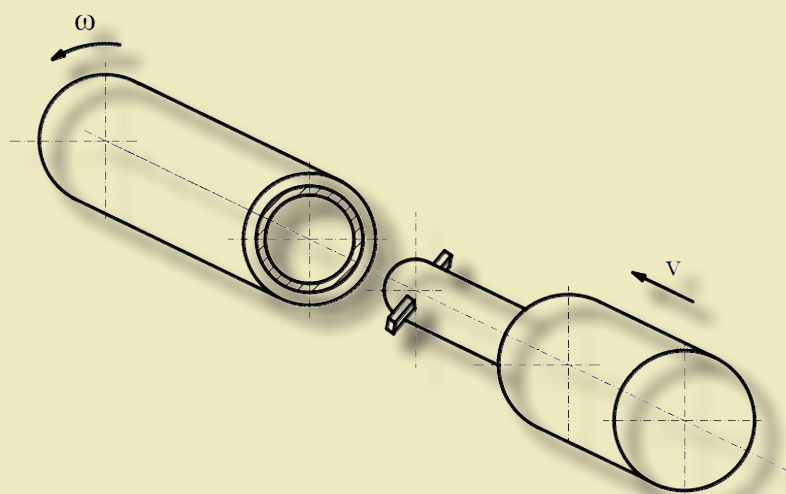




Tomasz Szot

Antoni Świć

Technologia roztaczania otworów głębokich w częściach o małej sztywności



MONOGRAFIE

Technologia roztaczania
otworów głębokich
w częściach o małej sztywności

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Mechaniczny
ul. Nadbystrzycka 36
20-618 LUBLIN

Tomasz Szot
Antoni Świć

Technologia roztaczania otworów głębokich w częściach o małej sztywności



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzenci:

dr hab. inż. Jerzy Stamirowski, prof. Politechniki Świętokrzyskiej

dr hab. inż. Marian Janczarek, prof. Politechniki Lubelskiej

Redakcja i skład: Łukasz Sobaszek

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-245-1

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

www.agencjatorp.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 50 egz.

SPIS TREŚCI

WSTĘP	7
SPIS OZNACZEŃ I SKRÓTÓW	9
1. METODY ZWIĘKSZANIA DOKŁADNOŚCI ROZTACZANIA OTWORÓW GŁĘBOKICH W CZĘŚCIACH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI	11
1.1. Sposoby tradycyjne obróbki otworów w częściach o małej sztywności	11
1.2. Czynniki wpływające na dokładność technologiczną i eksploatacyjną przy obróbce otworów głębokich	31
1.3. Analiza wpływu układu na dokładność kształtu i wymiarów wytwarzanych elementów przy obróbce mechanicznej	35
1.4. Podsumowanie	37
2. BADANIA TEORETYCZNE ROZTACZANIA OTWORÓW GŁĘBOKICH	39
2.1. Badania analityczne zachowania się układów technologicznych w procesie skrawania	39
2.2. Model kształtowania powierzchni otworu przy roztaczaniu narzędziem dwuostrzowym	47
2.3. Podsumowanie	55
3. PODSTAWY TEORETYCZNE BUDOWY UKŁADU STEROWANIA AUTOMATYCZNEGO ROZTACZANIEM OTWORÓW GŁĘBOKICH.....	57
3.1. Model roztaczania dwunożowym wytaczadłem z przetwornikiem falowym	57
3.2. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich.....	66
3.3. Analiza przemieszczeń wysokoczęstotliwościowych części skrawającej narzędzia.....	70
3.4. Podsumowanie	73

4. CHARAKTERYSTYKA UKŁADU STEROWANIA AUTOMATYCZNEGO ROZTACZANIEM OTWORÓW GŁĘBOKICH	75
4.1. Urządzenie do stabilizacji osi części o małej sztywności	75
4.2. Określenie osiowych naprężeń szczątkowych w funkcji ugięcia tulei.....	78
4.2.1. Badania teoretyczne wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność geometryczną	78
4.2.2. Założenia teoretyczne do obliczeń osiowych naprężeń szczątkowych.....	80
4.3. Układ sterowania automatycznym roztaczaniem.....	83
4.3.1. Opis pracy układu sterowania	83
4.3.2. Obliczenia przetwornika falowego	87
4.4. Układ kontroli parametrów bieżących procesu roztaczania	95
4.5. Podsumowanie	98
5. BADANIA EKSPERYMENTALNE WPLYWU OPRACOWANYCH ŚRODKÓW TECHNOLOGICZNYCH NA DOKŁADNOŚĆ OBRÓBKĘ OTWORÓW GŁĘBOKICH.....	100
5.1. Badanie wpływu urządzenia do stabilizacji osi części na dokładność roztaczania otworów głębokich.....	100
5.2. Badanie dokładności obróbki przy roztaczaniu z zastosowaniem przetwornika falowego.....	117
5.2.1. Badania eksperymentalne układu technologicznego przy obróbce otworów głębokich z przetwornikiem falowym.....	118
5.2.2. Badania eksperymentalne wpływu drgającego oddziaływania narzędzia na dokładność obróbki otworów głębokich	125
5.3. Podsumowanie	132
PODSUMOWANIE	134
STRESZCZENIE.....	136
SUMMARY	137
LITERATURA.....	138

WSTĘP

Problematyka dokładności, jakości oraz wydajności obróbki była i jest aktualna w przypadku przemysłu maszynowego. Zmniejszenie materiałochłonności części przy jednocześnie rosnących wymaganiach odnośnie ich parametrów eksploatacyjnych prowadzi do zwiększania liczby części o małej sztywności, przykładem takiej części jest tuleja cienkościenna.

Współczesny etap rozwoju przemysłu maszynowego charakteryzuje się zwiększaniem zastosowania części o małej sztywności, uwarunkowanego tendencją do obniżania materiałochłonności wyrobów.

Również wzrastają wymagania odnośnie jakości maszyn, w elementach składowych których występują otwory głębokie o małej sztywności, a to powoduje zwiększenie wymagań w stosunku do dokładności tych części. Prowadzi to do konieczności stworzenia nowoczesnych technologii na bazie istniejących procesów technologicznych ich wytwarzania.

Proces roztaczania otworów głębokich o małej średnicy, które są charakterystyczne nie tylko w przypadku tulei, ale również części korpusowych charakteryzuje się małą sztywnością narzędzia. Czyni to roztaczanie otworów głębokich procesem mało stabilnym dynamicznie. Problem zwiększenia efektywności obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności można rozwiązywać na dwa sposoby, w wyniku: stabilizacji osi części i/lub zwiększenia stabilności dynamicznej narzędzia. Dokładność obróbki otworów głębokich w częściach korpusowych jest określana tylko przez drugi sposób. Dlatego w pracy jest rozpatrywana obróbka tulei cienkościennych posiadających otwory głębokie, jako proces bardziej pracochłonny.

W związku z małą sztywnością takich części należy uwzględniać ich paczenie w wyniku relaksacji naprężeń szczątkowych, kształtujących się w procesie roztaczania. W tradycyjnym podejściu do rozwiązania tego problemu jest stosowana technologia wielozabiegowa, obniżone parametry skrawania oraz duża liczba operacji pośrednich, co nie jest ekonomiczne.

Jednym z aktualnych problemów stojących przed produkcją jest zbadanie wpływu parametrów skrawania na dokładność i jakość obrobionej powierzchni. Aktualnie w sposób niewystarczający są przeanalizowane zagadnienia regulowania charakterystyk dynamicznych procesu skrawania w wyniku zmiany parametrów układu technologicznego.

Najbardziej perspektywicznym kierunkiem intensyfikacji procesów roztaczania jest budowa zautomatyzowanych systemów obrabiarkowych. Jednak kierunek ten związany ze sterowaniem adaptacyjnym obróbką jest trudny do realizacji, ponieważ wymaga zastosowania drogiej aparatury.

Poszukiwanie nowych sposobów i metod obróbki, wykorzystujących zasady samoadaptacji układów technologicznych do zmieniających się warunków obróbki w wyniku ich samoorganizacji na makropoziomie, jest jednym z istotnych

kierunków w technologii maszyn. Należy wskazać nową alternatywę, propozycję dla przemysłu, obróbki powierzchni otworów głębokich o małej sztywności umożliwiającą uzyskanie zadowalających wyników w sposób jednoznaczny.

Spis oznaczeń i skrótów

$ChAF$	– charakterystyka amplitudowo-fazowa
ChA	– charakterystyka amplitudowa
ADW	– amplituda drgań względnych
ξ	– współczynnik skurczu wióra
a_p	– głębokość skrawania
f	– posuw
l	– długość
d	– średnica wewnętrzna
D	– średnica zewnętrzna
M	– moment zginający
ω	– prędkość kątowna
X, Y, Z	– współrzędne
K, j, β	– linearyzowany współczynnik sztywności, podatności i tłumienia
E	– moduł Younga (moduł sprężystości podłużnej)
E_y	– moduł styczny sprężystości podłużnej
G	– moduł sprężystości poprzecznej
I	– moment bezwładności przekroju poprzecznego
σ	– naprężenie
PCP	– podsystem: część – podpora
PNS	– podsystem: narzędzie – suport
OPP	– odkształcenie plastyczne powierzchniowe
σ_{02}	– granica plastyczności
$G(s)$	– transmitancja operatorowa
s	– symbol różniczkowania wynikający z transformacji Laplace'a
Q	– siła
T	– stała czasowa
$OUPN$	– obrabiarka – uchwyt – przyrząd – narzędzie
v_c	– prędkość skrawania
A	– amplituda drgań
f	– częstotliwość (częstość) drgań
e	– mimośród
b	– szerokość warstwy skrawanej
n	– prędkość obrotowa
UT	– układ technologiczny
K	– względna siła skrawania
$k_1, k_2,$	– współczynniki sztywności
β_1, β_1	– współczynniki tłumienia
y	– mimośrodowość naddatku
τ	– opóźnienie
K_r	– współczynnik taryfikacyjny
f_i	– częstotliwość lamelizacji

- H – szerokość lameli fragmentu wióra
- E_t – siła termoelektromotoryczna
- ν – współczynnik Poissona
- Ru – granica wytrzymałości na rozrywanie materiału obrabianego
- ψ – kąt rzutu wynikowego wektora siły skrawania na płaszczyznę ZOX
- μ – współczynnik tarcia
- μ_s – współczynnik tarcia statycznego

1. METODY ZWIĘKSZANIA DOKŁADNOŚCI ROZTACZANIA OTWORÓW GŁĘBOKICH W CZĘŚCIACH O MAŁEJ SZTYWNOŚCI

1.1. Sposoby tradycyjne obróbki otworów w częściach o małej sztywności

W zależności od kształtu oraz wielkości otworów ich obróbka jest wykonywana w różny sposób na różnych obrabiarkach. Są to obrabiarki na których [39, 40, 62, 77, 95, 100,102]:

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

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

W przemyśle maszynowym części osiowo-symetryczne stanowią około 34% ogólnej ilości części, wśród nich do 12% można zaliczyć do wałków o małej sztywności [82, 96, 111, 115, 138, 139, 142].

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

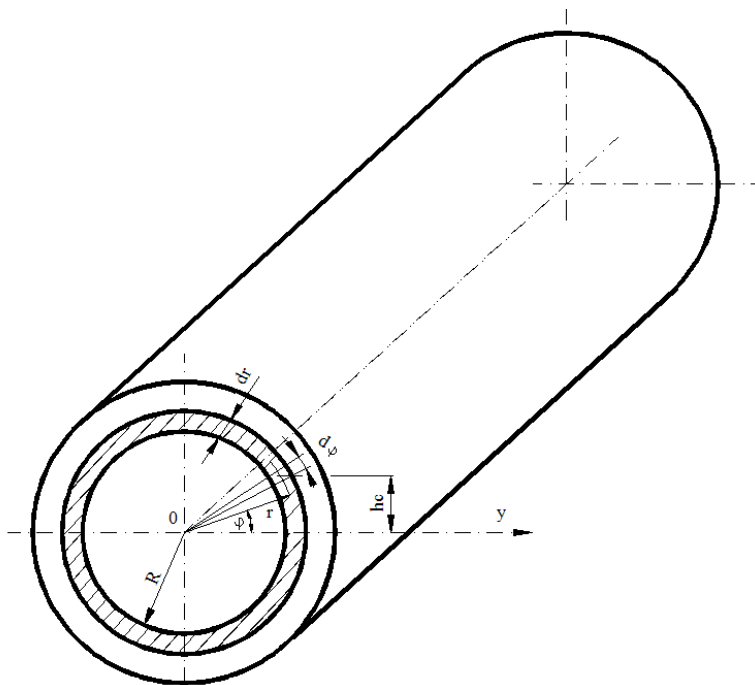
Niektóre części o małej sztywności posiadają dodatkowo otwory głębokie, co komplikuje technologię ich wykonania.

Wskaźnikiem charakteryzującym otwory głębokie w częściach o małej sztywności jest stosunek [40]:

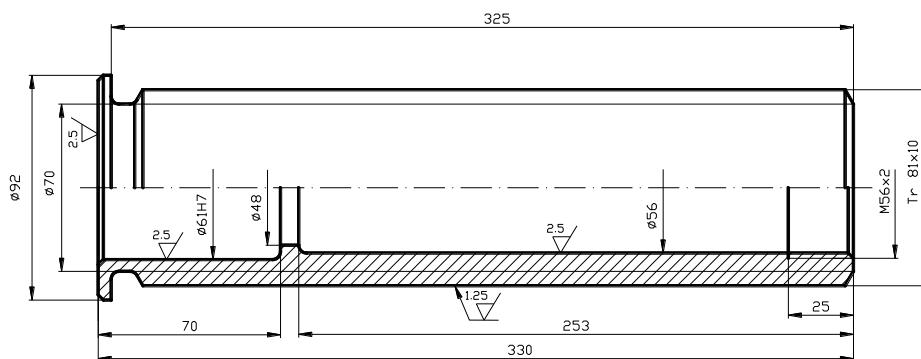
$$\frac{l}{d} \geq 5,$$

gdzie: d – średnica otworu,
 l – długość otworu.

Przykładem części o małej sztywności z otworem głębokim może być tuleja cienkościenna (rys.1.1), która jest stosowana w przemyśle samochodowym jako kadłub cylindra pneumatycznego i hydraulicznego. Inny przykład takiej części to śruba zewnętrzna z wewnętrznym otworem (rys.1.2), stosowana w przemyśle lotniczym, na przykład w konstrukcji podwozia samolotu.



Rys. 1.1. Tuleja cienkościenna



Rys. 1.2. Śruba zewnętrzna z wewnętrznym otworem

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

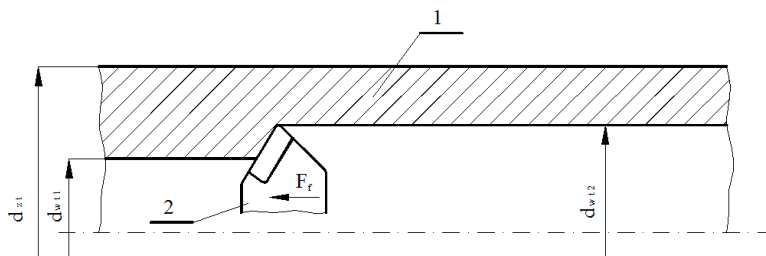
W przypadku, kiedy otwór głęboki w części o małej sztywności jest już wstępnie ukształtowany, na przykład wierceniem, to w celu uzyskania odpowiedniej dokładności i chropowatości jego powierzchni można zastosować roztaczanie.

Roztaczanie, czyli toczenie wewnętrzne wstępnie ukształtowanego otworu, jest stosowane w celu poprawienia parametrów otworu, jego chropowatości i dokładności wykonania [9, 19, 27, 28, 44, 56, 57, 63, 64, 75, 116].

Rozróżnia się:

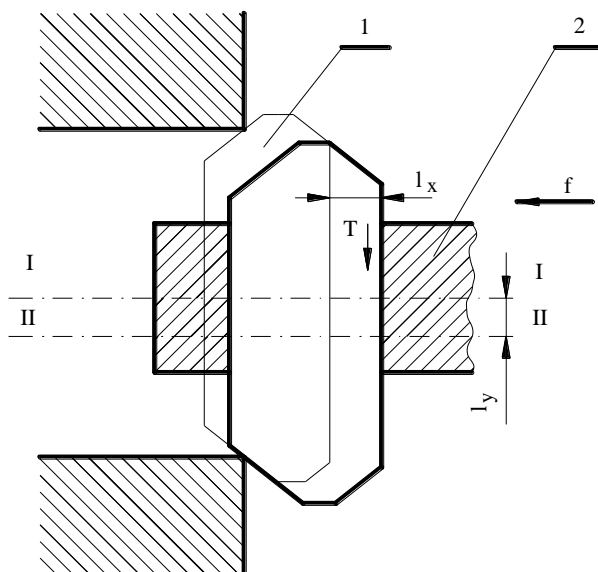
- roztaczanie zgrubne, (umożliwiające uzyskanie dokładności klasy IT12–IT14 oraz chropowatości $Ra = 20 \div 10 \mu\text{m}$),
- roztaczanie kształtujące (IT9–IT11, $Ra = 5 \div 2,5 \mu\text{m}$),
- roztaczanie wykańczające (IT6–IT8, $Ra = 1,25 \div 0,32 \mu\text{m}$).

Ogólny schemat roztaczania otworów (na przykładzie obróbki tulei cylindrycznej) jest przedstawiony na rysunku 1.3.



Rys. 1.3. Schemat obróbki tulei cylindrycznej: 1 – obrabiana tuleja, 2 – nóż roztaczający, d_{zt} – średnica zewnętrzna tulei, F_f – posuwowa siła roztaczania, d_{wt1} – średnica wewnętrzna tulei przed roztaczaniem, d_{wt2} – średnica wewnętrzna tulei po roztaczaniu

Jednym z częstych błędów obróbkowych spowodowanych drganiami, naprężeniami temperaturowymi czy zużyciem narzędzia jest nie pokrywanie się osi trzpienia 2, narzędzia 1, z osią przedmiotu obrabianego – rys. 1.4 [48, 61, 80, 94, 118, 120, 137]. Powstaje wówczas graniastość powierzchni. Uzyskanie dokładnego położenia (pokrywania się) tych osi w istotny sposób wpływa na dokładność obróbki powierzchni.



Rys. 1.4. Schemat procesu roztaczania [48]: 1 – narzędzie, 2 – trzpień, I – oś trzpienia, II – oś narzędzia, l_x – przesunięcie po x , l_y – przesunięcie po y , f – posuw

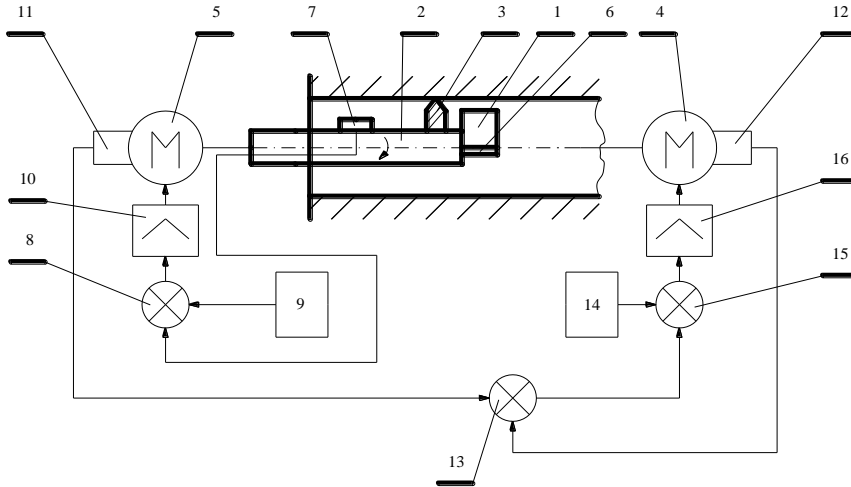
W literaturze szeroko są naświetlone zagadnienia obróbki otworów w częściach o małej sztywności, w tym przez roztaczanie [1, 4, 5, 6, 7, 14, 34, 35, 112, 114, 115, 117, 122, 126, 127, 128, 131, 132, 134, 123, 136, 139, 140].

Roztaczanie otworów głębokich jest pracochłonną technologią. Ogólny schemat roztaczania przedstawiono na rys.1.5.

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

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

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



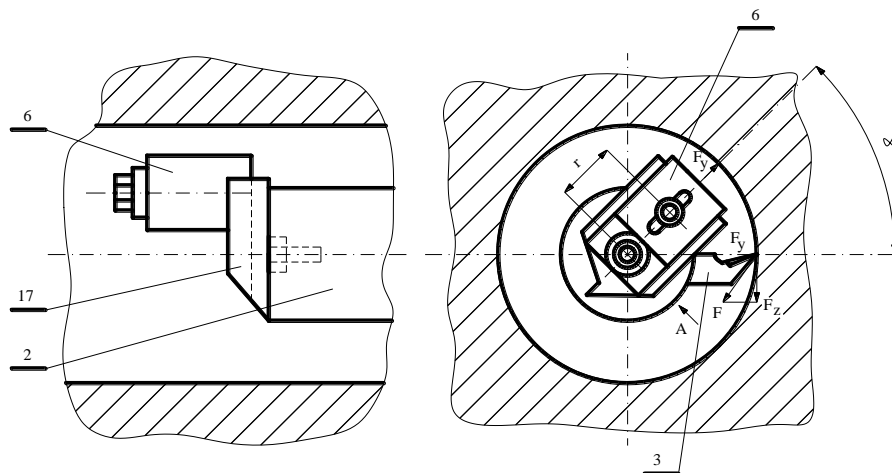
Rys. 1.5. Schemat procesu roztaczania [98]: 1 – masa równoważąca układ, 2 – wytaczadło, 3 – nóż, 4 – silnik, 5 – silnik, 6 – masa kontruująca, 7 – czujnik, 8 – urządzenie porównujące, 9– urządzenie zadające, 10 – urządzenie sterujące, 11 – czujnik, 12 – czujnik, 13 – urządzenie sumujące, 14 – urządzenie zadające, 15 – urządzenie porównujące, 16 – urządzenie sterujące

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

W procesie obróbki w wyniku działania siły F wytaczadło ulega odkształceniu (rys. 1.6). W celu kompensacji obciążenia technologicznego i odkształcenia wytaczadła pod kątem α jest umieszczona masa 6. Przy obrocie wytaczadła 2 siła odśrodkowa F_y od masy 6, częściowo kompensuje odkształcenia wytaczadła od siły F .

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

Przy zmianie oddziaływań zewnętrznych (naddatku, właściwości mechanicznych obrabianego materiału, zużycia noża) system automatycznej regulacji umożliwia uzyskanie stałego odkształcenia wytaczadła w wyniku zmiany częstości jego obrotu. Jednocześnie również automatycznie zmianie ulega częstość obrotu części [98].



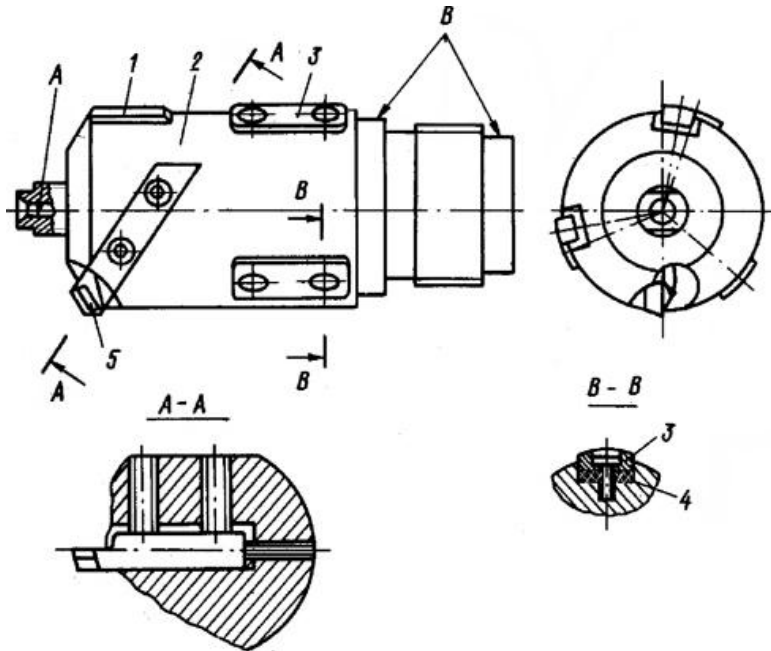
Rys. 1.6. Przekrój przedmiotu podczas procesu roztaczania [98]:
 2 – wytaczadło, 3 – nóż, 6 – masa, 17 – sanki

Narzędzia i głowice do obróbki

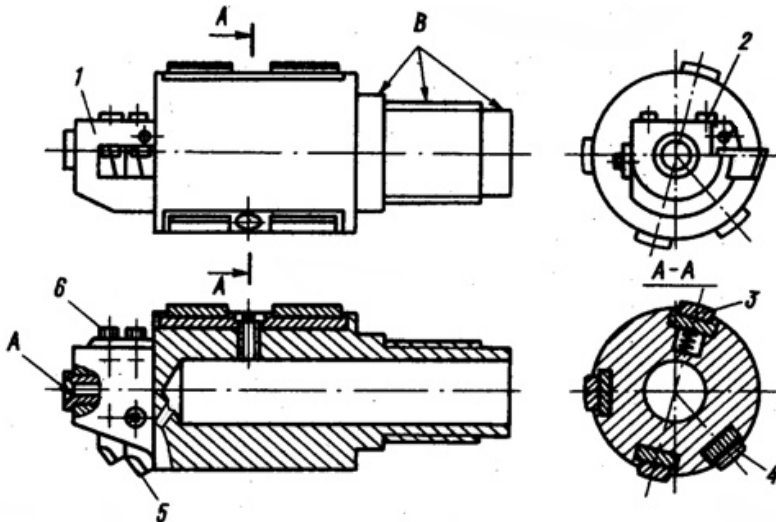
Do obróbki otworów głębokich są również stosowane głowice do roztaczania. Rozmieszczenie i ilość noży zamontowanych w głowicy może być różna. Głowice również mogą się różnić budową [98], co zostało zilustrowane na rysunku 1.7. W głowicy 2 (rys. 1.7a) jest umieszczony wymienny nóż 5 z przylutowanymi płytkami. Nóż jest mocowany w korpusie głowicy i ustawiony na odpowiednią średnicę za pomocą śruby. Głowica posiada dwa elementy prowadzące. Pierwszy element jest wykonany w postaci dwóch sztywnych, wymiennych, nieruchomych płytek 1. Drugi element prowadzący jest wykonany w postaci trzech parzystych przewodnic 3, pod które w rowku głowicy, w celu zwiększenia właściwości sprężystych, są umieszczone płytki 4 z poliuretanu.

Głowicę dwunożową z elementami skrawającymi w postaci wymiennych noży pryzmatycznych 5, z przylutowanymi płytkami z węglika spiekane umieszczonymi w rowkach korpusu 1 głowicy, przedstawiono na rys. 1.7b. Ustawienie noża na średnicę jest wykonywane za pomocą śrub 6, a jego mocowanie śrubami 2. Elementy prowadzące są wykonane jako trzy sztywne nieruchome prowadnice 4 i jedna niezależna o ograniczonym przemieszczeniu 3 [98].

a)

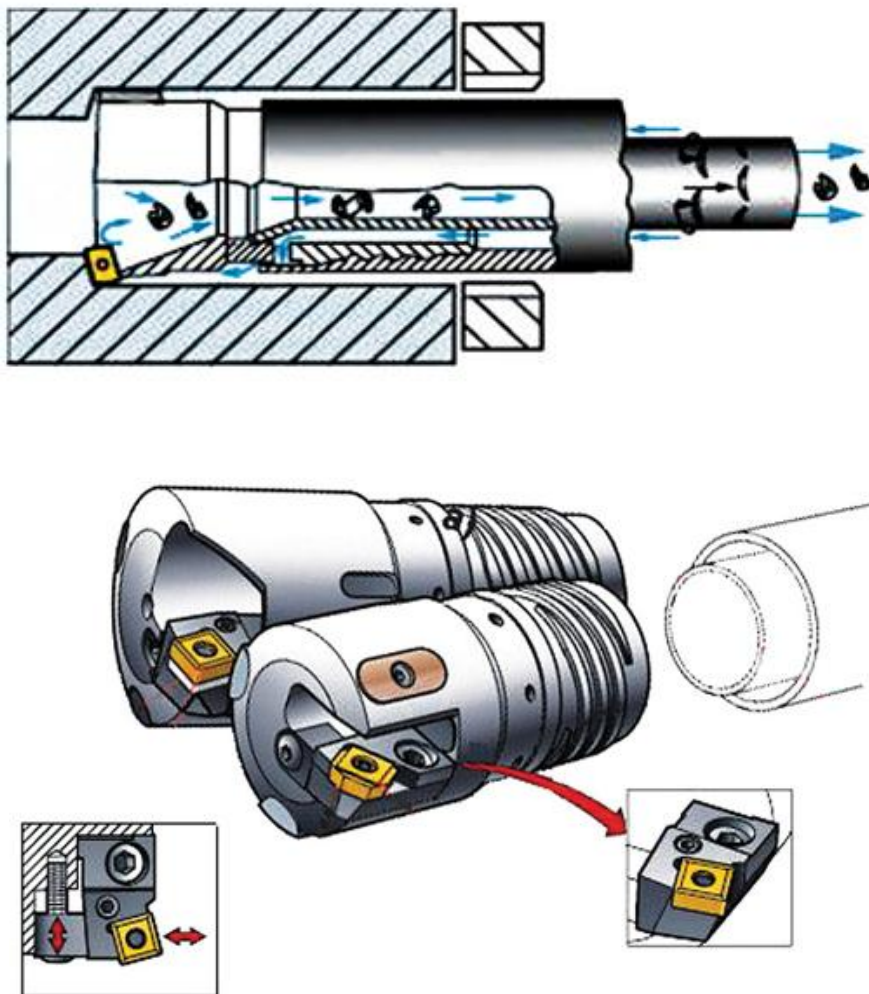


b)

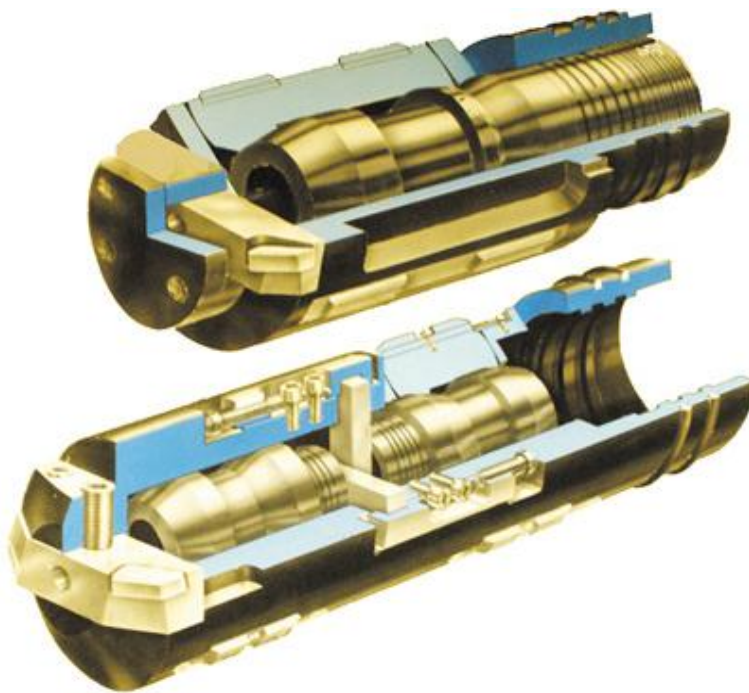


Rys. 1.7. Głowice z nożami do roztaczania [98]: 1 – rowki korpusu, 2 – głowica, 3 – prowadnice, 4 – prowadnice, 5 – noże pryzmatyczne, 6 – śruby

Przykładowe schematy procesu roztaczania są przedstawione na rys. 1.8, a przekrój głowicy na rys. 1.9.

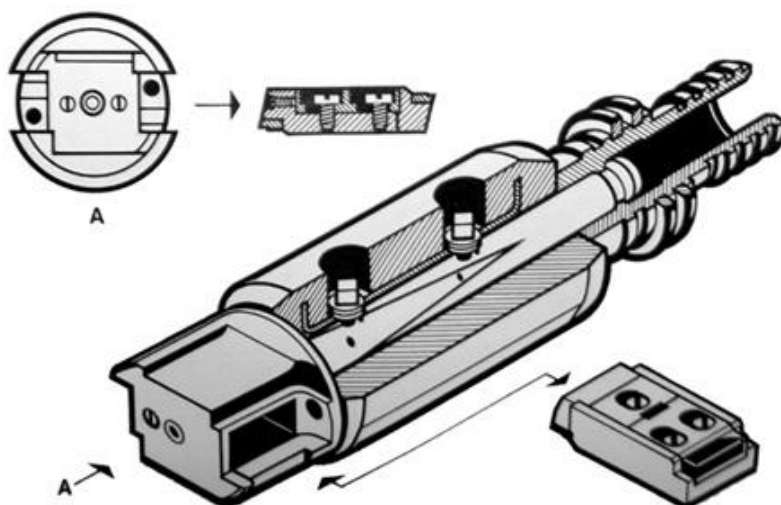


Rys. 1.8. Schemat głowicy do roztaczania z pojedynczym nożem [137]



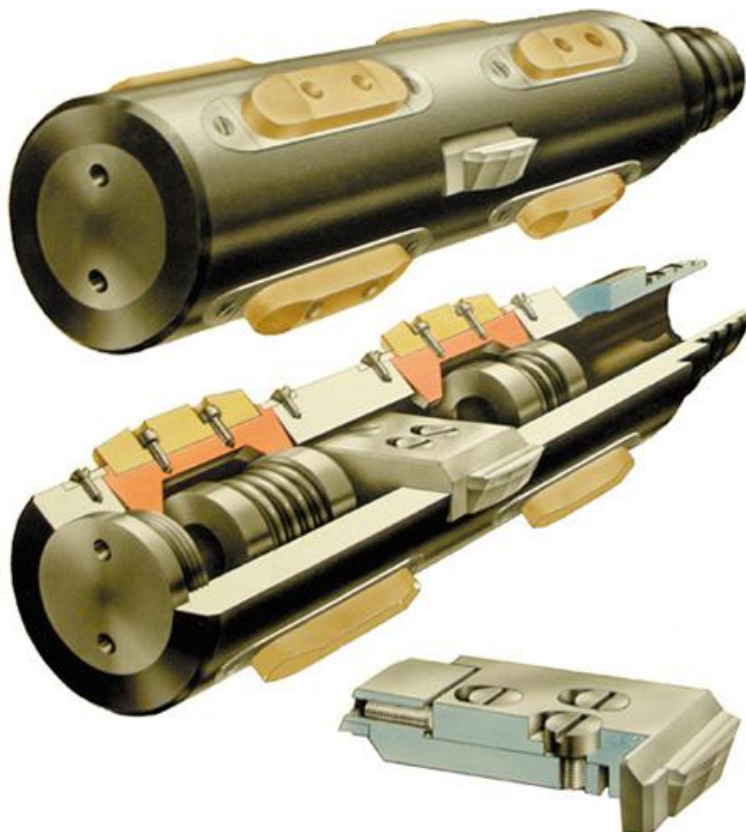
Rys. 1.9. Przekrój głowicy do roztaczania [137]

Ogólny widok głowicy do roztaczania pokazano na rys 1.10.



Rys. 1.10. Ogólny widok głowicy do roztaczania z dwoma nożami [137]

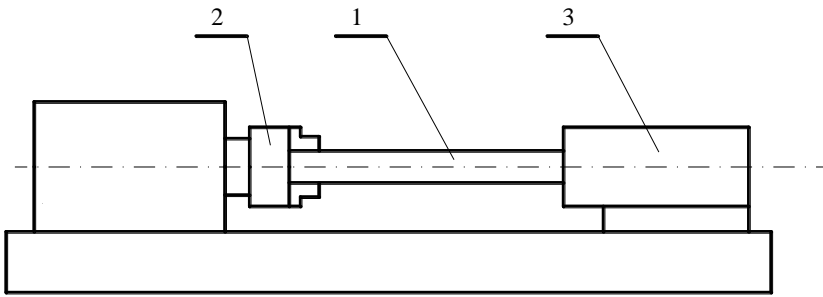
Noże w głowicy do roztaczania mogą być również zamontowane w taki sposób jak przedstawiono na rys. 1.11.



Rys. 1.11. Ogólny widok głowicy do roztaczania [137]

Metody obróbki, mocowanie części

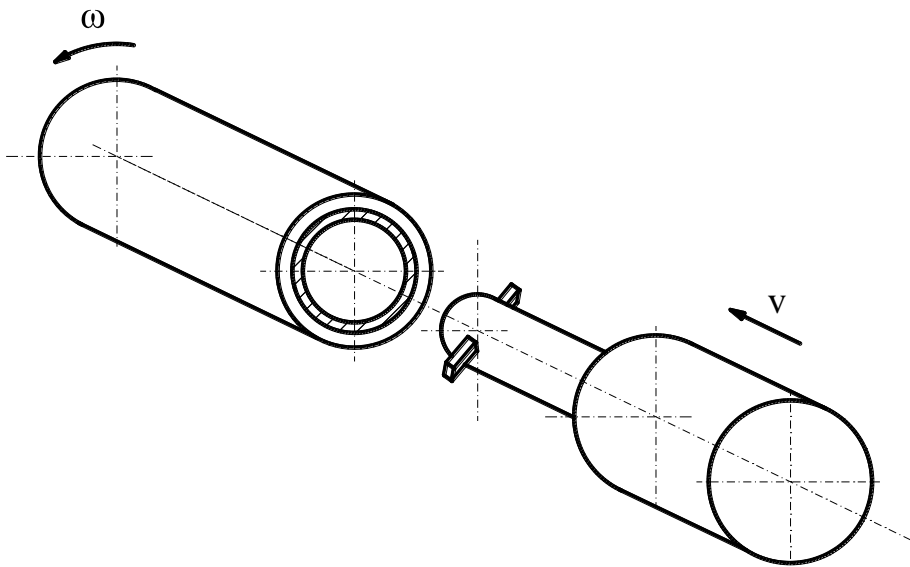
W celu minimalizacji odkształcenia sprężysto-plastycznego prowadzącego do znacznego błędu obróbki i zmniejszenia trwałości narzędzia należy zwiększyć sztywność obrabianej części [10, 15, 33, 34, 37, 38, 93, 96, 101, 109, 115, 124, 129, 133, 141]. Można to uzyskać w wyniku ustawienia części o małej sztywności przy obróbce otworu głębokiego we wrzecionie i koniku tokarki z zamocowaniem jednego końca półfabrykatu w uchwycie i podparciem drugiego końca w zasysaczu oleju, co pokazano na rysunku 1.12 [38].



Rys. 1.12. Schemat zamocowania części o małej sztywności: 1 – część obrabiana, 2 – uchwyt tokarki, 3 – konik tokarki [38]

Półfabrykat można zamocować na bazowych powierzchniach technologicznych w postaci stożkowych fazek zewnętrznych z przekazywaniem obrotów przez uchwyt z samonastawnymi szczękami [41, 97, 107, 125, 133]. Przy tym ma miejsce ugięcie poprzeczne części o małej sztywności w wyniku działania sił osiowych i ściskających oraz deformacja kształtu, pogłębiająca się w wyniku odkształceń temperaturowych w trakcie obróbki, których nie można skompensować przy danym sposobie zamocowania [8, 11, 12, 87, 89]. Zastosowanie dodatkowych podtrzymek powoduje powstanie nieokreśloności bazowania. W tym przypadku przy wzbudzeniu porzecznych drgań wymuszonych linia sprężysta półfabrykatu będzie zmieniać swój kształt w trakcie jego obrotu. Spowodowane jest to zniekształceniem powstającym przy zamocowaniu, wynikającym z błędów ustawienia elementów bazujących i mocujących względem osi teoretycznej układu technologicznego, przechodzącej przez centralne osie przekrojów poprzecznych we wrzecionie prowadnicy tulei zasysacza oleju. Nie jest przy tym uwzględniana zwiększona energia kinetyczna nie zamocowanej, obracającej się części powodująca obniżenie odporności na drgania układu technologicznego.

Różne warianty obróbki mechanicznej części o małej sztywności są przedstawione w pracach [10, 87, 88], na przykład: po częściowym przetoczeniu koniec części jest umieszczany w wydrążonym wrzecionie lub obróbka jest realizowana przy zastosowaniu kła wewnętrznego. Zaproponowano również schemat obróbki otworów głębokich w częściach osiowosymetrycznych o małej sztywności narzędziem nieobrcającym się. Taki schemat może być zastosowany na tokarkach (bez wrzeciona narzędziowego pod wytaczadło). Sprzyjającymi warunkami do powstania graniastości powierzchni obrobionego otworu jest zastosowanie narzędzia obrotowego. Przykład takiej obróbki jest przedstawiony na rysunku 1.13. Jest to mechaniczny model dwumasowy układu OUPN przy roztaczaniu. Narzędzie wykonuje ruch posuwowy, zaś przedmiot obrabiany ruch obrotowy.



Rys. 1.13. Schemat obróbki głębokich otworów [10]

Niewyważenie obracającego się półfabrykatu można zmniejszyć poprzez zastosowanie podtrzymek traktowanych jako podpory kuliste, znacznie zwiększających sztywność układu technologicznego [82, 115, 133, 136]. Najczęściej stosuje się kilka podtrzymek, rozmieszczonych wzdłuż osi części w odstępach uwarunkowanych długością i średnicą części. W przypadku części o małej sztywności o średnicy mniejszej niż 30–40 mm szczególnie jest istotna prędkość obrotowa, ponieważ podczas obrotów są wzbudzane intensywne drgania zginające o częstości krotnej do częstości obrotów części. W tym przypadku znajdują zastosowanie ruchome podtrzymki do ustalenia obrabianego przekroju. Nie zamocowana część półfabrykatu jest przy tym dynamicznie niezrównoważona – zmienia się kształt drgań osi części przy przemieszczaniu ruchomej podtrzymki, co powoduje zmniejszenie odporności na drgania układu technologicznego. Podstawową wadą podtrzymek tradycyjnych jest niemożliwość obróbki powierzchni zewnętrznej pod podtrzymkami, konieczność tworzenia dodatkowej bazy technologicznej i pomiarowej w postaci bazowych szyjek oraz kontrolnych odcinków o wysokiej dokładności, uzyskiwanej przy niskich parametrach obróbki. W produkcji wielkoseryjnej, w celu uzyskania pokrycia się osi półfabrykatu z osią teoretyczną układu technologicznego, podtrzymki są regulowane według średnicy szyjek. Jedną z perspektywicznych metod zmniejszenia odkształceń układu technologicznego jest osiowe rozciąganie półfabrykatu [112, 114, 115, 132, 133, 135]. Kompensowane są odkształcenia cieplne, które przy sztywnym zamocowaniu końców półfabrykatu prowadzą do jego paczenia i zmiany kształtu geometrycznego.

Jednak w tym przypadku są niezbędne dodatkowe napędy, przy czym do zmniejszenia odkształceń sprężystych od sił skrawania i niewyważenia dynamicznego półfabrykatu, siła rozciągająca powinna dążyć do nieskończoności, a wiadomo, 92]. Również siła zacisku tulei cienkościennych nie może być dowolnie duża, ponieważ przy zamocowaniu, odkształcenia sprężyste w przekroju poprzecznym są przenoszone na obrobioną powierzchnię wewnętrzną. Metoda rozciągania osiowego jest najbardziej efektywna w przypadku części o średnicy mniejszej niż 15 [mm].

