

**ZAGADNIENIA PEKANIA I SKRAWANIA
MATERIAŁÓW PLASTYCZNYCH**

pod redakcją
Józefa Jonaka

MONOGRAFIA

Lublin, 2008

Recenzenci:

Prof. dr hab. inż. Józef Jonak, Politechnika Lubelska
Prof. dr hab. inż. Krzysztof Krauze, Akademia Górniczo-Hutnicza
Prof. dr hab. inż. Andrzej Seweryn, Politechnika Białostocka
Prof. dr hab. inż. Janusz Reś, Akademia Górniczo-Hutnicza

Autorzy

Adam Tomczyk, Politechnika Białostocka (rozdz. 2)
Aleksander Nieoczym, Politechnika Lubelska (rozdz. 1)
Aleksander Yevtushenko, Politechnika Białostocka (rozdz. 2)
Aleksandr Abakumov, Uniwersytet Techniczny w Samarze, Rosja (rozdz. 3 i 6)
Andrzej Seweryn, Politechnika Białostocka (rozdz. 5)
Georgij Taranenko, Uniwersytet Techniczny w Sewastopolu, Ukraina (rozdz. 3 i 6)
Jakub Matuszak, Politechnika Lubelska (rozdz. 4)
Jarosław Szusta, Politechnika Białostocka (rozdz. 5)
Jarosław Zubrzycki, Politechnika Lubelska (rozdz. 3 i 6)
Kazimierz Zaleski, Politechnika Lubelska (rozdz. 4)
Mykhailo Savruk, Politechnika Białostocka (rozdz. 2)
Wiktor Taranenko, Politechnika Lubelska (rozdz. 3, 6 i 7)
Witold Hałas, Państwowa Wyższa Szkoła Zawodowa w Chełmie (rozdz. 7)

© Copyright by

Lubelskie Towarzystwo Naukowe
Lublin 2008

ISBN 978-83-87833-83-1

Druk: Wydawnictwo-Drukarnia Liber Duo s.c.

ul. Długa 5
20-346 Lublin
liberduo@o2.pl

Wydanie publikacji dofinansowane ze środków Ministra Nauki i Szkolnictwa Wyższego

Spis treści

Wstęp	4
1. Pękanie zmęczeniowe łączników gwintowych – aspekty technologiczne i materiałowe	5
2. Wciskanie płaskiego stempla z uwzględnieniem tarcia w półprzestrzeń osłabioną powierzchniową szczeliną	14
3. Badania eksperymentalne charakterystyk układu dynamicznego procesu technologicznego toczenia	24
4. Struktura geometryczna powierzchni po obróbce szczotkowaniem	43
5. Weryfikacja kryterium kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych na przykładzie technicznego stopu aluminium EN AW-2007	53
6. Modelowanie układu dynamicznego procesu skrawania	62
7. Badania doświadczalne dokładności obróbki wałów w przemyśle maszynowym	75

Wstęp

W monografii przedstawiono wybrane aspekty mechaniki skrawania i pękania metali, z uwzględnieniem aspektów technologicznych, realizowanych procesów. Weryfikacji poddano kryterium kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych na przykładzie technicznego stopu aluminium EN AW – 2007. Omówiono wybrane aspekty zmęczeniowego pękania łączników gwintowych. Rozpatrzono zagadnienie wciskania płaskiego stempla z uwzględnieniem tarcia w półprzestrzeń osłabioną powierzchniową szczeliną. Przeanalizowano zagadnienie kształtowania się struktury geometrycznej powierzchni po obróbce szczotkowaniem oraz omówiono aspekty modelowania układu dynamicznego obrabiarek w procesie skrawania. Omówiono także metodykę badań charakterystyk amplitudowych i fazowych układu dynamicznego obrabiarek. Przewiedziono również aspekty badań doświadczalnych dokładności obróbki wałów w przemyśle maszynowym.

1. Pękanie zmęczeniowe łączników gwintowych – aspekty technologiczne i materiałowe

Obciążenia zmienne w połączeniu śrubowym prowadzą do powstania złożonego stanu naprężeń, powoduje to szereg zmian charakterystycznych dla zmęczenia materiałów. Rozwijające się mikropęknięcia łączą się aż do zniszczenia elementu. Podstawowymi przyczynami uszkodzeń zmęczeniowych połączeń gwintowych są: zanik siły dokręcania pod działaniem obciążeń zmiennych, niewłaściwy proces technologiczny wykonania gwintu, nieprawidłowy proces obróbki cieplnej i powierzchniowej oraz nieprawidłowy skład materiału.

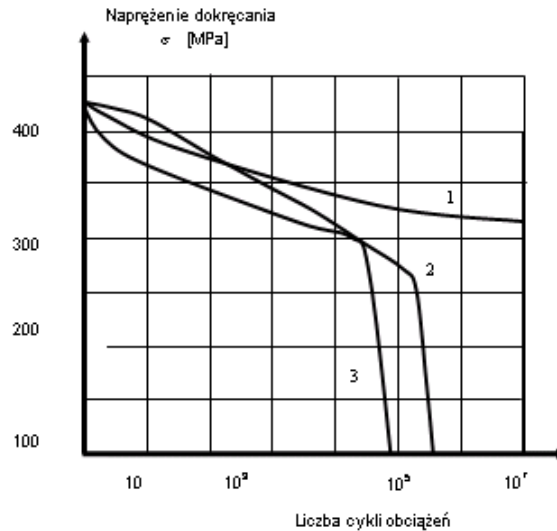
1.1. Stabilizacja połączenia gwintowego

Połączenia śrubowe stanowią najbardziej rozpowszechnioną grupę połączeń rozłącznych w budowie maszyn. Ich dobór poprzedzony obliczeniami wytrzymałościowymi powinien uwzględniać nie tylko bezpieczeństwo i trwałość konstrukcji, ale także fakt, że kształtują one w dużym stopniu sztywność statyczną i właściwości dynamiczne całych złożonych układów mechanicznych.

W prawidłowo zaprojektowanym złączu śrubowym, przy każdym zewnętrznym obciążeniu, powinna utrzymywać się dodatkowa siła zaciskająca [2] tak, aby zmniejszenie siły zacisku obciążenia zewnętrznego nie spowodowała zaniku naprężenia wstępnego. Zbyt duża siła zacisku wstępnego i obciążenia zewnętrznego nie może powodować obciążenia powyżej granicy plastyczności R_e materiału, z którego wykonana jest śruba. Przekroczenie tej granicy powoduje, bowiem trwałe wydłużenie łącznika i prowadzi do spadku siły zacisku lub zerwania złącza [2, 5]. Na rys. 1 przedstawiono wykres zmniejszania się naprężenia w zależności od ilości cykli obciążeń przy trzech różnych wartościach zmiennych naprężeń.

Oslabienie siły napięcia wstępnego może spowodować destabilizację połączenia a może być ono wywołane:

1. Wydłużeniem śruby w wyniku krótkotrwałego działania sił o dużych wartościach.
2. Deformacjami gwintu i łączonych elementów w rezultacie działania sił zmiennych.
3. Relaksacją naprężeń w śrubie i łączonych elementach podczas pracy w warunkach podwyższonej temperatury.
4. Odkręcaniem się nakrętki i wibracjami.



Rys. 1. Wykres zmiany naprężenia w śrubie w zależności od liczby cykli obciążeń
1 - naprężenia równe 90% wartości wytrzymałości zmęczeniowej śruby,
2 - naprężenia równe 110% wartości wytrzymałości zmęczeniowej śruby,
3 - naprężenia równe 120% wartości wytrzymałości zmęczeniowej śruby.

1.2. Małocykliczne zmęczenie śrub

1.2.1. Badania stanowiskowe

Obiektem badań były śruby *M10* wykonane z martenzytycznej stali nierdzewnej. Badania przeprowadzono na pulsatorze hydraulicznym przy tętniącym i asymetrycznym cyklu obciążenia ($\sigma_m = 600 \text{ MPa}$) z częstotliwością obciążenia 6 cykli/min . Bazowa liczba cykli stosowana w badaniach wynosiła $N \geq 10^4$ cykli. Wyniki badań naprężeń granicznych σ_N dla zadanej trwałości $N = 10^4$ cykli [7, 8] przedstawiono w tabeli 1.

Wnioski dotyczące trwałości śrub:

1. Maksymalną granicę wytrzymałości zmęczeniowej posiadają śruby przy asymetrycznym cyklu obciążenia. Jest ona o 24 % większa niż dla śrub badanych przy tętniącym cyklu obciążenia.
2. Przy asymetrycznym cyklu obciążenia, kiedy wielkość σ_{max} osiąga wartości $(800 - 1000) \text{ MPa}$, nie obserwuje się dodatniego wpływu efektu umocnienia powierzchniowego, chociaż ogólnie trwałość śrub przy takim cyklu obciążenia jest wyraźnie większa niż przy tętniącym cyklu obciążenia.

Tabela 1. Wyniki badań małowyklicznego zmęczenia śrub

Cykl obciążenia	Obecność umocnienia	σ_N [MPa]
Tętniący	Bez umocnienia	620
	Umocnienie	690
Asymetryczny	Bez umocnienia	870
	Umocnienie	870

Wyniki obserwacji miejsca pęknięcia zmęczeniowego śrub przedstawiono w tabeli 2.

Zniszczenie śrub następowało w dwóch przekrojach:

- na przejściu przy łbie śruby,
- w bruzdzie pierwszego zwoju gwintu.

Tabela 2. Charakterystyki zniszczenia śrub w badaniach zmęczenia małowyklicznego

Cykl obciążenia	Obecność umocnienia	% zniszczeń	
		Przy łbie śruby	Na gwincie
Tętniący	Bez umocnienia	89	11
	Umocnienie	87,5	-
Asymetryczny	Bez umocnienia	-	75
	Umocnienie	16,7	83,3

Wnioski dotyczące miejsca pęknięcia śrub:

1. Przy tętniącym cyklu obciążenia niszczenie śrub nieumocnionych zachodziło najczęściej przy łbie śruby, w pojedynczych przypadkach obserwowano pęknięcie na gwincie. W przypadku śrub umocnionych zniszczenia na gwincie nie zaobserwowano. Ponadto w śrubach nieumocnionych, które uległy zniszczeniu na gwincie, stwierdzono dodatkowo obecność pęknięć na przejściu przy łbie śruby.
2. Podczas asymetrycznego cyklu obciążenia nieumocnione śruby ulegały zniszczeniu tylko na gwincie, chociaż na wszystkich zniszczonych śrubach po badaniach stwierdzono także obecność pęknięć przy łbie śruby.

1.2.2. Przykład uszkodzenia zmęczeniowego

Przedmiotem badań były śruby dwustronne M16×1,5, wykonane zgodnie z normą SAE mocujące elementy dźwigu wykonującego 600 cykli pracy

dziennie przez 7 dni w tygodniu. Pęknięcie śrub było rezultatem wysokich amplitud cykli obciążenia zmęczeniowego. Częste uszkodzenia śrub w konstrukcji spowodowały konieczność ich wymiany. Zastosowano nowe śruby, wykonane zgodnie z wytycznymi ASTM według standardu A193.

Badania przelomu zmęczeniowego (rys.2.) uszkodzonych śrub [6, 7]:

1. Obszar końcowego pęknięcia (zmęczenie doraźne) był zlokalizowany pomiędzy dwoma obszarami zmęczeniowej propagacji, co sugeruje obecność obciążeń zginających.
2. Obszar doraźnego pęknięcia (końcowego pęknięcia) miał wielkość w przybliżeniu równy 12 % całego przelomu zmęczeniowego, co oznacza, że śruba nie była przeciążona.
3. Dodatkowe pęknięcie tworzyło się między nitkami gwintu niedaleko obszaru pęknięcia. Oznacza to, że śruba była bardzo wrażliwa (podatna) na zainicjowanie zmęczenia.

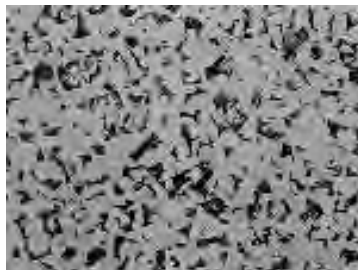


Rys. 2. Przełom zmęczeniowy śruby

Rezultaty analizy chemicznej.

Oryginalna śruba zawierała mniejszą ilość węgla niż wymagana normami SAE. Niższa zawartość węgla prawdopodobnie wpłynęła na obniżenie własności materiałowych. Wyniki analizy chemicznej śruby uszkodzonej oraz śruby wykonanej wg wymagań ASTM standard A193/A przedstawiono także w tabeli 3. Trawienie przekroju ujawniło jego mikrostrukturę – gruboziarnisty perlit w strukturze ferrytu (rys. 3). Norma SAE standardowo wymaga, aby śruba była ulepszana cieplnie, w wyniku, czego powinna posiadać odpuszczoną strukturę martenzytyczną. Martenzyt ma wyższe własności materiałowe takie jak granica plastyczności i wytrzymałości oraz twardość, które powiększają jej odporność na zainicjowanie zmęczenia. Uszkodzone śruby nie były ulepszone cieplnie. Ich ferrytyczna struktura ma niższą granicę wytrzymałości, która z kolei wpłynęła na zmniejszenie odporności na zapoczątkowanie zmęczenia.

Śruby wykonane wg wymagań ASTM posiadają strukturę martenzytyczną (rys., 4) co oznacza, że były ulepszone cieplnie.



Rys 3. Mikrografia przełomu zmęczeniowego; osnova ferrytyczna z perlitem



Rys. 4. Mikrografia nowej śruby odpuszczony martenzyt

Tabela 3. Analiza chemiczna śrub [1, 9]

Pierwiastek	Zawartość w badanej śrubie (%)	Zawartość wg standardu SAE (%)	Zawartość w nowej śrubie (%)	ASTM Standard B7 (%)
wegiel	0.20	0.28-0.55	0.42	0.37-0.49
magnez	0.65	--	0.85	0.65-1.10
krzem	0.22	--	0.22	0.15-0.35
fosfor	0.013	0.048 max.	0.015	0.035
siarka	0.011	0.058 max.	0.030	0.040
chrom	0.08	--	0.79	0.75-1.20
nikiel	0.06	--	0.07	--
molibden	0.01	--	0.15	0.15-0.25

Przeprowadzono testy rozciągania śrub w celu porównania ich ze standardami. Rezultaty (tabela 4) wykazały, że granica plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie oryginalnej śruby jest tylko 2/3 wymaganej przez normy. Własności nowej śruby były zgodne z normami a nawet trochę wyższe od wymaganych.

Tabela 4. Porównanie własności wytrzymałościowych śrub [1, 9].

	Oryginalna śruba	Nowa śruba	Standard 5 SAE	Standard ASTM
Wytrzymałość na rozciąganie (MPa)	640	1022	820	1000
Granica plastyczności (MPa)	427	934	640	960
Wydłużenie (%)	26	20	min 16.	min 16.

1. 3. Wielocykliczne obciążenie śrub

1.3.1. Badania stanowiskowe

Obiektem badań były śruby M16×1,5 wykonane z nierdzewnej stali martenzytycznej. Badania zmęczeniowe [3, 8] przeprowadzono przy asymetrycznym cyklu obciążenia dla trzech wartości: $\sigma_m = 200, 400, 600 \text{ MPa}$. Naprężenia te odpowiadały naprężeniom powstałym podczas dokręcania momentu o wartości, odpowiednio: $M_s = 50, 100, 130 \text{ MPa}$. Bazowa liczba cykli podczas badań wynosiła $N \geq 10^7$ cykli. W tabeli 5 przedstawiono wyniki badań śrub wykonanych według różnych technologii.

Tabela 5. Wpływ technologii wykonania śrub na zmęczenie wielocykliczne

Sposób wykonania gwintu	σ_m [MPa]		
	200	400	600
	Amplituda naprężenia σ_a [MPa]		
Obróbka cieplna + nacinanie	-	60	50
Obróbka cieplna + nacinanie + umocnienie	-	60	50
Nawalcowywanie + obróbka cieplna	60	50	40
Nawalcowywanie + obróbka cieplna + umocnienie	50	45	40

Z danych tych wynika, że granica wytrzymałości zmęczeniowej śrub z gwintem nacinanym jest wyższa niż z gwintem walcowanym. Dzieje się tak, dlatego że podczas obróbki cieplnej następuje usunięcie zgniotu wywołanego przez plastyczne odkształcenie warstwy wierzchniej gwintu w procesie nawalcowywania, częściowe utlenienie powierzchni gwintu i relaksacja ściskających naprężeń własnych powstałych przy nawalcowywaniu. Jednocześnie umocnienie gwintu (poprzez mikrokulowanie) nie spowodowało zwiększenia granicy wytrzymałości zmęczeniowej. Jest to związane przede wszystkim z nieoptymalnym wyborem metody umocnienia i warunków obróbki.

W tabeli 6 przedstawiono dane dotyczące granicy wytrzymałości zmęczeniowej śrub w zależności od wielkości naprężeń średnich σ_m dla trwałości $N = (10^6, 10^7)$ cykli.

Tabela 6. Wpływ technologii i naprężeń średnich σ_m na wartość amplitudy naprężenia

Sposób wykonania gwintu	σ_m [MPa]	Amplituda naprężenia σ_a [MPa]	
		N = 10^6 cykli	N = 10^7 cykli
Nacinanie	400	80	60
	600	75	55
Walcowanie	200	77	60
	400	68	50
	600	57	40
Walcowanie + umocnienie	200	70	48
	400	62	45
	600	60	40

Wnioski:

1. Wytrzymałość zmęczeniowa śrub z gwintem nawalcowywanym przy wszystkich asymetriach cyklu była niższa niż dla śrub z gwintem nacinanym. Obróbka umacniająca śrub z gwintem nawalcowywanym spowodowała obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej.
2. Zniszczenie śrub następowało tylko na gwincie, najczęściej na pierwszym zwoju od czoła nakrętki. W śrubach z gwintem nacinanym ogniska pęknięć zmęczeniowych pokrywały się z zarysami obróbkowymi położonymi w brzdach gwintu.
3. Przy naprężeniach $\sigma_m = 200 \text{ MPa}$ zniszczenie następowało na 2 – 3 zwojach gwintu, co często obserwuje się podczas eksploatacji przy utracie docisku.

1.3.2. Badania na obiekcie rzeczywistym

Śruby M10 ze stali nierdzewnej mocujące mieszadła przy produkcji płynnego PCV. Śruby łączyły łopatki mieszadeł z korpusem. Każda łopata była mocowana za pomocą 3 śrub. Pęknięcia śrub następowały przy przejściu między gwintowanym trzpieniem a gładką cylindryczną częścią śruby (rys. 5).



Rys.5. Uszkodzona śruba mocująca mieszadła

Znaki charakterystyczne dla pęknięcia zmęczeniowego są przedstawione na każdym przełomie czołowym. Na dwóch śrubach znajdowały się pojedyncze ogniska pęknięcia. Dwie kolejne posiadały wiele ognisk pęknięcia. Rys.6. jest optyczną fraktografią jednej z powierzchni pęknięcia zmęczeniowego.



Rys 6. Optyczny fraktograf powierzchni zmęczeniowej

Powierzchnia przełomu zmęczeniowego była typowa dla zmęczeniowego pęknięcia śrub. Pęknięcie było zainicjowane przez jedno miejsce i następowało w poprzek śruby aż do nastąpienia końcowego uszkodzenia [7]. Strefa pęknięcia doraźnego jest bardzo mała, co wskazuje, że naprężenia bieżące w chwili całkowitego uszkodzenia były małe

Literatura

- [1] Callister, W.: Materials Science and Engineering: An Introduction, Third Edition. Toronto: John Wiley & Sons, Inc.
- [2] Cebulski K., Kralka A.: Problematyka kontroli momentu głowic wkręcających. Kwartalnik Naukowo – Techniczny Technologia i Automatykacja Montażu, nr2, 1993
- [3] Nieoczym A, Gajewski J.: Wlianie technologicznych faktorow na tocznost' siły zazima w riezbowych sojedinenijach Międzunarodnyj Sbornik Naucznych Trudow „Progriessiwnyje Tiechnologii i Sistiemy Maszynostrojenija, vol. 27, Doniec, Ukraina, 2004
- [4] Nieoczym A., Gajewski J.: Pęknięcie zmęczeniowe łączników gwintowych. Eksploatacja i Niezawodność, Kwartalnik PAN, nr 4, 2004.
- [5] Nieoczym A.: Wybrane zagadnienia wytrzymałościowe połączeń gwintowych. LTN, Lublin 2003 ISBN, 83-87833-43-6.
- [6] Nieoczym A.: Wieloaspektowe zagadnienia wytrzymałości połączeń gwintowych. Kwartalnik Naukowo – Techniczny Technologia i Automatykacja Montażu nr 2, 1995.
- [7] Nieoczym A., Szabajkiewicz W.: Montażowe połączenia gwintowe. Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2008.
- [8] Pietuchow A.: Nośność wysokoobciążonych połączeń gwintowych. Kwartalnik Naukowo – Techniczny Technologia i Automatykacja Montażu nr 2, 1995.
- [9] Walter J: Failures of Mechanical Fasteners, in ASM Metals Handbook Volume 11 "Failure Analysis and Prevention", ASM International, Ohio 1986

STRENGTH OF SCREW JOINT – TECHNOLOGICAL AND MATERIAL ASPECT

This paper present influence of connector's screwed construction on resistance of dynamic load. There are determined cracking places of connectors depend loading cycle and bolt's stuff. Present results of experiential examination associated with research station and failure machine elements

2. Wciskanie płaskiego stempla z uwzględnieniem tarcia w półprzestrzeń osłabioną powierzchniową szczeliną

W pracy przedstawiono rozwiązanie płaskiego zagadnienia kontaktowego, w którym sztywny stempel o płaskiej podstawie jest wciskany w powierzchnię półprzestrzeni sprężystej zawierającej uszkodzenie w postaci pojedynczej szczeliny powierzchniowej. Dokonano analizy wpływu współczynnika tarcia na rozkład ciśnienia kontaktowego między stemplem a powierzchnią półprzestrzeni. Określono również wartości współczynników intensywności naprężeń K_I i K_{II} przed wierzchołkiem szczeliny.

2.1. Wprowadzenie

W warunkach rzeczywistej eksploatacji maszyn i urządzeń często spotykamy się problemem, w którym współpracujące ze sobą elementy tworzą parę cierną generując przy tym zarówno naprężenia kontaktowe jak i, na skutek tarcia, ciepło. Dzieje się tak np. w przypadku wszelkiego rodzaju hamulców ciernych, w procesach szlifowania czy też polerowania, w przekładniach zębatych, łożyskach itp. Przy modelowaniu tego typu zagadnień zakłada się przeważnie, że współpracujące ze sobą elementy są pozbawione jakichkolwiek uszkodzeń zarówno powierzchniowych jak i podpowierzchniowych. Jak jednak wykazuje praktyka eksploatacyjna, tego rodzaju uszkodzenia pojawiają się niezwykle często, głównie na skutek obciążeń zmęczeniowych czy też zmęczenia termicznego. Pojawienie się uszkodzenia w postaci szczeliny czy ostrego karbu stwarza konieczność określania redystrybucji naprężeń i przemieszczeń przed wierzchołkiem koncentratora – a zatem konieczność obliczania współczynników intensywności naprężeń. Doskonałym przykładem tego typu zagadnień są problemy związane z pękaniem szyn kolejowych na skutek przetaczania się kół, gdzie dodatkowym elementem, który należy uwzględnić jest np. obecność płynu w szczelinie.

W niniejszej pracy skoncentrowano się na analizie efektów związanych z przesuwaniem się dociskanego stempla po powierzchni półprzestrzeni sprężystej osłabionej pojedynczą szczeliną powierzchniową. Rozpatrzono tu płaskie zagadnienie zakładając jednocześnie, że stempel jest idealnie sztywny i pomijając na razie efekty związane z generacją ciepła na skutek tarcia. Bardzo bliski temu zagadnieniu jest obszerny cykl prac Goshimy i współautorów [1÷6], w których przedstawiono rozwiązania problemu przetaczania się (również z poślizgiem) sztywnego stempla o podstawie walcowej po powierzchni uszkodzonej

półprzestrzeni sprężystej. Uwzględniono tu zarówno efekty związane ze zmęczeniem materiału jak również efekty temperaturowe. Analizowano przy tym uszkodzenie w postaci pojedynczej szczeliny „wychodzące” na powierzchnię półprzestrzeni sprężystej [1], układu dwóch szczelin o różnym kącie nachylenia [2] układu szczelin periodycznych [3,4]. W omawianym cyklu prac znajdziemy także rozwiązanie zagadnienia płaskiego z uszkodzeniem w postaci pojedynczej szczeliny podpowierzchniowej [5] a także zagadnienia z powierzchnią szczeliną trójwymiarową [4,6].

