



ZACHODNIOPOMORSKI UNIWERSYTET TECHNOLOGICZNY W SZCZECINIE

WYDZIAŁ INŻYNIERII MECHANICZNEJ I MECHATRONIKI

Jacek Zapłata

Praca doktorska

**System kompensacji odkształceń cieplnych tocznych śrub pociągowych
obrabiarki sterowanej numerycznie**

Promotor

dr hab. inż. Mirosław Pajor, prof. ZUT

Recenzenci

dr hab. inż. Roman Staniek, prof. nadzw. Politechniki Poznańskiej

prof. dr hab. inż. Wojciech Kacalak, Politechnika Koszalińska

Szczecin, 2014

Spis treści

Wykaz symboli:	3
1. Wprowadzenie	6
2. Przegląd literatury	10
2.1 Błędy termiczne struktury geometrycznej obrabiarek	11
2.2 Błędy termiczne zespołów wrzecionowych	13
2.3 Błędy termiczne liniałów optycznych	14
2.4 Błędy termiczne zespołów ruchów posuwowych	15
3. Cel, teza i zakres pracy	20
4. Modelowanie zjawisk cieplnych w obrabiarkach	23
4.1 Metody modelowania zjawisk cieplnych w obrabiarkach	24
4.1.1 Układy o parametrach skupionych	25
4.1.2 Metoda różnic skończonych	25
4.1.3 Metoda elementów skończonych	26
4.2 Modelowanie osi posuwu liniowego obrabiarki z zastosowaniem metody elementów skończonych przy uwzględnieniu zjawisk cieplnych	27
4.2.1 Budowa modelu	28
4.2.1.1 Generowane w układzie strumienie ciepła	28
4.2.1.2 Ciepłne opory kontaktowe na styku powierzchni tocznych łożysk	30
4.2.1.3 Współczynniki wnikania ciepła	33
4.2.1.4 Ciepłne opory kontaktowe na styku płaskich powierzchni przylegających do siebie zespołów	34
4.2.2 Badania symulacyjne	35
4.2.2.1 Przyjęte w symulacji ciepłne warunki graniczne: współczynniki wnikania ciepła	37
4.2.2.2 Przyjęte w symulacji ciepłne warunki graniczne: wartości strumieni ciepła	38
4.2.2.3 Przyjęte w symulacji oporności ciepłne łożysk	39

4.2.2.4 Wyniki przeprowadzonej symulacji cieplnej MES	41
4.2.2.5 Model MES mechaniczny	41
5. System kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych obrabiarek CNC (KSP)	45
5.1 Projekt układu pomiarowego systemu KSP	45
5.2 Projekt warstwy informatycznej systemu KSP	48
5.3 Model odkształceń cieplnych dla śruby bez napięcia wstępnego	53
5.4 Model odkształceń cieplny dla śruby napiętej wstępnie	56
5.5 Procedura wyznaczania wymaganej liczby czujników w śrubie	59
5.5.1 Równania bilansu cieplnego	59
5.5.2 Oszacowanie wydłużenia cieplnego	61
5.5.3 Kryterium	62
5.5.4 Przykładowe zastosowanie kryterium	63
6. Badania doświadczalne systemu KSP dla pojedynczej osi serwonapędowej	68
6.1 Budowa stanowiska badawczego	68
6.2 Badania doświadczalne dla układu bez napięcia wstępnego	72
7. Implementacja systemu KSP na obrabiarce trzy osiowej – badania weryfikacyjne	84
7.1 Badanie błędów geometrycznych obrabiarki	84
7.2 Badanie błędów termicznych śrub pociągowych bez kompensacji	87
7.3 Badanie błędów termicznych przy działającym systemie KSP	96
8. Zastosowanie algorytmów neuronowych do kompensacji odkształceń cieplnych	103
8.1 Schemat modeli neuronowych	103
8.2 Nauka modeli neuronowych	104
8.3 Opis implementacji w sterowaniu maszyny CNC	106
8.4 Weryfikacja	107
9. Wnioski końcowe	111
Bibliografia	115

Wykaz symboli:

- A – pole powierzchni [m^2]
a – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi x [m]
b – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi y [m]
c – stała otrzymana podczas kalibracji kamery IR [$\text{mV}/^\circ\text{C}$]
 c_p – pojemność cieplna materiału [$\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$]
 C_0 – nośność spoczynkowa łożyska [N]
 d_i – średnica wewnętrzna łożyska [m]
 d_m – średnica podziałowa łożyska (4.32) [m]
 d_o – średnica zewnętrzna łożyska [m]
D – średnica [m]
 D_k – średnica kulki łożyskowej [m]
E – moduł Younga [Pa]
ER() – błąd aproksymacji
 f_0 – bezwymiarowy współczynnik zależny od typu łożyska i rodzaju smarowania,
 f_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od typu łożyska
F – siła [N]
g – przyspieszenie grawitacyjne [m/s^2]
Gr – liczba Grashofa
h – współczynnik wnikania ciepła [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$]
k – współczynnik przewodności cieplnej materiału [$\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$]
 K_L – sztywność węzła łożyskowego [N/m]
 K_{SR} – sztywność wzdłużna śruby tocznej [N/m]
 K_{ZAS} – sztywność zastępcza [N/m]
l – charakterystyczny wymiar liniowy [m]
L – długość śruby pomiędzy ułożyskowaniami [m]
 L_p – długość przedziału interpolacyjnego [m]
 L_{sn} – długość obszaru ruchu nakrętki [m]
m – masa ciała [kg]
 M_t – moment tarcia [Nm]
 M_o – moment tarcia zależny od lepkości [Nm]
67 – moment tarcia zależny od obciążenia [Nm]
M, N – bezwymiarowe parametry geometryczne, zdefiniowane w [9]
n – prędkość obrotowa [obr/min]

n_k – liczba kulek łożyskowych
 n_p – liczba przedziałów
 Nu – liczba Nusselta
 Obw – obwód [m]
 P_1, P_2 – parametry geometryczne zdefiniowane równaniami: (4.17), (4.18) [1/m]
 Pr – liczba Prandtla
 Q_{ak} – ciepło akumulowane [J]
 \dot{q}_t – jednostkowy strumień ciepła powstający w wyniku tarcia, odniesiony do 1m [W/m]
 $\dot{q}_{t\ łożysk}$ – jednostkowy strumień ciepła powstającego w łożysku, odniesiony do 1m [W/m]
 \dot{Q}_{konw} – strumień ciepła wymieniany drogą konwekcji [W]
 \dot{Q}_{przew} – przewodzony strumień ciepła [W]
 \dot{Q}_{rad} – strumień ciepła wymieniany poprzez promieniowanie (radiację) [W]
 \dot{Q}_t – strumień ciepła dostarczany w skutek tarcia [W]
 $\dot{Q}_{t\ łożysk}$ – strumień ciepła powstający w łożyskowaniu: śruba-nakrętka [W]
 \dot{Q}_{ak} – strumień ciepła akumulowany [W]
 P – obciążenie zastępcze łożyska [N]
 P_1, P_2 – parametry geometryczne zdefiniowane równaniami (4.17) i (4.18),
 P_X – składowa poprzeczna obciążenia łożyska [N],
 P_Y – składowa wzdłużna obciążenia łożyska [N],
 R – promień [m]
 Re – liczba Reynoldsa
 R_{kb} – opór cieplny pomiędzy pojedynczą kulką a bieżnią łożyska [W/ (m · °C)]
 R_{kond} – opór cieplny przewodzenia [W/ (m · °C)]
 R_{konv} – opór cieplny konwekcji [W/ (m · °C)]
 R_{nkb} – opór cieplny pomiędzy bieżnią a zespołem kulek [W/ (m · °C)]
 R_1 – oporność cieplna związana z przepływem ciepła poprzez stykające się mikronie równości [W/ (m · °C)]
 R_2 – oporność cieplna związana z przepływem ciepła poprzez medium wypełniające przestrzeń pomiędzy mikronie równościami [W/ (m · °C)]
 t – czas [s]
 T – temperatura ciała [°C]
 T_{odn} – temperatura, dla której zostały zmierzone odchyłki pozycjonowania, gdy maszyna była w równowadze termicznej z otoczeniem [°C]
 T_{otocz} – temperatura otoczenia [°C]
 T_{ref} – temperatura promieniującego otoczenia [°C]
 $T(x)$ – temperatura śruby w funkcji odległości [°C]

$T(x_i)$ – temperatura zmierzona przez i-ty czujnik [$^{\circ}\text{C}$]
 U – napięcie generowane na matrycy IR [mV]
 V – prędkość [m/s]
 x – współrzędna [m]
 x_i – położenie i-tego czujnika temp. w układzie osi maszyny [m]
 x_n – chwilowe położenie osi napędowej (ruchomego stołu), we współrzędnych względem [m]
 x_z – zadane, aktualne położenie nakrętki [m]
 X_0 – bezwymiarowy współczynnik spoczynkowego obciążenia poprzecznego łożyska tocznego
 Y_0 – bezwymiarowy współczynnik spoczynkowego obciążenia wzdłużnego łożyska tocznego
 y_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od rodzaju łożyska
 z_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od rodzaju łożyska
 Z – głębokość wnikania ciepła [m]
 α – współczynnik rozszerzalności cieplnej materiału śruby [$\frac{\mu\text{m}}{\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C}}$]
 α_{dyf} – współczynnik dyfuzyjności cieplnej [$\frac{\text{m}^2}{\text{s}}$]
 $\alpha_{\text{ł}}$ – kąt działania łożyska
 β – współczynnik cieplnej rozszerzalności objętościowej [$1/^{\circ}\text{C}$]
 δ – odkształcenie cieplne [μm]
 $\delta(x)$ – odkształcenie cieplne w funkcji długości śruby [μm]
 $\delta(x_n)$ – odkształcenie cieplne, w funkcji odległości od nieruchomego węzła [μm]
 $\Delta_{\text{spr } \dagger}$ – odkształcenie sprężyste łożyska [μm]
 $\Delta_{\text{spr cz } \acute{s}r}$ – odkształcenie sprężyste rozważanej części śruby pociągowej [μm]
 $\Delta_{\text{term cz } \acute{s}r}$ – odkształcenie cieplne rozważanej części śruby pociągowej [μm]
 ε – współczynnik emisyjności
 $\theta(x)$ – nadwyżka temperatury ponad temperaturę odniesienia T_{odn} , [$^{\circ}\text{C}$]
 $\theta(x_i)$ – nadwyżka temperatury zmierzona przez i-ty czujnik [$^{\circ}\text{C}$]
 $\hat{\theta}(x)$ – aproksymowana funkcja nadwyżki temperatury [$^{\circ}\text{C}$]
 ν – moduł Poissona
 ν_k – kinematyczny współczynnik lepkości [m^2/s]
 ρ – gęstość stali [kg/m^3]
 σ – stała Stefana-Boltzmann, $\sigma \approx 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot 50)$
 ω – częstość kołowa [rad/s]

1. Wprowadzenie

Doskonalenie maszyn obróbczych jest ciągłym procesem, stymulowanym konkurencją będącą istotą wolnego rynku, która wymusza na producentach nieustanne podnoszenie jakości wykonywanych obrabiarek. Temu procesowi towarzyszy jednocześnie chęć minimalizacji kosztów wytwarzania maszyn obróbczych w celu zmaksymalizowania zysków przez ich producentów. Poprzez jakość produkowanych obrabiarek można rozumieć ich wydajność, niezawodność, łatwość ich obsługi czy dokładność wymiarowo-kształtową obrabianych przedmiotów.

Na dokładność wykonywanych elementów, tj. na ich błędy geometrii, kształtu czy stanu geometrycznego powierzchni mają wpływ właściwości układu: obrabiarka, uchwyt, przedmiot obrabiany, narzędzie (OUPN). Źródłami niedokładności wzajemnego ruchu narzędzia i przedmiotu obrabianego mogą być cechy geometryczne [31, 57, 34], dynamiczne [58, 24] albo termiczne tych obiektów [83]. W przypadku obrabiarek sterowanych numerycznie źródłami błędów są także niedokładności układów pomiarowych, niedoskonałe struktury i nastawy regulatorów oraz niedokładności w aproksymacji toru ruchu [78, 16, PN-ISO 230-1:1998].

W celu określenia dokładności geometrycznej maszyn wykonuje się badania prostoliniowości, płaskości, równoległości, prostopadłość, bicia osiowego czy współosiowości zespołów tychże obrabiarek. W polskich normach technicznych, dotyczących metod kontroli stanu technicznego obrabiarek odnaleźć można zbiór norm, przełożonych z języka angielskiego o numerze: ISO 230, w których zaprezentowane są podstawowe badania kontrolne obrabiarek. Wyszczególniono w nich:

- badania dokładności geometrycznej obrabiarek pracujących bez obciążenia lub w warunkach obróbki wykończeniowej (PN-ISO 230-1:1998),
- wyznaczanie dokładności i powtarzalności pozycjonowania osi sterowanych numerycznie (PN-ISO 230-2:1999),
- badania okrągłości w obrabiarkach sterowanych numerycznie (PN-ISO 230-4:1999)
- wyznaczanie emisji hałasu (PN-ISO 230-5:2002).

Dodatkowe polskie normy określają warunki jakie powinny spełniać centra obróbkowe. Wymienione niżej normy, w swoich ustaleniach odwołują się do wcześniej wspomnianych norm ISO 230:

- Warunki badania centrów obróbkowych. Sprawdzanie dokładności geometrycznej obrabiarek z wrzecionem poziomym (z poziomą osią Z) i z głowicami wymiennymi (PN-ISO 10791-1:2000),
- Warunki badania centrów obróbkowych. Część 3: Sprawdzanie dokładności geometrycznej obrabiarek z głowicami wrzecionowymi indeksowanymi lub pozycjonowanymi w sposób ciągły (z pionową osią Z) (PN-ISO 10791-3:2001),
- Warunki badania centrów obróbkowych. Część 4: Dokładność i powtarzalność pozycjonowania w osiach liniowych i obrotowych (PN-ISO 10791-4:2001),
- Warunki badania centrów obróbkowych. Dokładność i powtarzalność pozycjonowania palet do mocowania przedmiotów obrabianych (PN-ISO 10791-5:2000),
- Warunki badania centrów obróbkowych. Część 6: Dokładność posuwów, prędkości obrotowych wrzeciona i interpolacji (PN-ISO 10791-6:2001),
- Warunki badania centrów obróbkowych. Dokładność obrobionego przedmiotu próbnego (PN-ISO 10791-7:2000).

Osobno traktowane są warunki odbioru wielorakich typów obrabiarek do metali – normy: PN-M-55651:1994 (tokarki kłowe), PN-ISO 3655:1994 (tokarki karuzelowe), PN-M-55666-01:1993 (wiertarko-frezarki poziome).

W wymienionych normach podkreśla się potrzebę stabilnych warunków cieplnych dla poprawnego przeprowadzenia badań dokładności geometrycznej maszyn. Dla badań wykonywanych pracą zaleca się doprowadzenie temperatury maszyny do warunków pracy poprzez ruch maszyny na biegu jałowym. Warunki takie zaleca się w celu wyeliminowania udziału odkształceń cieplnych w wynikach przeprowadzanych pomiarów.

W trzyosiowej obrabiarence określa się 21 rodzajów błędów geometrycznych wynikających z niedoskonałego przesuwu narzędzia obrabiarki względem pozycji zamocowania przedmiotu [ISO230-1:1998, 92]. W każdej pojedynczej liniowej osi określa się sześć rodzajów błędów - trzy płaszczyzny obrotu oraz trzy kierunki przesunięcia. Te 18 błędów geometrycznych uzupełniają 3 błędy wzajemnych prostopadłości osi. W przypadku obrabiarek wyposażonych w stoły obrotowe, wrzeciona mocowane na obrotowych wrzeciennikach, lub inne dodatkowe stopnie swobody liczba możliwych do zdefiniowania błędów geometrycznych zwiększa się. Z tego powodu zostało zdefiniowane pojęcie błędu wolumetrycznego, jako wektora będącego różnicą pomiędzy zadaniem położeniem narzędzia o osiągniętym położeniem narzędzia w przestrzeni. Tak sformułowana definicja pozwala efektywnie ograniczyć liczbę parametrów błędu geometrycznego do minimum [63, 40, 54, 39]. Wartość wspomnianego wektora uzmienniona jest w przestrzeni obróbczej maszyny.

Badania dynamiki oraz termiki maszyn obróbczych do metali nie doczekały się na dzień dzisiejszy normalizacji w języku polskim. Pewna próba podjęcia tego tematu została przedstawiona w normach wydanych w języku angielskim:

- wyznaczanie efektów cieplnych (ISO 230-3:2007),
- badania drgań (ISO 230-8:2010).

Ze względu na obszerność tematyki drgań i odkształceń cieplnych normy te nie wyczerpują wymienionych zagadnień. Są one pewnym wstępem do tematyki dla osób posiadających ogólną wiedzę inżynierską, na co zwrócono uwagę we wstępie normy ISO 230-8.

Dostępna w języku angielskim norma ISO 230-3:2007 prezentuje wytyczne badań wpływu podstawowych czynników będących przyczyną postawiania błędów termicznych maszyn obróbczych. Są nimi: zmiany temperatury otoczenia, ciepło powstające na skutek pracy wrzeciona oraz ciepło powstające na skutek pracy układów ruchów posuwowych.

W normie zademonstrowano przykładowy układ służący pomiarowi względnych przemieszczeń pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym. We wrzecionie zaleca się zamocowanie trzpienia kontrolnego. Nieruchomo, do maszyny mocuje się ramę, w której znajduje się pięć czujników odległości. Są one rozmieszczone w sposób umożliwiający pomiar przesunięcia trzpienia kontrolnego w trzech osiach (X, Y, Z) oraz obrót w dwóch płaszczyznach (A, B). Trzecia płaszczyzna obrotu (C) jest pomijana, ponieważ odpowiada ona osi obrotu narzędzia.

Pomiaru wpływu zmian temperatury otoczenia na wzajemne przemieszczenie układu przedmiot-narzędzie (trzpień pomiarowy-rama) dokonuje się mierząc temperaturę maszyny za pomocą pojedynczego czujnika, przy jednoczesnym pomiarze temperatury otoczenia. Pomiar odbywa się przy włączonych, lecz nieruchomych napędach. Zaleca się by czas pomiaru był możliwie najdłuższy, oraz by obejmował najdłuższy cykliczny składnik wahań temperatury otoczenia. Rezultatem pomiaru dla pojedynczej osi jest maksymalna różnica zarejestrowanych wartości przemieszczeń trzpienia, przy czym odstęp czasowy pomiędzy tymi dwoma skrajnymi pomiarami nie może przekroczyć godziny.

Badanie wpływu ciepła wydzielanego w skutek pracy wrzeciona na wzajemne przemieszczenie układu przedmiot-narzędzie wykonuje się tym samym, opisanym wcześniej zestawem pomiarowym. W ciągu pierwszych czterech godzin nagrzewa się maszynę pracą wrzeciona. Następnie ruch wrzeciona jest zatrzymywany. Pomiary kontynuują się jeszcze przez co najmniej godzinę. Rezultatem pomiaru dla pojedynczej osi jest maksymalna różnica

zarejestrowanych wartości przemieszczeń trzpienia, przy czym odstęp czasowy pomiędzy tymi dwoma skrajnymi pomiarami nie może przekroczyć godziny.

Norma ISO 230-3 podaje liczne przykłady układów pomiarowych pozwalających badać wpływ ciepła wydzielanego wskutek ruchu posuwowego osi napędowych na dokładność wzajemnego położenia układu przedmiot-narzędzie (trzpień pomiarowy-rama). Liczbę mierzonych stopni swobody przemieszczeń tego układu uzależnia się do rodzaju badanej maszyny i sposobu dokonywania pomiaru. Zaleca się wykonywanie pomiarów wszystkich wymaganych stopni swobody w dwóch punktach przestrzeni roboczej. Cykliczny ruch pomiędzy tymi punktami powoduje nagrzewanie się maszyny, skutkujące pojawieniem się odkształceń cieplnych. Norma proponuje umiejscowienie czujników temperatury w pozycjach pozwalających mierzyć: temperaturę otoczenia, temperaturę przetwornika pomiaru pozycji, temperaturę maszyny w punkcie oddalonym od źródeł ciepła, temperaturę maszyny w punktach umiejscowionych w pobliżu źródeł ciepła. Zgodnie z normą czas trwania pomiaru obejmuje 4 godziny nagrzewania ruchem oraz 1 godzinę ochładzania się układu w bezruchu.

Wspomniana norma nie jest przeznaczona do badań porównawczych maszyn różnych producentów. Jest ona raczej pewną propozycją unormowania badań odbiorczych maszyn. Tematyka badań termicznych jest znacznie bogatsza niż wspomniana powyżej norma. W prowadzonych pracach [80, 83, 1] wyraźnie przejawia się idea kompensacji błędów termicznych w oparciu o specjalistyczną wiedzę wyrażającą się w projektowanych modelach.

Niniejsza praca poświęcona jest fragmentowi tematyki odkształceń cieplnych maszyn, którymi są odkształcenia cieplne osi posuwu liniowego. Bezpośrednią przyczyną powstawania odkształceń cieplnych w tradycyjnych osiach przesuwu liniowego, stosowanych w obrabiarkach CNC, jest ciepło wydzielające się na skutek tarcia, głównie w łożyskowaniu śruby tocznej, oraz łożyskowaniu nakrętki. W tradycyjnych układach posuwu liniowego obrabiarek CNC wyznaczenie położenia ruchomej osi dokonywane jest na podstawie pomiaru pozycji katowej wału silnika. Taka metoda wyznaczenia pozycji osi nie uwzględnia wydłużenia cieplnego śruby. Uwzględnienie błędów cieplnych śruby wymaga zastosowania dodatkowych liniałów pomiarowych mierzących pozycję położenia stołu bezpośrednio. W pracy badane są możliwości kompensacji odkształceń cieplnych w systemie sterowania obrabiarki CNC przez zastosowanie dedykowanych modeli matematycznych, w oparciu o pomiary temperatury „on-line”.