Do stabilizacji osi półfabrykatów, zwiększenia sztywności ścianek części, a więc zwiększenia dokładności i wydajności obróbki znalazły zastosowanie mechanizmy wykonawcze – napędy, co umożliwia uzyskanie przy skrawaniu powierzchni o jednakowej sztywności [31, 115, 133]. Takie serwonapędy mogą pracować samodzielnie lub też być wyposażone w układ sterowania automatycznego. W jednym przypadku zastosowano wydrążony cylinder elastyczny, obejmujący obrabianą część, o zamkniętej objętości, która jest wypełniana olejem pod ciśnieniem. Zmiana zamkniętej objętości cylindra prowadzi do zamykania siłowego układu: część – korpus przyrządu i możliwości przekazywania momentu skręcającego od wrzeciona do części. Takie zamykanie siłowe umożliwia uzyskanie jednakowej sztywności części obrabianej zarówno po jej średnicy jak i długości [16, 17, 33, 34, 91, 99, 115].

Mechanizm wykonawczy do zwiększenia charakterystyk tłumiących części może być wykonany w postaci ślimaka drążonego. Do rozszerzenia możliwości technologicznych mechanizmu wykonawczego do obróbki cienkościennych części o złożonym profilu zastosowano napęd, pracujący w oparciu o zasadę zmiany gęstości cieczy ferromagnetycznej w wyniku nałożenia zewnętrznego pola elektromagnetycznego. Przy zmianie natężenia pola elektromagnetycznego zwiększeniu ulega sztywność objętościowa cieczy ferromagnetycznej oraz jej lepkość [13, 26, 133]. Zamykanie siłowe jest realizowane po całej wolnej powierzchni części, powoduje to zwiększenie jej wytrzymałości [21, 29, 42, 86]. Poprzez odejście od drgań rezonansowych zwiększeniu ulega odporność wibracyjna układu obrabiarka – uchwyt – narzędzie – półfabrykat. Przy obróbce otworów w długich częściach wszystkie takie napędy wykonawcze są mało efektywne.

Jednym z perspektywicznych kierunków zwiększenia efektywności obróbki mechanicznej otworów głębokich jest zastosowanie układu sterowania automatycznego. Umożliwiają one kompensację zmiennych oddziaływań zakłócających przy obróbce otworów (działanie odkształceń temperaturowych, sprężystych, zużycie narzędzia, nierównomierność naddatku i różna twardość materiału półfabrykatu), prowadzących do błędów obróbki [45, 50, 58, 65, 68, 84, 106, 115, 133]. Przy tradycyjnym projektowaniu technologicznym te oddziaływania są uwzględniane według uśrednionych danych empirycznych.

Uzyskanie części o określonej dokładności wymaga dodatkowych metod oraz środków oddziaływania na warunki przebiegu rzeczywistych procesów technologicznych. Najbardziej rozpowszechnione są ultradźwiękowe metody obróbki, ukierunkowane na zmniejszenie sił skrawania, zwiększenie jakości obróbki i trwałości narzędzia, zmniejszenie głębokości warstwy odkształconej. Podstawowymi wadami znanych metod obróbki ultradźwiękowej są: zależność efektywności obróbki od amplitudy, częstotliwości i rodzaju drgań, których wartość należy zmieniać w zależności od zmiany właściwości fizyko-mechanicznych obrabianego materiału i materiału narzędzia; parametrów obróbki: częstości obrotowej, posuwu i głębokości skrawania. Wady te ograniczają zakres zastosowania tej metody w przemyśle maszynowym [16, 30, 34, 106].

Znane są również metody skrawania wibracyjnego wykorzystujące energię procesu skrawania, głównie w celu rozdrabniania wiórów. Znajdują tutaj zastosowanie drgania samowzbudne, uwarunkowane procesem skrawania [46, 103, 116].

Realizowane jest to na dwa sposoby:

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

Do obróbki otworów są stosowane układy drgań samowzbudnych do wiercenia. W podukładzie narzędzia są wzbudzane i podtrzymywane drgania wzdłużne i skrętne. Parametry drgań są następujące: amplituda 0,1–1,5 [mm], częstotliwość 20–100 [Hz]. Przy takich charakterystykach drgań nie jest możliwe uzyskanie wysokiej dokładności i jakości obróbki. Dlatego też, te urządzenia są stosowane na operacjach zgrubnych do rozdrabniania wiórów. Nie nadają się natomiast do roztaczania otworów głębokich z powodu niemożliwości uzyskania promieniowej sztywności narzędzia, gdyż wytaczałoby o takiej konstrukcji, aby było możliwe uzyskanie drgań skrętnych i wzdłużnych, powinno być posadowione w podporach z luzem [34, 46, 66, 67].

Sposoby obróbki otworów głębokich nie są w wystarczający sposób przedstawione w literaturze, a zwłaszcza takie metody obróbki jak: skrawanie rotacyjne i prędkościowe [54, 105, 110, 131]. Zastosowanie ich umożliwia zmniejszenie siły i temperatury skrawania, uzyskanie mniejszej głębokości warstwy zgniecionej i mniejszej chropowatości przy dużej wydajności (musi być spełniony warunek stabilizacji osi i kształtu poprzecznego części). Specyfika układu technologicznego jest związana ze sztywnością podukładu część – podpora (PCP) i podukładu narzędzie – suport (PNS), co warunkuje zastosowanie tych metod do roztaczania otworów głębokich.

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

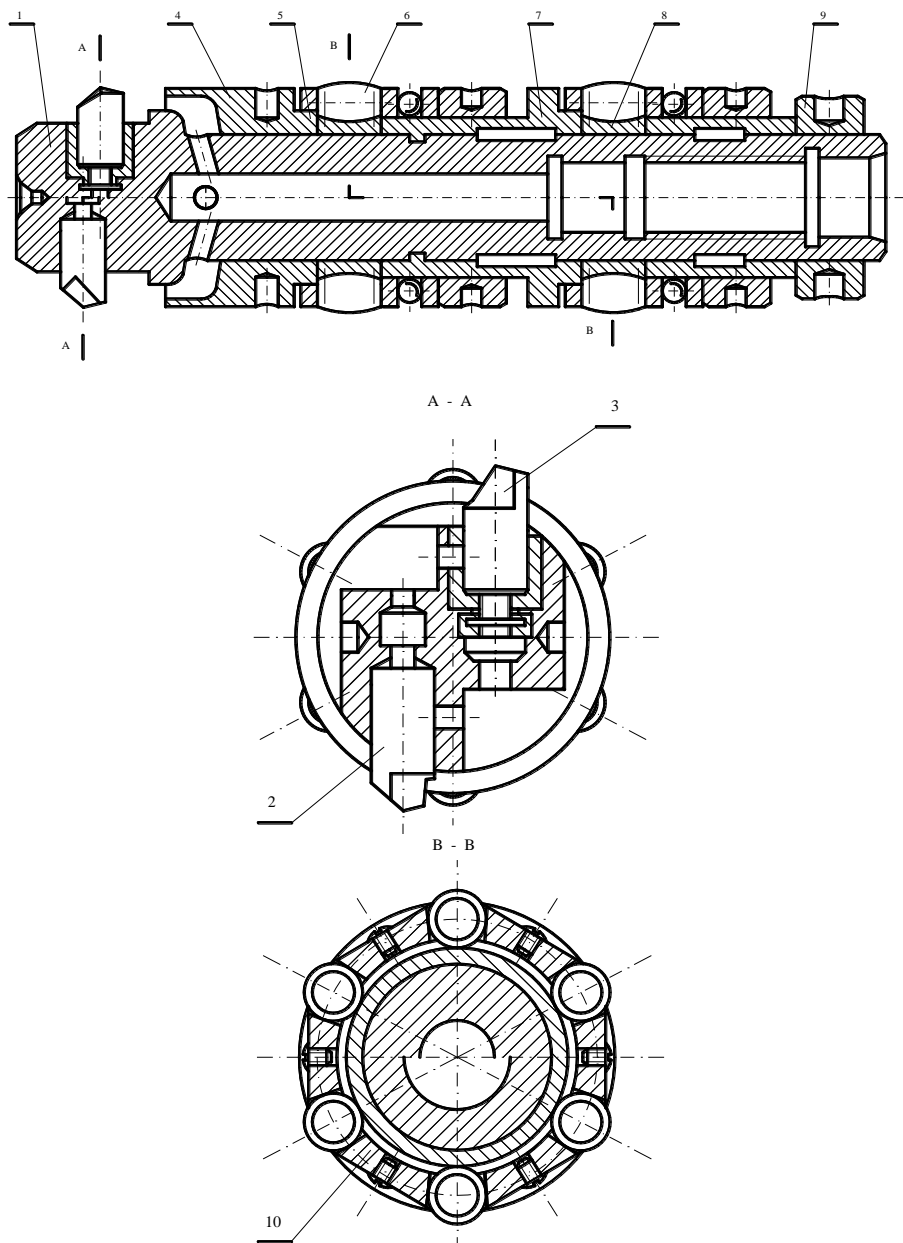
Stosowane są dwa typy głowic do roztaczania: z podziałem grubości warstwy skrawanej i podziałem szerokości warstwy skrawanej. Lepsze z punktu widzenia uzyskania dokładności otworu jest narzędzie drugiego typu. Głowica roztaczająco-nagniatająca została przedstawiona w pracy [55] (rys. 1.14). Wprowadza się ją do otworu obracającej się tulei na drażonym trzpieniu, przez który doprowadza się ciecz chłodząco-smarującą. Głowica ma w części skrawającej dwa noże. W części nagniatającej są umieszczone rolki nagniatające (do 6-ciu sztuk w zależności od średnicy). Jest ona przeznaczona do obróbki głębokich otworów $\varnothing 100H8$ w tulejach cylindrycznych. Zastosowanie głowicy z dwoma nożami jest korzystne ze względu na rozkład sił skrawania i wymaganą dokładność kształtu obrobionego otworu ($IT7\div IT8$). Widok głowicy w pozycji roboczej z fragmentem tulei ze strefy obróbki jest przedstawiony na rys. 1.15.

Stabilizacja osi narzędzia

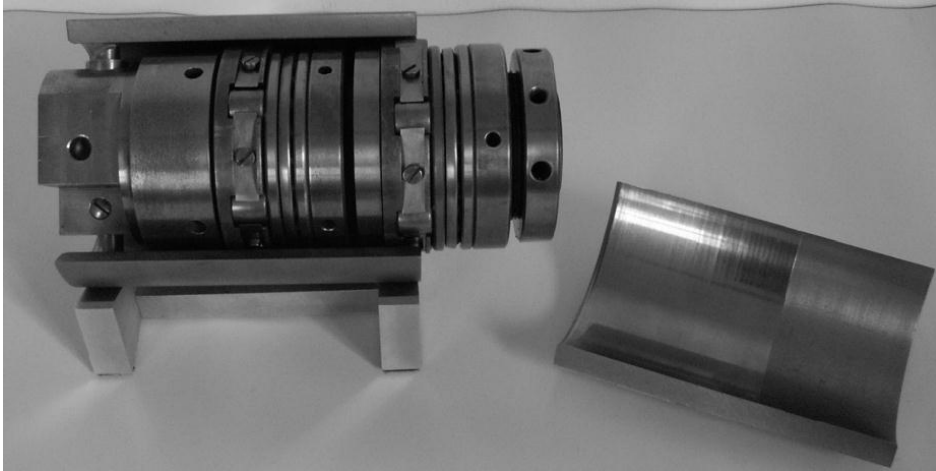
Stabilizacja osi narzędzia przy roztaczaniu (rys. 1.16) w obrobionym otworze jest uzyskiwana pod warunkiem przechodzenia wektora siły skrawania między prowadnicami oporową i kalibrującą. Obróbka przy tym jest prowadzona przy dużej prędkości i małym posuwie, co również sprzyja zmniejszeniu drgań. Bardziej wydajna jest głowica do roztaczania z podziałem grubości warstwy skrawanej. Należy jednak mieć na uwadze, że nierównomierne zużycie noży i błędy ich ustawienia prowadzą do powstania niezrównoważonej siły promieniowej powodującej zejście narzędzia z osi i drgania [81, 142].

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

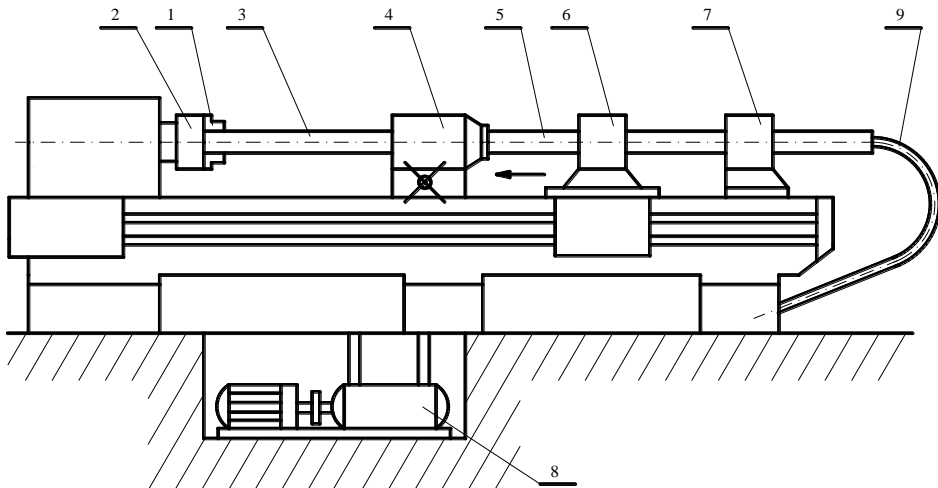
W pracy [55] jest rozpatrywany układ dynamiczny obrabiarki łącznie z oddziaływaniem sprężystego układu OUPN i procesów towarzyszących procesowi skrawania (rys. 1.16).



Rys. 1.14. Konstrukcja dwurzędowej głowicy ($\varnothing 100$ [mm]) roztaczająco-nagniatącej z mikroregulacją wymiaru i wewnętrznym przepływem cieczy chłodzącej: 1 – korpus, 2 – nóż zdierak, 3 – nóż wykańczak z mikroregulacją, 4 – nakrętka ustawcza, 5 – kształtowa bieżnia, 6 – rolka barylkowa, 7 – tuleja dystansowa, 8 – bieżnia, 9 – nakrętka blokująca, 10 – koszyczek rolek



Rys. 1.15. Widok głowicy w pozycji roboczej wraz z fragmentem tulei cylindra ze strefy obróbki



Rys. 1.16. Układ dynamiczny obrabiarki z oddziaływaniem układu OUPN. Stanowisko do obróbki tulei cylindrowych głowicą roztaczająco-nagniatającą na tokarce uniwersalnej [55]: 1 – uchwyt z zabierakiem centrującym, 2 – osłona, 3 – obrabiany cylinder, 4 – zespół mocująco prowadzący, 5 – trzpień drążony, 6 – uchwyt trzpienia na suporcie, 7 – podtrzymka, 8 – pompa chłodziwa, 9 – przewód elastyczny

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

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

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

Drgania samowzbudne

W związku z podobnym oddziaływaniem drgań samowzbudnych przedstawiono podstawowe hipotezy wyjaśniające przyczyny ich powstania.

Według hipotezy przedstawionej w pracy [31] drgania samowzbudne są spowodowane opadającą charakterystyką siły tarcia między powierzchnią natarcia i wiórem oraz powierzchnią przyłożenia noża i powierzchnią obrobioną w zależności od prędkości skrawania jak również z powodu zmiany kątów roboczych w procesie drgań narzędzia oraz zmiennego przekroju warstwy skrawanej (obróbka „po śladzie”). Drgania samowzbudne w układzie OUPN są uwarunkowane nieliniową zależnością siły skrawania od prędkości. Zmienna wartość siły skrawania jest wynikiem okresowego współdziałania noża z umocnionymi i nieumocnionymi warstwami obrabianego materiału.

Według [98] przyczyną drgań samowzbudnych jest opóźnienie sił skrawania i sił tarcia przyłożonych do powierzchni natarcia noża. Strefa skrawania jest rozpatrywana jako zamknięty układ samowzbudny, w którym siła tarcia przy skrawaniu różni się w fazie od siły tnącej. Przy powstawaniu wióra w wyniku plastyczności materiału, zmiany nie mogą rozprzestrzenić się momentalnie w odkształcanej strefie i ulegają opóźnieniu w strefie zmiany pola napięć. Powoduje to przesunięcie faz między siłami drgającymi i przemieszczeniami narzędzia.

Drgania samowzbudne są uwzględniane w przypadku nieliniowego modelu dynamicznego przy skrawaniu niestabilnym z narostem. W wyniku dużej złożoności drgań samowzbudnych nie ma jednej teorii tego procesu. Powstanie i podtrzymywanie drgań samowzbudnych jest wynikiem jednoczesnego oddziaływania kilku czynników. Przy tym, zachowanie materiału przy oddziaływaniu impulsowym wyraźnie różni się od jego zachowania w warunkach zwykłych, to znaczy, w istotny sposób zmieniają się jego właściwości plastyczne – warunek przejścia od zniszczenia plastycznego do rozdzielenia kruchego.

Impulsowy charakter procesów tarcia oraz wielokrotne obciążenie prowadzi do zniszczenia zmęczeniowego powierzchni noża, przy tym wydziela się znaczna ilość ciepła. Przy tarcii, jako procesie przebiegającym szybko, poszczególne mikronierówności przy wzajemnym zderzeniu otrzymują impulsy ciepłe. Momentalne nagrzewanie się mikrowystępów do wysokich temperatur powoduje powstawanie mikropęknięć i prowadzi do pełnego zniszczenia. Nastęstwo pików temperaturowych i ochładzania powoduje obniżenie punktów krytycznych przekształceń strukturalnych i fazowych (zmęczenie ciepłe).

Drgania wymuszone

Przy drugim rodzaju drgań – wymuszonych, ich amplituda może osiągać zbyt duże wartości przy zbliżonej częstotliwości własnej drgań elementu układu OUPN i działającej na niego sile okresowej. W metodzie tradycyjnej zmniejszenia drgań początkowo są wykonywane obliczenia dynamiczne układu OUPN z uwzględnieniem procesu skrawania. Obliczenia drgań wymuszonych zespołów obrabiarki sprowadzają się do określenia stref rezonansowych. Odejście od strefy rezonansowej jest realizowane sposobami konstrukcyjnymi i technologicznymi.

Do zmniejszenia poziomu drgań są stosowane różnego rodzaju tłumiki: mechaniczne, hydrauliczne oraz tarcia wewnętrzne. Urządzenia te charakteryzujące się określonymi parametrami umożliwiają obniżenie poziomu drgań w sposób pasywny. Częstotliwościowe spektrum drgań, amplituda oraz prędkość ruchu względnego narzędzia i części określają stopień i charakter odchylenia kształtu powierzchni, a także trwałość narzędzia.

Przeprowadzane badania pokazały, że podstawowymi parametrami technologicznymi narzędzia określającymi amplitudę drgań przy skrawaniu są: sztywność wytaczadła, kąt przystawienia oraz zużycie noży [15, 115, 125, 133].

Badania wpływu parametrów skrawania na intensywność drgań pokazały, że najważniejsze jest stosowanie dużych prędkości i małych posuwów [15, 125]. Do parametrów konstrukcyjnych sprzyjających tłumieniu drgań odnosi się: zastosowanie na wytaczadła stali o dobrych właściwościach tłumiących; zastosowanie specjalnych tłumików drgań dwóch rodzajów z rozpraszaniem energii drgań drogą tarcia zewnętrznego lub wewnętrznego.

Układy sterowania obróbką

Jedną z nowoczesnych dróg zwiększenia dokładności jest zastosowanie układów sterowania automatycznego. Przy tym są kompensowane zmienne zakłócenia, których nie można uwzględnić przy wstępnym nastawianiu układu technologicznego.

Najprostszymi układami sterowania są układy sterowania przemieszczeniami sprężystymi podukładów obrabiarki. Istota metody polega na regulowaniu odległości między krawędzią skrawającą narzędzia i bazą obrabiarki, określającą położenie części obrabianej. W celu zmniejszenia błędu obróbki suport z narzędziem jest przemieszczany w kierunku promieniowym o wielkość poprawki. Wadą tego sposobu jest złożoność realizacji małych przemieszczeń. Skok, uzyskiwany w wyniku zmiany współczynnika tarcia przy przejściu od spoczynku do ruchu jest mierzalny z wielkością poprawki.

Przy sterowaniu nastawieniem dynamicznym jest przeprowadzana regulacja sztywności jednego z elementów układu OUPN lub regulacja siły skrawania. Ponieważ siła skrawania zależy od wielu zmiennych, wektor siły można zmieniać poprzez dowolny z jego argumentów. Pierwszy sposób obróbki (sterowanie nastawieniem statycznym) nie może być zastosowany przy obróbce otworów głębokich, ponieważ przy małej sztywności narzędzia należy zagwarantować jego zamykanie siłowe na obrabianym otworze. Jest to realizowane przy pomocy prowadnic. Średnica wytaczadła jest określana nastawianym wymiarem prowadnic i średnicą obrabianego otworu. Dokładnością i jakością obróbki można sterować drugim sposobem (sterowanie nastawieniem dynamicznym). Ze wszystkich parametrów regulacyjnych najodpowiedniejsze jest sterowanie posuwem i prędkością skrawania.

Zastosowanie systemów automatycznego sterowania przy obróbce otworów głębokich jest utrudnione z powodu złożoności uzyskania informacji o przebiegu procesu skrawania w związku z trudnym dostępem do strefy skrawania. Przy roztaczaniu wytaczadłami jednołożowymi bez ich bazowania po otworze do kontroli położenia wierzchołka noża są stosowane czujniki indukcyjne umieszczone wewnątrz wytaczadła oraz linka naciągowa przemieszczająca twornik elektromagnesu przy odkształceniu oprawki [125, 132]. Przy zastosowaniu wytaczadeł wielonożowych z określoną bazowaniem, perspektywiczny jest sposób otrzymywania informacji o amplitudzie i częstotliwości drgań względnych według zmiennej składowej siły elektromotorycznej. Korelacja wzajemna zmiennej składowej promieniowej siły skrawania i siły elektromotorycznej przy skrawaniu bez cieczy smarująco-chłodzącej dochodzi do 0,76 [73, 76, 121].

Stosowane, do stabilizacji osi narzędzia w obrabianym otworze, prowadnice mogą być dwóch rodzajów: ustawiane z luzem lub z naciągiem. Prowadnice sztywne lub sprężyste z naciągiem mają istotną wadę. Przy określonym napięciu prowadnic występuje przerywany posuw narzędzia z powodu tarcia prowadnic o ścianki otworu. Do podwyższenia dokładności obróbki należy wybierać naciąg przeciwdziałający przemieszczeniu osi oprawki. W wyniku zużycia noży i powstawania z tego powodu stożkowatości obrobionego otworu, ma miejsce zaklinowywanie narzędzia przez prowadnice w obrobionym otworze. Do usunięcia tej wady należy zastosować prowadnice regulowane lub kompensację zużycia noży. Prowadnice narzędzi do obróbki otworów głębokich mogą być

następujących rodzajów (oprócz standardowych wstawek z węglików spiekanych): podpory toczne regulowane hydraulicznie w kierunku promieniowym i na sztywno powiązane z nożem (obtaczając się po obrabianym otworze gwarantują równomierny naddatek na skrawanie, wadą ich jest przenoszenie błędów obrabianego otworu); sprężyste prowadnice poliuretanowe z wewnętrznymi kanałkami do doprowadzania cieczy smarująco-chłodzącej i regulowania sztywności narzędzia, sprężyste prowadnice rolkowe.

Znane są następujące mechanizmy kompensacji zużycia noży: hydrauliczne, klinowe, dźwigniowe, mimośrodowe, mieszane, jak również elektromagnetyczne sposoby regulowania wysunięcia noży z zastosowaniem wstawki magnetostrykcyjnej w wytaczadle (mogą być zastosowane tylko do jedno-nożowej oprawki przy dostatecznie sztywnym wytaczadle) [20, 24, 51].

Z przedstawionych sposobów zwiększenia dokładności obróbki otworów głębokich w przypadku ich niewielkich średnic widać, że większość tych rozwiązań technicznych nie nadaje się do zastosowania. Konstrukcje narzędzi zawierają wiele elementów, wytaczadła są osłabione przez dodatkowe otwory oraz rowki i jak wiadomo znajdują głównie zastosowanie przy obróbce otworów o średnicy powyżej 60–80 [mm].

Najbardziej efektywne do obróbki otworów głębokich o średnicach poniżej 40–50 [mm] są regulowane prowadnice toczne w postaci wałeczków lub kulek. Regulacja realizowana jest od napędu hydraulicznego lub sprężyny.

1.2. Czynniki wpływające na dokładność technologiczną i eksploatacyjną przy obróbce otworów głębokich

W związku z rosnącymi wymaganiami w stosunku do charakterystyk eksploatacyjnych maszyn oraz zwiększeniem produkcji urządzeń precyzyjnych ulegają podwyższeniu wymagania w stosunku do dokładnościowych i jakościowych parametrów części. Przy tym zwiększa się produkcja części o małej sztywności, ale o wysokiej dokładności, co wymaga zastosowania dokładniejszych metod obliczeń wytrzymałościowych, optymalizacji kształtu części i ich konstrukcji, zmniejszenia materiałochłonności wyrobów. Prowadzi to do zwiększenia wymagań odnośnie długowieczności i niezawodności części o małej sztywności, określanych poziomem jakości części i zdolnością jej zachowywania w okresie eksploatacji. Obniżenie pracołłonności montażu wyrobów, wprowadzenie wzajemnej zamienności i ułatwienie remontów również powoduje zwiększenie wymagań w stosunku do parametrów dokładnościowych części o małej sztywności.

Na dokładność roztaczania w istotny sposób wpływają parametry układu technologicznego oraz parametry skrawania.

Po określeniu zależności między dokładnością obróbki i wpływającymi na nią parametrami układu technologicznego, przy różnych parametrach skrawania z uwzględnieniem kosztów każdego wariantu, można dokonać wyboru racjonalnego wariantu procesu technologicznego. Wybór parametrów dokładnościowych, jako ograniczeń technologicznych, przy optymalizacji parametrycznej procesu skrawania zgodnie z kryterium maksymalnej wydajności lub minimalnego kosztu własnego, zawęży możliwości sterowania obrabiarkami skrawającymi zgodnie z tymi kryteriami, ponieważ wymagania dokładnościowe w stosunku do części są coraz wyższe. Efekt końcowy, w wyniku zwiększenia dokładności obróbki całej produkcji, może być większy niż uzyskany w trakcie optymalizacji procesu obróbki według kryterium ekonomicznego. Unowocześnienie metod obróbki otworów głębokich części o małej sztywności jest prowadzone w kierunku zwiększenia wydajności i dokładności.

Stosowane są dodatkowe urządzenia podporowe do części i narzędzia, wstępne obciążenie elementów układu technologicznego oraz sterowanie dokładnością w wyniku regulowania siły skrawania i sztywności elementów układu obrabiarka – przyrząd – narzędzie – półfabrykat. Przedstawione metody intensyfikacji obróbki mogą być zastosowane w określonych przypadkach. Brak jest natomiast ogólnego podejścia do opracowania procesu technologicznego obróbki otworów w częściach o małej sztywności, ponieważ nie są kompleksowo uwzględniane podstawowe czynniki, wpływające na powstawanie błędów obróbki przy roztaczaniu.

Na dokładność kształtu i wymiarów, a także jakość warstwy powierzchniowej obrobionej części w trakcie procesu technologicznego, mają wpływ następujące podstawowe czynniki:

1. Sztywność układu technologicznego.
2. Stan urządzeń, obrabiarki, oprzyrządowania (ich jakość i dokładność).
3. Parametry skrawania.
4. Kształt i wymiary półfabrykatu.
5. Bazy technologiczne i pomiarowe.
6. Niedokładność łańcuchów wymiarowych nastawienia statycznego i dynamicznego.
7. Niedokładność metod i środków pomiarowych.

Te podstawowe czynniki warunkują błąd obróbki przy określaniu, którego należy uwzględnić czynniki w maksymalny sposób wpływające na dokładność obróbki. Analiza teoretyczna dokładności operacji umożliwia ustalenie zależności błędów elementarnych od czynników dominujących oraz ich udziału w błędzie sumarycznym.

Przy roztaczaniu otworów głębokich w częściach o małej sztywności dominującymi czynnikami są:

1. Znaczne odkształcenia sprężyste (statyczne i dynamiczne) układu technologicznego.
2. Niska odporność na drgania układu sprężystego obrabiarki.
3. Dziedziczność technologiczna (wpływ relaksacji naprężeń szczątkowych na paczenie części).
4. Różna podatność elementów układu technologicznego.
5. Znaczący wpływ odkształceń temperaturowych.
6. Zużycie narzędzia.
7. Jakość półfabrykatu (niejednorodność twardości i nadatku, początkowych naprężeń szczątkowych, właściwości fizyko-mechaniczne i struktura materiału obrabianego).

Czynniki te prowadzą do: zmiany kształtu baz technologicznych, błędów kształtu, wymiarów, wad powierzchniowych, konieczności zmniejszenia parametrów obróbki, obniżenia trwałości narzędzia, ograniczenia możliwości dokładnościowych obrabiarki.

Sposoby tradycyjne zmniejszenia pracochłonności obróbki otworów, gwarantujące dokładność to: wprowadzenie pośrednich operacji cieplnych i prostowania, obniżenie parametrów skrawania, obróbka wieloprześciowa oraz ręczna. Tradycyjne sposoby w zasadzie opierają się na uogólnieniach empirycznych. Coraz częściej dokładność przy skrawaniu jest prognozowana w oparciu o fundamentalne opracowania naukowe w zakresie skrawania metali, teorii sprężystości i plastyczności oraz teorii drgań, co umożliwia właściwe określenie parametrów skrawania, struktury oraz parametrów konstrukcyjnych układu technologicznego z punktu widzenia optymalizacji określonego kryterium.

Sposoby intensyfikacji roztaczania otworów głębokich w części o małej sztywności to: zwiększenie sztywności podukładów technologicznych: podukładu część – podpora (PCP) i podukładu narzędzie – suport (PNS); zwiększenie dokładności elementów układu technologicznego; określenie parametrów układu technologicznego i parametrów skrawania, zwiększających odporność procesu skrawania na drgania; zastosowanie automatycznego układu sterowania.

Dominującym czynnikiem są odkształcenia sprężyste układu technologicznego. Przy tym sposobie obróbki szczególne znaczenie mają odkształcenia dynamiczne, które nie są kompensowane nastawieniem wymiarowym układu technologicznego. Wpływ odkształceń na dokładność obróbki jest szeroko naświetlony w literaturze [6, 10, 14, 15, 18, 23, 66].

W przypadku nierównomiernej sztywności podpór obracającej się części powstaje efekt żyroskopowy [70, 73]. Przy wzroście prędkości obrotowej półfabrykatu, odkształcenia części ulegają zmniejszeniu. Wpływ czynników

technologicznych na odkształcenia mechaniczne i ciepłe układu technologicznego jest rozpatrywany w pracy [73]. Przedstawiono w niej sposoby zwiększenia trwałości narzędzia, wydajności, dokładności; jest analizowane również zmienne odkształcenie dynamiczne układu obrabiarki spowodowane odkształceniem przestrzennym układu technologicznego w wyniku działania zmiennej siły skrawania oraz sił bezwładności i ciężkości.

Odkształcenie dynamiczne [90], może być większe od statycznego o 50%. Wpływ składowych sił skrawania na dokładność obróbki, w wyniku odkształcenia układu technologicznego, jest analizowany w pracy [55]. W ogólnym przypadku błąd obróbki jest określany odkształceniem wrzeciona i konika obrabiarki (przy zamocowaniu półfabrykatu w kłach wewnętrznych), półfabrykatu oraz wytaczadła i zależy od sztywności jego elementów. Sens fizyczny pojęcia sztywności technologicznej układu obrabiarka – przyrząd – narzędzie – półfabrykat oraz równania układu sprężystego przedstawiono w [6]. Określanie parametrów skrawania z uwzględnieniem sztywności układu technologicznego przedstawiono w pracy [15], obliczanie błędów dynamicznych obróbki i przyczyn ich powstawania w [106]. Charakterystyki sztywnościowe układu technologicznego, sposób określenia sztywności dynamicznej układu technologicznego oraz pojęcie sztywności quasistatycznej przy ustalonym trybie pracy obrabiarki przeanalizowano w pracach [3, 5].

Podstawowe sposoby zmniejszenia odkształceń to:

- zwiększenie sztywności elementów układu technologicznego;
- zmniejszenie sił skrawania poprzez zmniejszenie głębokości skrawania, co prowadzi do obróbki wieloprześciowej;
- zmniejszenie sił skrawania w wyniku zmniejszenia posuwu, a więc zmniejszenia wydajności;
- odejście od rezonansu poprzez zmianę parametrów skrawania lub parametrów elementów układu technologicznego.

Przy obróbce części o małej sztywności część błędu sumarycznego jest określana odkształceniami cieplnymi spowodowanymi ciepłem powstałym w strefie skrawania, wzrostem temperatury w wyniku tarcia zespołów układu technologicznego w trakcie ich ruchu względnego, a także zewnętrznego oddziaływania cieplnego. Rozkład temperatury w trakcie skrawania, przy przechodzeniu ciepła, jest określany metodą i warunkami obróbki, materiałem półfabrykatu i narzędzia [33]. W wyniku nierównomiernego nagrzewania mają miejsce zniekształcenia kształtu i rozmieszczenia powierzchni obrabianego półfabrykatu.

1.3. Analiza wpływu układu na dokładność kształtu i wymiarów wytwarzanych elementów przy obróbce mechanicznej

Do przeprowadzenia analizy zachowania się układu technologicznego, w procesie obróbki mechanicznej w celu optymalizacji struktury i parametrów układu technologicznego, należy dysponować opisem matematycznym układu OUPN. Wszystkie rodzaje modeli można podzielić na dwie podstawowe grupy: **jednomasowe i wielomasowe**.

W pracy [3] jest rozpatrywany model opisywany równaniem:

$$m\ddot{x} + [\beta + f(v)]\dot{x} + kx = 0, \quad (1.1)$$

gdzie: m, β, k – stałe,
 v – prędkość tarcia.

Ruch względny między narzędziem i częścią jest rozpatrywany w trzech kierunkach X, Y, Z , przy tym specjalnie jest analizowany ruch w kierunku Y [3].

$$\ddot{y} - \omega^2 y = -(B_1 + 2n)\dot{y} + B_2 \dot{y}^2 - B_3 \dot{y}^3, \quad (1.2)$$

gdzie: $(B_1 + 2n), B_2, B_3$ – stałe dodatnie bez odniesienia do konkretnych danych.

Układ OUPN w pracy [108] jest opisywany również równaniem nieliniowym

$$M_2 \ddot{y} + (k_2 + k_{12})y - \left(\frac{aB}{v} - h\right)\dot{y} - bB\left(\frac{\dot{y}^2}{v^2}\right) + cb\left(\frac{\dot{y}^3}{v^3}\right) = 0 \quad (1.3)$$

gdzie: a, b, c – stałe zależne od materiału obrabianego i geometrii narzędzia.

Ruch narzędzia i części w kierunku osi y można opisać układem równań z dwoma stopniami swobody [108]

$$\begin{aligned} \ddot{y}_1 + \alpha_1 y_1 - \rho_1^2 y_2 &= 0 \\ \ddot{y}_2 + \alpha_2 y_2 - \rho_2^2 y_1 &= 0 \end{aligned} \quad (1.4)$$

gdzie: $\alpha_1 = \frac{k_1 + k_2}{m_1}$; $\alpha_2 = \frac{k_1 + k_2}{m_2}$; $\rho_1 = \frac{k_{12}}{m_1}$; $\rho_2 = \frac{k_{12}}{m_2}$.

szczałkowych i uzyskaniu ich równomiernego rozkładu wzdłuż oraz w przekroju poprzecznym części o małej sztywności. Na etapie projektowania operacji, naprężenia szczałkowe można określić zgodnie z metodykami przedstawionymi w pracach [52, 53, 104]. Jednak określenie odkształceń części w funkcji naprężeń szczałkowych, w związku ze złożonością procesu, jest utrudnione.

Stopień i charakter wpływu naprężeń szczałkowych na wymiary i kształty części wynika z postaci konstrukcyjnej części i jej materiału. Przy obróbce otworów głębokich w tulejach cienkościennych niewspółosiowość otworu i powierzchni zewnętrznej prowadzi do nierównomiernej sztywności w różnych przekrojach wzdłużnych. Nawet przy zagwarantowaniu równomiernych naprężeń szczałkowych część może ulegać paczeniu. Naprężenia szczałkowe powstają w materiale półfabrykatu, a zatem ulegają zmianie. Specjalnie są kształtowane w trakcie operacji technologicznych: obróbki mechanicznej, obróbki cieplnej, wibracyjnej itd. Przy obróbce mechanicznej części o małej sztywności względnie jednakowe naprężenia szczałkowe (pod warunkiem ich równomiernego rozkładu w materiale półfabrykatu) są uzyskiwane przy względnie stałych wartościach sił skrawania w trakcie zdejmowaniu nadmiaru – przy niezmienności sił skrawania kształtujących warstwę naprężoną w obrabianej części. W przypadku nierównomiernego nadmiaru pojawia się znacząca zmienna składowa siły skrawania. Z tego powodu ma miejsce paczenie części, uwarunkowane nierównomiernymi naprężeniami szczałkowymi, przy czym przejawia się ono również w czasie eksploatacji części. W zastosowaniach technicznych są wykorzystywane naprężenia szczałkowe ściskające do zwiększenia wytrzymałości zmęczeniowej w wyniku wytworzenia zgniotu powierzchniowego (rolowaniem, rozwalcowywaniem, śrutowaniem). Przy tym znacząco zmniejsza się zużycie trących par ślizgowych.

Rozwiązanie problemu uzyskania prostoliniowych części o małej sztywności jest nierozzerwalnie związane z obniżeniem i stabilizacją poziomu naprężeń szczałkowych w procesie wykonania części zarówno po jej długości jak i w przekroju średnicowym. Przy tym struktura procesu technologicznego wpływa na dokładność eksploatacyjną – w wyniku zapamiętywania historii oddziaływania technologicznego nieustabilizowanej struktury i mikrokronaprężeń.

1.4. Podsumowanie

Współczesny przemysł stawia wiele wymagań odnośnie do jakości i dokładności wykonywanych elementów, gdyż wpływają one w zasadniczy sposób na konkurencyjność wyrobów na rynku krajowym i zagranicznym.

Części o małej sztywności muszą być wykonane bardzo dokładnie, jest to możliwe dzięki zastosowaniu dokładniejszych metod obliczeń wytrzymałościowych, optymalizacji kształtu części i ich konstrukcji oraz zmniejszeniu

materiałochłonności. Zwiększają się również wymagania odnośnie do długo-wieczności i niezawodności części o małej sztywności określane poziomem jakości części i zdolności jej zachowania w okresie eksploatacji.

Analiza literatury z zakresu tematyki pracy pozwala sformułować następujące wnioski:

- metody tradycyjne obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności poprawiają w niewielkim zakresie stabilizację osi głowicy do roztaczania, kompensację zużycie noży oraz umożliwiają zwiększenie sztywności i odporności narzędzia na wibracje.
- stosowane metody i środki zwiększenia dokładności oraz wydajności z powodu specyfiki konstrukcyjnej i technologicznej (można je stosować przy ściśle określonych warunkach technologicznych) mają ograniczony charakter aplikacyjny i w zasadzie są mało przydatne do obróbki otworów o niewielkich średnicach (poniżej 40–50 mm),
- na dokładność oraz wydajność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności wpływa duża liczba czynników, takich jak na przykład: kształt półfabrykatu, stan urządzenia, parametry skrawania z których, przy określonych warunkach, każdy może mieć istotny wpływ;
- wyodrębnione zostały czynniki istotne, wpływające na dokładność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności. Zalicza się do nich odkształcenia statyczne i dynamiczne układu OUPN, zawierającego dwa istotnie nieszttywne elementy – część i narzędzie;
- na dokładność eksploatacyjną i jej niezmiennosć zasadniczy wpływ okazuje poziom i równomierność rozłożenia naprężeń szczątkowych w przekrojach wzdłużnym i poprzecznym;
- nowe środki zwiększenia dokładności eksploatacyjnej są opracowywane z uwzględnieniem poszczególnych czynników pogarszających proces technologiczny roztaczania otworów głębokich jednak bez uwzględniania w całości struktury operacji technologicznej obróbki otworów głębokich;
- istniejące modele teoretyczne układu technologicznego przy wytwarzaniu części o małej sztywności w sposób niewystarczająco pełny opisują przebieg procesu skrawania i zmiany parametrów części.
- przy obróbce otworów głębokich rzadko są stosowane układy sterowania automatycznego. Zastosowanie sterowania automatycznego umożliwi kompensację zakłóceń w czasie rzeczywistym, co jest bardzo istotne w przypadku otworów głębokich, charakteryzujących się dużą długością oraz dynamicznym niewyważeniem części i narzędzia;
- w sposób niewystarczający są opracowane sposoby obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności przy zastosowaniu technologii umożliwiających uzyskanie dokładności oraz wydajności obróbki w wyniku zmiany kinematyki i fizycznego charakteru procesu skrawania w oparciu o zasady skrawania wibracyjnego i mieszanego.

2. BADANIA TEORETYCZNE ROZTACZANIA OTWORÓW GŁĘBOKICH

2.1. Badania analityczne zachowania się układów technologicznych w procesie skrawania

W celu zbudowania modelu matematycznego wyodrębniono podstawowe zespoły, mające największy wpływ na poziom amplitudy drgań względnych (ADW). Rozpatrywane są dwa podukłady obrabiarki: podukład: część – podpora i podukład: narzędzie – suport. Chociaż układ sprężysty obrabiarki jest układem o wielu powiązaniach i wielu masach, zmiana kształtu przy obróbce części jest określana głównie tymi dwoma kształtującymi zespołami. Siła skrawania jest zastępowana przez siłę zewnętrzną zmieniającą się sinusoidalnie lub opisywaną funkcją liniową. Według takich modeli są oceniane częstotliwości własne układu OUPN lub całego układu.

W zastosowaniu do roztaczania maksymalny wpływ na dokładność okazują drgania i przemieszczenia statyczne w kierunku osi y .

Badania charakterystyki dynamicznej sprężystego układu obrabiarki w danym kierunku [115] (przy zamocowaniu części w uchwycie trójszczekowym z ruchomym tylnym kłębem) pokazują, że zmiana punktu przyłożenia podstawowego oddziaływania zakłócającego nie zmienia jakościowo charakteru krzywych charakterystyk częstotliwościowych. W zakresie działających zakłóceń jest dopuszczalne opisanie układu obrabiarka – uchwyt – przyrząd – narzędzie (OUPN) w liniowej postaci. Układ sprężysty może być przedstawiony jako suma ogniw dynamicznych, których zachowanie można opisać równaniem drugiego stopnia.

Oddziaływania siłowe na układ technologiczny są rozgraniczane na zewnętrzne zakłócenia kinematyczne, które powodują drgania wymuszone i wewnętrzne zakłócenia uwarunkowane przez proces skrawania – zależne od parametrów skrawania oraz geometrii materiału półfabrykatu.

Przeprowadzone badania pokazały, że podstawowym zewnętrznym oddziaływaniem siłowym jest siła okresowa, spowodowana niewyważeniem obracającej się części, zmieniająca się sinusoidalnie.

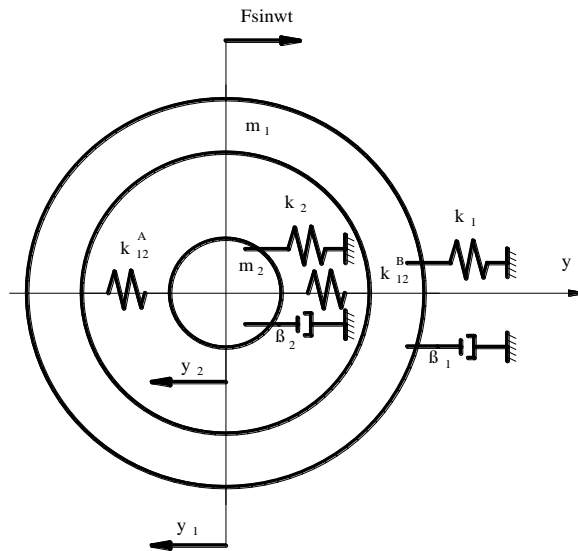
Druga grupa sił powoduje drgania samowzbudne. W przypadku ich braku uważa się, że proces skrawania jest ustabilizowany, a więc można go opisać charakterystyką quasistatyczną. Jest to stosunek stałych czasu skrawania i stałych czasu układu sprężystego $T_{sk} \ll T_{us}$. Taka charakterystyka jest stosowana przy analizie drgań wymuszonych, w przypadku, kiedy układ sprężysty i proces skrawania są ustabilizowane. Rozwiązanie zależności analitycznych opisujących ich zachowanie prowadzi do określenia stref rezonansowych.

