownicze są stosowane: siła rozciągająca, działająca wzdłuż osi części i siła mimośrodowa.

Siła rozciągająca, przykładana z przemieszczeniem (mimośrodem), tworzy dodatkowy moment zginający w kierunku przeciwnym momentom zginającym, pochodzącym od siły skrawania.

Przedstawiono sposób obróbki mechanicznej, który umożliwia osiągnięcie odpowiedniej dokładności, w trakcie toczenia i jednocześnie sterowanie stanem sprężysto-odkształcalnym wałków w układzie technologicznym.

Zastosowano nowe podejście do tworzenia modeli matematycznych, opisujących zachowanie sprężyste i niesprężyste części, przy pomocy transmitancji operatorowych i schematów strukturalnych, umożliwiających zastosowanie metody częstotliwościowej oceny zachowania dynamicznego półfabrykatu, jako ciała sztywnego.

Przedstawiono oryginalną koncepcję sterowania procesem toczenia wałów o niskiej sztywności z wykorzystaniem hybrydowego sterownika neuronowo-genetycznego. Założono, że wykorzystując sztuczne sieci neuronowe w miejsce funkcji celu algorytmu genetycznego, można zwiększyć skuteczność sterowania w odniesieniu do innych, znanych metod.

Niewątpliwą zaletą prezentowanego rozwiązania jest możliwość wyodrębnienia wielu niedostrzegalnych, lecz ważnych czynników, mających wpływ na skuteczność sterowania. W danych rzeczywistych zawarte są informacje, których nie można uwzględnić w modelowaniu matematycznym. Wprawdzie wszystkie modele, w tym zarówno modele matematyczne i neuronowe stanowią uproszczenie obiektu rzeczywistego, jednak z uwagi na zdolność generalizacji i uwzględnienie bardzo wielu informacji zawartych w danych pomiarowych, sieci neuronowe są w stanie dokładniej odwzorować procesy rzeczywiste.

Do obróbki wałków o małej sztywności w stanie sprężystości – odkształcalnym, w celu uzyskania odpowiedniej dokładności i wydajności, opracowano szereg konstrukcji koników do tokarek, które mogą znaleźć szerokie zastosowanie w zakładach przemysłowych, przy produkcji jednostkowej oraz seryjnej.

Opracowane i zaprezentowane przez autora w książce rozwiązania mają charakter użytkowy. Zastosowanie proponowanych sposobów obróbki wałków, o małej sztywności w przedsiębiorstwach przemysłu maszynowego, umożliwi w sposób znaczący podniesienie jakości tych wyrobów, przy dużej wydajności ich wytwarzania.

Materiały monografii mogą być wykorzystane przez pracowników ośrodków akademickich oraz konstruktorów i projektantów jednostek badawczo rozwojowych. Mogą również być przydatne dla uczestników studiów doktoranckich, kursów i studiów podyplomowych z zakresu dyscypliny inżynieria mechaniczna oraz studentów kierunków studiów mechanika i budowa maszyn oraz kierunków pokrewnych.

## LITERATURA

- [1] Абакумов А. М., Видманов Ю. И., Михелькевич В. Н. *Алгоритмизация процесса продольного точения. Станки и инструмент*, 9/1972, с. 29-31.
- [2] Abakumov A. M., Taranenko W., Zubrzycki J., Taranenko G. *Identyfikacja i sterowanie układem dynamicznym obróbki skrawaniem*. Wyd. LTN. Lublin, 2014, 218 s.
- [3] Абакумов А. М., Видманов Ю. И., Михелькевич В. Н. *Обобщенная математическая модель технологического процесса продольного точения*. Алгоритмизация и автоматизация технологических процессов и промышленных установок. Куйбышев: Межвуз. сб. научн. тр. Вып. 4, 1973, с. 3-8.
- [4] Абакумов А. М., Воронин П. А., Денкевиц В. А. и др. *Идентификация процесса продольного точения*. Алгоритмизация и автоматизация технологических процессов и промышленных установок: Куйбышев: Межвуз. сб. научн. тр. Вып. 5, 1974, с. 28-34.
- [5] Абакумов А. М., Тараненко В. А. *Динамические свойства упругой системы при управлении упругодеформированным состоянием деталей малой жесткости*. Динамика станочных систем и гибких автоматизированных производств: Тезисы докл. 3-ей Всесоюзной науч.-техн. конф. Тольятти, 1988, с. 334-335.
- [6] Абакумов А. М., Тараненко В. А. *Математическая модель процесса точения деталей малой жесткости*. Идентификация и автоматизация технологических процессов в машиностроении: Куйбышев: Сб. науч. тр., 1988, с. 67-69.
- [7] Абакумов А. М. *Аппроксимированные математические модели технологических процессов механической обработки*. Оптимизация производственных процессов. Севастополь: Науч.-техн. сб. Вып.2, 1994, с. 156-160.
- [8] Абакумов А. М., Видманов Ю. И., Третьяк В. Е. *О достижимом качестве управления процессом продольного точения*. Алгоритмизация и автоматизация технологических процессов и промышленных установок. Куйбышев: Межвуз. сб. научн. тр. Вып. 5, 1974, с. 20-24.
- [9] Abakumov A., Taranenko V., Zubrzycki J. *Modeling of characteristics of dynamic system of turning process for axial-symmetric shafts*. V-Th International Congress "Mechanical Engineering Technologies '06" (MT'06). Varna, Bulgaria, 2006. Proceedings. Section III. S.76-78.

- [10] Abakumow A., Taranenko W., Zubrzycki J. *Moduły programowe dla badania charakterystyk układu dynamicznego procesu skrawania*. Rzeszów: Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej NR 230 Mechanika, z. 67 – Modułowe Technologie i Konstrukcje w Budowie Maszyn, 2006, s. 99–109.
- [11] Абакумов А. М., Тараненко В. А., Чахор Г. *Настройка адаптивной САУ динамической системой токарного станка*. 8<sup>th</sup> International Conference Technology, 2003, Bratislava, Slovakia.
- [12] Abakumov A., Taranenko V., Zubrzycki J. Wolos D. *Controlling the dynamical system of machine tools by elastic-deformable shafts machining*. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Выпуск 32. Донецк: ДонНТУ, 2006, с. 272–278.
- [13] *Адаптивное управление станками*. Под ред. Б. С. Балакшина. М.: Машиностроение, 1973, 688 с.
- [14] *Адаптивное управление технологическими процессами*. Соломенцев Ю. М., Митрофанов В. Г., Протопопов С. П. и др. М.: Машиностроение, 1980, 536 с.
- [15] Ahmed A. K. W., Koganti, Latinovic V. N., Rama K. P.: *Frequency analysis of cutting tool-boring bar in deep-hole machining*. Proceedings of SPIE – The International Society for Optical Engineering 1923 (pt 2) 1993.
- [16] Akashi T., Katsuki A., Matsuo T., Onikura H., Sajjima T.: *Development of a Deep-Hole Boring Tool Guided by Laser*. CIRP Annals-Manufacturing Technology 41 (1).
- [17] Albrecht P. *Dynamics of the Metal-Cutting Process*. Trans. of ASME, 1965, ser. B, vol. 87, No 4, s. 429-446.
- [18] Al-Wedyan H., Bhat R., Demirli K.: *Active control of whirling vibrations in boring trepanning association deep hole boring process using two electrodynamic shakers*. Control and Intelligent Systems 38 (4) 2010.
- [19] Al-Wedyan H.M., Hayajneh M.T.: *Dynamic modeling and analysis of whirling motion in BTA deep hole boring process*. International Journal of Machining and Machinability of Materials 10 (1–2) 2011.
- [20] Arczewski K., Pietrucha J., Szuster J. T.: *Drgania układów fizycznych*. Warszawa: OWPW, 2008.
- [21] *Automation and control in industry*. Editors Lipski J., Świć A., Lublin: Lublin University of Technology, 2008.
- [22] Bagimow I., Taranenko W., Taranenko G., Świć A.: *Sterowanie wytwarzaniem precyzyjnych części o małej sztywności*. Przegląd Mechaniczny nr 5S/2007, 9 s.