2. Przegląd literatury

Przyczyną występowania złożonych stanów cieplnych maszyn obróbczych są zewnętrzne i wewnętrzne źródła ciepła. Do tych pierwszych zaliczyć można promieniowanie słoneczne, instalacje grzewcze budynków, w których posadowione są maszyny, oraz w mniejszym stopniu człowieka¹. Ilość generowanego ciepła wewnątrz maszyny uzależniona jest od jej konstrukcji i parametrów procesu technologicznego do którego jest stosowana. Wewnętrznymi źródłami ciepła mogą być silniki, łożyska, przekładnie, prowadnice, wewnętrzne układy nagrzewczo-chłodzące. Zakłada się, że dla procesów obróbki precyzyjnej, w tym toczenia wykańczającego, frezowania wykańczającego itd., parametry procesu technologicznego dobrane są w taki sposób (w tym ilość podawanego chłodziwa), że można pominąć wpływ ciepła powstającego na styku narzędzia z przedmiotem [82, 38, 1]. Wszystkie wymienione wyżej źródła ciepła prowadzą do występowania gradientów cieplnych w strukturze maszyny. Gradienty ciepła, i związane z nimi naprężenia powodują występowanie zjawisk gięcia cieplnego. Gięcie cieplne zaistnieć może także przy jednolitej zmianie temperatury danego ciała (np. korpusu), jeżeli współczynnik rozszerzalności cieplnej tego ciała jest zmienny w przestrzeni.

Linowe wydłużenia elementów maszyn nie miałyby wpływu na dokładności obróbki, gdyby cała maszyna wraz z obrabianym przedmiotem jednolicie zmieniała swoją temperaturę (tj. rozkład temperatury uzależniony byłby od czasu, nie od przestrzeni) oraz gdyby współczynnik rozszerzalności cieplnej wszystkich elementów maszyny i obrabianego ciała były takie same. Niestety taka sytuacja występuje rzadko. Zwykle dobór materiałów z których wykonana jest maszyna stanowi pewne optimum uzależnione od wielorakich właściwości fizyczno-chemicznych materiałów, z których rzadko cechy cieplne odgrywają znaczącą rolę. W rezultacie, zmianie temperatury maszyny towarzyszą linowe wydłużenia cieplne mające wpływ na dokładność geometryczną wykonywanych na maszynie przedmiotów. Biorąc pod uwagę, iż maszyny często stanowią skomplikowane łańcuchy kinematyczne należy wziąć pod uwagę, że pewna część rozkładu tych niedokładności zależna będzie od aktualnej pozycji w jakiej znajdują się osie posuwu maszyny. Wszystkie nadmienione powyżej cechy odkształceń cieplnych, są uzasadnieniem nieustających prac prowadzonych w tej tematyce przez badaczy

¹ Ciekawostką jest, iż człowiek przebywający w strefie komfortu cieplnego oddaje do otoczenia ok. 1,15 W/kg na każdy kilogram masy swego ciała. Zatem dorosły mężczyzna oddaje do otoczenia tyle ciepła ile 100W żarówka. W przypadku skrajnego wysiłku fizycznego wartości te mogą być nawet 12 krotnie większe [46].

z liczny ośrodków naukowych. Poniżej przedstawiono aktualny stan wiedzy zaprezentowany w literaturze dotyczącej się wspomnianej tematyki.

2.1 Błędy termiczne struktury geometrycznej obrabiarek

Zagadnienie błędów termicznych obrabiarek kompleksowo omówiono w pracy [79]. W przytoczonej pracy wymieniono sposoby redukcji odkształceń cieplnych maszyn obróbkowych wyszczególniając metody: konstrukcyjne, eksploatacyjne, stabilizacyjne oraz kompensacyjne. Metody konstrukcyjne polegają na właściwym, najczęściej symetrycznym, doborze geometrii maszyny, umieszczaniu źródeł ciepła w miejscach pozwalających na poprawne chłodzenie. Eksploatacyjne, dziś najczęściej używane w praktyce produkcyjnej, polegają na odpowiednim rozgrzaniu maszyny pracą. Metody stabilizacyjne polegają na montażu dodatkowych urządzeń chłodzących albo grzewczych, które ograniczają wahania pola tempery maszyny. Metody kompensacyjne opierają się na pomiarze przemieszczeń cieplnych lub częściej na obliczaniu tych przemieszczeń na podstawie temperatury mierzonej przez czujniki zamontowane na obrabiarce, z uwzględnieniem odpowiednich modeli. Autorzy [79] stosują metody opisane w normie międzynarodowej ISO 230-3 do zbadania zachowania odkształceń cieplnej frezarki. Przedstawiają oni prosty model odkształceń frezarki wyznaczony metodą regresji liniowej na podstawie zarejestrowanych przebiegów temperatury i odkształceń maszyny.

Autorzy publikacji [101] zaproponowali podział odkształceń cieplnych korpusu maszyny na tryby podlegające superpozycji (thermal error modes). Do wspomnianych trybów odkształceń cieplnych maszyny należą gięcie cieplne oraz wydłużenia liniowe. Zdefiniowanie głównych trybów było podstawą określenia właściwego umiejscowienia czujników temperatury na tokarce numerycznej. Model odkształceń cieplnych został oparty na analizie regresji, przy czym dla osiągnięcia odpornego modelu (robust modeling) funkcja celu została wzbogacona o czynnik zależny od sumy parametrów modelu oraz sumy kwadratów parametrów modelu.

W publikacji [53] zaprezentowano statystyczną metodę wspierającą inżynierską intuicję w odnajdywaniu właściwych lokalizacji czujników temperatury na powierzchni maszyny. Zaproponowano zainstalowanie nadmiarowej liczby czujników temperatury na maszynie, w celu późniejszego wyłonienia grup, w których rejestrowane temperatury są silnie skorelowane. Następnie na podstawie danych rejestrowanych przed przedstawicielemi spośród

wyłonionych grup, stworzono model regresyjny. Doniesiono, że zaproponowana metoda pozwala na zredukowanie rzędu modelu regresyjnego odkształceń cieplnych oraz że cechuje się ona zwiększoną odpornością na zakłócenia pomiarów w stosunku do regresyjnych modeli inżynierskich, opartych na arbitralnym doborze miejsc ulokowania czujników.

W opozycji do modeli regresyjnych stoi metoda MES. Wymagana ona od posługujących się nią badaczy znajomości geometrii maszyny, znajomości cech materiałowych maszyny oraz wiedzy z zakresu mechaniki i przepływów ciepła, pozwalającej na zdefiniowanie granicznych warunków cieplnych i mechanicznych.

Publikacja [43] prezentuje analizę MES odkształceń cieplnych pionowej frezarki Daewoo FH500 z napędami liniowymi. Cechą charakterystyczną napędów liniowych poza osiąganymi wysokimi prędkościami przesuwu jest duża ilość ciepła przekazywanego do korpusu, na którym są zamocowane. W celu ograniczenia tego efektu często stosuje się specjalne dodatkowe układy chłodzące zamontowane między silnikami liniowymi a korpusami, ograniczające przenikanie ciepła do korpusów. W artykule zaprezentowano cieplny i mechaniczny model MES maszyny, badający wpływ strumieni ciepła przenikających od zespołu silnika liniowego na odkształcenia maszyny. Model ten został zweryfikowany doświadczalnie.

Autorzy pracy [103] przedstawili zastosowanie modalnej metody analizy własności termicznych maszyn. Zaproponowali wykorzystanie komercyjnie dostępnych środowisk obliczeniowych MES dla pozyskania macierzy przewodności i pojemności cieplnej będących cechą charakterystyczną układu. Ponadto zaproponowali pominięcie modów mający nieznaczący wpływ na modelowane odkształcenia cieplne. W pracy przedstawiono metodę umiejscawiania czujników na maszynie, na podstawie przeprowadzonej analizy cieplnej. Opracowana metoda została porównana z konkurencyjnymi, wcześniej opracowanymi metodami. Kontynuację tych badań zaprezentowano w pracy [104], gdzie autor rozwija swoją metodykę, prezentując procedurę podstępowania, której celem jest zamodelowanie odkształceń cieplnych całej maszyny.

Do wyznaczania odkształceń cieplnych maszyn często stosowane są też techniki sztucznej inteligencji. W literaturze napotkać można liczne zmodyfikowane modele neuronowe [26, 100, 41, 95, 91]. Autorzy pracy [100] postulowali użycie rekurencyjnych sieci neuronowych dla modelowania błędów termicznych wrzeciona obrabiarki. W publikacji [41] posłużono się filtrami AR, MA, LR na wejściu statycznej sieci neuronowej aby zastąpić strukturę dynamicznej sieci neuronowej. Autorzy pracy [26] zaproponowali kompensację błędu termicznego tokarki CNC za pomocą sieci neuronowej nauczanej z pomocą algorytmu

genetycznego (genetic algorithm-based back propagation neural network). W artykule [91] zastosowano sieć neuronową dla celów dostrojenia funkcji przynależności w modelu rozmytym odkształceń cieplnych. Mnogość wymienionych przykładów i szerokie spektrum zastosowania sztucznych sieci neuronowych wskazuje, iż modele neuronowe znajdują powszechne zastosowanie, co bierze się z łatwości ich strojenia oraz ich dobrych zdolności aproksymacyjnych.

Dogłębna analiza prac dotyczących odkształceń cieplnych maszyn ujawnia, iż niektóre zespoły maszyn ze względu na swój złożony stan pola temperatury i odkształceń cieplnych wymagają pogłębionej analizy. Do takich elementów można zaliczyć między innymi wrzeciona [36, 14, 37, 1], linały optyczne [5, 43] oraz śruby toczne.

2.2 Błędy termiczne zespołów wrzecionowych

W publikacji [25] zaprezentowano ciepłno-mechaniczny model MES korpusu wrzeciona. Przedstawiono parametry modelu oraz zależności definiujące cieplne i mechaniczne warunki graniczne. Wyniki otrzymane drogą symulacji wykorzystano do optymalnego rozmieszczenia czujników temperatury na rzeczywistym korpusie wrzeciona oraz do wyznaczenia modelu parametrycznego odkształceń promieniowych i poosiowych. Artykuł podsumowano wnioskiem, że dokładność wyznaczonego modelu jest zadowalająca w porównaniu z wartościami odkształceń zmierzonymi doświadczalnie.

Autorzy pracy [36] podkreślają wpływ zmian temperatury otoczenia na dokładność geometryczną maszyny. Zauważają oni, iż zamontowanie osłon, chroniących maszynę przez chłodziwem i wiórami, ma znaczący wpływ na charakter pola temperatury maszyny, powodując zwiększone akumulowanie ciepła. W rezultacie zamocowania osłon, zwiększa się temperatura maksymalna osiągnięta przez maszynę, zwiększają się wartości błędów termicznych oraz wydłuża się czas stabilizacji cieplnej maszyny. Autorzy prezentują także wyniki symulacji przemieszczeń końców wrzeciona HSM, podczas jego pracy. Wyszczególniono dwie przyczyny wspomnianego zjawiska. Pierwsza związana jest z oddziaływaniem siły odśrodkowej na łożyska wrzeciona, powodującej zmianę kątów pracy łożysk. Druga to odkształcenia cieplne. Do obliczenia wartości wypadkowej przesunięć zastosowano zatem dwa dopełniające się modele.

W pracy [14] przedstawiono wpływ odkształceń termicznych na sztywność łożysk hydrostatycznych wrzeciona. Podstawą analizy był model termomechaniczny MES wrzeciona

ułożyskowanego hydrostatycznie. Warunki brzegowe modelu oparto na zależnościach pozwalających obliczyć moc wiskotycznych źródeł ciepła w zależności od prędkości obrotowej wrzeciona. Stwierdzono, że wzrost temperatury wrzeciona powodując zmianę wymiarów szczelin łożysk hydrostatycznych, skutkuje wzrostem sztywności poosiowej przy jednoczesnym spadku sztywności poprzecznej wrzeciona. Otrzymane wyniki zostały potwierdzone badaniami doświadczalnymi.

W publikacji [37] przedstawiono model hybrydowy wrzeciennika oraz elektrowrzeciona. Do budowy tych modeli połączono zalety dwóch metod. Zależności opisujące termomechanikę elementów korpusowych przybliżono metodą elementów skończonych, pozwalającą w przystępny sposób modelować wymienione zależności dla skomplikowanej, asymetrycznej geometrii. W celu opisanie termomechaniki elementów symetrycznych osiowo, wykorzystano zaś metodę różnic skończonych. Pozwala ona na ominięcie problemu nadmiernego zagęszczenia siatki mesh łożyskowań, występującego w przypadku stosowania metody MES. Metoda różnic skończonych pozwala na precyzyjne obliczenie luzów łożyskowań, oraz na zastosowanie modelu analitycznego do wyznaczenia mocy strat cieplnych w łożyskach. W pracy podkreślono wpływ zmiany luzów łożyskowych, na skutek montażu, oraz warunków pracy na ciepło generowane w łożyskach wrzeciennika.

W artykule [96] zaprezentowano modelowanie cieplne metodą elementów skończonych wrzeciennika ze złożonym napędem. Podkreślono istotność modelowania temperatury powietrza w zamkniętej przestrzeni wrzeciennika oraz temperatury oleju smarującego i chłodzącego pracujące w nim elementy. Zwrócono szczególną uwagę na istotność prawidłowego modelowania warunków granicznych, jakimi są siły napinające łożyska, na poprawność modelowania powstających w układzie strumieni ciepła. Podkreślono, że siły te są zależne od kątów pracy łożysk, wewnętrznych luzów fabrycznych, wcisków montażowych oraz od układu w jakim pracują.

2.3 Błędy termiczne liniałów optycznych

Autorzy pracy [43] zauważają, iż wpływ na dokładność pozycjonowania maszyn mają odkształcenia cieplne liniałów optycznych. W artykule opisano spostrzeżenia poczynione podczas przeprowadzanych prac doświadczalnych. Wykonano analizę MES tych elementów i porównano ją z wartościami pomiarów otrzymywanych doświadczalnie. Podobne spostrzeżenia odnotowują w swojej pracy autorzy publikacji [36] napominając, iż różnica

wartości rozszerzalności cieplnej ceramiki i stali, z których wykonywane są odpowiednio linały optyczne i korpusy, może być źródłem niedokładności pozycjonowania.

Autorzy pracy [5] zbadali dogłębnie wpływ zmian temperatury otoczenia na dokładność wskazań linału optycznego za pomocą specjalnie stworzonego do tego celu stanowiska. Typowy linał optyczny to aluminiowa obudowa, w której zamontowany jest układ optycznego odczytu pozycji. Liniowa skala naniesiona jest zazwyczaj na warstwę ceramiczną. Zauważono, że oprócz liniowych odchyłek spowodowanych zmianą temperatury, występować mogą też odchyłki wyższych rzędów, stanowiące w badanym przypadku ok. 5% całkowitej niedokładności. Dowiedziono, iż występowanie odchyłek będących kwadratową funkcją położenia, jest spowodowane występowaniem naprężeń na skutek różniących się liniowych współczynników rozszerzalności cieplnej aluminium i ceramiki. Dowiedziono, iż zastosowanie odpowiedniej grubości kleju łączącego te elementy może skutecznie zredukować wartości wspomnianych naprężeń. Zauważono również występowanie niedokładności, o sinusoidalnym kształcie i częstotliwości zależnej od temperatury otoczenia, lecz nie ustalono przyczyny jest występowania.

2.4 Błędy termiczne zespołów ruchów posuwowych

Już w roku 2000 zauważono [64], że zmiana rozkładu pola temperatury osi napędowej wyposażonej w śrubę toczną, powodowana jej ruchami, ma wpływ na dokładności pozycjonowania tej osi. Autorzy pracy [64] wykonali serię pomiarów dokładności pozycjonowania korzystając z interferometru laserowego, równocześnie mierząc temperatury w arbitralnie zdefiniowanych punktach maszyny. Zauważyli oni korelację pomiędzy mierzonymi temperaturami a mierzoną dokładnością pozycjonowania oraz określili, że zmiana dokładności pozycjonowania jest funkcją pozycji osi posuwu. Badania zmian temperatury śruby tocznej prezentowane w pracy [98], wykazały że rozkład temperatury w funkcji długości śruby może być znacznie zróżnicowany. Zostały one wykonane termoparami zamocowanymi na węzłach łożyskowych oraz zestawem czujników instalowanym na śrubie tylko na czas pomiaru i demontowanych na czas ruchu. Równocześnie, wykonywane były pomiary błędów termicznych dwoma drogami: czujnikiem indukcyjnym mierzącym całościowe wydłużenie śruby oraz interferometrem laserowym. Badania te zostały przeprowadzone dla zróżnicowanych prędkości przesuwu oraz zmienianego napięcia wstępnego. Wykazały one zależność błędu termicznego zarówno od stanu termicznego śruby

jak i wprowadzonego napięcia wstępnego. Autorzy przedstawili uproszony model FEM wydłużającej się śruby ilustrujący obserwowane zjawisko. W artykule [55] zaprezentowano model odkształceń cieplnych całej osi napędowej tokarki HSM wykonany metodą cieplno-mechaniczną MES. Zbadano wpływ ciepła wytwarzanego na skutek tarcia podczas ruchów osi napędowej na dokładność pozycjonowania. W rozważanym modelu autor wyszczególnił trzy główne źródła ciepła którymi są silnik elektryczny, tarcie w węzłach łożyskowych i w miejscu styku nakrętki ze śrubą. Autor zaproponował posłużenie się danymi zawartymi w dokumentacji technicznej oraz znanymi zależnościami fizycznymi dla obliczenia mocy źródeł ciepła. Zaproponował on zastosowanie elementów prętowych do zamodelowania kontaktu nakrętki ze śrubą na całej długości posuwu. Wykonana, na podstawie analizy cieplnej, analiza mechaniczna została zweryfikowana eksperymentalnie. Ponadto zademonstrowano przykładowe zastosowanie zaprezentowanej metodyki - analizę cieplnej frezarki bramowej HSM-180. Przedstawione przez autorów prac [55, 98] modele, oparte na analizie mechaniczno cieplnej MES dają dobry wgląd w naturę zjawisk odkształceń cieplnych osi napędowych. Jednak wysoka złożoność obliczeniowa cechująca metody MES wyklucza możliwość użycia tych modeli, przy dzisiejszym stanie techniki, w procedurze kompensacji odkształceń cieplnych „on-line” w sterowaniu maszyny. Kolejną cechą analizy MES jest zależność jej dokładności od dokładności przyjętych warunków granicznych. W przypadku modelowania cieplno mechanicznego niepewności związane z przyjętymi warunkami granicznymi pozwalają na analizę jakościową, rzadziej ilościową, lecz okazują się niewystarczające dla celów kompensacji on-line odkształceń cieplnych w warunkach przemysłowych.

Niekorzystny wpływ odkształceń osi napędowej na dokładność obróbki może zostać pomniejszony przez zastosowanie odpowiednich układów chłodzących [99, 12], poprzez zastosowanie drogich liniałów optycznych lub magnetycznych [66, 5, 43] bądź na drodze kompensacji przy zastosowaniu odpowiednich modeli doświadczalnych [3, 45]. Autorzy pracy [99] zaprezentowali metodę chłodzenia śruby powietrzem przepływającym poprzez otwór osiowy w śrubie. Przedstawili oni model cieplny i mechaniczny MES śruby zweryfikowany doświadczalnie, dowodząc iż zaproponowane chłodzenie pozwoli o połowę zredukować odkształcenia cieplne śruby oraz przyspieszy osiągnięcie cieplnego stanu równowagi. W artykule [12] zaprezentowano schemat wewnętrznego olejowego chłodzenia śruby przekładni tocznej pionowego centrum obróbczego Challenger. W śrubie znajduje się nieprzelotowy otwór do którego wtłaczane jest chłodziwo. Obieg wewnętrzny w kształcie rekuperatora powoduje ujednoczenie temperatury chłodziwa wewnątrz śruby. O ile

zastosowanie układów chłodzących chroni oś napędową przed nadmiernymi odkształceniami cieplnymi mogącymi w skrajnych przypadkach doprowadzić do awarii [55], o tyle wiąże się ono z dodatkowymi nakładami eksploatacyjnymi. Nie do pominięcia jest również fakt, iż porównanie dokładności pozycjonowania chłodzonej śruby i śruby kompensowanej wypada bardzo niekorzystnie dla tej pierwszej.

W pracy [66] porównano dwa typowe układy pomiarowe położenia osi napędowej stosowane w obrabiarkach CNC. Są to tradycyjne układy z pomiarem położenia osi na podstawie odczytów z kąтового przetwornika obrotowo-impulsowego zwanego enkoderem, oraz na podstawie pomiaru pozycji za pomocą liniowych skali, zwanych liniałami. Zauważono, iż w przypadku tych pierwszych układów, stosujących pośrednią metodę pomiaru, znaczny wpływ na dokładność prowadzonej obróbki mają błędy wynikające z odkształceń cieplnych przekładni śrubo tocznej, luz zwrotny oraz błąd skoku śruby. Dokonano demonstracji wpływu pierwszego z wymienionych czynników na dokładność obróbki za pomocą doświadczalnego toczenia. Zastosowanie liniałów magnetycznych lub optycznych pozwala na ograniczenie wspomnianych błędów. Wiąże się jednak ono z niemałymi kosztami zakupu tychże liniałów. Z tego powodu, badacze [3, 45] starają się znaleźć metodę pozwalającą w sposób efektywny ekonomicznie zastąpić liniały.

Ekonomicznie korzystnym rozwiązaniem zdaje się być zastosowanie układów bazujących na pomiarze temperatury i odpowiednich modelach. Pomiar temperatury jest stosunkowo tanim pomiarem. Coraz bardziej dostępne, otwarte systemy sterowania [18] pozwalają na zmianę wewnętrznej struktury algorytmu sterowania CNC, tak by zaimplementować w nich korekty położenia obliczone na podstawie opracowanych modeli odkształceń cieplnych.