Układ OUPN stanowi zamknięty układ, ponieważ amplituda drgań części jest funkcją drgań narzędzia i zmienia się w zależności od warunków przebiegu procesu skrawania.

Wymienione wyżej modele dwumasowe nie uwzględniają:

- wpływu działających w układzie sił na poszczególne zespoły i wzajemne oddziaływania poszczególnych węzłów.
- oddziaływania parametrów poszczególnych węzłów na zachowanie całościowe układu.

Model roztaczania dwunożowego uwzględniający wzajemne oddziaływanie podstawowych zespołów, procesu skrawania i sił zewnętrznych na układ jest przedstawiony na rys. 2.1. Model przedstawia sobą dwie masy skupione m_1 i m_2 o nieruchomej podstawie zamocowane przy pomocy sprężyn i tłumików o charakterystykach liniowych i odpowiednio współczynnikach sztywności k_1 i k_2 oraz tłumienia β_1 i β_2 . Wzajemne oddziaływanie mas w procesie skrawania jest opisywane współczynnikiem sztywności skrawania k_{12}^A – na pierwszym nożu i k_{12}^B – na drugim (przeciwnym).



Rys. 2.1. Mechaniczny model dwumasowy układu OUPN przy roztaczaniu [107]:
 m_1 i m_2 – masy skupione, k_1 i k_2 – współczynniki sztywności, β_1 i β_2 – współczynniki tłumienia, k_{12}^A – współczynnik sztywności skrawania na pierwszym nożu i k_{12}^B – współczynnik sztywności skrawania na drugim

Współczynnik sztywności skrawania określono analitycznie [135]. Proces skrawania jest zobrazowany sprężyną o współczynniku sztywności $k_{12} = kb$; gdzie $k = \sigma_0 \xi_0$ – względna siła skrawania (odniesiona do powierzchni warstwy skrawanej), ξ – skurcz wióra, b – szerokość warstwy skrawanej. Szerokość warstwy skrawanej jest funkcją głębokości skrawania:

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa_r},$$

gdzie: κ_r – kąt przystawienia.

Współczynnik k_{12} w trakcie półobrotu zmienia się od maksimum do minimum na jednym nożu i przeciwnie na drugim. Składowe dynamiczne sił skrawania na przeciwległych nożach, uwarunkowane zmiennym w trakcie obrotu półfabrykatu naddatkiem, znajdują się w przeciwnej fazie [135]

$$k_{12}^A y \sin \omega t = -k_{12}^B y \sin(\omega t + \pi), \quad (2.1)$$

gdzie: ω – kątowa częstość zmiany naddatku, równa częstości obrotu części,
 π – faza opóźnienia zmiany sił skrawania na przeciwległych nożach,
 y – mimośrodowość naddatku,
 t – czas.

Składowa sumaryczna promieniowej siły skrawania $\Delta F_y = F_y^A - F_y^B$ zmienia się z częstością ω . Przemieszczenie półfabrykatu prowadzi do zmiany siły skrawania z opóźnieniem τ . Według modelu dynamicznego (rys. 2.1) został opracowany model matematyczny, który jest układem niejednorodnych równań różniczkowych drugiego stopnia ze stałymi współczynnikami [135]

$$\begin{cases} m_1 \ddot{y}_1 + \beta_1 \dot{y}_1 + k_1 y_1 + 2k_{12}(y_1 - y_2) = F_1(t) + F_2(t) \\ m_2 \ddot{y}_2 + \beta_2 \dot{y}_2 + k_2 y_2 - 2k_{12}(y_1 - y_2) = 0 \end{cases}, \quad (2.2)$$

gdzie: $y_1 - y_2 = x_1^A$, $y_2 - y_1 = x_2^B$ – przemieszczenie względne części oraz narzędzia na nożu A i B (zmiana grubości warstwy skrawanej),
 $F(t) = F_1(t) + F_2(t)$ – siły okresowe działające w wyniku niewyważenia obracających się części, przekazywane przez fundament i zmienną składową siły skrawania.

Przy względnym przemieszczeniu półfabrykatu i narzędzia głębokość skrawania na dwóch nożach zmienia się jednakowo według wielkości i przeciwnie, co do znaku ($x_1^A = -x_2^B$). Z fizycznego punktu widzenia, obróbka dwuostrzowa charakteryzuje się dwukrotnie większym oporem przemieszczenia $x_{1,2}$. Opóźnienia zmiany sił skrawania przy względnych przemieszczeniach części i narzędzia można nie uwzględniać z powodu małej wielkości stałej czasowej układu sprężystego ($t = 0,003$ [s]) w porównaniu z czasem obrotu półfabrykatu ($t = 0,1$ [s]), warunkującym zmianę zdejmowanego naddatku. Wyrażenie $2k_{12}(y_1 - y_2)$ może być rozpatrywane jako charakterystyka quasi-statyczna procesu skrawania. Jako podstawowe oddziaływanie zewnętrzne przyjęto siłę $F(T)$ zmieniającą się sinusoidalnie.

W przypadku narzędzia z prowadzicami współczynniki sztywności i tłumienia podukładu narzędzie – suport (PNS) są określane przez reakcję powiązania prowadnic z powierzchnią otworu obrabianego k_3 i β_3 . Po uproszczeniu układ równań przedstawia się następująco [135]

$$\begin{cases} m_1 \ddot{y}_1 + \beta_1 \dot{y}_1 + k_1 y_1 + 2k_{12}(y_1 - y_2) = F(t) \\ m_2 \ddot{y}_2 + \beta_3 \dot{y}_2 + k_3 y_2 - 2k_{12}(y_1 - y_2) = 0 \end{cases} \quad (2.3)$$

Przeprowadzono badanie analityczne układu technologicznego w procesie skrawania w celu uzasadnienia minimalizacji amplitudy drgań względnych w wyniku automatycznego sterowania parametrami układu OUPN.

Wprowadzono zmienne

$$\begin{aligned} x_1 &= y_1 - y_2; \quad x_2 = y_1 + y_2; \\ y_1 &= \frac{1}{2}(x_1 + x_2); \quad y_2 = \frac{1}{2}(x_2 - x_1). \end{aligned} \quad (2.4)$$

Prawą i lewą części równań podzielono odpowiednio przez m_1 i m_2

$$\begin{cases} \frac{1}{2}(\ddot{x}_1 + \ddot{x}_2) + \frac{\beta_1}{2m_1}(\dot{x}_1 + \dot{x}_2) + \frac{k_1}{2m_1}(x_1 + x_2) + \frac{k_{12}}{2m_1}x_1 = F_0 \sin \omega t \\ \frac{1}{2}(\ddot{x}_2 - \ddot{x}_1) + \frac{\beta_3}{2m_2}(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + \frac{k_2}{2m_2}(x_2 - x_1) - \frac{k_{12}}{2m_2}x_2 = 0 \end{cases}$$

Rozwiązano razem pierwsze i drugie równanie. Współczynniki stałe pogrupowano odnośnie nowych zmiennych, wprowadzono nowe oznaczenia:

$$\begin{aligned} r_1 &= \frac{1}{2} \left(\frac{\beta_1}{m_1} + \frac{\beta_2}{m_2} \right); & r_2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{\beta_1}{m_1} - \frac{\beta_2}{m_2} \right) \\ c_1 &= \frac{1}{2} \left(\frac{k_1}{m_1} + \frac{k_2}{m_2} \right); & c_2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{k_1}{m_1} - \frac{k_2}{m_2} \right), \\ c_3 &= \frac{k_{12}}{m_1} + \frac{k_{12}}{m_2}; & c_4 &= \frac{k_{12}}{m_1} - \frac{k_{12}}{m_2}; & P &= \frac{F_0}{m_1}. \end{aligned} \quad (2.6)$$

Uzyskano rozwiązanie

$$x_1 = z_1 e^{-i\omega t}; \quad x_2 = z_2 e^{-i\omega t},$$

gdzie: $z_1(\omega) = z_0 e^{i\kappa_r} = z_0 (\cos \kappa_r + i \sin \kappa_r) = z_0 \cos \kappa_r + iz_0 \sin \kappa_r$,
 i – jednostka urojona.

Podstawiając otrzymane rozwiązanie w (2.6) [143], różniczkując po x_1 i skracając na $e^{-i\omega t}$, otrzymano

$$\begin{aligned} (-\omega^2 - r_1 \omega j + c_1 + c_3) x_1 + (c_2 - r_2 \omega j) x_2 &= P \\ (-r_2 \omega^2 i + c_2 + c_4) x_1 + (c_1 - \omega^2 - r_1 \omega j) x_2 &= P \end{aligned} \quad (2.7)$$

gdzie: j – linearyzowany współczynnik sztywności.

Wyznacznik układu

$$\Delta = \begin{vmatrix} -\omega^2 - r_1 \omega j + c_1 + c_3 & c_2 - r_2 \omega j \\ -r_2 \omega^2 i + c_2 + c_4 & c_1 - \omega^2 - r_1 \omega j \end{vmatrix} \quad (2.8)$$

Przy $z \leq c$; $\Delta = \omega^4 + (2c_1 - c_3)\omega^3 + c_1^2 - c_2^2 + c_1 c_3 - c_2 c_4$.

Zgodnie z metodą Cramera

$$x_1 = \frac{\Delta x_1}{\Delta} = \frac{P(c_1 - c_2 - \omega^2) + (P r_2 \omega - P r \omega_1) j}{\omega^4 + (r_2^2 - r_1^2 - c_3 - 2c_1) + c_1^4 - c_2^2 + c_1 c_3 + c_2 c_4} \quad (2.9)$$

$$\frac{1}{+ (2r_1 \omega^3 - 2r_1 c_1 \omega + 2c_2 r_2 \omega - c_2 r_1 \omega + c_1 r_2 \omega) j}$$

Równanie (2.9) można zapisać w postaci [143]

$$x_1 = \frac{AC + BD}{C^2 + D^2} + \frac{BC - AD}{C^2 + D^2} j, \quad (2.10)$$

gdzie: $A = P \left(\frac{k_2}{m_2} - \omega^2 \right);$

$$B = Pd\omega;$$

$$C = r_2 - r_1;$$

$$D = 2r_1 \omega^3 + \frac{dk_1 \omega}{m_1} + \frac{dk_2 \omega}{m_2} + k_{12} \omega \left(\frac{d}{m_1} - \frac{d}{m_2} \right).$$

Szukane jest rozwiązanie w postaci $z_1 = z_0 \cos(\omega t - \kappa_r j)$, gdzie:

$$z_0^2 = \frac{A^2 + B^2}{C^2 + D^2}.$$

Wyrażając z_0 przez stałe współczynniki otrzymano [143]

$$z_0^2 = \frac{P^2(\lambda_2 - \omega^2) + P^2 d^2 \omega^2}{\left[(\lambda_1 - \omega^2 + e k_{12} m_2) \lambda_2 + d \lambda_1^2 k_{12} m_1 + \lambda_1 \omega^2 - f k_{12} \omega^2 + \omega^4 \right]^2}$$

$$\frac{1}{+ (2r_1 \omega^2 + d \lambda_1 \omega + k_{12} g \omega + d \lambda_2 \omega)^2}$$

gdzie: $d = 2m_1^2 - \frac{1}{2} m_1 m_2;$

$$e = \frac{1}{m_1 m_2} + \frac{1}{m_2^2};$$

$$f = \frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2}.$$

Wprowadzono oznaczenia [143]

$$\begin{aligned}\lambda_1 - \omega^2 + ek_{12}m_2 &= N, \\ d\lambda_1^2 k_{12} m_1 + \lambda_1 \omega^2 - f k_{12} \omega^2 + \omega^4 &= M, \\ 2r_1 \omega^2 + d\lambda_1 \omega + k_{12} g \omega &= L,\end{aligned}\tag{2.11}$$

wtedy

$$x_1^2 = \frac{P^2(\lambda_2 - \omega^2)^2 + P^2 d^2 \omega^2}{(N\lambda_2 + M)^2 + (L + d\lambda_2 \omega)^2}.\tag{2.12}$$

Po wyliczeniu wielkości (2.12) w celu zbadania otrzymanego rozwiązania zależność ta jest różniczkowana po λ_2 i licznik jest przyrównywany do zera. Pierwiastki równania λ_1 i λ_2 są określone dla warunku [143]

$$\frac{M}{N} + \omega^2 = 0$$

wtedy

$$\begin{aligned}\lambda_2 - \omega^2 &= 0; \\ \lambda_1 + \frac{M}{N} &= 0;\end{aligned}$$

stąd $\lambda_2 = \omega^2$;

$$\lambda_1 = -\frac{M}{N}.$$

Podstawiając otrzymane pierwiastki do (2.9) otrzymano:

$$x_1 = \frac{P_0}{M\omega^2 - M} = 0; \quad x_2 = \frac{P(M + N\omega^2)}{ND}.\tag{2.13}$$

Widać stąd, że amplituda drgań względnych x jest funkcją wielomianów M , N , D , do których wchodzi zarówno współczynniki charakteryzujące parametry układu jak i proces skrawania.

Dobierając odpowiednio parametry układu OUPN i parametry skrawania można odejść od rezonansu.

Badanie rozwiązań układu umożliwia określenie wpływu tłumienia na amplitudę drgań względnych. Do liczbowej analizy rozwiązań należy określić eksperymentalnie lub teoretycznie współczynniki: m_{12} , k , β , k_{12} , F_0 . Masy zredukowane narzędzia i części są określane według zależności [143]

$$m = \frac{K}{f^2}. \quad (2.14)$$

Wartość współczynnika masy zredukowanej jest równa

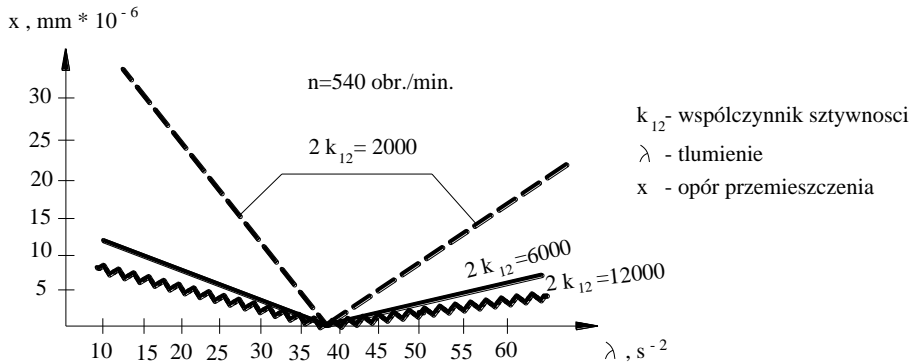
$$K = \frac{\pi \cdot F_0}{B \cdot A_{\max}}, \quad (2.15)$$

gdzie: A_{\max} – amplituda rezonansowa.

Współczynnik tłumienia określany jest według szerokości pików rezonansowych [143]

$$\beta = \frac{\pi(f_1 - f_2)}{f}. \quad (2.16)$$

Analiza rozwiązania liczbowego układu równań (rys. 2.2) pokazuje, że regulowanie amplitudy drgań względnych umożliwia optymalne sterowanie sztywnością. Wprowadzenie tłumienia powoduje fazowe przesunięcie ruchu narzędzia i części. Spadek amplitudy drgań względnych ze wzrostem sztywności skrawania daje możliwość dodatkowego podniesienia dokładności i wydajności. Minimum amplitudy drgań względnych jest osiągane tylko wtedy, kiedy częstotliwość własna podukładu narzędzie – suport jest równa częstotliwości siły wymuszającej. Częstotliwość zredukowana podukładu narzędzie – suport nie może być równa częstotliwości oddziaływania zewnętrznego przy ustalonych parametrach układu OUPN, przy tym sztywność przy parametrach wysokowydajnych zmniejsza się, co sprzyja obniżeniu częstotliwości własnej. Dobierając sztywność i tłumienie podukładu narzędzie – suport można sterować częstotliwością sprowadzoną przy uzyskaniu minimum amplitudy drgań względnych w kierunku promieniowym.



Rys. 2.2. Liczbowe rozwiązanie układu równań

W wyniku optymalizacji parametrów układu OUPN można zmniejszyć czas procesów przejściowych, zwiększyć sztywność dynamiczną, obniżyć poziom drgań. Przy roztaczaniu otworów cienkościennych w tulejach w celu minimalizacji amplitudy drgań względnych należy regulować sztywności zarówno podukładu część – podpora jak i podukładu narzędzie – suport .

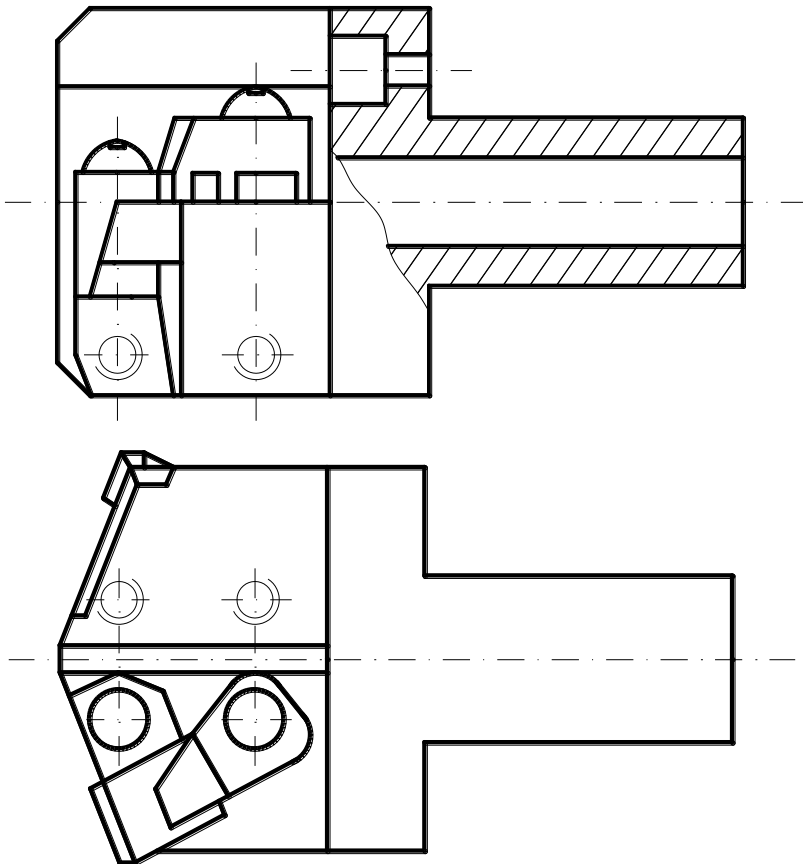
2.2. Model kształtowania powierzchni otworu przy roztaczaniu narzędziem dwuostrzowym

Model procesu

Jednym z głównych czynników wpływających na dokładność obróbki otworów osiowym narzędziem wielostrzowym jest odkształcenie układu OUPN w wyniku działania nierównoważonej promieniowej siły skrawania. Nierównoważona siła skrawania powstaje w wyniku nierówności składowych sił skrawania na przeciwległych ostrzach narzędzia. Wyodrębniono podstawowe przyczyny nierówności składowych promieniowych sił skrawania naprzeciwległych nożach:

- niesymetryczność głównych krawędzi skrawających narzędzia względem osi obrotu części i osi narzędzia;
- niepokrywanie się osi obrotu narzędzia z osią obrabianego otworu;
- różnice w makro- i mikrogeometrii krawędzi skrawających, uwarunkowane błędem ostrzenia;
- nierównomierność przebiegu procesu tępienia się poszczególnych krawędzi narzędzia.

Przy roztaczaniu części typu tuleja narzędziem dwustrzowym z wymiennymi elementami skrawającymi (rys.2.3) najsilniejszy wpływ na niezrównoważenie okazuje niesymetryczność przeciwległych krawędzi skrawających narzędzia odnośnie osi obrotu części i niepokrywanie się osi otworu części z jej osią obrotu. Niesymetryczność krawędzi skrawających jest uwarunkowana błędem średnicowego wymiaru nastawienia uzyskiwanego przy przetaczaniu noży, a także błędem ich promieniowego nastawienia w oprawce narzędziowej. Niesymetryczność krawędzi skrawających narzędzia wyrażona liczbowo może być scharakteryzowana wielkością dwóch parametrów e i a , będących błędami względnego położenia osiowego i promieniowego przeciwległych krawędzi skrawających. W każdym konkretnym nastawieniu e i a przyjmują pewne wartości losowe, co prowadzi do rozrzutu średnic otworów obrobionych przy różnych nastawieniach.



Rys. 2.3. Narzędzie dwustrzowe z wymiennymi elementami skrawającymi

Niepokrywanie się osi rotacyjnego otworu z osią obrotu części jest uwarunkowane niewspółosiowością otworu w półfabrykacie z zewnętrzną powierzchnią części będącą bazą przy jej zamocowaniu w przyrządzie mocującym, niewyważeniem części przy obrocie, a także błędem ustawienia części. Niepokrywanie się osi obrotu części i osi otworu w półfabrykacie prowadzi do zmienności głębokości skrawania na przeciwległych ostrzach skrawających w ciągu jednego obrotu części, co powoduje w procesie obróbki cykliczną zmianę siły R z częstością obrotu części. Wynikiem tego jest kopiowanie błędu początkowego położenia otworu w półfabrykacie i przy określonych warunkach zniekształcenie kształtu obrobionego otworu w przekroju poprzecznym. Zjawisko kopiowania błędu powierzchni bazowej, a także wpływ nierównomiernej sztywności elementów ustalających i zaciskowych przy obróbce ciał obrotowych zostało opisane w pracach [71, 105, 106, 142].

Niezerównoważona siła promieniowa działająca na narzędzie jest różnicą promieniowych składowych sił skrawania na przeciwległych krawędziach skrawających a i b , to jest [71]

$$F = F_{ya} - F_{yb} . \quad (2.17)$$

Jeżeli charakterystyka sprężysta układu OUPN w zakresie możliwych wartości przemieszczeń poprzecznych y jest liniowa to w wyniku działania nierównoważonej siły osiowej powstają drgania wymuszone

$$y(\tau\omega) = \frac{C e_n}{j \sin(\tau\omega + \kappa_r)} , \quad (2.18)$$

w przypadku położenia średniego

$$y = \frac{CA}{j} , \quad (2.19)$$

gdzie: e_n – wielkość mimośrodowość nadkładu,

C – współczynnik określany przez właściwości materiału obrabianego,

A – współczynnik uwarunkowany błędem nastawienia wylotu noży.

Przy sprężystej charakterystyce liniowej układu OUPN zarys obrabianego otworu w przekroju poprzecznym jest kołem położonym mimośrodowo odnośnie osi obrotu części o wielkości mimośrodowość równej amplitudzie drgań wymuszonych [105]:

$$e = \frac{Cy}{j} . \quad (2.20)$$

Jeżeli sztywność narzędzia zależy od jego przemieszczenia, charakterystyka sprężysta układu OUPN w zakresie możliwych wartości y może nie być liniowa (przy zastosowaniu prowadnic ograniczających przesunięcie narzędzia). W tym przypadku drgania wymuszone powstające w wyniku działania składowej cyklicznej siły R , nie są opisywane funkcją harmoniczną w postaci $\sin\omega t$ i kształtowanie obrobionej powierzchni ma bardziej złożony charakter. Jeżeli charakterystyka sprężysta układu OUPN jest nieliniowa, ale symetryczna względem punktu równowagi uzyskany zarys nie będzie kołowy – będzie opisywany bardziej złożoną krzywą.

Z analizy podukładu narzędziowego z prowadnicami tocznymi regulowanymi według wylotu widać, że zastosowanie tylko regulacji stopnia naciągu prowadnic narzędzia w otworze nie jest wystarczające do minimalizacji poprzecznych drgań względnych narzędzia i części, określających dokładność obróbki. Zmienny naciąg prowadnic w otworze warunkuje zmienność sztywności i tłumienia. Graniczna siła tłumienia jest ograniczona stopniem zgniotu powierzchni obrobionej, rolowanej prowadnicami, przy przekroczeniu, której jest możliwe zbyt duże umocnienie warstwy powierzchniowej. Przy obróbce wibracyjnej, po przekroczeniu określonej siły odkształcenia, są tłumione wysokoczęstotliwościowe drgania skrętne narzędzia. Wzrasta siła obróbki prowadząca do odkształcenia układu technologicznego. Intensywnie przebiegają proces wydzielania ciepła oraz odkształcenia temperaturowe obrabianego półfabrykatu. Jak widać z analizy teoretycznej w przypadku obróbki otworów głębokich regulacja sztywności podukładu narzędzie – suport nie może zagwarantować minimum amplitudy drgań względnych z powodu ograniczonej zakresu regulowanych parametrów (sztywności) podukładu narzędzie – suport.

Wpływ parametrów podukładu część – podpora i podukładu narzędzie – suport, a także współczynnika sztywności skrawania na amplitudę drgań względnych nie jest jednoznaczny. Do pełniejszego zobrazowania współdziałania podukładów jest niezbędna analiza obrazu fizycznego procesu skrawania, opracowanie struktury dynamicznej oraz opis matematyczny poszczególnych ogniw. Siła niezrównoważenia F działając na część w procesie skrawania, charakteryzująca się sumarycznym współczynnikiem k_{12} , powoduje jej przemieszczenie y_1' pierwsza składowa proporcjonalna do siły F i sumarycznej siły skrawania. Oddziaływanie narzędzia na część powoduje powstanie drugiej składowej y_1'' ruchu części. Po zsumowaniu y_1' i y_1'' jest uzyskiwane oddziaływanie wynikowe y_1 . Drugi obwód przekształcenia składa się z oddziaływania y_1 na narzędzie, powstałego w wyniku przemieszczenia wynikowego y_2 , które automatycznie sumując się z y_1 warunkuje pojawienie się na wyjściu parametru Δy .

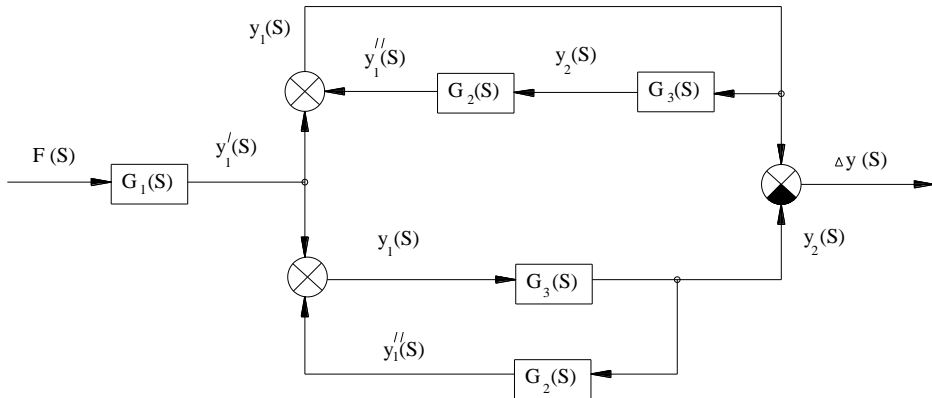
Struktura dynamiczna procesu obróbki

Struktura dynamiczna procesu obróbki mechanicznej jest przedstawiona na rys. 2.4.

Struktura dynamiczna zawiera dwie równoległe gałęzie, z których każda jest objęta dodatnim sprzężeniem zwrotnym. Do sterowania wskaźnikami dokładności i jakości jest określana transmitancja operatorowa obiektu, z układu równań, zapisanego w postaci operatorowej [105]

$$\begin{cases} (T_1^2 s + T_2 s) y_1(s) = k_1 F(s) \\ (T_3^2 s + T_4 s + 1) y_2(s) = 0 \end{cases}, \quad (2.21)$$

gdzie: s – operator różniczkowania.



Rys. 2.4. Struktura dynamiczna procesu roztaczania: $G_1(s)$ – transmitancja operatorowa przekształcenia siły zakłócającej $F(s)$ w jedną ze składowych $y_1'(s)$ przemieszczenia części, $G_2(s)$ – przekształcenie przemieszczenia $y_2(s)$ podukładu narzędzie – suport w drugą składową $y_1''(s)$ ruchu części, $G_3(s)$ – przekształcenia przemieszczenia wynikowego $y_2(s)$ części w amplitudę drgań podukładu narzędzie – suport

Transmitancje operatorowe według zakłóceń, wiążące zewnętrzne oddziaływania siłowe z parametrami wyjściowymi: $\dot{y}_1(s)$, $\ddot{y}_1(s)$, $y_2(s)$ są zapisywane jako

$$\begin{aligned}
G_1(s) &= \frac{\dot{y}_1(s)}{F(s)} = \frac{k_2}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1} = \left(\frac{k_2(1 - T_1^2 \omega^2)}{(1 - T_1^2 \omega^2)^2 + T_2^2 \omega^2} - \frac{k_1 T_2 \omega}{(1 - T_1^2 \omega^2)^2 + T_2^2 \omega} i \right), \\
G_2(s) &= \frac{\ddot{y}_1(s)}{y_2(s)} = \frac{k_3}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1} = \left(\frac{k_3(1 - T_1^2 \omega^2)^2}{(1 - T_1^2 \omega^2)^2 + T_2^2 \omega^2} - \frac{k_2 T_2 \omega}{(1 - T_1^2 \omega^2)^2 + T_2^2 \omega} i \right), \\
G_3(s) &= \frac{y_2(s)}{y_1(s)} = \frac{k_4}{T_3^2 s^2 + T_4 s + 1} = \left(\frac{k_4(1 - T_3^2 \omega^2)}{(1 - T_3^2 \omega^2)^2 + T_4^2 \omega^2} - \frac{k_4 T_4 \omega}{(1 - T_3^2 \omega^2)^2 + T_4^2 \omega} i \right) \quad (2.22)
\end{aligned}$$

Do oceny wpływu ruchu podukładu część – podpora i podukładu narzędzie – suport na kształtowanie amplitudy drgań względnych narzędzia i półfabrykatu jest celowe dysponowanie transmitancjami operatorowymi odpowiadającymi dynamicznemu schematowi strukturalnemu

$$\begin{aligned}
G_4(s) &= \frac{y_4(s)}{F(s)} = \frac{G_1(s)G_3(s)}{1 - G_2(s)G_3(s)}, \quad (2.23) \\
G_5(s) &= \frac{y_1(s)}{F(s)} = \frac{G_1(s)}{1 - G_2(s)G_3(s)}.
\end{aligned}$$

Dla całego układu OUPN [105]

$$G_6(s) = \frac{\Delta y(s)}{F(s)} = \frac{G_1(s)[1 - G_3(s)]}{1 - G_3(s)G_3(s)} = \frac{k_5(T_3^2 s^2 + T_4 s + 1 - k_4)}{(T_1^2 s^2 + T_2 s + 1)(T_3^2 s^2 + T_4 s + 1) - k_3 k_4}. \quad (2.24)$$

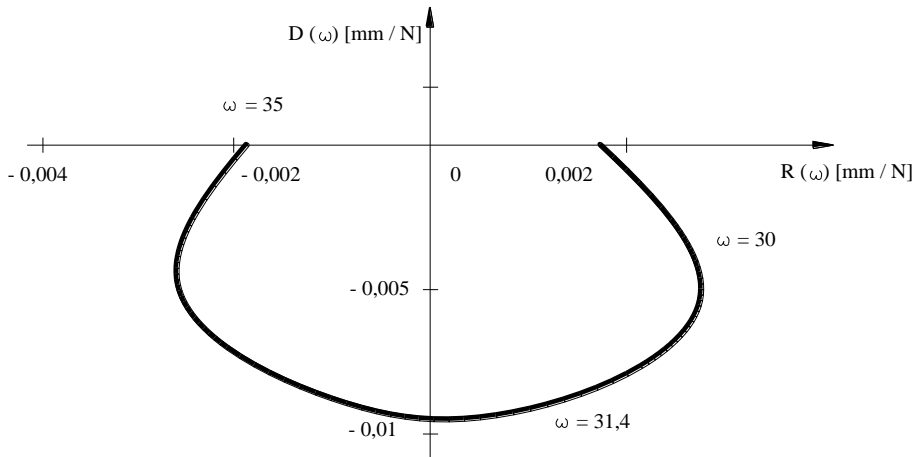
Do transmitancji operatorowych $G_1(s)$ – $G_3(s)$ wchodzi współczynnik k_{12} , poprzez który jest realizowane nie pokazane na schemacie (rys.2.4) powiązanie podukładu część – podpora i podukładu narzędzie – suport. Oprócz tego do każdej z gałęzi wchodzi transmitancje operatorowe zawierające parametry tych podukładów. Odpowiednio podobne oddziaływania mają miejsce przy kształtowaniu y_1 i y_2 .

Na schemacie strukturalnym (rys. 2.4) jest widoczny wyraźny wpływ parametrów układu sprężystego i procesu skrawania na amplitudę drgań własnych z uwzględnieniem powiązania układu sprężystego i procesu skrawania. Siła skrawania zależy od dwóch przemieszczeń y_1 i y_2 .

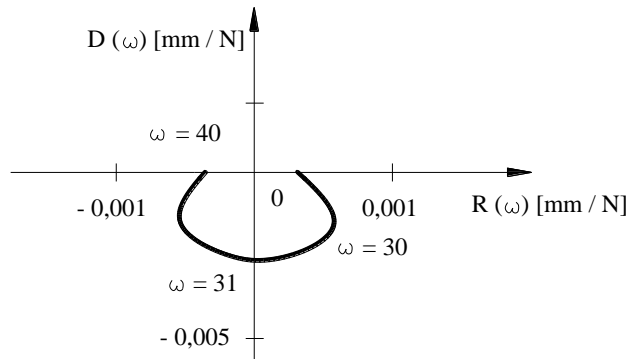
Przy konstruowaniu układu OUPN należy ustalić wpływ poszczególnych parametrów obrabiarki na amplitudę drgań własnych. Ze schematu strukturalnego roztaczania otworów głębokich w częściach osiowosymetrycznych widać, że sterowanie przemieszczeniem podukładu część – podpory wyraźnie zmniejsza amplitudę drgań własnych. Zastosowanie układu stabilizacji osi obracającej się części umożliwia zredukowanie wpływu obrotu pierwszego (y_1) do minimum.

Zbudowano obliczeniową *ChAF* podukładu część – podpora z zastosowaniem eksperymentalnego współczynnika sztywności i tłumienia dla podukładu część – podpora z układem i bez niego (rys. 2.5). Jak widać, amplituda przemieszczeń $y_1(s)$ zmniejsza się prawie o rząd wielkości. Ogólna amplituda drgań względnych ulega zmniejszeniu (rys. 2.6).

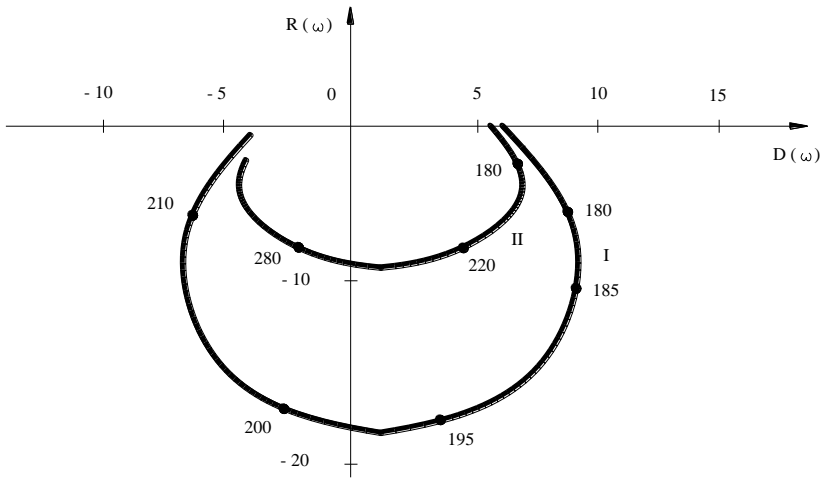
a)



b)

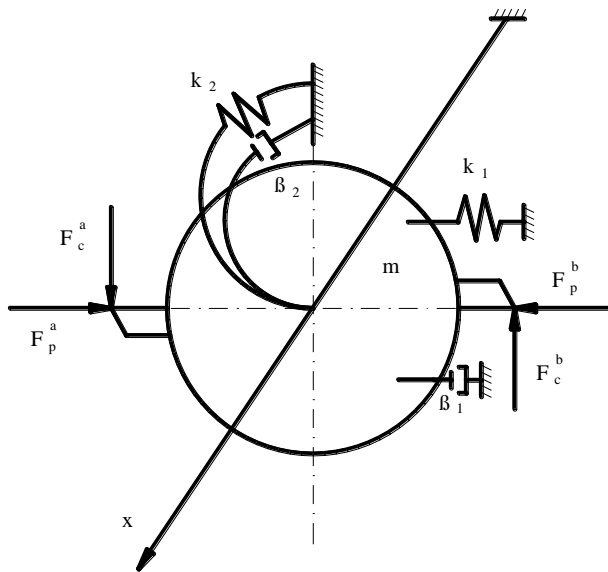


Rys. 2.5. Obliczeniowa ChAF podukładu PCP z zastosowaniem eksperymentalnego współczynnika sztywności i tłumienia dla podukładu PCP: a) z układem i b) bez układu



Rys. 2.6. Zmniejszona amplituda drgań względnych: I – z układem, II – bez układu

Rozważania powyższe dają możliwość przejścia do modelu jednomasowego procesu roztaczania, przedstawionego na rys. 2.7.



Rys. 2.7. Mechaniczny model jednomasowy układu OUPN przy roztaczaniu:
 m – masa, k_1 i k_2 – współczynniki sztywności, β_1 i β_2 – współczynniki tłumienia,
 F_c^a i F_p^a – siły skrawania na pierwszym nożu i F_c^b i F_p^b – siły skrawania
na drugim

W tym przypadku dokładność przy roztaczaniu jest określana tylko przemieszczeniami podukładu narzędzie – suport, a głównym zakłóceniem uwarunkowanym zmiennym naddatkiem jest składowa siły skrawania. Mimośrodowość obrabianego otworu względem osi obrotu prowadzi do cyklicznej zmiany naddatku w przeciwfazie na przeciwnych nożach i odpowiedniej zmiany sił skrawania, które z kolei prowadzą do przemieszczenia osi oprawki.

2.3. Podsumowanie

Zbudowany został dwumasowy model roztaczania dwunożowego. Na jego podstawie opracowano model matematyczny roztaczania otworów głębokich. Badania analityczne i numeryczne modelu pozwoliły stwierdzić, że:

- regulowanie amplitudy drgań względnych umożliwia optymalne sterowanie sztywnością,
- wprowadzenie tłumienia powoduje fazowe przesunięcie ruchu narzędzia i części,
- spadek amplitudy drgań względnych ze wzrostem sztywności skrawania daje możliwość dodatkowego podniesienia dokładności i wydajności,
- minimum amplitudy drgań względnych jest osiągany tylko wtedy, kiedy częstotliwość własna podukładu narzędzie – suport jest równa częstotliwości siły wymuszającej,
- częstotliwość zredukowana podukładu narzędzie – suport nie może być równa częstotliwości oddziaływania zewnętrznego przy ustalonych parametrach układu *OUPN*, przy tym sztywność przy parametrach wysoko-wydajnych zmniejsza się, co sprzyja obniżeniu częstotliwości własnej,
- dobierając sztywność i tłumienie podukładu narzędzie – suport można sterować częstotliwością sprowadzoną przy uzyskaniu minimum amplitudy drgań względnych w kierunku promieniowym.

W wyniku optymalizacji parametrów układu *OUPN* można zmniejszyć czas procesów przejściowych, zwiększyć sztywność dynamiczną, obniżyć poziom drgań. Przy roztaczaniu otworów cienkościennych w tulejach w celu minimalizacji amplitudy drgań względnych należy regulować sztywności zarówno podukładu część – podpora jak i podukładu narzędzie – suport .

Przeanalizowano kształtowanie otworów narzędziem do roztaczania o różnej charakterystyce sztywności podukładu narzędzie – suport.

W celu pełniejszego zobrazowania współdziałania podukładów modelu dwumasowego opracowano analizę obrazu fizycznego procesu skrawania, a także strukturę dynamiczną oraz opis matematyczny jej dwóch poszczególnych gałęzi.

Do oceny wpływu ruchu podukładu część – podpora i podukładu narzędzie – suport na kształtowanie amplitudy drgań względnych narzędzia i półfabrykatu zastosowano transmitancje operatorowe odpowiadające dynamicznemu schematowi strukturalnemu.

Analiza schematu strukturalnego roztaczania otworów głębokich w częściach osiowosymetrycznych oraz amplitudowej charakterystyki fazowo-częstotliwościowej pokazuje, że:

- sterowanie przemieszczeniem podukładu część – podpory wyraźnie zmniejsza amplitudę drgań własnych,
- zastosowanie układu stabilizacji osi obracającej się części umożliwia zredukowanie wpływu obwodu pierwszego (y_1) do minimum,
- amplituda przemieszczeń $y_1(s)$ zmniejsza się prawie o rząd wielkości,
- ogólna amplituda drgań względnych ulega zmniejszeniu.

3. PODSTAWY TEORETYCZNE BUDOWY UKŁADU STEROWANIA AUTOMATYCZNEGO ROZTACZANIEM OTWORÓW GŁĘBOKICH

3.1. Model roztaczania dwunożowym wytaczadłem z przetwornikiem falowym

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

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

Siła skrawania jest określana trzema składowymi: F_x , F_y , F_z . Każda składowa może być obliczona z zależności [108]

$$F_i = Q_i h b v_c k_i, \quad (3.1)$$

gdzie: Q_i – siła względna kształtowania wióra;

h , b – grubość i szerokość warstwy skrawanej;

v_c – prędkość skrawania;

k_i – współczynnik warunków obróbki.

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

$$F_i = m_i h + n_i b + g_i v_c, \quad (3.2)$$

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

Prędkość skrawania przy skrawaniu wibracyjnym ulega dużym zmianom (czasami przechodzi w zakres ujemny – w tym przypadku ma miejsce oderwanie noża od wióra). Prędkość drgań, spowodowanych zakłóceniami dynamicznymi w strefie skrawania, jest określana częstością impulsowych procesów relaksacyjnych w strefie powstawania wióra (częstością powstawania wióra). Częstość powstawania wióra zależy od stacjonarnej prędkości skrawania [132]. Dlatego składowe siły skrawania F_i są określone prędkością drgającą, która jest funkcją stacjonarnej prędkości skrawania. Stacjonarna prędkość skrawania przy obróbce jednej części nie podlega dużym zmianom, co umożliwi linearyzację zależności F_i od v_{stac} . W przypadku zależności wykładniczej [132]

$$F_i = c_i b^x h^y v_c^n K_i, \quad (3.3)$$

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

Współczynnik przenoszenia jest określany jako pochodna cząstkowa każdej składowej według zależności

$$m_i = \frac{\partial F_i}{\partial h}. \quad (3.4)$$

Analogicznie w przypadku współczynników n_i i g_i .