Autorzy prezentowanej pracy do rozwiązania postawionego problemu wykorzystali potencjały zespolone Muskhelishvili’ego [7] ograniczając się jedynie do analizy zagadnienia ze stemplem o płaskiej podstawie.

2.2. Sformułowanie problemu

We wcześniejszych pracach (np. [8]) przedstawiono rozwiązanie ogólne zagadnienia, w którym stempel dociskany jest do powierzchni półprzestrzeni sprężystej osłabionej uszkodzeniami w postaci zarówno szczelin podpowierzchniowych jak i powierzchniowych także krzywoliniowych. Wykorzystano do tego celu ogólne potencjały zespolone naprężeń (zob. [7,9]) dla układu szczelin krzywoliniowych w półprzestrzeni, na powierzchni, której zadane jest obciążenie zewnętrzne uzyskując odpowiedni układ równań całkowych:

$$\begin{aligned} \varepsilon\rho\sigma(x) + \frac{1}{\pi} \int_{L_0} \frac{\sigma(t) dt}{t-x} + \frac{1}{\pi} \operatorname{Im} \int_L \left[K_1(t,x) g'(t) dt + L_1(t,x) \overline{g'(t)} \overline{dt} \right] = \\ = \frac{4G}{\kappa+1} f'(x), \quad x \in L_0, \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{\pi} \int_L \left[K_2(t,t') g'(t) dt + L_2(t,t') \overline{g'(t)} \overline{dt} \right] + \\ + \frac{1}{\pi} \int_{L_0} M(t,t') \sigma(t) dt = p(t'), \quad t' \in L, \end{aligned} \quad (2)$$

gdzie ρ jest współczynnikiem tarcia, $g'(t)$ - nieznaną funkcją na konturach szczelin zaś $\varepsilon = (\kappa - 1)/(\kappa + 1)$, $\kappa = 3-4\nu$, L_0 i L określają odpowiednio obszar kontaktu podstawy stempla z półprzestrzenią oraz kontur szczeliny, zaś $f(x)$ jest funkcją opisującą kształt podstawy stempla. Jądra układu równań (1)-(2) opisane zostały szczegółowo np. w pracy [8].

Do równania (1) należy dodać warunek równowagi stempla w postaci:

$$\int_{L_0} \sigma(t) dt = -P, \quad (3)$$

(P – obciążenia stempla), który gwarantuje jednoznaczność rozwiązania tego równania. Do równań (2) należy z kolei dodać warunki jednoznaczności przemieszczeń podczas „obchodzenia” każdej wewnętrznej szczeliny

$$\int_{L_k} g'(t) dt = 0, \quad k = \overline{1, n}. \quad (4)$$

2.3. Powierzchnia osłabiona pojedynczą szczeliną

Rozpatrzmy przypadek, w którym półprzestrzeń osłabiona jest tylko jedną szczeliną w sposób przedstawiony na rysunku 1. Wprowadźmy parametryczny zapis konturów szczeliny L i strefy kontaktu stempla z powierzchnią półprzestrzeni L_0

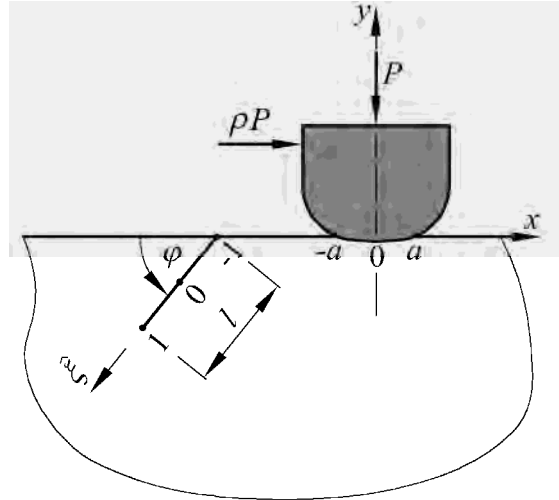
$$t = a\xi, \quad x = a\eta, \quad -1 < \xi, \eta < 1, \quad (t, x \in L_0), \quad (5)$$

$$t = a\omega(\bar{\xi}), \quad t' = a\omega(\bar{\eta}), \quad -1 < \bar{\xi}, \bar{\eta} < 1, \quad (t, t' \in L),$$

gdzie $\omega(\cdot)$ jest pewna gładką funkcją.

Przechodząc do bezwymiarowych zmiennych i funkcji:

$$\begin{aligned} \sigma(x) &= \sigma(\eta), & g'(t)\omega'(\bar{\xi}) &= g'(\bar{\xi}), & p(t') &= p(\bar{\eta}), \\ 4G(\kappa+1)^{-1} f'(x) &= F(\eta), & aK_1(t, x) &= K_1(\bar{\xi}, \eta), \\ aL_1(t, x) &= L_1(\bar{\xi}, \eta), & aK_2(t, t') &= K_2(\bar{\xi}, \bar{\eta}), \\ aL_2(t, t') &= L_2(\bar{\xi}, \bar{\eta}), & aM(t, t') &= M(\bar{\xi}, \bar{\eta}), \end{aligned} \quad (6)$$



Rys. 1. Schemat dociskanego stempla przesuwanego się po powierzchni półprzestrzeni osłabionej pojedynczą szczeliną.

układ równań całkowych (1) i (2) oraz warunki rozwiązalności (3) i (4) przyjmą postać:

$$\varepsilon \rho \sigma(\eta) + \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{\sigma(\xi) d\xi}{\xi - \eta} + \frac{1}{\pi} \operatorname{Im} \int_{-1}^1 \left[K_1(\bar{\xi}, \eta) g'(\bar{\xi}) + L_1(\bar{\xi}, \eta) \overline{g'(\bar{\xi})} \right] d\bar{\xi} = F(\eta), \quad |\eta| < 1 \quad (7)$$

$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \left[K_2(\bar{\xi}, \bar{\eta}) g'(\bar{\xi}) + L_2(\bar{\xi}, \bar{\eta}) \overline{g'(\bar{\xi})} \right] d\bar{\xi} + \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 M(\xi, \eta) \sigma(\xi) d\xi = p(\bar{\eta}), \quad |\bar{\eta}| < 1, \quad (8)$$

$$\int_{-1}^1 \sigma(\xi) d\xi = A = \frac{-P}{a}, \quad \int_{-1}^1 g'(\bar{\xi}) d\bar{\xi} = 0. \quad (9)$$

Rozwiązania układu równań całkowych (7)–(8), spełniającego warunki (9), będziemy poszukiwać w klasie funkcji, posiadających osobliwości całkwalne

$$\sigma(\xi) = w(\xi)q(\xi), \quad w(\xi) = (1-\xi)^\alpha (1+\xi)^\beta, \quad -1 < \alpha, \beta < 0,$$

$$g'(\bar{\xi}) = (1-\bar{\xi}^2)^{-\frac{1}{2}} u(\bar{\xi}), \quad (10)$$

gdzie $q(\bar{\xi})$ i $u(\bar{\xi})$ są funkcjami ciągłymi w przedziale obustronnie domkniętym $[-1, 1]$, a parametry α i β pierwiastkami $\alpha = -0.5 + \mu$, $\beta = -0.5 + \mu$, $\mu = \arctan \varepsilon \rho$ równań charakterystycznych $\cot \pi \alpha = -\varepsilon \rho$, $\cot \pi \beta = \varepsilon \rho$.

W celu numerycznego rozwiązania układu równań (7)–(9) zastosujemy metodę kolokacji [9,11] z wykorzystaniem węzłów Gaussa-Chebysheva. W wyniku otrzymamy układ liniowych równań algebraicznych w następującej postaci:

$$\sum_{k=1}^n a_{mk} q(\xi_k) + \text{Im} \sum_{k=1}^{\hat{n}} \left[b_{1mk} u(\bar{\xi}_k) + c_{1mk} \overline{u(\bar{\xi}_k)} \right] = F(\eta_m), \quad m = 1, \dots, n-1,$$

$$\sum_{k=1}^{\hat{n}} \left[b_{2mk} u(\bar{\xi}_k) + c_{2mk} \overline{u(\bar{\xi}_k)} \right] + \sum_{k=1}^n d_{mk} q(\xi_k) = p(\hat{\eta}_m), \quad m = 1, \dots, \hat{n}-1 \quad (11)$$

$$\sum_{k=1}^n a_{nk} q(t_k) = A, \quad \sum_{k=1}^{\hat{n}} u(\bar{\xi}_k) = 0, \quad (12)$$

$$\xi_k, \bar{\xi}_k = \cos \frac{2k-1}{2n} \pi, \quad \eta_m, \hat{\eta}_k = \cos \frac{\pi m}{n}. \quad (13)$$

Wielkościami poszukiwanymi są tu funkcje $q(\bar{\xi})$ oraz $u(\bar{\xi})$ odpowiednio w węzłach ξ_k i $\bar{\xi}_k$. Współczynniki przy niewiadomych w układzie równań (11) dane są wzorami:

$$a_{mk} = -\frac{1}{n} (-1)^k \sqrt{1-\xi_k^2} \left\{ \frac{X_0}{1-\eta_m} \left[\frac{1}{1-\xi_k} - \frac{T_n(\eta_m)}{\eta_m - \xi_k} \right] + \right. \\ \left. + \frac{R_0}{1+\eta_m} \left[\frac{(-1)^n}{1+\xi_k} + \frac{T_n(\eta_m)}{\eta_m - \xi_k} \right] + X_3(\eta_m) + X_4(\eta_m) \frac{T_n(\eta_m)}{\eta_m - \xi_k} \right\},$$

$$a_{nk} = \frac{\pi}{n} \sqrt{1-\xi_k^2} \left[w(\xi_k) - (-1)^k \frac{X_0}{1-\xi_k} + (-1)^{k+n} \frac{R_0}{1+\xi_k} \right], \quad (14)$$

$$b_{1mk} = \frac{1}{\hat{n}} K_1(\bar{\xi}_k, \eta_m), \quad b_{2mk} = \frac{1}{\hat{n}} K_2(\bar{\xi}_k, \hat{\eta}_m),$$

$$c_{1mk} = \frac{1}{\hat{n}} L_1(\bar{\xi}_k, \eta_m), \quad c_{2mk} = \frac{1}{\hat{n}} L_2(\bar{\xi}_k, \hat{\eta}_m),$$

$$d_{mk} = \frac{1}{n} \sqrt{1-\xi_k^2} \left[M(\xi_k, \hat{\eta}_m) w(\xi_k) - (-1)^k \frac{X_0 M(1, \hat{\eta}_m)}{1-\xi_k} + (-1)^{n+k} \frac{R_0 M(-1, \hat{\eta}_m)}{1+\xi_k} \right],$$

$$X_0 = \frac{1}{2} \left[\frac{2\alpha}{\sin \pi \alpha} - \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n X(\xi_k) \sqrt{1-\xi_k^2} \right],$$

$$X_1(x) = \frac{1}{2} \left[X(x) \cot \pi \alpha - \frac{1}{\sin \pi \alpha} - R(x) \cot \pi \beta + \frac{1}{\sin \pi \beta} \right], \quad (15)$$

$$X_3(x) = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n w(\xi_r) \sqrt{1-\xi_r^2} F(x, \xi_r, \xi_k), \quad X_4(x) = \varepsilon \rho w(x) + X_1(x),$$

$$X(x) = \left(\frac{1-x}{1+x} \right)^\alpha, \quad R(x) = \left(\frac{1+x}{1-x} \right)^\beta, \quad (16)$$

$$F(x, \xi_r, \xi_k) = \begin{cases} \frac{T_n(x)}{(x-\xi_k)(x-\xi_r)}, & x \neq \xi_k, x \neq \xi_r, \xi_k \neq \xi_r \\ -\frac{n(-1)^r}{\sqrt{1-\xi_r^2}(\xi_r-x)} + \frac{T_n(x)}{(\xi_r-x)^2}, & x \neq \xi_k = \xi_r \end{cases}, \quad (17)$$

gdzie: $T_n(x) = \cos(n \arccos x)$ jest wielomianem Chebysheva pierwszego rodzaju stopnia n .

Wykorzystując interpolacyjny wielomian Lagrange'a dla węzłów ξ_k znaleziono wartości funkcji $q(\xi)$ i $u(\xi)$ w dowolnym punkcie:

$$q(\xi) = -\frac{1}{n} \sum_{k=1}^n (-1)^k q(\xi_k) \sqrt{1-\xi_k^2} \frac{T_n(x)}{\xi-\xi_k},$$

$$u(\xi) = -\frac{1}{n} \sum_{k=1}^n (-1)^k u(\xi_k) \sqrt{1-\xi_k^2} \frac{T_n(x)}{\xi-\xi_k}.$$
(18)

W szczególności, na końcach przedziału $[-1, 1]$ otrzymano:

$$q(\pm 1) = \mp \frac{(\pm 1)^n}{n} \sum_{k=1}^n (-1)^k \sqrt{\frac{1 \pm \xi_k}{1 \mp \xi_k}} q(\xi_k),$$

$$u(\pm 1) = \mp \frac{(\pm 1)^n}{n} \sum_{k=1}^n (-1)^k \sqrt{\frac{1 \pm \xi_k}{1 \mp \xi_k}} u(\xi_k),$$
(19)

Współczynniki intensywności naprężeń w wierzchołkach szczelin $\xi = -1(K_{I,II}^-)$ oraz $\xi = 1(K_{I,II}^+)$ wyznaczamy według wzorów (zob. [9]):

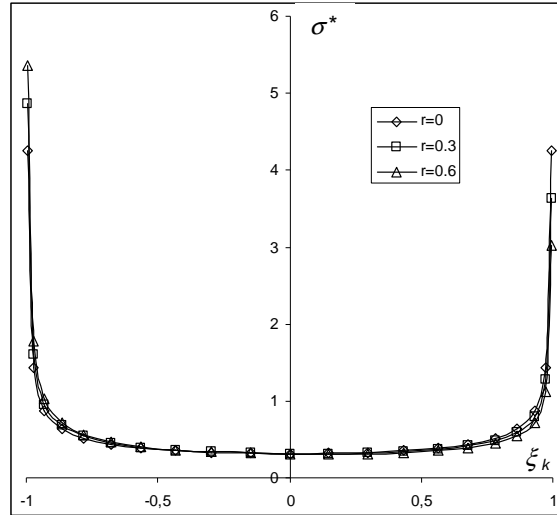
$$K_I^\pm - iK_{II}^\pm = \mp \sqrt{\pi a |\omega'(\pm 1)|} \frac{u(\pm 1)}{\omega'(\pm 1)},$$
(20)

Należy zaznaczyć, że w rozważanym zagadnieniu założono, że strefa kontaktu L_0 jest znana (stempel o płaskiej podstawie).

2.4. Wyniki analizy numerycznej

W celu przeprowadzenia obliczeń numerycznych wprowadzono pewne bezwymiarowe wielkości. Odległość b osi stempla od szczeliny odniesiono do połowy wymiaru strefy kontaktu a uzyskując $b^* = b/a$, natomiast wymiar długości szczeliny – podobnie $l^* = l/a$.

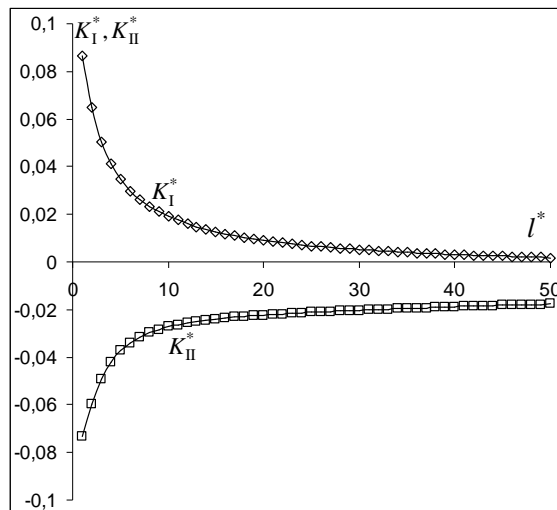
W obliczeniach numerycznych założono, że brzegi szczeliny są wolne od obciążeń. Bezwymiarowymi parametrami wejściowymi zagadnienia są $l^* = l/a$, $b^* = b/a$, oraz kąt nachylenia szczeliny φ i liczba węzłów kolokacji.



Rys. 2. Wpływ współczynnika tarcia na rozkład naprężeń pod stemplem
 ($n = 21, \nu = 0.3, b^* = 5, l^* = 1, \varphi = 30^\circ$).

Poniżej przedstawiono wybrane wyniki rozwiązania układu równań (1)-(3) ze względu na wartości naprężeń pod stemplem. Należy podkreślić, że prezentowane wykresy sporządzono w układach bezwymiarowych. Wartość naprężeń pod stemplem odniesiono do parametru A ($\sigma^* = \sigma/A$), podobnie obliczenia przeprowadzono dla unormowanych wartości $u^*(\xi_k) = u(\xi_k)/A$. Chcąc uzyskać bezwymiarowe wartości współczynników intensywności naprężeń K_i^* unormowano je w następujący sposób: $K_i^* = K_i A / \sqrt{a}$.

Na rysunku 2 pokazano wpływ wartości współczynnika tarcia na rozkład naprężeń kontaktowych. Łatwo zauważyć, że dla zagadnienia bez tarcia mamy niemal idealnie symetryczny rozkład naprężeń. Wzrost współczynnika tarcia wyraźnie powoduje zaburzenie tej symetrii. Wartości naprężeń w kierunku przesuwania się stempla maleją wraz ze wzrostem współczynnika tarcia. Kolejny rysunek przedstawia wyniki analizy parametrycznej obrazującej wpływ długości szczeliny na wartości współczynników intensywności naprężeń K_I i K_{II} .



Rys. 3. Wpływ długości szczeliny na wartość współczynników intensywności naprężeń przed jej wierzchołkiem ($n = 21, \nu = 0.3, b^* = 2, \varphi = 45^\circ, \rho = 0.3$).

Podsumowując należy stwierdzić, że przedstawiona w pracy metoda może być z powodzeniem stosowana do wyznaczania wartości współczynników intensywności naprężeń i rozkładów naprężeń kontaktowych w tego typu zagadnieniach. Warto wspomnieć, że odpowiednia modyfikacja przedstawionych rozwiązań może pozwolić na analizę np. zagadnień, w których występuje szczelina krzywoliniowa, układ szczelin czy też owalne otwory lub układy tych otworów.

Literatura

- [1] Goshima T., Keer L.M.: Thermoelastic contact between a rolling rigid indenter and a damaged elastic body, *Journal of Tribology, Trans. ASME*, 112(1990), 382-391.
- [2] Goshima T., Kamishima Y.: Mutual interference of two surface cracks in semi-infinite body due to rolling contact with frictional heating by a rigid roller, *Int. J. JSME, Ser. A*, 39(1996)1, 26-33.
- [3] Goshima T., Kamishima Y.: Mutual interference of multiple surface cracks due to rolling-sliding contact with frictional heating, *Int. J. JSME, Ser. A*, 37(1994)3, 216-223.
- [4] Goshima T., Thermomechanical effects on crack propagation in rolling contact fatigue failure, *Journal of Thermal Stresses*, 26(2003), 615-639.
- [5] Goshima T., Soda T.: Stress intensity factors of a subsurface crack in a semi-infinite body due to rolling/sliding contact and heat generation, *Int. J. JSME, Ser. A*, 40(1997)3, 263-270.

- [6] Goshima T., Hanson M.T., Keer L.M.: Three-dimensional analysis of thermal effects on surface crack propagation in rolling contact, *Journal of Thermal Stresses*, 13(1990), 237-261.
- [7] Muskhelishvili N.I., Some basic problems of the mathematical theory of elasticity, Nauka, Moscow, 1962 (in Russian).
- [8] Savruk M., Yevtushenko O.: Płaskie zagadnienie kontaktowe dla półprzestrzeni ze szczelinami z uwzględnieniem tarcia w strefie kontaktu, *III Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji, Augustów 2003*, Wydaw. Politechniki Białostockiej, Białystok 2003, 357-360.
- [9] Savruk M.P., *Two-dimensional problems of elasticity for bodies with cracks*, Naukova Dumka, Kiev, 1981 (in Russian).
- [10] Galin L.A.: Contact problems of the theory of elasticity and viscoelasticity, Nauka, Moscow, 1980, (in Russian).
- [11] Savruk M.P., Madenci E., Shkarayev S.: Singular integral equations of the second kind with generalized Cauchy-type kernels and variable coefficients, *Int. J. Num. Methods in Engng.*, 45(1999), 1457-1470.

THE EFFECT OF RIGID INTENDER ACTING ON A SURFACE OF SINGLE-CRACKED HALF-PLANE

The paper presents an analysis of plane problem of contact between flat rigid intender and single-cracked half-plane. Influence of friction in contact zone on contact stress distribution is investigated. Stress intensity factors K_I i K_{II} are presented for different values of crack length and also for different values of distance between intender and crack.

Pracę wykonano w ramach pracy statutowej nr S/WM/2/08 realizowanej w Politechnice Białostockiej

3. Badania eksperymentalne charakterystyk układu dynamicznego procesu technologicznego toczenia

W pracy uzasadniono i pokazano miejsce badań eksperymentalnych układów dynamicznych w procesie identyfikacji obiektów sterowania. Opisano eksperymentalne stanowisko badawcze, schemat strukturalny układu pomiarowego, schemat torów pomiarowych, charakterystyki elementów schematu blokowego. Przedstawiono metodologię i wyniki badań charakterystyk statycznych obiektu. Podano metodologię i wyniki badań charakterystyk czasowych obiektu przy działaniu zakłóceń oraz sterowania posuwem wzdłużnym. Określono błędy oceny obliczonych statycznych czasowych. Przedstawiono wyniki badań charakterystyk częstotliwościowych obiektu dla kanału prędkości posuwu w postaci ACH i FCH obiektu sterowania. Otrzymane wyniki świadczą o dużej zbieżności krzywych teoretycznych, obliczonych dla podstawowego modelu obiektu, z danymi eksperymentalnymi.

Dążenie do uzyskania wysokiej jakości obróbki na obrabiarkach skrawających w warunkach oddziaływania na układ technologiczny różnych zakłóceń doprowadziło do zastosowania w przemyśle maszynowym układów sterowania adaptacyjnego [1, 2]. Opracowanie modelu matematycznego obiektu sterowania w dynamice, adekwatnego do obiektu – oryginału, jest konieczną przesłanką uzasadnionego podejścia do rozwiązania problemu analizy stabilności układów sterowania automatycznego lub sterowania adaptacyjnego i syntezy członów korygujących, zgodnie z wymaganymi wskaźnikami jakości sterowania procesem przejściowym. Przy tym w podobnych układach wskaźniki jakości sterowania współrzedną wyjściową – odkształceniami sprężystymi układu technologicznego w dynamice bezpośrednio charakteryzują błędy kształtu części, uwarunkowane oddziaływaniem szybko zmieniających zakłóceń typu zmiana naddatku na obróbkę czy zmienność właściwości fizyko-chemicznych obrabianego materiału.

Układ dynamiczny procesu skrawania jest układem technologicznym - OUPN tzn. obrabiarką wraz z realizowanym na niej procesem technologicznym obróbki skrawaniem (toczenie, szlifowanie, wiercenie, frezowanie) [3, 4].

Przy braku wystarczająco pełnej i dokładnej informacji o obiekcie sterowania, charakterystyki obliczeniowe mogą się istotnie różnić od rzeczywistych. Wybrane przy projektowaniu parametry nastawienia regulatorów nie gwarantują wymaganej jakości sterowania, a nawet stabilności układu. Oprócz tego rozpatrywane układy charakteryzują się szerokim zakresem zmienności parametrów obiektu sterowania. Te uwarunkowania wskazują na złożoność problemu zagwarantowania stabilności układ sterowania automatycznego i na

konieczność szczególnie starannego podejścia do problemu określenia jego struktury i syntezy urządzeń korygujących.