Autorzy artykułu [80] zwrócili uwagę na fakt, iż dane z pomiarów temperatury nakrętki oraz w węzłach łożyskowych nie są wystarczające do modelowania błędów osi napędowych. Wynika to ze złożonego stanu cieplnego maszyny, który przy niedostatecznej liczbie czujników nie jest w pełni rejestrowany. Wykorzystali oni [81] dodatkowo dane o warunkach pracy maszyny, np. prędkość ruchu stołu, do budowy modelu hybrydowego (hybrid bayesian network-support vector machine model) składającego się z klasyfikatora oraz modeli dopasowanych indywidualnie dla poszczególnych klas. Modelowane odkształcenia cieplne obliczano na podstawie submodelu wskazanego przez opracowany klasyfikator. Do wartości obliczonej przez submodel dodawano pewną wartość korekty z tabel danych a priori (baza wiedzy). Zaproponowane w pracy [81] podejście wymaga wykonania szeroko zakrojonych badań doświadczalnych by otrzymać odpowiednie dane dla

każdego zbioru warunków obróbki. Wymaga to znacznego czasu i wpływa niekorzystnie na stosowalności zaproponowanego rozwiązania w warunkach przemysłowych.

W pracach [3, 4] podjęto próbę zastosowania analizy modalnej w celu zredukowania liczby czujników niezbędnych do całościowego zidentyfikowania funkcji rozkładu temperatury śruby tocznej obrabiarki CNC. Przedstawiono kryterium ograniczające liczbę modów, wpływających nieznacznie na dokładność modelowanej temperatury. Zaproponowano projekt obserwatora stanu, który na podstawie pomiaru temperatury w ograniczonej liczbie punktów pozwala odtworzyć rozkład temperatury całej śruby. Wyniki otrzymane zaproponowaną metodą są poprawne gdy skonfrontowano je z polem temperatury otrzymanym metodą analityczną. W rzeczywistych realiach, na rozkład pola temperatury śruby pociągowej mają wpływ dodatkowe czynniki nie uwzględnione w wykonanej symulacji. Współczynnik wnikania ciepła jest zależny od prędkości obrotowej śruby, oraz od temperatury otoczenia. Wartości współczynnika wnikania ciepła ma zasadniczy wpływ na rozkład pola temperatury modelowanego ciała. Kolejną trudnością, z jaką trzeba się zmierzyć stosując zaproponowaną metodę jest wyznaczenie mocy źródeł ciepła w obracających się łożyskach, oraz uwzględnienie przewodności cieplnej węzłów łożyskowych. Niepewność w oszacowaniu tych czynników wpływała na dokładność modelowanego rozkładu pola temperatury.

Aby zmierzyć temperaturę całej śruby autorzy pracy [32] zaproponowali pomiar za pomocą kamery termowizyjnej. Ze względu na zakłócenia pomiaru, które tłumaczone były zmienną emisyjnością badanego przedmiotu, pole temperatury śruby zostaje przybliżone dwoma wielomianami czwartego rzędu. Następnie, na tej podstawie zostało obliczone odkształcenie cieplne śruby łożyskowej w trybie węzeł ustalający - węzeł swobodny. Otrzymane tą drogą wyniki porównane zostają do analizy odkształceń cieplnych otrzymanej na podstawie modelu FEM. Autorzy pracy [32] zauważają, iż różne sposoby łożyskowania wpływają na charakter odkształceń cieplnych śrub, lecz nie podaje zależności rządzących tymi zjawiskami. Zaproponowana metoda ze względu na wysoki koszt pomiarów termowizyjnych nie jest konkurencyjna w stosunku do liniałów optycznych czy magnetycznych. Negatywną cechą pomiarów termowizyjnych jest ich podatność na zakłócenia wynikające z rejestrowania promieniowania odbitego od refleksyjnych powierzchni. Ma to szczególne znaczenie przy pomiarze powierzchni o dużej gładkości – dokładnie toczonych lub szlifowanych. Wymienione cechy powodują, iż pomiary termowizyjne nie znalazły szerokiego zastosowania jako narzędzie rejestracji temperatur dla celów kompensacji odkształceń cieplnych. Bardziej uzasadnionym zdaje się być pomiar pola

temperatury w dyskretnych punktach za pomocą czujników typu termopara lub termistor, a następnie przybliżanie pola temperatury maszyny za pomocą odpowiednich modeli rozkładu temperatury. Czujniki punktowe pozwalają na pomiar temperatury z dużą dokładnością. Rozwiązanie takie, choć wymaga odpowiednich modeli rozkładu temperatury w maszynie, jest zdecydowanie bardziej efektywne ekonomicznie.

W publikacji [45] zaproponowano sposób pomiaru umożliwiający badania temperatury śruby podczas jej ruchu. Czujniki temperatury (termopary) umieszczono wewnątrz tocznej śruby pociągowej wzdłuż jej osi. Do pomiaru odkształceń cieplnych użyto dwóch par czujników indukcyjnych mierzących odległość dwóch obracających się talerzy umiejscowionych po obu stronach osi. Zastosowanie pary czujników po każdej ze stron wynikało z potrzeby ograniczenia wpływu błędów geometrycznych na dokładność pomiaru. Dodatkowo, wskazania czujników indukcyjnych zostały uprzednio wyskalowane w funkcji temperatury otoczenia. Czujniki zostały umieszczone na inwarowym stelażu. Wykonano w ten sposób pomiar wpływu zmian temperatury śruby pociągowej, wynikłych z ruchu osi, na jej błąd termiczny. Zaproponowano model odkształceń termicznych, poprawny jedynie dla układu łożyskowania śruby typu: węzeł ustalający - węzeł swobodny. Model ten nie uwzględniał zmienności wartości odkształceń cieplnych śruby wzdłuż jej osi, a jedynie całkowite odkształcenie śruby. Sposób przekazywania sygnału zapewniający możliwość obrotu opisano w osobnej publikacji [102]. Ponadto autorzy nie rozwiązali problemu wprowadzanie korekty do układu sterowania obrabiarki, a zastosowany system pomiarowy ma małe znaczenie praktyczne.

Przedstawione w przeglądzie literatury wyniki prac badawczych nad zagadnieniami odkształceń cieplnych obrabiarek dobitnie świadczą o ważkości tej problematyki. Wiele problemów nadal nie doczekało się zadowalającego rozwiązania, co skłania do prowadzenia dalszych prac badawczych w tym obszarze.

3. Cel, teza i zakres pracy

W oparciu o przegląd aktualnej literatury stwierdzono, że mimo licznych prac badawczych w obszarze kompensacji odkształceń cieplnych obrabiarek CNC nadal nie opracowano efektywnego systemu cyfrowej kompensacji „on-line” odkształceń cieplnych tocznych śrub pociągowych stosowanych w konwencjonalnych układach posuwu obrabiarek sterowanych numerycznie. Opracowane rozwiązania nie zapewniają niezawodnej pracy w warunkach przemysłowych albo nie w pełni ograniczają wpływ odkształceń cieplnych na dokładność pozycjonowania. tj. nie do poziomu dokładności zapewnianej przez komercyjnie dostępne liniały magnetyczne lub optyczne.

W związku z powyższym za główny cel pracy przyjęto opracowanie systemu cyfrowej kompensacji „on-line” odkształceń cieplnych tocznych śrub pociągowych współpracującego z systemem sterowania CNC obrabiarki. Konstruowany system winien być kompletny, tj. składać się z części sprzętowej w postaci układu pomiaru temperatury śruby pociągowej oraz z warstwy informatycznej w postaci oprogramowania wyznaczającego korektę termiczną. Pod nazwą warstwa informatyczna należy rozumieć oprogramowanie współpracujące z systemem sterowania obrabiarki CNC.

Realizacja celu głównego wymaga postawienia cząstkowych celów pomocniczych. Pierwszym z nich jest opracowanie konstrukcji układu do pomiaru rozkładu temperatury w obracającej się śrubie pociągowej, możliwego do zastosowania w warunkach przemysłowych na obrabiarce.

Kolejnym celem jest opracowanie efektywnej procedury kompensacji odkształceń cieplnych śruby pociągowej w trybie „on-line”. System ten, winien wykorzystywać wyniki pomiarów rozkładu temperatury w śrubie tocznej do dokładnej, aktualnej predykcji korekty odkształceń cieplnych.

Zapewnienie współpracy opracowanego systemu kompensacji odkształceń cieplnych z układem sterowania CNC obrabiarki jest kolejnym celem cząstkowym. Korekta termiczna winna być zadawana z częstotliwością zadawania trajektorii w systemie CNC.

Ostatnim celem cząstkowym jest wszechstronna weryfikacja doświadczalna opracowanego systemu. Weryfikacja ta powinna pozwolić ocenić dokładność działania systemu oraz jego funkcjonalność.

Osiągnięcie tak przyjętego celu głównego oraz celów pomocniczych pozwoli udowodnić postawioną hipotezę pracy w brzmieniu: „Możliwym jest poprawienie

dokładności pozycjonowania obrabiarki CNC, o danej strukturze kinematycznej, poprzez zastosowanie w jej układzie sterowania cyfrowej kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych.”

Aby zrealizować cele pracy i udowodnić jej tezę przyjęto zakres pracy obejmujący:

- przeprowadzenie wstępnych badań symulacyjnych,
- opracowanie prototypu stanowiska badawczego oraz układu pomiaru rozkładu temperatur w obracanej śrubie pociągowej,
- zmodyfikowanie algorytmu sterowania osi napędowej, w sposób umożliwiający wprowadzanie korekty termicznej do toru ruchu narzędzia względem miejsca zamocowania przedmiotu obrabianego,
- przeprowadzenie wstępnych badań oraz utworzenie modeli matematycznych pozwalających na obliczanie wartości korekty cieplnej w oparciu o rejestrowane „on-line” pomiary temperatury,
- doświadczalne zweryfikowanie dokładności funkcjonowania opracowanego systemu kompensacji,
- implementacja, testowanie, doświadczalne weryfikacja systemu dla obrabiarki 3 osiowej wyposażonej w śruby napięte i nienapięte wstępnie,
- sprawdzian stosowalności metod sztucznej inteligencji do celów budowy modeli matematycznych, mających praktyczne zastosowanie przemysłowe, pozwalających na obliczanie wartości korekty cieplnej.

W prezentowanej poniżej pracy przedstawiono w pełni funkcjonalny system kompensacji odkształceń cieplnych śruby pociągowej. Cechą oryginalną zaproponowanego rozwiązania jest możliwość kompensacji on-line, z częstością zadawania trajektorii przez generator trajektorii. Do tego celu wykorzystano architekturę osi wirtualnych [7]. Zbudowano osie napędowe obrabiarki CNC sterowanej numerycznie, których położenie jest korygowane o modelowaną wartość odkształceń cieplnych. Zaprezentowany system umożliwia korektę położenia w trybie on-line redukując wpływ odkształceń cieplnych śruby pociągowej na dokładność pozycjonowania osi napędowej CNC w każdych warunkach jej pracy.

Kolejną oryginalną cechą zaproponowanego systemu kompensacji jest możliwość poprawnego korygowania odkształceń termicznych napędu z węzłem swobodnym jak i układu z napięciem wstępnym, najczęściej spotykanego w obrabiarkach. Dodatkowo, w celu zwiększenia funkcjonalności układu, zaproponowano również możliwość zastosowania algorytmu neuronowego do wyznaczania korekty odkształceń cieplnych. Zaproponowany model ma architekturę nieznacznie zmodyfikowaną w stosunku do popularnie stosowanych

sieci wielowarstwowych uczonych propagacją wsteczną. Wynika to z faktu, iż celem badań nie było stworzenie zupełnie nowego sposobu modelowania, lecz zaprezentowanie alternatywnego, wygodnego algorytmu, charakteryzującego się lepszą dokładnością w stosunku do przedstawionego modelu fizycznego, lecz wymagającego większej liczby danych oraz złożonej procedury uczenia.

4. Modelowanie zjawisk cieplnych w obrabiarkach

Proces modelowania odkształceń cieplnych obrabiarki wymaga w pierwszej kolejności wyznaczenia rozkładu jej pola temperatury. W tym celu niezbędne jest przyjęcie wiarygodnych modeli matematycznych opisujących zjawiska przekazywania ciepła poprzez przewodnictwo (kondukcję), konwekcję oraz promieniowanie (radiację) [50, 49, 30].

Równanie przewodnictwa ciepła, dla stanu statycznego, jednowymiarowego w ciele jednorodnym, przyjmuje postać zwaną prawem Fouriera:

$$\dot{Q}_{\text{przew}} = k A \frac{dT}{dx}, \quad (4.1)$$

gdzie:

\dot{Q}_{przew} – przewodzony strumień ciepła [W],

k – współczynnik przewodzenia ciepła [$\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$],

A – pole powierzchni przez którą przenika strumień [m^2],

T – temperatura ciała [$^\circ\text{C}$],

x – współrzędna [m].

Mechanizm przenoszenia ciepła drogą konwekcji opisuje poniższe równanie:

$$\dot{Q}_{\text{konw}} = h A (T - T_{\text{otocz}}), \quad (4.2)$$

gdzie:

\dot{Q}_{konw} – strumień ciepła wymieniany drogą konwekcji [W],

h – współczynnik wnikania ciepła [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$],

A – pole powierzchni przez którą przenika strumień [m^2],

T – temperatura ciała [$^\circ\text{C}$],

T_{otocz} – temperatura otoczenia [$^\circ\text{C}$].

Wartość współczynnika wnikania ciepła uzależniona jest od własności ośrodka w jakim zanurzone jest rozpatrywane ciało, w tym od temperatury oraz prędkości przepływu tego ośrodka. Przykładowe wartości tego współczynnika dla różnych gazów i cieczy, oraz sposoby jego wyznaczania podano w pozycjach [48, 97, 50].

Mechanizm wymiany ciepła poprzez promieniowanie często bywa zaniewany w analizie odkształceń cieplnych maszyn. Jest to uzasadnione w przypadku, gdy nadwyżki temperatury osiągnęte przez maszynę są nieduże w stosunku do temperatury otoczenia. Wówczas strumień transportowany drogą radiacji jest mały w porównaniu do pozostałych dróg transportu ciepła.

Zależność pozwalającą obliczyć strumień ciepła przekazywany między dwoma ciałami na drodze promieniowania przedstawia wzór:

$$\dot{Q}_{\text{rad}} = \sigma A \varepsilon (T^4 - T_{\text{ref}}^4), \quad (4.3)$$

gdzie:

\dot{Q}_{rad} – strumień ciepła wymieniany poprzez promieniowanie (radiację) [W],

σ – stała Stefana-Boltzmann, $\sigma \approx 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$,

A – pole powierzchni przez którą przenika strumień [m^2],

T – temperatura ciała [$^{\circ}\text{C}$],

T_{ref} – temperatura promieniującego otoczenia [$^{\circ}\text{C}$],

ε – bezwymiarowy współczynnik emisyjności.

Ciepło gromadzone w ciele powoduje wzrost temperatury zgodnie z zależnością:

$$Q_{\text{ak}} = m c_p \Delta T, \quad (4.4)$$

gdzie:

Q_{ak} – akumulowane ciepło [J],

m – masa ciała [kg],

c_p – pojemność cieplna [$\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$],

ΔT – przyrost temperatury ciała [$^{\circ}\text{C}$].

Posługując się zależnościami (4.1), (4.2), (4.3), (4.4) z łatwością otrzymuje się bilans strumieni cieplnych dla rozpatrywanego zagadnienia. Bilans ten prowadzi do równań różniczkowych, których rozwiązanie algebraiczne często jest kłopotliwe.

4.1 Metody modelowania zjawisk cieplnych w obrabiarkach

Ponieważ rozwiązanie analityczne równań różniczkowych opisujących rozkład temperatury obrabiarki często jest bardzo trudne lub niemożliwe, w celu obliczenia rozkładu pola temperatury stosuje się odpowiednie uproszczenia i wykorzystuje się dogodne metody numeryczne. Zarys najważniejszych metod stosowanych w analizie cieplnej maszyn przedstawiono poniżej.

4.1.1 Układy o parametrach skupionych

Zabiegiem stosowanym w celu uproszczenia obliczeń, gdy można przyjąć, że pola rozkładu temperatur wewnątrz ciał są jednorodne, jest skupienie parametrów układu. Poszczególne ciała są wtedy traktowane jako pojedyncze punkty, o właściwych sobie parametrach cieplnych. Założenie to jest uzasadnione, gdy szybkość przewodzenia ciepła wewnątrz ciał jest dużo większa niż szybkości wymiany ciepła między ciałami a otoczeniem. W celu określenia czy założenie to jest poprawne, pomocne jest obliczenie liczby Biota:

$$Bi = \frac{hl}{k} = \frac{R_{kond}}{R_{konv}}, \quad (4.5)$$

gdzie:

h – współczynnik wnikania ciepła [$W/(m^2 \cdot ^\circ C)$],

l – długość charakterystyczna [m],

k – współczynnik przewodności cieplnej materiału [$W/(m \cdot ^\circ C)$],

R_{kond} – opór cieplny przewodzenia wewnątrz ciała [$W/(m \cdot ^\circ C)$],

R_{konv} – opór cieplny konwekcji ciepła do otoczenia [$W/(m \cdot ^\circ C)$].

Jeżeli obliczona liczba Biota jest mniejsza od 0.1 założenie o możliwości skupienia parametrów układu uważa się za słuszne [33, 56], a otrzymane tą drogą wyniki z dobrą dokładnością odpowiadają rzeczywistym wartościom temperatur.

4.1.2 Metoda różnic skończonych

Metoda różnic skończonych pozwala na aproksymowanie niejednorodnych rozkładów pola temperatur układów. Pierwszym krokiem tej metody, jest podzielenie ciał układu na mniejsze elementy, najczęściej sześciiany (dyskretyzacja). Każdemu elementowi przypisuje się odpowiadający mu punkt nazywany węzłem. Równania różniczkowe opisujące rozkład pola temperatury dyskretyzuje się, najczęściej z pomocą rozwinięcia pochodnych w szereg Taylora. W rezultacie otrzymywany jest układ równań rozwiązywalny metodami algebraicznymi. Otrzymane rozwiązanie dąży do dokładnego, wraz ze zwiększaniem liczby węzłów. Dokładność tej metody zależna jest od wielkości obszarów na jakie zostaje podzielony system, oraz od liczby pominiętych członów rozwinięcia w szereg Taylora. Dokładniejszy opis metody, wraz z wyprowadzeniami zależności aproksymujących pole temperatur oraz algebraicznymi metodami rozwiązywania otrzymanego układu równań podaje literatura [50, 61, 6, 56].

4.1.3 Metoda elementów skończonych

Szczególnym zainteresowaniem badaczy termiki maszyn cieszy się metoda elementów skończonych. Uzasadnienia tego faktu można doszukiwać się w przyzwyczajeniu badaczy, wynikającym z ugruntowanej pozycji tej metody w zastosowaniach mechanicznych. Nie bez znaczenia jest również bogata oferta istniejącego na komercyjnym rynku oprogramowania. NEi Nastran, MSC Nastran, Ansys, Abakus to tylko niektóre programy posiadające procedury służące obliczaniu zagadnień cieplnych. W połączeniu z modułami mechanicznymi, które są zaimplementowane w wymienionych programach, możliwe jest przeprowadzanie złożonych analiz w przyjazny dla użytkownika sposób.

Istotą opisywanej metody, jest podzielenie zadanego continuum na elementy składowe. Każdemu z elementów składowych przypisane są węzły. Rozkład obliczanego pola temperatury przybliżony jest dla każdego elementu osobno w oparciu o tzw. funkcję kształtu na podstawie wartości przyjmowanych w węzłach. Dzięki wprowadzeniu formalnej relacji pomiędzy ciągłym rozkładem przebiegu funkcji a wartością funkcji w węzłach, rozwiązywane zagadnienie sprowadza się do rozwiązania układu równań algebraicznych wyznaczających wartości temperatur dla zbioru dyskretnych punktów węzłowych. Rozwiązywanie zagadnień cieplnych metodą elementów skończonych przebiega wedle następujących etapów:

- dyskretyzacja rozpatrywanego obszaru w przestrzeni (generacja siatki mesh)
- przyjęcie postaci funkcji kształtu dla pojedynczego elementu, opisującej rozkład temperatury na podstawie wartości temperatury w węzłach,
- sformułowanie dyskretnej postaci równania różniczkowego opisującego problem dla pojedynczego elementu (utworzenie macierzy przewodności dla pojedynczego elementu),
- złożenie lokalnych macierzy współczynników w globalną macierz parametrów cieplnych,
- zdefiniowanie warunków granicznych,
- algebraiczne obliczenie powstałego układu równań,
- obliczenie rozkładu temperatury i strumieni ciepła dla poszczególnych elementów na podstawie wartości temperatury w węzłach.

Dostępne na rynku oprogramowanie pomaga przejść w stosunkowo prosty sposób przez kolejne etapy procedury obliczeniowej. Ponieważ poszczególne jej kroki są bogato omówione w literaturze [61, 56, 2, 105], w niniejszej rozprawie pominięto ich opis.

4.2 Modelowanie osi posuwu liniowego obrabiarki z zastosowaniem metody elementów skończonych przy uwzględnieniu zjawisk cieplnych

Konwencjonalna oś posuwu liniowego maszyny CNC składa się z elementów korpusowych połączonych zespołami przewodnicowymi. Elementy korpusowe wykonuje się z żeliwa bądź polimerobetonu. W nowoczesnych obrabiarkach najczęściej stosuje się połączenia przewodnicowe toczone, ich przewagę nad przewodnikami ślizgowymi stanowi niewystępowanie niekorzystnego zjawiska „stick-slip”. Napęd osi posuwu stanowi najczęściej silnik synchroniczny prądu przemiennego wyposażony w magnesy trwałe (ang. PMSM). Silnik taki charakteryzuje się wysoką trwałością oraz korzystną charakterystyką momentowo-prędkościową, łącząc w sobie zalety silnika komutatorowego prądu stałego oraz silnika asynchronicznego prądu zmiennego. Ze względu na swoją budowę silniki PMSM wymagają sterowania wektorowego. Wiąże się to z koniecznością pomiaru położenia kąтового osi silnika. W precyzyjnych silnikach PMSM pomiar ten realizuje przetwornik obrotowo-impulsowy (ang. encoder). W klasycznych osiach posuwu liniowego przetwornik obrotowo-impulsowy (ang. encoder) wykorzystywany jest w pętli sterowania CNC jako przetwornik położenia osi. Droższe układy wyposaża się dodatkowo w linały magnetyczne bądź optyczne polepszające dokładność pozycjonowania osi posuwu. Korzystne warunki zamiany ruchu obrotowego na posuwisty uzyskuje się poprzez zastosowanie w roli przekładni śruby pociągowej. Sprzęgnięcie śrub z silnikiem uzyskuje za pomocą sprzęgieł podatnych lub mieszkowych.