Do określenia wartości współczynników należy dwie zmienne przyjąć jako stałe. Następnie jest określana pochodna cząstkowa [132]

$$m_z = \frac{\partial F_z}{\partial h}, \quad g_i = \frac{\partial F_z}{\partial v_c}, \quad n_z = \frac{\partial F_z}{\partial b}. \quad (3.5)$$

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

Badane jest zachowanie układu w trybie quasistatycznym oraz określone zachowanie układu technologicznego w procesie skrawania w trakcie jednego obrotu części. Zmienny naddatek powoduje odkształcenia podkładu części-podpora i podkładu narzędzie – suport. Czas w ciągu, którego zachodzi zmiana siły skrawania w tym przypadku jest mniejszy od stałej czasowej procesu powstawania wióra $T_c = 4 \cdot 10^{-3}$ [s] (czas obrotu części 0, 1 [s]) [70]. Opóźnienia siły skrawania w wyniku zmiennych parametrów warstwy skrawanej można nie uwzględniać. Zmiana grubości warstwy skrawanej jest określana chwilową prędkością posuwu i zależy nie tylko od położenia punktu krawędzi skrawającej w momencie skrawania, lecz także od czasu t równego τ , gdzie τ – czas obrotu części (czas opóźnienia). Zjawisko to jest określane jako obróbka „po śladzie”. Jeżeli prędkość posuwu jest regulowana i na odchyłkę grubości warstwy skrawanej wpływają odkształcenia w kierunkach osiowym ΔY_X i promieniowym ΔY_Y układu sprężystego obrabiarki to grubość warstwy skrawanej jest określana w postaci operatorowej [70]

$$h(s) = \frac{1}{s}(1 - e^{-s\tau})\Delta f(s) - \Delta h_{\kappa_r}(s) \pm \Delta Y_Y(s)\kappa_r(1 - e^{-s\tau}) - (1 - e^{-s\tau})\Delta Y_X(s), \quad (3.5)$$

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

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

W postaci operatorowej można zapisać [70]

$$\Delta b(s) = \frac{1}{s\tau}(1 - e^{-s\tau})\Delta b_{sr}(s) + \frac{fb(s)}{\omega^2 + s^2} - \Delta b_{zuz}(s) \pm \Delta Y_Y(s), \quad (3.6)$$

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

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

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

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

$\Delta b_{zu\acute{z}}(s)$ – wielkość zużycia noży,

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

Rozpatrywane jest odkształcenie podukładu narzędzie – suport w wyniku działania sił F_y , F_z i F_x . Z obliczeń wynika, że składowej F_x przy obróbce narzędziem znormalizowanym można nie uwzględniać. Składowe normalne F_y^A i F_y^B na dwóch nożach działają przeciwnie i siła wynikowa $\Delta F_y = F_y^A - F_y^B$ określa poprzeczne ugięcie wytaczadła. Składowa styczna F_z jest równa sumie $F_z^A + F_z^D = \Delta F_z$. Przy zastosowaniu prowadnic z naciągami w obrabianym otworze przy zachodzącym jednocześnie wraz ze skrawaniem odkształceniem plastyczno powierzchniowym (OPP), amplituda skręcania zależy od dodatkowej składowej F_z , która jest określana według zależności [70]

$$F_z = F_z^{OPP}(s) = k_9 b^{OPP}(s) + k_{10} \Delta v_c(s), \quad (3.7)$$

$$\Delta b^{OPP}(s) = b^{OPP}(s) + \Delta b_{zu\acute{z}}(s), \quad (3.8)$$

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

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

$$v_{drg} = 2\pi f_z A, \quad (3.9)$$

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

Częstość powstawania wióra f jest określana według zależności

$$f_w = \frac{v_c R_m \sin \phi \cos \omega}{\Delta E \sin(\pi/2 + \gamma - \phi)}, \quad (3.10)$$

gdzie: R_m – granica wytrzymałości obrabianego materiału,
 ω – kąt działania siły skrawania,
 ϕ – kąt ścinania,
 Δ – wielkość odchylenia wierzchołka noża w procesie ścinania,
 E – moduł sprężystości podłużnej,
 γ – kąt natarcia.

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

Dynamika podukładu narzędzie – suport z przetwornikiem falowym jest opisywana układem równań różniczkowych drugiego stopnia o stałych współczynnikach [70]

$$\begin{aligned} m\ddot{y} + \beta_1 \dot{y} + k_1 y - 2k_{12} y &= \Delta F_y, \\ J_{zr} \ddot{\varphi} + \beta_2 \dot{\varphi} + k_2 \varphi &= F_z d, \\ \Delta h_\varphi &= k_4 \varphi, \end{aligned} \quad (3.11)$$

gdzie: m – masa zredukowana podukładu narzędzie – suport,
 J_{zr} – zredukowany moment bezwładności,
 β_1, β_2 – współczynniki tłumienia,
 k_1, k_2 – współczynniki sztywności pod wpływem zginania i skręcania,
 ΔF_y – wypadkowa normalnych składowych sił skrawania,
 $F_z d$ – moment skręcający w wyniku działania składowej stycznej na dwóch płytkach skrawających,
 φ – kąt skręcenia oprawki,
 Δh_φ – wielkość przesunięcia wzdłużnego w wyniku osiadania sprężystej części narzędzia przy skręcaniu,
 k_4 – współczynnik powiązania współrzędnościowego.

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

Model matematyczny procesu skrawania w postaci operatorowej

$$\begin{aligned} (T_1^2 s^2 + T_2 s + 1)y(s) &= k_1 F_y^{skr}(s), \\ (T_3^2 s^2 + T_4 s + 1)\varphi(s) &= k_2 F_z^{skr}(s) + k_3 F_z^{OPP}(s), \\ \Delta h_\varphi(s) &= k_4 \varphi(s), \end{aligned} \quad (3.12)$$

$$F_i^{skr}(s) = n_i \Delta h(s) + m_i \Delta b(s) + g_i \Delta v_c(s); \quad i = \langle y, z \rangle \quad (3.13)$$

gdzie składowe sił skrawania:

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

$$\begin{aligned} T_1^2 &= \frac{m_1}{k_1}; \quad T_2 = \frac{\beta_1}{k_1}; \quad T_3^2 = \frac{J}{m_2}; \quad T_4 = \frac{\beta_2}{k_2} - \text{stałe czasowe,} \\ k_3 &= \frac{1}{k_1}; \quad k_4 = k_5 = \frac{2R}{k_2} - \text{współczynniki przekazywania.} \end{aligned}$$

Zużycie określane jest z zależności [70]

$$b_{zuż} = Ct, \quad (3.14)$$

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

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

$$\int_{t-\tau}^t n_{wz}(t) dt = 1. \quad (3.15)$$

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

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

$$\begin{aligned}
\Delta h(s) &= \frac{1}{s}(1-e^{-\tau s})\Delta s(s) - \Delta h_\varphi(s), \\
\Delta b(s) &= \frac{1}{s}(s\tau)(1-e^{-\tau s})\Delta b_{skr}(s) + \frac{fb(s)}{\omega^2 + s^2} - \Delta b_{zi\bar{z}}, \\
\Delta b_{zi\bar{z}}(s) &= k_5 s \Delta v_c(s), \\
f(s) &= k_8 v_c(s), \\
F^{OPP}(s) &= k_9 b^{OPP}(s) + k_{10} \Delta v(s), \\
\Delta b^{OPP}(s) &= b^{OPP}(s) + \Delta b_{zi\bar{z}}(s).
\end{aligned} \tag{3.16}$$

Zgodnie z układem równań (3.16) określono transmitancje operatorowe $G_i(s)$ oraz opracowano schemat strukturalny układu technologicznego (rys. 3.1).

$$\begin{aligned}
G_1(s) &= \frac{y(s)}{F_y(s)} = \frac{k_1}{T_1^2 s^2 + T_2 + s + 1}, \\
G_2(s) &= \frac{\varphi(s)}{F_z^{skr}(s)} = \frac{k_2}{T_3^2 s^2 + T_4 s + 1}, \\
G_3(s) &= \frac{\Delta h_\varphi(s)}{\varphi(s)} = k_4, \\
G_4(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta h(s)} = n_y, \\
G_5(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta b(s)} = m_y, \\
G_6(s) &= \frac{F_y(s)}{\Delta v(s)} = g_y, \\
G_7(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta h(s)} = n_z, \\
G_8(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta b(s)} = m_z, \\
G_9(s) &= \frac{F_z^{skr}(s)}{\Delta v_c(s)},
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
G_{10}(s) &= \frac{F_z^{OPP}(s)}{b^{OPP}(s)} = m_{z1}, \\
G_{11}(s) &= \frac{F_z^{OPP}(s)}{\Delta v_c(s)} = g_{z1}, \\
G_{12}(s) &= \frac{b_{zuz}(s)}{\Delta v_c(s)}, \\
G_{13}(s) &= \frac{\Delta b(s)}{b(s)} = \frac{s}{\omega^2 + s^2}, \\
G_{14}(s) &= \frac{\Delta v_c(s)}{s(s)} = k_5, \\
G_{15}(s) &= \frac{\Delta v_c(s)}{\varphi(s)} = k_6, \\
G_{16}(s) &= \frac{\Delta b(s)}{\Delta b_{skr}(s)} = \frac{1}{s\tau} (1 - e^{-\tau s}), \\
G_{17}(s) &= \frac{\Delta h(s)}{\Delta s(s)} = \frac{1}{1 - e^{-\tau s}}, \\
G_{18}(s) &= \frac{f(s)}{v_c(s)} = k_8.
\end{aligned} \tag{3.17}$$

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

3.2. Układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich

Opracowany układ sterowania automatycznego został zastosowany do tokarek. Kryteriami efektywności obróbki są: dokładność, stabilność parametrów części i wydajność. Pierwsze kryterium – dokładność jest osiągnięte w wyniku minimalizacji względnych przesunięć części i narzędzia w kierunku promieniowym. Drugie kryterium – stabilność uzyskiwane jest na dwa sposoby: w wyniku stabilizacji sił skrawania zarówno w czasie jednego obrotu części jak i wzdłuż części oraz minimalizacji sił skrawania. Trzecie kryterium efektywność obróbki w zasadzie jest ograniczone dwoma pierwszymi. Niewystarczająca wydajność może być skompensowana, ale jeżeli dokładność nie odpowiada wymaganiom eksploatacyjnym to proces technologiczny nie ma sensu. Opracowanie układu sterowania automatycznego jest realizowane na bazie istniejących rozwiązań technicznych w zakresie kontroli oraz sterowania dokładnością i jakością obróbki. Opis urządzeń sterowania automatycznego przedstawiono w pracach [3, 32, 34, 36, 76, 79]. Przy obróbce sterowanie przemieszczeniami dynamicznymi jest realizowane w wyniku regulowania posuwu, mocy oraz sztywności elementów układu OUPN przez nałożenie drgań.

Zgodnie z badaniami teoretycznymi włączenie przetwornika falowego do konstrukcji wytaczadła prowadzi do rozłożenia obciążenia zmiennego na dwa kontury: kontur przemieszczeń promieniowych i kontur skręcania części skrawającej. Zgodnie z przytoczonym wyżej, działanie zmiennej składowej siły skrawania w zasadzie prowadzi do skręcenia części skrawającej i jej wzdłużnego przemieszczenia. W wyniku zmiany grubości warstwy skrawanej w trakcie obrotu części siła skrawania ulega stabilizacji. Przy roztaczaniu zgrubnym

dwunożowym z powodu błędu ustawienia wylotu płytek skrawających kształtowanie jest realizowane płytką o większym wylocie promieniowym i czołowym (błąd ustawienia noży do 0,05 [mm]). Drgania nisko-częstotliwościowe oprawki są określane zmianami sił skrawania na tej płytce.

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

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

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

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

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

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

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

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

$$\begin{aligned} G_{12}(s) &= \frac{U_1(s)}{h(s)} = K_{12}, \\ G_{13}(s) &= \frac{U_2(s)}{U_1(s)} = K_{13}, \\ G_{14}(s) &= \frac{\Delta s(s)}{U_2(s)} = \frac{K_M}{1 + T_M s}, \end{aligned} \quad (3.18)$$

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

Transmitancja operatorowa konturu sterowania posuwem jest więc równa

$$G_y(s) = \frac{\Delta s(s)}{\Delta h(s)} = G_{12}G_{13}G_{14} = \frac{K_{12}K_{13}K_M}{1 + T_M s}. \quad (3.19)$$

Trzy równoległe pracujące obwody zostaną przeanalizowane niezależnie od siebie (rys. 3.1). Transmitancja operatorowa obwodu przemieszczeń wzdłużnych przy obróbce zwykłej

$$G_A(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = G_{17}G_4G_1. \quad (3.20)$$

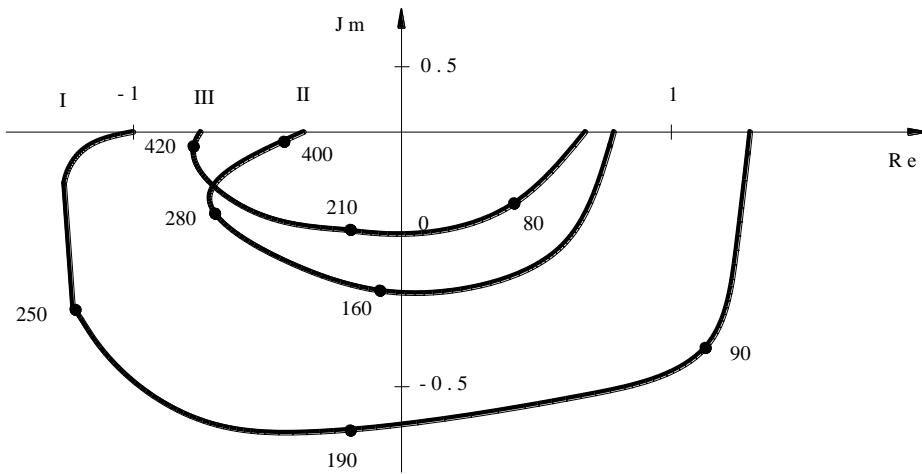
Transmitancja operatorowa funkcji układu przy roztaczaniu z przetwornikiem falowym

$$G(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = \frac{G_{17}G_4G_1}{1 + G_{17}G_7G_2G_3}. \quad (3.21)$$

Transmitancja operatorowa układu z układem sterowania automatycznego obróbką z przetwornikiem falowym

$$G(s) = \frac{y(s)}{\Delta f(s)} = \frac{G_{17}G_4G_1}{1 + G_{17}(G_2G_3 + G_{KS})}. \quad (3.22)$$

Charakterystyka amplitudowa w przypadku tych obwodów przy danych eksperymentalnych odnośnie parametrów przetwornika falowego i charakterystyk technicznych wybranych napędów są przedstawione na rys. 3.2. Jak widać z wykresów, hodograf transmitancji operatorowej ulega zmniejszeniu około 2,5-krotnie przy wprowadzeniu przetwornika falowego. Przy tym praca układu jest stabilna. Wprowadzenie obwodu sterowania z małym współczynnikiem wzmocnienia $K_\gamma = 2$ tworzy zapas stabilności według modułu równy 1,5. Rozpatrzono obwód sterowania ruchem głównym. Moment skręcania narzędzia jest określany składową siłą skrawania F_z , która jest nieliniową funkcją prędkości v_c ($F_z C/v_c^n$). W celu stabilizacji amplitudy skręcania, jako funkcji prędkości skrawania, należy dążyć, aby $T = const$.



Rys. 3.2. Schemat obliczeniowy płaski podukład część – podpora z uwzględnieniem sił osiowych przy różnych napędach (I, II, III)

W danym przypadku transmitancja operatorowa jest równa

$$G(s) = \frac{F_z(s)}{v_c(s)} = \frac{G_{18}G_{14}G_9}{1 - G_{15}G_2}, \quad (3.23)$$

a transmitancja operatorowa układu z układem sterowania automatycznego

$$G(s) = \frac{F_z(s)}{v_c(s)} = \frac{G_{18}G_{14}G_9}{(1 - G_{15}G_2)(1 + G_{US})}. \quad (3.24)$$

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

Transmitancja operatorowa układu bez sterowania jest równa

$$G(s) = \frac{\Delta b_{OPP}}{F(s)} = G_{10}, \quad (3.25)$$

a transmitancja operatorowa układu ze sterowaniem

$$G(s) = \frac{\Delta b_{OPP}}{F(s)} = \frac{G_{10}}{1 + G_{US}}. \quad (3.26)$$

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

3.3. Analiza przemieszczeń wysokoczęstotliwościowych części skrawającej narzędzia

Przy zróżnicowanych przemieszczeniach wysokoczęstotliwościowych w ogólnym przypadku siłę skrawania można przedstawić w postaci wektorowej [77]

$$\bar{F} = T_s \bar{F}' = k_s \Delta \bar{r} + h_s \Delta \bar{r}', \quad (3.27)$$

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

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

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

$$F = T_s \dot{F} = k_s \omega + h_s \dot{\omega} + h_{pz} \dot{z}. \quad (3.28)$$

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

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

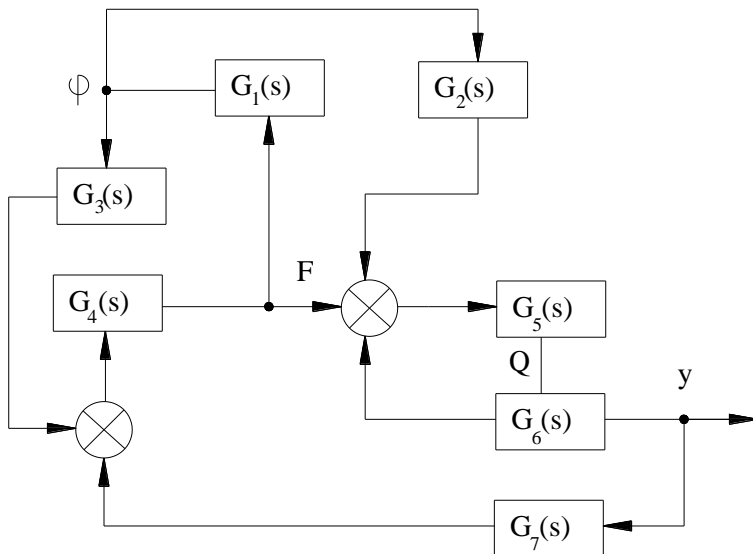
$$\begin{aligned} T_{1Y}^2 \ddot{y} + T_{2Y} \dot{y} + y &= Q, \\ T_{3Z}^2 \ddot{\phi} + T_{4Z} \dot{\phi} + \phi &= F_z^{skr}, \\ T_s \dot{F}_z + F &= -k_y y - h_{z1} \dot{\phi}, \\ T_Q \dot{Q} &= F_z - h_y \dot{y} - h_{z2} \dot{\phi}, \end{aligned} \quad (3.29)$$

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

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

układu, pochłania energię przy zakłóceniu siłą F_z . Wynika stąd, że w porównaniu z amplitudą przemieszczeń normalnych y jest celowe zwiększenie amplitudy przemieszczeń kompleksowych, ponieważ sprzyja to zmniejszeniu energii drgań obwodu y i zwiększa odporność układu na drgania. Odpowiedni schemat strukturalny z zaznaczeniem transmitancji operatorowych ogniw układu jest przedstawiony na rys. 3.3.

$$\begin{aligned}
 G_2(s) &= \frac{y(s)}{Q(s)} = \frac{k_2}{T_{1Y}^2 s^2 + T_{2Y} + 1}, \\
 G_1(s) &= \frac{\varphi(s)}{F_z^{skr}(s)} = \frac{k_1}{T_{3Z}^2 + T_{4Z} s + 1}, \\
 G_2(s) &= \frac{\dot{\varphi}(s)}{F_z(s)} = h_{z1}(s)s, \\
 G_3(s) &= \frac{\dot{\varphi}(s)}{Q(s)} = h_{z2}(s)s, \\
 G_4(s) &= \frac{y(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_s^2 s^2 + 1}, \\
 G_5(s) &= \frac{Q(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_Q^2 s^2 + 1}, \\
 G_6(s) &= \frac{\dot{y}(s)}{F_z(s)} = \frac{1}{T_Q^2 s^2 + 1}, \\
 G_7(s) &= \frac{F_z(s)}{y(s)} = K_y.
 \end{aligned} \tag{3.30}$$



Rys. 3.3. Schemat strukturalny z zaznaczeniem transmitancji operatorowych ogniw układu

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

3.4. Podsumowanie

Opracowano model roztaczania dwustrzowym wytaczadłem z przetwornikiem falowym, pozwalający na wykorzystywanie energii procesu skrawania do powstania drgań wzłużno-skrętnych.

W odróżnieniu od obróbki zwykłym wytaczadłem, przy roztaczaniu z przetwornikiem falowym wprowadzono kontur wzłużnego przemieszczenia proporcjonalnego do wielkości momentu skręcającego i odpowiednio do amplitudy skręcania. Składowe dynamiczne siły skrawania spowodowane zmiennymi wielkościami posuwu i nadatku rozkładają się na dwa obwody: skręcania i zginania. Zmiana obciążenia, przekazywana przez kontur skręcania, prowadzi do adaptacyjnej zmiany grubości przekroju w wyniku osiadania sprężystej części skrawającej przy zachowaniu stałej powierzchni warstwy skrawanej, co powoduje zwiększenie dokładności kształtu i wymiarów.

Opracowano schemat strukturalny układu sterowania automatycznego roztaczaniem z zastosowaniem przetwornika falowego umożliwiającego uzyskanie stabilności charakterystyk dynamicznych procesu skrawania. Wyodrębniono w nim trzy obwody sterowania: siłami napięcia prowadnic elementów odkształcających w obrabianym otworze w funkcji ich wysunięcia, stabilizacji grubości warstwy skrawanej wzdłuż części w funkcji posuwu wzdłużnego, minimalizacji momentu skręcającego w napędzie ruchu głównego w funkcji prędkości skrawania.

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

Teoretycznie uzasadniono zwiększenie dokładności roztaczania w wyniku zastosowania drgań wysokoczęstotliwościowych narzędzia z przewagą składowej stycznej wektora przemieszczeń. Przy niewielkich zakłóceniach drgania styczne nieznacznie wpływają na grubość warstwy skrawanej, nie powodując bezpośrednio opóźnień i zmiany sił skrawania oraz tarcia. Obwód drgań skręcających, nie „rozkołysując” układu, pochłania energię przy zakłóceniu siłą F_z . W porównaniu z amplitudą przemieszczeń normalnych y jest celowe zwiększenie amplitudy przemieszczeń kompleksowych, ponieważ sprzyja to zmniejszeniu energii drgań i zwiększa odporność układu na drgania. Efekt ten można zwiększyć poprzez wprowadzenie obwodu dodatkowego w rezonans razem ze styczną siłą skrawania zakłócającą obwód y . W tym przypadku częstotliwość własna obwodu dodatkowego powinna być bliska częstotliwości własnej obwodu zamkniętego ω (częstotliwości zakłócenia).

4. CHARAKTERYSTYKA UKŁADU STEROWANIA AUTOMATYCZNEGO ROZTACZANIEM OTWORÓW GŁĘBOKICH

4.1. Urządzenie do stabilizacji osi części o małej sztywności

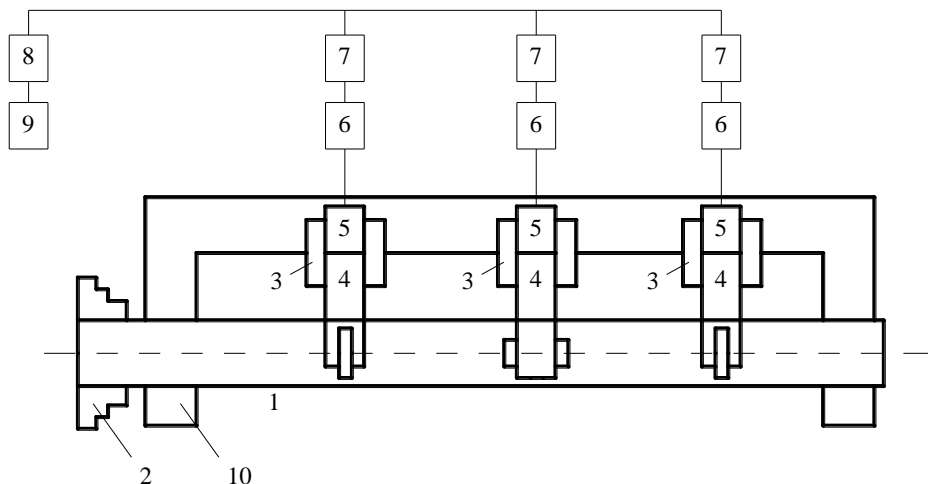
Przy opracowaniu stanowiska eksperymentalnego są stawiane następujące wymagania:

- powinno ono odpowiadać parametrom obrabiarki bazowej,
- być maksymalnie proste w obsłudze i eksploatacji,
- parametry dynamiczne powinny odpowiadać wymaganiom stawianym układom sterowania automatycznego.

W procesie opracowania urządzenia eksperymentalnego umożliwiającego sterowanie sztywnością i odpornością na drgania układu: część o małej sztywności – podpory należy rozwiązać następujące problemy:

1. Umieścić belkę nośną i samoosiujące podtrzymki hydrauliczne nad suportem w miarę możliwości nie zmniejszając największej długości obrabianej części.
2. Samoosiujące podtrzymki hydrauliczne powinny mieć wałki oporowe tak, aby było możliwe skrawanie w całym zakresie średnic półfabrykatów (od 30 do 110 [mm]) i obróbka przy jednym ustawieniu powierzchni zewnętrznych i wewnętrznych.
3. Wsporniki podtrzymek hydraulicznych powinny być wyposażone w urządzenia umożliwiające ustawienie podtrzymek według osi oprawki z dokładnością do 0,01 [mm].
4. Właściwości sztywnościowe i tłumiące belki oraz całego układu, umożliwiającego uzyskanie dokładności i wydajności obróbki mechanicznej części o małej sztywności powinny odpowiadać zadanyim wymaganiom.
5. Belka nośna powinna umożliwiać rozmieszczenie niezbędnych napędów hydraulicznych w strefie skrawania, nie ograniczając przy tym przemieszczeń zespołów obrabiarki.

Schemat konstrukcyjno-funkcjonalny, obrabiarki wyposażonej w urządzenia do sterowania sztywnością i odpornością wibracyjną podukładu: część o małej sztywności – podpory, przedstawiono na rys. 4.1.



Rys. 4.1. Schemat konstrukcyjno-funkcyjny układu stabilizacji osi części:
1 – obrabiarka 1A616, 2 – uchwyt, 3 – wspornik podtrzymek, 4 – podtrzymki samoosiujące, 5 – cylindry hydrauliczne, 6 – zawory siły zacisku, 7 – sterowane rozdzielacze hydrauliczne, 8 – zawór bezpieczeństwa, 9 – stacja pomp, 10 – belka niosąca podtrzymki hydrauliczne i ich napędy

Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości. Podtrzymki są rozmieszczane wzdłuż części zgodnie z warunkiem równej sztywności w funkcji stosunku długości do średnic części $\left(\frac{l}{d} < 5\right)$ lub podtrzymki są rozstawiane w strefach przeciwwęzłów rozkładu wyższych podstawowych rodzajów drgań części.

Samoosiujące podtrzymki hydrauliczne są ustawiane w węzłach największych drgań i pracują jak podpory o równej sztywności. Przy tym, ciśnienie doprowadzane do podtrzymki umożliwia zaciśnięcie części, a w podtrzymkach hydraulicznych samoosiujących ustawianych względem powierzchni nieobrobionej w danym przejściu i pracujących w trybie tłumienia jest wytwarzane ciśnienie umożliwiające tłumienie wibracji. Przełączenie, w trakcie obróbki, samoosiujących podtrzymek hydraulicznych tłumienia, pracujących w trybie tłumików na tryb podpór o równej sztywności, jest realizowane w trakcie przemieszczania wzdłuż części oprawki do roztaczania przy pomocy przełącznika w funkcji drogi przemieszczenia wytaczadła rejestrowanej przez czujnik. W położeniu początkowym przed procesem skrawania wszystkie podtrzymki hydrauliczne pracują w trybie tłumików, oprócz pracujących w trybie równej sztywności umiejscowionych przy wrzecionie i koniku. Jest to warunek ustawienia osi części względem osi technologicznej obrabiarki.

Powierzchnie oporowe części w miejscach ustawienia skrajnych podtrzymek są wstępnie przetaczane. Sposób tradycyjny mocowania części prowadzi do **skrzywienia jej osi** i powstania **naprężeń szczątkowych** w materiale, które ulegają wzmocnieniu w wyniku odkształcenia w czasie obróbki materiału. Część jest zaciskana w uchwycie z zabierakiem z możliwością przemieszczenia promieniowego w celu wykluczenia nie-określoności bazowania. Przewidziany jest mechanizm umożliwiający sztywne wzdłużne ustalenie części bez konieczności zamykania siłowego z dwóch stron, pozwalający na osiowe przemieszczenie części, co umożliwi otwarcie obwodu siłowego układu OUPN wzdłuż osi części i jednocześnie ograniczenie przemieszczenia części w kierunku osiowym.

Dzięki bazowaniu po tworzącej powierzchni części, która pokrywa się z pomiarową powierzchnią bazową, zwiększa się dokładność obróbki i wyklucza dziedziczność technologiczną warunków zamocowania.

Racjonalne rozmieszczenie podpór sztywnych i podpór – tłumików prowadzi do polepszenia właściwości dyssypacyjnych kontaktu narzędzie – część w strefie skrawania, co zmniejsza obciążenie cykliczne ostrza skrawającego spowodowane ruchami szybkimi i powolnymi oraz polepsza jakość kształtowania obrabianych powierzchni. Możliwe jest więc nie tylko zwiększenie wskaźników dokładnościowych obróbki, polepszenie charakterystyk eksploatacyjnych części obrabianych ale również zmniejszenie naprężeń w częściach gotowych oraz zwiększenie stabilności dynamicznej przebiegu całego procesu technologicznego.

Urządzenie jest wyposażone w podtrzymkę samoosiującą umożliwiającą osiowanie części w czasie obróbki. Mechanizm wykonawczy podtrzymki samoosiującej przy skrawaniu pracuje w sposób następujący: przy doprowadzeniu siły roboczej do napędu, płaski kopiał połączony z tłoczyskiem napędu, przemieszcza się na część, a wałki robocze (mogą być wykonane jako podwójne i posiadać dwa stopnie obrotowe swobody odnośnie własnej osi i osi obrotu) zaciskają lub zwalniają część za pośrednictwem kontaktu wałków z powierzchnią roboczą kopiału płaskiego.

Powierzchnia robocza kopiału jest określana w zależności od zakresu średnic obrabianej części. Jedna para wałków roboczych znajduje się na korpusie płaskiego kopiału, a dwie inne pary wałków są zamocowane na dźwigniach. Obrót dźwigni na końcach, których są rozmieszczone robocze wałki, zachodzi odnośnie osi obrotu. Podtrzymka jest mocowana na korpusie w ostatniej kolejności. Zacisk części jest realizowany od wałków – według sztywnego programu od kopiału. Zamykanie siłowe wałków jest wykonywane z siłą proporcjonalną do siły w napędzie. W celu odciążenia wałków i dźwigni, a także zwiększenia charakterystyk dynamicznych układu OUPN, oś wzdłużna korpusu podtrzymki razem z napędem jest obracana o kąt α , określany w funkcji parametrów geometrycznych noży zarówno oprawki do wytaczania jak i noży do obróbki zewnętrznej.

4.2. Określenie osiowych naprężeń szczątkowych w funkcji ugięcia tulei

4.2.1. Badania teoretyczne wpływu naprężeń szczątkowych na dokładność geometryczną

Nierównomierność rozkładu naprężeń szczątkowych jest wynikiem nierównomiernego naddatku, bicia tulei spowodowanego krzywizną początkową półfabrykatu oraz niewspółosiowości wewnętrznych i zewnętrznych powierzchni tulei. Wartość osiowych naprężeń szczątkowych q z tych powodów jest większa w środku części, a zależność q od współrzędnych r , φ , z ma monotoniczny charakter.

Obliczany jest moment zginający od sił wewnętrznych. Wyodrębniana jest w wybranym przekroju powierzchnia elementarna $dS = rd\varphi dr$. Na tę powierzchnię działa wewnętrzna siła osiowa $dF = q(r, \varphi, z)dS$. Moment elementarny tej siły względem środka przekroju jest równy

$$d\bar{M}(z) = \bar{r} d\bar{F}. \quad (4.1)$$

Rzuty momentu sumarycznego sił wewnętrznych w całym przekroju z można zapisać zależnościami

$$\begin{aligned} M(z)_x &= \int_0^R \int_0^{2\pi} q(r, \varphi, z) r^2 dr \sin \varphi d\varphi, \\ M(z)_y &= -\int_0^R \int_0^{2\pi} q(r, \varphi, z) r^2 dr \cos \varphi d\varphi. \end{aligned} \quad (4.2)$$

Moment całkowity w przekroju jest równy

$$M(z) = \sqrt{M(z)_x^2 + M(z)_y^2}. \quad (4.3)$$

W celu określenia wielkości ugięcia części y zastosowano równanie różniczkowe ugiętej osi belki

$$\frac{M(z)}{EI} = \frac{d^2 y(z)}{dz^2}, \quad (4.4)$$

po rozwiązaniu którego, otrzymuje się równanie ugiętej osi belki

$$y(z) = \frac{1}{EI} \int dz \int M(z) dz + C_1 z + C_2. \quad (4.5)$$

Określone jest z , przy y_{max} (oraz $\frac{dy}{dz} = 0$). Obliczenia przeprowadzono przy następującej funkcji rozkładu naprężeń

$$g(r, \varphi, z) = \frac{r^2}{k^2} \left\{ \cos \varphi \left[\frac{2(L-T) \left(z - \frac{l}{2} \right)^2}{l^2} - \frac{L}{2} \right] + \frac{K}{2} + \frac{2(N-K) \left(z - \frac{l}{2} \right)^2}{l^2} \right\} \quad (4.6)$$

Rozkład w kierunkach osiowym z i promieniowym r jest paraboliczny, a w kierunku kołowym cosinusoidalny. Płaszczyzna XOZ jest przeprowadzona przez płaszczyznę średnicową tulei o maksymalnej wielkości naprężeń szczytkowych q_1 i q_2 . Określając moment $M(z)$ otrzymano $M(z)_{x=0}$, ponieważ naprężenia szczytkowe są symetryczne względem płaszczyzny XOZ

$$M(z) = M(z)_y = -\frac{\pi R^2}{10l^2} \left[4(L-T) \left(z - \frac{l}{2} \right)^2 - Ll^2 \right]. \quad (4.7)$$

Równanie ugiętej osi tulei

$$g(z) = \frac{\pi R^3 (L-T) l^2}{480EI} - \frac{\pi R^3 Ll}{20EI} I_z - \frac{\pi R^3}{10l^2 EI} \left[\frac{(L-T) \left(z - \frac{l}{2} \right)^4}{3} - \frac{Ll^2 z^2}{2} \right], \quad (4.8)$$

w wyniku symetrii rozkładu $q(z)$ ugięcie maksymalne jest równe

$$y_{max} = \frac{\pi R^3 l^2 (5L+T)}{80EI G}, \quad (4.9)$$

na jednostkę długości $\frac{y_{max}}{l}$ od wielkości nierównomierności osiowych naprężeń szczytkowych

$$i = \frac{g_{2max}}{g_{1max}}. \quad (4.10)$$

Uwzględniając, że $I = \frac{\pi(R^4 - r^4)}{4}$ oraz (4.10) można zapisać

$$\frac{y_{\max}}{l} = \frac{l}{10Ed} g_{1\max} (i - 1). \quad (4.11)$$

Analiza zależności pokazuje, że względne ugięcie $\frac{y_{\max}}{l}$ jest zależne liniowo od sztywności części $\frac{l}{d}$ oraz wielkości naprężeń szcztkowych q .

Zależność (4.11) pokazuje, że ugięcie jest tym większe im jest większa wartość naprężeń szcztkowych przy jednakowym stosunku: $\frac{q_2 - q_1}{q_1} \%$.

Przeprowadzona analiza analityczna pokazuje, że przy obróbce części o małej sztywności jest konieczna technologia gwarantująca jej dokładność i niezmiennosc w trakcie okresu eksploatacji. Parametry skrawania, geometria, bazowanie powinny być określane nie z warunków wydajności i dokładności obróbki, a z warunku minimalizacji poziomu naprężeń szcztkowych, ich niezmiennosci po długości i średnicy w warstwie powierzchniowej gotowej części.

4.2.2. Założenia teoretyczne do obliczeń osiowych naprężeń szcztkowych

Określane są na wyjściu charakterystyczne odpowiedzi materiału niesprężystego w czasie na zmianę naprężenia (odkształcenia), przy określonym na wejściu odkształceniu (naprężeniu).

Określone są warunki niesprężystości materiału:

- każdej wartości naprężenia odpowiada jedna równoważna wartość odkształcenia i odwrotnie;
- równoważna wartość parametru wyjściowego jest określana tylko po ustalonym czasie;
- między odkształceniami i naprężeniami występuje zależność liniowa.

Układ termodynamiczny, na szereg nieskończenie małych zmian oddziaływania zewnętrznego, odpowiada ciągłym szeregiem stanów równoważnych. Warunki niesprężystości w odniesieniu do układu termodynamicznego są następujące:

- istnieje jednoznaczna zależność między naprężeniami i odkształceniami i w związku z pełnym odtwarzaniem parametrów należą one do układu termodynamicznego;
- przy zmianie naprężenia uzyskanie stanu równoważnego wymaga pewnego czasu, a samonastawienie układu termodynamicznego do nowego stanu równoważnego nazywa się relaksacją.

Do opisu ilościowego procesów odkształcenia model obiektu jest przestawiany w postaci sumy członów dynamicznych, które mogą nie mieć sensu fizycznego, ale charakteryzują zależność matematyczną między wielkościami.

Parametry opisujące właściwości materiału i model naprężeń szczątkowych

Model obiektu (liniowe równania różniczkowe) wiąże parametry naprężenia i odkształcenie, prędkość zmiany naprężenia i odkształcenia, opisujące niesprężystość (odpowiednio w modelu występują więzi sprężyste i tłumiące połączone szeregowo lub równoległe).

Model mechaniczny obiektu jest elementem półfabrykatu, który jest poddawany odkształceniu. Przy opisie przejścia od sprężystej części wykresu „ σ - ε ” do plastycznej jest stosowany element plastyczny, co jest specyfiką tego modelu. Jeżeli obciążenie zewnętrzne nie jest wyższe od granicy plastyczności σ_{02} , to materiał sprężysty charakteryzuje się parametrami E_1 , E_2 , β_1 , to znaczy można stosować prawo Hooke’a. Przy obciążeniu równym granicy plastyczności obciążenie odpowiada drugiej gałęzi wykresu o parametrach E_3 , E_4 (tak zwane zmienne moduły sprężystości, moduły tnące lub moduły umocnienia).

Wyprowadzono równania, opisujące na bazie tego modelu, naprężenia jako funkcję czasu i współrzędnych. Współczynniki tego równania uwzględniają sztywność półfabrykatu, dokładność oraz ogólną konfigurację powierzchniowej warstwy odkształcanej plastycznie [3]

$$\sigma(l, r) = \int (aL^2 + bL + c) \frac{E_2 r \left(1 + \frac{\beta}{E_1} \right) + \beta}{\tau + \beta}. \quad (4.12)$$

Znana jest również zależność, według której można określić różnicę rozmieszczonych przeciwległe po średnicy naprężeń osiowych, które prowadzą do paczenia części o małej sztywności

$$\Delta\sigma_{13} = \frac{(a_{1,3} - a_{2,4})L^2 + (b_{1,3} - b_{2,4})L + (c_{1,3} - c_{2,4}) \left[E_2 \tau \left(1 + \frac{\beta}{E_1} \right) + \beta \right]}{\tau + \beta} \quad (4.13)$$

Przy wyborze operacji technologicznych, umożliwiających zmniejszenie naprężeń szczytkowych, należy brać pod uwagę histerezę mechaniczną, która jest związana z relaksacją naprężeń. Przy tym należy uwzględnić stosunek między właściwościami materiału sprężystymi i niesprężystymi. W przypadku naprężenia sprężystego (sprężysto-ciągłego) przy nagłym zatrzymaniu przemieszczenia nie jest zachowana wartość σ odpowiadająca chwilowej wartości odkształcenia plastycznego – stopniowo zmniejsza się do zera od początkowej wartości σ_0 w chwili $t = 0$

$$G^{-1}\sigma + \eta^{-1}\dot{\sigma} = 0. \quad (4.14)$$

W wyniku rozwiązania równania otrzymuje się

$$\sigma = \sigma_0 \exp\left(\frac{-t}{\tau}\right), \quad (4.15)$$

gdzie: η – lepkość,

G – moduł sprężystości poprzecznej,

τ – czas relaksacji, który jest określany z zależności,

$$\tau = \eta G^{-1}. \quad (4.16)$$

W przypadku, kiedy na część działa siła zmienna, to z równania ruchu

$$\frac{dv_c}{dy} = G^{-1}\sigma + \eta^{-1}\dot{\sigma}$$

otrzymuje się

$$\frac{dv_c}{dy} = (i\omega G^{-1} + \eta^{-1})\sigma = \eta^{-1}(1 + i\omega\tau)\sigma. \quad (4.17)$$

Jeżeli $\omega\tau \ll 1$, to przy drganiach powolnych ruch ma najczęściej charakter niesprężysty, a gdy $\omega\tau \gg 1$, to przy drganiach szybkich – sprężysty.

W przypadku oddziaływania na półfabrykat drgań ultradźwiękowych naprężenia szczytkowe są małe w wyniku sprężystej redystrybucji energii. Czas relaksacji w tym przypadku zależy od częstości

$$\tau_\omega = -\Delta W R^{-1}(\ln \omega\tau_0)^{-1}, \quad (4.18)$$

gdzie: ΔW – energia naprężenia,

R – stała zależna od wymiarów ziaren.

Przy drganiach powolnych, na przykład przy wygładzaniu w podtrzymkach, należy uwzględnić zmianę struktury ziaren w wyniku odkształcenia plastycznego. Przy dużych naprężeniach w ziarnach gromadzi się energia sprężysta. W wyniku orientacji ziaren wzdłuż linii obróbki zmieniają się odległości między ziarnami – zachodzą zmiany, które sięgają na dużą głębokość.

W stanie równoważnym odkształcenie plastyczne (zgniot) jest związane ze zmianą uporządkowania w rozmieszczeniu atomów. Przy tym wzrost energii jest kompensowany zwiększeniem entropii konfiguracyjnej w taki sposób, że jest spełniona zależność [3]

$$N^{-1}\Delta W - kT \ln \xi = 0. \quad (4.19)$$

Składnik pierwszy w zależności (4.19) – to zwiększenie energii atomu w wyniku odkształcenia, drugi – zwiększenie entropii atomu w wyniku zwiększenia nieuporządkowania, $\xi > 1$ – parametr uporządkowania.

W przypadku niezmienności powierzchni zdejmowanego materiału jest zachowana stała wartość powierzchniowych naprężeń szczątkowych. Jest ona zmniejszana lub zwiększana w zależności od przyrostu naprężeń wzdłuż półfabrykatu i zmiany naddatku na obrót.

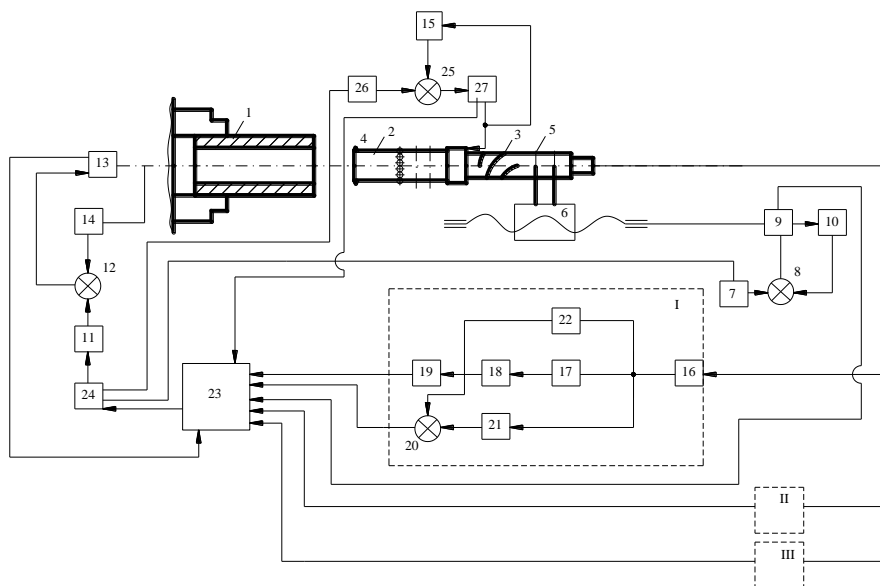
4.3. Układ sterowania automatycznym roztaczaniem

4.3.1. Opis pracy układu sterowania

Schemat funkcjonalny urządzenia jest przedstawiony na rys. 4.2. Urządzenie przedstawia sobą zamknięty układ technologiczny zawierający: część obrabianą 1; wytaczadło 2 z przetwornikiem falowym wykonanym w postaci kanałków śrubowych 3, o zmiennym skoku, zmniejszających się do miejsca ustawienia płytki skrawającej z węgla spiekane; kołnierze 5, umiejscowione z przeciwległej strony narzędzia w punktach węzłowych wytaczadła falowego 2, do mocowania narzędzia do suportu 6 obrabiarki; regulowany napęd posuwu z szeregowo połączonymi: nastawnikiem 7 wielkości posuwu, schematem sterowania 8 i napędem elektrycznym 9 z czujnikiem sprzężenia zwrotnego 10, podłączonym do drugiego wejścia schematu sterowania 8; napęd mechanizmu zwrotnego ruchu głównego składający się, analogicznie do napędu posuwu, z równolegle połączonych: zadajnika sterującego 11 obrotami półfabrykatu 1, schematu porównania 12 i napędu elektrycznego 13 z czujnikiem 14 sprzężenia zwrotnego odnośnie prędkości, którego wyjście jest połączone z drugim kanałem schematu sterowania 12.