W pracach [4–7] opracowano model matematyczny układów dynamicznych obróbki toczeniem wałów osiowosymetrycznych. Metody budowy modelu matematycznego obiektu sterowania w znacznej mierze zależą od objętości wykorzystanej informacji apriorycznej, którą dysponujemy do momentu rozpoczęcia badań danego obiektu. Zadanie opracowania modelu może być zrealizowane w dwóch etapach. W pierwszym etapie na podstawie apriorycznych informacji o procesach fizycznych występujących w procesie technologicznym (PT) opracowuje się strukturę obiektu. Zwykle ten model zawiera nieznane parametry, których znalezienie na podstawie danych apriorycznych jest skomplikowane lub niemożliwe. Pierwotny model strukturalny może zawierać elementy, które nie są niezbędne w następnych etapach opracowania modelu matematycznego. W trakcie drugiego etapu na podstawie badań eksperymentalnych określa się nieznane parametry obiektu i doskonali jego strukturę. W wielu przypadkach możliwe jest uproszczenie pierwotnej struktury modelu.

Celem badań eksperymentalnych jest stwierdzenie adekwatności opracowanych modeli matematycznych względem obiektu - oryginału. Oprócz tego, w czasie badań eksperymentalnych, wykrywane są charakterystyki wielkości zakłócających działających na obiekt, a także liczbowe wartości parametrów wchodzących do zależności dla modeli matematycznych, w szczególności, wzmocnienia układu sprzężonego, których określenie metodami analitycznymi jest utrudnione.

3.1. Stanowisko badawcze

Wykorzystywane obecnie systemy pomiarowe pracują zwykle ze wspomaganiami mikroprocesorowym. Ze względu na stawiane przed nimi do realizacji cele, wymagają indywidualnego podejścia w projektowaniu [10]. Tak więc komputer PC wyposażony w profesjonalne oprogramowanie do uzyskania danych jest już w wielu przypadkach standardowo wykorzystywany do identyfikacji zjawisk fizycznych w procesie skrawania.

Stanowisko badawcze zestawiono w oparciu o precyzyjną tokarkę kłową I6B16P. W miejscu imaka nożowego umieszczono dwuukładowy siłomierz tensometryczny do pomiaru sił składowych F_c i F_f . Do rejestracji wyników eksperymentu wykorzystano opisany wcześniej komputerowy system akwizycji danych.

Wyboru obrabiarki dokonano ze względu na bardzo dobry stan techniczny, dostateczną moc napędu wrzeciona oraz dostosowanie zakresu prędkości obrotowej wrzeciona i posuwu do stanu adekwatnego do obiektu badań.

Stanowisko badawcze, którego schemat przedstawiono na rys. 3.1, posiada dwa podstawowe układy: układ pomiarowy i układ rejestrująco-analizujący.

Układ pomiarowy składa się z:

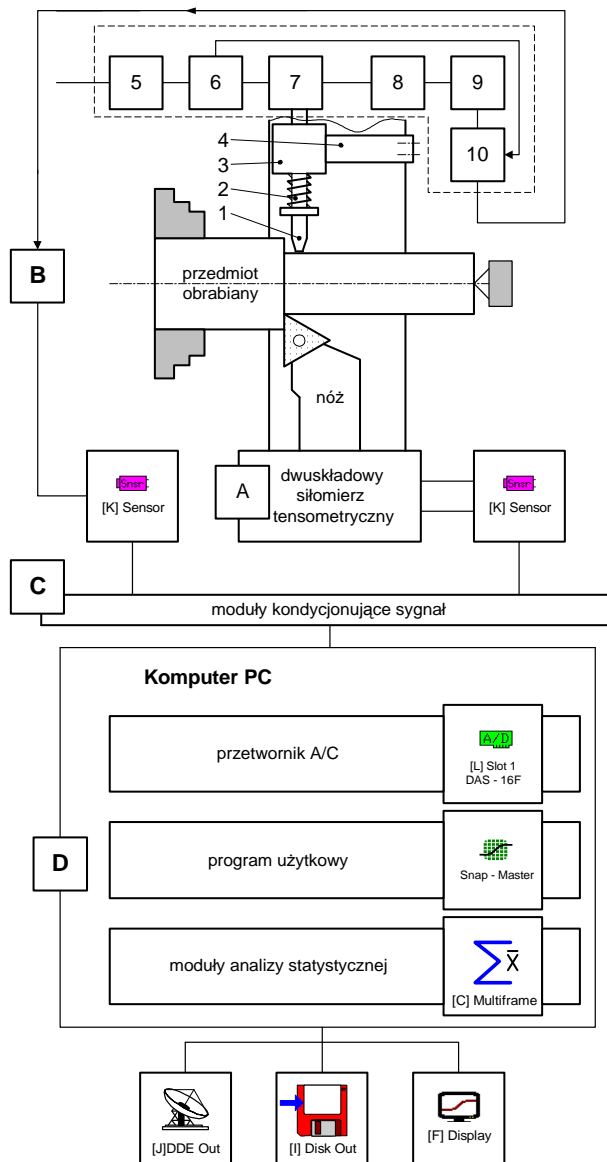
- siłomierza (A) do pomiaru siły skrawania F_c i siły posuwowej F_f , które działają podczas obróbki brył obrotowych metodą toczenia ortogonalnego swobodnego,
- zestawu (B) do pomiaru odkształceń sprężystych i drgań.

Do pomiaru odkształceń sprężystych i drgań wykorzystano zestaw aparatury BI6-6TN, w skład której wchodzi: stabilizator 5 napięcia sieciowego, przetwornik 6 napięcia, przetwornik 7 typu DW-ISG umocowany na trzpieniu 2; demodulator 8; filtr 9; wzmacniacz 10 prądu stałego.

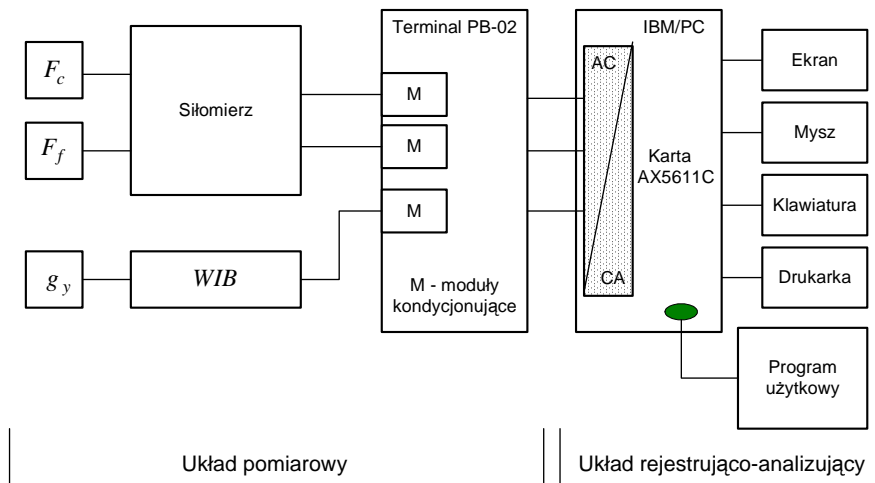
Na rys. 3.2 przedstawiony został schemat torów pomiarowych wg, których przeprowadzany jest proces badawczy.

Charakterystykę statyczną przetwornika pierwotnego 7 przedstawiono na rys. 3.3a, amplitudowo-częstotliwościowa charakterystyka na rys. 3.3b. Pasma przenoszenia przetwornika leży w przedziale 10-120 Hz. Obróbkę półfabrykatów (rys. 3.1) wykonywano ostrzem, umocowanym w dwuczęściowym siłomierzu na suporcie obrabiarki, na którym także ustawiono przy pomocy wspornika urządzenie ustalania odkształceń sprężystych i drgań przedmiotu obrabianego. Urządzenie wykonano w postaci trzpienia 2, ustawiono w prowadnicach kulkowych tulei 3, a sprężyna 4 przeznaczona jest do wytworzenia obciążenia.

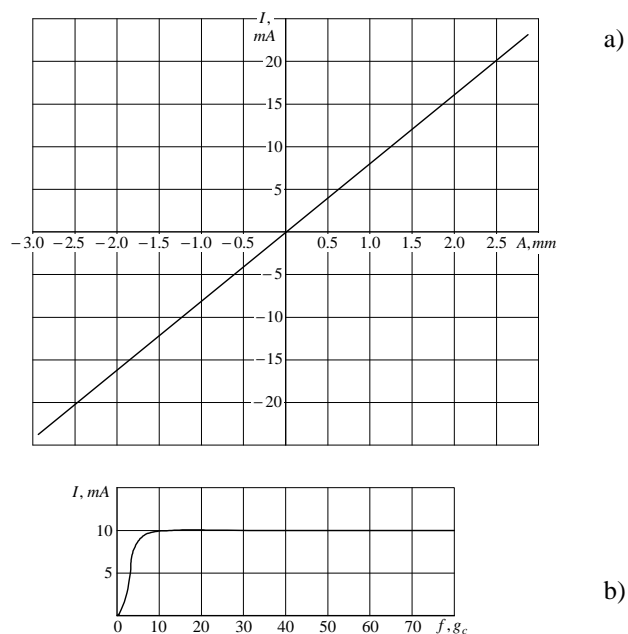
Sygnaly analogowe generowane w systemie obróbkowym są izolowane galwanicznie, wzmacniane i filtrowane. Do tego celu zastosowano moduły kondycjonujące (C), które zbierają sygnaly z różnych czujników o wartości wejściowej do 10 mV. Sygnaly te przekazywane są do komputera (D) przy użyciu karty pomiarowej DAS-16F, gdzie ulegają kwantyzacji przy górnej częstotliwości próbkowania do 100 KHz. Zastosowany w badaniach system uzyskiwania danych uzupełniony został programem użytkowym Snap-Master for Windows firmy Hem Data Corporation. Program ten cechuje łatwość konfiguracji, polegającej na zestawieniu układu przy pomocy ikon, między którymi następuje szeregowy bądź równoległy przepływ informacji. Wybór odpowiedniego oprogramowania użytkowego jest dokonywany indywidualnie, gdyż zależy on od cech badanego procesu, liczby użytych urządzeń w torze pomiarowym i żądanego czasu reakcji na zmiany sygnałów pomiarowych. Użyte oprogramowanie charakteryzuje się dużą elastycznością, co pozwala na tworzenie przez użytkownika odpowiednich do potrzeb, torów pomiarowych równocześnie dla kilku wielkości, mierzonych w jednym cyklu.



Rys. 3.1. Schemat strukturalny układu pomiarowego i akwizycyjnego



Rys. 3.2. Schemat torów pomiarowych



Rys. 3.3. Charakterystyki elementów schematu blokowego: a) charakterystyka statyczna przetwornika 7, b) amplitudowo-częstotliwościowa charakterystyka przetwornika 7

Wyniki pomiarów i analiz mogą być prezentowane na ekranie monitora w postaci wykresów, względnie drukowane. Istnieje możliwość zapisu danych na

dysku twardym łącznie z całą konfiguracją toru, wynikami wzorcowania, wartościami progowymi mierzonych wielkości i ustalonymi wskaźnikami kontrolnymi. Zapisane dane pomiarowe po eksporcie do innych programów kalkulacyjnych mogą być poddane dalszej, szerszej analizie matematycznej i statystycznej.

3.2. Badanie charakterystyk statycznych obiektu

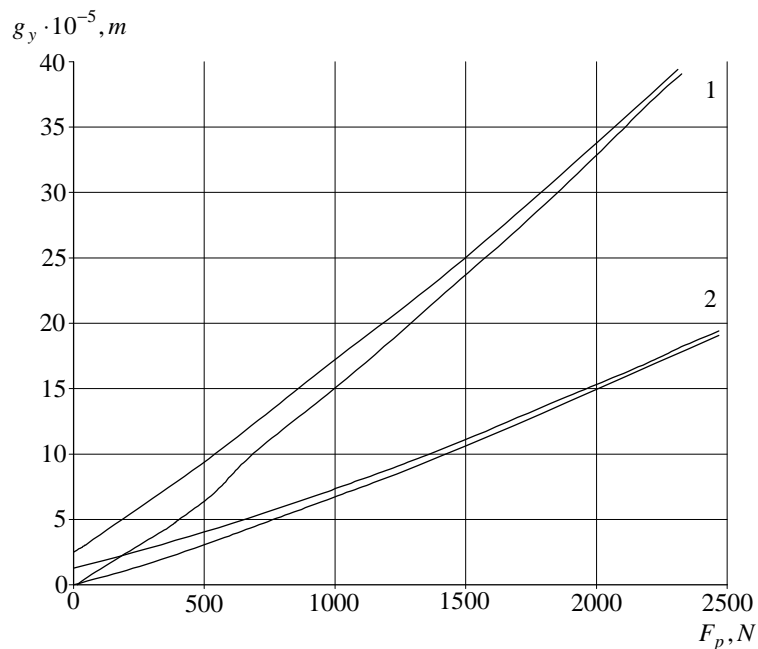
Wstępnie skoncentrujemy się na metodyce i podstawowych wynikach, otrzymanych w czasie eksperymentalnych badań układów dynamicznych obrabiarek [9, 10].

W wyrażeniach funkcji przejścia układów dynamicznych dla kanałów sterowań i zakłóceń, wchodzi współczynniki h_{ij} , charakteryzujące podatność układu technologicznego. Wartości tych współczynników, z powodu znacznej złożoności analizy teoretycznej, określono eksperymentalnie.

Na przykład, dla identyfikacji statycznych charakterystyk tokarki kłowej model I6B16P, na podstawie, których oblicza się wartości współczynników h_{ij} , UT obrabiarki był poddany działaniu siły obciążającej imitującej skrawanie; przy pomocy mikrometrów ustalano odkształcenia elementów UT dla odpowiednich współrzędnych. Obciążenie zrealizowano przy pomocy urządzenia TG-1000, które pozwala wytworzyć siłę, działającą pod kątem 60° względem osi pionowej, i imitować dwie składowe siły skrawania: styczną i osiową lub styczną i promieniową, w zależności od sposobu umocowania urządzenia do wytwarzania obciążenia. Eksperymenty przeprowadzono zgodnie z zalecaną metodyką: przed wykonaniem pomiarów układ sprężysty był wielokrotnie obciążany maksymalną siłą i przywracany do stanu bez obciążenia.

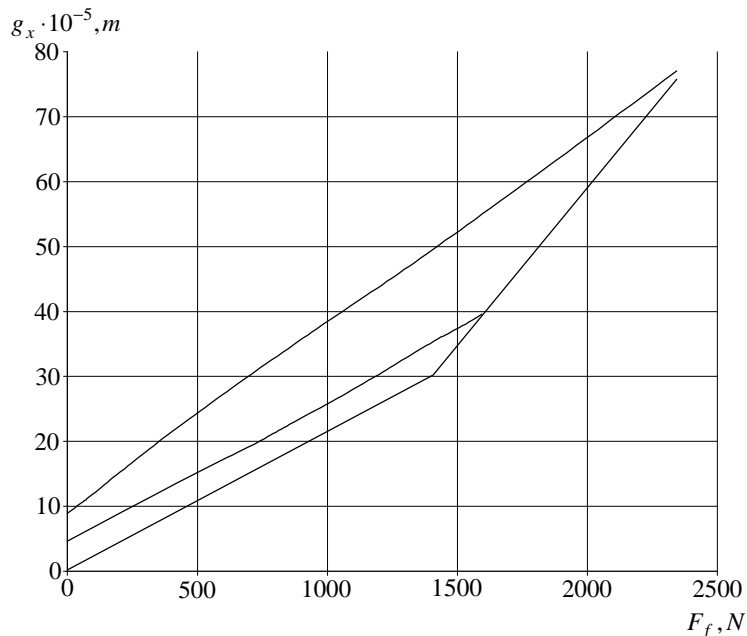
Charakterystykę $g_y(F_p)$ układu sprężystego, składającego się z wrzeciennika i suportu obrabiarki, przedstawiono na rys. 3.4 - krzywa 1. Podatność ekwiwalentnego układu sprężystego, zawierającego konik i suport, jak pokazują wyniki eksperymentu, w znacznym stopniu zależy od długości wysuwanej konika. Krzywą 2 na rys. 3.4 uzyskano dla długości wysuwanej konika 0,13 m.

Przy próbach toczenia półfabrykatów mocowanych w kłach, z powodu zmian współczynników wzmocnień układu sprężystego, wartości sprężystych odkształceń g_y nawet w sytuacji, kiedy można pominąć podatność półfabrykatu, są zależne od miejsca przyłożenia siły skrawania względem wrzeciennika i konika. W związku z tym, wartości współczynnika h_{yy} były uściślane dla konkretnych warunków obróbki tzw. "metodą przemysłową".



Rys. 3.4. Statyczne charakterystyki dla współrzędnej Y

Polega ona na tym, że wartości odkształceń sprężystych względem osi Y są oceniane na podstawie dokładności obróbki półfabrykatu przy znanej dokładności obróbki - tzn. wartość g_y . Następnie określając metodą eksperymentalną lub analityczną siłę skrawania, można znaleźć współczynnik h_{yy} [49]. Współczynnik wzmocnienia h_{xx} układu sprężystego, w związku z wysoką sztywnością półfabrykatu względem osi X, zależy głównie od podatności wrzeciennika i zespołu suportu obrabiarki. Na rys. 3.5 pokazano eksperymentalną statyczną charakterystykę $g_x(F_p)$.



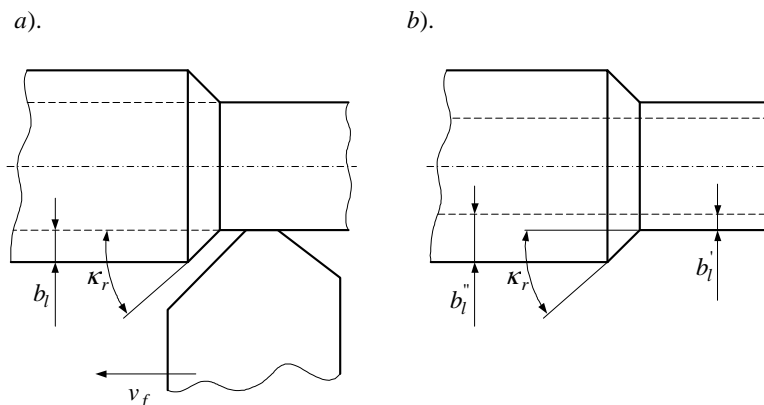
Rys. 3.5. Statyczne charakterystyki dla współrzędnej X

3.3. Badanie charakterystyk czasowych obiektu przy działaniu zakłóceń oraz sterowaniu posuwem wzdłużnym

Badanie dynamicznych charakterystyk obiektu przeprowadzono z wykorzystaniem metod aktywnego eksperymentu. W celu otrzymania charakterystyk czasowych rejestrowano na oscyloskopie krzywe wyjściowych współrzędnych obiektu w czasie wcinania ostrza skrawającego w półfabrykat.

Należy zauważyć, że proces wcinania ostrza w półfabrykat przy stałych wartościach posuwu wzdłużnego i prędkości obrotowej półfabrykatu może być rozpatrywany jako proces przejściowy dla wielkości sterującej jak i również jako proces przejściowy dla zakłócenia. Równocześnie, pierwsze i drugie oddziaływanie można rozpatrywać jako skokowe, jeśli główna krawędź skrawająca ostrza jest równoległa do powierzchni poddawanej skrawaniu a grubość warstwy skrawanej pozostaje stała po wcięciu ostrza w półfabrykat.

Wspomniane procesy przejściowe charakteryzują się zerowymi warunkami początkowymi. Przejściowe charakterystyki obiektu, dla zakłócenia przy niezerowych warunkach początkowych, były rejestrowane w czasie prób toczenia półfabrykatów ze skokową zmianą naddatku (rys. 3.6).



Rys. 3.6. Szkice półfabrykatów dla określenia funkcji przejścia: a – przy sterowaniu posuwem wzdłużnym, b – przy zakłóceniu w postaci naddatku

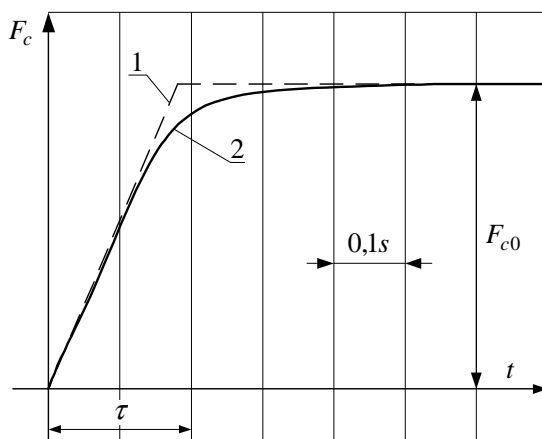
W badaniach eksperymentalnych jako wyjściową wielkość obiektu przyjęto składową styczną siły skrawania. Do jej pomiaru wykorzystano siłomierz dwuskładnikowy. Pod działaniem stycznej siły skrawania, "ruchoma" część siłomierza, w której jest umocowany nóż, przemieszcza się względem umieszczonej na suporcie "nieruchomej" części wskutek sprężystych odkształceń elementu o zmniejszonym przekroju. Wartości sprężystych przemieszczeń mierzono indukcyjnym czujnikiem liniowych przemieszczeń. Jak pokazały wyniki eksperymentalnych badań, wielkość sprężystych przemieszczeń "ruchomej" części względem "nieruchomej" części, dzięki wysokiej sztywności elementu o zmniejszonym przekroju w kierunkach osiowym i promieniowym, zależy praktycznie tylko od stycznej siły skrawania.

W celu rejestracji statycznej charakterystyki wspomnianego siłomierza, do noża umocowanego w siłomierzu przy pomocy specjalnego podnośnika, przykładano siłę równoważną, co do kierunku ze styczną siłą skrawania. W wyniku tych eksperymentów znaleziono współczynnik wzmocnienia siłomierza i ustalono, że nieliniowość jego statycznej charakterystyki nie przekracza 2%. Dynamiczne charakterystyki siłomierza uzyskano z rejestracji oscyloskopowej krzywych procesów przejściowych, wywołanych wzrostem i spadkiem obciążenia. Inercyjność siłomierza, jak pokazały przeprowadzone eksperymenty, jest o rząd mniejsza od inercyjności obiektu, co pozwala rozpatrywać siłomierz jako człon proporcjonalny.

Aby otrzymać w czasie rejestracji oscylograficznej znacznik początku procesu przejściowego w momencie wcinania ostrza w półfabrykat, na nóż izolowany elektrycznie od imaka, podawano napięcie ze źródła niskiego napięcia, którego drugi biegun był podłączony do korpusu obrabiarki. Moment zetknięcia

skrawającej krawędzi ostrza z obrabianym półfabrykatem był wykrywany poprzez zamknięcie wspomnianego obwodu elektrycznego.

Na rys. 3.7 i 3.8 pokazano oscylogramy procesów przejściowych, otrzymanych w czasie eksperymentalnego badania układu dynamicznego tokarki. Krzywe na rys. 3.7 otrzymano dla procesu skrawania w następujących warunkach: materiał półfabrykatu - stal 45, nóż z płytką Ti15Co6, wartość kąta przystawienia ostrza $\kappa_r = 90^\circ$, prędkość skrawania $v_c = 90$ m/min, głębokość skrawania $a_p = 1$ mm, prędkość posuwu wzdłużnego $v_f = 60$ mm/min, wartość grubości warstwy skrawanej w stanie ustalonym $a = 0.2$ mm, wartość stycznej siły skrawania w stanie ustalonym $F_{c0} = 350$ N, czas obrotu półfabrykatu $\tau = 0.2$ s, średnica półfabrykatu $d = 30$ mm.



Rys. 3.7. Eksperymentalne charakterystyki przejściowe obiektu sterowania

Obliczenia współczynników wzmocnienia procesu skrawania z uwzględnieniem danych poradnikowych dają $m_x = 0,66 \times 10^6$ N/m, $m_y = 0,14 \times 10^6$ N/m. Podatność półfabrykatu, jak pokazały obliczenia, można w danym przypadku pominąć. Z charakterystyk statycznych (rys. 3.4, rys. 3.5) wyznaczono: $h_{xx} = 1,5 \times 10^{-7}$ m/N, $h_{yy} = 0,66 \times 10^{-7}$ m/N. Wartość współczynnika B obliczona za pomocą wzoru:

$$B = \frac{m_x h_{xx} + m_y h_{yy} K_{\kappa_r}}{1 + n_y h_{yy}}$$

$B=0,099$, zaś przybliżony MM można przyjąć w postaci członu integrującego z transmitancją operatorową: $G_o(s) = \frac{\Delta Y_o(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_o}{s} (1 - e^{-s\tau})$.