Wymóg skutecznego usunięcia luzów w mechanizmie osi posuwu oraz dużej sztywności wprowadza konieczność napinania wstępnego zastosowanych łożyskowań. Z tego względu głównymi źródłami ciepła w osiach napędowych, poza samymi silnikami, są ułożyskowania śruby oraz nakrętki.

Główną trudność w dokładnym modelowaniu osi posuwu z uwzględnieniem zjawisk cieplnych konwencji MES stanowi złożoność tych zjawisk. Dostępne komercyjnie środowiska przeznaczone do obliczeń MES wymagają zdefiniowania warunków granicznych, których wartość trudno określić z dużą dokładnością bez posługiwania się metodami doświadczalnymi. Wieloparametryczność modelu sprawia, iż sumujące się niedokładności nadają uzyskiwanym wynikom charakter raczej ilościowy niż jakościowy. Z tego względu do dokładnej kompensacji odkształceń cieplnych śruby pociągowej użyto modelu opartego na bezpośrednich pomiarach (rozdział 5.3 i 5.4).

4.2.1 Budowa modelu

Istotnym etapem realizacji zadania modelowania cieplnego układu jest określenie warunków granicznych, w skład których wchodzi:

- generowane w układzie strumienie ciepła,
- cieplne opory kontaktowe na styku powierzchni tocznych łożysk,
- cieplne opory kontaktowe na styku płaskich powierzchni przylegających do siebie zespołów,
- współczynniki wnikania ciepła,
- współczynnik konwekcji swobodnej na powierzchniach nieruchomych,
- współczynnik konwekcji wymuszonej na powierzchniach ruchomych (np. obrotowa śruba).

Ze względu na niewielką różnicę temperatury pomiędzy układem a otoczeniem przekazywanie ciepła na skutek radiacji Q_{rad} jako mało znaczące zwykle pomija się. Założenie to przyjmowane jest powszechnie przez badaczy modelujących termikę maszyn przemysłowych [28, 43]. Łatwo można udowodnić jego słuszność jeśli porówna się wartości strumieni ciepła wymieniane drogą konwekcji i radiacji. Poniżej przedstawiono podstawowe fizyczne zależności [50]:

$$Q_{\text{konw}} = h A (T - T_{\text{otocz}}), \quad (4.6)$$

$$Q_{\text{rad}} = A \varepsilon \sigma (T^4 - T_{\text{otocz}}^4), \quad (4.7)$$

gdzie:

T – temperatura ciała [$^{\circ}\text{C}$],

T_{otocz} – temperatura otoczenia [$^{\circ}\text{C}$],

A – pole powierzchni ciała [m^2],

h – współczynnik wnikania ciepła [$\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$] (dla konwekcji swobodnej wynoszący $4\div 30$),

σ – stała Stefana-Boltzmannna [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot 50)$],

ε – bezwymiarowy współczynnik emisyjności ciała ($0\div 1$).

4.2.1.1 Generowane w układzie strumienie ciepła

Główne źródła ciepła w układzie to tarcie w węzłach łożyskowych oraz w przekładni tocznej, mniejszy wpływ na temperaturę układu wywierało ciepło przepływające z

pracującego silnika oraz tarcie występujące w prowadnicach tocnych. Ilość ciepła generowanego w układzie na skutek tarcia w łożyskach podają zależności ujęte w publikacjach [27, 28, 76, 10]. Uproszony wzór można zapisać w postaci:

$$\dot{Q}_t = 2\pi \cdot \frac{M_t}{1000} \cdot \frac{n}{60}, \quad (4.8)$$

gdzie:

M_t – moment tarcia [Nmm],

n – prędkość obrotowa [obr/min].

Wartość momentu tarcia zależna jest nie tylko od parametrów geometrycznych łożysk, ale również do prędkości obrotowej, sił obciążających łożysko, czy lepkości smaru. Wartość tego momentu dla łożysk skośnych można obliczyć korzystając z doświadczalnego modelu Palmgren'a [27, 28, 76, 10], stosując poniższe zależności:

$$M_t = M_o + M_1, \quad (4.9)$$

$$M_1 = f_1 \cdot P \cdot d_m, \quad (4.10)$$

$$M_o = 10^{-7} f_o (v_k n)^{\frac{2}{3}} d_m \quad \text{dla } v n > 2000, \quad (4.11)$$

$$M_o = 160 \cdot 10^{-7} f_o d_m \quad \text{dla } v n < 2000, \quad (4.12)$$

gdzie:

M_o – moment tarcia zależny od lepkości [N·mm],

67 – moment tarcia zależny od obciążenia [N·mm],

P – obciążenie zastępcze łożyska [N] (4.13),

f_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od typu łożyska (4.14),

f_o – bezwymiarowy współczynnik zależny od typu łożyska i rodzaju smarowania,

d_m – średnica podziałowa łożyska [mm],

v_k – kinematyczny współczynnik lepkości smaru [mm/s²],

n – prędkość obrotowa [obr./min],

przy czym

$$P = X_0 \cdot P_X + Y_0 \cdot P_Y, \quad (4.13)$$

gdzie:

P_X – składowa poprzeczna obciążenia [N],

P_Y – składowa wzdłużna obciążenia [N],

X_0 – bezwymiarowy współczynnik spoczynkowego obciążenia poprzecznego,

Y_0 – bezwymiarowy współczynnik spoczynkowego obciążenia wzdłużnego,

$$f_1 = z_1 \left(\frac{P}{C_0} \right)^{y_1}, \quad (4.14)$$

gdzie:

C_0 – nośność spoczynkowa łożyska [N],

z_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od rodzaju łożyska,

y_1 – bezwymiarowy współczynnik zależny od rodzaju łożyska.

Posługując się przedstawionymi zależnościami można oszacować przybliżoną wartość momentu oporów ruchu, a więc i ciepła powstającego w pojedynczym węźle łożyskowym. Współczynniki X_0 , Y_0 , z_1 , y_1 można odczytać na podstawie danych podawanych w katalogach producenta łożysk [126,128] lub w publikacjach [27, 28, 76]. Producenci łożysk często oferują na swoich stronach gotowe arkusze kalkulacyjne ułatwiające obliczanie momentów tarcia łożysk [135, 126, 128, 132].

4.2.1.2 Ciepne opory kontaktowe na styku powierzchni toczyń łożysk

Ciepne opory kontaktowe łożysk zależą od rodzaju łożysk, ich geometrii, własności smaru, wartości sił obciążających łożysko, wielkości luzu/napięcia wstępnego, stanu temperaturowego łożyska, prędkość obrotowej łożysk. Dokładne modelowanie oporów cieplnych jest złożonym zagadnieniem ze względu na wieloparametryczność modeli, ich niestacjonarność oraz wzajemne sprzężenie pomiędzy mechaniką a termiką układu. Zagadnienie modelowania cieplnego łożysk jest wciąż uważane za jedno z aktualnych wyzwań stojących przed współczesnymi badaczami [1]. Wśród wielu światowych ośrodków zajmujących się tą tematyką [29, 59, 44, 8, 9, 11, 77] na uznanie zasługują prace polskich badaczy ze śląska [37, 96, 35].

Dla potrzeb obliczenia oporów cieplnych koniecznym jest znajomość wielkości powierzchni przylegania na styku kulka-bieżnia. Powierzchnia ta, jak przyjmował Hertz, jest elipsoidą o wymiarach [9]:

$$a = M \left(\frac{3 \pi \left(\frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{\pi E_2} \right) F}{4(P_1+P_2)} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (4.15)$$

$$b = N \left(\frac{3 \pi \left(\frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{\pi E_2} \right) F}{4(P_1+P_2)} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (4.16)$$

przy czym

$$2(P_1 + P_2) = \frac{1}{R_{1x}} + \frac{1}{R_{1y}} + \frac{1}{R_{2x}} + \frac{1}{R_{2y}}, \quad (4.17)$$

$$2(P_2 - P_1) = \left[\left(\frac{1}{R_{1x}} - \frac{1}{R_{1y}} \right)^2 + \left(\frac{1}{R_{2x}} - \frac{1}{R_{2y}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (4.18)$$

gdzie:

a – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi x [m],

b – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi y [m],

R_{1x} – promień krzywizny 1 ciała, w płaszczyźnie XZ (rys. 4.1) [m],

R_{1y} – promień krzywizny 1 ciała, w płaszczyźnie YZ (rys. 4.1) [m],

R_{2x} – promień krzywizny 2 ciała, w płaszczyźnie XZ (rys. 4.1) [m],

R_{2y} – promień krzywizny 2 ciała, w płaszczyźnie YZ (rys. 4.1) [m],

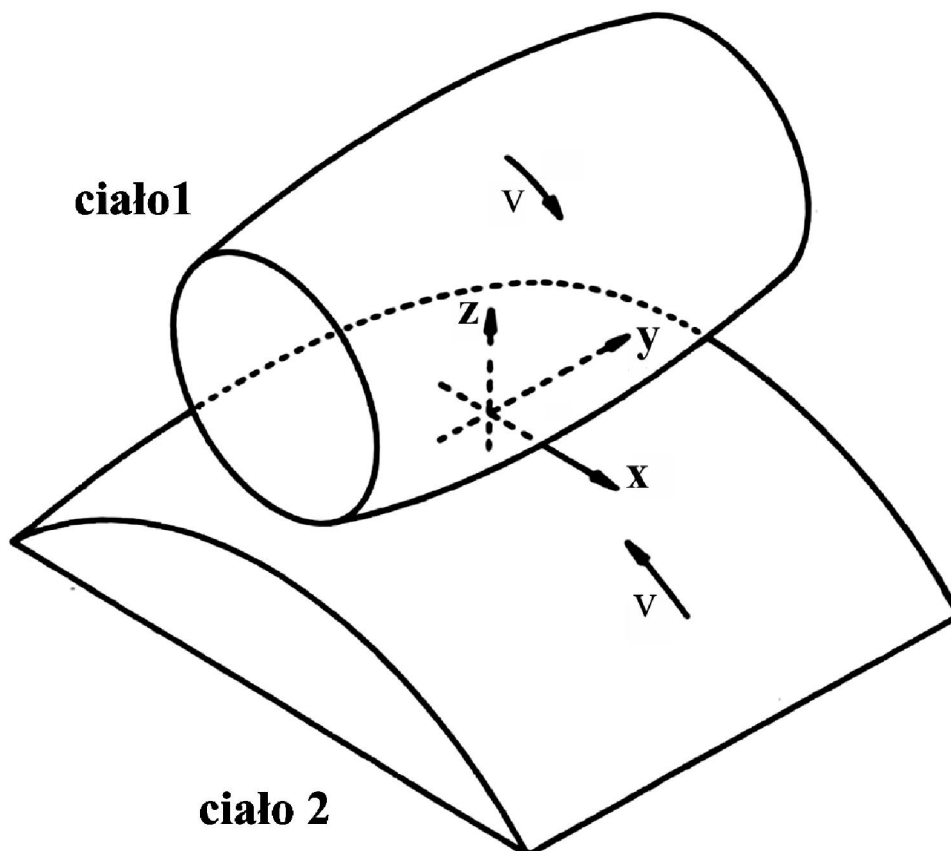
E – moduły Younga, indeks oznacz nr ciała [Pa],

ν – moduły Poissona, indeks oznacz nr ciała,

F – siła docisku działająca na pojedynczą kulkę łożyskową [N],

M, N – bezwymiarowe parametry geometryczne, zdefiniowane w [9],

P_1, P_2 – parametry geometryczne zdefiniowane równaniami (4.17) i (4.18).



Rys. 4.1 Ilustracja do zależności (4.15) ÷ (4.19)

W celu obliczenia oporu cieplnego pomiędzy pojedynczą kulką a bieżnią łożyska posłużono się w prezentowanej pracy zależnościami przedstawionymi przez [11]:

$$R_{kb} = \frac{0.8}{2bk} \left(\frac{\alpha_{dyf} \pi}{2aV} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (4.19)$$

a – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi x (rys. 4.1) [m],

b – półoś eliptycznego pola kontaktu, równoległa do osi y (rys. 4.1) [m],

k – współczynnik przewodności cieplnej [W/(m · °C)],

α_{dyf} – współczynnik dyfuzyjności cieplnej [$\frac{m^2}{s}$],

V – prędkość toczenia się kulki po bieżni (rys. 4.1) [m/s].

Opór cieplny pomiędzy bieżnią a zespołem kulek wynosi:

$$R_{nkb} = \frac{R_{kb}}{n_k}, \quad (4.20)$$

n_k – liczba kulek łożyskowych.

Zaprezentowane przez Burtona zależności [11] wyprowadzone zostały przy założeniu, że przepływ ciepła w kierunku normalnym do powierzchni kulek jest znacznie większy niż w kierunku stycznym, co jest zasadne gdy głębokość wnikania ciepła do wnętrza kulki jest mała. Burton przyjął w związku z tym, że wymianę ciepła pomiędzy kulką a bieżnią można przybliżyć wymianą ciepła pomiędzy dwoma prętami o znacznej długości wchodzącymi w kontakt powierzchniami czołowymi przez czas równy czasowi kontaktu kulki z określonym wycinkiem powierzchni bieżni. Poczynione założenie oraz przyjęty model są słuszne jeżeli prędkość obrotowa kulek jest dostatecznie duża. Głębokość wnikania ciepła dla dwóch prętów wchodzących w kontakt powiązana jest z czasem kontaktu zależnością (4.21), gdzie Z jest głębokością dla której wzrost temperatury będzie stanowił około 50% wzrostu temperatury na powierzchni czołowej pręta.

$$Z = \sqrt{\alpha_{dyf} t_{kont}}, \quad (4.21)$$

gdzie:

α_{dyf} – współczynnik dyfuzyjności cieplnej [m^2/s],

t_{kont} – czas kontaktu [s].

Dla rozpatrywanego kontaktu bieżni z kulką zależność (4.21) przekształca się do postaci:

$$Z = \sqrt{\alpha_{dyf} \frac{2b}{V_K}}, \quad (4.22)$$

gdzie:

α_{dyf} – współczynnik dyfuzyjności cieplnej materiału kulki [m^2/s],

b – półos eliptycznego pola kontaktu, w kierunku prostopadłym do wektora prędkości kulki [m],

V_K – prędkość ruchu kulki łożyskowej w stosunku do bieżni [m/s].

4.2.1.3 Współczynniki wnikania ciepła

Współczynniki wnikania ciepła dla konwekcji swobodnej można obliczyć posługując się zależnościami przedstawionymi w [50, 30]:

- dla pionowej, płaskiej powierzchni o znacznej szerokości i wysokości L , jeżeli $10^5 < Gr_L Pr < 10^7$:

$$Nu = 0,56 (Gr_L Pr)^{\frac{1}{4}}, \quad (4.23)$$

- dla poziomej, płaskiej powierzchni o znacznej długości i szerokości L , jeżeli cieplejsza powierzchnia skierowana jest ku górze, oraz $10^5 < Gr_L Pr < 10^7$:

$$Nu = 0,54 (Gr_L Pr)^{\frac{1}{4}}, \quad (4.24)$$

- dla poziomego walca o znacznej długości i średnicy D , jeżeli $10^5 < Gr_L Pr < 10^7$ oraz $Pr > 0.5$:

$$Nu = 0,53 (Gr_D Pr)^{\frac{1}{4}}, \quad (4.25)$$

- dla poziomego walca o znacznej długości, o średnicy D , obracającego się z częstością kątową ω dookoła swej osi, jeżeli $10^5 < Gr_L Pr < 10^7$ oraz $Re > 8000$:

$$Nu = 0,11(0.5Re^2 + Gr_D Pr)^{0.35}, \quad (4.26)$$

gdzie:

Nu – liczba Nusselta,

Gr – liczba Grashofa,

Pr – liczba Prandtla,

Re – liczba Reynoldsa,

przy czym:

$$Nu = \frac{h \cdot l}{k}, \quad (4.27)$$

gdzie:

h – współczynnik wnikania ciepła [$W/(m^2 \cdot ^\circ C)$],

l – wymiar charakterystyczny [m],

k – współczynnik przewodzenia ciepła [$W/(m \cdot ^\circ C)$],

$$Re = \frac{\pi \omega l^2}{\nu_k}, \quad (4.28)$$

gdzie:

ω – częstość kołowa [rad/s],

l – charakterystyczny wymiar liniowy (dla obracającego się walca równy średnicy) [m],

ν_k – kinematyczny współczynnik lepkości [m^2/s],

$$Gr = \frac{g l^3 \beta \Delta T}{\nu_k^2}, \quad (4.29)$$

gdzie:

g – przyspieszenie grawitacyjne [m/s^2],

l – charakterystyczny wymiar liniowy [m],

β – współczynnik cieplnej rozszerzalności objętościowej [$1/^\circ C$],

ΔT – różnica temperatur pomiędzy powierzchnią ciała a otoczeniem [$^\circ C$],

ν_k – kinematyczny współczynnik lepkości [m^2/s],

$$Pr = \frac{\nu_k}{k}, \quad (4.30)$$

gdzie:

ν_k – kinematyczny współczynnik lepkości [m^2/s],

k – współczynnik przewodzenia ciepła [$W/(m^2 \cdot ^\circ C)$].

4.2.1.4 Ciepne opory kontaktowe na styku płaskich powierzchni przylegających do siebie zespołów

W procesie modelowania przyjmuje się założenie iż powierzchnie będące w kontakcie są chropowate. Mikronierówności te wypełnia próżnia, bądź inne medium: np. powietrze atmosferyczne lub olej. Wartość cieplnego oporu kontaktowego zależy od stanu powierzchni stykających się ciał, przewodności cieplnej medium wypełniającego mikro przestrzenie pomiędzy stykającymi się ciałami. Siła docisku wpływa poprzez odkształcenia powierzchni na zwiększenie powierzchni rzeczywistego kontaktu materiałów z których wykonane są ciała. Wypadkowy cieplny opór kontaktowy dla dwóch ciał wykonanych z tego samego materiału może być opisany wzorem [88, 22]:

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}, \quad (4.31)$$

gdzie:

R_1 – oporność cieplna związana z przepływem ciepła poprzez stykające się mikronie równości [$W/(m \cdot ^\circ C)$],

R_2 – oporność cieplna związana z przepływem ciepła poprzez medium [$W/(m \cdot ^\circ C)$].

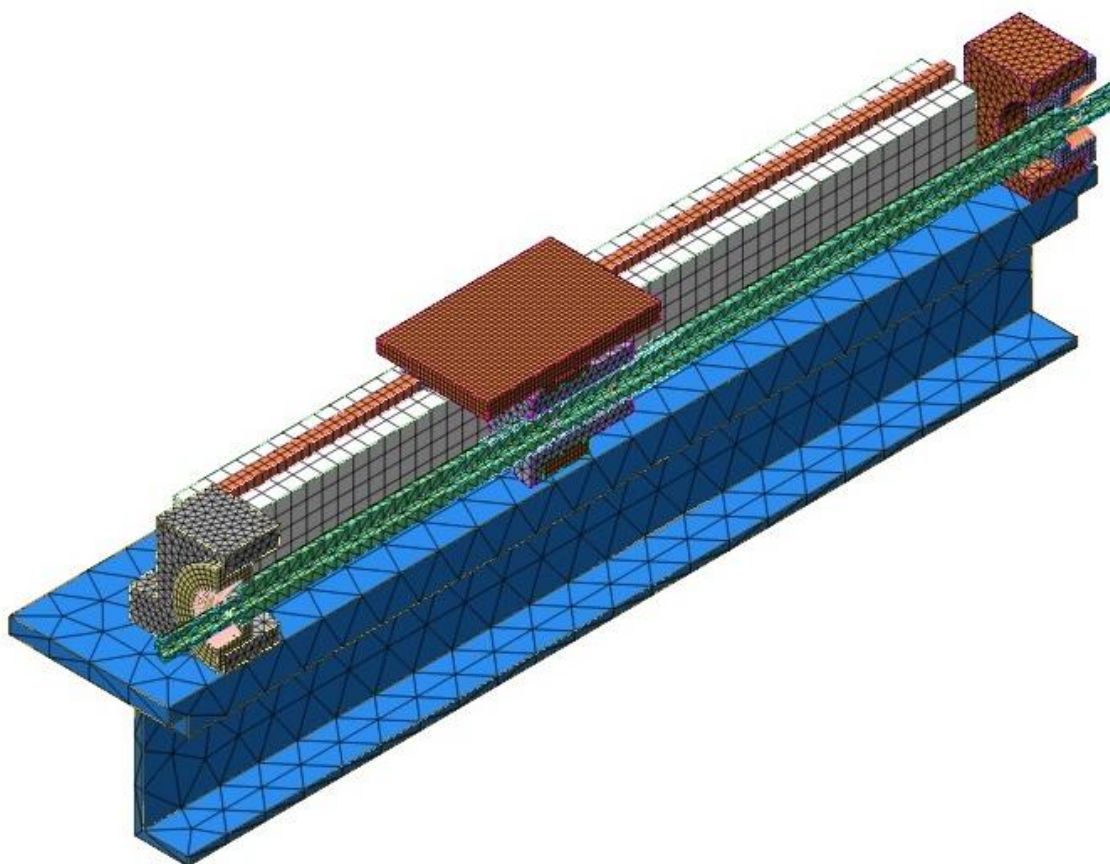
Rozwiązanie zadania wyznaczenia oporu cieplnego wymaga w pierwszym kroku obliczenia odkształceń kontaktowych warstwy przypowierzchniowej ciał na podstawie odpowiednich modeli matematycznych kontaktu. Następnie oblicza się wartość kontaktowego oporu cieplnego. Wstępne obliczenia oporów kontaktowych wykazały, że na rozpatrywanych powierzchniach jest on stosunkowo mały, i może z powodzeniem zostać pominięty w obliczeniach bez znaczącego wpływu na dokładność procesu modelowania.