Obwód regulowania siły odkształcenia zawiera: napęd 22 siły odkształcenia plastyczno-powierzchniowego w funkcji wysunięcia odkształcających elementów z szeregowo połączonym nastawnikiem 24 wielkości siły, schematem porównania 25 i napędem hydraulicznym 26 z czujnikiem 27 sprężenia zwrotnego, podłączonym do drugiego wejścia schematu porównania 25. Dwa identyczne kanały rejestracji parametrów technologicznych, składają się z szeregowo podłączonego do nich przetwornika 15 rejestracji prędkości drgającej lub przyspieszeń w kierunku działania osiowej lub stycznej składowej siły skrawania na swobodnej części wytaczała 2.

Urządzenie zawiera również: wzmacniacz wstępny 16, przezbrajany wąsko zakresowy filtr 17, detektor 18, blok uśredniania (integrator) 19 i schemat porównania 20 z podłączonym do drugiego wejścia nastawnikiem 21 dodatkowej wielkości kontrolowanego parametru. Kanały zawierają także układ automatycznego nastawiania 17, według wartości dopuszczalnej kontrolowanych parametrów, charakteryzujących stan i warunki przebiegu procesu skrawania z bloku uśredniania 19 i nastawnika 21.



Rys. 4.2. Schemat funkcjonalny układu sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich: 1 – półfabrykat, 2 – wytaczało, 3 – kanały śrubowe, 4 – płytki skrawające, 5 – kołnierze, 6 – suport obrabiarki, 7 – nastawnik, 8 – schemat sterowania, 9 – napęd elektryczny, 10 – czujnik sprężenia zwrotnego, 11 – zadajnik sterujący, 12 – schemat porównania, 13 – napęd elektryczny, 14 – czujnik sprężenia zwrotnego, 15 – przetwornik, 16 – wzmacniacz wstępny, 17 – filtr, 18 – detektor, 19 – integrator, 20 – schemat porównania, 21 – nastawnik, 22 – napęd elektryczny, 23 – rejestrator, 24 – nastawnik, 25 – schemat porównania, 26 – napęd hydrauliczny, 27 – czujnik sprężenia zwrotnego

W skład urządzenia wchodzi także rejestrator 23 umożliwiający rejestrację i kontrolę wizualną, przekaźnik – regulator automatycznego sterowania napędami ruchów głównych i pomocniczych jak również siłą odkształcania, a także przełącznik 24 rodzaju prac powiązany z wejściami sterowanymi nastawników 7, 11 i 24 odpowiednio napędu: posuwu, ruchu głównego i hydraulicznego. Wyjściowymi sygnałami urządzenia są: trzy wyjściowe użyteczne sygnały w każdym kanale diagnostycznym, zdejmowane z wyjścia bloków 20, 21, 22, a także sygnały zdejmowane z wyjścia bloków 9 i 13, odpowiadające mocy aktywnej napędu posuwu, napędu ruchu głównego i napędu regulowania wysunięcia odkształcających elementów – funkcjonalnie wiążące napęd posuwu z osiową składową siły skrawania, napęd ruchu głównego z momentem skręcającym oraz napęd hydrauliczny z siłą odkształcania odsadзки. Napięcie na wyjściu bloku 19 jest funkcjonalnie powiązane z wartościami bieżącymi kontrolowanego parametru w pierwszym kanale: amplitudową wartością wzdłużnej siły drgającej płytek skrawających 4, ich obciążeniem cyklicznym, a w kanale drugim: z diagnostyką ich stanu i warunkiem przebiegu procesu skrawania. Napięcie na wyjściu bloku 20 pojawia się przy przekroczeniu dopuszczalnych wartości kontrolowanych parametrów, zadawanych automatycznie przez nastawnik 21 w każdym kanale w procesie samouczenia urządzenia przy kontrolnej obróbce części.

Sygnały o wartości momentu skręcającego i siły osiowej mogą być kształtowane przy pomocy odpowiednich reakcji części elektrycznej napędów ruchów głównego i pomocniczego, wbudowanych odpowiednio w regulowane napędy 9 i 13. Sygnał o wartości siły odkształcania jest przekazywany z czujnika dynamometrycznego w postaci sprężystej tulei z czujnikiem tensometrycznym.

W celu automatycznej optymalizacji procesu skrawania według zadanego kryterium z jednoczesną diagnostyką stanu i warunków jego przebiegu przełącznik 24 jest połączony z wyjściami bloków 20, 21, 22 kanałów.

Na wytaczadle 2 z przetwornikiem falowym obok płytek skrawających 4 mogą być zamocowane dwie płytki z węgliku spiekane 25, wykonane w postaci płaskich wgłębników o długości $\lambda_{wz}/16$ ze standardowymi promieniami zaokrąglenia (przy jednołożowej obróbce wykańczającej). Głowica do odkształcania plastycznego powierzchniowego na chwycie posiada połączenie gwintowe 26 i cylindryczną szyjkę do posadowienia 27.

W procesie obróbki części 1 narzędziem skrawającym 2, synchronizację i wzmocnienie wysokoczęstotliwościowych drgań kompleksowych powodujących przemieszczenie klinów skrawających płytki 4 uzyskuje się za pomocą przetwornika falowego nastawienia rezonansowego całego wytaczadła falowego 2 zamocowanego w punktach węzłowych 5 do suportu 6 (obliczenia przetwornika falowego są przedstawione w podrozdziale 4.3.2).

Parametry obróbki, wielkość posuwu narzędzia 2, częstość obrotowa (wrzeciona) części 1, wysunięcie elementów odkształcających w funkcji ciśnienia w układzie hydraulicznym są automatycznie w sposób płynny zmieniane przy

pomocy napędów regulowanych. Rejestracja prędkości drgającej narzędzia 2 jest realizowana przy pomocy przetwornika 15 rejestracji kompleksowych drgań ultradźwiękowych, umiejscowionego od strony niezamocowanego końca wytaczadła. Kształtowanie wskaźników diagnostycznych i sygnałów sterujących napędami i procesem technologicznym jest całościowo realizowane przy pomocy dwóch identycznych kanałów zawierających w sobie bloki 16–24.

Razem ze wzmocnieniem i synchronizacją przemieszczeń drgających, rezonator falowy – przetwornik przekształca drgania wzdłużne w kompleksowe z przewagą składowej skrętnej przy pomocy dwóch nachylonych kanałków śrubowych 3 o długości ($\lambda_p/2n$), gdzie $n = 1, 2, 3$, ze zmiennym skokiem zmniejszającym się w kierunku węzła mocowania ostrza skrawającego płytki 4 i jednakowo oddalonych od siebie wgłębników 15.

Adaptacja automatyczna do zmiany obciążenia narzędzia skrawającego jest realizowana przy pomocy regulowanych napędów posuwu, ruchu głównego i siły odkształcania sterowanej według sygnałów zbieranych przez kanały diagnostyczne oraz w oparciu o dane o mocy na napędzie ruchu głównego i sile odkształcania sterowanej przełącznikiem – regulatorem rejestratora wielowejściowego 24. Stabilizacja minimalnej wartości momentu lub składowej osiowej siły skrawania (F_x), na przykład, przy zwiększeniu zużycia jest realizowana przełączeniem bloku 24 rodzaju prac. Blok 24 łączy sterowane wejścia nastawników 7, 11 z wyjściem rejestratora wielowejściowego 23, zmieniającego prędkość skrawania lub prędkość posuwu w funkcji przyrostu sygnałów sterujących, ukształtowanych przez reakcje części elektrycznej napędów 9 i 13, a także w funkcji przyrostu wielkości ciśnienia w układzie hydraulicznym oraz wielkości zużycia, rejestrowanego przez drugi kanał diagnostyczny jako ograniczenia obróbki lub w funkcji zmniejszenia sygnału wyjściowego, powiązanego funkcjonalnie ze zmniejszeniem efektywności samowzbudzenia przetwornika falowego 2, tj. jego tłumieniem.

Nastawienie na najbardziej informacyjne częstości spektrum przemieszczeń drgających narzędzia, związane ze zużyciem narzędzia skrawającego, jakością kształtowania powierzchni obrabianej części, a także wartością amplitudowej prędkości drgającej ostrzy skrawających narzędzia, jest realizowane w każdym kanale w procesie samouczenia przy obróbce kontrolnej przy pomocy układu 22 nastawienia automatycznego filtra 17 i nastawnika 21 według maksymalnej wartości sygnału wyjściowego, zdejmowanego z wyjścia bloku uśredniania (integratora) 19. Rejestracja wartości bieżącej kontrolowanych parametrów na wyjściu bloków 9, 13 i 19 w każdym kanale, ich dopuszczalnej wartości na wyjściu bloków 21, a także sygnału różnicowego na wyjściu układu porównania 20 oraz sygnałów z napędów posuwu, ruchu głównego i siły odkształcania, jest realizowana przez rejestrator wielowejściowy 23.

Diagnostyka wieloparametryczna i współczesne sterowanie automatyczne obróbką mechaniczną umożliwiają znaczące zwiększenie dokładności i jakości produkowanych wyrobów oraz całkowitej wydajności. Zastosowanie falowej

głowicy siłowej z regulatorem – przetwornikiem umożliwia wykonywanie wytaczadłem 2 w trakcie skrawania również odkształcenia plastycznego powierzchniowego (OPP), poprawianie osi półfabrykatu w wyniku dodatkowego wprowadzenia płytek z węglików spiekanych 25, tworzących łącznie ze ostrzem skrawającymi płytki 4 równoboczny zrównoważony trójkąt siłowy. Zamocowanie głowicy siłowej do przetwornika falowego 2 jest wykonywane przy pomocy połączenia śrubowego 26 i cylindrycznej szyjki do posadowienia 27, która zapewnia niezawodny kontakt akustyczny do przekazywania drgań kompleksowych z dominacją składowej skrętnej. W związku tym ogólną długość głowicy siłowej wybiera się równą długości składowej skrętnej. Ponieważ w przypadku składowej wzdłużnej drgań po długości, głowica siłowa wnosi znaczny ekwiwalentny (sztywnościowy) opór, to płytki z węglików spiekanych 25 są umieszczane bezpośrednio na początku kanałków przetwornika falowego wytaczadła 2 w pobliżu źródła wzbudzenia i przekształcania, co znacznie podwyższa dokładność.

Wzbudzenie przy pomocy mechanicznego rezonatora falowego – przetwornika kompleksowych drgań ultradźwiękowych z przewagą składowej skrętnej umożliwia przeprowadzenie jakościowej adaptacji ostrza skrawającego w kierunku obrotów półfabrykatu (prędkości skrawania) i w kierunku posuwu wzdłużnego f . Przewaga składowej skrętnej nad wzdłużną składową drgań wysokoczęstotliwościowych, wynika z różnicy prędkości skrawania i prędkości posuwu w procesie obróbki mechanicznej.

4.3.2. Obliczenia przetwornika falowego

Przy opracowaniu i w procesie eksploatacji przetwornika falowego są wykorzystywane specyfika procesu skrawania wynikająca z analizy wzajemnych powiązań wektora funkcji sił i przemieszczeń w szerokim zakresie częstości, a także zjawiska dynamiczne powstające w strefie skrawania w oparciu o analizę zmian parametrów akustyczno-termoelektrycznych procesu powstawania wióra. Badania zjawisk dynamicznych w strefie skrawania przy wysokoczęstotliwościowych metodach obróbki pokazują, że można linearyzować drgania niskoczęstotliwościowe w kierunku działania siły F_y i istotnie zmniejszyć składowe sił skrawania, a więc i ogólną energochłonność procesu oraz temperaturę w strefie skrawania, a w wyniku polepszyć jakość kształtowania warstwy powierzchniowej, zwiększyć dokładność obróbki poprzez lokalizację stref odkształcenia plastycznego oraz sztywność dynamiczną obrabianych części o małej sztywności. W związku z tym podstawowym celem badań jest opracowanie metodologii określania parametrów strefy skrawania i rezonującego narzędzia skrawającego lub części, a więc określenie warunków skrawania podobne jak przy skrawaniu wibracyjnym, przy zastosowaniu jako źródło oddziaływania dynamicznego energii samej strefy skrawania, tj. energii zmiennych składowych sił skrawania ΔF przy uwzględnieniu, że ogólna siła skrawania jest równa:

$$F(t) = F_s + \Delta F. \quad (4.20)$$

Występowanie zmiennej składowej siły skrawania ΔF jest uwarunkowane impulsowymi procesami relaksacyjnymi w strefie skrawania, a także zmianami sztywności skrawania k , co prowadzi do przemieszczenia jednego z elementów zamkniętego układu technologicznego bezpośrednio w trakcie obróbki – najczęściej narzędzia.

Zgodnie z zależnością (4.20) w przypadku harmonicznego wzbudzenia lub wzmocnienia drgań wysokoczęstotliwościowych narzędzia w kierunku prędkości skrawania v_c składowa siły skrawania $F_y(t)$ będzie równa

$$F_y(t) = F_y + F_y \sin(\omega t - \varphi), \quad (4.21)$$

gdzie: $\omega = 2\pi f_n$ – obwodowa częstość drgań ostrza skrawającego narzędzia,
 f_n – częstość własna drgań kompleksowych narzędzia, równa częstości lamelizacji procesu powstawania wióra,
 φ – kąt fazowy przemieszczenia między zmienną składową siły skrawania F_y i przemieszczeniami części w kierunku ortogonalnym y .

Zależność określająca zmianę przemieszczenia części w kierunku ortogonalnym ma postać

$$y = \frac{F_y}{k} + \frac{F_y}{k} \sin(\omega t - \varphi), \quad (4.22)$$

gdzie: k – współczynnik charakteryzujący pozorną sztywność układu technologicznego w wyniku działania ustalonych drgań wysokoczęstotliwościowych ostrza skrawającego wpływających na czas kontaktu (t_k) narzędzia z wiórem (tj. czas skrawania) w czasie jednego cyklu (okresu T) drgań narzędzia:

$$k = \frac{T}{t_k} k_c, \quad (4.23)$$

gdzie: k_c – współczynnik faktycznej sztywności części, a więc uwzględniając zależność (4.22) równanie (4.23), opisujące zasadę zmiany przemieszczenia półfabrykatu w czasie w wyniku działania siły składowej F_y ma postać

$$y = \frac{t_k}{T} \frac{F_y}{k} + \frac{t_k}{k} \frac{F_y}{k} \sin(\omega t - \varphi). \quad (4.24)$$

Analiza składowych zależności (4.24) pokazuje, że pierwszy składnik jest statyczną, a drugi dynamiczną składową siły skrawania. Powodują one w ogólnym przypadku złożone przemieszczenia obrabianej części. Przy tym składowe siły skrawania, a więc przemieszczenia maleją wraz ze zmniejszeniem stosunku $\frac{t_k}{T}$.

Lokalizacja strefy odkształcenia plastycznego oraz synchroniczne i synfazowe przemieszczenie narzędzia i części, przy krótszym czasie kontaktu (t_k) i większej częstotliwości (f) wzbudzenia drgań kompleksowych z przewagą składowej skrętnej $f = \frac{1}{T}$, powoduje zmniejszenie składowych sił skrawania w procesie obróbki wibracyjnej, a także zwiększenie dokładności i jakości wytwarzanych elementów. Przy określeniu wielkości posuwu f , głębokości skrawania a_p i prędkości skrawania v_c w procesie nastawienia technologicznego w taki sposób, że warunki samowzbudzenia drgań są stabilne przy $\left(f = \frac{1}{T}\right) = const$ i zachowaniu czasu kontaktu tylko w ciągu części okresu drgań,

na przykład: $t_k = \frac{1}{4T}$, zależność (4.24) przyjmie postać

$$y = \frac{1}{4} \frac{F(t)}{k_c} \left(1 + \sin\left(\frac{2\pi t_k}{T} - \varphi\right) \right). \quad (4.25)$$

W takim przypadku wartość współczynnika (k), zgodnie z zależnością (4.23), charakteryzująca pozorną sztywność układu, staje się czterokrotnie większa od faktycznej (k_c). Jednak zachowanie obrabianej części przy zmiennych siłach skrawania ma dosyć złożony charakter i zależy nie tylko od stosunku $\frac{t}{T}$, statycznej składowej siły skrawania F , ale również od szeregu innych czynników w tym również od stosunku częstości lamelizacji procesu powstawania wióra f_l i częstości własnej narzędzia f_n . W pracach [32, 34, 35, 73] przedstawiono wystarczająco dokładnie specyfikę skrawania wibracyjnego oraz analizę jakości kształtowania warstwy powierzchniowej w przypadku różnych typów działania zmiennych składowych sił skrawania przy wzbudzeniu ultradźwiękowym narzędzia lub części od źródła zewnętrznego – generatora ultradźwiękowego.

Na podstawie zależności (4.25) można wyciągnąć następujące wnioski:

1. W celu zmniejszenia składowych sił skrawania F_y , powodujących odpowiednio mniejsze zmiany parametru Δa_p , wzbudzenie lub wzmocnienie oraz synchronizację wysokoczęstotliwościowych drgających przemieszczeń ostrza skrawającego narzędzia należy wykonywać w kierunku prędkości skrawania v_c (w kierunku ortogonalnym) w przypadku którego $\varphi = 90^\circ$.
2. Przy ustalonym wibracyjnym trybie skrawania (tj. przy spełnieniu warunku wzbudzenia ustalonych drgań w kierunku prędkości skrawania) niskoczęstotliwościowe przemieszczenia drgające ulegają linearyzacji w kierunkach ortogonalnych łącznie ze zmianą głębokości skrawania i wielkości posuwu, tj. obserwuje się mechanizm skrawania przy którym: $\Delta a_p \approx 0$, $\Delta f \approx 0$, a więc parametr chropowatości R_z również dąży do zera. W tych warunkach uzyskiwana chropowatość powierzchni obrobionej (R_z) jest praktycznie równa obliczeniowej.
3. Warunki nastawienia technologicznego są uzyskiwane poprzez odpowiedni dobór parametrów a_p i v_c przy stałych wartościach posuwu f i promienia zaokrąglenia wierzchołka noża r_ϵ , a także kątów ostrza narzędzia wybranych optymalnie z punktu widzenia uzyskania odpowiedniej chropowatości i warunków niezmienności wysokoczęstotliwościowych kompleksowych drgań ultradźwiękowych ostrza skrawającego, w tym przypadku składowe siły skrawania w kierunku F_x i F_y są względnie stałe, a składowa statyczna siły ulega 3–4 krotnemu zmniejszeniu.
4. Zmniejszenie składowych sił skrawania przy $t_k = \frac{T}{4}$ prowadzi do wyraźnego zmniejszenia oporu skrawania oraz współczynnika tarcia na powierzchni natarcia i odpowiednio do znacznego zmniejszenia temperatury w strefie skrawania.
5. Im większa jest amplituda drgań skrętnych narzędzia i ich moc skrawania tym większy naddatek można zdejmować w jednym przejściu przy zagwarantowaniu warunku kontaktu: $t_k = \frac{T}{4}$. Na wielkość t_k główny wpływ, przy wykańczających metodach obróbki, okazuje prędkość skrawania v_c . Krytyczna prędkość skrawania v_c jest określana z warunku $v_c = 2\pi f A$ przy: $A = 0,025$ [mm], $f = 9,600$ [Hz], $v_c = 1,507$ [m/s]; przy $A = 0,005$ [mm], $f = 9,600$ [Hz], $v_c = 0,3$ [m/s].

Zgodnie z zależnością (4.25) drgania wysokoczęstotliwościowe pozornie zwiększają sztywność układu technologicznego i wielkość kąta natarcia o $\frac{T}{t_k}$ razy. Przy przyjętych warunkach obróbki wibracyjnej sztywność pozorna zwiększa się 4-krotnie w porównaniu z faktyczną.

Wzbudzenie, synchronizacja i wzmocnienie wysokoczęstotliwościowych przemieszczeń drgających zgodnie z zależnością (4.25) jest realizowane w kierunku prędkości skrawania v_c (tj. w kierunku Z – ortogonalnym do kierunków X i Y) przy którym przemieszczenie faz jest równe 90° , a jako wyjściowe parametry fizyczne są wybierane zgodnie z zależnością (4.25) minimalne wartości: siły skrawania, momentu skręcającego i siły osiowej oraz maksymalna wartość prędkości drgającej ostrza skrawającego $v_o = v_c = 2\pi fA$, gdzie: f – częstość drgań, A – amplituda drgań, którym towarzyszy znaczący wzrost poziomu wysokoczęstotliwościowych przemieszczeń drgających narzędzia – wytaczadła.

Przykład wytaczadła z nachylonymi rowkami śrubowymi rezonatora falowego – przetwornika jest pokazany na rys. 4.3. Wielkość promienia R jest równa połowie długości fali drgań skrętnych wytaczadła $\frac{\lambda_{sk}}{2}$, a długość rozwinięcia rowków

$$L = \lambda_{wz};$$

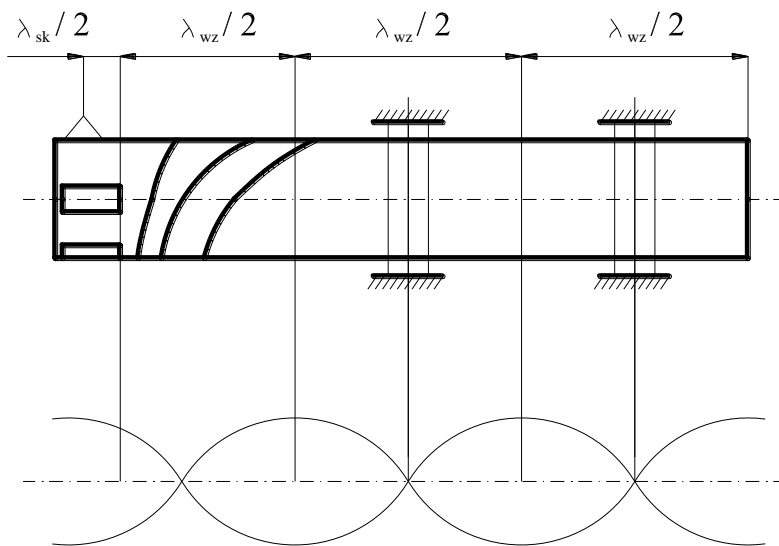
$$\lambda_{sk} = \frac{c_{prz}}{f};$$

$$\lambda_{wz} = \frac{c_{wz}}{f};$$

gdzie: c_{prz} – prędkość dźwięku fal przemieszczeniowych,

c_{wz} – prędkość dźwięku w materiale wytaczadła w przypadku fal wzdłużnych,

f – częstość własna rezonatora – przetwornika.



Rys. 4.3. Schemat przetwornika falowego

Uwzględniając, że $c_{wz} > c_{prz}$, na przykład w przypadku stali [73]

$$c_{wz} = 5,2 \times 10 \left[\frac{m}{s} \right]$$

oraz

$$c_{prz} = 3,6 \times 10 \left[\frac{m}{s} \right]$$

przy częstotliwości wzmocnienia $f = 15$ [kHz]; przyjmuje się również dwie długości $L = \frac{\lambda_{wz}}{2} = 170$ [mm] oraz $L = 120$ [mm].

Wykonanie nachylonych kanałków śrubowych o zmiennym skoku o ogólnej długości $L = 170$ [mm] na półfalowej długości drgań przemieszczeniowych umożliwia ich synchronizację. Jednocześnie występowanie kanałków śrubowych o zmiennym skoku pozwala nie tylko na wzmocnienie i przekształcenie wzdłużnych przemieszczeń drgających w przemieszczenia drgające różnych kierunków wektorowych, ale umożliwia również szybką automatyczną realizację adaptacji ostrzy skrawających narzędzia do zmiennego obciążenia siłowego. Cykliczna adaptacja o dużej szybkości jest możliwa dzięki podatności sprężystej części roboczej narzędzia na skręcanie i ściskanie przetwornika falowego.

Drgania skrętne falowodu są opisywane zależnością [73]:

$$\frac{\partial^2 Q}{\partial e} = \frac{1}{\rho I_{s1}} \frac{\partial}{\partial x} \left(G_1 I_{b1} \frac{\partial Q}{\partial x} \right). \quad (4.26)$$

gdzie: Q – kąt skręcania,
 ρ – gęstość materiału,
 G_1 – moduł sprężystości na skręcanie materiału falowodu,
 I_{s1} – moment bezwładności skręcania falowodu,
 I_{b1} – biegunowy moment bezwładności falowodu,
 x – współrzędna wzdłużna.

Rozwiązanie ogólne tego równania można zapisać jako [73]

$$Q(t, x) = \left(A \cos \frac{\omega}{s} x + B \sin \frac{\omega}{s} x \right) \sin(\omega t + \varphi). \quad (4.27)$$

Przy dołączeniu do falowodu oprawki do roztaczania z innego materiału i o innym biegunowym momencie bezwładności długość części roboczej jest określana z zależności:

$$\frac{G_2 I_{b2}}{G_1 I_{b1}} = \operatorname{tg} \left(\frac{\omega}{s_1} b \right) \operatorname{tg} \left(\frac{\omega}{s_2} a \right), \quad (4.28)$$

gdzie: G_1, G_2 – moduł sprężystości na skręcanie odpowiednio materiału falowodu i oprawki do roztaczania,
 I_{b1}, I_{b2} – biegunowy moment bezwładności odpowiednio falowodu i oprawki do roztaczania,
 a – długość oprawki do roztaczania,
 b – długość falowodu od węzła drgań do głowicy do roztaczania,
 s_1 – prędkość przemieszczeniowych fal dźwiękowych w materiale falowodu,
 s_2 – prędkość przemieszczeniowych fal dźwiękowych w materiale oprawki.

Długość odpowiadająca czwartej części długości fali jest równa

$$l = \frac{\pi s_1}{2 \omega}. \quad (4.29)$$

W przypadku drgań wzdłużnych równanie przyjmuje postać

$$S_1 \frac{\partial^2 U}{dt^2} = c^2 \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{s_1 \partial U}{\partial x} \right), \quad (4.30)$$

gdzie: c – prędkość wzdłużnych fal dźwiękowych,
 U – wielkość wzdłużnego przemieszczenia falowodu,
 S_1 – powierzchnia poprzecznego przekroju falowodu.

Przy skręcaniu części roboczej narzędzia powstaje fala przemieszczeń wzdłużnych. Przy założeniu, że przeciwwęzeł tej fali znajduje się w odległości λ_{sk} od początku rowka, na tym odcinku ma miejsce maksymalne ściśnięcie rowka falowego (kąt nachylenia rowka jest bliski 80–85° kąta początkowego). W pierwszym węźle drgań należy zagwarantować sztywne zamocowanie występującego wytworzonego typu kołnierza do stojaka suportu

$$\operatorname{tg} \left(\frac{\omega}{c} a \right) \operatorname{tg} \left(\frac{\omega}{c} b \right) = \frac{S_2}{S_1}, \quad (4.31)$$

gdzie: S_2 – powierzchnia poprzecznego przekroju oprawki.

Zależności do określenia długości i częstości drgań narzędzia, położenia węzłów i przeciwwęzłów otrzymane zostały przy jałowej pracy, kiedy nie występuje zewnętrzne oddziaływanie (na końcu znajdują się węzły naprężeń).

Przy pręcie o stałym przekroju należy uwzględnić wpływ obciążenia kompleksowego $Z_0 = R_0 + jX_0$. W przypadku kiedy reakcja obciążenia jest uwarunkowana tarciem, to prędkość drgań w fazie pokrywa się z siłą. Przy drganiach wysokoczęstotliwościowych o częstości $f = 4000\text{--}9000$ [Hz] okres drgań jest równy $T_c = 0,00025\text{--}0,0001$ [s]. Stała powstawania wiórow $T_s \approx 0,00025$ [s] określa wysokoczęstotliwościowe przemieszczenia oprawki do wytaczania. W przypadku oporu aktywnego $Z = R$. Jeżeli reakcja jest uwarunkowana bezwładnością lub sprężystością obciążenia to prędkość drgań jest opóźniona w stosunku do siły lub ją wyprzedza o kąt fazowy, przy oporze biernym. Odporność na obciążenie w przypadku ogólnym jest oporem kompleksowym. Przy zamocowaniu narzędzia w węźle przemieszczeń, kiedy na jeden z jego końców działa siła zmienna jako źródło drgań (zmienna siła skrawania) powyższe zależności dla narzędzia o ruchu jałowym są spełnione. W przypadku gdy zamocowanie w jednym z utwierdzeń przypada naprzeciwwęzeł przemieszczeń to opór obciążenia nie jest równy zero. Przy pracy jałowej, amplitudy przemieszczeń i prędkości są cosinusoidalne, a naprężenia i siły sinusoidalne.

Przy zamocowaniu traktowanym jako aktywne obciążenie sprężyste, zamocowanie nie w węźle przemieszczeń prowadzi do zwiększenia długości narzędzia. Zwiększa się więc odpowiednio częstotliwość drgań. W przypadku obciążenia aktywnego zmienia się rozkład amplitud i faz.

Przetwornik falowy jest nieliniowym układem drgającym, którego sztywność zależy od amplitudy drgań i statycznego kąta skręcania. Przeprowadzone pomiary sztywności na skręcanie przetwornika falowego umożliwiły przeprowadzenie linearyzacji nieliniowej sztywnościowej charakterystyki narzędzia. Przy zwiększeniu kąta skręcania sztywność, a więc częstotliwość własna narzędzia rośnie i jest równa

$$f = \frac{1}{2} \pi \cdot \sqrt{\frac{C}{I_s}}, \quad (4.32)$$

gdzie: I_s – sprowadzony moment bezwładności narzędzia,
 C – sztywność na skręcanie.

W zakresie amplitudy drgań ($2A \leq 0,05$ [mm]) można przyjąć stałą sztywność. Przed roztaczaniem należy uwzględnić statyczny kąt skręcania, uzależniony od powierzchni warstwy skrawanej i prędkości skrawania. Sztywność wału na skręcanie jest równa

$$C = \frac{GI_b}{l} \times K(\varphi), \quad (4.33)$$

gdzie: G – moduł sprężystości poprzecznej,
 I_b – biegunowy moment bezwładności przekroju,
 $K(\varphi)$ – współczynnik uwzględniający kąt skręcania.

Ponieważ obróbka jest realizowana przy zastosowaniu układu sterowania automatycznego przy stałym momencie skręcania (statycznym i dynamicznym) sztywność narzędzia również będzie w miarę stała.

4.4. Układ kontroli parametrów bieżących procesu roztaczania

Sterowanie układem

Realizacja praktyczna urządzenia do analizy widma emisji wibroakustycznej jest oparta na możliwości różnego odzwierciedlenia kontrolowanych parametrów w składowych widma: wysokoczęstotliwościowej i niskoczęstotliwościowej.

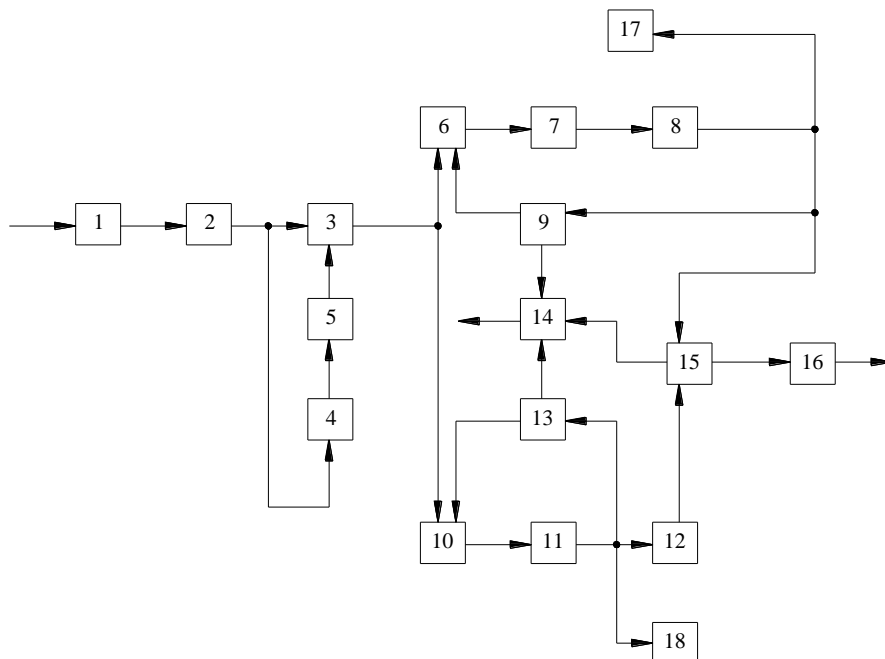
Składowe niskoczęstotliwościowe przekraczają poziomy energetyczne składowych wysokoczęstotliwościowych. Rozdzielenie analizy sygnału na dwa kanały jest spowodowane koniecznością jak najbardziej dokładnego odzwierciedlenia różnych składowych widma.

Urządzenie umożliwia ustalenie zależności korelacyjnej zmiany postaci charakterystyk widmowych ze zmianą parametrów układu OUPN, zużyciem narzędzia, jakością obrobionej powierzchni oraz obciążeniem ostrza skrawającego.

W urządzeniu jest wykorzystywana metoda rozdzielania informacji amplitudowo-częstotliwościowej na dwa kanały, czyli częstotliwości wysokie i niskie. Każdy kanał jest wyposażony w układ poszukiwania ekstremalnego i objęty jest sprzężeniem zwrotnym w celu eliminacji czynników zakłócających. Układy poszukiwania ekstremalnego określają częstotliwości informacyjne w korelacji ze zużyciem lub innymi parametrami i umożliwiają automatyzowanie procesu samokształcenia. Schemat funkcjonalny urządzenia jest przedstawiony na rys. 4.4.

Sygnał od przetwornika drgań 1 jest podawany na wzmacniacz wstępny 2, objęty ujemnym sprzężeniem zwrotnym utworzonym przez bloki 3, 4 i 5, kompensujący wpływ okresowo zmiennych czynników zakłócających. Sygnał z wyjścia wzmacniacza 2 jest rozdzielany na składowe niskoczęstotliwościowe i wysokoczęstotliwościowe w kanałach częstotliwości niskich i wysokich, utworzonych przez odpowiednie wzmacniacze 6 i 10 o płynnej regulacji częstotliwości selektywnej i wyposażonych w układy poszukiwania ekstremalnego 9,13. Ponieważ użyteczna informacja jest zawarta w obwiedni sygnału akustycznego to do jej wyodrębnienia są stosowane detektory akustyczne 7, 11. Wyjściowe napięcie detektora, z powodu konieczności kształtowania sygnału o zużyciu, jest określone w integratorach 9, 15. Następnie informacja jest przesyłana na blok operacyjny 14, którego napięcie wyjściowe jest sygnałem regulującym podawanym na napęd.

W blokach układu wyszukiwania ekstremalnego jest kształtowany sygnał o zużyciu na podstawie porównania wartości bieżących amplitud częstotliwości informacyjnych z wcześniej zapamiętanymi odpowiadającymi narzędziu niezwytemu.



Rys. 4.4. Schemat funkcjonalny urządzenia do analizy spektrum emisji wibroakustycznej: 1 – przetwornik drgań; 2 – wzmacniacz wstępny; 3, 5 – bloki do sprzężenia zwrotnego; 6, 10 – wzmacniacze; 7, 11 – detektory; 9, 15 – integratory; 7, 8, 12, 13, 14, 16, 17, 18 – bloki operacyjne

Poziomy energetyczne sygnałów wejściowego i pożytecznego w znacznym stopniu zależą od geometrii narzędzia skrawającego, głównie od kąta przyłożenia, błędu osiowego ustawienia narzędzia i zmiennej twardości materiału obrabianego. Wszystkie te czynniki określają właściwości kontaktu sprężysto-plastycznego ostrza skrawającego z częścią obrabianą po powierzchni przyłożenia oraz z wiórem, w miejscu jego spływu z powierzchni natarcia, a więc energię emisji wibroakustycznej (WE) fal sprężystych i naprężeń powstających w strefie skrawania przekształconą w sygnał użyteczny.

W miarę wzrostu zużycia charakter ruchu ulega zmianie, a więc można wyodrębnić:

- proces ustabilizowany, dosyć szeroki skład widmowy sił powoduje ruch w dużym zakresie częstotliwości,
- proces niestabilny, widma sił i ruchów mają praktycznie taką samą częstotliwość, poziom energetyczny sygnału jest o rząd wyższy,
- drgania własne rozwijają się do takiego stopnia intensywności, że w funkcji zmiany sił obserwuje się nieciągłości i nieliniowe oraz wtórne poszerzenie spektrum ruchów, szczególnie w kierunku prostopadłym do płaszczyzny poślizgu, prowadzące do utraty stabilności pracy narzędzia.

Układ diagnostyki pracuje w następującym porządku:

- określenie wpływu czynników zakłócających w widmie emisji wibroakustycznej,
- określenie wpływu czynników zakłócających na czynniki informacyjne i ich odzwierciedlenie w widmie emisji wibroakustycznej,
- opracowanie metod kształtowania sygnału użytecznego i sygnału likwidacji czynników zakłócających,
- automatyzacja procesu nastawiania układów diagnostyki na częstotliwości niosące najwięcej informacji i odpowiednie wielkości parametrów kontrolowanych.

Bezpośrednio w procesie obróbki są określane następujące parametry:

- stopień zużycia powierzchni przyłożenia,
- automatyczne nastawianie na określoną chropowatość,
- optymalny czas trwałości na podstawie zużycia i chropowatości,
- rejestrowane są obciążenia cykliczne na skrawającym ostrzu narzędzia.

4.5. Podsumowanie

Układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich zawiera trzy obwody sterujące:

1. Posuwu.
2. Prędkości skrawania.
3. Siły powierzchniowego odkształcania plastycznego.

Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości:

- racjonalne rozmieszczenie podpór sztywnych i podpór – tłumików prowadzą do polepszenia właściwości dyssypacyjnych kontaktu narzędzie – część w strefie skrawania, co zmniejsza obciążenie cykliczne ostrza skrawającego spowodowane ruchami szybkimi i powolnymi oraz polepsza jakość kształtowania obrabianych powierzchni. Możliwe jest więc nie tylko zwiększenie wskaźników dokładności obróbki, polepszenie charakterystyk eksploatacyjnych części obrabianych ale również zmniejszenie naprężeń w wykonanych częściach oraz zwiększenie stabilności dynamicznej przebiegu całego procesu technologicznego.
- przeprowadzona analiza analityczna pokazuje, że przy obróbce części o małej sztywności jest konieczna technologia gwarantująca jej dokładność i niezmienność w trakcie okresu eksploatacji. Parametry skrawania, geometria, bazowanie powinny być określane nie z warunków wydajności i dokładności obróbki, a z warunku minimalizacji poziomu naprężeń szczałkowych, ich niezmienności po długości i średnicy w warstwie powierzchniowej gotowej części.

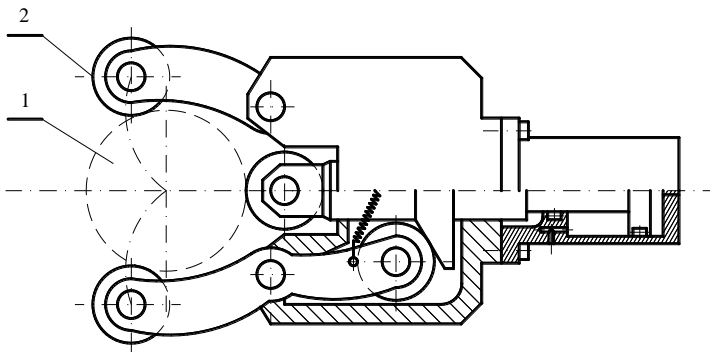
- wzbudzenie przy pomocy mechanicznego rezonatora falowego – przetwornika kompleksowych drgań ultradźwiękowych z przewagą składowej skrętnej umożliwia przeprowadzenie jakościowej adaptacji ostrza skrawającego w kierunku obrotów półfabrykatu (prędkości skrawania) i w kierunku posuwu wzdłużnego f . Przewaga składowej skrętnej nad wzdłużną składową drgań wysokoczęstotliwościowych, wynika z różnicy prędkości skrawania i prędkości posuwu w procesie obróbki mechanicznej.
- zaproponowany układ kontroli procesu skrawania z wykorzystaniem diagnostyki emisji wibroakustycznej jest oparty na możliwości różnego odzwierciedlenia kontrolowanych parametrów w składowych widma: wysokoczęstotliwościowej i niskoczęstotliwościowej. Składowe niskoczęstotliwościowe przekraczają poziomy energetyczne składowych wysokoczęstotliwościowych. Rozdzielenie analizy sygnału na dwa kanały jest spowodowane koniecznością jak najbardziej dokładnego odzwierciedlenia różnych składowych widma.
- opracowany układ umożliwia ustalenie zależności korelacyjnej zmiany postaci charakterystyk widmowych ze zmianą parametrów układu OUPN, zużycia narzędzia, jakości obrobionej powierzchni oraz obciążenia ostrza skrawającego. Wykorzystywana jest metoda rozdzielania amplitudowo-częstotliwościowego informacji na dwa kanały, czyli częstotliwości wysokie i niskie. Każdy kanał jest wyposażony w układ poszukiwania ekstremalnego i objęty jest sprzężeniem zwrotnym w celu usunięcia czynników zakłócających. Układy poszukiwania ekstremalnego określają częstotliwości informacyjne w korelacji ze zużyciem lub innymi parametrami.

5. BADANIA EKSPERYMENTALNE WPŁYWU OPRACOWANYCH ŚRODKÓW TECHNOLOGICZNYCH NA DOKŁADNOŚĆ OBRÓBKI OTWORÓW GŁĘBOKICH

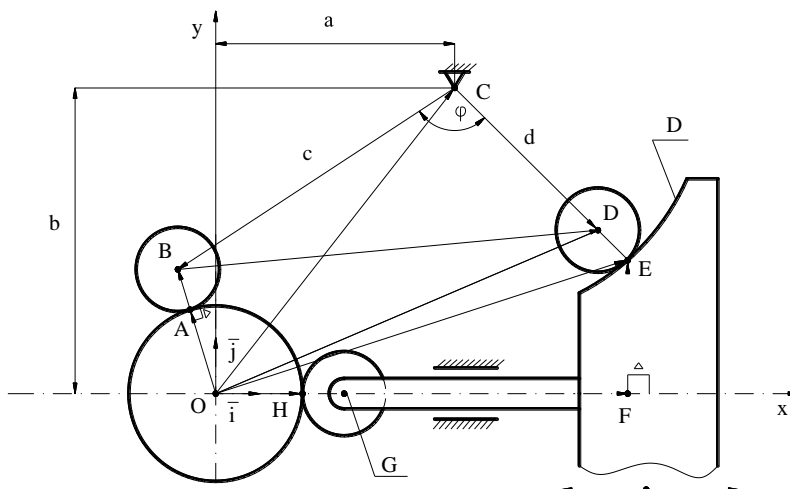
5.1. Badanie wpływu urządzenia do stabilizacji osi części na dokładność roztaczania otworów głębokich

W oparciu o badania teoretyczne zostało zmontowane urządzenie eksperymentalne do stabilizacji osi części na bazie obrabiarki 1A616.

a)



b)



Rys. 5.1. Urządzenie eksperymentalne do stabilizacji osi części: a) konstrukcja: 1 – przedmiot obrabiany, 2 – podtrzymki samo osiujące, b) zasada działania

Urządzenie zawiera podtrzymki samoosiujące o napędzie hydraulicznym umiejscowione na stojaku oporowym (rys. 5.1). W celu określenia współczynników doświadczalnych sztywności podukładu: część – podpory, a także oceny liniowości po obciążeniu, przemieszczeń oraz ciśnienia w układzie hydraulicznym przeprowadzono eksperymenty statyczne, a do porównania ustabilizowanych (stacjonarnych) trybów obróbki mechanicznej z zastosowaniem układu i bez układu przeprowadzono eksperymenty dynamiczne.