Odpowiedź członu na skokową zmianę wielkości wejściowej, jak pokazano wyżej, teoretycznie przedstawia sobą liniowo narastający w czasie τ sygnał (krzywa 1 na rys. 3.7). Rzeczywista krzywa 2 wielkości wyjściowej jest dostatecznie bliska krzywej teoretycznej; maksymalna odchyłka wynosi 12%.

Na rys. 8a pokazano charakterystykę przejściową otrzymaną w czasie skrawania w następujących warunkach: materiał półfabrykatu - stal 45, nóż z płytką Ti15Co6, $\kappa_r=45^\circ$, $v_c = 96$ m/min, $a_p = 1$ mm, $v_f = 100$ mm/min, $a=0,2$ mm, wartość stycznej siły skrawania w stanie ustalonym $F'_{c0} = 1450$ N, $\tau=0,12$ s. Podobnie jak wyżej, znaleziono współczynniki wzmocnienia procesu skrawania i układu sprężystego oraz obliczono wartość współczynnika $B=1,2$. Jako przybliżony model, z uwzględnieniem wartości parametru B , należy przyjąć model (3.18) w postaci aperiodycznego członu drugiego rzędu

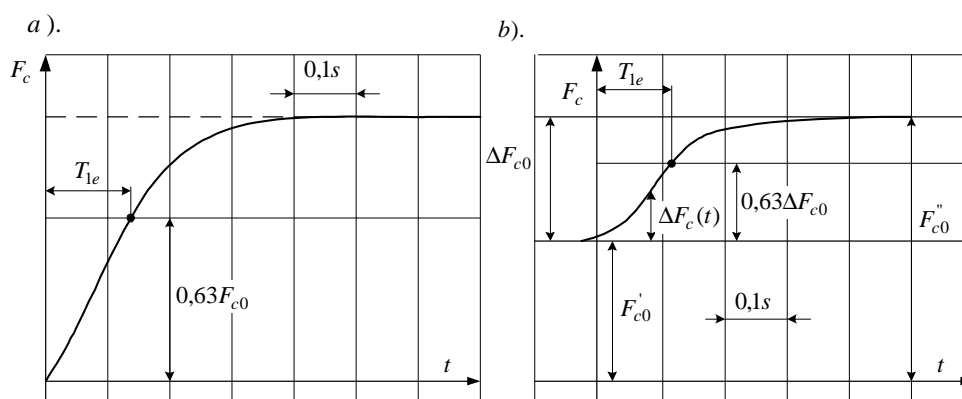
Stałe czasowe wyznaczone za pomocą wzoru:

$$T_{o1,o2} = 0,5\tau \left[0,5 + B \pm \sqrt{(0,5 + B)^2 - \frac{1}{3}} \right]. \text{ wynoszą } T_{o1}=0,2 \text{ s, } T_{o2}=0,006 \text{ s.}$$

Biorąc pod uwagę, że druga stała czasowa obiektu jest o rząd mniejsza od pierwszej, do dalszych obliczeń można przyjąć $T_{1p} = T_{o1}$ i krzywą eksperymentalną aproksymować funkcją wykładniczą i ustalić stałą czasową na $T_{1e}=0,18$ s, jako czas po którym wielkość wyjściowa osiąga 0,63 swojej wartości w stanie ustalonym. Błąd oceny obliczonej stałej czasowej:

$$\delta = \frac{T_{1e} - T_{1p}}{T_{1e}} * 100\% = -11\% \quad (3.1)$$

Na rys. 8b pokazano oscylogram czasowej charakterystyki obiektu, otrzymanej w czasie obróbki półfabrykatu ze skokową zmianą głębokości skrawania od wartości $a_{p1}=1,5$ mm do $a_{p2}=3$ mm, tzn. zmiana naddatku $\Delta a_p=1,5$ mm. Materiał półfabrykatu stal 45, nóż z płytką Ti15Co6, $\kappa_r=45^\circ$, $v_c=98$ m/min, $v_f=100$ mm/min, $a=0,2$ mm, $\tau=0,075$ s, wartość stycznej siły skrawania w stanie ustalonym $F'_{c0} = 620$ N, $F''_{c0}=1240$ N.



Rys. 3.8. Eksperymentalne charakterystyki przejściowe obiektu sterowania

Wg przytoczonej wyżej zależności średnia obliczona wartość współczynnika $B=0,9$. Odpowiednio charakterystykę czasową obiektu aproksymowano funkcją wykładniczą z obliczoną stałą czasową $T_{1p}=0,106$ s. Proces przejściowy charakteryzuje się niezerowymi warunkami początkowymi i eksperymentalną wartością stałej czasowej $T_{1e}=0,1$ s określono z oscylogramu wielkości wyjściowej. Błąd obliczenia stałej czasowej wg wzoru (3.1) wynosi -6%.

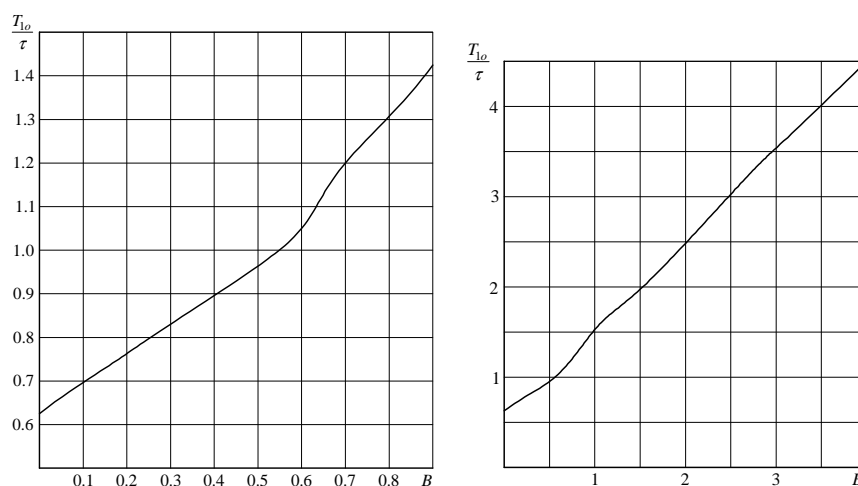
W tabelicy 1 przedstawiono podstawowe informacje o warunkach skrawania, w których przeprowadzono eksperymenty, a także obliczone i eksperymentalne wartości stałych czasowych procesu przejściowego.

Zestawienie eksperymentalnych i obliczonych krzywych procesów przejściowych wykonano zgodnie z następującą metodyką. Eksperymentalne przejściowe charakterystyki aproksymowano następującym wyrażeniem

$$F_c(t) = F_{c0} [1 - \exp(-t/T_{1e})]$$

gdzie: F_{c0} - ustalona wartość wielkości wyjściowej lub jej przyrostu, T_{1e} - ekwiwalentna stała czasowa, określana na podstawie oscylogramu, jako czas, po którym wielkość wyjściowa lub jej przyrost osiągnie 0,63 wartości w stanie ustalonym. Znalezione wartości T_{1e} porównano z obliczonymi T_{1p} . Te ostatnie określono jako czas, w którym obliczona charakterystyka przejściowa opisana przedstawionymi wyżej zależnościami, osiąga 0,63 wartości ustalonej. Względne

wartości T_{1p} zależą od współczynnika B i można je określić na podstawie krzywych pokazanych na rys. 3.9.



Rys. 3.9. Wykresy dla obliczania wartości stałych czasowych T_{10} obiektu sterowania

Przytoczone wyniki otrzymano w czasie obróbki półfabrykatów ze stali 45 nożem z płytką Ti15Co6 z kątami przystawienia 45° i 90° . Wartości stałych czasowych podanych w tabelicy 1, obliczano jako średnie z obróbki trzech, czterech oscylogramów uzyskanych w takich samych warunkach.

W procesie analitycznego wyznaczania stałych czasowych wykorzystano uściślone w czasie przeprowadzonych eksperymentów, wartości współczynników wzmocnienia sprężystego układu i procesu skrawania. Błędy obliczania stałych czasowych nie przekraczają w zasadzie 20%.

W ten sposób, wyniki eksperymentalnych badań charakterystyk obiektu dla wielkości sterujących w postaci prędkości posuwu wzdłużnego i prędkości obrotowej wrzeciona, a także wielkości zakłócającej w postaci zmiany naddatku po obwodzie części świadczą o zadowalającej przydatności modeli matematycznych, otrzymanych drogą identyfikacji analitycznej. Oprócz tego, badania te potwierdzają wyprowadzony wcześniej wniosek o możliwym szerokim zakresie zmian parametrów obiektu sterowania.

Tab. 1. Zestawienie parametrów skrawania oraz eksperymentalnych i obliczonych stałych czasowych

Nr	τ , s	χ_r	v_c m/s	a_p , mm	a	F_{c0} , N	T_{1e} , s	T_{1p} , s	δ , %
1	0.48	45	0.8	2.0	0.2	900	0.59	0.55	7
2	0.48	45	0.8	3.0	0.2	1380	0.7	0.625	11
3	0.375	45	0.85	1.0	0.2	480	0.3	0.3	0
4	0.375	45	0.85	2.0	0.25	1140	0.46	0.43	7
5	0.375	45	0.85	3.0	0.2	1400	0.55	0.48	13
6	0.24	45	1.3	1.5	0.25	855	0.23	0.215	7
7	0.24	45	1.3	2.0	0.25	1150	0.34	0.28	18
8	0.24	45	1.3	3.0	0.2	1370	0.36	0.31	14
9	0.12	45	1.6	1.5	0.2	730	0.12	0.13	-8
10	0.12	45	1.6	3.0	0.2	1470	0.18	0.161	11
11	0.095	45	1.65	1.0	0.2	475	0.08	0.076	5
12	0.095	45	1.65	3.0	0.2	1475	0.15	0.13	13
13	0.095	45	1.65	5.0	0.1	1180	0.2	0.19	5
14	0.075	45	1.67	1.0	0.2	470	0.06	0.064	-7
15	0.075	45	1.67	2.0	0.2	981	0.11	0.09	18
16	0.075	45	1.67	3.0	0.2	1430	0.12	0.105	5
17	0.048	45	1.69	1.0	0.2	390	0.04	0.04	0
18	0.048	45	1.69	3.0	0.2	795	0.072	0.065	10
19	0.48	90	0.9	1.0	0.25	610	0.3	0.38	-26
20	0.48	90	0.9	2.0	0.25	1200	0.42	0.43	-2
21	0.19	90	1.33	2.0	0.25	1100	0.18	0.17	6
22	0.19	90	1.33	5.0	0.1	1270	0.32	0.37	-16
23	0.12	90	1.7	1.0	0.25	590	0.088	0.096	-9
24	0.12	90	1.7	3.0	0.25	1770	0.16	0.14	12
25	0.095	90	1.65	1.0	0.25	580	0.07	0.076	7
26	0.095	90	1.65	5.0	0.1	1200	0.16	0.18	13

3.4. Badanie częstotliwościowych charakterystyk obiektu dla kanału prędkości posuwu

Jednocześnie z charakterystykami czasowymi, badane były częstotliwościowe charakterystyki dynamicznego układu obrabiarki przy sterowaniu prędkością posuwu wzdłużnego.

Badanie częstotliwościowych charakterystyk obiektu w kanale posuwu przeprowadzono na tej samej tokarce, wyposażonej w czujnik posuwu wzdluznego i silomierz dwuskladnikowy. Sygnal, zawierajacy stala i harmoniczne skladowe, byl podawany na wejscie generatora posuwu urzadzenia CNC, z ktorego wyjscia przechodzil on poprzez interpolator i komutator na wejscie napedu posuwu wzdluznego. Rejestracja charakterystyk byla wykonana w czasie toczenia polfabrykatow ze stali 45 dla ustalonych predkosci obrotowych wrzeciona 90, 710 i 1400 obr/min nozem z plytką Ti15Co6. Dla oceny adekwatnosci MM obiektu przeprowadzono porownanie eksperymentalnych i obliczonych charakterystyk czestotlosciowych. Jako wzory dla obliczenia charakterystyk amplitudowej i fazowej wykorzystano zaleznosci podstawowego modelu

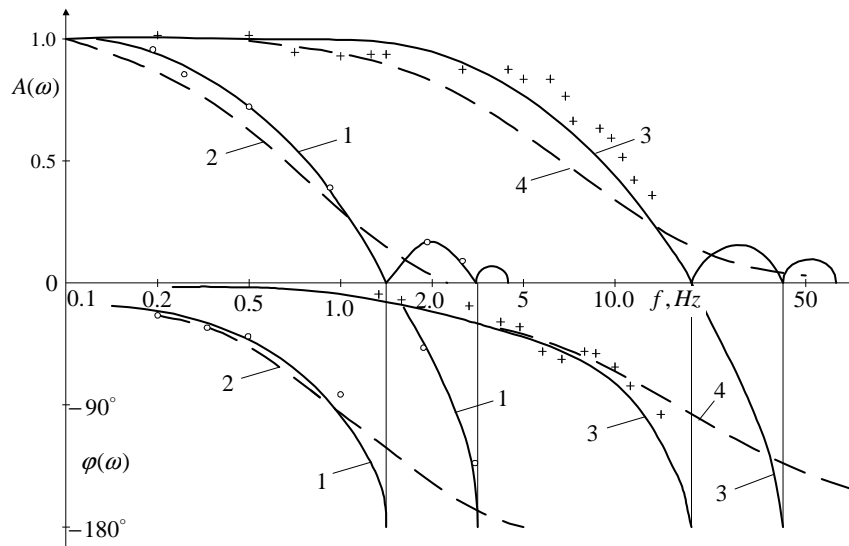
$$A(\omega) = K_0 \cdot \frac{1}{\omega \sqrt{C_1}} \cdot \varphi(\omega) = -\frac{\pi}{2} - \arctg\left(\frac{\text{ctg}(\omega\tau/2)}{1+2B}\right)$$

$$C_1 = B^2 + B + 0.25 + 0.25\text{ctg}^2(\omega\tau/2). \quad (3.2)$$

Na rys. 3.10 pokazano otrzymane we względnych jednostkach skali pół logarytmicznej, charakterystyki ACH i FCH dla predkosci obrotowej wrzeciona 90 obr./min (krzywe1) i 1400 obr/min (krzywe 3).

Na rys. 3.10 pokazano rowniez charakterystyki ACH i FCH (krzywe 2 i 4) odpowiadajace przyblizonemu modelowi w postaci aperiodycznego czlonu drugiego rzędu.

Dane eksperymentalne dla predkosci obrotowej $n_p=90$ obr/min (nóz z plytką Ti15Co6, $\kappa_r=55^\circ$, srednica polfabrykatu $d=58$ mm, glębokość skrawania $a_p=2,5$ mm, obliczona wartosc wspolczynnika $B=0,22$) przedstawiono w postaci kóteczek; dla predkosci obrotowej $n_p=1400$ obr/min (nóz z plytką Ti15Co6, $\kappa_r=55^\circ$, srednica polfabrykatu $d=30$ mm, glębokość skrawania $a_p=2,5$ mm, obliczona wartosc wspolczynnika $B=0,25$) dane przedstawiono przy pomocy krzyzyków.



Rys. 10. ACH i FCH obiektu sterowania dla sterowania posuwem wzdłużnym

Amplitudowe i fazowe charakterystyki obiektu, jak już wcześniej zauważono, posiadają szereg charakterystycznych punktów: dla krytycznych wartości częstotliwości charakterystyka amplitudowa przyjmuje wartości zerowe, a charakterystyka fazowa posiada nieciągłości. Dla $n=90$ obr/min krytyczne wartości cyklicznej częstotliwości wynoszą: $f_k = k / \pi$ ($k=1,2,3,\dots$) $f_{k1}=1.5$ Hz, $f_{k2}=3$ Hz, $f_{k3}=4,5$ Hz. Jak wynika z rys. 3.20 dane eksperymentalne dla wzdłużnego toczenia półfabrykatów ze stali konstrukcyjnych dobrze pokrywają się z obliczonymi wg zależności (3.2) w podstawowym modelu. Przy wykorzystywaniu przybliżonych modeli z funkcją przejścia w postaci:

$$G_{v_f gi}(s) = \frac{\Delta g_i(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_{v_f gi}}{(T_{o1}s + 1)(T_{o2}s + 1)},$$

zgodność eksperymentalnych i obliczonych danych w obszarze najbardziej istotnych częstotliwości z punktu widzenia syntezy układu sterowania automatycznego, mniejszych od pierwszej krytycznej wartości, można ocenić jako zadowalającą dla praktycznych obliczeń.

Otrzymane wyniki świadczą o dobrym pokrywaniu się krzywych teoretycznych, obliczonych dla podstawowego modelu obiektu, z danymi eksperymentalnymi. W przypadku modeli przybliżonych w postaci aperiodycznego

członu drugiego rzędu, podobnie, analityczne i eksperymentalne wyniki są zadowalająco zgodne w zakresie częstotliwości mniejszych od pierwszej częstotliwości krytycznej.

W wyniku analizy charakterystyk częstotliwościowych modeli układów dynamicznych obrabiarek dla wielkości wejściowych w postaci prędkości posuwu wzdłużnego, zmiany twardości obrabianego materiału i naddatku wzdłuż osi części ustalono, że ACH i FCH modeli przedstawiają sobą okresowe funkcje częstotliwości z okresem będącym wielokrotnością $1/\tau$.

Inercyjność układu sprężystego obrabiarki i procesu powstawania wióra wykazuje istotny wpływ na postać ACH i FCH obiektu tylko w zakresie "wysokich" częstotliwości $\omega > 1/\tau$. Pozwala to przy budowie modeli matematycznych obiektu dla potrzeb sterowania opisywać układ sprężysty i proces skrawania równaniami algebraicznymi, gdy zakres istotnych częstotliwości układu automatycznej regulacji leży na lewo od częstotliwości $\omega = 1/\tau$ i są spełnione warunki "wibrostabilności" układu dynamicznego.

Podsumowanie

Opis matematyczny podstawowych modeli układów dynamicznych obrabiarek dla wybranych wielkości wejściowych przedstawiony jest w postaci równań operatorowych z opóźnionym argumentem. Wartość opóźnienia określona jest prędkością obrotową części, a współczynniki równań zależą od sztywności układu technologicznego i współczynników wzmocnienia procesu skrawania.

W wyniku analizy częstotliwościowych i czasowych charakterystyk podstawowych modeli stwierdzono możliwość ich aproksymacji w zakresie istotnych częstotliwości układu sterowania funkcjami przejścia typu całkująco-statycznego lub aperiodycznego członu drugiego rzędu. Ustalono, że współczynniki wzmocnienia i stałe czasowe aproksymowanych modeli zmieniają się przede wszystkim z powodu zmiany prędkości obrotowej części i złożonego współczynnika, charakteryzującego stosunek sztywności układu sprężystego i współczynników skrawania. Dla uniwersalnych tokarek i szlifierek, z powodu zmiany warunków pracy, parametry modeli mogą zmieniać się dziesiątki razy.

Wyniki eksperymentalnego badania częstotliwościowych i czasowych charakterystyk obiektu dla różnych wielkości sterujących i zakłócających potwierdzają przydatność modeli matematycznych, sformułowanych na podstawie metod identyfikacji analitycznej.

Literatura

- [1] Balakshin B. S. *Adaptive control machine tools* (in Russian) Mashinostroenie, 1973. – 688 s.
- [2] Solomencev J. M., Mitrofanov V. G., Taranenko V. A.: *Adaptive control of machine tools* (in Slovak). Bratislava: ALFA, 1983. – 231 s.
- [3] Besekerskiy V. A., Popov E. P.: *Theory of automatic control systems* (in Russian). – M.: Nauka, 1975. – 768 s.
- [4] Abakumow A., Taranenko W., Zubrzycki J.: *Program modules for the study of characteristics of the dynamic system of machining process* (in Polish). Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej NR 230 MECHANIKA, z. 67 - Modułowe Technologie i Konstrukcje w Budowie Maszyn, Rzeszów 2006. – S. 99 - 109
- [5] 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) , September 20 -23. 2006, Varna, Bulgaria. PROCEEDINGS. Section III. S.76 - 78
- [6] Taranenko W., Szabelski J., Taranenko G.: *Fundamentals of identification of the dynamic system of turning of low-rigidity shafts* (in Polish). Pomiarzy. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik naukowo – techniczny, nr 2/2008, Warszawa 2008.
- [7] 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 Zilina, Slovenska Republika
- [8] Курган В. П.: *Разработка и исследование электромеханических систем автоматического управления рабочими движениями круглошлифовального станка* (in Russian): Автореферат дисс. канд.техн.наук: 05.09.03. – Ленинград: 1983. – 24 с.
- [9] Кудинов В. К.: *Динамика станков* (in Russian). – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
- [10] Taranenko W. A. Czachor G.: *Badania eksperymentalne charakterystyk układu dynamicznego modułu tokarskiego* . Modułowe technologie w konstrukcji maszyn MTK’02 15-18 październik 2002. Rzeszów 2002.
- [11] Чабанов Ю. А.: *Идентификация и исследование достижимого качества управления процессом врезного шлифования* (in Russian): Автореферат дисс.канд техн.наук: 05.09.03. – Ленинград: 1978. – 22 с.

EXPERIMENTAL RESEARCHES OF DYNAMIC SYSTEM CHARACTERISTICS OF SHAFT MACHINING PROCESS

In the work has been presented the place of experimental investigations of dynamic systems in process of identification of control objects. The experimental investigative position, structural schema of measuring system, schema of measuring path, characteristics of block scheme units was described. The methodology and results of investigations of static profiles object were introduced. It were passed the methodology and results of investigations of temporary cobject haracteristics by disturbances working and controll of longitudinal feed. It were qualified the errors of calculated temporary solids. The received results testify about large draft of theoretical curves, calculated for basic schema of object, from experimental data.

4. Struktura geometryczna powierzchni po obróbce szczotkowaniem

W artykule przedstawiono wyniki badań wpływu parametrów szczotkowania walcowego na chropowatość powierzchni oraz układ mikronierówności. W eksperymencie wykorzystano próbki ze stali S235JR. W celu osiągnięcia odpowiedniej kierunkowości oraz chropowatości powierzchni przed szczotkowaniem, zastosowano jako obróbkę wyjściową szlifowanie oraz frezowanie z różnymi parametrami technologicznymi.

4.1. Wprowadzenie

Szczotkowanie jest to jeden z rodzajów obróbki mechanicznej powierzchni polegający na usuwaniu zewnętrznych warstw materiału za pomocą wirującej szczotki. Spośród wielu zastosowań szczotkowania takich jak: usuwanie zanieczyszczeń z powierzchni, usuwania powłok i powłok, do ciekawszych należy zaliczyć możliwość wytwarzania powierzchni o odpowiedniej kierunkowości struktury, zależną od kierunku szczotkowania oraz wytwarzanie warstwy wierzchniej o odpowiednich właściwościach.

Dotychczasowe rozważania spotykane w literaturze dotyczyły generowania ściskających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej dzięki zastosowaniu obróbki szczotkowaniem. Naprężenia te z rozciągających (+450MPa) przechodziły w naprężenia ściskające (-435MPa), co powodowało, że pęknięcia zmęczeniowe próbek poddanych próbie zmęczeniowej były krótsze o 20-40 μ m w porównaniu z wyjściowymi (150-200 μ m). Dzięki temu uzyskano wzrost wytrzymałości zmęczeniowej rzędu kilkudziesięciu procent [1].

Inne badania dotyczyły obróbki oczyszczająco-umacniającej za pomocą narzędzia o specjalnej konstrukcji, które w odróżnieniu od tradycyjnych szczotek wyposażono w elementy udarowe, które podczas kontaktu z przedmiotem obrabianym zapewniały rozbicie powierzchniowych warstw zanieczyszczeń oraz jednoczesny zgniot warstwy wierzchniej. Prototypowe szczotki z kształtowymi bijakami pozwoliły na realizację w jednym zabiegu dwóch rodzajów obróbki powierzchniowej [2].