4.2.2 Badania symulacyjne

W celu realizacji badań eksperymentalnych odkształceń cieplnych śrub pociągowych zaprojektowano specjalne stanowisko badawcze. Konstrukcję stanowiska wzorowano na budowie nowoczesnych osi posuwu obrabiarki CNC. Do prowadzenia stołu użyto prowadnic liniowych z wózkami, w których kulki krążą w zamkniętym obiegu. Jako jednostkę napędową wykorzystano silnik PMSM sprzęgnięty z przekładnią śrubowo toczną. Pomiar pozycji stołu uzyskano w oparciu o wskazania przetwornika obrotowo-impulsowego zamocowanego na wale silnika PMSM.

Szczegółowy opis konstrukcyjny stanowiska zaprezentowano w rozdziale 6. niniejszej pracy. Na obecnym etapie zbudowano model symulacyjny zaprojektowanego stanowiska w konwencji MES. Wykorzystując zależności (4.1) ÷ (4.32) wyznaczono odpowiednie warunki graniczne do budowy modelu odkształceń cieplnych zaprojektowanego stanowiska badawczego.

Opisane warunki graniczne pozwoliły na wykonanie modelu rozkładu temperatury niezbędnego do obliczenia odkształceń cieplnych stanowiska. Geometrię stanowiska do potrzeb modelowania oparto na dostępnej dokumentacji CAD. Utworzona na jej podstawie siatka mesh, składała się z elementów sześciokątnych (typu chexa) oraz czterościennych (typu tetra) zgodnie z poniższym rysunkiem.



Rys. 4.2 Widok modelu MES stanowiska

Dodatkowo, w celu zamodelowania oporności cieplnej elementów kontaktowych: śruba toczna-nakrętka oraz zewnętrzna-wewnętrzna powierzchnia łożysk, na odpowiednich powierzchniach umieszczono elementy prętowe (typu cbar). Aby skrócić proces obliczeniowy modelowano jedynie symetryczną połowę urządzenia. Przyjęte w modelu stałe materiałowe przedstawiono w tabeli 4.1:

Tabela 4.1 Stałe materiałowe przyjęte do budowy modelu symulacyjnego odkształceń cieplnych stanowiska badawczego

Materiał:	Przewodność cieplna [W/m/°C]	Ciepło właściwe [J/kg/°C]	Gęstość [kg/m ³]
Stal ŁH15	46	470	7850
Żeliwo szare	45	510	7200
Stal S35	47	420	7850

W przeprowadzonej symulacji przyjęto, że stół porusza się z prędkością liniową 50mm/s, co przy skoku śruby wynoszącym 16 mm odpowiada 3,125 obr./s. Przyjęto również, że śruba toczna została napięta zgodnie z zaleceniami producenta śrub tocznych, tzn. wartość siły napinającej dla rozpatrywanego układu ma zapewnić odkształcenie śruby wynoszące 4μm/m. Przy średnicy śruby wynoszącej d=38mm oraz module Younga wynoszącym 2,1·10⁵ MPa, odpowiada to w przybliżeniu osiowej sile napinającej o wartości 900N.

4.2.2.1 Przyjęte w symulacji cieplne warunki graniczne: współczynniki wnikania ciepła

Znajomość wymiarów stanowiska, prędkości obrotowej śruby oraz własności fizycznych powietrza [50, 85, 48] pozwala na obliczenie liczb Nusselta na powierzchniach zewnętrznych oddających ciepło do otoczenia. Następnie na tej podstawie, oblicza się współczynniki wnikania ciepła na wspomnianych powierzchniach.

W literaturze przedstawiono liczne doświadczalne modele pozwalające na obliczenie liczby Nusselta dla obracającego się wokół własnej osi walca [50, 51, 42] będącego modelem śruby pociągowej. W odniesieniu do przyjętych warunków symulacji, obliczone za pomocą modeli [50, 51, 42] wartości liczby Nusselta odbiegają od siebie nieznacznie, tzn. o ok. 10%. Liczbę Nusselta obliczono więc korzystając z zależności (4.24). Przekształcając zależność (4.25) do postaci umożliwiającej obliczenie współczynnika wnikania ciepła otrzymuje się:

$$h = \frac{Nu \cdot k}{l} \quad (4.32)$$

Dla temperatury otoczenia równej 20°C, obliczony współczynnik wnikania ciepła na powierzchni śruby wynosi ok. h=7 W/m²/°C.

Współczynnik wnikania ciepła na powierzchniach nieruchomych należy obliczyć wykorzystując modele zaprezentowane w literaturze [50, 49, 48]. Wybrane zależności (4.23)÷(4.25) przedstawiono w punkcie 4.2.1.3. Przy czym należy zauważyć że:

- Pomędzy prezentowanymi w literaturze modelami tych samych zjawisk istnieją nieznaczne różnice [42]. Wynika to z doświadczalnego charakteru tychże modeli. Należy zatem traktować wartości współczynników wnikania ciepła obliczone przy pomocy zamieszczonych w literaturze modeli jako przybliżone.
- Wartość liczby Nusselta obliczone na podstawie modelu dla płaszczyzny pionowej (4.23) oraz modelu dla płaszczyzny poziomej (4.24), oraz dla nieruchomego walca (4.25) różnią się nieznacznie – różnica ta jest na poziomie różnicy pomiędzy modelami dla tego samego zjawiska, tzn. na poziomie różnicy wynikającej z doświadczalnego charakteru modeli [42].

- Przekształcając zależności (4.23), (4.29) i (4.32) można zauważyć, że wartość współczynnika wnikania ciepła jest proporcjonalna od potęgi $-1/4$ przyjętego wymiaru charakterystycznego: $h \sim l^{-\frac{1}{4}}$. Zatem dla dwóch powierzchni znajdujących się w identycznych warunkach, różniących się jedynie tym, iż wymiar charakterystyczny jednej z nich jest 2x większy, iloraz ich współczynników wnikania ciepła będzie wynosił ok. 1.2x.
- Wartość liczby Nusselta jest zależna od różnicy temperatur powierzchni i otaczającego ośrodka. Jest to zależność nieliniowa. Przy pomocy zależności (4.24), (4.30) oraz wartości odczytanych tablic fizycznych [85] obliczono wartość współczynnika wnikania ciepła dla powierzchni poziomej o wymiarze charakterystycznym wynoszącym 150mm, przy temperaturze otoczenia 20°C. Dla nadwyżki temperatury powierzchni w stosunku do temperatury otoczenia wynoszącej odpowiednio: $\Delta T_1=5^\circ\text{C}$, $\Delta T_2=10^\circ\text{C}$ oraz $\Delta T_3=15^\circ\text{C}$ obliczony współczynnik wnikania ciepła wynosił $h_1 = 3.4 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C}}$, $h_2 = 4 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C}}$ oraz $h_3 = 4.4 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C}}$.

Mając w uwadze wypunktowane powyżej spostrzeżenia oraz przybliżony charakter przeprowadzanej symulacji, w celu uproszczenia procesu modelowania zdecydowano się na przyjęcie jednej wartości współczynnika wnikania ciepła opisującego wszystkie powierzchnie, niezależnie od ich orientacji, wielkości wymiaru charakterystycznego czy temperatury. W symulacji przyjęto współczynniki wnikania ciepła na powierzchniach nieruchomych brył wynoszący $h = 4 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C}}$.

4.2.2.2 Przyjęte w symulacji cieplne warunki graniczne: wartości strumieni ciepła

Ciepło generowane przez pojedynczy węzeł łożyskowy w układzie „O” złożony z pary łożysk Nachi 25TAB06 obliczono korzystając z zależności (4.8) oraz (4.9÷4.12). Wartość momentu tarcia zależnego od lepkości $M_0 = 150 \text{ Nmm}$ przyjęto w oparciu o dane odczytane z katalogu [131]. Moment zależny od prędkości obrotowej obliczono korzystając z zależności (4.10), (4.13), (4.14). Posiłowano się danymi odczytanymi z katalogu [131]: kąt działania łożysk $\alpha_L=60^\circ$, nośność spoczynkowa zestawu łożysk $C_0=46,4\text{kN}$, oraz danymi odczytanymi z literatury [27]. Dla przedstawionego przypadku: $X_0=2.3 \cdot \text{tg}(\alpha_L)$, $Y_0=1$, $z_1=0.001$ oraz $y_1=0,33$. W oparciu o dokonane obliczenia, przyjęto ilość ciepła generowanego w pojedynczym węźle łożyskowym wynoszącą 3W.

Jednocześnie z przeprowadzonych obliczeń zauważyć można, że przy przyjętym obciążeniu oraz przyjętej prędkości obrotowej moment tarcia zależy od obciążenia M_0 jest dziesięciokrotnie mniejszy od momentu tarcia zależnego od lepkości 67. Zatem w założonych warunkach, dla uproszczenia obliczeń, przy zachowaniu inżynierskiej dokładności składnik 67 można pominąć.

Dla oszacowania ciepła generowanego w połączeniu łożyskowym śruba-nakrętka pomocne jest posłużenie się zależnością (4.8) oraz skorzystanie z danych producenta, który określa wartość momentu oporowego zastosowanej przekładni śrubowo-tocznej w swej dokumentacji. Zgodnie z dokumentacją moment tarcia podzespołu AVIA VNB 2046-2962P, zapewniany na etapie produkcji poprzez odpowiedni dobór kulek przekładni, wynosi $M_t = 0,66 \div 1,23$ Nm [136]. Dla przyjętej prędkości obrotowej $n = 3,125$ obr./s oraz momentu tarcia przekładni śrubowo-tocznej wynoszącego $M_t = 660$ Nmm otrzymano ilość generowanego ciepła w przekładni śrubowo-tocznej wynoszącą 13W.

4.2.2.3 Przyjęte w symulacji oporności cieplne łożysk

Oporności cieplne łożysk obliczono posługując się zależnościami przedstawionymi w rozdziale 4.2.1.2. Pierwszym etapem obliczania oporności cieplnej łożysk jest obliczenie na podstawie zależności podanych przez Hertza (4.15)÷(4.20) [9] powierzchni kontaktu pomiędzy kulką łożyskową a bieżnią. Promienie krzywizn bieżni oraz średnicę kulki łożyskowej odczytano z dokumentacji CAD, przy czym promień krzywizny bieżni R_{2x} (patrz zał. 4.18) obliczono za pomocą zależności podawanej w literaturze [27]:

$$R_{2x} = \frac{1}{2} \left(\frac{d_m}{\cos(\alpha_L)} - D_k \right), \quad (4.30)$$

gdzie:

α_L – kąt działania łożyska,

D_k – średnica kulki łożyskowej [m],

d_m – średnica podziałowa łożyska [m],

przy czym

$$d_m = \frac{d_i + d_o}{2}, \quad (4.32)$$

gdzie:

d_o – średnica zewnętrzna łożyska [m],

d_i – średnica wewnętrzna łożyska [m].

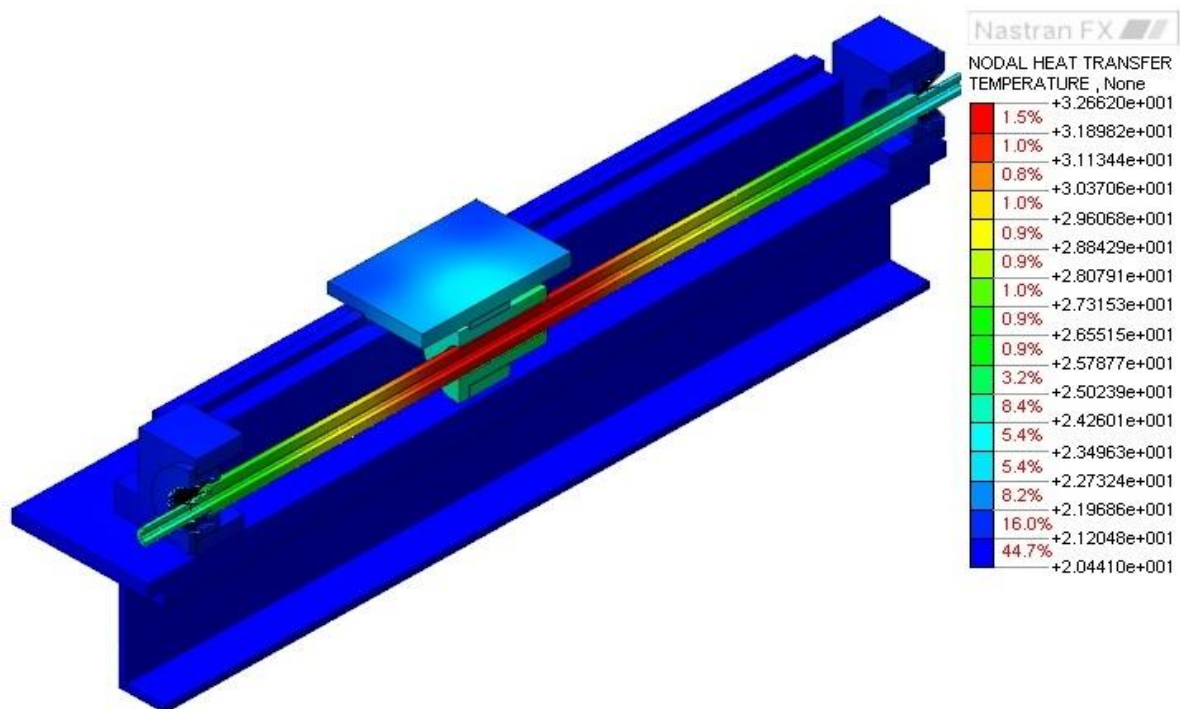
Dla łożyska Nachi 25TAB06 średnica wewnętrzna wynosi $d_o=62$ średnica zewnętrzna wynosi $d_i=25\text{mm}$, co daje średnicę podziałową równą $d_m=43.5\text{mm}$. Liczba kulek w łożysku wynosi 14 szt., zaś kąt działania łożyska $\alpha_L=60^\circ$. Przyjęte promienie wynosiły odpowiednio dla kulki $R_{1x} = R_{1y} = \frac{D_k}{2} = 4,5\text{mm}$, dla bieżni $R_{2x} = \frac{1}{2} \left(\frac{d_m}{\cos(\alpha_L)} - 2 * R_1 \right) = 39\text{mm}$, $R_{2y} = -4,6\text{mm}$. Obliczona długość półosi eliptycznego kontaktu to $a=0.12$ m $b=0.32\text{mm}$. W rezultacie obliczony opór cieplny pomiędzy pojedynczą obracającą się kulką łożyskową a bieżnią (4.19) wynosił $R_{kb}=26^\circ\text{C/W}$ natomiast obliczony opór cieplny pomiędzy zestawem obracających się kulek łożyskowych a bieżnią (4.20) wynosił $R_{nkb}=1,9^\circ\text{C/W}$.

Zależności przedstawione przez Burtona zakładają dostateczną prędkość obrotową kulki łożyskowej w stosunku do bieżni pozwalającej na przyjęcie, iż głębokość wnikania ciepła do wnętrza kulki łożyskowej jest mała. Korzystając z zależności (4.22) dla przyjętych warunków symulacji obliczono głębokość wnikania ciepła do wnętrza kulki. Głębokość ta wynosi $Z=0.6\text{mm}$ co w porównaniu ze średnicą kulki $D_K=9\text{mm}$ pozwala stwierdzić, iż jest zasadnym używanie do celów rozpatrywanej symulacji, metody wyznaczenia oporności cieplnej na styku kulka łożyskowa bieżnia (4.19) zaprezentowanej przez Burtona [11].

W symulacji nie uwzględniano wpływu przewodnictwa cieplnego smaru. W przypadku występowania tarcia płynnego wpływ cieczy smarującej na przewodność łożysk jest dwójaki [11]. Z jednej strony powstała warstwa smarna oddzielająca współpracujące powierzchnie cechuje się współczynnikiem przewodzenia ciepła niższym o dwa rzędy wielkości od stali, z drugiej strony zwiększona powierzchnia przewodzenia będzie ułatwia wymianę ciepła pomiędzy elementami łożyska.

Opór cieplny łożysk uwzględniono w przeprowadzonej symulacji wprowadzając elementy prętowe o wartości oporności cieplnej odpowiadającej tej wynikającej z przeprowadzonych obliczeń. Elementy prętowe umieszczono zarówno na bieżni o większej jak i mniejszej średnicy. Elementy prętowe z jednej strony podłączono z bieżnią łożysk z drugiej zaś za pomocą z pojedynczym węzłem, zastępującym w przeprowadzonej symulacji kulki łożyskowe danego łożyska.

4.2.2.4 Wyniki przeprowadzonej symulacji cieplnej MES



Rys. 4.3 Wyniki symulacji rozkładu temperatur stanowiska badawczego z zastosowaniem cieplnego modelu MES

Wyniki przeprowadzonej symulacji ukazują nie duży wzrost temperatury korpusów w stosunku do wzrostu temperatury śruby tocznej. U podstaw tej różnicy stoją: opory cieplne łożysk, duża pojemność cieplna elementów korpusowych, duży stosunek powierzchni do objętości elementów korpusowych sprzyjający dobrej wymianie ciepła z otoczeniem.

4.2.2.5 Model MES mechaniczny

Otrzymany jako rezultat przeprowadzonych badań symulacyjnych rozkład temperatur w poszczególnych elementach konstrukcyjnych stanowiska badawczego stanowi dane wyjściowe do modelu mechanicznego odkształceń cieplnych stanowiska. Aby ułatwić przeniesienie obliczonych wyników rozkładu temperatury z modelu termicznego do mechanicznego zachowano spójność siatek MESH obu modeli. Wyjątkami były interfejsy: śruba-nakrętka oraz zewnętrzna-wewnętrzna powierzchnia łożysk, gdzie zmiana warunków granicznych wymagała odmiennego podejścia do zagadnienia ich modelowania. Elementy

prętowe odwzorowujące opory cieplne zastąpiono sprężynami odwzorowującymi podatność łożysk odczytaną z kart katalogowych.

Poszczególne bryły korpusowe układu zostały połączone ze sobą za pomocą funkcji „Two way welded Contact”. Umożliwiła ona wzajemne powiązanie z sobą brył o odmiennym zagęszczeniu węzłów, poprzez powiązanie ze sobą przemieszczeń węzłów znajdujących się na powierzchniach kontaktujących się brył.

W rozpatrywanym przykładzie przyjęto, że śruba jest napięta wstępnie. Do układu z węzłem ustalającym i węzłem pływającym można łatwo przejść jeżeli zastosuje się odpowiednie ograniczenie stopni swobody przemieszczania się elementów śruby za pomocą należycie umiejscowionych więzów.

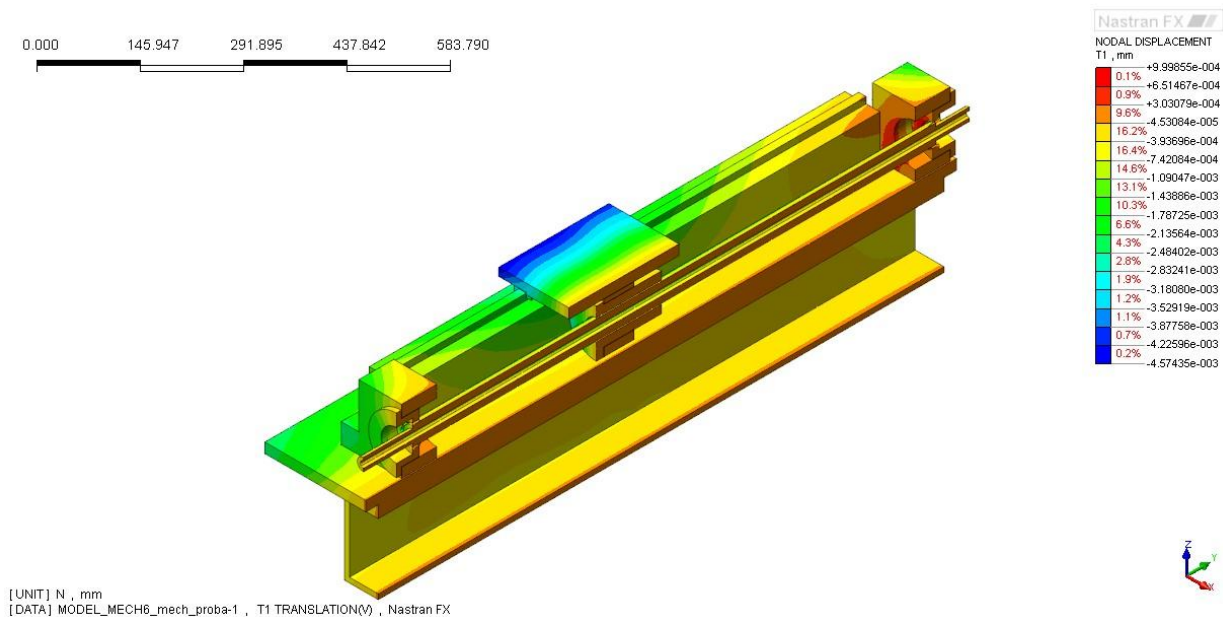
Przyjęte dla potrzeb analizy statycznej stałe materiałowe podano w tabeli 4.2.

Tabela 4.2

Materiał:	Moduł Younga [GPa]	Moduł Poissona	Współ. rozszerzalność cieplna [$\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$]
Stal ŁH15	210	0,29	10
Żeliwo szare	210	0,27	11
Stal S35	66	0,29	12

Ze względu na istniejącą symetrię przyjęto, iż węzły znajdujące się w płaszczyźnie symetrii nie ulegają przesunięciu w osi X (rys. 4.4). Aby usunąć stopnie swobody konieczne dla celu przeprowadzenia analizy utwierdzono również dolny róg stołu.