W badaniach eksperymentalnych zastosowano stal C20, jest to stal niestopowa o średniej zawartości manganu < 1%. Klasyfikacja stali węglowych i stopowych ujęta została w normie PN-93/H-84019. Stal niestopowa (węglowa) C20 jest gatunkiem stali, w której zawartość pierwiastków przy zachowaniu zasad klasyfikacji, jest mniejsza od wartości granicznych która podana jest w tabeli 5.1.

Tab. 5.1. Granica udziału masowego pierwiastka w składzie między stalami niestopowymi a stopowymi

Symbol chemiczny pierwiastka	Zawartość graniczna % masy
Al – Aluminium	0,3
B – Bor	0,0008
Bi – Bizmut	0,10
Co – Kobalt	0,30
Cr – Chrom	0,30
Cu – Miedź	0,40
La – Lantanowce	0,10
Mn – Mangan	1,65
Mo – Molibden	0,08
Nb – Niob	0,06
Ni – Nikiel	0,30
Pb – Ołów	0,40
Se – Selen	0,10
Si – Krzem	0,50
Te – Tellur	0,10
Ti – Tytan	0,05
V – Wanad	0,10
W – Wolfram	0,30
Zr – Cyrkon	0,05
Inne (oprócz węgla, fosforu, siarki i azotu)	0,10

Metody planowania eksperymentu

Metody planowania eksperymentu mają charakter uniwersalny, niezależny od merytorycznego obszaru w którym realizowany jest eksperyment. Uzyskuje się to dzięki wprowadzeniu uniwersalnego, przyczynowo-skutkowego modelu obiektu badań (rys.5.2), gdzie: $\bar{U}(t)$ – wielkości wejściowe, G – obiekt, $\bar{y}(t)$ – wielkości wyjściowe.



Rys. 52. Związek przyczynowo-skutkowy między wejściem a wyjściem (funkcja modelu)

Należy określić **liczność próby**. Przy badaniach mniejszej populacji stosowanie dużych prób jest nieekonomiczne [70]. Z równie dobrą dokładnością można przeprowadzić wnioskowanie statystyczne odnośnie badanej cechy populacji na podstawie badań prób.

W technologii maszyn możliwe jest obliczenie odchylenia standardowego niewielkiej partii próbnej. W takich przypadkach, licznosc reprezentatywnej próby do badań określa się w zależności od wielkości (licznosci) populacji (N), co w technologii maszyn najczęściej oznacza, że zależy ona od typu produkcji. W produkcji masowej i wieloseryjnej badań nie należy prowadzić na próbach o licznosci mniejszej niż 20 sztuk, w produkcji małoseryjnej i jednostkowej (tzn. również w badaniach doświadczalnych) badania przeprowadza się na próbach mniejszych niż 20 sztuk – tzw. małych próbach.

Badanie przeprowadza się przy małej próbie czyli $n < 20$ (5.1). W takim przypadku, gdy dokładność ϵ jest podana w jednostkach absolutnych to

$$n = \frac{t^2 S^2 + \epsilon^2}{\epsilon^2}, \quad (5.1)$$

gdzie: t – współczynnik, którego wartość jest określona z tabeli (tab.5.2).

Wartości prawdopodobieństwa $S_n(t)$ dla rozkładu t – Studenta, w zależności od przyjętego poziomu istotności α , liczby próbek n_1 (licznosc partii próbnej, na podstawie, której określono odchylenie standardowe S) przy czym:

$$S_n(t) = \frac{(1 - \alpha) + 1}{2} \quad (5.2)$$

Tab. 5.2. Wartość współczynnika wartości prawdopodobieństwa $S_n(t)$ dla rozkładu t – Studenta w zależności od przyjętego poziomu istotności α oraz liczności partii próbnej

t	n_l								
	2	3	4	5	6	7	8	9	10
0,0	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500
0,2	0,563	0,570	0,573	0,574	0,575	0,576	0,576	0,577	0,577
0,4	0,621	0,636	0,642	0,645	0,647	0,648	0,650	0,650	0,651
0,6	0,672	0,695	0,705	0,710	0,713	0,715	0,716	0,717	0,718
0,8	0,715	0,746	0,759	0,766	0,770	0,773	0,775	0,777	0,778
1,0	0,750	0,788	0,804	0,813	0,818	0,822	0,825	0,827	0,828
1,2	0,779	0,824	0,842	0,852	0,858	0,862	0,865	0,868	0,870
1,4	0,803	0,852	0,872	0,883	0,890	0,894	0,898	0,900	0,902
1,6	0,822	0,875	0,896	0,908	0,915	0,920	0,923	0,926	0,928
1,8	0,839	0,893	0,915	0,927	0,934	0,939	0,943	0,945	0,947
2,0	0,852	0,908	0,930	0,942	0,949	0,954	0,957	0,960	0,962
2,2	0,864	0,921	0,942	0,954	0,960	0,965	0,968	0,970	0,972
2,4	0,874	0,931	0,952	0,963	0,969	0,973	0,976	0,978	0,980
2,6	0,883	0,938	0,960	0,970	0,976	0,980	0,982	0,984	0,986
2,8	0,891	0,946	0,966	0,976	0,981	0,984	0,987	0,988	0,990

Aby oszacować dokładność powierzchni obrabianych półfabrykatu z dokładnością $\pm 0,05$ przy poziomie istotności $\alpha = 0,05$, wiedząc że odchylenie standardowe obliczone na podstawie pomiarów 10 sztuk próbnych wynosi $S = 0,06$ mm należy dokonać pomiarów liczności próby. Z wzoru (5.2) oblicza się wartość funkcji

$$S_n(t) = \frac{(1-\alpha)+1}{2} = \frac{(1-0,05)+1}{2} = 0,975 \quad (5.3)$$

Z tab. 5.2 dla $S_n(t) = 0,975$ i $n_1 = 10$ szt. określa się wartość $t = 2,3$. Następnie oblicza się licznosc prób według wzoru (5.1)

$$n = \frac{t^2 S^2 + \varepsilon^2}{\varepsilon^2} = \frac{(2,3^2 \cdot 0,06^2) + 0,05^2}{0,05^2} = 8,62 \quad (5.4)$$

Do oszacowania dokladności powierzchni obrabianego elementu nalezy wykonać 9 prób.

Po wyliczeniu liczebności prób do tulei w wybranym przekroju przykładano siłę statyczną przy pomocy śruby obciążeniowej i dynamometru o współczynniku taryfikacyjnym równym $K_r = 7, 14$ [N/m]. Przemieszczenia mierzono czujnikiem o dokladności do 0,001 mm ustawionym na stojaku na sztywno zamocowanym na łożu obrabiarki.

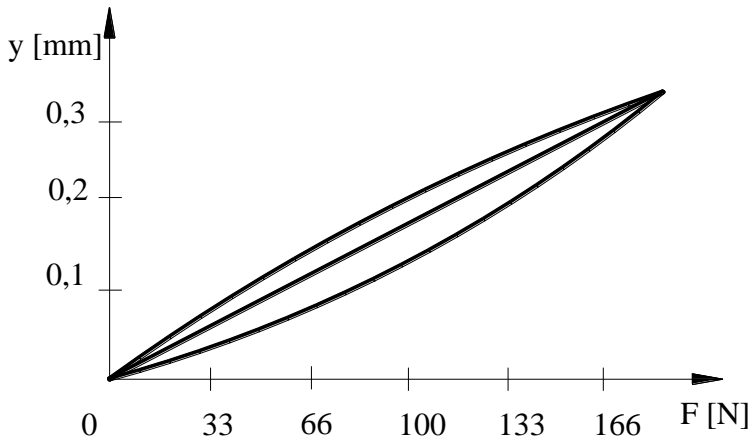
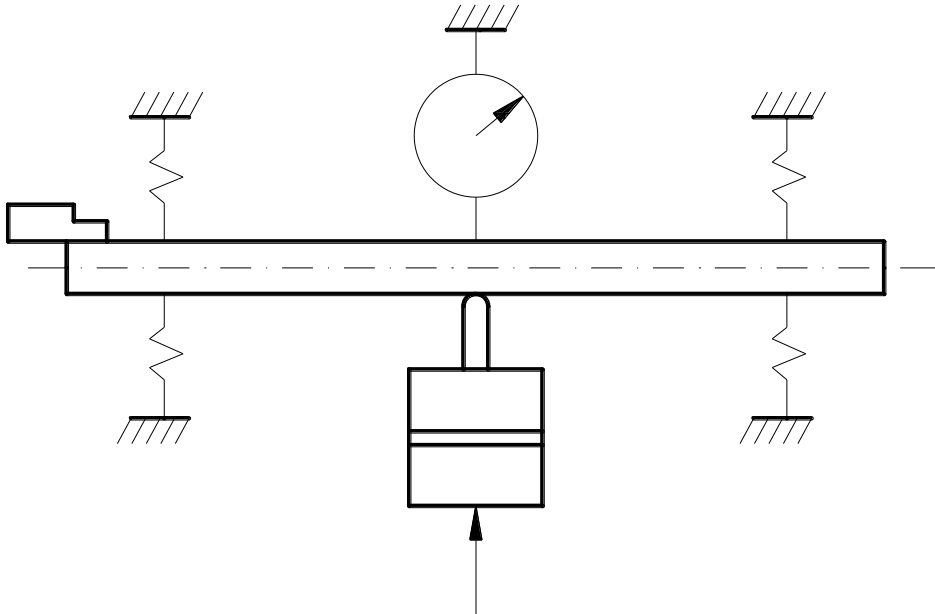
Przykładowe wyniki obciążania i odciążania podukładu: część o małej sztywności – podpory w przypadku części o długości $l = 600$ [mm], średnicy zewnętrznej $D = 50$ [mm], średnicy wewnętrznej $d = 40$ [mm], liczbie podtrzymek samocentrujących $n = 2$ przedstawiono na rys.5.3. Sztywna podtrzymka podporowa jest umieszczona w węźle, a podtrzymka tłumiąca w przeciwwęźle pierwszej harmoniki części (w środku). Ciśnienie w układzie hydraulicznym jest równe $p = 300$ [MPa]. Dolne punkty wykresu odpowiadają obciążeniu, górne – zdjęciu obciążenia.

Wyniki eksperymentów pokazują, że w przedziałach zmiany obciążenia od 0 do 2000 N nieliniowość charakterystyki stanowi nie więcej niż 20%. Umożliwia to przy badaniu analitycznym podukładu z wystarczającym przybliżeniem uważać, że współczynnik sztywności jest stały.

W celu eksperymentalnego sprawdzenia wykonano partie próbek po 9 sztuk. Próbki: tuleja (wykonana z materiału C20) – średnica półfabrykatu zewnętrzna $D = 50$ [mm], średnica półfabrykatu wewnętrzna $d = 40$ [mm], długość $l = 600$ [mm].

Analiza wyników eksperymentów statycznych umożliwia wyciągnięcie następujących wniosków:

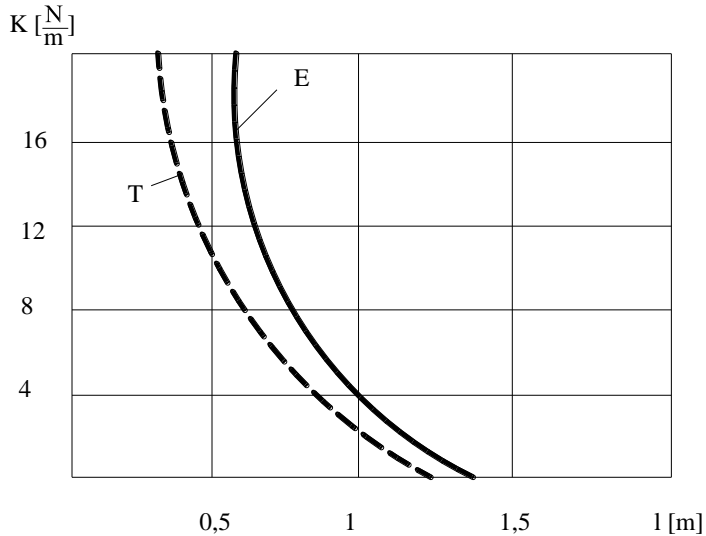
- przy sile 1500 [N] w przypadku półfabrykatów (materiał C20) o średnicy zewnętrznej 60 [mm], a wewnętrznej 50 [mm], ich statyczne przemieszczenie wynosiło od 0,04 do 0,05 [mm]. W przypadku części o średnicy zewnętrznej 50 [mm] i wewnętrznej 40 [mm] – od 0,09 do 0,20 [mm], co jest zadawalające dla operacji zgrubnych,
- przy sile poniżej 500 [N] dla części o średnicy zewnętrznej 60 [mm], wewnętrznej 50 [mm], statyczne przemieszczenie między podporami było równe od 0,005 do 0,010 [mm], a w przypadku tulei o średnicy zewnętrznej 50 [mm], a wewnętrznej 40 [mm] – od 0,025 do 0,030 [mm], co odpowiada wymaganiom obróbki wykańczającej.



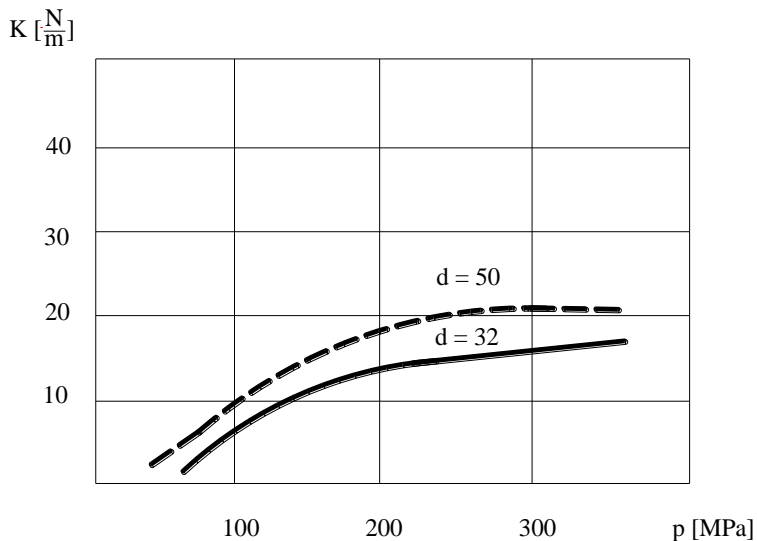
**Rys. 5.3. Wyniki obciążania i odciążania podukładu:
część o małej sztywności – podpory**

Należy uwzględnić, że przy roztaczaniu dwunożowym odkształcenie poprzeczne powoduje wypadkowa promieniowych sił skrawania, która jest mniejsza o rząd wielkości od wartości tych sił skrawania. Eksperymenty (rys. 5.4) potwierdzają charakter zależności minimalnych sztywności od odległości między podtrzymkami ($1/l^3$), lecz sztywność eksperymentalna jest większa od obliczeniowej o 1,5 razy. Ta rozbieżność pokazuje, że podtrzymka nie jest tylko podporą sprężysto-przegubową, ale wytwarza również moment odporowy.

Sztywność statyczna przy podtrzymce jest odwrotnie proporcjonalna do sześciangu odległości między podporami ($\approx 1/l^3$). Zwiększenie ciśnienia do powyżej 300 [MPa] nie zwiększa sztywności statycznej podkładu części-podpora (rys. 5.5).

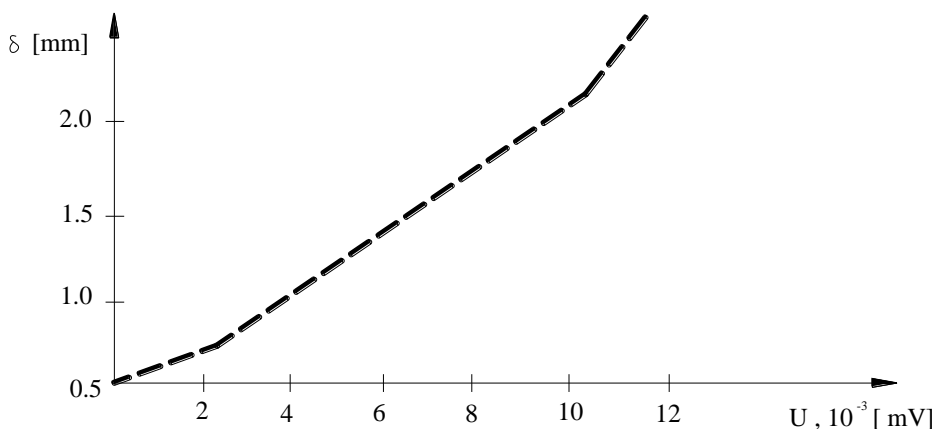


Rys. 5.4. Zależność sztywności od odległości między podporami: T – teoretyczna; E – eksperymentalna



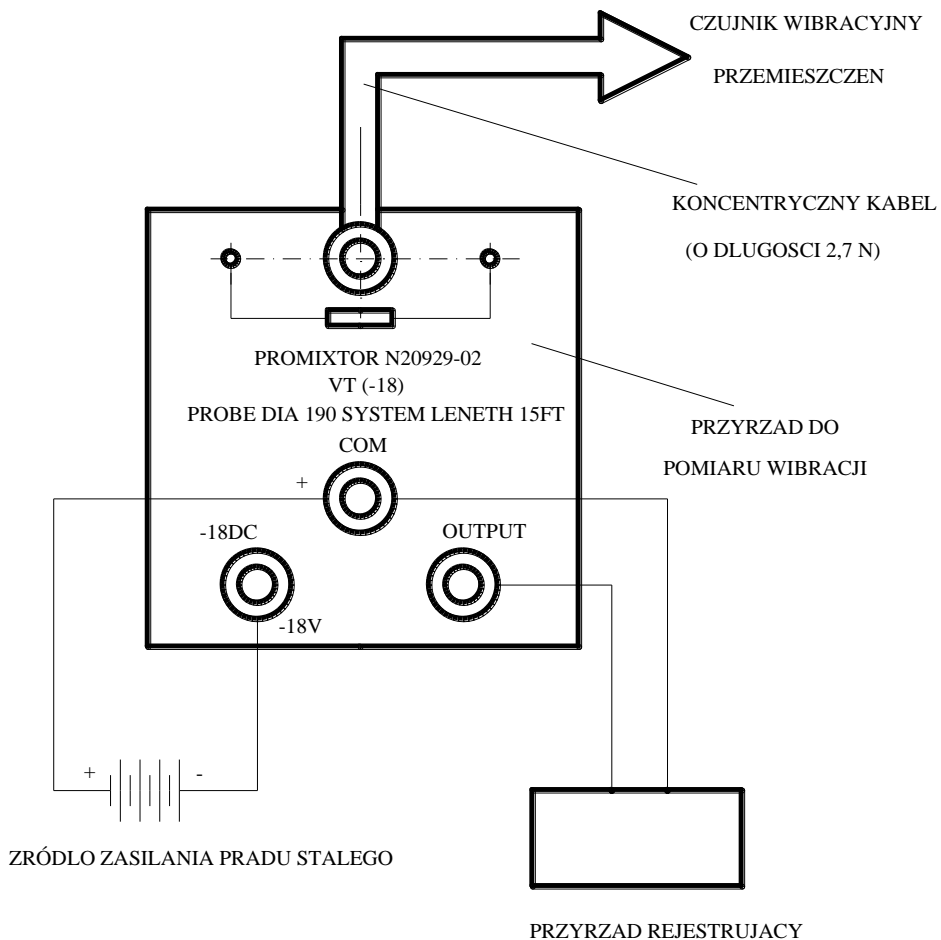
Rys. 5.5. Zależność sztywności od ciśnienia w układzie hydraulicznym

Badanie eksperymentalne zachowania się osi części o małej sztywności w procesie toczenia przeprowadzono na stanowisku laboratoryjnym: obrabiarka 1A616, półfabrykat wykonany ze stali C20, o długości 600 [mm], średnicy zewnętrznej 50 [mm] i średnicy wewnętrznej 40 [mm]. Sygnał z czujnika prądu wirowego Bently-Nevada (rys. 5.6, rys. 5.7) był podawany przez wzmacniacz do komputera, gdzie był przetwarzany w programie Sound forge 4.5.

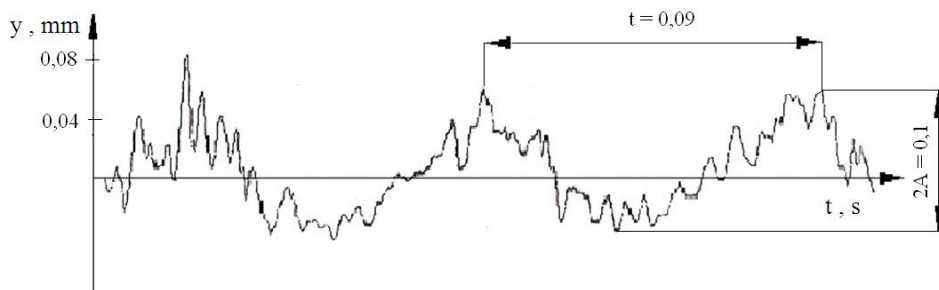


Rys. 5.6. Wykres tarowania czujnika Bently-Nevada

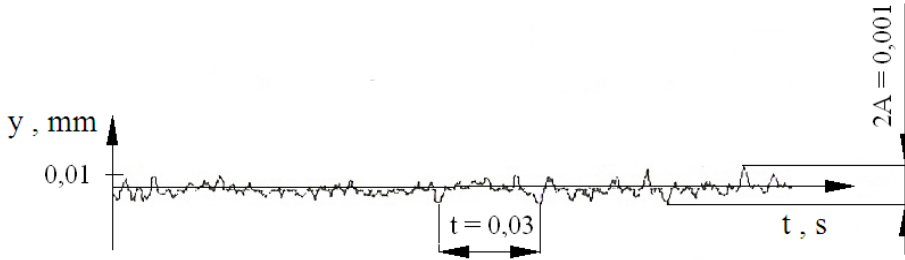
Według tego schematu były zdejmowane także drgania skrętne narzędzia (rys. 5.11, rys. 5.12, rys. 5.14–5.16). W trakcie eksperymentu były odnotowywane przemieszczenia osi części w trzech przekrojach na biegu jałowym, a następnie w trakcie procesu skrawania. Przebiegi drgań osi części o małej sztywności uzyskane w trakcie toczenia bez układu stabilizacji osi i z układem stabilizacji osi w zależności od prędkości obrotowej przedstawiono na rys. 5.8–5.10 oraz rys. 5.13. Analiza zależności eksperymentalnych pokazała, że przy skrawaniu kształt osi części zmienia się wraz ze wzrostem jej prędkości obrotowej: przy prędkości obrotowej $n = 710 \text{ [obr/min]}$ – kształt krzywej jest bliski do statycznego, ze wzrostem prędkości obrotowej kształt osi ulega zniekształceniu. Przy skrawaniu kształt osi części o małej sztywności jest bliski do kształtu części na biegu jałowym, a wielkość przemieszczenia osi zależy od charakteru procesu skrawania i wzrasta od 2 do 3 razy przy drganiach samowzbudnych. Ze zmniejszeniem sztywności na zginanie zwiększa się nie tylko przemieszczenie osi części, lecz zmienia się także jej kształt, zwiększa się jej różnica w stosunku do krzywej ugięć statycznych. Na rysunkach od 5.8 do 5.15 znajdują się wyniki dynamiki układu przy różnych warunkach, opisanych pod każdym z rysunków, co wpłynęło na dokładność parametrów obróbki.



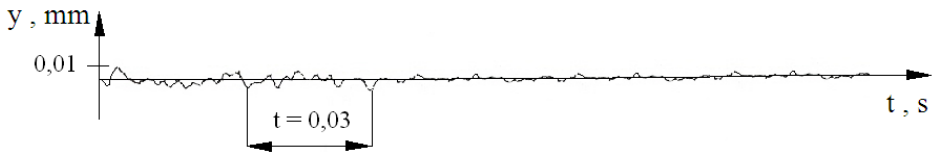
Rys. 5.7. Schemat bloku pomiarowego



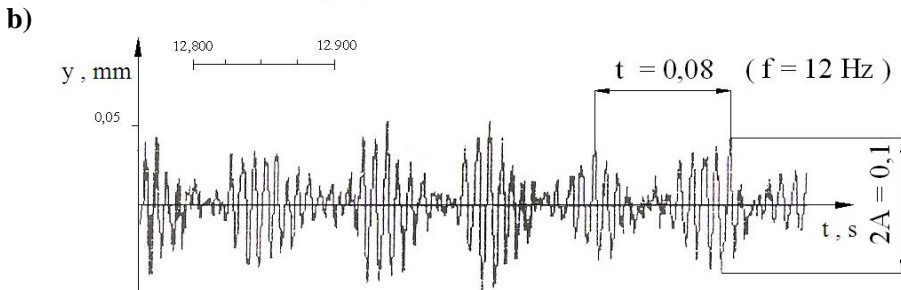
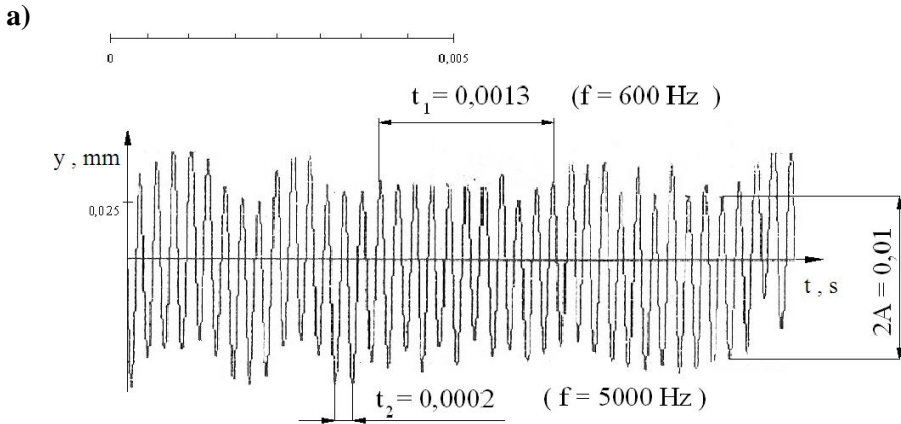
Rys. 5.8. Niewyważenie obracającego się półfabrykatu bez układu stabilizacji osi części y [mm], t [s]



Rys. 5.9. Niewyważenie obracającego się półfabrykatu z układem stabilizacji osi części na biegu jałowym

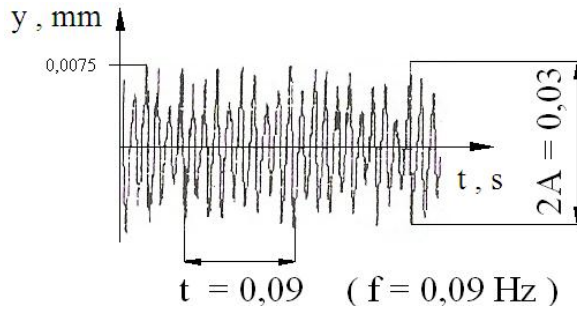


Rys. 5.10. Niewyważenie obracającego się półfabrykatu z układem stabilizacji osi części przy skrawaniu

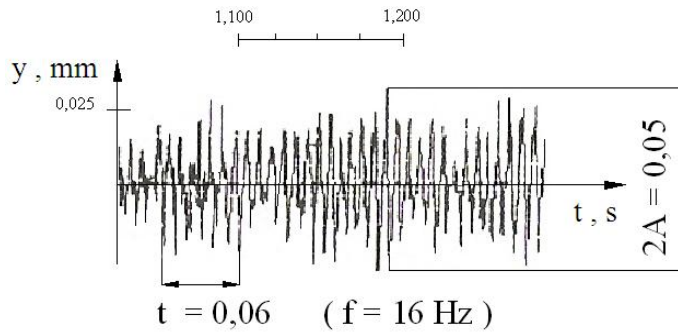


Rys. 5.11. Składowe drgań: a) wysoko częstotliwościowe; b) niskoczęstotliwościowe przy roztaczaniu z przetwornikiem falowym

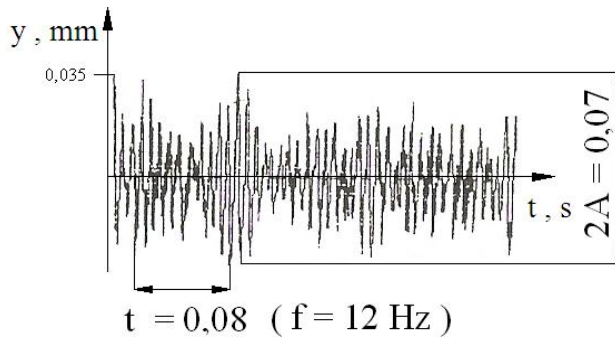
a)



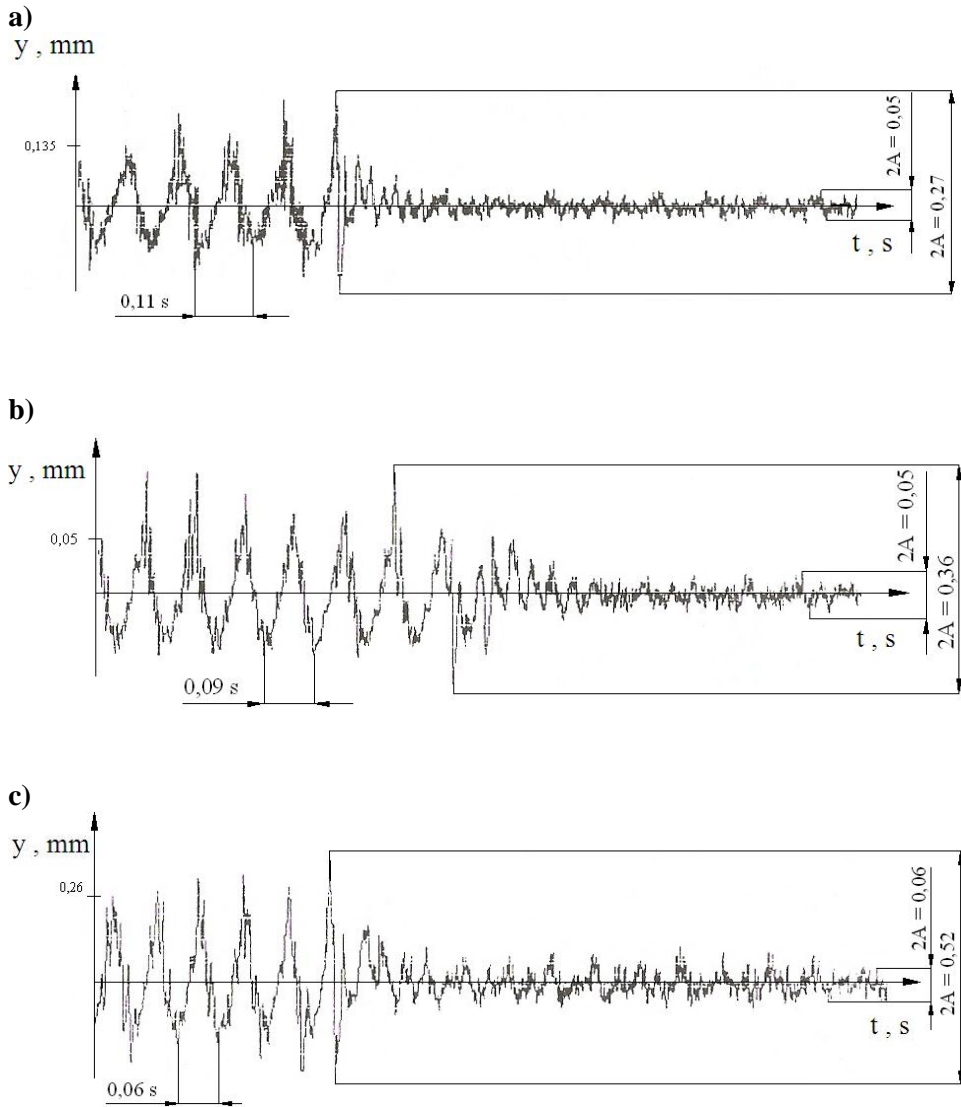
b)



c)

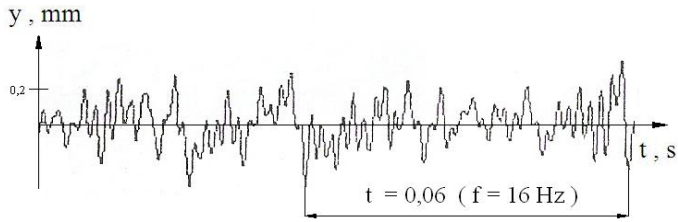


Rys. 5.12. Drgania skrętnie narzędzia z przetwornikiem falowym przy roztaczaniu ($a_p = 1,5[\text{mm}]$; $f = 0,5 [\text{mm/obr}]$) przy obrotach wrzeciona: a) $n = 540 [\text{obr/min}]$; b) $n = 710 [\text{obr/min}]$; c) $n = 900 [\text{obr/min}]$

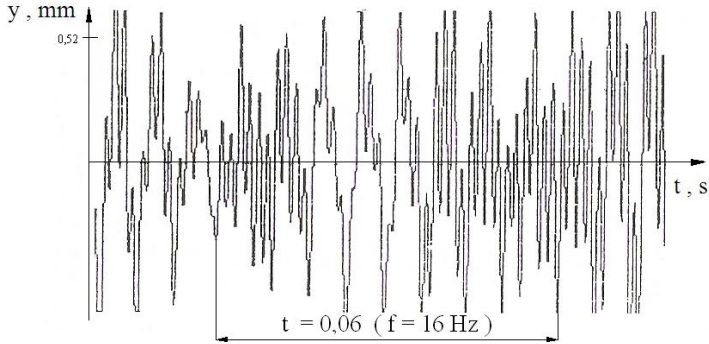


Rys. 5.13. Niewyważenie obracającej się części bez- i z układem stabilizacji osi części: a) $n=540$ [obr/min]; b) $n=710$ [obr/min]; c) $n=900$ [obr/min]

a)

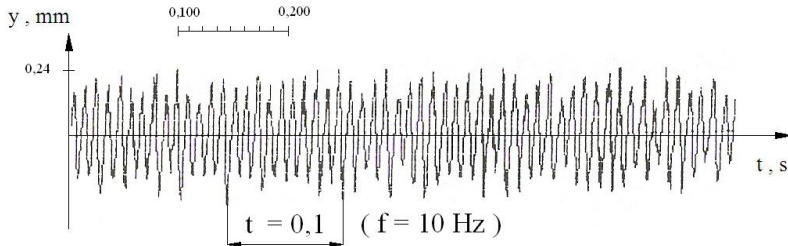


b)

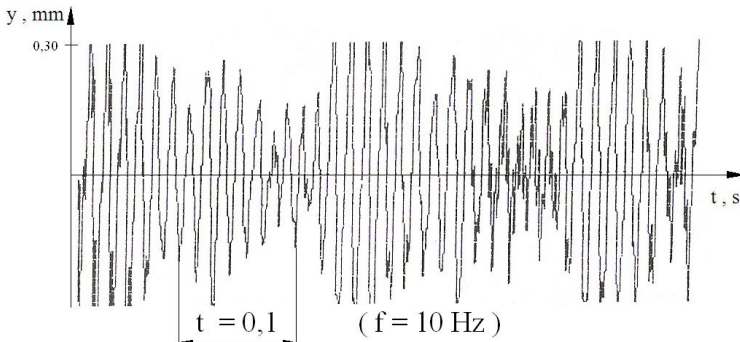


Rys. 5.14. Drgania skrętnie narzędzia: a) przy skrawaniu stabilnym, b) przy drganiach samowzbudnych ($f = 0,8$ [mm/obr])

a)

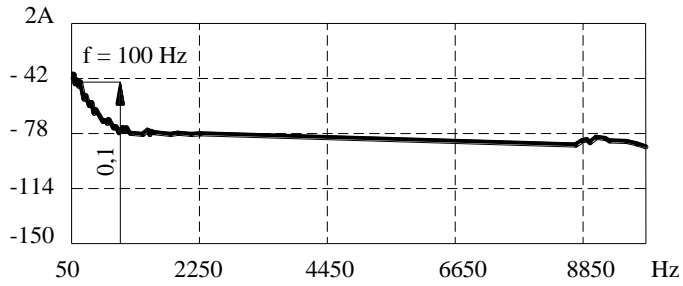


b)

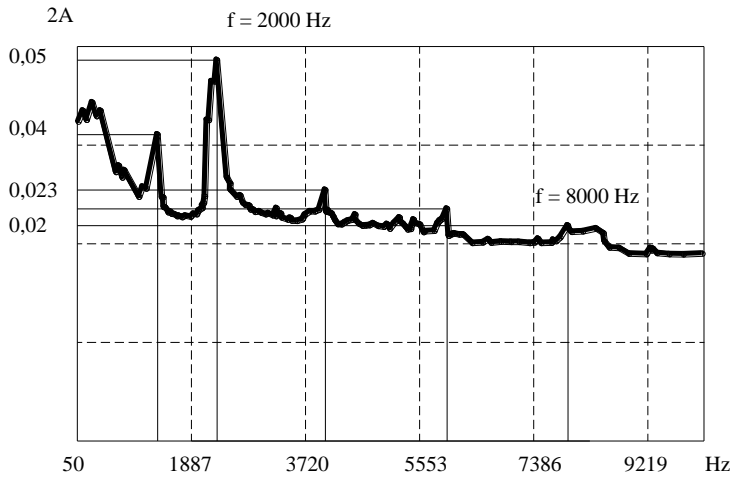


Rys. 5.15. Drgania skrętnie narzędzia z przetwornikiem falowym przy: a) $f = 0,4$ [mm/obr], b) $f = 0,8$ [mm/obr]

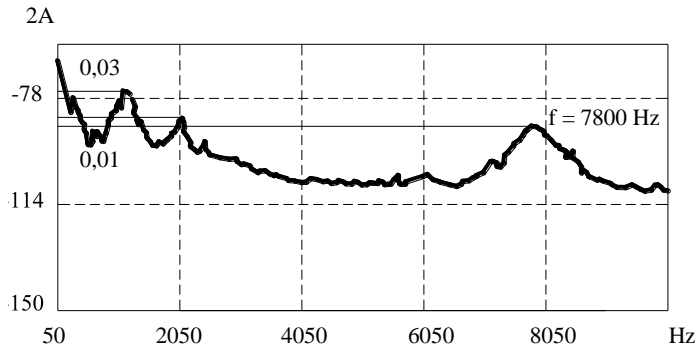
a)



b)



c)

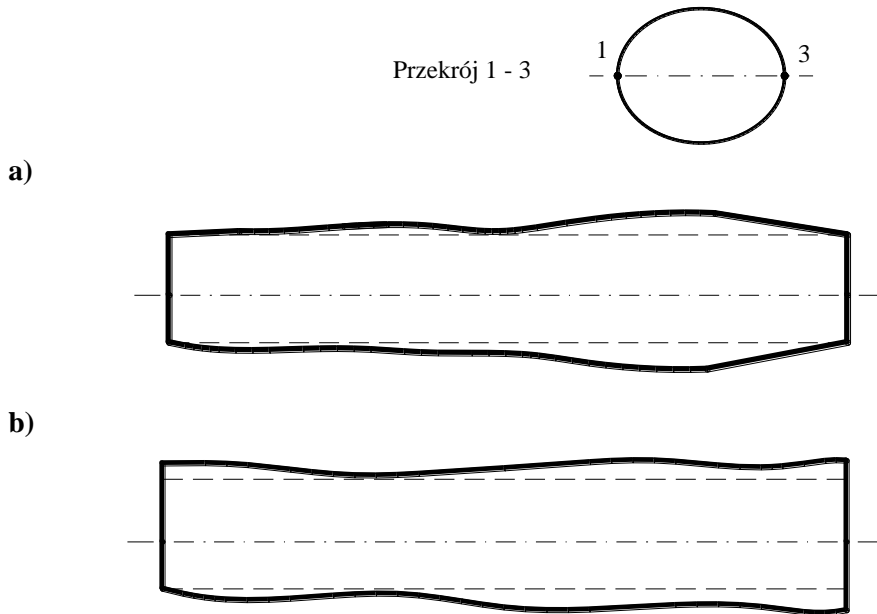


Rys. 5.16. Spektrum częstotliwości: a) roztaczanie zwykle; b) roztaczanie z przetwornikiem falowym, sztywność przetwornika $j = 2 \cdot 10^4$ [N/mm]; c) roztaczanie z przetwornikiem falowym, sztywność przetwornika $j = 18 \cdot 10^4$ [N/mm]

Do układu stabilizacji osi części o małej sztywności w opisywanych eksperymentach wchodziły dwie podtrzymki samoosiujące. Toczenie z zastosowaniem układu stabilizacji osi części przeprowadzono przy tych samych parametrach i częściach, co i bez układu. Wyniki eksperymentu pokazały, że (rys. 5.13) największe przesunięcie osi części przy toczeniu z układem zmniejszyło się od 4 do 10 razy, tj. praktycznie oś przy toczeniu z funkcjonującym układem jest prostoliniowa. Dokładność wzdluznego kształtu części o małej sztywności obrobionej z zastosowaniem układu i bez niego, o długości 55 [mm] w przekrojach 1, 2, 3, 4. Profilogramy osiowych przemieszczeń części, uzyskane przy pomocy przyrządu Taylor-Hobson przedstawiono na rys. 5.17. Półfabrykaty o długości $l = 600$ [mm], średnicy otworu $d = 42$ [mm] ze stali C20 obrabiano bez zastosowania układu i z układem przy następujących parametrach skrawania dwuostrzową głowicą do roztaczania: $n = 710$ [obr/min], $f = 0,27-0,5$ [mm/obr]; bez układu przy dwóch przejściach z głębokością skrawania $a_{p1} = 0,7$ [mm] i $a_{p2} = 0,3$ [mm]; z układem w jednym przejściu $a_p = 1$ [mm].

Materiał wymiennych płytek skrawających wieloostrzowych z węgliku spiekanego T15K6. Geometria narzędzia standardowa. Największe odchylenie od cylindryczności w przypadku profilogramów przedstawionych na rys. 5.17 przy zastosowaniu układu zmniejszyło się od 3 do 5 razy, ale najistotniejsze jest to, że profilogramy pokazują znaczące przybliżenie kształtu części do cylindrycznego, czego nie można stwierdzić na podstawie pomiarów w różnych przekrojach.

Przy wykorzystaniu przyrządu Taylor-Hobson zbudowano wykresy w przypadku przekrojów osiowych części o małej sztywności, które wykorzystano jako powierzchnie bazowe. Analiza tych wykresów pokazała, że odchylenie od okrągłości powierzchni obrobionej z zastosowaniem układu zmniejszyło się od 1,3 do 2 razy. W celu ustalenia wpływu warunku zacisku tulei podtrzymki samoosiującej na dokładność geometryczną w przekroju poprzecznym przeprowadzony został eksperyment, którego istota polega na tym, że w sposób dyskretny zmieniano siłę zacisku w podtrzymce samoosiującej (200 i 300 [N/mm²]) i czas odkształcania (20 i 40 [min]). Średnica zewnętrzna tulei $52 \pm 0,4$ [mm], grubość 5 [mm], materiał stal C20. Obróbka mechaniczna nie była wykonywana. Zarys średnicy zewnętrznej po 20 minutowym docieraniu jest pokazany na rys. 5.18 (a), a po 40 minutowym na rys. 5.18 (b). Analiza danych eksperymentalnych pokazuje prawidłowość założeń teoretycznych. Zastosowanie podtrzymek samoosiujących zwiększa dokładność geometryczną od 1,8 do 2,5 razy w zależności od właściwości fizyko-mechanicznych materiału i jego początkowego kształtu.