Specyfika zjawisk fizycznych występujących przy szczotkowaniu wirującą szczotką powoduje, że tylko pozornie jest to sam proces oczyszczania powierzchni. Stan stereometryczny powierzchni (w tym chropowatość), jej topografia i stan fizyczny stref przypowierzchniowych elementów po szczotkowaniu pozwala zaliczyć szczotkowanie do zupełnie specyficznych procesów obróbki powierzchniowej. Charakterystyczne cechy powierzchni i stref przypowierzchniowych elementu szczotkowanego w zasadzie formułują się

w początkowej fazie procesu i w określony sposób zależą od rodzaju obrabianego materiału oraz parametrów procesu, w tym głównie od średnicy drutów i sposobu ich osadzenia (rodzaju szczotki), siły docisku powierzchni obrabianej do szczotki oraz kierunków nakładania się śladów obróbczych, czyli kierunków szczotkowania [3, 4, 5].

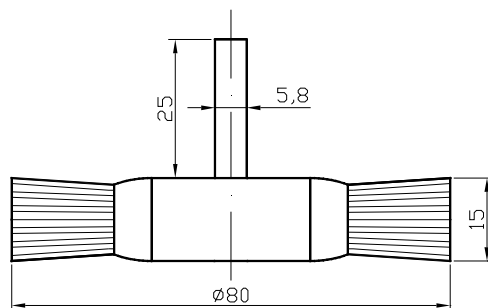
4.2. Metodyka badań

W eksperymencie wykorzystano próbki ze stali S235JR (oznaczenie wg PN-EN 10027-1). Obróbkę szczotkowaniem przeprowadzono na pionowym centrum obróbkowym FV 580a znajdującym się w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej. Stanowisko badawcze zilustrowane jest na rys. 4.1.



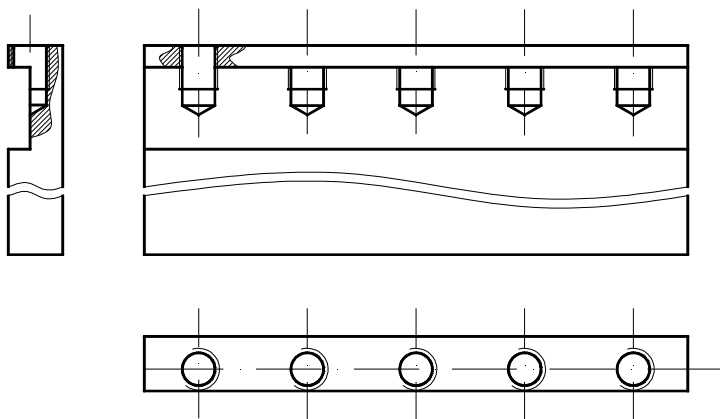
Rys. 4.1. Widok stanowiska badawczego

Jako narzędzie zastosowano szczotkę tarczową firmy Szczotpol sp.j. przedstawioną na rys. 4.2. Oprócz charakterystycznych wymiarów, do których należy średnica szczotki, szerokość, długość włókna oraz promień na jakim są osadzone, należy mieć jeszcze na uwadze średnicę drutu oraz całkowitą ilość drutów rozmieszczonych na obwodzie szczotki. Średnica drutów szczotki wykorzystanej w badaniach wynosi 0,3mm. Maksymalna dopuszczalna prędkość obrotowa dla szczotki o średnicy $\varnothing 80$ wynosi $n=8000\text{obr}/\text{min}$.



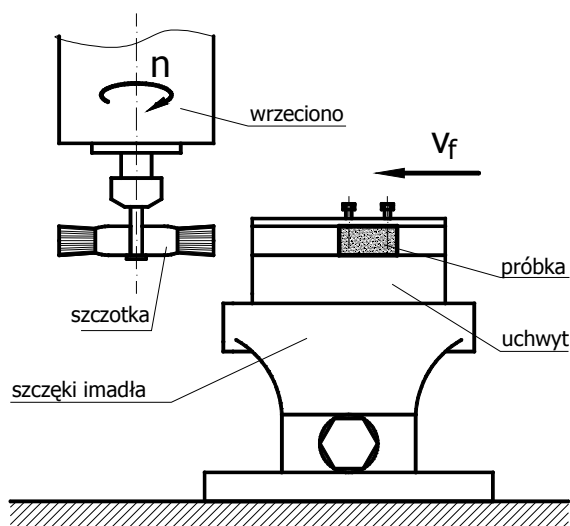
Rys. 4.2. Szczotka tarczowa Ø80 z trzpieniem

Realizacja obróbki możliwa była przy wykorzystaniu specjalnego uchwytu, przedstawionego na rysunku 4.3, mocującego próbki tak, by powierzchnia obrabiana usytuowana była w kierunku pionowym, dającym tym samym możliwość szczotkowania na pionowym centrum obróbkowym. Próbki zaciskane są za pomocą śrub wkręcanych w gwintowane otwory znajdujące się w kołnierzu uchwytu.



Rys. 4.3 Uchwyt umożliwiający realizację szczotkowania na pionowym centrum obróbkowym

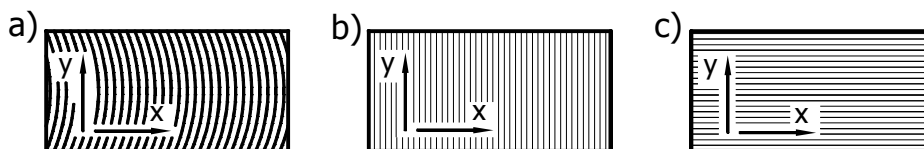
Kinematykę szczotkowania zobrazowano na rysunku 4.4.



Rys. 4.4. Kinematyka szczotkowania na pionowym centrum obróbkowym FV 580a

Próbka, zaciśnięta w uchwycie zamocowanym w szczękach imadła, przesuwa się wraz ze stołem z prędkością v_f . Szczotka obraca się z prędkością obrotową n w kierunku przeciwnym do ruchu obrabianego materiału.

Pomiaru chropowatości powierzchni dokonano w kierunkach równoległych oraz prostopadłych do śladów obróbki wyjściowej oznaczonych na rys. 4.5.



Rys. 4.5. Układ mikronierówności po obróbce: a) frezowaniem, b) szlifowaniem, c) szczotkowaniem

Pomiar chropowatości przeprowadzono za pomocą profilografometru laboratoryjnego firmy Taylor – Hobson model Surtronic 3+. O skuteczności „zszczotkowania” śladów poprzedniej obróbki może świadczyć stosunek wartości parametru R_a mierzony w kierunkach równoległych i prostopadłych do śladów obróbki, co można zapisać w postaci wskaźnika:

$$k_s = Ra(y)/Ra(x) \quad (1)$$

gdzie:

$Ra(y)$ - parametr chropowatości mierzony w kierunku równoległym do śladów obróbki wyjściowej,

Ra(x) - parametr chropowatości mierzony w kierunku prostopadłym do śladów obróbki wyjściowej.

Dla określenia wpływu parametrów technologicznych skrawania podczas szczotkowania na chropowatość powierzchni, próbę przeprowadzono przy zmiennych prędkościach obrotowych n oraz przy zmiennych prędkościach ruchu posuwowego v_f . Wartości parametrów wykorzystanych w badaniach przedstawiono w tablicy 4.1.

Tab. 4.1. Zestawy parametrów technologicznych zastosowanych w próbie szczotkowania

lp.	prędkość posuwu	prędkość obrotowa	dosuw
	v_f [m/min]	n [obr/min]	a [mm]
1	2	480	3
2		3040	
3		5519	
4		7998	
5	0,52	5519	
6	2		
7	3,7		
8	5,5		

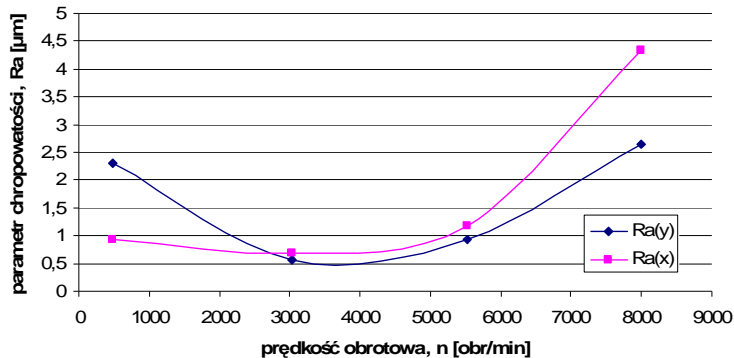
W celu oceny możliwości oczyszczania powierzchni po szczotkowaniu dokonano pomiaru ubytku masy po szczotkowaniu.

4.3. Wyniki badań

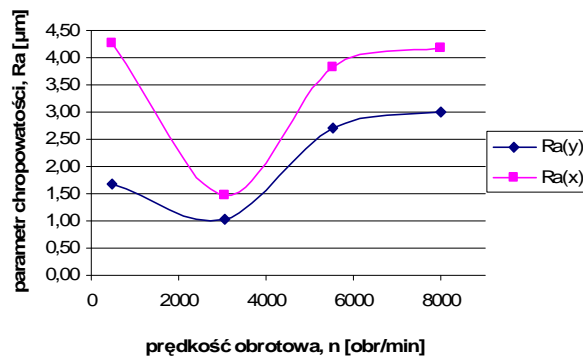
Szczotkowanie z różnymi prędkościami obrotowymi przekłada się na wielkość parametru Ra, co przedstawione jest na rysunku 4.6. Jako obróbkę wyjściową w tym przypadku zastosowano szlifowanie. W przedziale 3000-5000obr/min uzyskano najlepszą jakość obrobionej powierzchni.

Podobny charakter krzywych potwierdziły pomiary, w którym obróbką wyjściową było frezowanie (rys. 4.7).

Przeprowadzono także próbę szczotkowania przy stałej prędkości obrotowej. Zmienną wielkością była natomiast prędkość ruchu posuwowego v_f . Pozwoliło to na ocenę wpływu prędkości v_f na wysokość chropowatości po szczotkowaniu (rys. 4.8).



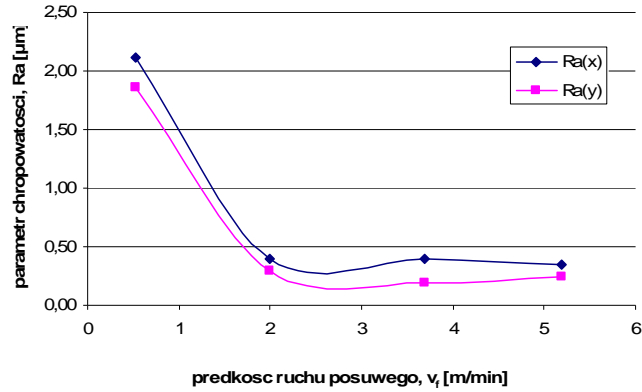
Rys. 4.6. Wpływ prędkości obrotowej narzędzia na parametr chropowatości Ra powierzchni szczotkowanej (obróbka poprzedzająca: szlifowanie)



Rys. 4.7. Wpływ prędkości obrotowej narzędzia na parametr chropowatości Ra powierzchni szczotkowanej (obróbka poprzedzająca: frezowanie)

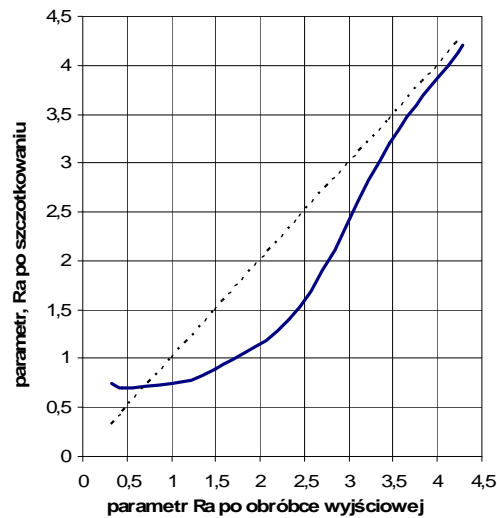
Poddając szczotkowaniu próbki o różnej chropowatości wyjściowej, przy zachowaniu tych samych parametrów technologicznych szczotkowania, można określić dla jakich wartości parametru chropowatości wyjściowej Ra następuje zmniejszenie chropowatości powierzchni. Zróżnicowanie chropowatości frezowanych próbek uzyskano poprzez zmianę posuwu na ostrze f_z , mającego główny wpływ na chropowatość powierzchni po obróbce frezowaniem.

Na rysunku 4.9 przedstawiono wykres ukazujący wpływ wartości parametru chropowatości wyjściowej na skuteczność szczotkowania. Widać, że jeśli chropowatość wyjściowa jest niewielka, to wykres przebiega linią prostą co świadczy o pogorszeniu chropowatości po szczotkowaniu w stosunku do chropowatości wyjściowej. Dla dużych wartości parametru chropowatości Ra po obróbce wyjściowej, następuje jedynie ścinanie wierzchołków mikronierówności podczas szczotkowania.



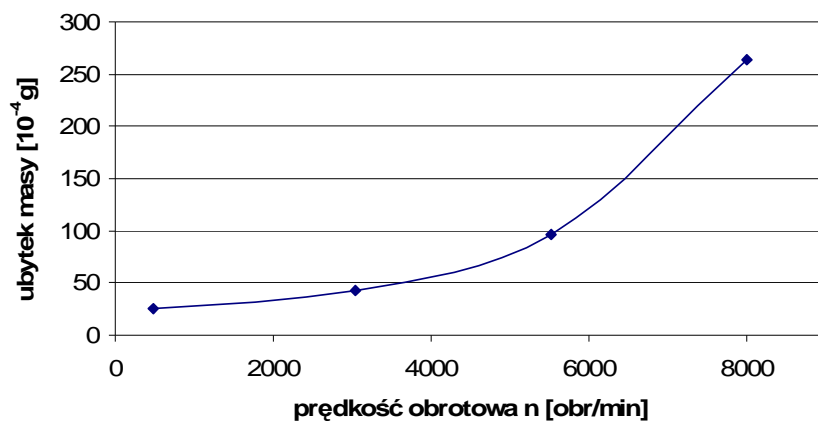
Rys. 4.8. Wpływ prędkości ruchu posuwowego na parametr chropowatości Ra powierzchni szczotkowanej (obróbka poprzedzająca: frezowanie)

W pewnym zakresie uzyskujemy znaczą poprawę chropowatości o obróbce szczotkowaniem. Jeśli szczotkowanie jest mniej skuteczne można, oprócz prędkości obrotowej i prędkości ruchu posuwowego, operować innymi warunkami szczotkowania, które wiążą się z prawidłowym dociskiem – dosuwem szczotki do obrabianej powierzchni.



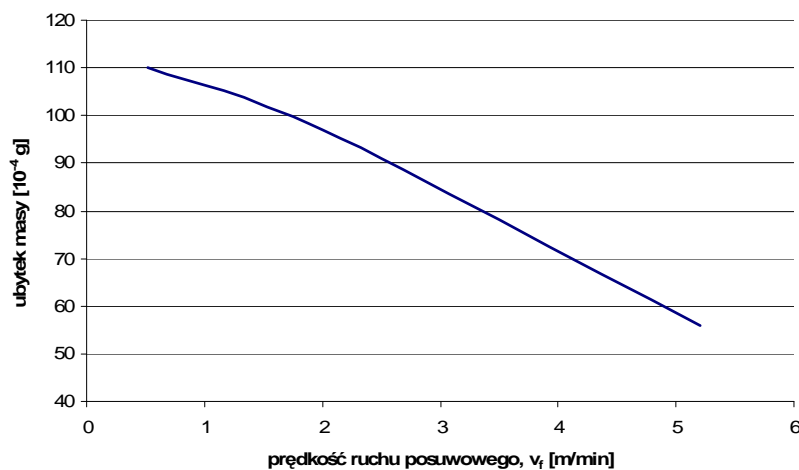
Rys. 4.9. Wpływ chropowatości wyjściowej na zdolność szczotkowania

Intensywność szczotkowania zwiększała się wraz ze wzrostem prędkości obrotowej, co odzwierciedla się w ubytku masy szczotkowanych próbek (rys 4.10).



Rys. 4.10. Wpływ prędkości obrotowej na skuteczność usuwania materiału

Pomiaru ubytku masy dokonano w celu oceny zdolności do oczyszczania powierzchni przy określonych parametrach szczotkowania. Przy małych prędkościach ruchu posuwowego zaobserwowano zwiększony ubytek masy (rys. 4.11), co można tłumaczyć wydłużeniem czasu kontaktu szczotki z przedmiotem obrabianym.



Rys. 4.11. Wpływ prędkości ruchu posuwowego na skuteczność usuwania materiału

Wzrastająca przy małych prędkościach ruchu posuwowego ilość uderzeń elementów drutowych szczotki o powierzchnie obrabianą, przyczynia się do wzrostu temperatury obrabianego przedmiotu, co może wpływać na zwiększenie

przemieszczeń uplastycznionego materiału, a w konsekwencji do wzrostu chropowatości powierzchni.

4.4. PODSUMOWANIE

Analiza zmian wartości parametru Ra w zależności od prędkości obrotowej pozwala określić taki przedział prędkości obrotowej, przy którym nie następuje pogorszenie chropowatości powierzchni. Analogicznie, w przypadku prędkości ruchu posuwowego istnieje taki przedział, w którym chropowatość wyraźnie maleje. Dla małych prędkości ruchu posuwowego, pogarsza się chropowatość powierzchni, ponieważ wydłuża się czas kontaktu szczotki z przedmiotem obrabianym i następują odkształcenia plastyczne warstwy wierzchniej. Jednocześnie wzrasta temperatura w wyniku zamiany energii kinetycznej drutów szczotki na energię cieplną.

Ze wzrostem prędkości obrotowej n oraz prędkości ruchu posuwowego v_f zwiększa się zdolność do oczyszczania powierzchni czego dowodem jest zwiększony ubytek masy szczotkowanych próbek wraz ze wzrostem wspomnianych parametrów technologicznych.

LITERATURA

- [1] Nabil B. F., Mohamed B. N., A. B. Rhouma, Chedly B.: Fatigue life improvements of the AISI 304 stainless steel ground surfaces by wire brushing. *Journal of Materials Engineering and Performance* Volume: 13, Issue: 5, October 2004, pp. 564 – 574
- [2] Sęp. J.: Wybrane właściwości warstwy wierzchniej po szczotkowaniu oczyszczająco-umacniającym. *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej nr 83, Mechanika z. 29, Rzeszów 1991*
- [3] Overholser, R.W.; Stango, R.J.; Fournelle, R.A.: Morphology of metal surface generated by nylon/abrasive filament brush. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Volume: 43, Issue: 2, January, 2003, pp. 193-202
- [4] Stango, R. J.: Filamentary brushing tools for surface finishing applications. *Metal Finishing* Volume: 100, Supplement 1, January, 2002, pp. 82-91
- [5] Przybylski W.: *Technologia obróbki nagniataniem*. Wydaw. Nauk. Tech., Warszawa 1987.

GEOMETRICAL STRUCTURE OF SURFACE AFTER WIRE BRUSHING

This article presents findings of influence of wire brushing conditions on roughness profile and structure direction. The investigation used of the S23JR steel. In order to get required structure direction of surface specimens were treated with grinding and milling with different conditions, as first machining, before wire brushing.

5. Weryfikacja kryterium kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych na przykładzie technicznego stopu aluminium EN AW-2007

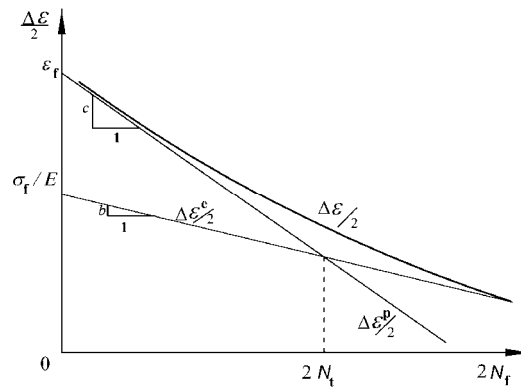
W pracy przedstawiono doświadczalną weryfikację odkształceniowego modelu kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w zakresie obciążeń niskocyklowych. Wykorzystano w tym celu próbki wykonane z technicznego stopu aluminium EN AW - 2007, które poddawane były działaniu obciążeń jedno- i dwuosiowych, proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. W badanym modelu przyrost zmiennej stanu uszkodzenia uzależniono od stanu naprężenia oraz od przyrostu plastycznego odkształcenia postaciowego na płaszczyźnie fizycznej.

5.1. Wstęp

W wielu modelach kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w złożonych stanach obciążenia, nie zwraca się uwagi na zmianę właściwości mechanicznych uszkodzonego materiału, niezmiennie zatem pozostają równania konstytutywne. Modele te wykorzystują jedynie wielkości makroskopowe, takie jak np. amplitudy, wielkości średnie oraz maksymalne naprężen i odkształceń, bez uwzględniania ich zmiany na różnych płaszczyznach fizycznych. Przykładem tego jest kryterium Mansona oraz Coffina, zmodyfikowane później przez Morrowa [1]. Kryterium to ma szerokie praktyczne zastosowanie w analizie kumulacji uszkodzeń w warunkach niskocyklowych obciążeń zmęczeniowych. Stanowi ono podstawę do formułowania modeli kumulacji uszkodzeń w złożonych stanach obciążenia. Zapisane z użyciem zakresu równoważnego (w sensie Hubera – von Misesa) odkształcenia $\Delta\varepsilon_{eq}$, ma postać (rys. 5.1):

$$\frac{\Delta\varepsilon_{eq}}{2} = \frac{\sigma_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f (2N_f)^c, \quad (1)$$

gdzie: $\varepsilon_{eq} = \left(\frac{2}{3} e_{ij} e_{ij} \right)^{1/2}$, e_{ij} – składowe dewiatora odkształcenia, N_f - liczba cykli do zniszczenia, E - moduł Younga, σ_f , b – odpowiednio współczynnik (naprężenie krytyczne podczas rozciągania) i wykładnik krzywej wytrzymałości zmęczeniowej, ε_f , c – współczynnik (odkształcenie krytyczne) i wykładnik krzywej zmęczeniowej odkształceń plastycznych.



Rys. 5.1. Krzywa Mansona-Coffina; osie w układzie logarytmicznym

Pomimo dużej liczby kryteriów kumulacji uszkodzeń w złożonych stanach obciążeń w zakresie małej liczby cykli, żadne z nich nie uzyskało ogólnej akceptacji. Posługiwanie się tymi kryteriami wymaga dużej ostrożności i powinno być ograniczone do udokumentowanych doświadczalnie przypadków szczególnych. Istnieje więc uzasadniona potrzeba stworzenia modelu kumulacji uszkodzeń, przy pomocy którego możliwe byłoby prognozowanie trwałości zmęczeniowej szerszej grupy przypadków obciążeń, w zakresie małej liczby cykli.

5.2. Model kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych

Przedstawiony w pracy model składa się z dwóch bloków obliczeniowych. Pierwszy, wiąże historię obciążenia z historią stanu naprężenia i odkształcenia, zawiera związki konstytutywne (m.in. prawo kinematycznego wzmocnienia materiału, wykorzystujące model wielopowierzchniowy Mroza [2] z uwzględnieniem modyfikacji Garuda [3]). Umożliwia on wyznaczenie stanu naprężenia przy zadanym, złożonym stanie odkształcenia (i na odwrót). Drugi blok algorytmu przeznaczony jest do obliczania przyrostu zmiennej stanu uszkodzenia (zawiera prawo kumulacji uszkodzeń oraz kryterium pęknięcia materiału). Te dwa moduły obliczeniowe łączy historia stanu naprężenia i odkształcenia materiału, która wynika z obliczeń wykonanych w pierwszym bloku i stanowi podstawowy zbiór danych wejściowych niezbędny do oceny trwałości obliczonej w drugim bloku. Szczegółowy opis wyznaczania składowych tensorów naprężenia i odkształcenia w prezentowanym przypadku znaleźć można np. w pracach Seweryna [4, 5].