- [23] Basovich S., Arogeti S. *Identification and robust control for regenerative chatter in internal turning with simultaneous compensation of machining error*. Mech. Syst. Signal. Pr. 2021, 149, 1072.
- [24] Базров Б. М. *Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся станков*. М.: Машиностроение, 1978, 216 с.
- [25] Bąk R., Burczyński T.: *Wytrzymałość materiałów z elementami ujęcia komputerowego*. Warszawa: WNT, 2009.
- [26] Беляков В. И. Бессекерский В. А., Попов Е. П. *Теория систем автоматического регулирования*. М.: Наука, 1975, 768 с.
- [27] Biermann D., Kahleyss F., Krebs E.: *A Study on Micro-Machining Technology for the Machining of NiTi: Five-Axis Micro Milling and Micro Deep-Hole Drilling*. Journal Of Materials Engineering and Performance, 2010.
- [28] Bing D., Guang-Bin Y., Yan-Qi G., Xue-Mei W., Yu-Xin L.: *Machining surface quality analysis of aluminium alloy thin-walled parts in aerospace*. International Journal of Security and its Applications, Vol. 9, No. 11, 2015, 201–208.
- [29] Blicharski M.: *Inżynieria powierzchni*. Warszawa: WNT, 2009.
- [30] Budny E., Kacperski T.: *Sztywność elementów w budowie maszyn*. Warszawa: Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2000.
- [31] Carrino L., Giorleo G., Polini W., Prisco U.: *Dimensinal errors in longitudinal turning based on the unified generalized mechanics of cutting approach. Part II: Machining process analysis and dimensional error estimate*. Intenational Journal of Machine Tools & Manufacture 2002.
- [32] Chen Yan, Zhang Yun-dian: *Study on the small and deep hole ultrasonic machining Machine of optical glass*. China, The Institue of Mechanical Manufacture & Automation, Mechanical & Electrical Engineering Magazine, 2008.
- [33] Chetwynd D. G., Takeuchi Y., Ziegert J. C.: *Precision Engineering. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*.
- [34] Cichosz P.: *Narzędzia skrawające*. Warszawa: WNT, 2009.
- [35] Cichosz P., Zebrowski H.: *Dependence of cost and output of Turing on the dispersion of tool life values*. Mechanik. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 9, 1980.
- [36] Czachor G., Taranenko W. *Uproszczone modele matematyczne układu dynamicznego procesu obróbki toczeniem*. Acta Mechanca Slovaca. Journal published by Fakulty of Mechanical Engineering, Košice: Technical University, 3/2003. Ročník 7, s. 201–210.

- [37] Darlewski J., Gawlik J., Grzesik W., Jemielniak K., Kawalec M., Ruszaj A., Weiss E., Żebrowski H. (red.): *Trendy w ubytkowych metodach obróbki*. Automatyzacja produkcji '97. Innowacje w technice i zarządzaniu. Tom 1. Wrocław: Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej 1997, s. 175–212.
- [38] Das M. K., Tobias S. A. *The Relation between the Static and the Dynamic Cutting of Metals*. Int. Journ of. Mach. Tool Des Res., 1967, nr 2, s. 63–89.
- [39] Doi S., Kato S. *Shatter Vibration of Lathe Tools*. Transaction of ASME, V.73, №5, 1956.
- [40] Dies E., Perez H., Marquez J., Vizan A.: *Feasibility study of in-process compensation of deformations in flexible milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, Vol. 94, 1–14.
- [41] Ding L., Wu X., Zhang R., Zheng J.: *Additional settlement induced by hole-boring and grooves on an adjacent pile foundation and its control*. Hanzhong Keji Daxue Xuebao (Ziran Kexue Ban)/Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition) 39 (4) 2011.
- [42] Dmochowski J.: *Podstawy obróbki skrawaniem*. Warszawa: WNT, 1983.
- [43] Dmochowski J., Majewski W., Zieliński Z.: *Technologia narzędzi skrawających*. Warszawa: WNT, 1972.
- [44] Dobrzański L. A.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. Warszawa: WNT, 2006.
- [45] Dobrzynski M.; Mietka K. *Surface Texture after Turning for Various Workpiece Rigidities*. Machines 2021, 9, 9.
- [46] Draczew O., Hałas W., Taranenko G., Taranenko W.: *Sterowanie obróbką wibracyjną wałów o małej sztywności*. Pomiary. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 2, 2008, s. 224–227.
- [47] Драчев О. И., Тараненко В. А. *Экспериментальное исследование структуры модели упругой системы станка*. Харьков: Вестник ХПИ, сер. Машиностроение. Вып.14, № 208, 1984, с.18-21.
- [48] Драчев О. И. *Технология изготовления мало жестких осесимметричных деталей*. Санкт-Петербург: Издательство Политехника, 2005, 289 с.
- [49] Draczew O., Taranenko W. *Technologia modułowa wytwarzania osiowosymetrycznych wałów długowymiarowych*. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej nr 230 Mechanika, z. 67: Modułowe Technologie i Konstrukcje w Budowie Maszyn, Rzeszów 2006, s. 47–50.
- [50] Draczew A., Taranenko G., Taranenko W., Hałas W., Świć A.: *Sterowanie układem dynamicznym obróbki części osiowosymetrycznych o małej sztywności*. Pomiary. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 2, 2009, s. 125–131.