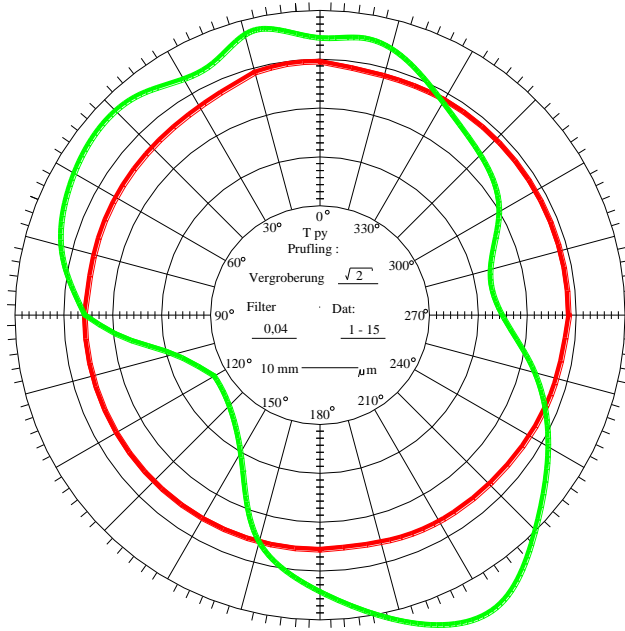


Rys. 5.17. Profilogramy odchylek od walcowości: a) bez układu stabilizacji; b) z układem stabilizacji osi części

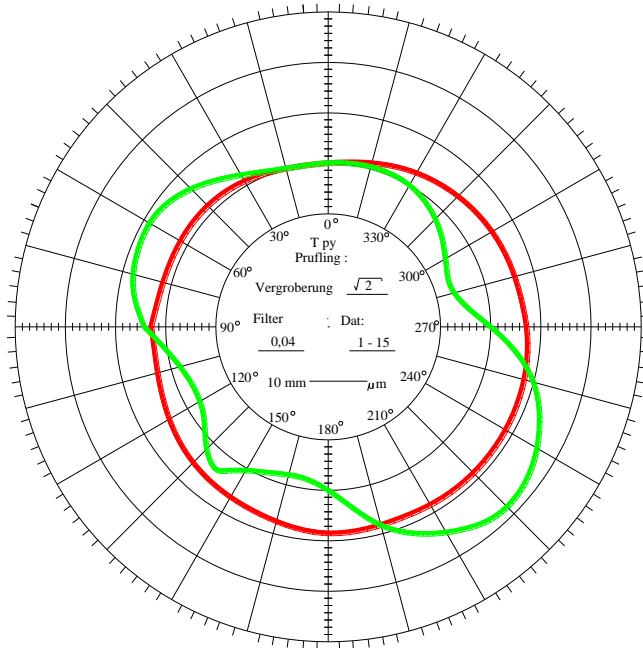
Wyniki badań pokazują że:

- z zapisu drgań (rys. 5.14) widać, że przy zwiększeniu obrotów wrzeciona n , zwiększa się amplituda przemieszczeń (od 0,29 do 0,52 [mm]). Przy ustawieniu części w podtrzymańce samoosiującej amplituda przemieszczeń zmniejsza się do 0,03–0,06 [mm]. Uzasadnia to przejście od modelu dwu- do jednomasowego;
- przy skrawaniu intensywność drgań podtrzymańki samoosiującej praktycznie nie zmienia się, przy tym zmniejsza się amplituda wysokoczęstotliwościowej składowej drgań (rys. 5.10). Można założyć, że narzędzie pełni rolę tłumika, gaszącego drgania wysokoczęstotliwościowe;
- z analizy drgań wynika, że nierównomierność obrotów półfabrykatu określa składową niskoczęstotliwościową (czas jednego obrotu ($T = 0,06\text{--}1,15$ [s])), na którą nakładają się drgania wysokoczęstotliwościowe, przy czym w przypadku zastosowania podtrzymańki samoosiującej ich częstotliwość ulega zwiększeniu, a amplituda zmniejszeniu;

a)



b)



Rys. 5.18. Zarys średnicy zewnętrznej: a) po 20 minutach docierania; b) po 40 minutach docierania

- jak określono eksperymentalnie w pracy [24] wyższe harmoniki częstotliwości układu wrzecionowego są określane przez błędy wykonania prowadnic podpór. W danym przypadku są to łożyska kulkowe wrzeciona i podtrzymka samoosiująca. Półfabrykat jest sztywno zamocowany i określa drgania niskoczęstotliwościowe. Spektrum częstotliwościowe przesuwają się w zakres wysokoczęstotliwościowy proporcjonalnie do wzrostu prędkości obrotowej. Częstotliwość własna elementów podporowych podtrzymki samoosiującej jest większa (według wymiarów konstrukcyjnych łożyska kulkowe wrzeciona i podtrzymki samoosiującej różnią się o rząd wielkości), a amplituda zakłóceń jest niższa;
- w trakcie obrotów półfabrykatu podtrzymka samoosiująca gasi zakłócenia pochodzące od podpór wrzeciona w zakresie częstotliwości 100–500 [Hz] (pracuje jako tłumik przemieszczeń wysokoczęstotliwościowych półfabrykatu). Bez podtrzymek samoosiujących dane częstotliwości są bliskie do wyższych harmonik samej części i w wyniku tego ulegają zwiększeniu;
- jeżeli do przekazywania momentu skręcającego zastosować uchwyt z zabierakiem ze szczękami samonastawnymi, zakłócenia od wrzeciona w układzie stabilizacji osi części są tłumione;
- stosując w podtrzymce samonastawnej łożyska nie kulkowe, a igielkowe praktycznie można uzyskać kształt przesunięcia części o małej sztywności w postaci sinusoidy.

5.2. Badanie dokładności obróbki przy roztaczaniu z zastosowaniem przetwornika falowego

Obróbka była realizowana przy zastosowaniu dwunożowej oprawki do roztaczania z prowadnicami poliuretanowymi, oprawki z prowadnicami tocznymi regulowanymi w kierunku promieniowym, co umożliwiło zmianę siły tłumienia powierzchni obrabianej oraz wytaczadłem z prowadnicami tocznymi i przetwornikiem falowym. Materiał płytek skrawających – T5K10 i WK8H. Parametry obróbki: prędkość skrawania v_c : 67,8 [m/min]; 87,9 [m/min]; 113 [m/min], posuw f = 0,25 i 0,5 [mm/obr]; głębokość a_p = 1,5 [mm]. Materiał półfabrykatu stal C20. Parametry półfabrykatu: nieokrągłość 0,25–0,3 [mm], bicie promieniowe otworu odnośnie powierzchni zewnętrznej 0,5–0,6 [mm], chropowatość R_z = 80[μ m].

Wyniki eksperymentów są przedstawione w tab. 5.3 i tab. 5.4, gdzie pokazano uśrednione rezultaty pomiaru z dziewięciu próbek w poprzecznych przekrojach. Wartości oczekiwane nieokrągłości, niecylicylności, bicie promieniowego, a także chropowatości poprawiły się znacznie. Zastosowanie narzędzia z przetwornikiem falowym umożliwia uzyskanie 8 klasy dokładności i chropowatości powierzchni R_a = 2,5 [μ m].

Tab. 5.3. Dokładność otworów przy roztaczaniu z zastosowaniem i bez zastosowania układu stabilizacji osi otworu

PARAMETR	Bez zastosowania podtrzymki samoosiującej	Z zastosowaniem podtrzymki samoosiującej
Nieokrągłość [mm]	0,18–0,2	0,09
Niecylindryczność [mm]	0,07	0,03

Tab. 5.4. Dokładność otworów przy roztaczaniu zwykłym i przy roztaczaniu z układem sterowania automatycznego

PARAMETR	Bez zastosowania podtrzymki samoosiującej	Z zastosowaniem podtrzymki samoosiującej
Nieokrągłość [mm]	0,07–0,16	0,09
Niecylindryczność [mm]	0,07	0,03
Bicie promieniowe [mm]	0,15	0,05
Chropowatość, Ra [μ m]	10	3,2–2,5

Dane te odpowiadają wnioskowi z badań teoretycznych, według których wysokoczęstotliwościowe drgania kompleksowe prowadzą do rozproszenia energii zakłóceń od zmiennego naddatku i niewyważenia półfabrykatu wraz ze zmniejszeniem poprzecznych przemieszczeń oprawki do roztaczania. Próbki: tuleja (wykonana z materiału C20) – średnica półfabrykatu zewnętrzna $D = 50$ [mm], średnica półfabrykatu wewnętrzna $d = 40$ [mm], długość $l = 600$ [mm]. W porównaniu z wynikami doświadczalnymi błąd obliczeń wynosi 5%. Wyniki eksperymentów pokazują również, że w przedziałach zmiany obciążenia od 0 do 2000 [N] nieliniowość charakterystyki stanowi nie więcej niż 20%.

5.2.1. Badania eksperymentalne układu technologicznego przy obróbce otworów głębokich z przetwornikiem falowym

Przedstawione zasady nastawienia falowego układu narzędziowego i strefy powstawania wiórów zilustrowano na przykładzie realizacji praktycznej procesu technologicznego obróbki półfabrykatu o długości $l = 600$ [mm] ze stali C20 o średnicy zewnętrznej $D = 50$ [mm] i wewnętrznej $d = 40$ [mm]. Wielkość zdejmowanego naddatku: $a_p = 1-1,2$ [mm]. Materiał narzędzia – węgiel spiekany T15K6 o parametrach geometrycznych $\kappa_r = 55^\circ$; $\kappa_r^i = 0^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 9^\circ$, $r_e = 1,2$ [mm]. Obróbka była realizowana na tokarce IAK616, wyposażonej w regulowany napęd tyrystorowy, układ stabilizacji osi półfabrykatu, urządzenie rejestracji siły termo elektromotorycznej E_t w postaci naturalnej termopary

część – narzędzie oraz czujnik rejestracji wielkości przemieszczeń przesuwu wzdłużnego przemieszczenia podukładu w funkcji momentu skręcającego M_{sk} i osiowej składowej siły skrawania F_{os} . Rejestrowano wielkości drgań i przemieszczeń narzędzia względem łoża, a drgania skrętne mierzono względem części.

Wartość posuwu f i prędkości skrawania v_c są wybierane z warunku uzyskania wymaganej jakości kształtowania warstwy powierzchniowej i ciągłości wzbudzenia przemieszczeń drgających narzędzia skrawającego przy częstotliwości lamelizacji (f_l) strefy powstawania wióra (na przykład $f_l = 2$ [kHz]). Z punktu widzenia uzyskania zadanej wartości parametrów Rz , wielkość posuwu określana jest ze znanej zależności:

$$f = 2[Rz(2r_e - Rz)]^{1/2} \approx (8r_e Rz)^{1/2}, \quad (5.5)$$

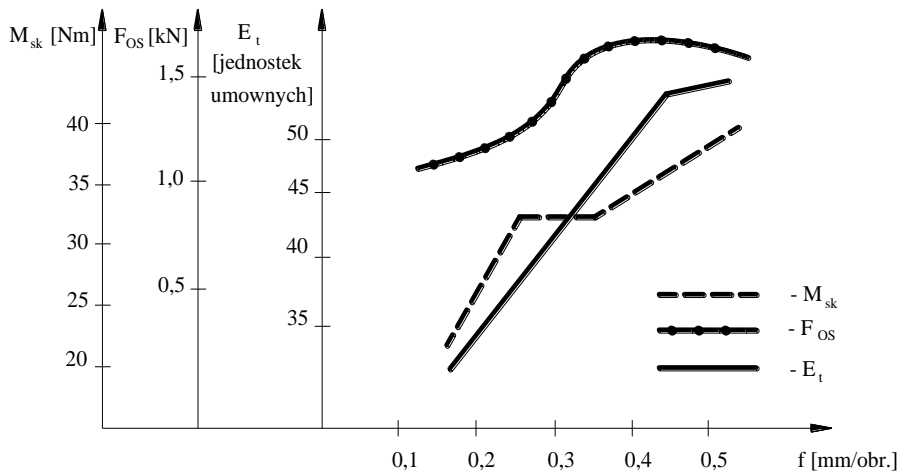
przy promieniu wierzchołka noża $r_e = 1,2$ [mm], $Rz = 3-5$ [μm], $f = 0,16-0,2$ [mm/obr].

Przy obróbce dwunożowej wielkość posuwu jest dwa razy większa, a więc f wybiera się z zakresu $0,3-0,4$ [mm/obr]. Ukazanej wartości posuwu $f = 0,3-0,4$ [mm/obr] przy optymalnej prędkości skrawania odpowiada przegięcie krzywej (w postaci załamania) zależności wielkości momentu skręcającego M_{skr} i składowej siły osiowej F_{os} od wielkości posuwu, jak to pokazano na rys. 5.19. Optymalna wartość prędkości skrawania v_c jest określana z zależności:

$$v_c = f_l H \xi, \quad (5.6)$$

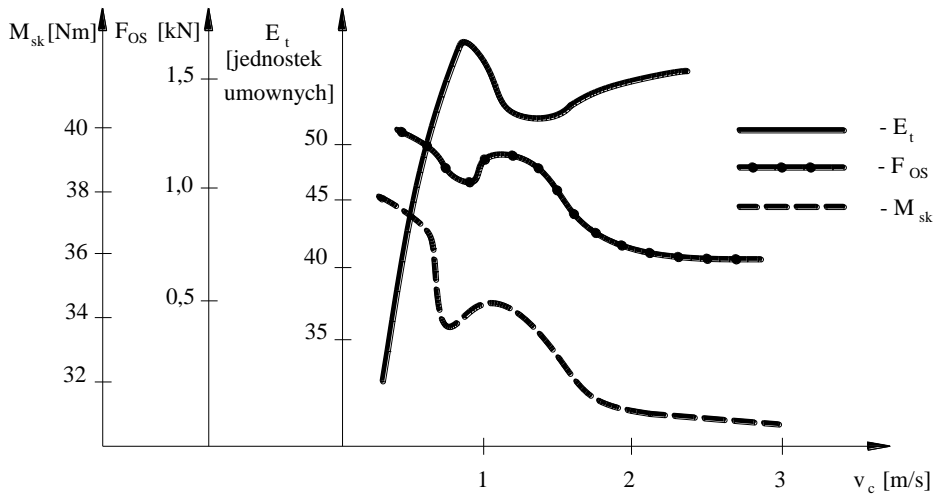
gdzie: f_l – częstotliwość lamelizacji w [kHz], równa częstotliwości obliczeniowej przemieszczeniowych drgań wytaczadła, na przykład 2 [kHz],
 H – szerokość lameli fragmentu wióra (w mm) zmieniająca się w zakresie od 0,6 do 0,2 [mm] przy zwiększeniu prędkości skrawania od 0,3 do 3,0 [m/s],

ξ – współczynnik skurczu wióra przyjmowany jako 2,5.

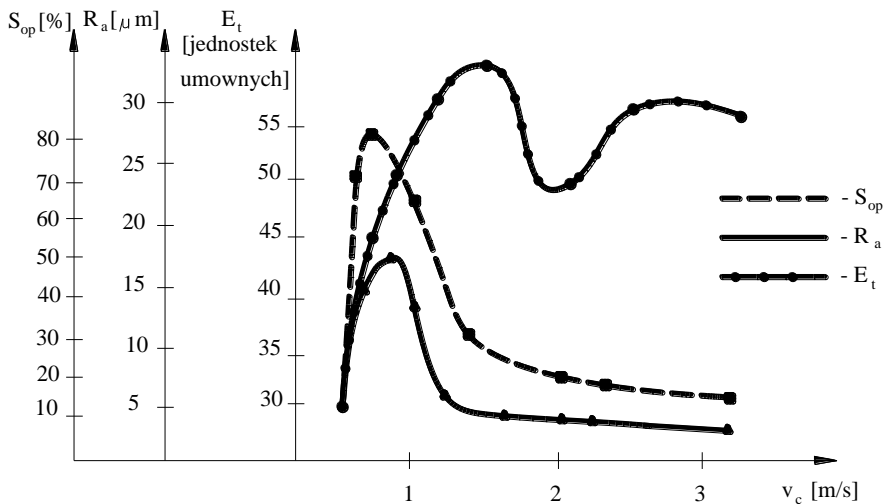


Rys. 5.19. Zależność momentu skręcającego (M_{sk}), siły osiowej (F_{os}) i siły termoelektromotorycznej (E_t) od posuwu ($v_c = 1,75$ [m/s], $a_p = 1,2$ [mm])

Podstawiając wartości liczbowe parametrów f , H uzyskuje się optymalną wartość prędkości skrawania $v_c = 1,75$ [m/s], co odpowiada minimalnej wartości parametrów E_t , F_{os} i M_{sk} w eksperymencie (rys. 5.20), przy zmienności prędkości skrawania i minimalnej wartości parametrów charakteryzujących jakość kształtowania warstwy powierzchniowej (rys. 5.21). Pierwsza wartość optymalnej prędkości skrawania $v_c = 0,75$ [m/s] odpowiada największej trwałości narzędzia skrawającego, lecz niskiej jakości kształtowania warstwy powierzchniowej. Przy tym wartość parametru $E_t = 50$ (jest przedstawiona w jednostkach umownych, ponieważ czujnik nie jest wykalibrowany) odpowiada punktowi przegięcia krzywej. Również temu punktowi przegięcia odpowiada pewna minimalna wartość parametrów $F_{os} = 1,06$ [kN] i $M_{sk} = 34$ [Nm] przy zmienności prędkości skrawania dzięki zagwarantowaniu warunków nastawienia falowego.



Rys. 5.20. Zależność momentu skrawającego (M_{sk}), siły osiowej (F_{os}), siły termoelektromotorycznej (E_t) od prędkości skrawania v_c ($a_p = 1,5$ [mm], $f = 0,5$ [mm/obr])



Rys. 5.21. Zależność wielkości powierzchni oporowej (S_{op}), chropowatości (R_a), siły termoelektromotorycznej (E_t) od prędkości skrawania v_c

Niska jakość kształtowania warstwy powierzchniowej w takim przypadku jest uwarunkowana tym, że na względnie niskich prędkościach skrawania dominują dynamiczne zjawiska kontaktowe, głównie na powierzchni przyłożenia ostrza skrawającego. Temperatura średnia w strefie powstawania wiórów

jest daleka od zrównoważonej, a ciśnienie w strefie ścinania jest na tyle duże, że odkształcenie plastyczne (przy względnie dużej powierzchni zdejmowanej warstwy – $0,5 \times 1,2$ [mm²]) powstaje niżej przy samym wierzchołku noża i nóż praktycznie nie styka się z obrobioną powierzchnią, a więc nie uczestniczy w odkształcaniu warstwy powierzchniowej. Tak postępuje się w przypadku, kiedy parametrem limitującym jest trwałość narzędzia. Z analizy skrawania wynika, że z punktu widzenia zagwarantowania równowagi termodynamicznej, obróbka jest najbardziej racjonalna przy parametrach: $v_{opt} = 1,75$ [m/s], $f = 0,5-0,6$ [mm/obr], $a_p = 1,5$ [mm] (przy takich samych parametrach narzędzia skrawającego). Gwarantuje to wymagane parametry jakości kształtowania warstwy powierzchniowej i odpowiednią trwałość narzędzia. Określono liczbowe wartości momentu skręcającego M_{sk} , składowej osiowej siły skrawania F_{skr} i optymalną wielkość siły nacisku kulek F_k na powierzchnię obróbki.

Przy obróbce dwunożowej (roztaczaniu), przy określonych parametrach ostrzy skrawających ($\kappa_r = 55^\circ$; $\kappa_r^i = 0^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 9^\circ$ oraz powierzchni kalibrującej o długości $l_k = 2$ [mm]), na wielkość momentu skręcającego mają wpływ siła skrawania F i siła tarcia N na powierzchni przyłożenia i powierzchni kalibrującej (w wyniku sprężystego powstawania materiału spowodowanego składową siłą skrawania F):

$$M_{sk} = (F_z + N_1) D, \quad (5.7)$$

gdzie: D – średnica obrabianego otworu, w metrach.

Zgodnie z przedstawieniem klasycznym działania sił na powierzchniach natarcia i przyłożenia, składowe siły tarcia N (z uwzględnieniem wartości średniej współczynnika tarcia dynamicznego $\mu = 0,40-0,45$ i wartości kąta natarcia $\gamma = 0^\circ$) określa się z zależności:

$$N_1 = F_z \cos \gamma * \mu = 231N. \quad (5.8)$$

Do określenia wartości momentu skręcającego zgodnie z zależnością (5.7) należy określić składową siłą skrawania F_z z zależności:

$$F_z = \left[\frac{a_p (1 + \nu)}{\sin \kappa_r} \right]^2 R_u, \quad (5.9)$$

gdzie: ν – współczynnik Poissona (w przypadku stali $\nu = 0,3$),
 a_p – głębokość skrawania [mm],
 $R_u = 540$ [N/mm²] – granica wytrzymałości na rozrywanie materiału obrabianego.

Obliczona według zależności (5.9) wartość siły F_z jest równa:

$$F_z = \frac{0,6(1+0,3)^2}{0,8} 540 = 513N.$$

Z wystarczającym stopniem dokładności odpowiada ona danym eksperymentalnym, uzyskanym przy optymalnych parametrach obróbki i spełnieniu warunku nastawienia falowego parametrów układu sprężystego i strefy powstawania wiórów. Analiza uzyskanej zależności (5.8) pokazuje, że przy spełnieniu warunków nastawienia technologicznego siła skrawania zależy od powierzchni warstwy skrawanej (bh) pod warunkiem zagwarantowania odpowiedniej temperatury w trakcie procesu obróbki, podobnie jak przy skrawaniu wibracyjnym, zależnej od prędkości skrawania.

Po określeniu wartości liczbowych uzyskano wartości obliczeniowe siły skrawania F_z dla jednego ostrza skrawającego i, z uwzględnieniem zależności (5.7) oraz (5.8), wartość momentu skręcającego jest równa $M_{sk} = 28,7$ [Nm].

Uwzględniając, że przy obróbce dwunożowej składowe siły skrawania są położone w płaszczyźnie ZOY prostopadle do ostrza narzędzia skrawającego to zmiana kąta przystawienia w wyniku zmiany położenia głównej krawędzi skrawającej odnośnie kierunku posuwu znacząco wpływa na wielkość stosunku:

$$\frac{F_f}{2F_z} = \operatorname{tg}(\kappa_r \pm \psi), \quad (5.10)$$

gdzie: F_f – osiowa siła skrawania,

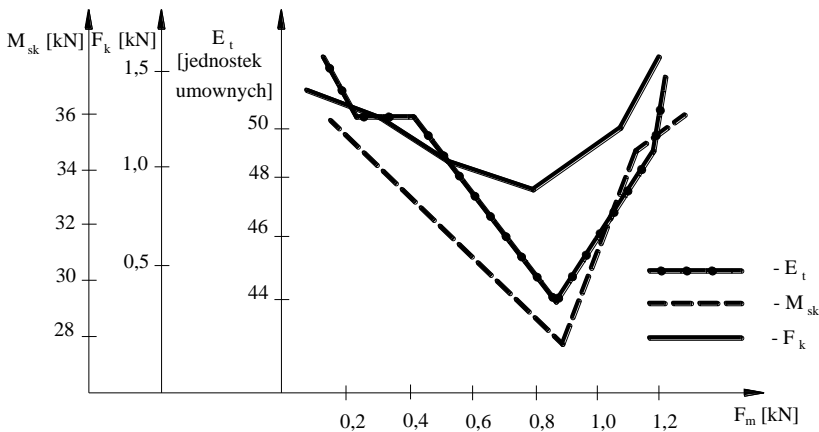
ψ – kąt wektora siły skrawania na płaszczyznę ZOY.

Z zależności (5.1): $F_f = 2F_z \operatorname{tg}(\kappa_r \pm \psi)$, przy $\operatorname{tg}(\kappa_r \pm \psi) = 1$, $F_f = 2F_z = 513 \times 2 = 1,026 \text{ kN}$. Do uzyskania stabilności dynamicznej wytaczadła na drgania zginające siła F_k docisku kulek, spełniających funkcje quasi podtrzymek, powinna być równa składowej osiowej siły skrawania $F_k \cong F_f$. Przy zastosowaniu quasi podtrzymek wynikowa składowa osiowej siły skrawania F_f wzrasta o wielkość $F_k \mu = 1,026 \times 0,45 = 0,46$ [kN], tj. $F_p = F_f + F_k \mu = 1,48$ [kN]. Przy tym wartość momentu skręcającego prawie nie ulega zmianie z powodu wysokoczęstotliwościowych przemieszczeń drgających wytaczadła, wzbudzanych przez strefę skrawania i strefę tarcia kul. Przy zwiększeniu siły docisku kul powyżej wartości optymalnej $F_k > F_f$ (przy tej samej prędkości skrawania $v_c = 1,75$ [m/s]) przede wszystkim jest naruszany warunek równowagi termodynamicznej. Tłumione są wysokoczęstotliwościowe przemieszczenia drgające wytaczadła, zwiększa się współczynnik tarcia μ_t od 0,4 do 0,5–0,65, a więc zwiększa się również F_f o wielkość $F_k \cdot \mu_t$.

Z drugiej strony zwiększenie współczynnika tarcia prowadzi do zwiększenia temperatury. Zwiększenie temperatury powoduje zmniejszenie osiowej siły skrawania i momentu skręcającego w zakresie od 1, 2 do 1, 3 ($\mu_t = 1, 2 - 1, 4$).

Na przykład przy $F_k = 1,4$ [kN] (rys. 5.22), $F_f = 2F_z + \frac{\mu}{\mu_t} = 1,65$ [kN].

Przy znaczącym zmniejszeniu prędkości skrawania, na przykład do 0, 5 [m/s] (rys. 5.17) moment skręcający i składowa osiowej siły skrawania zwiększa się o 1,2 razy. Zwiększenie to wynika ze zmniejszenia wpływu temperatury na obciążenie siłowe ostrza skrawającego. Zmniejszenie F_f i M_{sk} obserwowane jest przy optymalnej prędkości skrawania $v_c = 1,75$ [m/s]. Przy zmienności dowolnych parametrów, w tym i warunku docisku kulek, prowadzących do naruszenia warunków nastawienia falowego, a więc do zmniejszenia efektów termodynamicznych związanych z impulsowym oddziaływaniem lokalnym w strefie przemieszczenia i powstawania wiórów, zmniejszeniu ulega dokładność i jakość obróbki. Jeżeli przy optymalnych parametrach obróbki F_f i M_{sk} zmniejszają się o 1,2 razy to parametry określające charakterystyki dokładnościowe polepszają się 3–4 krotnie (rys. 5.21).



Rys. 5.22. Zależność momentu skręcającego (M_{sk}), siły osiowej (F_{os}), siły termoelektromotorycznej (E_t) od wielkości siły docisku kulek F_k

Przytoczony ekstremalny charakter zmiany parametrów kontrolowanych przy naruszeniu warunków nastawienia falowego można wyjaśnić zmianą nie tylko spowodowaną impulsowymi oddziaływaniami cieplnymi, ale także zmianą wielkości lokalnych stref odkształceń plastycznych, prędkości, tarcia plastycznego, to znaczy, nie są spełnione warunki quasikruchej zniszczenia materiału w umownej płaszczyźnie przemieszczenia.

5.2.2. Badania eksperymentalne wpływu drgającego oddziaływania narzędzia na dokładność obróbki otworów głębokich

Badania były wykonywane na tokarce 1A616. Długość tulei ze stali C20 wahała się w granicach 450–600 [mm], średnica zewnętrzna 50 [mm], średnica wewnętrzna 40 [mm]. Bicie otworu względem bazowej powierzchni zewnętrznej 0,3–0,7 [mm].

Otwór o stosunku długości do średnicy $l/d > 10$ był roztaczany przy zastosowaniu specjalnej oprawki do roztaczania. W korpusie wytaczadła jest wykonany przelotowy rowek śrubowy o zmiennym skoku. Promień rowka jest określany z warunku uzyskania nastawienia narzędzia względem częstości wzbudzenia. W danym przypadku częstość wzbudzenia przyjęto równą jednej z wyższych harmonik częstotliwości powstawania wiórów ($f = 15$ [kHz]). Szerokość rowka 5 [mm]. W celu zwiększenia sztywności na zginanie i skręcanie w rowek zaprasowano miedź. Materiał wytaczadła to zahartowana stal konstrukcyjna stopowa do ulepszania cieplnego i hartowania powierzchniowego 25CrMo4. Do wytaczadła jest zamocowana głowica dwunożowa do roztaczania. Dokładny kontakt między narzędziem a przedmiotem obrabianym gwarantuje szyjka głowicy do roztaczania i dwa wpusty. Głowica jest mocowana za pomocą dwóch śrub. Płytki skrawające są mocowane przy pomocy docisku i klina. Płytki skrawające były wykonane z węglików spiekanych: TT8K6, H20, T15K6. Długość narzędzia 600 mm, wylot narzędzia – 400 [mm]. Geometria płytek narzędzia: $\gamma = 0^\circ$, $\kappa_r = 60^\circ$; $\alpha = 12^\circ$, fazka – 2 [mm]. Parametry skrawania zmienne: prędkość skrawania od 0,3 do 2,35 [m/s] (częstość obrotów wrzeczona od 560 [obr/min] do 1120 [obr/min]); posuw od 0,1 do 0,5 [mm/obr]; głębokość skrawania od 0,4 do 2,0 [mm]. Obróbka była przeprowadzana bez cieczy smarująco-chłodzącej (oprócz granicznej prędkości skrawania – 2,35 [m/s], w tym przypadku pod ciśnieniem w obrabiany otwór przez kanał wewnętrzny w narzędziu podawano wodę). Część była ustawiana w dwóch podtrzymkach samoosiujących. Odległość między nimi i między podtrzymkami skrajnymi i uchwytem była równa 160 mm. Ciśnienie w układzie hydraulicznym stabilizacji osi części – 25 [kPa/cm²]. Po obróbce przeprowadzano pomiar bicia otworu względem bazowej powierzchni zewnętrznej. Charakter i intensywność ruchu drgającego narzędzia przy obróbce określano przy pomocy pomiaru drgań skrętnych i zginających w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach oraz wzdłużnych głowicy do roztaczania w odległości 50 [mm] od kalibrującej fazki krawędzi skrawającej.

Pomiar amplitud i częstotliwości drgań przeprowadzono przy zastosowaniu czujnika prądowirowego Bently-Nevada (rys. 5.7), który posiada następujące zalety: minimalne gabaryty przy dużej czułości umożliwiające wbudowanie czujnika w dowolne ogniwo układu sprężystego, bez istotnej zmiany jego konstrukcji. Wadą jego jest czułość na niejednorodność magnetyczną mierzonej powierzchni.

Szerokość zakresu roboczego częstotliwości – 0–10000 [Hz]. Głowica czujnika jest mocowana w określonej odległości od zespołu, którego przemieszenie i wibracje należy zmierzyć. Jako zespół jest wykorzystywany zabierak, posiadający równą powierzchnię bazową, której przemieszczenie było mierzone przy pomocy czujnika. Odległość między czujnikiem i powierzchnią bazową określono przy pomocy śruby mikrometrycznej, umożliwiającej przemieszczenie czujnika zapewniające zachowanie ściśle ustalonego luzu.

Przy zmianie tej odległość ma miejsce zmiana indukcyjności czujnika oraz zmiana częstości generowanych drgań wysokoczęstotliwościowych. Częstość drgań, generatora drgań wysokoczęstotliwościowych, zmienia się według tej samej zasady, co i luz. W wyniku, na wyjściu są uzyskiwane sygnały częstotliwościowo-modulowane, które przez wzmacniacz prądu stałego są podawane na oscylograf zapamiętujący. W trakcie eksperymentów sygnał był zapisywany w komputerze przy pomocy programu Sound-Forge 4.5. Do wzmacniacza sygnału czujnika jest doprowadzany prąd stały o napięciu 18 V.

W wyniku eksperymentów uzyskano zapisy drgań w postaci stenogramu i spektrum częstotliwościowego. Do eksperymentalnego określenia stałych czasowych, współczynników tłumienia, częstotliwości własnych zastosowano metodę zakłócenia. W badany element układu sprężystego uderzano młotkiem. Przy pomocy czujnika pomiarowego przeprowadzono pomiary drgań obracającej się części i pomiar impulsowych charakterystyk przejściowych elementów układu technologicznego (podtrzymek, części, narzędzi). Czujniki wstępnie kalibrowano. Czujnik Bently-Nevada był kalibrowany na specjalnym stanowisku. Luz był mierzony przy pomocy śruby mikrometrycznej. Na wyjściu czujnika zapisywano zmianę napięcia. Wykres tarowania jest przedstawiony na rys. 5.6. Część ustawiano w uchwycie, podtrzymce sztywnej i tłumiącej. Nieokrągłość zarysu poprzecznego półfabrykatu – 0,3 [mm]. Błąd zarysu poprzecznego – 0,1 [mm], chropowatość – $R_z = 20$ [μm]. Rزتaczanie przeprowadzono przy następujących parametrach skrawania: $a_p = 1; 2$ [mm]; $f = 0,2–0,6$ [mm/obr]; v_c : 64 [m/min], 84 [m/min], 111 [m/min], 141 [m/min], 168 [m/min]; n : 450, 540, 710, 900, 1100 [obr/min]. W procesie obróbki odnotowywano siłę elektromotoryczną. Wyniki danych o drganiach podukładu narzędzie-suport przedstawiono na rys. 5.11, 5.12, 5.14–5.16.

W przypadku zastosowania przetwornika falowego kinematyka roztaczania ulega zmianie. Oprócz ruchów stacjonarnych (ruch skrawania i ruch posuwu) część skrawająca narzędzia i półfabrykat podlegają przemieszczeniu wibracyjnemu, którego wektor jest skierowany pod kątem do wektora skrawania i posuwu. Rozpatrzono ruch części skrawającej według faz okresu przemieszczenia drgającego. Przy wejściu narzędzia w materiał zaczyna na niego działać siła skrawania. Składowa styczna prowadzi do skręcania przetwornika falowego. Ponieważ sztywność podukładu narzędzie – suport jest minimalna właśnie w tym kierunku, to drganiami w istotny sposób wpływającymi na dokładność

i jakość powierzchni części są drgania skrętne. Przy działaniu czynników zmiennych (różna twardość, zmienny naddatek na średnicy i długości, nierównomierna wzdłużna sztywność części) niskoczęstotliwościowa składowa dynamiczna siła skrawania jest kompensowana przez zmianę siły skrawania przy zmienności powierzchni warstwy skrawanej w wyniku skręcania narzędzia. Przy skręcaniu w rezultacie kurczenia się elementu sprężynującego przetwornika, część skrawająca przesuwa się w kierunku wzdłużnym o wielkość:

$$\Delta L = C_{xz} \varphi_p, \quad (55.11)$$

gdzie: C_{xz} – współczynnik więzi współrzędnościowej,
 φ_p – kąt skręcenia przetwornika.

Trajektoria wysokoczęstotliwościowego ruchu noża skierowana jest po przekątnej.

Prędkość względna wióra i noża w fazie skręcania jest minimalna, lecz nie jest równa zero (w wyniku przemieszczenia wzdłużnego). Zapobiega to zatarciu na powierzchni natarcia, przyleganiu adhezyjnemu i głębokim wyrwom materiału płytki skrawającej. Prędkość stacjonarna płytki skrawającej ($v_c = 0,3-1,7$ [m/s]; $f = 0,01-0,07$ [mm/s]) jest porównywalna z prędkością drgającą noża. Prędkość drgająca w kierunku ruchów głównego i pomocniczego jest jednakowa i określana z zależności $v = 2\pi f A$, gdzie f – częstość drgań ($f = 4000-7000$ [Hz]); A – amplituda drgań skrętnych ($A = 0,02-0,05$ [mm]). Przy skręcaniu siła sprężystości wzrasta, a grubość warstwy skrawanej zmniejsza się. Sztywność podukładu narzędzie-suport wzrasta, a siła skrawania zmniejsza się. Prowadzi to do dwóch sytuacji. W przypadku skrawania ustabilizowanego ma miejsce przemieszczenie elementu wióra w płaszczyźnie poślizgu. Siła oporu momentalnie (czas skoku relaksacyjnego uwarunkowanego przemieszczeniem fragmentu wióra w płaszczyźnie poślizgu w czasie $\tau \rightarrow \infty$) zmniejsza się (ale nie do zera) i ma miejsce zmniejszenie kąta skręcania przetwornika falowego o określoną wartość. W drugim przypadku zmniejszenie skręcenia przebiega w trybie drgań własnych przy przekroczeniu przez siłę sprężystości wartości siły tarcia wióra o powierzchnię natarcia płytki skrawającej. Skrawanie przebiega przy obciążeniach uderzeniowych, co prowadzi do dużych obciążeń cyklicznych płytki skrawającej. Prowadzi to do zniszczenia zmęczeniowego z powstawaniem mikropęknięć i wykruszeń płytki skrawającej. Przy zwiększeniu częstości drgań trwałość płytek z węglików spiekanych zmniejsza się. Przy prawidłowym doborze parametrów skrawania (głębokość skrawania, prędkość skrawania, posuw) oraz sztywności przetwornika falowego od których zależą parametry drgań i materiału narzędzia, trwałość płytek nie ulega zmniejszeniu. W fazie zmniejszenia skręcania zwiększa się prędkość względna ruchu wióra i płytki, a siła tarcia ulega zmniejszeniu (z powodu spadającej charakterystyki siły tarcia od prędkości). Siła skrawania składa się z dwóch składowych:

przeciwdziałającej sile odkształcenia i sile tarcia. Składowa pierwsza ulega zmniejszeniu w wyniku wstępnego umocnienia elementarnej objętości zdejmowanej warstwy. Ponieważ działanie wstępnego ściśnięcia jest krótkotrwałe, objętość plastycznie odkształconej warstwy jest zlokalizowana. Przy osiągnięciu krytycznej wartości naprężenia przemieszczenia ma miejsce przemieszczenie fragmentu warstwy skrawanej. Płytką skrawającą przemieszcza się w kierunku wzdłużnym. Grubość warstwy skrawanej ulega zwiększeniu. Następnie ma miejsce kolejny okres drgań. Ruch drgający głowicy do roztaczania składa się z dwóch składowych: quasistatycznej wielkości skręcania, zmieniającej się z częstością krotną do częstości obrotu części, określanej wielkością zmiennego naddatku oraz przemieszczenia wysokoczęstotliwościowego, określanego częstością powstawania wiórów. Przy zmiennym naddatku ma miejsce skręcanie niskoczęstotliwościowe oprawki do roztaczania, proporcjonalne do zmiany głębokości skrawania. Ślad na powierzchni skrawania jest niwelowany w wyniku wysokoczęstotliwościowego przemieszczenia drgającego. Czas obrotu wynosi 0,9 – 0,11 [s], co odpowiada drganiom części skrawającej z częstością około 10 [Hz]. Składowe średnie (około 100 – 200 [Hz]) i wysokoczęstotliwościowe (7000–15000 [Hz]) powstają w wyniku odkształceń plastycznych.

W warunkach obciążenia dynamicznego podukładu narzędzie – suport, proces powstawania wiórów i stabilność układu dynamicznego nie są stałe. Z punktu widzenia podwyższenia zdolności do pracy narzędzia należy dążyć do stabilizacji jakości (dynamicznej) układu sprężystego i zmniejszenia nie stacjonarności powstawania wiórów. Każdy elementarny akt powstawania wióra jest realizowany w wyniku przemieszczenia elementarnej objętości skrawanego metalu w płaszczyźnie ścinania. Powoduje to zmianę siły sprężystości, chwilowej wartości siły skrawania i stanu układu sprężystego. Rozrzut częstości przebiegu tego procesu określa niestacjonarność skrawania. Trwałość narzędzia jest równa:

$$T = K_f \left(\frac{C_v}{v_c a_p^x f^y} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (5.12)$$

gdzie: $K_f = f(f_c)$ – współczynnik ten jest funkcją częstości,

$$f_c = v_c \frac{R_m \cos \omega \sin \psi}{X^{\Delta E \sin(\pi/2 + \gamma - \psi)}}, \quad (5.13)$$

gdzie: v_c – prędkość skrawania,
 R_m – granica wytrzymałości,
 ω – kąt działania siły skrawania,
 ψ – kąt płaszczyzny przemieszczenia,
 Δ – wielkość odchyłki wierzchołka narzędzia w procesie przesunięcia,
 E – moduł Younga,
 γ – kąt natarcia.

$$K_f = \frac{f_c}{f_{wlasne.narz.}}$$

Zmniejszenie niestacjonarności powstawania wiórów jest możliwe pod warunkiem minimum mocy (minimum pracy) przemieszczenia. Zastosowanie warstw tłumiących lub sprężystej konstrukcji oprawki tłumii impuls energii, doprowadzanej w procesie przemieszczenia. Drgania niskoczęstotliwościowe mogą powstawać w wyniku opóźnienia siły skrawania przy przemieszczeniu narzędzia oraz więzi współrzędnościowych prowadzących do elipsowatego ruchu wierzchołka noża. Jedną z podstawowych przyczyn opóźnienia jest nieliniowość procesu odkształcenia plastycznego, która zależy od: $\dot{\epsilon}$ – prędkości tłumienia, μ – współczynnika tarcia, ξ – skurczu wióra, plastyczności (kruchości) obrabianego materiału. Opóźnienie jest równe stałej powstawania wióra (T_w) – $T_w = (1 \div 1,5) \frac{a_0 \zeta_0}{v_c}$. Ważnym zagadnieniem przy analizie jest przejście od

drgań nieustalonych do ustalonych i określenie przyczyny niemonotonicznej zależności amplitudy drgań od prędkości.

Przy rozpatrywaniu układu skrawania jako termodynamicznego niestabilnego układu dyspatywnego, w którym przy progowych wartościach parametrów układu są kształtowane struktury dyspatywne określające zależność między prędkością wzrastania entropii i jej wymianą z otoczeniem, praca sił skrawania (W_s) jest zamieniana na energię odkształcenia sprężystego (ΔE_{od}) i ciepło Q :

$$W_s = \Delta E_{od} + Q. \quad (5.14)$$

Powstające struktury dyspatywne określają mechanizm kształtowania wióra i stabilność skrawania. Wzrost prędkości v_c zmienia mechanizm odkształcenia po grubości wióra i dyssypację ΔE_{od} . Przy małych v_c (a więc i temperaturach) wysoka odporność przemieszczeniowa (cementytu i ferrytu) warunkuje ograniczoną liczbę układów poślizgu, a odkształcenie jest wynikiem obrotu ziaren w granicach strefy powstawania wiórów. Rotacja ziaren powoduje zwiększanie pęknięć i powstawanie wióra.

Ze wzrostem prędkości (i temperatur) zwiększa się ruchliwość dyslokacji. Ma miejsce „zaleczanie” mikropęknięć. Ze wzrostem naprężeń stycznych powstaje wiór wstępny. Przy dalszym wzroście prędkości, gęstość dyslokacji osiąga wartość krytyczną. Przesunięcie fazowe granicznie zniekształconej siatki o gęstości krytycznej dyslokacji warunkuje powstanie amorficznej warstwy quasiciekłej z minimalnym oporem przemieszczenia τ_{prz} i dynamicznym powrotem po przemieszczeniu do stanu krystalicznego. Warunki skrawania – adiabaticzne. Cykliczny charakter powstawania wióra ciągłego warunkuje

mniejszy, niż w przypadku wióra odłamkowego, czas powstawania fragmentu wióra. Czas opóźnienia τ_o odkształceń plastycznych w czasie przewyciężenia dyslokacyjnych barier przemieszczeniowych jest równy:

$$\tau_o = \frac{\varepsilon}{\dot{\varepsilon}} = \frac{\rho b \tau}{\dot{\varepsilon}}, \quad (5.15)$$

gdzie: ρ – gęstość dyslokacji,
 b – wektor Burgersa,
 $\dot{\varepsilon}$ – prędkość tłumienia,
 τ – długość swobodnego przebiegu (wymiar fragmentu).