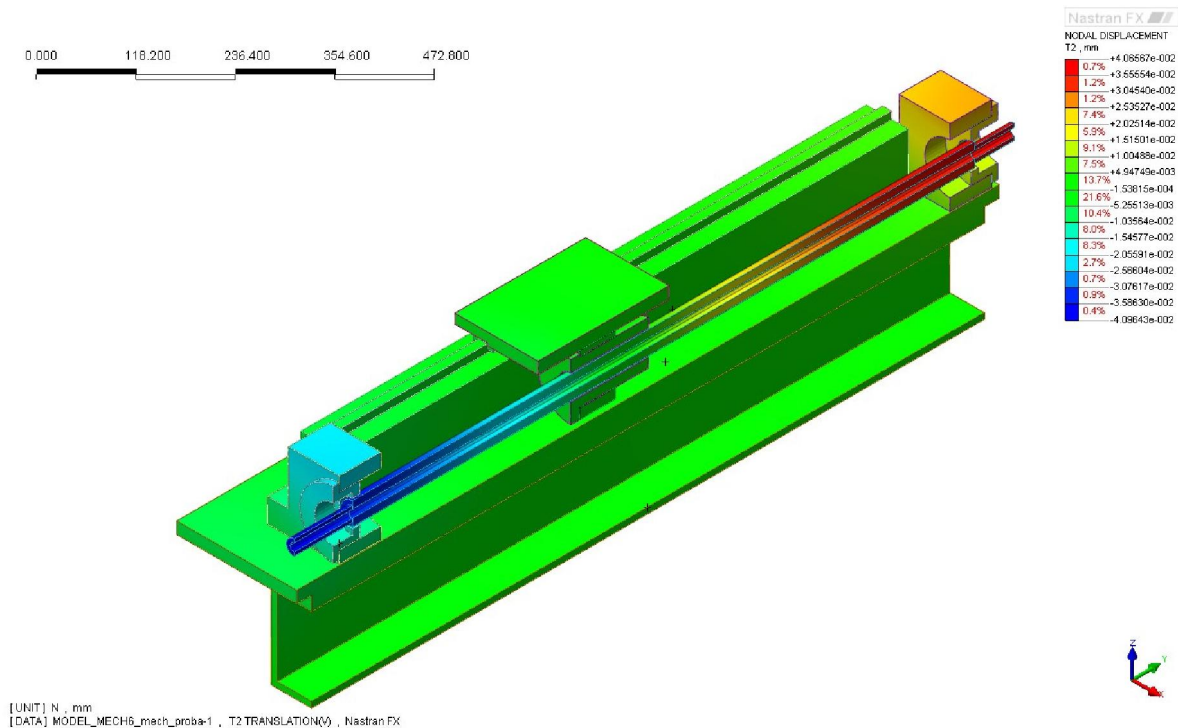
Na rysunkach 4.4÷4.7 przedstawiono przemieszczenia otrzymane w wyniku przeprowadzonej symulacji. Należy przypomnieć, iż ze względu na poczynione założenia, przyjęcie stałych materiałowych na podstawie danych tabelarycznych, przyjęcie obliczonych, a nie zmierzonych dla danych warunków pracy warunków granicznych, otrzymane zaprezentowaną metodą wyniki symulacji mają charakter jakościowy.



Rys. 4.4 Przemieszczenia otrzymane metodą MES, os X

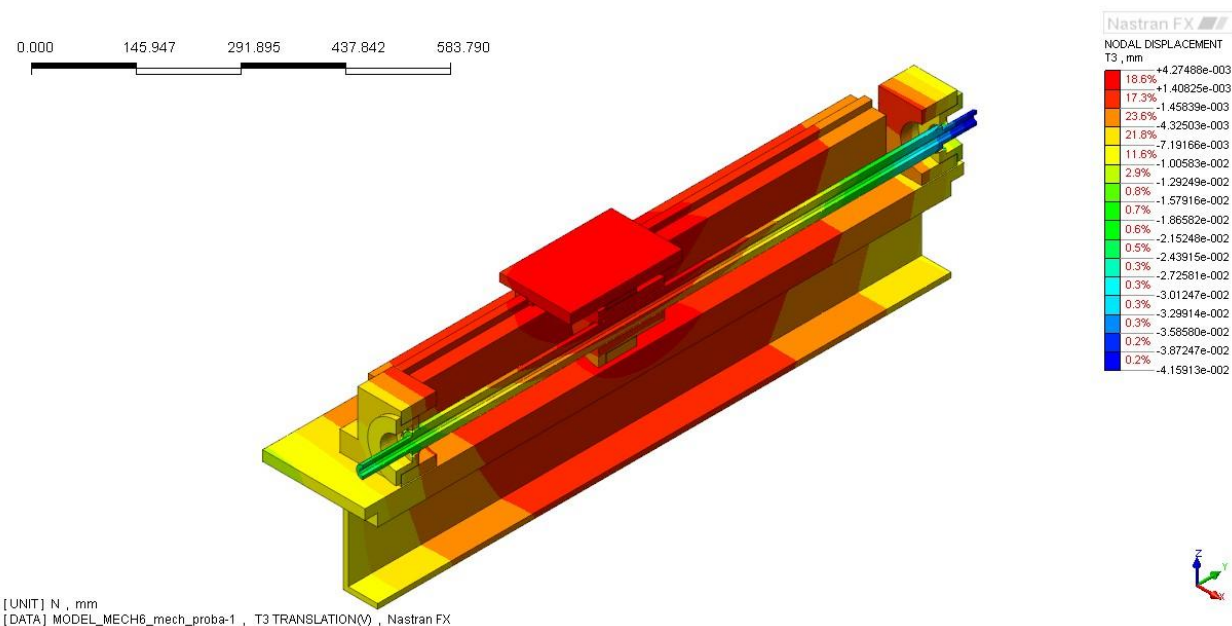
Na rysunku 4.4 przedstawiono przemieszczenia w kierunku X, oznaczonym czerwoną strzałką w prawym dolnym rogu rysunku. Przemieszczenia te zwiększają swoją wartość wraz z oddaleniem się od płaszczyzny symetrii YZ. Mają one małą wielkość, i w związku z tym nie są one przedmiotem dalszego zainteresowania w niniejszym opracowaniu.

Przemieszczenia w kierunku osi Y, równoległym do osi śruby, są zaprezentowane na rysunku 4.5. Osiągają one znaczące wartości dla punktów znajdujących się w śrubie. Jeżeli pozycja stołu nie jest mierzona bezpośrednio, lecz pośrednio za pomocą przetwornika obrotowo-impulsowego zamocowanego na wale silnika, odkształcenia śruby będą miały wpływ na położenie stołu napędzanego odkształconą śrubą. Rozkład przemieszczeń śruby wzdłuż jej osi, zależny będzie od sposobu jej ułożyskowania oraz od jej stanu cieplnego. Rząd wielkości tych przesunięć otrzymany w drodze symulacji, wynoszący około kilkadziesiąt mikrometrów uzasadnia potrzebę wprowadzenia systemu kompensacji położenia stołu.



Rys. 4.5 Przemieszczenia otrzymane metodą MES, os Y

Wydłużenie cieplne śruby, oraz istniejące gradienty temperatury powodują także odkształcenia osi w kierunku Z. Przedstawiono je na rysunku 4.6. Śruba toczna jest podatna na przesunięcia na kierunku Z, jednak ze względu na zamocowanie stołu w prowadnicach, przesunięcia te w ograniczony sposób będą wpływały na przesunięcia samego stołu. Dlatego odkształcenia te nie są przedmiotem dalszego zainteresowania w niniejszym opracowaniu.



Rys. 4.6 Przemieszczenia otrzymane metodą MES, os Z

5. System kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych obrabiarek CNC (KSP)

5.1 Projekt układu pomiarowego systemu KSP

Wyniki zrealizowanych badań symulacyjnych oraz prezentowane liczne prace badawcze [64, 98, 55, 12, 66, 80] jednoznacznie dowodzą istotnego wpływu odkształceń cieplnych śrub pociągowych na dokładność pozycjonowania osi napędowych obrabiarek CNC. Zastosowanie systemu kompensacji odkształceń cieplnych KSP może znacząco zredukować poziom błędów. Skuteczna kompensacja odkształceń cieplnych wymaga znajomości rozkładu pola temperatury śruby. Można go otrzymać na drodze symulacji bądź metodą pomiarową. Stosowalność metod symulacyjnych jest ograniczona, ze względu na:

- wymagany krótki czas obliczeń dla celu kompensacji on-line,
- wieloparametryczność modeli, w których suma niepewności wyznaczenia poszczególnych parametrów rzutuje na dokładność całkowitą modelu,
- niestacjonarność modelu, wynikającą ze starzenia się oleju, docierania części ruchomych, zmian temperatury i wilgotności otaczającego powietrza, itd.,
- nieliniowość zależności opisujących zjawiska wymiany ciepła.

Z wyżej wymienionych powodów wiarygodność wyników otrzymanych metodami symulacyjnymi jest ograniczona. Wykonanie pomiaru zewnętrznego pola temperatury stanowiska możliwe jest za pomocą metody termowizyjnej. Pomiar ten jednak jest nie wystarczająco dokładny dla potrzeb rozpatrywanego zastosowania. Choć producenci precyzyjniejszych przyrządów termowizyjnych z chęcią chwalą się czułością matryc termowizyjnych wynoszącą dziesiątki milikelwinów, jednocześnie zawsze przypomina się, iż sam pomiar cechuje się niedokładnością rzędu kelwina. Na taki stan rzeczy istotny wpływ ma sama metoda pomiaru. Pomiar termowizyjny bazuje na ilości promieniowania podczerwonego padającego na przetwornik kamery termowizyjnej. Ilość ta uzależniona jest nie tylko od temperatury obserwowanego obiektu, ale również od [86, 60, 65]:

- emisyjności obserwowanego obiektu (ϵ_{ob}),
- transmisyjność obserwowanego obiektu (τ_{ob}) oraz temperatury ciał za obiektem (istotne w przypadku elementów półprzezroczystych w paśmie podczerwieni),
- transmisyjności atmosfery (τ_{atm}) pomiędzy kamerą a obserwowanym obiektem,

- temperatury atmosfery (T_{atm}) pomiędzy kamerą a obserwowanym obiektem (istotne dla pomiarów wykonywanych z dużych odległości),
- temperatury tła (promieniowanie cieplne otaczających ciał odbija się od obserwowanych powierzchni trafiając do przetwornika pomiarowego kamery).

Temperatura nieprzezroczystego elementu, badanego kamerą termowizyjną z bliska może zostać obliczona na podstawie zależności [86, 60, 65]:

$$T = \frac{c \cdot U - (1 - \epsilon_{ob}) \cdot T_{atm}}{\epsilon_{ob}}, \quad (5.1)$$

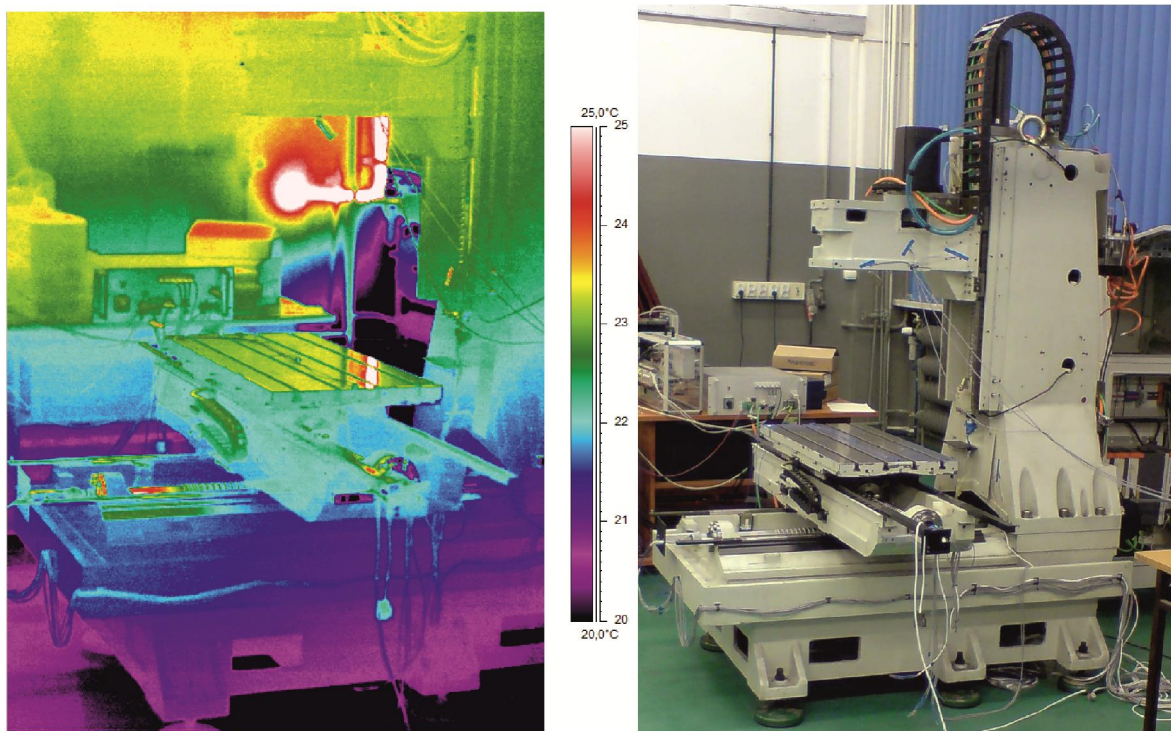
gdzie:

U – napięcie generowane na matrycy IR [mV],

c – stała otrzymana podczas kalibracji kamery IR [mV/°C].

Mała emisyjność obserwowanego obiektu oraz nieznaczna różnica temperatury pomiędzy obserwowanym obiektem a temperaturą otoczenia będzie prowadzić do wzrostu popełnianego podczas pomiaru błędu.

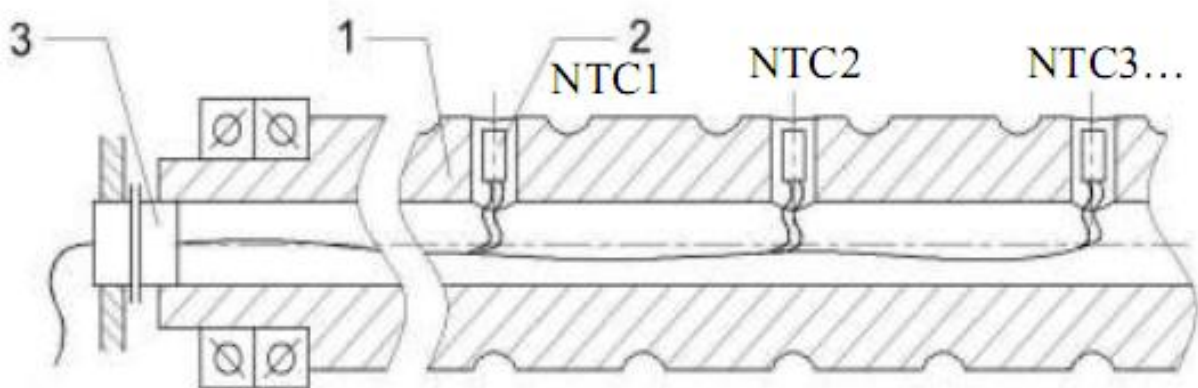
Na zdjęciach poniżej zaprezentowano widok frezarki pionowej w paśmie podczerwieni oraz w paśmie widzialnym. Frezarka znajduje się w stanie równowagi termicznej z otoczeniem.



Rys. 5.1 Zjawisko odbicia promieniowania podczerwonego przez powierzchnie o dużym współczynniku refleksyjności a) pasmo podczerwone b) pasmo widzialne

Pozornie większa temperatura, poziomej powierzchni szlifowanego stołu oraz precyzyjnie szlifowanych śrub tocznych, jest wynikiem odbicia promieniowania pochodzącego od instalacji grzewczej. W zaistniałym przypadku zjawisko odbicia ma decydujący wpływ na wartość rejestrowanej temperatury refleksyjnych powierzchni, niezależnie od wartości temperatury odbijających się w refleksyjnej powierzchni ciał.

Z wyżej wymienionych przyczyn zdecydowano się na pomiar rozkładu temperatury w śrubie pociągowej za pomocą czujników dotykowych. W tym celu w śrubie wykonano przelotowy otwór osiowy oraz szereg otworów promieniowych (rys. 5.2). W otworach promieniowych za pomocą kleju termoprzewodzącego zamocowano rezystancyjne czujniki temperatury NTC (termistory). Przewody przyłączeniowe zostały wyprowadzone poprzez otwór osiowy. W celu zapewnienia możliwości swobodnego obrotu śruby przewody zostały połączone z urządzeniem pomiarowym poprzez obrotowe złącze elektryczne (rys. 5.3b).



Rys. 5.2 Schemat montażu czujników temperatury w śrubie napędowej: 1 – śruba, 2 – czujniki temperatury, 3 – obrotowy elektryczny konektor

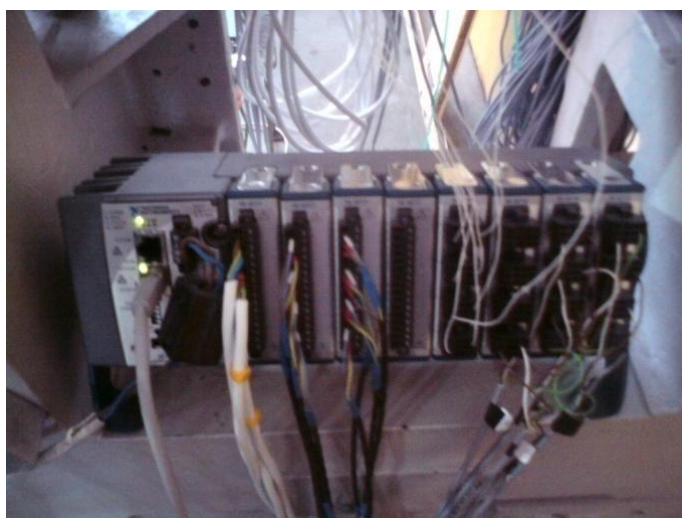


Rys. 5.3 a) czujnik temperatur zamontowany za pomocą kleju termoprzewodzącego w śrubie tocznej b) obrotowe złącze elektryczne zapewniające możliwość ruchu obrotowego układu czujników

Otwory, w których zamocowano czujniki temperatury, szczelnie wypełniono klejem termoprzewodzącym (rys. 5.3a). Wypierając powietrze zapewnia on wysoką przewodność cieplną pomiędzy czujnikiem a ciałem którego temperatura jest mierzona. Zabezpiecza on również czujniki przed szkodliwym wpływem czynników zewnętrznych. W celu zabezpieczenia przewodów przed przetarciem lub przecięciem o wewnętrzne ściany otworu w efekcie ruchu wymuszonego ich bezwładnością w obracającej się śrubie, otwór osiowy wypełniono szczelnie silikonem.

5.2 Projekt warstwy informatycznej systemu KSP

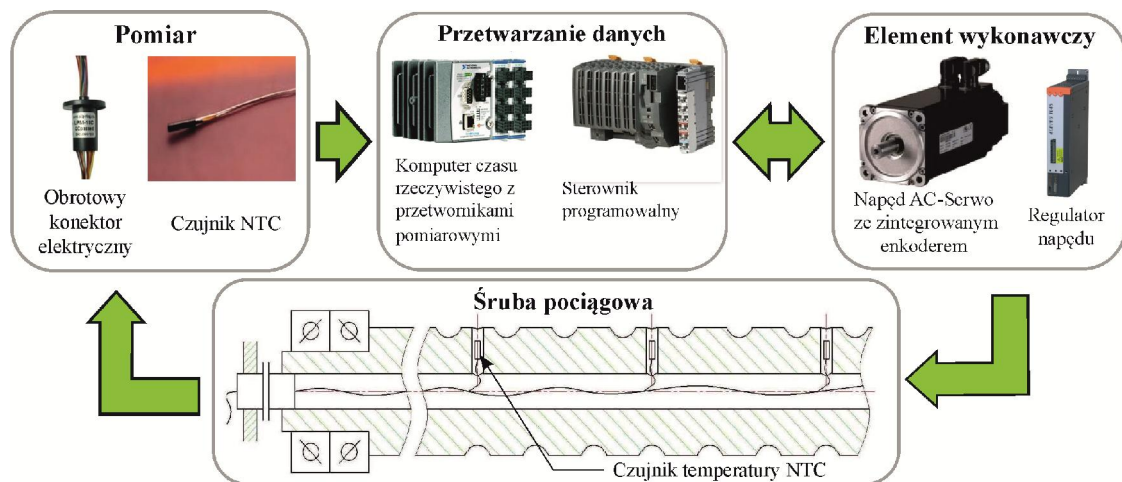
W zaproponowanym układzie pomiarowym rezystancyjny sygnał temperaturowy mierzony, przez czujniki NTC zamontowane w śrubie tocznej, rejestrowany był za pośrednictwem modułów akwizycji danych NI 9219 firmy National Instruments. Są to uniwersalne, cztero kanałowe, analogowe, 24-bitowe przetworniki będące zdolne do pomiarów rezystancji w zakresie do 10k Ω . Pomiar temperatury powietrza oraz korpusów wykonywany był za pomocą standardowych czujników platynowych Pt-100. Do rejestrowania tych danych wykorzystano moduły NI 9217. Dla usunięcia wpływu oporności okablowania na pomiar czujnikami Pt-100 wykorzystano 3 przewodowe połączenie czujników z przetwornikami pomiarowymi. Moduły NI 9217 wyposażone są w automatyczną kompensację tej oporności. Na rysunku 5.4 przedstawiono zdjęcie ukazujące rozmieszczenie modułów akwizycji danych w komputerze czasu rzeczywistego NI cRIO 9022.