- [51] Драчев А. О., Расторгуев Д. А., Тараненко Г. В., Тараненко В. А., Свиць А. *Исследование динамической системы токарной обработки нежестких валов*. Прогрессивные Технологии и Системы Машиностроения: Международный сборник научных трудов. Выпуск 38. Донецк: ДонНТУ, 2009, с. 208–218.
- [52] Dylaґ Z., Jakubowicz A., Orłoś Z.: *Wytrzymałość materiałów. Tom 1*. Warszawa: WNT, 2007.
- [53] Dylaґ Z., Jakubowicz A., Orłoś Z.: *Wytrzymałość materiałów. Tom 2*. Warszawa: WNT, 2009.
- [54] Эльясберг М. Е. *К теории и расчету устойчивости процесса резания металлов на станках*. Станки и инструмент, №11, с. 6-11; №12 с. 1–6, 1972.
- [55] Эльясберг М. Е., Савинов И. А. *Экспериментальное определение параметров обрабатываемого материала, влияющих на устойчивость против автоколебаний*. Станки и инструмент, № 12, 1979, с. 23–29.
- [56] Erbel J., Muster A.: *Encyklopedia technik wytwarzania stosowanych w przemyśle maszynowym. Tom 2. Obróbka skrawaniem. Montaż*. Warszawa, OWPW, 2001.
- [57] Feld M.: *Podstawy projektowania procesów technologicznych typowych części maszyn*. Warszawa: WNT, 2010.
- [58] Feld M.: *Uchwyty obróbkowe*. Warszawa: WNT, 2002.
- [59] Feldstein E., Maruda R.: *Wpływ chłodzenia mgłą emulsyjną na wybrane parametry chropowatości powierzchni podczas toczenia stali C45*. Przegląd Mechaniczny nr 12, 2007, s. 15–18.
- [60] Fu H., Zhang L.: *The model and experimental study for vibration control in deep-hole boring*. 2011 2<sup>nd</sup> International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, MACE 2011. Proceedings, art. no. 5988464.
- [61] Галицков С. Я. *Динамика электромеханических систем прецизионных станков и роботов*. Куйбышев. политехн. ин-т. Учебное пособие, 1989, 109 с.
- [62] Górski E.: *Narzędzia do wiercenia i roztaczania głębokich otworów*. Warszawa: Państwowe Wydawnictwo Techniczne, 1961.
- [63] Грановский Г. И., Грановский В. Г. *Резание металлов*. М.: Высшая школа, 1985, 304 с.
- [64] Grasso V., Noto La Diega S., Passannanti A. *Dynamic Cutting Coefficients in Three – Dimensional Cutting*. Int. Journ. of Mach. Tool Des. and Res., 1980, vol. 20, s. 235–249.
- [65] Gronostajski J., Gronostajski Z., Matuszak A.: *The system for sheet forming design*. Journal of material processing technology, 2001.
- [66] Grzesik W. *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. Warszawa: WNT, 1998, 382 s.

- [67] Gulgaev V. J., Glushakova O., Khudalii S. N.: *Quantized attractors in wave models of torsium vibrations of deep-hole grill Springs*. Mechanics of Solids, 2010.
- [68] Hahn R. S. *On Theory of regenerative chatter in precissions griding operations*. Trans. ASME, 76 (1954), s. 593.
- [69] Hashish M.: *Examining deep-hole watejed boring*. Manufacturing Engineering 117 (1).
- [70] Hassui A., Diniz A.E.: *Correlating surface roughness and vibration on plunge cylindrical grinding of steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 43, 2003, p. 855–862.
- [71] Homogorcev Ju. P. *Optimizacija processov obrabotki otwierstvi*: Mashi-nostroenie, 1984.
- [72] Jastrzębski M., Rychlik K.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w produkcji seryjnej*. Technologia i Automatykacja Montażu nr 4, 2008, s. 19–22.
- [73] Jaworski J.: *Tendencje rozwoju materiałów narzędzi skrawających*. Mechanik. Miesięcznik Naukowo-Techniczny nr 11, 2005, s. 33–36.
- [74] Jemielniak K. *Analityczno doświadczalny model dynamicznej charakterystyki procesu skrawania przy toczeniu nieswobodnym*. Warszawa: Prace Naukowe Pol. Warsz., ser. Mechanika, zeszyt 126, 1990.
- [75] Jemielniak K. *Budowa analitycznych modeli procesu skrawania*. Wrocław: Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej, 18 (1977), s. 174–178.
- [76] Jemielniak K.: *Przemysłowe układy diagnostyki stanu narzędzia i procesu skrawania*. Mechanik nr 11, 1998, s. 625–631.
- [77] Kaczmarek J.: *Podstawy obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej*. Warszawa: WNT 1973.
- [78] Kaczmarek J., Przybylski W.: *The surface characteristic after sliping and rolling burnishing*, *Advanced in Manufacturing Science and Technology*, Vol. 26, Nr 1, KBN PAN, Rzeszów, 2002.
- [79] Karpiński T.: *Inżynieria produkcji*. Warszawa: WNT, 2007.
- [80] Katsuki A., Onikura A., Sajima T.: *Development of a practicae high-performance laser-guided deep-hole boring tool: Improvement in guiding strategy*. Precision engineering – journal of the international societies for precision engineering and nanotechnology, 2011.
- [81] Knight W. A. *Aplication of the Universal Machinability Chart to the production of Machine Tool Stability*. Int. J. Mach. Tool Des Res., 8 (1968), s. 1–2.
- [82] Knight W. A., Tobias S.A. *Torsional Vibrations and Machine-Tool Stability*. 10-th Ins. M.T.D.R. Conf. , MS. 31 (1969).

- [83] Kong L.F, Li Y., Lü Y.J.: *Stability and bifurcation of the drilling shaft system in processing deep hole based on boring and trepanning association*. Binggong Xuebao/Acta Armamentarii, 30 (12) 2009.
- [84] Kong L., Li Y., Lu Y., Li D.: *Complex nonlinear behaviors of drilling shaft system in boring and trepanning association deep hole drilling*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 45 (3–4) 2009.
- [85] Кроль О. С. *Использование программной среды Matlab при моделировании процесса продольного точения*. Станки и инструмент. №4, 1995, с. 32–34.
- [86] Kukielka L.: *Podstawy badań inżynierskich*. Warszawa: PWN 2002.
- [87] Kupt F. H., Armin W. *Adaptive Prozesführung beim Annenschleifen mit digitalen Regelungen*. VDA: Zeitschrit, №12, 1992, s. 64, 108.
- [88] Курган В. П. Кузовков Н. Т. *Модальное управление и наблюдающие устройства*. М.: Машиностроение, 1976, 184 с.
- [89] Legutko S., Kędzierski T., Wieczorowski K.: *Badania technologicznych uwarunkowań dokładności wykonania otworów centralnych w częściach osiowo symetrycznych*. ZN Mechanika nr 49. Poznań: Wyd. Politechniki Poznańskiej, 2003.
- [90] Lei Z., Shen X., Lei X., You X.: *Development of deep hole machining tool*. International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, MACE 2011 – Proceedings, art.no. 5987884.
- [91] Lewczenko A., Zubrzycki J., Świć A., Taranenko W.: *Sterowanie automatyczne procesem wiercenia głębokich otworów*. Pomiar Automatyka Robotyka PAR 2/2007, s. 13.
- [92] Li H., Shin Y. C.: *Integration of thermo-dynamic spindle and machining simulation models for a digital machining system*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 40 (7–8), 648–661.
- [93] Li K. Y., Luo W. J., Wei S. J. *Machining Accuracy Enhancement of a Machine Tool by a Cooling Channel Design for a Built-in Spindle*. Appl. Sci. 2020, 10, 3991.
- [94] Litak G, Rusinek R, Teter A *Nonlinear analysis of experimental time series of a straight turning process*. Meccanica 39: 2004, p. 105–112.
- [95] Lipski J., Świć A.: *Modelowanie numeryczne drgań w procesach skrawania*. MECHANICS 2004, Rzeszów, Proceedings of the International Scientific Conference, 2004, s. 225–228.
- [96] Li Tong, Pery Hai: *MQL Technology Including the BTA Deep Hole Drilling Machining*. Manufacturing Process Technology, 2011.
- [97] Liu H., Ling S. Y., Wang L. D., Yu Z. J., Wang X. D. *An optimized algorithm and the verification methods for improving the volumetric error modeling accuracy of precision machine tools*. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2021, 112, 3001–3015.