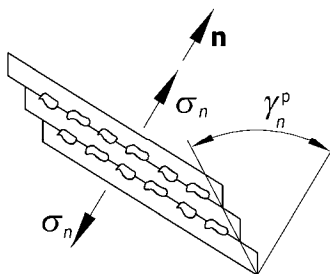
Prawo kumulacji uszkodzeń, wywołanej odkształceniami plastycznymi, sformułowano przyrostowo i uzależniono od naprężeniowej funkcji kumulacji

uszkodzeń Ψ_p oraz przyrostu plastycznych odkształceń postaciowych na danej płaszczyźnie fizycznej $d\gamma_n^p$, a mianowicie:

$$d\omega_{np} = A_p \Psi_p(\sigma_n, \omega_{np}) d\gamma_n^p, \quad (2)$$

gdzie $d\omega_{np}$ jest przyrostem zmiennej stanu uszkodzenia na płaszczyźnie fizycznej, spowodowanym rozwojem odkształceń plastycznych, A_p jest zmienną materiałową opisującą ewolucję właściwości plastycznych materiału, zależną od aktualnego stanu naprężenia (można ją utożsamiać z modułem plastycznym dla kolejnych odcinków krzywej umocnienia), σ_n jest naprężeniem normalnym.

Mechanizm kumulacji uszkodzeń opisywany tym prawem przedstawiono na rys. 5.2.



Rys. 5.2. Generowanie defektów na płaszczyźnie fizycznej przez pasma poślizgów

W modelu przyjęto dwa alternatywne kryteria inicjacji szczeliny. W pierwszym, kryterium zapisano w postaci warunku naprężeniowego związanego z płaszczyzną fizyczną, a mianowicie:

$$R_{f\sigma} = \max_{(n)} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right) = 1, \quad (3)$$

gdzie $R_{f\sigma}$ jest naprężeniowym współczynnikiem pęknięcia, $\sigma_c = \sigma_c^*(1 - \omega_{np})$ jest aktualną wartością normalnych naprężeń niszczących dla materiału, zależną od zmiennej stanu uszkodzenia.

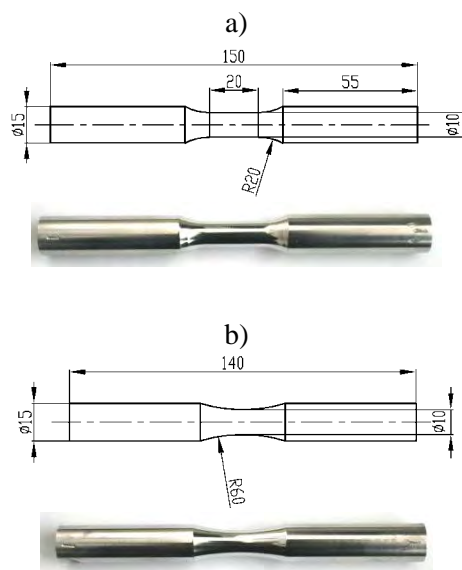
W drugim, warunek inicjacji szczeliny uzależniono od zmiennej stanu uszkodzenia na płaszczyźnie fizycznej:

$$\max_{(n)} \omega_{np} = 1. \quad (4)$$

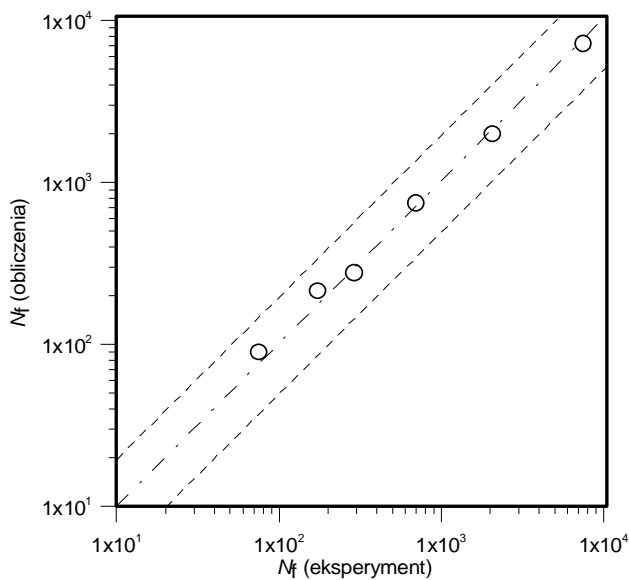
W tym przypadku założono, że inicjacja szczeliny nastąpi wówczas, gdy zmienna stanu uszkodzenia wywołana odkształceniami plastycznymi na wybranej płaszczyźnie fizycznej osiągnie wartość krytyczną.

5.3. Weryfikacja modelu kumulacji uszkodzeń

Obliczenia trwałości zmęczeniowej przeprowadzono przy wykorzystaniu procedur numerycznych (metody różnic skończonych) opracowanych na podstawie modelu opisanego w poprzednim rozdziale. Zaproponowany model kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych zweryfikowano, wykorzystując wyniki badań doświadczalnych przeprowadzonych z wykorzystaniem próbek wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2007. Badania przeprowadzono dla dwóch podstawowych typów obciążeń jednoosiowych (symetryczne rozciąganie-ściskanie oraz symetryczne skręcanie). W obu przypadkach procesem obciążenia sterowano za pomocą przyrostów składowych tensora odkształcenia. Badania w zakresie jednoosiowego rozciągania-ściskania przeprowadzono na pełnych próbkach klepsydrowych (rys 5.3a) i walcowych (rys 5.3b). Próbki walcowe stosowano dla $\varepsilon_a < 0,02$. W badaniach trwałości zmęczeniowej w warunkach cyklicznego obciążenia momentem skręcającym oraz złożonych stanów obciążenia stosowano próbki rurkowe przedstawione na rysunku 5.6.

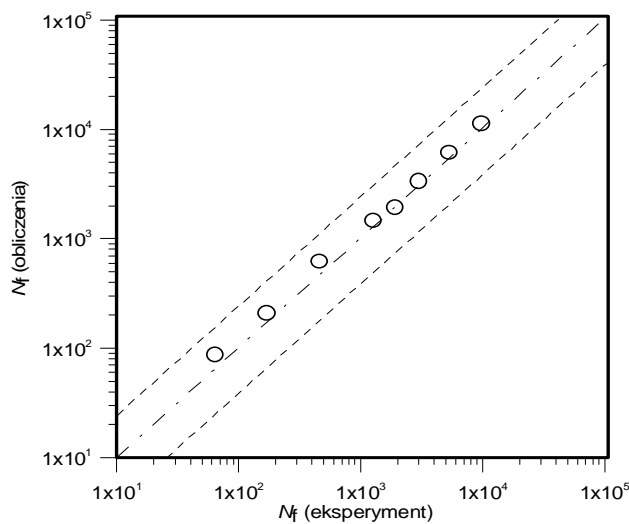


Rys. 5.3. Próbki użyte w badaniach jednoosiowego cyklicznie zmiennego rozciągania-ściskania: a) próbka walcowa; b) próbka klepsydrowa



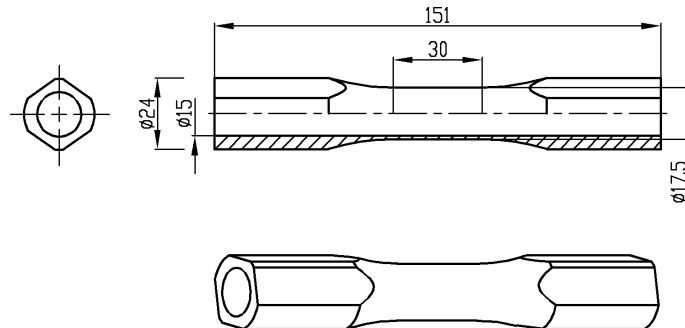
ϵ_a	N_f (eksp.)	N_f (obl.)
0,0025	7480	7162
0,0035	2066	1986
0,005	699	741
0,008	290	275
0,01	173	213
0,02	75	89

Rys. 5.4. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z danymi eksperymentalnymi dla symetrycznego rozciągania-ściskania próbek ze stopu aluminium EN AW-2007



γ_a	N_f (eksp.)	N_f (obl.)
0,0035	9679	11182
0,0045	5232	6143
0,006	2964	3325
0,0075	1905	1938
0,009	1253	1462
0,0135	455	621
0,02	168	207
0,029	63	86

Rys. 5.5. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z danymi eksperymentalnymi dla symetrycznego skręcania próbek ze stopu aluminium EN AW-2007



Rys. 5.6. Próbkę rurkowa wykorzystana w badaniach jednoosiowego cyklicznie zmiennego skręcania oraz obciążeń złożonych

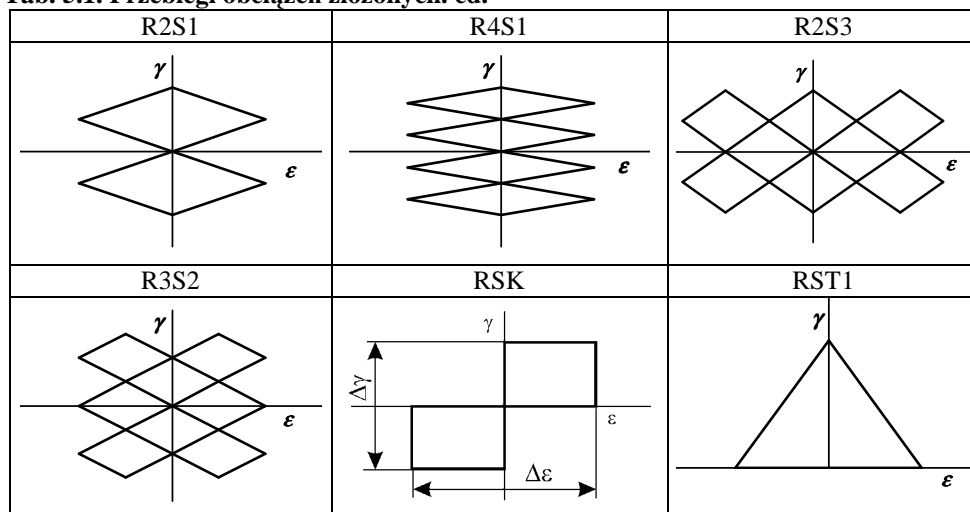
Wyniki przeprowadzonych obliczeń numerycznych z wykorzystaniem proponowanego modelu kumulacji uszkodzeń porównano z danymi doświadczalnymi dla obciążeń jednoosiowych (symetryczne rozciąganie-ściskanie oraz skręcanie) i przedstawiono na rysunku 5.4 i 5.5.

Kolejne obliczenia wykonano dla przypadku obciążeń złożonych. Próbkę poddano działaniu cyklicznego obciążenia momentem skręcającym i siłą rozciągającą lub ściskającą.

Tab. 5.1. Przebiegi obciążeń złożonych

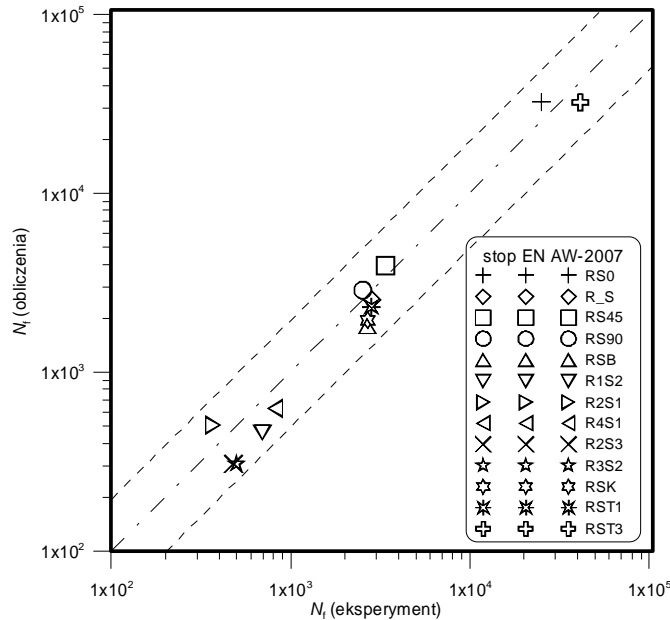
RS0	R_S	RS45
RS90	RSB	R1S2

Tab. 5.1. Przebiegi obciążeń złożonych. cd.



Tab. 5.2. Porównanie wyników obliczeń numerycznych (odkształceniowy model kumulacji uszkodzeń) i badań doświadczalnych liczby cykli N_f dla różnych dróg obciążenia (stopu aluminium EN AW-2007)

Typ obciążenia	N_f (eksp.)	N_f (obl.)	$\Delta\epsilon$	$\Delta\gamma$
RS0	24980	32364	0,0062	0,0036
R_S	2838	2536	0,0062	0,0036
RS45	3383	3927	0,0064	0,0036
RS90	2521	2871	0,0064	0,0036
RSB	2679	1811	0,0064	0,0036
R1S2	693	458	0,008	0,0046
R2S1	370	505	0,008	0,0046
R4S1	821	625	0,0056	0,0032
R2S3	479	307	0,007	0,004
R3S2	498	307	0,007	0,004
RSK	2684	1952	0,0076	0,0036
RST1	2817	2321	0,0076	0,0018
RST3	41050	32256	0,003	0,0034



Rys. 5.7. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z danymi eksperymentalnymi dla stopu aluminium EN AW-2007 dla złożonych historii obciążeń

Badania przeprowadzono w temperaturze 293K, przy częstotliwości zmian obciążenia od 0,1 Hz do 0,4 Hz, przy czym niższe częstotliwości zarezerwowane były dla większych odkształceń. Próbę dla każdego z poziomów obciążenia powtarzano trzykrotnie.

4.4. PODSUMOWANIE

W pracy przedstawiono weryfikację doświadczalną modelu kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych umożliwiającego wyznaczanie trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych (wyrażonej liczbą cykli lub czasem działania obciążenia zmęczeniowego, do momentu inicjacji szczeliny), poddanych działaniu złożonych obciążeń cyklicznych (proporcjonalnych i nieproporcjonalnych), w zakresie małej liczby cykli. Eksperyment obejmował zagadnienia wyznaczania trwałości zmęczeniowej materiału konstrukcyjnego w warunkach obciążeń jedno- i dwuosiowych, proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. W tym celu wykorzystano wyniki własnych badań eksperymentalnych trwałości zmęczeniowej próbek wykonanych ze stopu aluminium EN AW – 2007. Przeprowadzona analiza dla różnych sposobów obciążania wykazała dobrą zgodność wyników obliczeń z danymi eksperymentalnymi.

Opracowana metoda obliczania trwałości zmęczeniowej elementów

konstrukcyjnych w zakresie złożonych obciążeń niskocyklowych może być, zdaniem autorów, stosowana w praktycznych obliczeniach inżynierskich. Wymaga to jednak dalszej weryfikacji dla kolejnych materiałów konstrukcyjnych.

Literatura

- [1] Morrow J.D., Cyclic plastic stain energy and fatigue of metals, In. *Int. Friction, Damping and Cyclic Plasticity*, ASTM STP, 378, Philadelphia, 1965, 45-84.
- [2] Mróz Z., On the description of anisotropic workhardening, *J. Mech. Phys. Solids*, 15, 1967, 163-175.
- [3] Garud Y.S., A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings, *J. Engng. Mater. Technol.*, ASME, 103, 1981, 118-125.
- [4] Seweryn A. (red.), *Modelowanie zagadnień kumulacji uszkodzeń i pękania w złożonych stanach obciążeń*, Wyd. PB, Białystok, 2004.
- [5] Seweryn A., Buczyński A., Szusta J., Damage accumulation model for low cycle fatigue, *Int. J. Fatigue*, vol. 30, 2008, 756-765.

EXPERIMENTAL VERIFICATION OF THE DAMAGE ACCUMULATION MODEL ON THE BASIS OF TECHNICAL ALUMINUM ALLOY EN AW-2007

The paper presents experimental verification of the strain damage accumulation model under low-cycle fatigue. The proposed damage accumulation model was validated on the base of material data of aluminum alloy EN AW 2007 under uniaxial and also complex proportional and non-proportional cyclic loads composed of normal and shear contributions. In presented model increment of damage accumulation has been addicted from state of stress and increment of shear strain on physical plane.

Pracę wykonano w ramach projektu badawczego nr S/WM/2/2008 realizowanego w Politechnice Białostockiej, finansowanego ze środków Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego.

6. Modelowanie układu dynamicznego procesu skrawania

Wstęp

Metody budowy modelu matematycznego obiektu sterowania w znacznej mierze zależy od objętości wykorzystanej informacji apriorycznej, którą dysponujemy do momentu rozpoczęcia badań danego obiektu. Zadanie opracowania modelu może być zrealizowane w dwóch etapach. W pierwszym etapie na podstawie tych apriorycznych informacji o procesach fizycznych występujących w procesie technologicznym opracowuje się strukturę obiektu. Zwykle ten model zawiera nieznane parametry, których znalezienie na podstawie danych apriorycznych jest skomplikowane lub niemożliwe. Pierwotny model strukturalny może zawierać w sobie niektóre elementy, które nie są niezbędne, w następnych etapach opracowania MM. W ciągu drugiego etapu na podstawie badań eksperymentalnych określa się nieznane parametry obiektu i doskonalą jego strukturę. W wielu przypadkach możliwe jest uproszczenie pierwotnej struktury modelu. Układ dynamiczny (UD) procesu toczenia jest układem technologicznym - OUPN tzn. obrabiarką wraz z realizowanym w nim procesem technologicznym obróbki toczeniem.

6.1. Podstawy teoretyczne budowy modelu matematycznego procesu skrawania

Podstawowym celem opracowania modelu procesu toczenia jest wykorzystanie go do projektowania układu sterowania jest minimalizacja błędów pomiarowo-kształtowych obrabianych części. Uwzględniając, że główną przyczyną pojawiania się tych błędów, przy toczeniu wzdłużnym, są odkształcenia sprężyste UT i poprzez zależność funkcjonalną siły skrawania, należy parametry te traktować jako wielkości wejściowe obiektu sterowania (OS).

Proces toczenia jest nieliniowy, jednak w związku z przewidywanym wykorzystaniem modelu do sterowania a w szczególności do realizacji zadania stabilizacji siły skrawania w czasie, którego zmienne wyjściowe zmieniają się nieznacznie, można dokonać linearyzacji nieliniowych zależności w otoczeniu statycznego punktu pracy.

Na podstawie analizy geometrii warstwy skrawanej (WS), sił skrawania własności sprężystych UT i procesu formowania pola przekroju WS z uwzględnieniem zjawiska skrawania „po śladzie”, otrzymano układ zależności w postaci operatorowej opisujących własności dynamiczne procesu toczenia [1,2], który przedstawiono w postaci schematu strukturalnego na rys. 6.1.

po uwzględnieniu, że stałe czasowe powstawania wióra dla różnych składowych sił skrawania nie różnią się znacznie, to możemy przyjąć:

$$M_x(s)N_y(s) = M_y(s)N_x(s) \quad (6.2)$$

Wykorzystując powyższą zależność, funkcję przejścia (FP) obiektu można po przekształceniach zapisać dla i-tej składowej siły skrawania w postaci:

$$G_{v_f E_i}(s) = \frac{M_i(s)G_\tau(s)}{s[1 + N_y(s)H_{yy}(s) + G_\tau(s)[M_x(s)H_{xx}(s) + K_\kappa M_y(s)H_{yy}(s)]]} \quad (6.3)$$

Przyjmując funkcję przejścia (FP) procesu tworzenia wióra w postaci aperiodycznego członu ze stałą czasową T_c i przyjmując jako model własności dynamicznych US, oscylacyjny człon drugiego rzędu ze stałą T_{us} i współczynnikiem tłumienia ξ , otrzymamy:

$$G_{v_f E_i}(s) = \frac{m_x(s)G_\tau(s)}{s[(T_c s + 1)(T_{us}^2 s^2 + 2\xi T_{us} s + 1) + B_1 G_\tau(s) + n_v h_{yy}] } \quad (6.4)$$

lub po uwzględnieniu (1)

$$G_{v_f g_i}(s) = \frac{m_x h_{xx} G_\tau(s)}{s[(T_c s + 1)(T_{us}^2 s^2 + 2\xi T_{us} s + 1) + B_1 G_\tau(s) + n_y h_{yy}] } \quad (6.5)$$

Wobec powyższego na proces formowania przekroju warstwy skrawanej duży wpływ ma zjawisko skrawania „po śladzie” a także odkształcenia sprężyste układu technologicznego. Przy tym proces formowania przekroju warstwy skrawanej może być opisany układem równań całkowo-różniczkowych z opóźnionym argumentem. Zmienne charakteryzujące przekrój warstwy skrawanej zależą od zmiennych wejściowych i odkształceń sprężystych układu technologicznego.

6.2. Wyjściowy model matematyczny

Oddziaływanie sterujące w postaci posuwu wzdłużnego, jak już wspomniano, wykorzystuje się najbardziej efektywnie do optymalizacji procesów obróbki na obrabiarkach części o względnie dużej sztywności. Wstępna analiza pokazuje, że w tym przypadku można uwzględnić tylko własne podatności elementów UT.

Zgodnie z układem równań [1] i równań (6.2 - 6.4), wyjściowy schemat struktury obiektu sterowania może być przedstawiony w postaci jak na rys. 6.1, (na

rys. 6.1 pokazano dodatkowo wielkości wejściowe w postaci nadatku na obróbkę i prędkości obrotowej przedmiotu i niepokazana wielkość wejściowa - twardość materiału). Wynika z niej, że bieżąca wartość grubości przekroju warstwy skrawanej i jej przyrost są określane przez trzy składowe:

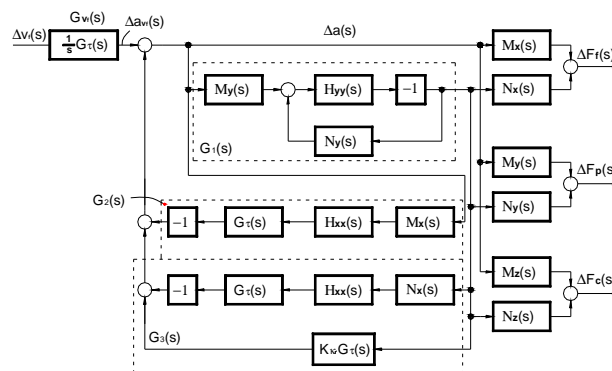
$$\Delta a(s) = \Delta a_{v_f}(s) - \Delta a_x(s) - \Delta a_y(s),$$

gdzie Δa_y - składowa zależna od prędkości posuwu wzdłużnego (szerokość przekroju warstwy skrawanej bez uwzględnienia sprężystych odkształceń), Δa_x i Δa_y - składowe, uwarunkowane odkształceniami sprężystymi dla współrzędnych X i Y, odpowiednio.

Przyrost bieżącej wartości szerokości przekroju warstwy skrawanej zależy od sprężystych odkształceń UT dla współrzędnych Y i Z.

W ten sposób, dla rozpatrywanego MM charakterystyczna jest obecność w jego strukturze wewnętrznych obwodów zamkniętych, uwarunkowanych wpływem odkształceń sprężystych na elementy przekroju warstwy skrawanej a także osobliwościami skrawania "po śladzie".

W dalszej analizie pominiemy jako nieistotny wpływ sprężystych odkształceń dla współrzędnej Z na szerokość warstwy skrawanej i przekształcimy rozpatrywaną strukturę, przyjmując jako wielkość wejściową prędkość posuwu wzdłużnego, do postaci pokazanej na rys. 6.2.



Rys. 6.2. Schemat strukturalny obiektu sterowania

Ekwiwalentne funkcje przejścia oznaczone na rys. 6.2. jako $G_1(s)$, $G_2(s)$, $G_3(s)$ są równe:

$$G_1(s) = -M_y(s) \frac{H_{yy}(s)}{1 + N_y(s)H_{yy}(s)}, \quad (6.6)$$

$$G_2(s) = -G_\tau(s)M_x(s)H_{xx}(s), \quad (6.7)$$

$$G_3(s) = G_\tau(s)[K_{\kappa_r} - N_x(s)H_{xx}(s)]. \quad (6.8)$$

Funkcja przejścia dla układu sprzężenia zwrotnego

$$G_{sz}(s) = G_2(s) + G_1(s)G_3(s).$$

Funkcja przejścia dla jednej ze składowych sił skrawania, np. F_f

$$G_{v_f F_x}(s) = \frac{\Delta F_f(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{G_\tau(s)[M_x(s) + G_1(s)N_x(s)]}{s[1 - G_{sz}(s)]}, \quad (6.9)$$

Dla oznaczeń współczynników wzmocnień i funkcji przejścia tutaj i dalej przyjęto następujący schemat indeksów. Pierwszy indeks literowy wskazuje na oddziaływanie wejściowe (w danym przypadku v_f), drugi - wielkość wyjściową (F - siła skrawania, g - odkształcenia sprężyste), trzeci w razie konieczności, wskazuje składową siłę skrawania lub odkształcenia sprężystego $i=\{x, y, z\}$.