W przypadku stali $\rho = 10^{12}$ [cm⁻²], $b = 2,48 \cdot 10^{-6}$ [cm], $\tau = 10^{-4}$ [cm], $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ [s⁻¹].

Samoregulacja w procesie skrawania między strefami powstawania wióra i informacji wtórnej (długość kontaktu, kąt tarcia, względna siła tarcia) powoduje obniżenie F_z i ε . Zmniejszenie (przy $\varepsilon \rightarrow$ [min]) czasu opóźnienia prowadzi do $S \rightarrow$ [min] (entropia), $\Delta E_d \rightarrow$ [min].

$$S = \frac{F_z L}{IM}, \quad (5.16)$$

gdzie: L – droga skrawania,
 I – moment bezwładności przekroju poprzecznego,
 M – ekwiwalent mechaniczny ciepła.

Intensyfikacja drgań wysokoczęstotliwościowych w strefie skrawania powoduje zwiększenie energii defektów siatki i prowadzi do miejscowego podwyższenia temperatury od 14 do 30%. Okresowe oddziaływanie siłowe zmniejsza opór przemieszczenia dyslokacji. Okresowe zmniejszenie długości kontaktu zmienia charakter tarcia podczas skrawania, powodując, że jest ono niezależne od f , γ , v_c . Koncentracja energii w płaszczyznach przemieszczenia przy amorfizacji warstwy zmniejsza kąt β , ε i siłę F_z . Częstotliwość przejścia elementu przemieszczenia w wiór (f_w):

$$f_w = \frac{1000 \gamma_c}{60 K_f L_k}, \quad (5.17)$$

gdzie: K_f – współczynnik ten jest funkcją częstotliwości,
 L_k – wymiar stopnia na zewnętrznej stronie wióra ($\approx 0,2-0,5$ [mm]).

W procesie skrawania obserwowano dwa podstawowe rodzaje drgań, które analizowano przy pomocy komputera z rozdzielczością 1000 [Hz]. Dane o częstotliwościach powyżej 1000 [Hz] były uzyskiwane ze spektrum częstotliwościowego z zakresem pomiarowym 50–10000 [Hz]. Zakres pomiarowy czujnika 1–10000 [Hz].

Przykład obróbki przy przemieszczeniach oprawki (suma drgań skrętnych i giętnych) przy prędkości $v_c = 1, 13$ [m/s], ($n = 540$ [obr/min]), $a_p = 1,2$ [mm], $f = 0,5$ [mm/obr]. Okres podstawowy jest równy T_1 , co odpowiada $f_1 = 1/T_1 = 8,4$ [Hz]. Częstota obrotów części jest równa: $f_{obr}n/60 = 540/60 = 9$ [Hz]. W okresie T_1 mieści się 12 okresów $T_2 = 0,01$ [s]. Podstawowa składowa drgań $t_1 = 0,12/12 = 0,01$ [s], $f_3 = 100$ [Hz]. Składowa pomocnicza $t_2 = 0,12/13 = 0,011$ [s], $f_3 = 92$ [Hz]. Składowa wysokoczęstotliwościowa jest określana po wypełnieniu pasma między obwiedniami składowych niskoczęstotliwościowych według tej samej zasady. Składowa wysokoczęstotliwościowa jest wnoszona przez drgania skrętne: $T_3 = 0,015$ [s], $f = 616$ [Hz]. Amplitudy są równe: $A_1 = 0,1$ [mm]; $A_2 = 10$ [mm] (odpowiednio w przypadku f_3 i f_4). W przypadku składowej wysokoczęstotliwościowej $A_3 = 10$ [μm], $f_4 = 616$ [Hz].

Rozpatrzono przyczyny powstania niskoczęstotliwościowych składowych drgań. Przy badaniu drgań własnych wytaczadła ustalono, że częstotliwość własna drgań skrętnych wytaczadła jest równa: $f_l = 77$ [Hz]; giętnych $f_2 = 10$ [Hz] (wyższe harmoniki $f_{skr} = 333$ [Hz]; 1670 [Hz]; $f_{zg} = 100$ [Hz]; 480 [Hz]). Jak widać, częstotliwości drgań są bliskie do f_{sk} i f_{zg} , a także krotne do f_{ob} ($100/9 \approx 11$; $92/9 \approx 10$). Można przypuszczać, że te drgania są spowodowane błędami kinematycznymi związanymi z obrotem półfabrykatu (z nierównomiernością naddatku po średnicy). Składowa $f_5 = 616$ [Hz] może być spowodowana procesem tarcia w strefie skrawania lub reprezentować wyższą harmonikę drgań giętnych. Harmoniki wysokoczęstotliwościowe określano według spektrum częstotliwościowego, gdzie należy wyodrębnić pik z $f_6 = 4523$ [Hz] i $A = 50$ [μm]. Składowa f_6 jest powiązana z częstotliwością kompleksowych przemieszczeń narzędzia (w przypadku zwykłego narzędzia nie występuje). Pomiar śladów przemieszczeń kompleksowych narzędzia na wiórze potwierdza to przypuszczenie. Przy czym każdemu przesunięciu narzędzia odpowiadał stopień na odwrotnej stronie wióra. Drgania płytki skrawającej wzbudzone były w wyniku przemieszczenia fragmentu wióra. Ze wzrostem częstotliwości obrotów i w wyniku zwiększenia częstotliwości powstawania wióra ma miejsce zwiększenie częstotliwości drgań narzędzia.

5.3. Podsumowanie

Eksperymentalnie zbadano wpływ na dokładność obróbki układu stabilizacji osi części przy roztaczaniu otworów głębokich.

W celu określenia współczynników doświadczalnych sztywności podukładu: część – podpory, a także oceny liniowości po obciążeniu, przemieszczeń oraz ciśnienia w układzie hydraulicznym przeprowadzono eksperymenty statyczne, a do porównania ustabilizowanych (stacjonarnych) trybów obróbki mechanicznej z zastosowaniem układu z przetwornikiem falowym i bez układu (bez przetwornika falowego) przeprowadzono eksperymenty dynamiczne.

Toczenie z zastosowaniem układu stabilizacji osi części, z dwiema podtrzymkami samoosiującymi, przeprowadzono przy tych samych parametrach i częściach, co i bez układu. Wyniki eksperymentu pokazały, że przy toczeniu z układem:

- największe przesunięcie osi części uległo zmniejszeniu od 4 do 10 razy, tj. praktycznie oś jest prostoliniowa;
- dokładność wzdluznego kształtu części o małej sztywności wzrosła około 1,5;
- największe odchylenie od cylindryczności zmniejszyło się od 3 do 5 razy;
- odchylenie od okrągłości powierzchni obrobionej uległo zmniejszeniu od 1,3 do 2 razy;
- dokładność geometryczna zwiększyła się od 1,8 do 2,5 razy w zależności od właściwości fizyko-mechanicznych materiału i jego początkowego kształtu;
- amplituda drgań zmniejszyła się z 0,29–0,52 [mm] do 0,03–0,06 [mm], co uzasadnia przejście od modelu dwu- do jednomasowego.

Analiza danych eksperymentalnych pokazuje prawidłowość założeń teoretycznych.

Zbadano dynamikę podukładu narzędzie – suport przy roztaczaniu otworów głębokich z zastosowaniem przetwornika falowego.

Przedstawione zostały badania eksperymentalne wpływu stanowiska z zastosowaniem kompleksowych drgań wysokoczęstotliwościowych oprawki do roztaczania z przetwornikiem falowym na dokładność kształtu, wymiarów i jakości powierzchni obrobionej.

Przy zastosowaniu przetwornika falowego kinematyka roztaczania ulega zmianie. Oprócz ruchów stacjonarnych (ruch skrawania i ruch posuwu) część skrawająca narzędzia i półfabrykat podlegają przemieszczeniu wibracyjnemu, którego wektor jest skierowany pod kątem do wektora skrawania i posuwu.

Wyniki eksperymentów pokazują, że zastosowanie narzędzia z przetwornikiem falowym umożliwia uzyskanie 8 klasy dokładności i chropowatości powierzchni $Ra = 2,5$ [μm]. Dane te odpowiadają wnioskowi z badań teoretycznych, według których wysokoczęstotliwościowe drgania kompleksowe prowadzą do rozproszenia energii zakłóceń od zmiennego naddatku i niewyważenia półfabrykatu wraz ze zmniejszeniem poprzecznych przemieszczeń oprawki do roztaczania.

Eksperymentalnie zostały potwierdzone zasady nastawiania falowego parametrów strefy skrawania i układu sprężystego, przy których uzyskiwana jest minimalna pojemność energetyczna procesu skrawania.

Przeprowadzone badania umożliwiają opracowanie racjonalnego procesu technologicznego wykonywania tulei o małej sztywności, który może być zastosowany w zakładach przemysłu maszynowego.

PODSUMOWANIE

Na dokładność oraz wydajność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności wpływa wiele czynników, każdy z nich w określonych warunkach może mieć istotne znaczenie. Określono dominujące czynniki wpływające na dokładność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności, takie jak: odkształcenia statyczne i dynamiczne układu obrabiarka – uchwyt – przyrząd – narzędzie (OUPN), zawierającego dwa elementy o małej sztywności: część i narzędzie.

Zbudowano dwumasowy model roztaczania dwunożowego. Na jego podstawie opracowano model matematyczny roztaczania otworów głębokich, którego badania pokazały, że w wyniku optymalizacji parametrów układu OUPN można zmniejszyć czas procesów przejściowych, zwiększyć sztywność dynamiczną, obniżyć poziom drgań. Przy roztaczaniu otworów cienkościennych w tulejach w celu minimalizacji amplitudy drgań względnych należy regulować sztywności zarówno podukładu część – podpora jak i podukładu narzędzie – suport.

Opracowano model roztaczania dwustrzowym wytaczadłem z przetwornikiem falowym, umożliwiającym wykorzystanie energii procesu skrawania do powstania drgań wzdłużno-skrętnych oraz schemat strukturalny układu sterowania automatycznego z zastosowaniem przetwornika falowego, zawierający trzy obwody sterowania: siłami napięcia przewodnic elementów odkształcających w obrabianym otworze w funkcji ich wysunięcia, stabilizacji grubości warstwy skrawanej wzdłuż części w funkcji posuwu wzdłużnego, minimalizacji momentu skręcającego w napędzie ruchu głównego w funkcji prędkości skrawania.

Opracowano model matematyczny układu sterowania automatycznego roztaczania otworów głębokich, wykorzystując jako wejściowe oddziaływania regulacyjne posuw, prędkość skrawania, napięcie przewodnic obrotowych, umożliwiającymi zwiększenie dokładności roztaczania w wyniku zastosowania wysokoczęstotliwościowych drgań narzędzia z przewagą składowej stycznej wektora przemieszczeń.

Opracowano układ sterowania automatycznego roztaczaniem otworów głębokich zawierający trzy obwody sterowania: posuwu, prędkości skrawania i siły odkształcenia powierzchniowego. Do obróbki długich tulei opracowano sposób roztaczania przy którym część w trakcie obróbki ma jednakową sztywność na całej długości. Racjonalne rozmieszczenie podpór sztywnych i podpór – tłumików prowadzi do polepszenia właściwości dyssypacyjnych kontaktu narzędzie – część w strefie skrawania, co zmniejsza obciążenie cykliczne ostrza skrawającego oraz polepsza dokładność kształtowania obrabianych powierzchni.

Zastosowanie mechanicznego rezonatora falowego-przetwornika do wzbudzenia kompleksowych drgań ultradźwiękowych z przewagą składowej skrętniej umożliwia jakościową adaptację ostrza skrawającego w kierunku obrotów półfabrykatu (prędkości skrawania) i w kierunku posuwu wzdłużnego.

Przewaga składowej skrętnej nad wzdłużną składową drgań wysokoczęstotliwościowych, wynika z różnicy prędkości skrawania i prędkości posuwu w procesie obróbki mechanicznej.

Opracowano układ stabilizacji osi części w procesie skrawania zawierający podtrzymki samocentrujące i zbadano eksperymentalnie jego wpływ na dokładność obróbki przy roztaczaniu otworów głębokich.

Jego zastosowanie umożliwiło:

- zmniejszenie największego przesunięcia osi części od 4 do 10 razy (praktycznie oś jest prostoliniowa);
- wzrost o około 1,5 dokładności wzdłużnego kształtu części o małej sztywności;
- zmniejszenie największego odchylenia od cylindryczności od 3 do 5 razy;
- zmniejszenie odchylenia od okrągłości powierzchni obrobionej od 1,3 do 2 razy;
- podwyższenie dokładności geometrycznej od 1,8 do 2,5 razy;
- zmniejszenie amplitudy drgań z 0,29–0,52 [mm] do 0,03–0,06 [mm].

Przeprowadzono badania eksperymentalne wpływu urządzenia wykorzystującego kompleksowe drgania wysokoczęstotliwościowe – wytaczadła z przetwornikiem falowym na dokładność kształtu oraz wymiarów obrobionej powierzchni. Przy zastosowaniu przetwornika falowego kinematyka roztaczania ulega zmianie. Oprócz ruchów stacjonarnych (ruch skrawania i ruch posuwu) część skrawająca narzędzia i półfabrykat podlegają przemieszczeniu wibracyjnemu. Zastosowanie narzędzia z przetwornikiem falowym umożliwia uzyskanie 8 klasy dokładności oraz chropowatości powierzchni $Ra = 2,5$ [μm]. Dane te odpowiadają wnioskowi z badań teoretycznych.

STRESZCZENIE

Przeanalizowano podstawowe czynniki, wpływające na dokładność i efektywność obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności. Analiza wyników badań analitycznych i eksperymentalnych obróbki otworów głębokich pokazała, że podstawową przyczyną zakłóceń przy ich obróbce jest niewyważenie części o małej sztywności oraz drgania narzędzia o różnej częstotliwości i postaci. Stała siła odśrodkowa działająca na niewyważoną część, prowadzi do zmiany kształtu i pojawieniu się wymuszonych drgań narzędzia. Czynniki zmienne procesu technologicznego powodują powstanie zmiennej składowej siły skrawania, w wyniku działania której część ulega odkształceniu, co prowadzi do zmniejszenia trwałości narzędzi, utraty dokładności i jakości obróbki.

Na podstawie podstawowych czynników wpływających na błąd obróbki z uwzględnieniem wybranych zespołów kształtujących obrabiarki opracowano i sprawdzono analitycznie dwumasowy model roztaczania dwunożowego oraz model matematyczny procesu roztaczania otworów głębokich. Dwumasowy model procesu obróbki mechanicznej jako obiekt sterowania ustanawia wzajemne powiązania między parametrami procesu skrawania, układu technologicznego, a położeniem osi części w procesie jej obróbki.

Do sterowania osią części o małej sztywności zaprojektowano układ stabilizacji osi obracającej się części i eksperymentalnie przebadano jego wpływ na dokładność obróbki.

Opracowano model matematyczny procesu roztaczania narzędziem z przetwornikiem falowym oraz jego schemat strukturalny. Określono funkcje transmancji oraz zbudowano schematy strukturalne procesu roztaczania z układem sterowania. Zaprojektowano narzędzie z przetwornikiem falowym, wykorzystującym drgania kompleksowe wzbudzane energią strefy skrawania do obróbki otworów głębokich.

Eksperymentalnie zbadano wpływ parametrów układu technologicznego przy zastosowaniu drgań kompleksowych części skrawającej narzędzia na dokładność i jakość obróbki otworów głębokich oraz parametrów układu technologicznego i parametrów skrawania na spektrum częstotliwościowe i intensywność drgań kompleksowych narzędzia. Zastosowanie metody kształtowania wibracyjnego otworów głębokich pozwala zwiększyć dokładność, a także stabilność kształtu i wymiarów części, niezawodność pracy narzędzi oraz wydajność obróbki.

Przeprowadzone badania umożliwiają zaprojektowanie racjonalnego procesu technologicznego obróbki otworów głębokich w częściach o małej sztywności przy zastosowaniu metod obróbki wibracyjnej i złożonej.

SUMMARY

Basic factors, affecting the accuracy and efficiency of processing deep holes in parts of low stiffness were analysed. The analysis of analytical and experimental results of the treatment of deep holes showed that the basic cause of the disturbance during their processing is the unbalance of parts with low stiffness as well as different forms and frequencies of vibrations of the tool. The constant centrifugal force acting on the unbalanced part leads to changes in the shape and the forced vibrations of the tool. The variable factors in the technological process give rise to the variable component cutting force resulting in the deformation of the part, which causes reduction in the durability of tools, the loss of accuracy and the quality of the treatment.

A two-mass model of double-knife boring and a mathematical model for deep-hole boring were developed and analytically tested on the basis of fundamental factors affecting the machining error, taking into account selected sets creating machine tools. A two-mass model of mechanical working as a controlled system forms interrelations among the parameters of machine cutting, the technological system and the location of the axis of the part during the treatment.

An axis stabilizing system for the turning part was developed in order to control the axis of the part with low stiffness. The influence of the system on the accuracy of machining was experimentally examined.

A mathematical model of boring by means of a tool with a converter and its structural flow chart were created. Transmittance functions were determined and the structural flow charts of the boring process were developed. A tool with a converter was designed which uses complex vibrations induced by the energy from the deep-hole cutting zone.

The influence of parameters of the technological system using complex vibrations of the cutting part of the tool was experimentally examined to check its effects on the accuracy and the quality of deep-hole machining and the parameters of the technological system and the parameters of cutting on the frequency spectrum and the intensity of complex vibrations of the tool. The application of the vibration forming of deep holes allows to increase the accuracy, stability of the shape and dimensions of the part, the reliability of the tool work as well as the productivity of processing.

The conducted research enables designing a rational technological process of deep-hole treatment for parts with low stiffness when the vibration and complex forming treatment method is used.

LITERATURA

1. Abakumov A., Taranenko V., Wolos D., Zubrzycki J.: *Controlling the dynamical system of machine tools by elastic-deformable shafts machining*. Progressivnye tekhnologii i sistemy mashinostroenija: Mezhdunarodnyjj sbornik nauchnykh trudov. Vypusk 32. Doneck: DonNTU 2006, s. 272–278.
2. Abakumov A., Taranenko V., Zubrzycki J.: *Modeling of characteristics of dynamic system of Turing process for axialsymmetric shafts*. Vth International Congress: Mechanical Engineering Technologies, 06 (MT-06). Varna: Proceedings, 2006, s. 76–78.
3. Sołomiencev Ju. M., Mitrofanov V. G., Protopopov S. P.: *Adaptivnoje upravljenje technologiczeskimi processami*. Moskva: Mashinostroenie, 1980.
4. Ahmed A. K. W., Koganti, Latinovic V. N., Rama K. P.: *Frequency analysis of cutting tool-boring bar in deep-hole machining*. Proceedings of SPIE – The International Society for Optical Engineering 1923 (pt 2) 1993.
5. Akashi T., Katsuki A., Matsuo T., Onikura H., Sajima T.: *Development of a Deep-Hole Boring Tool Guided by Laser*. CIRP Annals-Manufacturing Technology 41 (1).
6. Al-Wedyan H., Bhat R., Demirli K.: *Active control of whirling vibrations in boring trepanning association deep hole boring process using two electrodynamic shakers*. Control and Intelligent Systems 38 (4) 2010.
7. Al-Wedyan H.M., Hayajneh M.T.: *Dynamic modeling and analysis of whirling motion in BTA deep hole boring process*. International Journal of Machining and Machinability of Materials 10 (1–2) 2011.
8. Arczewski K., Pietrucha J., Szuster J. T.: *Drgania układów fizycznych*. Warszawa: OWPW, 2008.
9. *Automation and control in industry*. Editors Lipski J., Świć A., Lublin: Lublin University of Technology, 2008.
10. Bagimow I., Taranenko W., Taranenko G., Świć A.: *Sterowanie wytwarzaniem precyzyjnych części o małej sztywności*. Przegląd Mechaniczny nr 5S/2007, 9 s.
11. Bąk R., Burczyński T.: *Wytrzymałość materiałów z elementami ujęcia komputerowego*. Warszawa: WNT, 2009.
12. Biermann D., Kahleyss F., Krebs E.: *A Study on Micro-Machining Technology for the Machining of NiTi: Five-Axis Micro Milling and Micro Deep-Hole Drilling*. Journal Of Materials Engineering and Performance, 2010.
13. Blicharski M.: *Inżynieria powierzchni*. Warszawa: WNT, 2009.
14. Budny E., Kacperski T.: *Sztywność elementów w budowie maszyn*. Warszawa: Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2000.

15. Carrino L., Giorleo G., Polini W., Prisco U.: *Dimensional errors in longitudinal turning based on the unified generalized mechanics of cutting approach. Part II: Machining process analysis and dimensional error estimate*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 2002.
16. Chen Yan, Zhang Yun-dian: *Study on the small and deep hole ultrasonic machining Machine of optical glass*. China, The Institute of Mechanical Manufacture & Automation, Mechanical & Electrical Engineering Magazine, 2008.
17. Chetwynd D. G., Takeuchi Y., Ziegert J. C.: *Precision Engineering. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*.
18. Chruścielski G., Dzikowski E. S.: *Badanie mechanizmu i rozwoju lokalizacji odkształceń w procesie skrawania*. Mechanik. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 7–8, 2001.
19. Cichosz P.: *Narzędzia skrawające*. Warszawa: WNT, 2009.
20. Cichosz P., Kuzinovski M., Stambollska Z.: *Engineering of surface layer in material removal machining*. Journal of materials processing technology, 2004.
21. Cichosz P., Zebrowski H.: *Dependence of cost and output of Turing on the dispersion of tool life values*. Mechanik. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 9, 1980.
22. Ciszewski A., Radomski T., Szummer A.: *Materialoznawstwo*. Warszawa: OWPW, 2009.
23. Czaus K., Langner J., Górski E.: *Jonotron-a high-intensity Ion pulse producing machine for material processing*. Energy Pulse and Procticle bearn modification of materials, 1988.
24. Czemplik A.: *Modele dynamiki układów fizycznych dla inżynierów. Zasady i przykłady konstrukcji modeli dynamicznych obiektów automatyki*. Warszawa: WNT, 2008.
25. Dietrich M.: *Podstawy konstrukcji maszyn*. Warszawa: WNT, 1995.
26. Ding L., Wu X., Zhang R., Zheng J.: *Additional settlement induced by hole-boring and grooves on an adjacent pile foundation and its control*. Hanzhong Keji Daxue Xuebao (Ziran Kexue Ban)/Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition) 39 (4) 2011.
27. Dmochowski J.: *Podstawy obróbki skrawaniem*. Warszawa: PWN, 1983.
28. Dmochowski J., Majewski W., Zieliński Z.: *Technologia narzędzi skrawających*. Warszawa: WNT, 1972.
29. Dobrzański L. A.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. Warszawa: WNT, 2006.
30. Dong Xiaolei, Gao Guofu, Ma Xinghui: *The Development In Processing Technology of Precision Micro-hole*. China, Henan Ploytechnic University, Electromachining & Mould 2008.

31. Drachev A. O.: *Novye metody vibrostabilizacionnoj obrabotki valov*. Tezisy dokladov mezhdunarodnoj konferencii: Problemy ehkspluatacii avtomobil'nykh transportnykh sredstv. Sevastopol': SevNTU, 1997.
32. Draczew O., Hałas W., Taranenko G., Taranenko W.: *Sterowanie obróbką wihracyjną walów o malej sztywności*. Pomiary. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 2, 2008, s. 224–227.
33. Drachev O. I., Taranenko G. V., Taranenko V. A.: *Ehksperimental'nye issledovanija stabilizacii osi malozhestkojj detali pri ispol'zovanii samo-centrirujushhikh ljunetov*. Mashinostroitel'nye tekhnologii i technika avtomatizacii. Erevan: GIUA, 2008, s. 57–61.
34. Draczew A., Taranenko G., Taranenko W., Hałas W., Świć A.: *Sterowanie układem dynamicznym obróbki części osiowosymetrycznych o malej sztywności*. Pomiary. Automatyka. Robotyka. Miesięcznik Naukowo-Techniczny Nr 2, 2009, s. 125–131.
35. Drachev A., Rastarguev D., Świć A., Taranenko G., Taranenko V.: *Sposob vibracionnoj obrabotki dlinomernykh valov*. V monografii: Konstruktorsko-tekhnologicheskie aspekty informatiki v promyshlennosti. Pod redakcej Viktora Taranenko. Lublin: Wydawnictwo Lubelskiego Towarzystwa Naukowego, 2009, s. 61–69.
36. Draczew O., Taranenko G., Taranenko W., Świć A.: *Podwyższenie efektywności vibracionnoj obrabotki głubokich otwierstii*. Erewan: Izvestia Nacionalnoj Akademii Nauk Armenii i GIUA, 2008, s. 201–209.
37. Dyląg Z., Jakubowicz A., Orłoś Z.: *Wytrzymałość materiałów. Tom 1*. Warszawa: WNT, 2007.
38. Dyląg Z., Jakubowicz A., Orłoś Z.: *Wytrzymałość materiałów. Tom 2*. Warszawa: WNT, 2009.
39. Erbel J., Muster A.: *Encyklopedia technik wytwarzania stosowanych w przemyśle maszynowym. Tom 2. Obróbka skrawaniem. Montaż*. Warszawa, OWPW, 2001.
40. Feld M.: *Podstawy projektowania procesów technologicznych typowych części maszyn*. Warszawa: WNT, 2010.
41. Feld M.: *Uchwyty obróbkowe*. Warszawa: WNT, 2002.
42. Fu H., Zhang L.: *The model and experimental study for vibration control in deep-hole boring*. 2011 2nd International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, MACE 2011-Proceedings, art. no. 5988464.
43. Fu H., Zhang L.: *The model and experimental study of the influence of the blade installation position on the torsional vibration in deep-hole boring*. 2011 International Conference on Consumer Electronics, Communications and Networks, CECNet 2011-Proceedings, art. no. 5768680.
44. Górski E.: *Narzędzia do wiercenia i roztaczania głubokich otworów*. Warszawa: Państwowe Wydawnictwo Techniczne, 1961.

45. Greuner B., Latinovic V. N., Osman M. O. M.: *New cutting fluid for improved performance of BTA deep-hole machining*. American Society of Mechanical Engineers, Producing Engineering Division (Publication) PED 54, 1991.
46. Gronostajski J., Gronostajski Z., Matuszak A.: *The system for sheet forming design*. Journal of material processing technology, 2001.
47. Gronostajski J., Matuszak A., Niechojowicz A.: *The system for sheet metal forming design of complex parts*. Journal of material processing technology, 2004.
48. Grzesik W.: *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. Warszawa: WNT, 1998.
49. Grzesik W.: *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. Warszawa, WNT: 2010.
50. Gulgaev V. J., Glushakova O., Khudalii S. N.: *Quantized attractors in wave models of torsion vibrations of deep-hole grill Springs*. Mechanics of Solids, 2010.
51. Guo Weiguang, Hao Libing, Yang Jixian, Yang Sumei, Zhang Yonghong: *Ultrasonic Vibration Grinding – a new approach h in the precision processing of deep holes in ceramics*. China, Institute No. 52, Chinese Ordnance Industries Corp., Acta Armamentarii, 2003.
52. Hałas W., Świć A.: *Wpływ naprężeń na dokładność wytwarzania części maszyn*. Scientific bulletin of Chełm. Section of technical sciences, 2007, s. 209–213.
53. Halas W., Swic A., Taranenko G., Taranenko V.: *Investigation of influence of grinding regimes on surface tension state N.T*. Nguyen et al. (Eds.): IEA/AIE 2008, LNAI 5027, Berlin Heidelberg: Springer-Verlag 2008, s. 749–756.
54. Hashish M.: *Examining deep-hole watejed boring*. Manufacturing Engineering 117 (1).
55. Homogorcev Ju. P. *Optimizacija processov obrabotki otwierstviu*: Mashinostroenie, 1984.
56. Jacniacka E., Józwick J., Lipski J.: *Wpływ warunków skrawania na dokładność geometryczną wyrobu*. Przegląd Mechaniczny. Miesięcznik Naukowo-Techniczny, nr 10, 2004, s. 13–18.
57. Jastrzębski M., Rychlik K.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w produkcji seryjnej*. Technologia i Automatyzacja Montażu nr 4, 2008, s. 19–22.
58. Jaworski J.: *Tendencje rozwoju materiałów narzędzi skrawających*. Mechanik. Miesięcznik Naukowo-Techniczny nr 11, 2005, s. 33–36.
59. Jaworski, J., Kluz R., Trzepieciński T.: *Operational tests of wear dynamics of drills made of low-alloy high-speed HS2-5-1 steel*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, vol. 18, nr 2, 2016, 271–277.

60. Jaworski J., Trzepieciński T.: *Research on durability of turning tools made of low-alloy high-speed steels*. Kovove Materialy – Metallic Materials vol. 54, nr 1, 2016, 17–25.
61. Kabaldin Ju. G., Szpilev A. M.: *Sinergieticzeskij analiz pricin vozmushchenii vibracie pri rezanii*. Vestnik Mashinostroenia nr 10b, 1997.
62. Kaczmarek J.: *Podstawy obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej*. WNT: Warszawa, 1970.
63. Kaczmarek J., Przybylski W.: *The surface characteristic after slipping and rolling burnishing*, *Advanced in Manufacturing Science and Technology*, Vol. 26, Nr 1, KBN PAN, Rzeszów, 2002.
64. Karpiński T.: *Inżynieria produkcji*. Warszawa: WNT, 2007.
65. Katsuki A., Onikura A., Sajima T.: *Development of a practicae high-performance laser-guided deep-hole boring tool: Improvement in guiding strategy*. Precision engineering – journal of the international societies for precision engineering and nanotechnology, 2011.
66. Kirsanov S. W., Greczesznikov W. A., Shirtyładze A. G., Kokariev W. I.: *Czistovoje raztaczivaniye i zienkierovaniye głubokich otwierstvi*. Moskva: Mashinostroenie, 2003.
67. Kong L.F, Li Y., Lü Y.J.: *Stability and bifurcation of the drilling shaft system in processing deep hole based on boring and trepanning association*. Binggong Xuebao/Acta Armamentarii, 30 (12) 2009.
68. Kong L., Li Y., Lu Y., Li D.: *Complex nonlinear behaviors of drilling shaft system in boring and trepanning association deep hole drilling*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 45 (3–4) 2009.
69. Korzyński M.: *Metodyka eksperymentu*. Warszawa: WNT, 2006.
70. Kudinov W. A.: *Dynamika stankov*. Moskva: Mashinostroenie, 1967.
71. Kujan K.: *Badania i analiza powtarzalności rozkładu odchyłek geometrycznych w procesie obróbki skrawaniem*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability 2008, 3(39)/2008, s. 45–52.
72. Kukielka L.: *Podstawy badań inżynierskich*. Warszawa: PWN, 2002.
73. Kumabe D.: *Vibracionnoe rezanie. Perevod s ang. C. L. Maslennikova*. Pod redakcją I. I. Portnova, V. V. Belova. Moskva: Mashinostroenie 1985.
74. Legutko S., Kędziński T., Siecla R., Wieczorowski K.: *Badanie chropowatości powierzchni otworów w żeliwie sferoidalnym ferrytycznym po rozwiercaniu dokładnym*. Prace naukowe IBEN, Studia i Materiały, tom XX, nr 1, seria: „Technologia Maszyn”, zeszyt: „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej”, ISSN 0860-7761, Gorzów Wlkp. 2002.
75. Legutko S., Kędziński T., Wieczorowski K.: *Badania technologicznych uwarunkowań dokładności wykonania otworów centralnych w częściach osiowo symetrycznych*. ZN Mechanika nr 49. Poznań: Wyd. Politechniki Poznańskiej, 2003.

76. Lei Z., Shen X., Lei X., You X.: *Development of deep hole machining tool*. International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, MACE 2011 – Proceedings, art.no. 5987884.
77. Li H., Shin Y. C.: *Integration of thermo-dynamic spindle and machining simulation models for a digital machining system*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 40(7–8), 648–661.
78. Lin C.W., Tu J. F., Kamman J.: *An integrated thermo-mechanical-dynamic model to characterize motorized machine tool spindles during very high speed rotation*. International Journal of Machine Tools and Manufacture 43(10) 2003, 1035–1050.
79. Lewczenko A., Zubrzycki J., Świć A., Taranenko W.: *Sterowanie automatyczne procesem wiercenia głębokich otworów*. Pomiar Automatyka Robotyka PAR 2/2007, s. 13.
80. Lipski J., Świć A.: *Modelowanie numeryczne drgań w procesach skrawania*. MECHANICS 2004, Rzeszów, Proceedings of the International Scientific Conference, 2004, s. 225-228.
81. Li Tong, Pery Hai: *MQL Technology Including the BTA Deep Hole Drilling Machining*. Manufacturing Process Technology, 2011.
82. *Modeling and designing in production engineering*. Eds: Lipski J., Świć A. Lublin: Lublin University of Technology, 2009.
83. Markusik S., Skoć A., Spałek J.: *Podstawy konstrukcji maszyn. Tom 2. Zarys dynamiki i tribologii, elementy podatne, wały i osie maszynowe, łożyska, sprzęgła i hamulce*. Warszawa: WNT, 2008.
84. Matuszak A., Gładysz K.: *Fricting problem in sheet metal forming*. Metal Forming, 2000.
85. Matuszak A., Wieczorowski K.: *Prognozowanie dokładności wykonania głębokich otworów*. Materiały Sympozjum, pt.: „Automatyzacja Produkcji 97”, Wrocław: Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, 1997.
86. Matuszak A., Wieczorowski K.: *Accuracy investigations of the reamed deep holes*. Rumunia, Materiały Konferencji INGMEC 98 “Classic technologies and machine tools”, Univ. of Craiova, 1998.
87. Matuszak A., Wieczorowski K.: *Wpływ rozwiercania zgrubnego głębokich otworów na powiększenie otworu po rozwiercaniu wykańczającym*. Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej. Mechanika, 1999, Nr 46, s. 39–45.
88. Minciu C.: *On boring deep holes*. Politehnica University of Bucharest, Machine and Manufacturing Systems Department Bucharest, Romania, 2006.
89. Misiak J.: *Mechanika techniczna. Tom 1. Statyka i wytrzymałość materiałów*. Warszawa: WNT, 2003.
90. Mokricki B. Ja., Mokricka E. B.: *K woprosu upravlenija robotosposobnostiu mietallreżuszcziogo instrumenta*. Viestnik Mashinostroenia nr 99, 1998.

91. Nan Y. F., Zhu L.: *Study on technology of restraining the vibration of deep-hole boring and the helix lobes*. Materials Science Forum, Vol. 697–698, 2012.
92. Niezgodziński T.: *Mechanika ogólna*. Warszawa: PWN, 2008.
93. Niezgodziński M. E., Niezgodziński T.: *Wytrzymałość materiałów*. Warszawa: PWN, 1981.
94. Nowak A.: *Drgania i stabilność układów dynamicznych. Teoria i zastosowanie*. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2008.
95. Olszak W.: *Obróbka skrawaniem*. Warszawa: WNT, 2009.
96. Osiński Z.: *Podstawy konstrukcji maszyn*. Warszawa: PWN, 2010.
97. Patent PRL nr 91550.
98. Piestunov B. M., Sviackij W. W.: *Upravljenije parametrami obrabotki pri rastaczivanii glubokich otwierstvi*. Materiały IV międzynarodni vědecko-praktická konference „Vědecký průmysl evropského kontinentu – 2008”. Praha: Publishing House „Education and science” s.r.o., 2008. – Dil. 14. Technické vědy.
99. Płonka S.: *Wielokryterialna optymalizacja procesów wytwarzania części maszyn*. Warszawa: WNT, 2011.
100. Płonka S.: *Poradnik Inżyniera. Proces skrawania. Tom I*. Warszawa: WNT, 2011.
101. *Podstawy konstrukcji maszyn. Tom I i II*. Pod red. M. Dietricha. Warszawa, WNT, 2007.
102. Puff T.: *Technologia budowy maszyn*. Warszawa: PWN, 1985.
103. Rychlik K.: *Współrzędnościowa obrabiarka do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH nr 22, 2006.
104. Senczyk D.: *Naprężenia własne. Wstęp do generowania, sterowania i wykorzystywania*. Poznań: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 1995.
105. Siecla R., Wieczorowski K.: *Badania dokładności rozwiercania wykańczającego głębokich otworów*. Materiały Konferencyjne „TPP’2006 Projektowanie procesów Technologicznych”, Wyd. Komisja Budowy Maszyn PAN Oddział w Poznaniu, Poznań 2006, s. 407–412.
106. Skoczyński W.: *Analiza błędów przedmiotu obrabianego spowodowanych czynnikami wynikającymi z własności obrabiarek i procesu skrawania*. Przegląd Mechaniczny. Miesięcznik Naukowo-Techniczny nr 11, 2002, s. 13–20.
107. Skorupka Z.: *Budowa i wdrożenie dwuwrzecionowej obrabiarki typ LSB – 100NC do głębokiego wiercenia wiertłami lufowymi*. Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH nr 20, 2004.
108. Sokołowski A.: *Naucznyje osnovy technologii maszynostrojenja*. Moskva-Leningrad; Maszgiz, 1955.

109. Streubel A.: *Obróbka długich otworów*. Wrocław: Politechnika Wroclawska, 1993.
110. Szabelski J., Świć A., Taranenko G., Taranenko V.: *Modelling of dynamic systems of low-rigidity shaft machining*. Lublin: Lublin University of Technology, 2009.
111. Szabelski J., Świć A., Taranenko G., Taranenko V.: *Systemic analysis of models of dynamic systems of shaft machining in elastic-deformable condition*. Applied Computer Science. Business Process Optimization. 2007, vol. 3, No 2, Slovenska Republika, Technical University of Žilina, 2007, s. 17–28.
112. Szot T., Świć A.: *Analiz pogresznostiej pri obrabotkie glubokich otwierstii i klasifikacija mietodov upravljenija tocznostiju ich formoo-brazowanija*. Materiały międzynarodowej naoczno-tiechniczieskoj konferencji studentov, aspiNTU, 2009, s. 12–14.
113. Szot T., Świć A.: *Badania teoretyczne rozszczania otworów głębokich*. W monografii: Zastosowania informatyki w inżynierii produkcji. Lublin: Lubelskie Wydawnictwo Naukowe, 2009, s. 93–104.
114. Szot T., Świć A.: *Kształtowanie otworów głębokich narzędziem o zmiennej sztywności*. Modele inżynierii teleinformatyki. Wybrane zagadnienia 3. Koszalin 2009, s. 50–57.
115. Świć A.: *Technologia obróbki wałów o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2009.
116. Świć A., Draczew A., Gola A.: *Method of achieving accuracy of thermo-mechanical treatment of low-rigidity shafts*. Advances in Science and Technology Research Journal, 10(29), 2016, 62–70.
117. Świć A., Draczew O., Szot T., Majdalawi S.: *The research on the technological system in deep holes chambering process*. Advances in Science and Technology Research Journal Volume 6, No. 16, 2012, s. 7–12.
118. Świć A., Gola A.: *Economic analysis of casing parts production in a flexible manufacturing system*. Actual Problems of Economics, 3 (141), 2013, 526–533.
119. Świć A., Gola A., Wołos D., Opielak M.: *Micro-geometry surface modelling in the process of low-rigidity elastic-deformable shafts turning*. IRANIAN JOURNAL OF SCIENCE AND TECHNOLOGY – TRANSACTIONS OF MECHANICAL ENGINEERING. 2016, nr 0, vol. 0, s. 1–9.
120. Świć A., Gola A., Wołos D.: *A method for increasing the economic effectiveness of the low rigidity shafts*. Actual Problems of Economics, 11(161) 2014, 469–477.

121. Świć A., Taranenko W.: *Adaptive control of machining accuracy of axial-symmetrical low-rigidity parts in elastic-deformable state*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, vol. 4, No. 3, 2012, s. 215–221.
122. Świć A., Taranenko V., Abakumow A., Taranenko G., Wołos D.: *Modelowanie i sterowanie obróbką ubytkową osiowosymetrycznych części o małej sztywności*. Lublin: Politechnika Lubelska, 2015, 265 s.
123. Świć A., Taranenko W., Gola A.: *Analysis of the process of turning of low-rigidity shafts*. Applied Mechanics and Materials, 791, 2015, 238–245.
124. Świć A., Taranenko W., Szabelski J.: *Modelling dynamic systems of low-rigid shaft grinding*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, 2(50), 2011, s. 13–24.
125. Świć A., Taranenko V., Wołos D.: *Nev metod for machining of low-rigidity shafts*. Advances in manufacturing science and technology. Vol. 34, No 1, 2010, s. 59–71.
126. Świć A., Wołos D., Litak G.: *Method of control of machining accuracy of low-rigidity elastic-deformable shafts*. Latin American Journal of Solids and Structures. Vol 11, no 2 2014), p. 260–278.
127. Świć A., Wołos D., Gola A.: *A method for increasing the economical effectiveness of the low rigidity shafts machining process* Actual Problems of Economics, 2014, nr 11, vol. 161, s. 469–477.
128. Świć A., Wołos D., Zubrzycki J., Opielak M., Gola A., Taranenko V.: *Accuracy control in the machining of low rigidity shafts*. Applied Mechanics and Materials, 613, 2014, 357–367.
129. Tai B., Stephenson D., White S.: *High Air Pressure in MQL Deep Hole Drilling Workpiece Temperature*. Manufacturing Process Technology, 2011.
130. Taranienko W. A.: *Modelirovanije tiehнологичезких ѕистем формообразованяя niezioѕtkich detalej*. BNII nr 21, 1998.
131. Taranienko W. A., Lewczenko A. I.: *Upravljenje processom ѕvierlenija ghubokich otvierstii małogo diametra*. Studia i monografie, z. 144, Opole: Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej, 2003.
132. Taranenko W., Świć A.: *Technologia kształtowania części maszyn o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2005.
133. Taranenko W., Świć A.: *Urządzenia sterujące dokładnością obróbki części maszyn o małej sztywności*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, 2006.
134. Taranenko G, Taranenko W, Świć A, Szabelski J.: *Modelling of dynamic system of low-rigidity shaft machining*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, 4(48), 2010, s. 4–15.
135. Troickij N. G.: *Głubokoje ѕwierlenie*. Leningrad: Mashinostroenie, 1971.
136. Tymowski J.: *Technologia budowy maszyn*. Warszawa: WNT, 1989.

137. Utkin N. F., Kizniajev Ju. I., Pluzhnikov S. K.: *Cziornoje rastaczivanie głębokich otvierstij* (pod. obsz. pred. N. F. Utkina) Leningrad: Mashinostroenie -Lening. Otdelenie, 1988.
138. Wołos D.: *Selected problems of shafts with small stiffness machining reliability*. Sevastopol: Izdatel'stvo SevNTU, 2007, s. 53–55.
139. Wołos D., Świć A., Taranenko W., Taranenko G.: *Zwiększenie niezawodności technologicznej obróbki toczeniem wałów o małej sztywności*. Lublin: Lubelskie Towarzystwo Naukowe, 2009.
140. Wołos D., Świć A., Taranenko V.: *Increasing the technological reliability of shafts with small stiffness machining*. Doneck: DonNTU, 2007, s. 291–297.
141. Wołos D., Taranenko W., Świć A., Opielak M.: *Modeling parameters of the surface coarseness In automated shafts procesing*. Doneck: DonNTU, 2006, s. 278–283.
142. Wołos D., Taranenko G., Taranenko V.: *Technological reliability of low-rigidity shafts machining In elastic deformable condition*. Sevastopol: Izdatel'stvo SevNTU, 2009, s. 45–47.
143. Zaporozec G. I.: *Metody rozwiązywania zadań analizy matematycznej*. Warszawa, WNT, 1973, s. 460–461.