- [98] Liu Y.T., Ding F., Li D., Wu Y.G., Xue J.D., Wang W., Qiao Z., Wang B. *Machining accuracy improvement for a dual-spindle ultra-precision drum roll lathe based on geometric error analysis and calibration*. *Precis. Eng.* 2020, 66, 401–416.
- [99] Mabkhot M.M., Ferreira P.,; Maffei A., Podrżaj P. Mądziel M., Antonelli D., Lanzetta M., Barata J., Boffa E., Finžgar M., et al. *Mapping Industry 4.0 Enabling Technologies into United Nations Sustainability Development Goals*. *Sustainability* 2021, 13, 2560.
- [100] Макаров А. Д. *Оптимизация процессов резания*. М.: Машиностроение, 1976, 631 с.
- [101] Markusik S., Skoć A., Spałek J.: *Podstawy konstrukcji maszyn. Tom 2. Zarys dynamiki i tribologii, elementy podatne, wały i osie maszynowe, łożyska, sprzęgła i hamulce*. Warszawa: WNT, 2008.
- [102] Matuszak A., Gładysz K.: *Fricting problem in sheet metal forming*. Metal Forming, 2000.
- [103] Matuszak A., Wiczorowski K.: *Accuracy investigations of the reamed deep holes*. Rumunia, Materiały Konferencji INGMEC 98 “*Classic technologies and machine tools*”, Univ. of Craiova, 1998.
- [104] Matuszak A., Wiczorowski K.: *Wpływ rozwiercania zgrubnego głębokich otworów na powiększenie otworu po rozwiercaniu wykańczającym*. Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej. *Mechanika*, 1999, Nr 46, s. 39–45.
- [105] Маслов Е. Н. *Теория шлифования металлов*. М.: Машиностроение, 1974, 320 с.
- [106] Мейстель А. М., Найдис В. А., Танкунас Р. Ю. *Выбор системы для автоматического перехода с быстрой подачи на рабочую в шлифовальных станках*. *Станки и инструмент*. № 10, 1972, с. 12–16.
- [107] Miao L. , Yu H., Cui W., Jiang H., Li Y., Wang R., Gao X.: *Analysis and research of structure and process characteristic based on low rigidity shell part*, 7th International Conference on Mechanical and Electronics Engineering, ICMEE 2015; Dalian; China; 26 September 2015 through 27 September 2015; Code 121403.
- [108] Михелькевич В. Н. *Автоматическое управление шлифованием*. М.: Машиностроение, 1975, 304 с.
- [109] Minciu C.: *On boring deep holes*. Politehnica University of Bucharest, Machine and Manufacturing Systems Department Bucharest, Romania, 2006.
- [110] Misiak J.: *Mechanika techniczna. Tom 1. Statyka i wytrzymałość materiałów*. Warszawa: WNT, 2003.
- [111] *Modeling and designing in production engineering*. Eds: Lipski J., Świć A. Lublin: Lublin University of Technology, 2009.

- [112] Moganapriya C., Rajasekar R., Kumar P.S., Mohanraj T., Gobinath V.K., Saravanakumar J. *Achieving machining effectiveness for AISI 1015 structural steel through coated inserts and grey-fuzzy coupled Taguchi optimization approach*. Struct. Multidiscip. Optim. 2021, 63, 1169–1186.
- [113] Муминов Н. А., Митрофанов В. Г. *Адаптивное управление технологическими процессами в машиностроении*. Ташкент: Фан, 1976, 174 с.
- [114] Nan Y. F., Zhu L.: *Study on technology of restraining the vibration of deep-hole boring and the helix lobes*. Materials Science Forum, vol. 697–698, 2012..
- [115] Mundim R.B., Borille A.V.: *An approach for reducing undesired vibrations in milling of low rigidity structures*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 88, Issue. 1, 2017, 971-983.
- [116] Niezgodziński M., Niezgodziński T.: *Wytrzymałość materiałów*. Warszawa: PWN 2004.
- [117] Nigm M. M., Sadek M. M., Tobias S. A. *Prediction of Dynamic Cutting Coefficients from steady State Cutting data*. 13-th Int. M.T.D.R. Conf., (1972) s. 3.
- [118] Nigm M. M., Sadek M. M., Tobias S. A. *Dimensional Analysis of the Steady. State orthogonal Cutting Process*. Int. J. Mach. Tool Des Res., 17 (1977), s. 1.
- [119] Niu P., Cheng Q., Liu Z.F., Chu H.Y. *A machining accuracy improvement approach for a horizontal machining centre based on analysis of geometric error characteristics*. Int. J. Adv. Manuf. Tech. 2021, 112, 2873–2887.
- [120] Nowak A.: *Drgania i stabilność układów dynamicznych. Teoria i zastosowanie*. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2008.
- [121] Oczóś E. *Postępy w obróbce skrawaniem I. Obróbka z dużymi prędkościami (High Speed Mashining)*, Mechanik. Nr 3, 1998, s. 109–124.
- [122] Oczóś .E.: *Rozwój innowacyjnych technologii ubytkowego kształtowania materiałów*. Cz. I. Obróbka skrawaniem. Mechanik nr 8 – 9, 2002, s. 537 – 550.
- [123] Oczóś E., Porzycki J. *Szlifowanie*. Warszawa: WTN, 1986.
- [124] Olszak W.: *Obróbka skrawaniem*. Warszawa: WNT, 2009.
- [125] Osiński Z.: *Podstawy konstrukcji maszyn*. Warszawa: PWN, 2010.
- [126] Oprzędkiewicz J.: *Podstawy niezawodności obrabiarek i systemów produkcyjnych*. Warszawa: WNT 1989.
- [127] Palica J., Szabelski J., Taranenko G., Taranenko W. *Modelowanie charakterystyk układów dynamicznych obróbki wałów o małej sztywności*. W: Podstawy informatyczne w organizacji produkcji. Red. Wiktor Taranenko, Lublin: Wyd. LTN, 2009, s. 124–134.