Przekształcając zależność dla $G_{v_f g_i}(s)$, z uwzględnieniem ostatniego wyrażenia dla jego mianownika, mamy

$$G_{v_f g_i}(s) = \frac{m_x h_{xx} G_\tau(s)}{s[(T_c s + 1)(T_{us}^2 s^2 + 2\xi T_{us} s + 1) + B_1 G_\tau(s) + n_y h_{yy}]} \quad (6.10)$$

gdzie

$$B_1 = m_x h_x + K_{\kappa_r} m_y h_y. \quad (6.11)$$

Przeprowadzimy analizę otrzymanych zależności dla FP obiektu sterowania z punktu widzenia możliwości ich uproszczenia.

Model matematyczny obiektu w postaci funkcji przejścia FP (10) uwzględnia inercyjność procesu powstawania wióra i sprężystego układu, a także opóźnienie, spowodowane osobliwościami skrawania "po śladzie".

Charakterystyczna osobliwość MM - obecność w jej strukturze wewnętrznego zamkniętego obwodu. Dlatego najpilniejszym zadaniem jest zbadanie własności zamkniętego obwodu i, w szczególności, analiza jego stabilności.

6.3. Analiza możliwości uproszczenia modeli matematycznych

Model matematyczny obiektu w postaci transmitancji operatorowej (6.10) uwzględnia inercyjność procesu powstawania wióra i sprężystego układu, a także opóźnienie, spowodowane osobliwymi skrawaniem "po śladzie". Charakterystyczną osobliwością MM - obecność w jej strukturze wewnętrznego zamkniętego obwodu. Dlatego najpilniejszym zadaniem jest zbadanie własności zamkniętego obwodu i, w szczególności, analiza jego stabilności.

Stabilność wspomnianego obwodu określa tzw. wibrostabilność obrabiarki [3]. W przypadku, kiedy warunki stabilności nie są spełnione, przy skrawaniu w układzie dynamicznym pojawiają się samowzбудne drgania. Zagadnieniu analizy wibrostabilności obrabiarek jest poświęcona obszerna specjalna literatura. W czasie opracowywania modelu matematycznego układu dynamicznego obrabiarek zakłada się, że wibrostabilność obrabiarki jest zapewniona, tzn. obwód zamknięty jest stabilny.

Analizie zostały poddane zależności między stałymi czasowymi systemu sprężystego T_{us} , procesu powstawania wióra T_c i czasu opóźnienia τ . Opóźnienie τ , odwrotnie proporcjonalne do prędkości obrotowej części, na tokarkach wynosi nie mniej niż 0,1-0,2s. Dla obrabiarek średniej wielkości maksymalna prędkość obrotowa wrzeciona wynosi 2000 obr/min, stąd minimalna wartość τ wynosi 0,03s. Własne rezonansowe częstotliwości ekwiwalentnego układu sprężystego obrabiarki i części dla tokarek średniej wielkości znajdują się w zakresie częstotliwości wyższych od 50 Hz, tzn. największa ekwiwalentna stała czasowa T_{us} nie przekracza 0,003s. Obliczenia stałej czasowej powstawania wióra pokazują, że dla typowych warunków skrawania wartości T_c nie przekraczają 0,005-0,001s. Kolejno, w zależności (10) opóźnienie τ , wchodzące w FP $G\tau(s)$ ma największą wartość i przewyższa o rząd stałe czasowe T_{uc} i T_c [1,2].

Właściwości ekwiwalentnego zamkniętego obwodu, jak wiadomo, przy spełnieniu warunków jego stabilności, są określone przede wszystkim członem o największej inercyjności, którym w tym przypadku jest człon z transmitancją operatorową:

$$G_{\tau}(s) = 1 - e^{-s\tau}.$$

Oceniono możliwości pominięcia "małych" stałych czasowych w zależnościach dla transmitancji operatorowej rozpatrywanego obiektu. W celu oceny wnoszonych błędów wykorzystano dziedzinę częstotliwości.

Charakterystyki częstotliwościowe modelu znaleziono, podstawiając do (6.10) $s = j\omega$, a także wykorzystując wzory Eulera dla funkcji wykładniczej:

$$e^{-j\omega\tau} = \cos \omega\tau - j \sin \omega\tau .$$

Po przekształceniu, zależności dla charakterystyki amplitudowej i charakterystyki fazowej mogą być zapisane w postaci:

$$A(\omega) = m_i h_{ii} \frac{|2 \sin(\omega\tau / 2)|}{\omega \sqrt{C_1^2 + D_1^2}}, \quad \varphi(\omega) = -\frac{\omega\tau}{2} - \operatorname{arctg}\left(\frac{D_1}{C_1}\right), \quad (12)$$

gdzie

$$C_1 = 1 + n_y h_{yy} + B_1 - B_1 \cos \omega\tau - (T_{us}^2 + 2\xi T_{us} T_c) \omega^2, \\ D_1 = B_1 \sin \omega\tau + (T_c + 2\xi T_{us}) \omega - T_{us}^2 T_c \omega^3 .$$

Na rys. 6.3 przedstawiono przebiegi (przerwane linie) częstotliwościowych charakterystyk $A_1(\omega)$, $L_1(\omega)$, $\varphi_1(\omega)$ modelu matematycznego dla wyjściowej transmitancji operatorowej (6.9), otrzymane na podstawie obliczeń komputerowych dla następujących danych $m_i n_i = 1$, $\tau = 1$, $B_1 = 0,6$, $T_{us}/\tau = 0,1$, $T_c/\tau = 0,05$. Dzięki zadanim jednostkowym wartościom $m_i n_i$ i τ , przedstawione zależności można rozpatrywać jako uogólnione charakterystyki modelu matematycznego w jednostkach względnych. Ich postać nie zależy od konkretnych wartości stałych czasowych i zależy tylko od ich stosunku i współczynnika B_1 . Przy tym argumentem w częstotliwościowych charakterystykach jest częstotliwość względna $\omega^o = \omega / \omega_b$, gdzie jako bazową częstotliwość przyjęto wartość $\omega_b = 1/\tau$ [1]. Liniami ciągłymi pokazano charakterystyki modelu uproszczonego $A(\omega^o)$, $\varphi(\omega^o)$, $L(\omega^o)$, otrzymane przy pominięciu stałych czasowych układu sprężystego i procesy powstawania wióra: $T_{us} = T_c = 0$.

Analiza otrzymanych zależności pokazuje, że wyjściowe i aproksymowane charakterystyki amplitudowe i fazowe przedstawiają sobą okresowe funkcje częstotliwości. Dla krytycznych wartości częstotliwości $\omega_k^o = 2\pi k / \tau$ ($k = 1, 2, 3, \dots$) charakterystyka amplitudowa przyjmuje zerowe wartości, odpowiednio, współrzędne logarytmicznej amplitudowej charakterystyki $L(\omega_k) \Rightarrow -\infty$, a przesunięcie fazowe osiąga -180° .

Zmniejszenie do zera ekwiwalentnego współczynnika wzmocnienia obiektu dla krytycznych częstotliwości objaśnia się osobliwościami skrawania „po śladzie”. Dla krytycznych częstotliwości trajektoria ruchu ostrza na rozwiniętej powierzchni dla bieżącego obrotu pozostaje w jednakowej odległości od trajektorii ruchu dla poprzedniego obrotu. W wyniku tego przyrost grubości przekroju warstwy skrawanej i odpowiednio sił skrawania i sprężystych odkształceń są równe zero.

Dla częstotliwości, większych od pierwszej krytycznej $\omega_{k1}^o = 2\pi k$ maksymalna wartość $A(\omega^o)$, jak pokazuje analiza, nie przekracza $(0,08 - 0,18)A(0)$ przy zmianach współczynnika B_1 w przedziałach 0,1-1. Logarymiczna charakterystyka fazowa okazuje się być nieciągłą funkcją okresową. Punkty nieciągłości logarymicznej charakterystyki fazowej pokrywają się z krytycznymi wartościami częstotliwości. Wartości logarymicznej charakterystyki fazowej modelu aproksymowanego zmieniają się w przedziale od 0 do $-\pi$. Uwzględnienie inercyjności procesu powstawania wióra i układu sprężystego prowadzi do zmiany wartości logarymicznej charakterystyki amplitudowej i logarymicznej charakterystyki fazowej a także dodatkowych przesunięć fazowych. Przy czym do pierwszej krytycznej częstotliwości różnica między wyjściową i aproksymowaną logarymiczną charakterystyką amplitudową nie przekracza 3-4 dB. W tym zakresie częstotliwości odchyłka przybliżonej $\varphi(\omega^o)$ logarymicznej charakterystyki fazowej od wyjściowej $\varphi_1(\omega^o)$ powstaje tylko w pobliżu krytycznej wartości częstotliwości. W zakresie częstotliwości, większych od krytycznej wartości, odchylenie między tymi logarymicznymi charakterystykami fazowymi jest znaczne.

Przy syntezie korekcyjnych członów układu sterowania automatycznego częstotliwość odcięcia wybiera się z lewej strony od pierwszej krytycznej częstotliwości modelu matematycznego obiektu sterowania. Pozwala to rozpatrywać charakterystyki częstotliwościowe modelu matematycznego obiektu, ograniczając zakres częstotliwości do mniejszych od pierwszej krytycznej równej $2\pi/\tau$. Dla wskazanego zakresu częstotliwości, jak pokazuje przeprowadzona analiza, bez znacznego błędu można pominąć inercyjność procesu powstawania wióra i układu sprężystego, i w konsekwencji przyjąć:

$$H_{ii}(s) = h_{ii}, M_i(s) = m_i,$$

$$N_i(s) = n_i, C_i(s) = c_i. \quad (6.13)$$

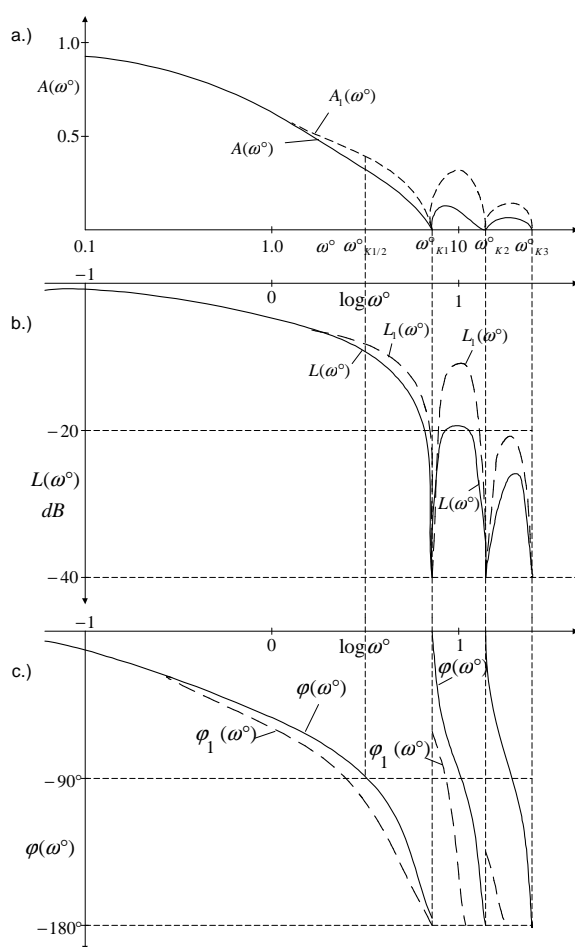
Wtedy aproksymowane zależności dla FP obiektu dla rozpatrywanego oddziaływania sterującego oraz dla wyjściowych wielkości w postaci siły skrawania i sprężystych odkształceń mają postać:

$$G_{v_f Fi} = \frac{\Delta F_i(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_{1v_f Fi} G_\tau(s)}{s(1 + B G_\tau(s))}, \quad (6.14)$$

$$G_{v_f g_i} = \frac{\Delta g_i(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_{1v_f g_i} G_\tau(s)}{s(1 + B G_\tau(s))}, \quad (6.15)$$

gdzie:

$$K_{1v_f F_i} = m_i \left[1 - \frac{m_y h_{yy} n_i}{(1 + n_y h_{yy}) m_i} \right], K_{1v_f g_i} = K_{1v_f F_i} h_{ii} \quad (6.16)$$



Rys. 6.3. Charakterystyki częstotliwościowe modelu matematycznego układu dynamicznego

$$B = \frac{m_x h_{xx} + m_y h_{yy} K_{\kappa_r}}{1 + n_y h_{yy}}. \quad (6.17)$$

W ten sposób, w czasie opracowywania dla potrzeb sterowania modeli matematycznych UD obrabiarek i przy spełnieniu warunku "wibrostabilności", dopuszczalny jest opis własności sprężystego systemu i procesu powstawania wióra współczynnikami wzmocnienia, tzn. można rozpatrywać wspomniane człony jako proporcjonalne.

Należy zauważyć, że zależność między wyjściowymi współrzędnymi (składowymi siły skrawania i odkształceń sprężystych) i pośrednią współrzędną - grubością warstwy skrawanej Δa_{v_f} jako wejściem jest przedstawiona funkcją przejścia obwodu zamkniętego:

$$G_{z_{kf}}(s) = \frac{\Delta F_i(s)}{\Delta a_{v_f}} = \frac{m_i}{1 + n_y h_{yy}} \frac{1}{[1 + BG_\tau(s)]}, \quad (6.18)$$

$$G_{z_{kg}}(s) = \frac{\Delta g_i(s)}{\Delta a_{v_f}(s)} = \frac{m_i h_i}{1 + n_y h_{yy}} \frac{1}{[1 + BG_\tau(s)]} \quad (6.19)$$

Dzięki ogólności struktury zależności w modelach matematycznych dla różnych wielkości wejściowych, wspomniane założenie wykorzystuje się dalej w czasie analizy modeli matematycznych obiektu dla zakłóceń a także dla innych wielkości sterujących.

W warunkach obróbki zgrubnej, kiedy wartości współczynnika $B > 0,1$, w celu otrzymania uproszczonych zależności należy wykorzystać rozwinięcie funkcji wykładniczej w szereg Pade. Ograniczając się do dwóch pierwszych członów szeregu Pade otrzymuje się

$$G_{v_f F_i}(s) = \frac{\Delta F_i(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_{v_f F_i}}{(T_{o1}s + 1)(T_{o2}s + 1)}, \quad (20)$$

$$T_{o1,o2} = 0,5\tau \left[0,5 + B \pm \sqrt{(0,5 + B)^2 - \frac{1}{3}} \right].$$

Badania eksperymentalne pokazały, że otrzymane uproszczone modele zapewniają dokładność 15-20% dla oceny stałych czasowych [2].

6.4. Program komputerowy modelowania charakterystyk dynamicznych procesu skrawania

Dla potrzeb badania charakterystyk dynamicznych procesu skrawania opracowano program komputerowy MATMOD1.

Program ten realizuje następujące funkcje:

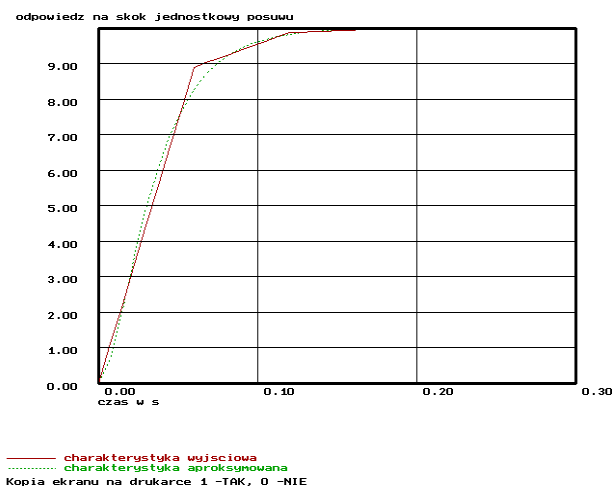
1. umożliwia ustalenie warunków procesu skrawania poprzez zadanie parametrów obrabiarki, części i procesu technologicznego skrawania

2. wylicza w oparciu o modele procesu skrawania podstawowe charakterystyki dynamiczne, w tym funkcje przejścia w postaci operatorowej, odpowiedź sił skrawania na skokową zmianę posuwu

3. charakterystyki częstotliwościowe: amplitudową i fazową.

Program MATMOD1 uruchamia się w systemie Windows w trybie pełnoekranowym DOS (w trybie graficznym pracuje w standardowej rozdzielczości karty graficznej VGA 640x480x16 kolorów).

Po uruchomieniu programu należy wprowadzić parametry procesu skrawania oraz właściwości przedmiotu. Wartości graniczne parametrów (wartość minimalna i maksymalna) są podawane w momencie wypisywania na ekranie zapytania o wartość danego parametru. Następnie Użytkownik programu może wybierać opcje programu: obliczanie odpowiedzi na skok jednostkowy oraz obliczanie charakterystyki częstotliwościowej.



Rys. 6.4. Charakterystyka czasowa wyjściowa (dokładna) i aproksymowana

Charakterystyka częstotliwościowa amplitudowa przedstawia zależność (wykres) modułu $A(\omega)$ transmitancji operatorowej (funkcji przejścia) $G(j\omega)$

w funkcji częstotliwości kątowej $\omega = 2\pi f$. Charakterystyka częstotliwościowa fazowa przedstawia zależność (wykres) $\varphi(\omega)$ w funkcji częstotliwości kątowej $\omega = 2\pi f$.

W przypadku odpowiedzi na skok jednostkowy posuwu wzdłużnego na ekranie pojawia się wykres zmian siły skrawania w czasie dla modelu dokładnego i przybliżonego, dyskretne wartości odpowiedzi (40 punktów rys. 6.4) mogą być wydrukowane na drukarce w postaci tabeli, można również wydrukować pełną informację o wprowadzonych danych oraz uzyskanych wynikach obliczeń różnych parametrów procesu skrawania. Można wykonać również trwałą kopię na drukarce ekranu graficznego z odpowiedzią na skok jednostkowy posuwu wzdłużnego.

W przypadku wybrania obliczania charakterystyki częstotliwościowej amplitudowej i fazowej na ekranie pojawiają się wykresy charakterystyki amplitudowej i fazowej dla modelu dokładnego i przybliżonego. Dyskretne wartości charakterystyk (20 punktów) mogą być wydrukowane na drukarce w postaci tabeli. Charakterystyki częstotliwościowe są przedstawione w skali półlogarytmicznej. Można również wykonać kopię ekranu na drukarce z charakterystyką amplitudową i fazową. Dodatkowo w programie zamieszczono tabelicę wybranych transformat Laplace'a oraz ich oryginałów postaci funkcji czasu. Przekształcenie Laplace'a przyporządkowuje określonej funkcji czasu $f(t)$ transformatę operatorową $F(s)$ jako funkcję zmiennej zespolonej s . Transformatę wylicza się na podstawie wzoru:

$$F(s) = \int_0^{\infty} f(t)e^{-st} dt$$

Znając transformatę $F(s)$ można obliczyć oryginał tj. funkcję $f(t)$ drogą odwrotnego przekształcenia Laplace'a

$$f(t) = \int_{c-jw}^{c+jw} F(s)e^{st} ds .$$

6.5. Podsumowanie

Struktura i parametry OS zależą od warunków obróbki na obrabiarce. Na stałe czasowe OS dominujący wpływ ma wartość opóźnienia τ , zależna od prędkości obrotowej przedmiotu. Oprócz tego, inercyjność obiektu zależy od wartości współczynnika B . Zakres regulacji prędkości obrotowej napędu głównego ruchu na uniwersalnych obrabiarkach osiąga wartość 100 i większe, w odpowiednim zakresie mogą się więc zmieniać stałe czasowe OS.

Współczynnik wzmocnienia obiektu określony czasem opóźnienia, parametrami układu technologicznego, współczynnikami wzmocnienia procesu skrawania

i także może zmieniać się o rząd. Równocześnie należy wziąć pod uwagę, że tak szerokie zakresy zmian parametrów układu dynamicznego obrabiarek są charakterystyczne dla ich pracy w całym zakresie technologicznym. W czasie realizacji cyklu obróbki części jego prędkość obrotowa zwykle pozostaje stała i zmiany parametrów obiektu są głównie spowodowane zmianami naddatku na obróbkę, co prowadzi do zmian współczynników wzmocnienia procesu skrawania. Dodatkowo, na zmienność właściwości dynamicznych OS mają wpływ zmiany parametrów układu sprężystego wzdłuż osi przedmiotu co ma miejsce, gdy układ technologiczny zawiera nieszywną część.

Własności procesu toczenia takie, jak nieliniowość, zmienność parametrów, zakłócenia deterministyczne i przypadkowe powodują, że efektywne sterowanie tym procesem nie jest możliwe przy zastosowaniu konwencjonalnych układów regulacji. Wyniki badań nad wykorzystaniem opracowanych modeli do sterowania procesem toczenia wskazują, że dobrą jakość sterowania mogą zapewnić algorytmy adaptacyjne.

Literatura

- [1]. Тараненко В.А., Абакумов А.М. Динамические модели для оценки точности технологических систем. М. : ВНИИТЭМР, 1989, В.1.- 56 с.
- [2]. Czachor G., Taranenko W. Badania eksperymentalne charakterystyk dynamicznego systemu modułu tokarskiego. Rzeszów. -Materiały III Międzynarodowej Konferencji Naukowo-Technicznej – MTK 2002. Modułowe technologie i konstrukcje w budowie maszyn. ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ № 196- MECHANIKA z.59, Rzeszów 2002.-S.159-166.
- [3]. Tomków J., Wibrostabilność obrabiarek, WNT, Warszawa 1997, 205 s.

7. Badania doświadczalne dokładności obróbki wałów w przemyśle maszynowym

W artykule przedstawiono analizę wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność obróbki wałów, a także wymagań jakości i dokładności obróbki wałów i porównano z rzeczywistością otrzymaną dokładnością wałów wytwarzanych w kilku zakładach. Z przeprowadzonej analizy wynika, że przyczyną niedokładności wytwarzania wałów w dużym stopniu są naprężenia szczątkowe powstające w częściach obrabianych w poszczególnych operacjach procesu technologicznego.

Wstęp

Przyczyną niedokładności wytwarzania części w dużym stopniu są naprężenia szczątkowe powstające w materiale obrabianym w poszczególnych etapach procesu technologicznego. Cechą charakterystyczną tych naprężeń jest to, że pozostają one w gotowej części po usunięciu oddziaływań zewnętrznych powodując często znaczne odkształcenia. Odkształcenia spowodowane naprężeniami szczątkowymi pojawiają się po pewnym czasie od zakończenia procesu technologicznego a ich charakter jest trudny do przewidzenia.

Do wytwarzania części typu „ciało obrotowe” stosuje się najróżniejsze materiały. Ale najbardziej rozpowszechnionymi materiałami są stale 45 oraz 40H, które stosuje się w około 80-90% produkcji wałów.

7.1. Analiza wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność obróbki wałów

Praktycznie wszystkie procesy technologiczne wytwarzania części maszyn prowadzą do powstawania naprężeń szczątkowych. Dlatego już na etapie projektowania należałoby znać stan naprężeń w częściach maszyn w czasie procesu wytwarzania oraz podczas eksploatacji [1].

7.1.1. Definicja naprężeń szczątkowych

Wszystkie naprężenia możemy podzielić na dwie grupy:

- naprężenia występujące w ciałach podczas działania sił zewnętrznych,
- naprężenia występujące w ciałach przy braku wpływu sił zewnętrznych.

Dla ostatniej grupy naprężeń w literaturze stosowane są różne określenia takie jak: *naprężenia własne, pozostałe, resztkowe lub szczątkowe*. W dalszej części pracy będzie stosowane określenie: *naprężenia szczątkowe* [3].