Rys. 5.4 Przenośny komputer czasu rzeczywistego NI cRIO 9022 z modułami akwizycji danych

Rejestrowane dane przesyłane były poprzez interfejs ITP-UDP z przenośnego komputera czasu rzeczywistego do sterownika PLC osi CNC. Do tego celu wykorzystano architekturę klient-serwer zaimplementowaną na obu wymienionych urządzeniach. Na rysunku 5.5 przedstawiono schematycznie drogę obiegu sygnałów w układzie.

W zastosowaniach przemysłowych sposób akwizycji danych uzależniony jest od oferowanych przez producenta systemu sterowania odpowiednich modułów pomiarowych. Należy pamiętać, że zwykle najdogodniejszym oraz najbardziej niezawodnym rozwiązaniem jest zastosowanie modułów zalecanych bezpośrednio przez producenta systemu sterowania.

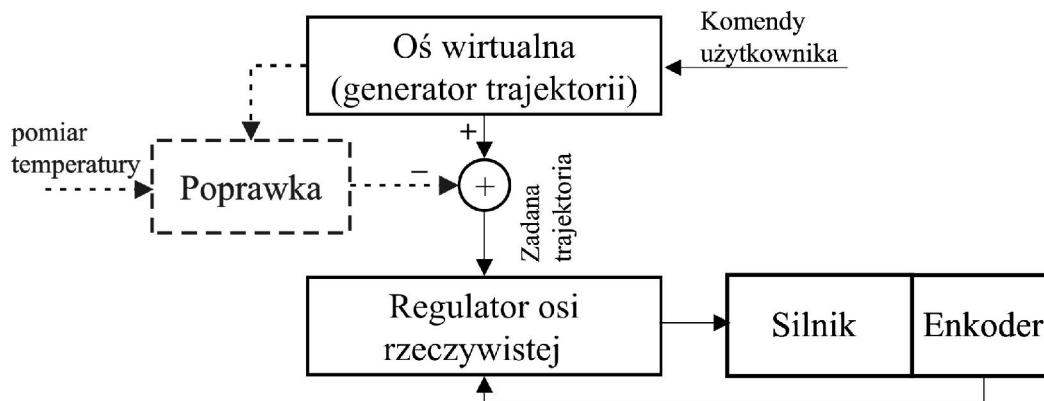


Rys. 5.5 Schemat akwizycji, przesyłu i przetwarzania danych w układzie kompensacji odkształceń cieplnych śruby pociągowej

W systemie KSP zaimplementowano moduł obliczający poprawkę położenia osi napędowej CNC na podstawie modelu odkształceń śruby pociągowej. Ponieważ model wymaga znajomości bieżącego położenia osi napędowej korzystnym było jego zaimplementowanie bezpośrednio w sterowniku PLC osi CNC (sterownik firmy: Bernecker & Rainer, typ: X20 1481).

Algorytm układu sterowania zawierający korektę odkształceń cieplnych został stworzony w oparciu o strukturę wirtualnych osi (rys. 5.6). Architektura osi wirtualnych została zaimplementowana przez firmę B&R w celu precyzyjnej synchronizacji wieloosiowych napędów [127]. W takim rozwiązaniu oś wirtualna, będąca jedynie tworem programowym jest jednostką nadrzędną dla podległych rzeczywistych jednostek fizycznych - sprzętowych. Wysyłanie, za pośrednictwem interfejsu Powerlink w odstępach 400µs, z jednostki programowej zadanego położenia do jednostek podległych (sprzętowych) zapewnia synchronizację napędów podległych.

W zaproponowanym rozwiązaniu zaimplementowano zmodyfikowany wariant opisanej struktury. Różnica polegała na dodawaniu pewnej wartości, zwanej poprawką, na drodze sygnału położenia pomiędzy osią wirtualną a osią rzeczywistą. Wprowadzona w ten sposób wartość pozwala na modyfikację położen wypracowanych poprzez generator trajektorii osi rzeczywistej (rys. 5.5).



Rys. 5.6 Metoda implementacji korekty położenia w układzie sterowania

W wykonanym rozwiązaniu zaimplementowano dwie struktury sterowania osiami napędowymi. Pierwsza została wykonana z wykorzystaniem bibliotek B&R ARNCO [127]. Implementuje ona korektę termiczną w sposób niezauważalny dla operatora obrabiarki. Zawiera ona w sobie pełną strukturę interpretera G-codu, generatora trajektorii, regulatora napędów oraz złożone struktury kompensacji błędów geometrycznych. W tej wersji utworzono wirtualną, 3 osiową strukturę CNC wysyłającą zadane położenia do podległych jednostek działających w układzie nadążnym. Zadawane położenia są sumowane z obliczonymi w odpowiednich modułach korektami odkształceń cieplnych. W ten sposób umożliwiono wprowadzanie poprawek w torze sterowania napędami.

W rozwiązaniu drugim, ze względu na prostotę aplikacji odpowiednim dla celów badawczych, posłużono się architekturą „Motion Control” zawartą w bibliotekach ACP10 [127]. Ma ona strukturę zorientowaną obiektowo. Podstawowe obiekty (NC Objects) podzielone są na podobiekty (Subjects), którymi można zarządzać poprzez zdefiniowane do tego celu klasy (NC Actions). Strukturę wirtualnej osi napędowej przedstawiono na rysunku 5.7.

ACP10VAXIS typ			
limit			Limit value
parameter			Parameters
t_jolt	0	s	Jolt time
move			Movement
stop			Stop Movement
parameter[0]			Parameters
decel_ramp	ncA_MOVE		Deceleration ramp
parameter[1]			Parameters
decel_ramp	ncA_MOVE		Deceleration ramp
parameter[2]			Parameters
decel_ramp	ncA_MOVE		Deceleration ramp
parameter[3]			Parameters
decel_ramp	ncA_MOVE		Deceleration ramp
homing			Homing procedure
parameter			Parameters
s	0	Units	Reference position
basis			Basis state
parameter			Parameters
v_pos	10000	Units/s	Speed in positive direction
v_neg	10000	Units/s	Speed in negative direction
a1_pos	50000	Units/s	Acceleration in positive direction
a2_pos	50000	Units/s	Deceleration in positive direction
a1_neg	50000	Units/s	Acceleration in negative direction
a2_neg	50000	Units/s	Deceleration in negative direction
message			Messages (errors, warnings)
text			Text determination for current message record
parameter			Parameters
format	ncBREAK		Format
columns	80		Columns
data_modul	acp10etxen		Name of the data module

Rys. 5.7 Struktura wirtualnej osi napędowej B&R, biblioteki ACP10

Wywołując metody zdefiniowane w klasie ACP10VAXIS można sterować ruchem wirtualnej osi. Definiując właściwości tego obiektu określa się np. domyślne wartości przyspieszenia, prędkości ruchu.

Obiekt ACP10AXIS (rys. 5.8) posiada rozbudowane w stosunku do obiektu ACP10VAXIS właściwości. Definiując parametry tego obiektu określa się także cechy fizyczne sterowanego układu. Obiekt ACP10AXIS umożliwia zdefiniowanie poziomu sygnałów wyłączników krańcowych i bezpieczeństwa, rozdzielczości przetwornika obrotowo-impulsowego (ang. encoder), wartości statycznej korekcji położenia czy nastaw regulatorów. Przedstawione nastawy regulatora PID (rys. 5.8) dobrano posługując się inżynierską metodą Zieglera-Nicholsa.

ACP10AXIS typ			
dig_in			Digital Inputs
level			Active Input Level
reference	ncACTIV_HI		Reference switch
pos_hw_end	ncACTIV_LO		Positive HW end switch
neg_hw_end	ncACTIV_LO		Negative HW end switch
trigger1	ncACTIV_HI		Trigger1
trigger2	ncACTIV_LO + ncQUICKSTOP		Trigger2
encoder_if			Encoder Interface
parameter			Parameters
count_dir	ncSTANDARD		Count direction
scaling			Scaling
load			Load
units	32000	Units	Units at the load
rev_motor	1		Motor revolutions
limit			Limit value
parameter			Parameters
controller			Controller
mode	ncPOSITION		Mode
position			Position Controller
kv	1000.0	1/s	Proportional amplification
tn	0.05	s	Integral action time
t_predict	0.0008	s	Prediction time
t_total	0.0008	s	Total time
p_max	1000000.0	Units/s	Maximum proportional action
i_max	1000000.0	Units/s	Maximum integral action
speed			Speed Controller
kv	1.0	Asec/...	Proportional amplification
tn	0	s	Integral action time
t_filter	0.0	s	Filter time constant
isq_filter1			ISQ Filter1
isq_filter2			ISQ Filter2
isq_filter3			ISQ Filter3
uf			U/f Control
ff			Feed Forward Control
move			Movement
message			Messages (errors, warnings)

Rys. 5.8 Struktura rzeczywistej osi napędowej B&R, biblioteki ACP10

Metody zdefiniowane w obiekcie ACP10AXIS odpowiadają metodom zdefiniowanym w obiekcie ACP10VAXIS. Pozwalając one na sterowanie ruchem osi. Aby zdefiniować tryb nadążny osi rzeczywistej koniecznym jest załączenie ruchu osi rzeczywistej w trybie: „MoveCyclic” oraz przypisanie do wartości zadanego położenia osi rzeczywistej, wartości położenia osi wirtualnej. Po zaimplementowaniu wyżej opisanych ustawień użytkownik wydaje komendy kierowane do osi wirtualnej. Ruchy osi rzeczywistej odtwarzają ruchy w jakie wprawiana jest oś wirtualna.

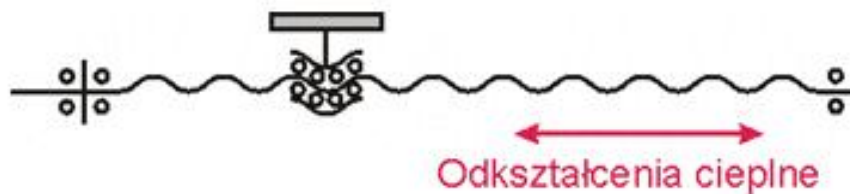
W warstwie sprzętowej obu wersji oprogramowania posłużono się sterownikiem programowalnym B&R z rodziny X20 ze względu na jego łatwą konfigurowalność. Wykorzystano procesor CP1481-1 zapewniający odpowiednią wymaganą aplikacyjnie częstotliwość pracy. Sterownik za pośrednictwem protokołu PowerLink komunikował się z

falownikiem ACOPOS sterującym wektorowo silnikiem B&R AC-SERVO. Sprzężenie zwrotne pomiędzy silnikiem a regulatorem zostało zapewnione poprzez zamontowany na wale silnika przetwornik obrotowo-impulsowy, z którego dane przesyłane były poprzez interfejs EnDat do wspomnianego wcześniej falownika.

Należy wspomnieć, że wdrożona architektura była podyktowana względami badawczymi. Znaczne uproszczenie architektury można uzyskać poprzez zainstalowanie odpowiednich modułów akwizycji danych bezpośrednio w sterowniku PLC maszyny CNC.

5.3 Model odkształceń cieplnych dla śruby bez napięcia wstępnego

Do wyznaczenia wartości korekt odkształceń cieplnych dla śrub pociągowych bez napięcia wstępnego zaprojektowano model jednowymiarowy odkształceń pręta o niejednorodnej temperaturze. Zaprojektowany model odkształceń cechuje się małym kosztem obliczeniowym, co jest własnością pożądaną dla jego implementacji w systemie sterowania maszyny CNC, oraz dużą dokładnością. Na rysunku 5.9 przedstawiono schemat modelowanego układu.



Rys. 5.9 Schemat mechaniczny osi posuwu z przekładnią śrubową, łożyskowanie w układzie węzeł ustalający – węzeł swobodny

Zaprezentowany w niniejszym rozdziale model matematyczny odkształceń śruby pociągowej korzysta z bezpośrednich pomiarów temperatury z czujników rozmieszczonych wzdłuż osi śruby. Dotyczy on układu z jednym węzłem ustalającym i jednym pływającym. Układ taki często stosowany jest w pionowych osiach napędowych obrabiarek. Funkcja temperatury $T(x)$ śruby wzdłuż osi śruby została interpolowana sklejanymi funkcjami liniowymi. Wartości funkcji dla pojedynczego przedziału $x \in (x_i \div x_{i+1})$ opisana jest

zależnością (5.2). Wartości funkcji w węzłach $T(x_i)$ odpowiadają bezpośrednio wskazaniom czujników:

$$T(x) = \frac{T(x_{i+1}) - T(x_i)}{x_{i+1} - x_i} (x - x_i) + T(x_i) , \quad (5.2)$$

przy czym:

$$\theta(x) = T(x) - T_{odn} , \quad (5.3)$$

oraz

$$\delta(x) = \alpha \cdot \int_0^{x_z} \theta(x) dx , \quad (5.4)$$

gdzie:

$\delta(x)$ – odkształcenie cieplne śruby w funkcji odległości środka nakrętki od łożyska ustalającego [μm],

$\theta(x)$ – nadwyżka temperatury ponad temperaturę odniesienia T_{odn} [$^{\circ}\text{C}$],

T_{odn} – temperatura, dla której zostały zmierzone odchyłki pozycjonowania, gdy maszyna była w równowadze termicznej z otoczeniem [$^{\circ}\text{C}$],

x – współrzędna wzdłuż osi śruby, początek współrzędnej w łożysku ustalającym [mm],

x_z – aktualne położenie nakrętki [mm],

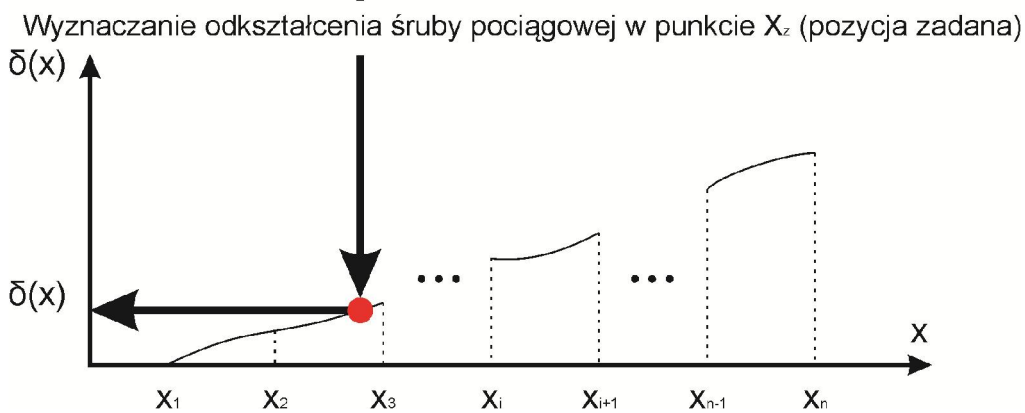
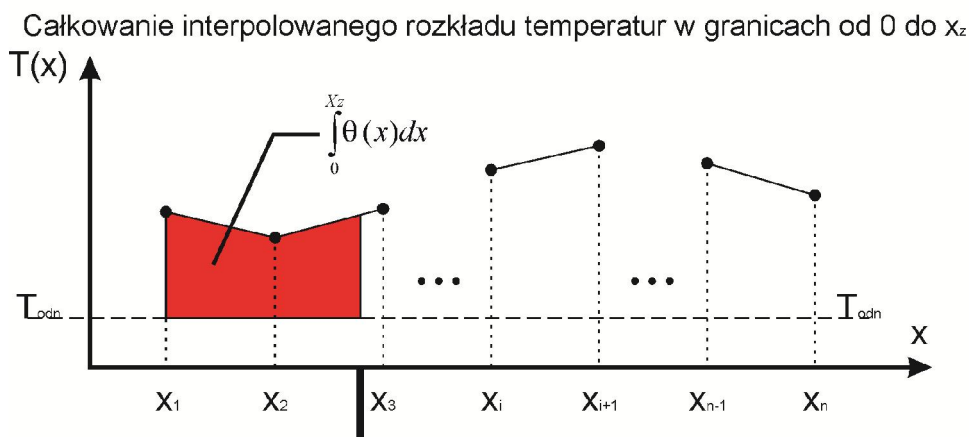
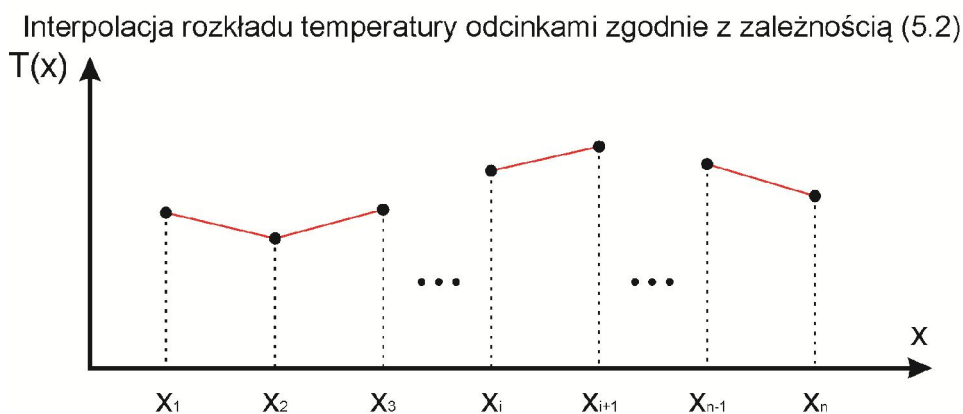
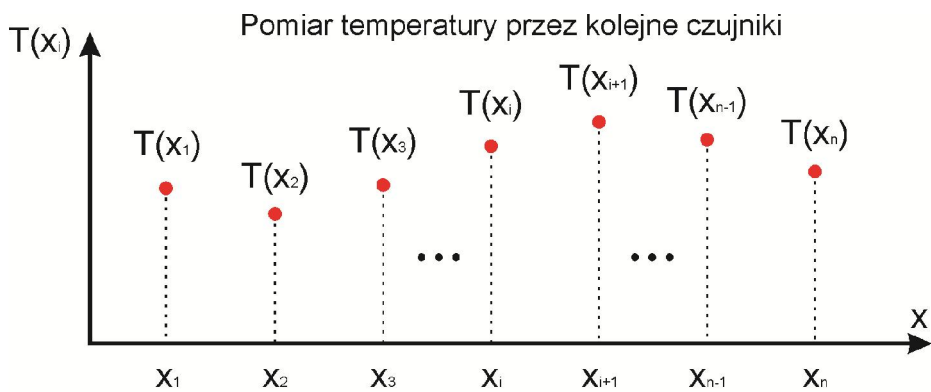
x_i – położenie i-tego czujnika temp. w układzie osi maszyny [mm] ,

$T(x)$ – temperatura śruby w funkcji odległości [$^{\circ}\text{C}$],

$T(x_i)$ – temperatura zmierzona przez i-ty czujnik [$^{\circ}\text{C}$],

α – współczynnik rozszerzalności cieplnej materiału śruby [$\frac{\mu\text{m}}{\text{mm} \cdot ^{\circ}\text{C}}$].

Na rys. 5.10 zilustrowano kolejne kroki procedury wyznaczania wartości wydłużenia cieplnego śruby pociągowej dla wybranej wartości położenia nakrętki. Pole obszaru pod interpolowaną funkcją temperatury (zaznaczone na czerwono) pomnożone przez wartość współczynnika liniowej rozszerzalności cieplnej daje poszukiwaną wartość odkształcenia śruby pociągowej dla określonej pozycji nakrętki.



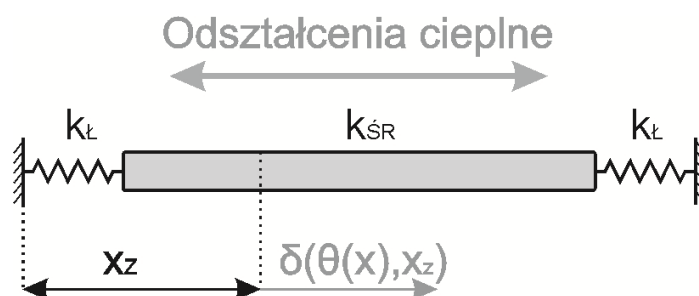
Rys. 5.10 Ilustracja kolejnych kroków procedury wyznaczania wartości wydłużenia cieplnego śruby pociągowej w wybranym położeniu nakrętki

Obliczenie metodą MES odkształceń cieplnych całego zespołu osi napędowej ukazuje, że na tle pozostałych elementów tego zespołu odkształcenia cieplne śruby pociągowej osiągają wartości najbardziej znaczące. Stąd wynika ich decydujący wpływ dla dokładności pozycjonowania. Dla jeszcze dokładniejszego modelowania odkształceń cieplnych możliwe jest uwzględnienie także odkształceń pozostałych elementów korpusowych. W takim przypadku, ze względu na małe gradienty temperatury pozostałych elementów można traktować je jako bryły o jednorodnym rozkładzie temperatury i skoncentrowanych własnościach cieplnych. Taka metodyka, pozwala to na znaczne zredukowanie liczby punktów pomiarowych. W wykonywanych pomiarach (rozdział 6, 7, 8), gdy zaistniała taka konieczność, zawsze uwzględniano wartości odkształceń cieplnych elementów korpusowych poprzez pomiar ich temperatury i odpowiednią kompensację.

5.4 Model odkształceń cieplny dla śruby napiętej wstępnie

Wprowadzone w maszynie napięcie wstępnie śrub powoduje konieczność modyfikacji modelu odkształceń w stosunku do modelu zaprezentowanego w poprzednim rozdziale.

W zmodyfikowanym modelu nagrzewaną śrubę przybliża się jednowymiarowym prętem o stałym przekroju. Długość pręta L równa jest długości odcinka śruby pomiędzy łożyskami. Znajomość pola przekroju oraz moduł Younga materiału, z którego wykonana jest śruba, dostarcza informacji o sztywności wzdłużnej śruby $K_{\text{ŚR}}$. Sztywność węzłów łożyskowych $K_{\text{Ł}}$ jest nieliniową funkcją ich obciążenia. Z tego powodu oszacowanie sztywności łożysk wymaga znajomości tej charakterystyki, zwykle udostępnianej przez producenta, oraz znajomości wartości siły napinającej łożysko.