- [128] Палк К. И., Кардиналова О. К. *Параметрические колебания в адаптивных системах управления обработкой на станках*. Станки и инструмент. № 12, 1990, с. 22-23.
- [129] Peters J., Vanherck P. *Machine Tool Stability Test and Incremental Stiffnes*. CIRP Annales, 17 (1969), s. 225.
- [130] Płonka S.: *Wielokryterialna optymalizacja procesów wytwarzania części maszyn*. Warszawa: WNT, 2011.
- [131] Polacek M. *Stabilitat von erkzeugmaschinen. Werkstatt und Betrieb*, 103 (1970), s. 657.
- [132] Praca zbiorowa: *Poradnik inżyniera. Obróbka skrawaniem*. Tom I. Warszawa: WNT, 1991.
- [133] Puff T.: *Technologia budowy maszyn*. Warszawa: PWN, 1985.
- [134] Rychlik K.: *Współrzędnościowa obrabiarka do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH nr 22, 2006.
- [135] Раппопорт Н. Т. *Системы подчиненного регулирования электроприводов постоянного тока*. Куйбышев, 1985, 56 с.
- [136] Ratchev S, Liu S, Huang W, Becker A A. *Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 15(44), 2004, p. 1629-1641.
- [137] Ratchev S, Liu S, Huang W, Becker A A. *A flexible force model for end milling of low-rigidity parts*. Journal of Materials Processing Technology. Proceedings of the International Conference in Advances in Materials and Processing Technologies. 153-154, 2004; p. 134-138.
- [138] Rusinek R., Warmiński J., Szabelski K. *Drgania nieliniowe w procesie skrawania toczeniem*. Lublin: Zakład Poligraficzny BaCCarat, 2006, 155 s.
- [139] Sada S.O. *Improving the predictive accuracy of artificial neural network (ANN) approach in a mild steel turning operation*. Int. J. Adv. Manuf. Tech. 2021, 112, 2389–2398.
- [140] Sales W.F., Schoop J., da Silva L.R., Machado Á.R., Jawahir I. *A review of surface integrity in machining of hardened steels*. J. Manuf. Process. 2020, 58, 136–162.
- [141] Schmidt J., Lang H., Dyck M.: *Trockenbearbeitung ist wirtschaftlich und umweltfreundlich*. Maschinenmarkt nr 29, 2001, s. 20–23.
- [142] Shron L., Bogucki W., Świć A., Taranenko W.: *Eksploatacja i remont maszyn technologicznych w elastycznych systemach produkcyjnych*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej 2007, 192 s.
- [143] Siecla R., Wieczorowski K.: *Badania dokładności rozwiercania wykańczającego głębokich otworów*. Materiały Konferencyjne „TPP’2006 Projektowanie procesów Technologicznych”, Wyd. Komisja Budowy Maszyn PAN Oddział w Poznaniu, Poznań 2006, s. 407–412.

- [144] Skoczyński W.: *Analiza błędów przedmiotu obrabianego spowodowanych czynnikami wynikającymi z własności obrabiarek i procesu skrawania*. Przegląd Mechaniczny. Miesięcznik Naukowo-Techniczny nr 11, 2002, s. 13–20.
- [145] Skorupka Z.: *Budowa i wdrożenie dwuwrzecionowej obrabiarki typ LSB – 100NC do głębokiego wiercenia wiertłami lufowymi*. Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 20, 2004.
- [146] Streubel A.: *Obróbka długich otworów*. Wrocław: Politechnika Wrocławska, 1993.
- [147] Skrodziewicz J., Marchelek K., Tomków J. *Doświadczalne badania i estymacja empirycznych charakterystyk dynamicznych procesu skrawania*. Wrocław: Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej. 30 (1985), s. 298.
- [148] Sobaszek A., Niszczeta W., Świć A.: *Jakość powierzchni przy wieloprześciowej obróbce tokarskiej*. W monografii: Technologiczne systemy informacyjne. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe 1999, s. 150 – 152.
- [149] Солодовников В. В., Шрамко Л. С. *Расчет и проектирование самонастраивающихся систем с эталонными моделями*. М.: Машиностроение, 1972, 209 с.
- [150] Solomencev J. M., Mitrofanov V. G., Taranenko V. A. *Adaptivne riadenie obrabacich strojov*. Bratislava: ALFA, 1983, 231 s.
- [151] Szabelski J., Świć A., Taranenko G., Taranenko V.: *Modelling of dynamic systems of low-rigidity shaft machining*. Lublin: Lublin University of Technology, 2009.
- [152] Szabelski J., Świć A., Taranenko G., Taranenko V.: *Systemic analysis of models of dynamic systems of shaft machining in elastic-deformable condition*. Applied Computer Science. Business Process Optimization. 2007, vol. 3, No 2, Slovenska Republika, Technical University of Žilina, 2007, s. 17–28.
- [153] Шабельский Я., Тараненко Г., Тараненко В. *Системный подход к разработке математических моделей динамических систем металлообработки нежестких деталей*. Обеспечение качества на всех этапах жизненного цикла изделия. Под ред. Б. В. Бойцова, Ю. Ю. Комарова, М: Изд-во МАИ-ПРИНТ, 2008, с. 228–234.
- [154] Szabelski J., Taranenko V. *The experimental researches on the process of turning low stiffness shafts.*: Прогрессивные Направления Развития Машино-Приборостроительных Отраслей и Транспорта. Материалы международной научно-технической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых. Севастополь, 2007, с. 160–162.

- [155] Szabelski J., Taranenko V. *Synthesis of the optimal regulator for controlling the low stiffness shafts processing precision*: Прогрессивные Направления Развития Машино-Приборо-Строительных Отраслей и Транспорта Материалы международной научно-технической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых. Севастополь, 2007, с.162–163.
- [156] Szabelski J., Taranenko V. *The project of test stand for experimental research of dynamic systems characteristics*. Автоматизация: Проблемы, Идеи, Решения: Материалы межд. научн.-техн. конф. Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2007, с. 90–93.
- [157] Szot T., Świć A.: *Technologia roztaczania otworów głębokich w częściach o małej sztywności*. Lublin: Politechnika Lubelska, 2017.
- [158] Szot T., Świć A.: *Badania teoretyczne roztaczania otworów głębokich*. W monografii: Zastosowania informatyki w inżynierii produkcji. Lublin: Lubelskie Wydawnictwo Naukowe, 2009, s. 93–104.
- [159] Szot T., Świć A.: *Kształtowanie otworów głębokich narzędziem o zmiennej sztywności*. Modele inżynierii teleinformatyki. Wybrane zagadnienia 3. Koszalin 2009, s. 50–57.
- [160] Świć A.: *Elastyczne systemy produkcyjne. Technologiczno-organizacyjne aspekty projektowania i eksploatacji*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej 1998, 229 s.
- [161] Świć A. *Technologia obróbki wałów o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2009, 244 s.
- [162] Świć A., Draczew A., Gola A.: *Method of achieving accuracy of thermo-mechanical treatment of low-rigidity shafts*. Advances in Science and Technology Research Journal, 10(29), 2016, 62–70.
- [163] Świć A., Draczew O., Szot T., Majdalawi S.: *The research on the technological system in deep holes chambering process*. Advances in Science and Technology Research Journal Volume 6, No. 16, 2012, s. 7–12.
- [164] Świć A., Gola A. *Control of accuracy of forming elastic-deformable shafts with low rigidity*. W: Distributed Computing and Artificial Intelligence, 14th International Conference [WOS]; [Red:] Omatu Sigeru, Rodríguez Sara, Villarrubia Gabriel, Faria Pedro, Sitek Paweł - Cham ; Switzerland: Springer International Publishing AG, 2018, s. 107–114.
- [165] Świć A., Gola A.: *Economic analysis of casing parts production in a flexible manufacturing system*. Actual Problems of Economics, 3 (141), 2013, 526–533.
- [166] Świć A., Gola A., Sobaszek Ł., Orynycz O. *Control of Machining of Axisymmetric Low-Rigidity Parts*. Materials 2020, 13, 5053.