Technologiczne naprężenia szczątkowe, w zależności od sposobu ich powstawania na różnych etapach wytwarzania części możemy podzielić na:

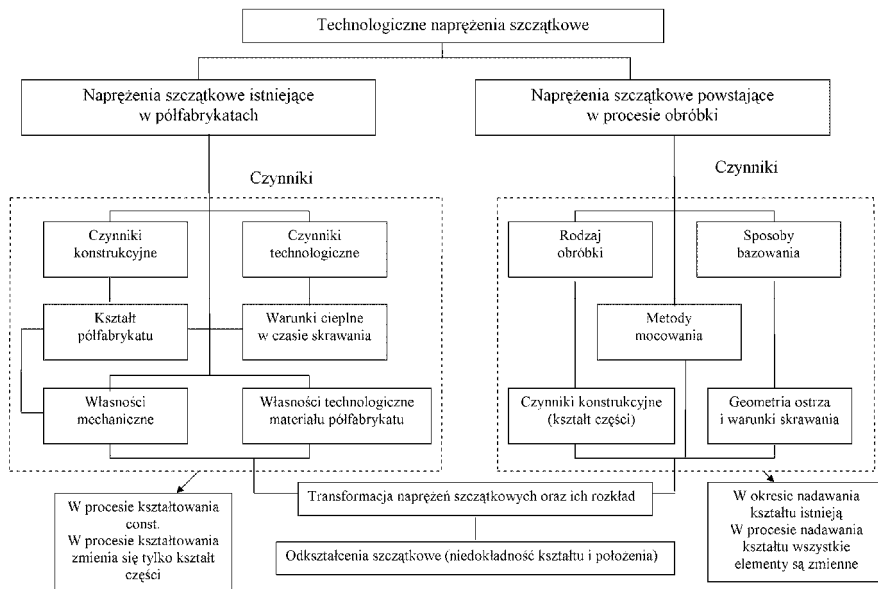
- naprężenia szczątkowe powstające w czasie procesu kształtowania półfabrykatu (odlew, odkuwka, wyrób walcowany),
- naprężenia szczątkowe powstające w wyniku oddziaływania sił w procesie obróbki skrawaniem oraz w wyniku plastycznego powierzchniowego odkształcenia, wywołanego lokalnym nagrzaniem warstwy wierzchniej, a także fazowymi przemianami powierzchni powodującymi tworzenie się struktur o różnych właściwościach.

7.1.2. Mechanizm powstawania naprężeń i odkształceń szczątkowych

Całemu procesowi technologicznemu wytwarzania części z reguły towarzyszy zmiana stanu naprężenia. W ogólnym przypadku obróbki półfabrykatu jednocześnie z usuwaniem nadmiaru znika część technologicznie dziedzicznych naprężeń szczątkowych. Oprócz tego sam proces obróbki w większości przypadków wywołuje lokalne albo ogólne zmiany objętościowe części.

Te procesy zakłócają równowagę naprężeń szczątkowych w częściach, powodując powstawanie niezrównoważonych naprężeń, nazywanych naprężeniami początkowymi, to znaczy naprężeniami istniejącymi w częściach po obróbce, ale przed ich odkształceniem. Po oswobodzeniu części od sił mocujących przekształcają się one w naprężenia szczątkowe, część przyjmuje nowy zrównoważony stan naprężeniowo – odkształceniowy.

Jako **technologiczne odkształcenia szczątkowe** rozumie się zmianę kształtu, rozmiarów oraz wzajemnego położenia powierzchni części, zachodzącą w wyniku zmiany stanu naprężeń podczas technologicznego procesu wytwarzania i całkowicie ujawniającą się po oswobodzeniu ciała od zewnętrznych powiązań i oddziaływań [1]. Schemat powstawania błędów obróbki w zależności od naprężeń szczątkowych przedstawia rys. 7.1.



Rys. 7.1. Schemat powstawania błędów obróbki w zależności od naprężeń szczątkowych [1]

7.1.3. Sposoby zmniejszania wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność wytwarzania

W celu zmniejszenia wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność obróbki opracowano wiele różnych metod, które możemy podzielić na trzy podstawowe grupy.

Pierwsza grupa przewiduje obniżenie ogólnego poziomu naprężeń szczątkowych: różne rodzaje obróbki cieplnej (wyżarzanie, sztuczne sezonowanie, odpuszczanie), a także technologie otrzymywania półfabrykatów z regulacją prędkości chłodzenia.

Druą grupę zakłada stabilizację stanu naprężeń przy nieznacznym obniżeniu poziomu naprężeń (starzenie naturalne, starzenie termouderzeniami, starzenie wibracyjne). Zastosowanie tych metod pozwala na zmniejszenie wielkości odkształcenia półfabrykatów w czasie następnej obróbki.

Do trzeciej grupy zaliczają się metody pozwalające drogą regulacji czynników technologicznych zmniejszyć momenty niezrównoważonych sił wewnętrznych, powstających podczas obróbki mechanicznej, a więc zmniejszyć odkształcenie części. Te metody, będące w początkowym stadium rozwoju, odnoszą się do metod technologicznych. Opracowano również technologiczne metody zmniejszania naprężeń szczątkowych przez prostowanie na etapie wstępnej

obróbki wałów o małej sztywności. Zwiększenie dokładności obróbki wałów o małej sztywności uzyskuje się drogą wprowadzania do technologii:

- wstępnej obróbki cieplnej (ulepszanie),
- wstępnego sprężysto – plastycznego rozciągania półfabrykatów,
- celowego przesunięcia osi bazowych technologicznych powierzchni wałów w kierunku początkowego skrzywienia osi,
- obróbka cieplno-siłowa,
- obróbka wibracyjna.

W czasie obróbki części precyzyjnych do procesu technologicznego zwykle wprowadza się dodatkowo jedną lub dwie obróbki cieplne w celu stabilizacji naprężeń szczątkowych.

Istnieje również klasyfikacja naprężeń szczątkowych związana z badaniami metodą dyfraktometrii rentgenowskiej. Za kryterium podziału przyjmuje się wielkość obszaru, w którym równoważą się naprężenia danego rodzaju. Na podstawie powyższego kryterium rozróżniamy następujące rodzaje naprężeń:

- a) naprężenia pierwszego rodzaju, zwane makronaprężeniami; są to naprężenia równoważące się w obszarach, których wielkość porównywalna jest z wielkością danego ciała.

Makronaprężenia powstają podczas:

- niejednorodnego nagrzewania lub chłodzenia,
- zabiegów obróbki plastycznej,
- przemian fazowych,
- zabiegów obróbki mechanicznej.

Kontrola makronaprężeń ma duże znaczenie, pozwala bowiem na zwiększenie niezawodności maszyn przez eliminowanie niepożądanych stanów naprężeń.

- b) naprężenia drugiego rodzaju, zwane mikronaprężeniami; są to naprężenia równoważące się w obszarach rzędu wielkości ziaren. Powstają one np. podczas lokalnych przemian strukturalnych towarzyszących nawęglaniu, azotowaniu stali. Fazy w warstwach powierzchniowych mają inną objętość właściwą niż fazy pozostałe, co prowadzi do powstawania mikronaprężeń.
- c) naprężenia trzeciego rodzaju równoważące się w obszarach wielkości atomów i będące wynikiem drgań cieplnych.

W tej pracy będziemy zajmować się naprężeniami pierwszego rodzaju.

7.2. Analiza wymagań jakości obróbki wałów

W celu zgłębienia problemu jakości wytwarzania części typu „wał” przeprowadzono badania w kilku zakładach budowy maszyn, które umownie nazwijmy: Zakład nr 1, Zakład nr 2, Zakład nr 3 [2]

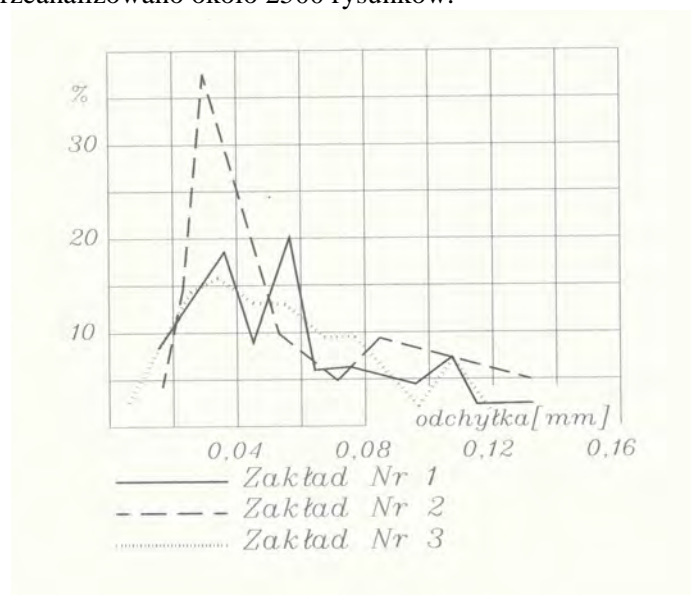
Badania przeprowadzono na częściach typu „wał”, które podzielono na trzy grupy pod względem wymiarów gabarytowych. Kryteria podziału przedstawiono w tabeli 7.1 [2].

TABELA 7.1. Kryteria podziału badanych części

L. p.	Nazwa części	Średnica zewnętrzna D[mm]	Długość L[mm]
1.	Wały i osie	$D \leq 100$	$L \leq 1500$
2.	-//-	$D \leq 150$	$L \leq 2500$
3.	-//-	$D \leq 200$	$L \leq 3000$

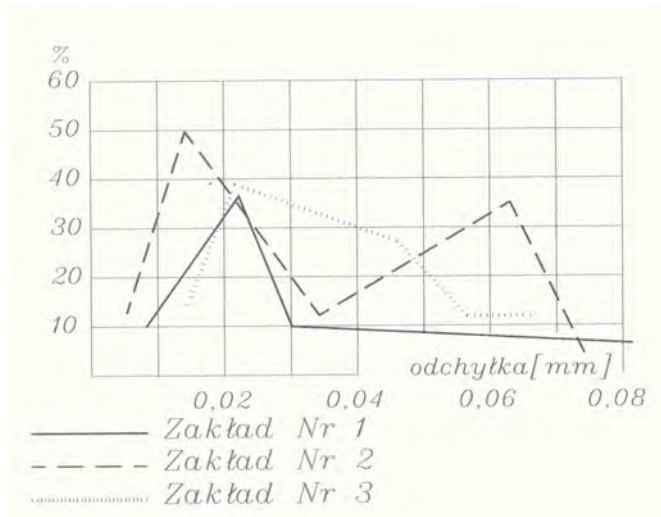
Badania przeprowadzono w dwóch etapach. W pierwszym etapie przeanalizowano rysunki oraz wymagania stawiane każdej części. Wszystkie dane zostały usystematyzowane i zgromadzone w tabeli.

W sumie przeanalizowano około 2500 rysunków.



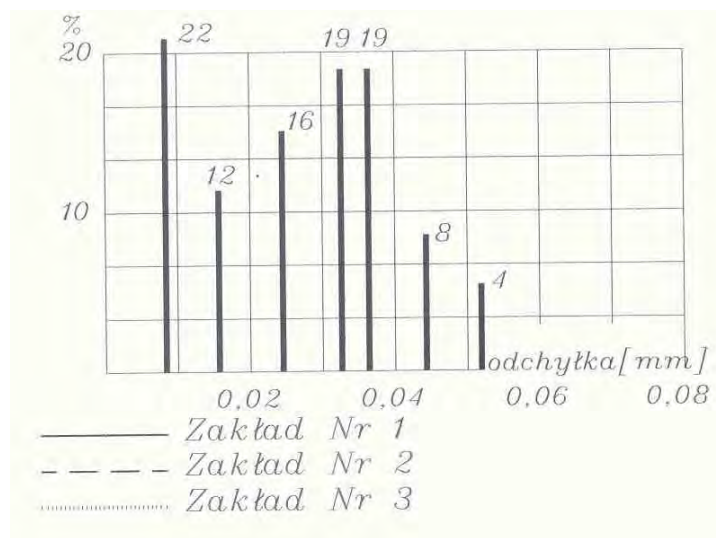
Rys. 7.1. Dopuszczalne bicie promieniowe powierzchni wałów

Wyniki analizy wymagań w każdym zakładzie dotyczących dokładności przedstawiono na wykresach (rys. 7.1, rys. 7.2.), z których wynika, że odchyłki równoległości, prostopadłości oraz bicie promieniowe są stosunkowo duże. Wszystkie parametry tolerancji położenia i kształtu odnoszą się do jednego metra długości.

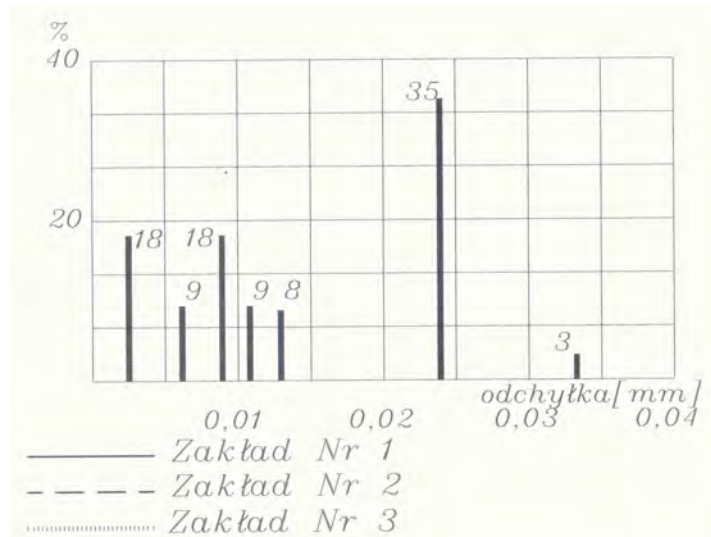


Rys. 7.2. Dopuszczalne odchyłki prostopađności powierzchni wałów

Uśrednione dopuszczalne odchyłki położenia powierzchni przedstawiono na histogramach (rys 7.3. rys. 7.4.). Z histogramów wynika, że największe wymagania odnoszą się do bicia promieniowego.



Rys. 7.3. Uśrednione dopuszczalne bicia promieniowe powierzchni wałów



Rys. 7.4. Uśrednione dopuszczalne odchyłki od prostopadłości powierzchni wałów

7.3. Analiza rzeczywistej jakości wytwarzania wałów

W drugim etapie wykonano badania rzeczywistej jakości wytwarzania części w wybranych zakładach. Badania przeprowadzono drogą pomiarów faktycznej dokładności bezpośrednio na wydziałach zakładów w końcowych operacjach z zastosowaniem uniwersalnych i specjalnych narzędzi pomiarowych.

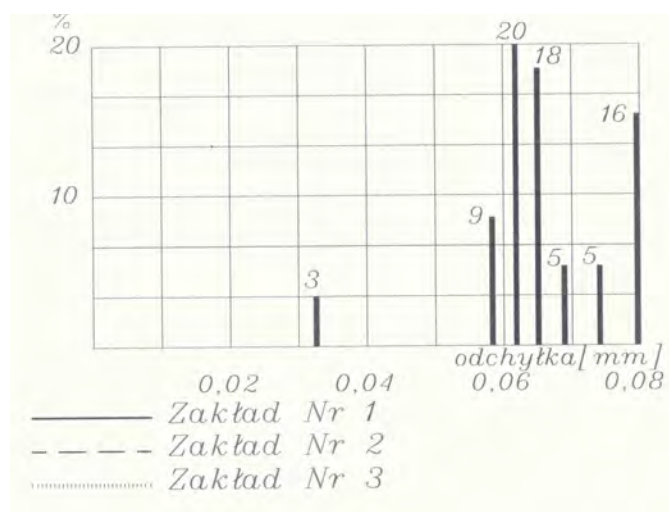
W sumie dokonano ponad 2000 pomiarów. Pomiarom podlegały jednolite gładkie i stopniowe wały, mające różną długość i wykonane ze stali konstrukcyjnej. Wały mierzono dwukrotnie: bezpośrednio na tokarkach i szlifierkach, następnie po upływie 24 – 36 h na płytach kontrolnych. Pomiary bicia promieniowego dokonano w trzech przekrojach. Przeprowadzono także kontrolę innych parametrów niedokładności kształtu i położenia.

Uśrednienie wyników pomiarów rzeczywistej niedokładności w odniesieniu do jednego metra długości wykonano analogicznie do uśrednienia odchyłek dopuszczalnych. Badane części zostały pogrupowane wg podobieństwa geometrycznego i rzeczywiste odchyłki dla badanych części przedstawiono w tabeli 7.2.

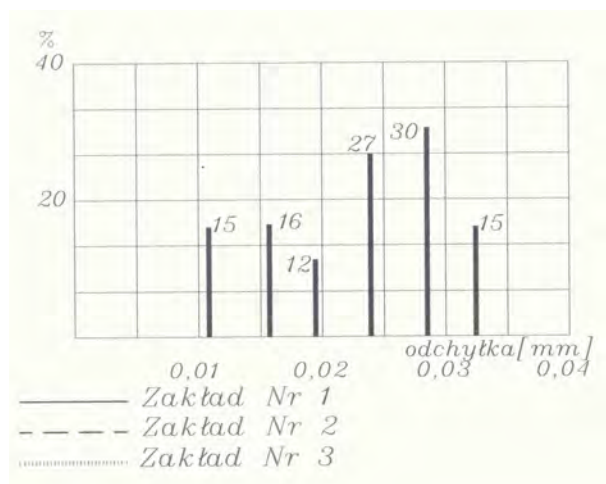
TABELA 7.2. Rzeczywiste bicie promieniowe

Φ/L	Zgodnie z rysunkiem [mm]	W przekrojach I, II, III [mm]	W odniesieniu do 1 metra [mm]
160/3700	0,02	0,2	0,005
		0,15	0,04
		0,25	0,067
65/2340	0,02	0,08	0,034
		0,07	0,029
		0,06	0,025
40/920	0,08	0,1	0,11
		0,09	0,099
		0,015	0,153

Następnie dla każdego parametru zbudowano histogramy zmian rzeczywistych odchyłek położenia powierzchni (rys. 7.5. rys. 7.6.).



Rys. 7.5. Rzeczywista zmiana bicia promieniowego powierzchni wałów



Rys. 7.6. Rzeczywista zmiana odchyłek prostopadłości powierzchni wałów

W tabeli podano średnie dopuszczalne odchyłki wynikające z dokumentacji rysunkowej i rzeczywiste odchyłki równoległości, prostopadłości, niesymetryczności powierzchni, bicie promieniowe a także możliwy procent braków wynikających z odkształcenia obrabianych części.

Z analizy danych zawartych w tabeli wynika, że procent braków z tej przyczyny jest charakterystyczny dla pewnej grupy zakładów. Największy procent braków spowodowany jest biciem promieniowym powierzchni.

Obróbkę wibracyjną dokładnych części o małej sztywności wprowadza się w celu obniżenia poziomu technologicznych naprężeń szczątkowych. To sprzyja stabilizacji geometrycznych parametrów części w procesie wytwarzania oraz w czasie eksploatacji. Zwiększenie efektywności obróbki wibracyjnej jest związane z bardziej równomiernym przygotowaniem półfabrykatu wg wymiarów wzdłużnych oraz diagnostyką procesów relaksacyjnych w czasie obróbki [4].

Obróbka wibracyjna półfabrykatu może odbywać się nie tylko za pomocą drgań zginających, ale również przez zastosowanie drgań wzdłużnych oraz skrętnych. Opracowano stanowiska do obróbki wibracyjnej wykorzystujące wszystkie rodzaje drgań. Przy tym oddziaływanie na półfabrykat może być dokonywane drganiami kompleksowymi. W wyniku tego w materiale półfabrykatu powstają dwie fale odkształceniowe: odkształceń wzdłużnych i stycznych. W wyniku różnych prędkości rozprzestrzeniania się tych odkształceń przy tej samej częstotliwości oddziaływania, umiejscowienie strzałek i węzłów tych fal jest różne. Dzięki temu, przygotowanie półfabrykatu wzdłuż osi przebiega bardziej równomiernie [5].

7.4. Podsumowanie

Wyniki analizy wymagań dotyczących jakości obróbki wałów wykazały, że najwyższe wymagania odnoszą się do dokładności kształtu i względnego położenia powierzchni – bicia promieniowego, odchylenia od prostopadłości powierzchni.

Analiza badań statystycznych wykazała dokładności wytwarzania wałów, że dokładność kształtu i względnego położenia powierzchni wytwarzanych wałów w zakładach różnych dziedzin i o różnych charakterach produkcji nie odpowiada stawianym wymaganiom.

Dominującym czynnikiem wpływającym na powstawanie niedokładności jest odkształcenie powierzchni w wyniku powstawania naprężeń szczątkowych.

W czasie zdejmowania nierównomiernego w przekroju naddatku sprężyste odkształcenia półfabrykatu, pochodzące od działania składowej promieniowej siły skrawania, doprowadzają z reguły do skrzywienia osi części obrabianej, przy czym strona z największym naddatkiem staje się wypukła.

Ponieważ na powierzchni półfabrykatu skupione są maksymalne naprężenia szczątkowe ściskające, to przy parabolicznym ich rozkładzie w przekroju, w rezultacie zdjęcia nierównomiernego naddatku, odkształcenia szczątkowe powodują, że strona po której zdjęto większy naddatek staje się wklęsła. W związku z tym pojawia się możliwość wykorzystania odkształceń szczątkowych w charakterze kompensatora skrzywienia osi części wywołanego odkształceniami sprężystymi. Po obróbce tokarskiej ze zróżnicowaniem naddatku wielkość odkształceń sprężysto-plastycznych i szczątkowych nie jest ekwiwalentna ogólnemu momentowi niezrównoważonych sił wewnętrznych, powstających przy zdejmowaniu nierównomiernego naddatku, ponieważ materiał posiada wytrzymałość relaksacyjną.

Badania technologii obróbki części o dużej dokładności wykazały, że błędy obróbki w czasie tradycyjnej kolejności operacji kształtują się z określoną cyklicznością. Każdy cykl zawiera operacje skrawania, obróbki cieplnej, prostowania i sezonowania. Po każdym cyklu zachodzi nowe kształtowanie się błędów związane z biciem promieniowym. Zastosowanie przedstawionych wyżej zaleceń powoduje zmniejszenie błędów powstających w poprzednich operacjach.

W wyniku zmian parametrów technologicznych obróbki wibracyjnej (częstotliwości oddziaływania, twardości i bezwładności półfabrykatu) możemy sterować stopniem przygotowania każdej części półfabrykatu wzdłuż jego osi, kontrolując położenie i przemieszczenie stref pierwotnego nagrzania. Obniżenie odkształcenia w wyniku zmniejszenia technologicznych naprężeń szczątkowych pozwala na zmniejszenie liczby operacji technologicznych, zwiększenie wydajności a szczególnie zwiększenie eksploatacyjną niezawodność gotowego wyrobu.

Literatura

- [1]. Hałas W.: Badania wpływu naprężeń i odkształceń szczątkowych na dokładność wytwarzania wałów. Autoreferat przy otwarciu przewodu doktorskiego (praca nie opublikowana). Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska. Lublin 2008. 31 s.
- [2]. Hałas W., Taranenko W., Świć A.: Analiza dokładności wytwarzania części typu „wał”. Przegląd Mechaniczny No.12/2006, Suplement. S. 75 – 76
- [3]. Senczyk D.: Makronaprężenia. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1997.
- [4]. Draczow O., Taranenko W., Hałas W., Taranenko G.: *Sterowanie obróbką wibracyjną wałów o małej sztywności. Pomiary. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik naukowo – techniczny*, nr 2/2008, Warszawa 2008, s. 224 – 227
- [5]. Draczow O., Taranenko W.: *Technologia modułowa wytwarzania osiowosymetrycznych wałów długowymiarowych. ZESZYTY NAUKOWE Politechniki Rzeszowskiej NR 230 MECHANIKA, z. 67 - MODUŁOWE TECHNOLOGIE I KONSTRUKCJE W BUDOWE MASZYN, Rzeszow 2006. – S. 47 - 50*

EXPERIMENTAL RESEARCH ON SHAFT PROCESSING ACCURACY IN MECHANICAL INDUSTRY

The analysis of residual stresses influence on quality of shafts machining and machining quality and precision requirements as well as comparison to quality results obtained in several companies were presented in the paper. Conducted analysis shows that residual stresses present in machined parts during following processing operations are the main source of machined shafts inaccuracies.