- [167] Świć A., Gola A., Sobaszek Ł., Šmidová N. *A thermo-mechanical machining method for improving the accuracy and stability of the geometric shape of long low-rigidity shafts*. Journal of Intelligent Manufacturing.- First Online 2021.
- [168] Świć A., Gola A., Sobaszek Ł., Šmidová N. *Implementation of Low-Sensitivity Adaptive Control Systems in Machining Low-Stiffness Axisymmetric Workpieces*. IFAC-PapersOnLine.- 2019, vol. 52, nr 10, s. 79–84.
- [169] Świć A., Gola A. *Theoretical and Experimental Identification of Frequency Characteristics and Control Signals of a Dynamic System in the Process of Turning*. Materials 2021, 14, 2260.
- [170] Świć A., Gola A., Wołos D., Opielak M. *Micro-geometry surface modelling in the process of low-rigidity elastic-deformable shafts turning*. Iranian Journal of Science and Technology-Transactions of Mechanical Engineering – 2017, nr 2, vol. 42, s. 159–167.
- [171] Świć A., Sobaszek Ł., Gola A. *Method of Increasing the Accuracy of Controlling the Parameters of Dynamic Systems and Regulating the Parameters of the Elastic-Deformable state in the Process of Treating Low-Rigidity Shafts*. Advances in Science and Technology Research Journal, 2021, vol.15, r 1, s. 26–36.
- [172] Świć A., Sobaszek Ł., Gola A., Orynycz O. *Clasiffication and Analysis of Typical Structures of Dynamic Systems of Machining of Low-Rigidity Shafts*. IFAC-PapersOnLine.- 2019, vol. 52, nr 10, s. 142–147.
- [173] Świć A., Sobaszek Ł., Gola A., Šmidová N. *Thermomechanical Treatment of Long Low-Stiffness Shafts*. IFAC-PapersOnLine.- 2019, vol. 52, nr 10, s. 136–141.
- [174] Świć A., Wołos D., Gola A., Kłosowski G. *Use of Neural Networks and Genetic Algorithms to Control Low Rigidity Shafts Machining*. Sensors 2020, 20, 4683.
- [175] Świć A., Wołos D., Gola A., Šmidová N. *Accuracy Control in the Process of Low-Rigidity Elastic Deformable Shafts Turning*, Tehnicki Vjesnik-Technical Gazette.- 2019, vol. 26, nr 4, s. 927–934.
- [176] Świć A., Gola A., Wołos D.: *A method for increasing the economic effectiveness of the low rigidity shafts*. Actual Problems of Economics, 11(161) 2014, 469–477.
- [177] Świć A., Gola A., Wołos D. *Analysis of typical structures of dynamic systems of machining of elastic-deformable shafts with low rigidity*. Advances in Science and Technology Research Journal, 2018, nr 3, vol. 12, s. 1–9.
- [178] Świć A., Gola A., Wołos D., Opielak M. *Micro-geometry surface modelling in the process of low-rigidity elastic-deformable shafts turning*. Iranian Journal of Science and Technology-transactions of Mechanical Engineering, 2017, nr 2, vol. 42, s. 159–167.

- [179] Świć A., Gorecki T.: *Program komputerowy doboru warunków skrawania przy toczeniu*. W monografii Problemy kształcenia technicznego w dobie transformacji gospodarczej kraju. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe 1996, s. 100–106.
- [180] Świć A., Gorecki T.: *Zastosowanie wspomagania komputerowego dla doboru warunków skrawania przy toczeniu*. Informatyka stosowana. Numer specjalny S2/96. I Regionalna Konferencja Informatyczna. Kazimierz Dolny, s. 137–140.
- [181] Świć A., Hałas W.: *Wpływ naprężeń na dokładność wytwarzania części maszyn*. Scientific bulletin of Chełm. Section of technical sciences, s. 209–213.
- [182] Świć A., Maliszewski A., Sobaszek A.: *Eksperymentalne określenie relacji pomiędzy parametrami obróbki przy wieloprześciowym toczeniu a parametrami jakości powierzchni*. W monografii: Systemy informacyjne i informatyczne w inżynierii produkcji. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe 2003, s. 35–41.
- [183] Świć A., Sobaszek A.: *Geometryczna jakość powierzchni przy wielozabiegowym toczeniu*. W monografii: Technologiczne systemy informacyjne w inżynierii produkcji i kształceniu technicznym. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe 2001, s. 511–515.
- [184] Świć A., Taranenko W.: *Adaptive control of machining accuracy of axial-symmetrical low-rigidity parts in elastic-deformable state*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability 2012; no 3, vol. 14: s. 215–221.
- [185] Świć A., Taranenko W.: *Projektowanie technologiczne elastycznych systemów produkcyjnych*. Lublin: Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Lubelskiej 2003, 320 s.
- [186] Świć A., Taranenko V., Abakumow A., Taranenko G., Wołos D.: *Modelowanie i sterowanie obróbką ubytkową osiowosymetrycznych części o małej sztywności*. Lublin: Politechnika Lubelska, 2015, 265 s.
- [187] Świć A., Taranenko W., Gola A.: *Analysis of the process of turning of low-rigidity shafts*. Applied Mechanics and Materials, 791, 2015, 238–245.
- [188] Świć A., Taranenko W., Szabelski J.: *Modelowanie układów dynamicznych szlifowania wałów o małej sztywności/Modelling dynamic systems of low-rigid shaft grinding*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability 2011, 2 (50), s. 13–24.
- [189] Świć A., Taranenko V., Wołos D.: *New method for machining of low-rigidity shafts*. Advances in manufacturing science and technology. Vol. 34, No 1, 2010, p. 59–71.
- [190] Świć A., Wartacz A.: *Trendy rozwojowe obróbki tokarskiej*. Folia Societatis Scientiarum Lublinensis, Vol. 12, 2003, technika, s. 27–36.

- [191] Świć A., Wołos D., Litak G.: *Method of control of machining accuracy of low-rigidity elastic-deformable shafts*. Latin American Journal of Solids and Structures. Vol 11, no 2 (2014), p. 260–278.
- [192] Świć A., Wołos D., Gola A.: *A method for increasing the economical effectiveness of the low rigidity shafts machining process* Actual Problems of Economics, 2014, nr 11, vol. 161, s. 469–477.
- [193] Świć A., Wołos D., Zubrzycki J., Opielak M., Gola A., Taranenko V.: *Accuracy control in the machining of low rigidity shafts*. Applied Mechanics and Materials, 613, 2014, 357–367.
- [194] Tai B., Stephenson D., White S.: *High Air Pressure in MQL Deep Hole Drilling Workpiece Temperature*. Manufacturing Process Technology, 2011.
- [195] Taranenko G, Taranenko W, Świć A, Szabelski J.: *Modelling of dynamic system of low-rigidity shaft machining*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability 2010, 4 (48), 4–15.
- [196] Тараненко В. А., Абакумов А. М. *Динамические модели для оценки точности технологических систем*. Машиностроительное производство. Сер. Технология и оборудование обработки металлов резанием. М.: ВНИИТЭМР, 1989, 56 с.
- [197] Taranenko W.A. Czachor G. *Badania eksperymentalne charakterystyk układu dynamicznego modułu tokarskiego*. Modułowe technologie w konstrukcji maszyn MTK'02. Rzeszów, 2002.
- [198] Taranenko W. A., Czachor G. *Adaptacyjne sterowanie obróbką skrawaniem jako obiektem o zmiennych parametrach*. Сборник трудов VIII международной научно-технической конференции „Машиностроение и Техносфера на Рубеже XXI Века”, Том 3. Севастополь-Донецк, 2001. с. 242–246.
- [199] Taranenko W., Czachor G. *Experimental identification of dynamic model of turning process*. Материалы X Международной научн.-техн. конф. „Машиностроение и Техносфера XXI Века”, Том 4. Севастополь-Донецк, 2002, с. 256–259.
- [200] Taranenko W., Czachor G. *Identificaion of time-varying structure and parameters of metal turning process for real-time predictive control*. Lloret de Mar, Barcelona-Spain, 2003, pp. 441–444.
- [201] Taranenko W., Abakumow A., Czachor G. *Identification of dynamic discrete model of cutting process*. International Conference TOOLS 2002. Kočovce, Slovak Republic, p. 18. p.4. CD-ROM.
- [202] Taranenko W., Czachor G., Taranenko G. *Efficiency comparison of applying PID regulator and adaptive predictive controller to control cutting process*. International Conference TOOLS 2002. Kočovce, Slovak Republic.-P. 21. p.4. CD-ROM.

- [203] Taranenko W., Świć A. *Technologia kształtowania części maszyn o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2005, 282 s.
- [204] Taranenko W., Świć A. *Urządzenia sterujące dokładnością obróbki części maszyn o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2006, 186 s.
- [205] Taranenko V., Taranenko G., Czachor G. *Model free adaptive control of turning process*. Materiały międzynarodowej naukowo-technicznej konferencji „Automatyzacja: Problemy, Idee, Rozwiązania”. Sewastopol, 2004, s.13–16.
- [206] Тараненко Г. В., Тараненко В. А., Шабельский Я. *Идентификация динамических систем обработки точением нежестких валов (Часть 1)*. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. Выпуск 35. Донецк: ДонНТУ, 2008, с. 208–218.
- [207] Тараненко Г. В., Тараненко В. А., Шабельский Я. *Идентификация динамических систем обработки точением нежестких валов (Часть 2)*. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. Выпуск 35. Донецк: ДонНТУ, 2008, с. 219–228.
- [208] Тараненко Г. В., Тараненко В. А. *Технологические методы повышения безопасности металлообработки нежестких осесимметричных деталей на этапе подготовки производства*. 26<sup>th</sup> International conference of Production Engineering of Yugoslavia “’96. Podgorica-Budva, 17-20 September 1996. Crna Gora, Yugoslavia, s. 1087–1093.
- [209] Tamang, S.K.; Chandrasekaran, M. Integrated optimization methodology for intelligent machining of inconel 825 and its shop-floor application. *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.* 2017, 39, 865–877.
- [210] Tereshchuk, V.; Stewart, J.; Bykov, N.; Pedigo, S.; Devasia, S.; Banerjee, A.G. An efficient scheduling algorithm for multi-robot task allocation in assembling aircraft structures. *IEEE Robot. Autom. Lett.* 2019, 4, s. 3844–3851.
- [211] Taranenko W., Taranenko G., Szabelski J., Świć A.: *Identyfikacja układu dynamicznego szlifowania wałów o małej sztywności*. Modelowanie Inżynierskie, Tom 4, Nr.35, 2008, s. 115–130.
- [212] Taranenko G., Taranenko V., Szabelski J., Swic A.: *Identification and automation of shaft machining in elastic–deformable condition*. Information systems architecture and technology, Model Based Decisions, Part IV, Wrocław University of Technology. Wrocław: Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej 2008, pp. 203–223.

- [213] Taranenko G., Taranenko V., Szabelski J., Swic A. *Systemic analysis of models of dynamic systems of shaft machining in elastic-deformable condition*. Applied Computer Science. Business Process Optimization. Vol. 3, No 2, 2007, Technical University of Žilina, Slovenska Republika, s. 115–138.
- [214] Taranenko V., Świć A., Wołos D.: *Algoritmization of automated turning process*. Proceedings of the 9th international scientific conference flexible technologies – MMA 2006, 15–16 June, 2006, Novi Sad, Serbia and Montenegro, Novi Sad, 2006, s. 129–130.
- [215] Taranenko W., Świć A., Wołos D.: *Kolejność procedur i operacji projektowych dla typowego procesu zautomatyzowanego projektowania procesów technologicznych wałów o małej sztywności*. W: Urządzenia sterujące dokładnością obróbki części maszyn o małej sztywności. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej 2006, s. 45–60.
- [216] Taranenko W., Świć A., Wołos D.: *Modelowanie parametrów chropowatości powierzchni przy toczeniu sprężystości – odkształcalnych wałów o małej sztywności*. W: Technologia kształtowania części maszyn o małej sztywności. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej 2005, s. 246–267.
- [217] Taranenko V., Świć A., Wołos D., Taranenko G. *Konik obrabiarki* [patent 212961]. Wiadomości Urzędu Patentowego, 2012, 12, s. 2897–2897.
- [218] Taranenko V., Świć A., Wołos D., Taranenko G. *Konik obrabiarki* [patent nr 211537]. Wiadomości Urzędu Patentowego, 2012, 5, s. 1073–1073.
- [219] Taranenko V., Świć A., Wołos D., Taranenko G., Szabelski J. *Konik obrabiarki* [patent nr 213606]. Wiadomości Urzędu Patentowego, 2013, 4, s. 851–851.
- [220] Taranenko V., Świć A., Bagimov I., Taranenko G., Szabelski J. *Konik obrabiarki* [patent nr 213607]. Wiadomości Urzędu Patentowego – 2013, 4, s. 851–851.
- [221] Taranenko V., Świć A., Bagimov I., Taranenko G., Szabelski J. *Konik obrabiarki* [patent nr 213608]. Wiadomości Urzędu Patentowego, 2013, 4, s. 851–851.
- [222] Taranenko V., Świć A., Wołos D., Taranenko G., Szabelski J. *Konik obrabiarki* [patent nr 214058]. Wiadomości Urzędu Patentowego – 2013, 6, s. 1426–1426.
- [223] Глусты И. *Автоколебания в металлорежущих станках*. М.: Машиздат, 1956, 235 с.

- [224] Tian L.Z., Wu J.H., Xiong Z.H., Ding H.: *Active chatter suppression in turning of low-rigidity workpiece by system matching*. Lecture Notes in Artificial Intelligence, Vol. 9245, 2015, pp. 609–618.
- [225] Tobias S.A., Fishwick W. *Theory of Regenerative Machine Tool Chatter*. Engineer, 205 (1958), s. 199.
- [226] Tomków J., Marchelek K., Skrodziewicz J. *Estymacja empirycznych charakterystyk procesu skrawania*. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, 3 (1983), s. 3.
- [227] Tomków J. *Wibrostabikność obrabiarek*. Komputerowe wspomaganie obliczeń i badań
- [228] Tymowski J.: *Automatyzacja procesów technologicznych w przemyśle maszynowym*. Warszawa: WNT 1966.doświadczalnych. Warszawa: WNT, 1997, 205 s.
- [229] Тверской М. М. *Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках*. М.: Машиностроение, 1982, 208 с.
- [230] Ueda K., Tsuwa H. *Applications of Fracture Mechanics in Micro-Cutting of Engineering Ceramics*. CIRP Annales, 32 (1983), s. 83.
- [231] Wang X., Wang A., Ly Y.: *A Variable Stiffness Analysis Model for Large Complex Thin-Walled Guide Rail*, MATEC Web Conf., Vol. 77, 10002, 2016.
- [232] Weck M., Eckstein R. *Stand und Tendenzen in der Erforschung und Beurteilung dynamischer Eigenschaften von Werkzeugmaschinen*. Wrocław: Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej. 30 (1985), s. 5.
- [233] Weck M., Teipel K. *Assessing the Chatter Behaviour of Machine-Tools*. CIRP Annales, 27 (1978), s. 333.
- [234] *Weniger ist oft mehr*, maschine + werkzeug nr 9, 1996, s. 81–84.
- [235] Widota. A. *Przeciwdziałanie drganiom samowzbudnym w procesie toczenia za pomocą sterowanej pulsacji prędkości obrotowej wrzeciona*. Rozprawa doktorska. Politechnika Warszawska, 1980.
- [236] Wołos D.: *Selected problems of shafts with small stiffness machining reliability*. Sevastopol: Izdatel'stvo SevNTU, 2007, s. 53–55.
- [237] Wolos D., Taranenko G.: *Safety analysis of automated machining*. ROBTEP 2006 Automation. Robotics in theory and practice. Košice: Acta Mechanica Slovaca 2006.
- [238] Wołos D., Taranenko V., Świć A.: *Increasing the technological reliability of shafts' with small stiffness machining*. Progressivnye tekhnologii i sistemy mashinostroenija: Mezhdunarodnyjj sbornik nauchnykh trudov. Doneck: DonNTU, 2007, Vypuskk. 34, s. 291–297.

- [239] Wołos D., Taranenko W., Świć A., Opielak M. *Modeling parameters of the surface coarseness in automated shafts processing*. Международный сборник научных трудов: Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Донецк 2006 s. 278–283.
- [240] Wolos D., Taranenko V, Swic A.: *Technological bases of controlling the precision and safety of shafts machining*. Materiały międzynarodowej naučno – technicznej konferencji: Awtomatizacija: problemy, idei, reshenija. Sevastopol' 2006, s. 123–124.
- [241] Wołos D., Taranenko G., Taranenko V.: *Technological reliability of low-rigidity shafts machining In elastic deformable condition*. Sevastopol: Izdatel'stvo SevNTU, 2009, s. 45–47.
- [242] Wołos D., Taranenko W., Taranenko G., Świć A.: *Zwiększenie niezawodności technologicznej obróbki toczeniem wałków o małej sztywności*. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe 2009, 163 s.
- [243] Wu D.W., Liu C.R. *An analytical model of Cutting dynamics*. Part 1. Model Building. Trans. ASME, 107B (1985), s. 107.
- [244] Wu D.W., Liu C.R. *An analytical model of Cutting dynamics*. Part 2. Verification Trans. ASME, 107B (1985), s. 112.
- [245] Бу Д., Эрмер В. *Наибольшая прибыль как критерий определения оптимальных режимов резания*. Теоретические основы инженерных расчетов. Сер. В. Т.88, №4. М, 1966, с. 66–74.
- [246] Wysięcki M.: *Nowoczesne materiały narzędziowe*. Warszawa: WNT 1997.
- [247] Zaporozec G. I.: *Metody rozwiązywania zadań analizy matematycznej*. Warszawa, WNT, 1973, s. 460–461.
- [248] Zhang X., Yong L., Feng X.: *The study of the simulation of low rigidity, variable cross-section shaft electrolytic grinding*, Advanced Materials Research, Vol. 668, 2013, 465-469.
- [249] Zubrzycki J, Abakumov A., Taranenko W. *Modelowanie układu dynamicznego procesu skrawania*. W: Zagadnienia pękania i skrawania materiałów plastycznych. Red. Józef Jonak, Lublin: Wyd. LTN, 2008, s. 62–74.
- [250] Zubrzycki J., Taranenko W., Świć A., Lewczenko A. *Sterowanie automatyczne procesem wiercenia głębokich otworów*. Pomiarы automatyka robotyka PAR 2/2007, 13.
- [251] Burek J., Sułkowicz P., Babiarz R. *Pomiar i kompensacja walcowości wałków o małej sztywności w procesie szlifowania osiowego*. Mechanik, nr 11/2018, 970–972.
- [252] Chang-geng Shuai, Bu-yun Li, Jian-guo Ma, Zhao-hao Yang. *A Novel Low Stiffness Air Spring Vibration-Isolation Mounting System*. Shock and Vibration, vol. 2022, 11 pages, 2022.

- [253] Palchevskyi B., Świć A. i inni. *Komputerowo zintegrowane projektowanie elastycznych systemów produkcyjnych*. Politechnika Lubelska, Lublin 2015, 176 s.
- [254] Peter E., Petros P. *A critical analysis of high-stiffness versus low-stiffness tape used for midurethral slings*. *International Urogynecology Journal* 28, nr 4/2017, s. 653–54.