Rys. 5.11. Model śruby z napięciem wstępnym do symulacji odkształceń cieplnych

Przyjmując sztywność łożysk wynoszącą $k_{\text{Ł}}$ oraz sztywność wzdłużną śruby $k_{\text{ŚR}}$, można wyznaczyć wartość korekty odkształceń cieplnych δ dla danego punktu położenia stołu x_z . Wartość tego przesunięcia jest sumą trzech składników: przesunięcia wynikającego z

odkształceń sprężystych łożyska $\Delta_{\text{spr } \uparrow}$, przesunięcia wynikającego z odkształceń sprężystych rozważanej części śruby pociągowej $\Delta_{\text{spr cz } \uparrow}$, oraz przesunięcia wynikającego z odkształceń cieplnych rozważanej części śruby pociągowej $\Delta_{\text{term cz } \uparrow}$. Przez rozważaną część śruby pociągowej należy rozumieć odcinek śruby o długości x_z znajdujący się pomiędzy ułożyskowaniem a punktem środkowym nakrętki. Zapisując powyższy warunek otrzymujemy zależność (5.5):

$$\delta = \Delta_{\text{spr } \uparrow} + \Delta_{\text{spr cz } \uparrow} + \Delta_{\text{term cz } \uparrow} \quad (5.5)$$

Korzystając z zależności przedstawionej w poprzednim rozdziale, określającej wartość odkształceń cieplnych dla śruby bez napięcia wstępnego (5.4) otrzymuje się wartość wydłużenia cieplnego rozważanej części śruby:

$$\Delta_{\text{term cz } \uparrow} = \alpha \int_0^{x_z} \theta(x) dx, \quad (5.6)$$

gdzie:

α – współczynnik rozszerzalności cieplnej [$\frac{\mu m}{m \cdot ^\circ C}$],

x – współrzędna wzdłuż osi śruby, początek współrzędnej w węźle łożyskowym [m],

x_z – położenie stołu, odległość pomiędzy ułożyskowaniem a środkiem nakrętki [m],

$\theta(x)$ – nadwyżka temperatury śruby w stosunku do temperatury otoczenia [$^\circ C$].

Natomiast całkowite wydłużenie cieplne śruby wynosi:

$$\Delta_{\text{term } \uparrow} = \alpha \int_0^L \theta(x) dx, \quad (5.7)$$

gdzie:

L – długość śruby pomiędzy ułożyskowaniem [m].

Odkształcenie sprężyste łożysk wynosi:

$$\Delta_{\text{spr } \uparrow} = \frac{K_{ZAS}}{K_L} \cdot \Delta_{\text{term } \uparrow}, \quad (5.8)$$

gdzie:

K_L – sztywność węzła łożyskowego [N/m],

K_{ZAS} – sztywność zastępcza [N/m] (5.10).

Odkształcenie sprężyste rozważanej części śruby, przy założeniu liniowości odkształceń sprężystych śruby pociągowej, wynosi:

$$\Delta_{\text{spr cz } \uparrow} = \frac{x_z}{L} \frac{K_{ZAS}}{K_{\text{SR}}} \cdot \Delta_{\text{term } \uparrow}, \quad (5.9)$$

gdzie:

K_{SR} – sztywność wzdłużna śruby tocznej [N/m].

K_{ZAS} – sztywność zastępcza [N/m] (5.10),

przy czym:

$$\frac{1}{K_{ZAS}} = \frac{1}{K_L} + \frac{1}{K_{SR}} + \frac{1}{K_L}. \quad (5.10)$$

Po podstawianiu zależności (5.6)-(5.10) do równania (5.5) otrzymuje się zależność opisującą wartość korekty odkształceń cieplnych śruby pociągowej w funkcji jej stanu temperaturowego oraz położenia stołu:

$$\delta(\theta(x), x_N) = -\frac{1}{K_L \left(\frac{2}{K_L} + \frac{1}{K_{SR}} \right)} \alpha \int_0^L \theta(x) dx - \frac{x_Z}{L} \frac{1}{K_{SR} \left(\frac{2}{K_L} + \frac{1}{K_{SR}} \right)} \alpha \int_0^L \theta(x) dx + \alpha \int_0^{x_Z} \theta(x) dx, \quad (5.11)$$

gdzie:

δ – poprawka kompensująca odkształcenia termiczne obrabiarki CNC [μm],

$\theta(x)$ – nadwyżka temperatury wyrażona zależnością (5.12) [$^{\circ}\text{C}$],

$$\theta(x) = T(x) - T_{\text{odn}}, \quad (5.12)$$

gdzie:

$T(x)$ – temperatura śruby w funkcji odległości [$^{\circ}\text{C}$],

T_{odn} – temperatura gdy maszyna była w równowadze termicznej z otoczeniem [$^{\circ}\text{C}$],

zgodnie z normą PN-EN ISO 1:2004 temperatura ta powinna wynosić 20°C

Przybliżając funkcję nadwyżki temperatury sklejającymi funkcjami liniowymi w każdym ze sklejanych przedziałów $x \in (x_i; x_{i+1})$ otrzymamy zależność:

$$\theta_{\text{aprosks}}(x) = \frac{\theta(x_{i+1}) - \theta(x_i)}{x_{i+1} - x_i} (x - x_i) + \theta(x_i), \quad (5.13)$$

gdzie:

$\theta_{\text{aprosks}}(x)$ – aproksymowana funkcja nadwyżki temperatury [$^{\circ}\text{C}$],

$\theta(x_i)$ – nadwyżka temperatury zmierzona przez i-ty czujnik [$^{\circ}\text{C}$],

x_i – współrzędna i-tego czujnika temperatury [m].

Wartościom powyższej funkcji w punktach mocowania czujników odpowiadają wartości nadwyżki temperatury zarejestrowane przez czujniki zamontowane w śrubie.

Alternatywą do zaprezentowanego sposobu modelowania jest modelowanie odkształceń cieplnych śrub z pomocą sieci neuronowych. Metoda ta cechuje się bardzo dobrymi zdolnościami aproksymacyjnymi. Posiada ona szerokie pasmo zastosowań [20, 91, 26, 100, 41]. Jednak z jej użyciem związane są pewne niebezpieczeństwa. Pierwsze wynika ze słabych zdolności ekstrapolacyjnych modeli wykonywanych tą metodą. Wymaga się zatem od zestawu danych, na podstawie których generowana jest sieć neuronowa, aby obejmował graniczne wartości z przestrzeni danych wejściowych. Kolejnym niebezpieczeństwem, które

stoi przed twórcami modeli neuronowych, jest nieprzejrzystość ich struktury, utrudniająca właściwą weryfikację poprawności utworzonego modelu. Do nie wątpliwych zalet tej metody należy uznać istnienie opracowanych procedur uczących w postaci dostępnego, gotowego do użytkowania oprogramowania.

5.5 Procedura wyznaczania wymaganej liczby czujników w śrubie

Liczbę czujników potrzebnych do poprawnego funkcjonowania modelu odkształceń cieplnych śruby pociągowej można wyznaczyć za pomocą przedstawionej w niniejszym rozdziale procedury. W procedurze tej do oceny wymaganej liczby czujników zastosowano oryginalne kryterium bazujące na niepewności wyznaczania odkształceń cieplnych.

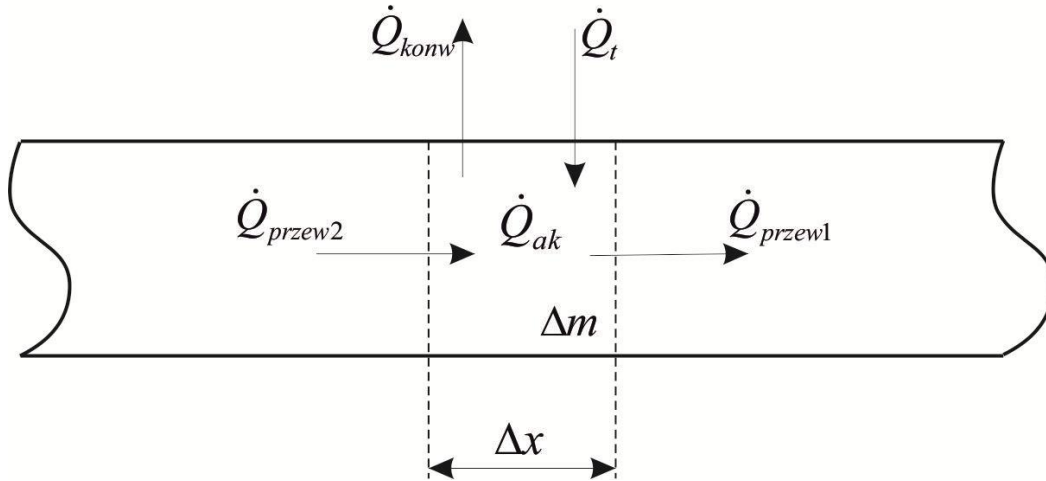
Przyjmując następujące założenia w odniesieniu do zagadnienia opisującego rozkład temperatury w śrubie:

- zagadnienie ma charakter jednowymiarowy (stosunek długości do średnicy śruby jest na tyle duży, że czyni to założenie uzasadnionym),
- współczynnik konwekcji na powierzchni śruby w rozpatrywanym przedziale jest stały,
- pole przekroju śruby jest stałe w rozpatrywanym przedziale,
- ilość powstającego na skutek tarcia ciepła jest stała w czasie,
- śruba jest zamocowana osiowo nieprzesuwnie w punkcie $x=0$ – węzeł ustalający, drugi węzeł jest przesuwny,
- temperatura otoczenia jest stała,

łatwo można wyprowadzić równania opisujące temperaturę danego układu.

5.5.1 Równania bilansu cieplnego

Bilans strumieni ciepła dla sytuacji opisanej powyższymi założeniami przedstawiono na rysunku 5.12.



Rys. 5.12 Bilans strumieni ciepła

Zgodnie z bilansem strumieni ciepła możemy zapisać układ równań:

$$\dot{Q}_{ak} = \dot{Q}_{przew2} - \dot{Q}_{przew1} - \dot{Q}_{konw} + \dot{Q}_t, \quad (5.14)$$

$$\dot{Q}_{ak} = c_p \cdot \Delta m \cdot \frac{\Delta \theta}{\Delta t}, \quad (5.15)$$

$$\dot{Q}_{przew1} = -k \cdot A \frac{\Delta \theta_1}{\Delta x}, \quad (5.16)$$

$$\dot{Q}_{przew2} = -k \cdot A \frac{\Delta \theta_2}{\Delta x}, \quad (5.17)$$

$$\dot{Q}_{konw} = h \cdot Obw \cdot \Delta x \cdot \theta, \quad (5.18)$$

$$\dot{Q}_t = \dot{q}_t \cdot \Delta x = \begin{cases} \frac{\Delta x}{L_{sn}} \dot{Q}_{t_{\text{śruba-nakrętka}}} & \text{dla } x \in \text{obszaru ruchu nakrętki} \\ \dot{q}_{t_{\text{łożysk}}} \cdot \Delta x & \text{dla } x \in \text{obszaru przylegania łożysk} \\ 0 & \text{dla } x \in \text{pozostałego obszaru} \end{cases}, \quad (5.19)$$

gdzie:

\dot{Q}_{ak} – strumień ciepła akumulowany w masie Δm [W],

\dot{Q}_{konw} – strumień ciepła wymieniany przez konwekcję [W],

\dot{Q}_{przew1} , \dot{Q}_{przew2} – strumień ciepła przewodzony w stali [W],

\dot{Q}_t – strumień ciepła dostarczany w skutek tarcia [W],

$\dot{Q}_{t_{\text{śruba-nakrętka}}}$ – strumień ciepła powstający w ułożyskowaniu: śruba-nakrętka [W],

\dot{q}_t – jednostkowy strumień ciepła powstający w wyniku tarcia, odniesiony do 1m [W/m],

$\dot{q}_{t_{\text{łożysk}}}$ – jednostkowy strumień ciepła powstającego w łożysku, odniesiony do 1m [W/m],

x – współrzędna, wzdłuż osi śruby [m],

c_p – pojemność cieplna stali [J/(kg · °C)],

Δm – masa odcinka śruby o długości Δx [kg],

t – czas [s],

θ – nadwyżka temperatury, zdefiniowana jako temperatura śruby pomniejszona o temperaturę otoczenia [°C],

k – współczynnik przewodzenia ciepła w stali [W/(m² · °C)],

h – współczynnik wnikania ciepła na powierzchni śruby [W/(m · °C)],

Obw – obwód śruby [m],

A – pole przekroju śruby [m²],

ρ – gęstość stali [kg/m³],

L_{sn} – długość obszaru ruchu nakrętki [m].

Układ równań (5.14-5.19) pozwala wyznaczyć zależność pomiędzy nadwyżką temperatury a czasem i współrzędną x w postaci równania różniczkowego cząstkowego (5.20) [30].

$$\rho A c_p \frac{\partial \theta(t, x)}{\partial t} = A k \frac{\partial^2 \theta(t, x)}{\partial x^2} - Obw h \theta(t, x) + \dot{q}_t \quad (5.20)$$

Rozwiązanie numeryczne równania (5.20) otrzymuję się poprzez zastosowanie komercyjnie dostępnych programów obliczeniowych typu: Mathematica, MatLab.

5.5.2 Oszacowanie wydłużenia cieplnego

Odształcenie cieplne śruby $\delta(x_z)$ w funkcji położenia ruchomego stołu można określić na podstawie poniższej zależności:

$$\delta(x_z) = \alpha \int_0^{x_z} \theta(x) dx, \quad (5.21)$$

gdzie:

$\delta(x_z)$ – odształcenie cieplne, w funkcji odległości od nieruchomego węzła [μm],

α – współczynnik wydłużenia cieplnego [$\mu\text{m}/\text{m}$],

x_z – chwilowe położenie osi napędowej (ruchomego stołu, patrz rys. 5.11 oraz rys. 5.15) [m],

x – współrzędna równoległa do osi śruby [m].

5.5.3 Kryterium

Niepewność wyznaczenia odkształcenia cieplnego zależy zarówno od niepewności pomiarowej $\Delta\theta(x)$, niepewności pomiarowej Δx_z , dokładności oszacowania współczynnika rozszerzalności cieplnej $\Delta\alpha$, oraz od przyjętej postaci funkcji aproksymującej rozkład temperatury.

$$\theta(x) = \hat{\theta}(x) + ER(\theta(x)), \quad (5.22)$$

gdzie:

$\theta(x)$ – rzeczywisty rozkład nadwyżki cieplnej [$^{\circ}\text{C}$],

$\hat{\theta}(x)$ – aproksymacja funkcji rozkładu nadwyżki cieplnej [$^{\circ}\text{C}$],

$ER(\theta(x))$ – popełniany błąd aproksymacji [$^{\circ}\text{C}$].

Ponieważ położenie można zmierzyć z dużą dokładnością za pomocą przetwornika obrotowo-impulsowego, składnik z nim związany jest nieznaczący. Wartość współczynnika rozszerzalności cieplnej powinna zostać wyznaczona doświadczalnie [52], z dokładnością zapewniającą poprawną pracę układu. Dla właściwego wyznaczenia liczby czujników potrzebnych dla prawidłowego działania układu kompensowania odkształceń cieplnych, zasadnicze znaczenie ma maksymalny błąd wynikający z postaci funkcji aproksymującej nadwyżkę temperatury.

W przypadku zastosowania aproksymacji $\hat{\theta}(x)$ w postaci linowych funkcji sklejanych, całka tej aproksymacji nosi miano kwadratury Newtona Cotesa, a maksymalny błąd wynikający z tej metody numerycznego całkowania podaje zależność [84]:

$$ER\left(\int \theta(x)dx\right) = -n_p \cdot \frac{L_p^3}{12} \max_{\xi \in (0+L)} \left(\left. \frac{\partial^2 \theta(x)}{\partial x^2} \right|_{x=\xi} \right), \quad (5.23)$$

gdzie:

L_p – szerokość dziedziny pojedynczej funkcji liniowej [m],

n_p – liczba sklejanych funkcji liniowych.

Wpływ tego błędu numerycznego całkowania na dokładność oszacowania odkształcenia cieplnego podaje zależność:

$$\Delta \delta_{\int \theta(x)dx} = \alpha \cdot ER\left(\int \theta(x)dx\right). \quad (5.24)$$

Po przekształceniu zależności (5.20) i pominięciu składnika związanego z dynamiką zmian temperatury, który dla rozpatrywanego układu jest dostatecznie mały, otrzymuje się zależność:

$$\frac{\partial^2 \theta(x)}{\partial x^2} = \frac{Obw h}{A k} \theta(x) - \frac{q_t}{A k} \quad (5.25)$$

Równania (5.23), (5.24) i (5.25) tworzą kryterium, które pomaga wyznaczyć konieczną liczbę równomiernie rozmieszczonych czujników. Wyprowadzone kryterium jest zależne od parametrów charakteryzujących daną oś napędową. Oczywistym jest, iż nieograniczone zwiększanie liczby czujników nie prowadzi do nieustannej poprawy dokładności systemu. Zwiększenie liczby czujników powoduje wzrost dokładności odwzorowania pola temperatury śruby, nie wpływając przy tym na błędy powstałe na skutek innych przyczyn. Zaleca się więc taki dobór liczby czujników, aby maksymalna niepewność odkształcenia cieplnego śruby wynikająca z zastosowanej aproksymacji funkcji temperatury była na poziomie innych składników budżetu niepewności.

5.5.4 Przykładowe zastosowanie kryterium

Poniżej zademonstrowano wykorzystanie opisanego kryterium na przykładzie pojedynczej osi napędowej. Parametry rozważanego układu przedstawiono w tabeli 5.1.

Tabela 5.1 Parametry fizyczne osi napędowej [50, 85]

Śruba toczna: VNB 2046-2962P	
Średnica nominalna x skok	40 mm x 16 mm
Długość całkowita	1210 mm
Długość „od łożyska do łożyska”	1082 mm
Planowana maksymalna prędkość ruchu	$v = 50 \text{ mm/s}$
Przybliżone obciążenie węzła łożyskowego	$P = 1600 \text{ N}$
Współczynnik przewodności cieplnej materiału śruby	$k = 60 \text{ W/m/}^\circ\text{C}$
Współczynnik wnikania ciepła na powierzchni śruby	$h = 6 \text{ W/m}^2/^\circ\text{C}$
Współczynnik pojemności cieplnej materiału śruby	$c_p = 460 \text{ KJ/kg/}^\circ\text{C}$
Gęstość materiału śruby	$\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$
Lepkość kinematyczna smaru w łożyskach	$\nu = 100 \text{ mm}^2/\text{s}$

Posługując się przedstawionymi zależnościami (4.8-4.12) otrzymujemy przybliżoną wartość momentu oporów ruchu oraz strumienia ciepła powstającego w pojedynczym węźle łożyskowym:

$$M_{t \text{ wezla} \text{ łożyskowego}} \approx 30 \text{ Nmm}, \quad (5.26)$$

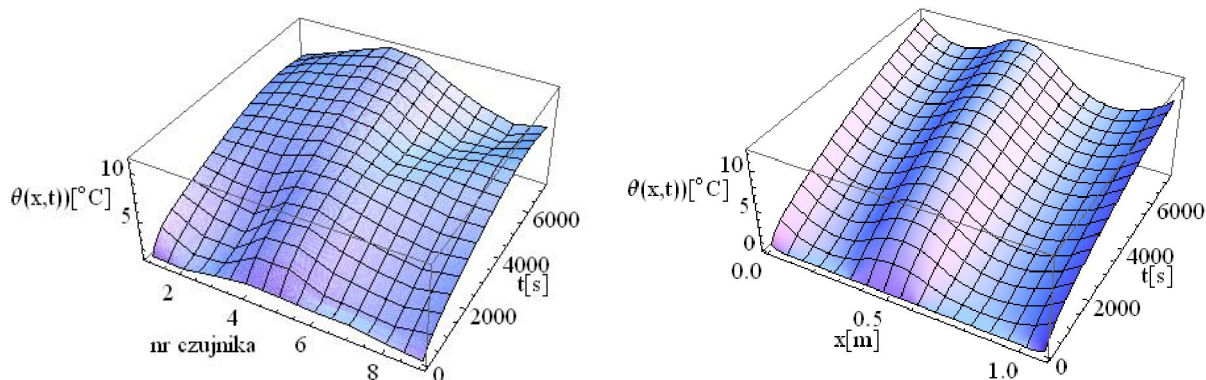
$$\dot{Q}_{t \text{ wezla} \text{ łożyskowego}} \approx 1.2 \text{ W}. \quad (5.27)$$

Producenci łożysk często oferują na swoich stronach gotowe arkusze kalkulacyjne ułatwiające obliczenie momentów tarcia łożysk [135, 128, 1_8]. Dla oszacowania ciepła generowanego w połączeniu łożyskowym śruba-nakrętka pomocne jest skorzystanie z danych producenta. Odczytany z rysunku wykonawczego przekładni AVIA VNB 2046-2962P przedział, w którym zawiera się moment oporowy wynosi:

$$M_{t \text{ nakr-sruba}} \approx 0,66 \div 1,23 \text{ Nm}, \quad (5.28)$$

$$\dot{Q}_{t \text{ nakretka-sruba}} \approx 13 \text{ W}. \quad (5.29)$$

Na podstawie parametrów (Tabela 5.1) oraz zależności (5.20) obliczono rozkład pola temperatury wzdłuż śruby pociągowej. W zaprezentowanym na rysunku 5.13b modelu rozkładu temperatury przyjęto a priori, iż połowa ciepła generowanego zarówno w nakrętce jak i węzłach łożyskowych przepływa do śruby tocznej, druga połowa zaś, przekazywana jest odpowiednio nakrętce bądź korpusowi. Moment oporowy w śrubie przyjęto na poziomie dolnej granicy przedziału (5.28). Porównanie rysunków 5.13a i 5.13b pozwala stwierdzić, iż wykonane obliczenia są dostatecznie dobre dla celów zgrubnego oszacowania pola temperatur śruby.



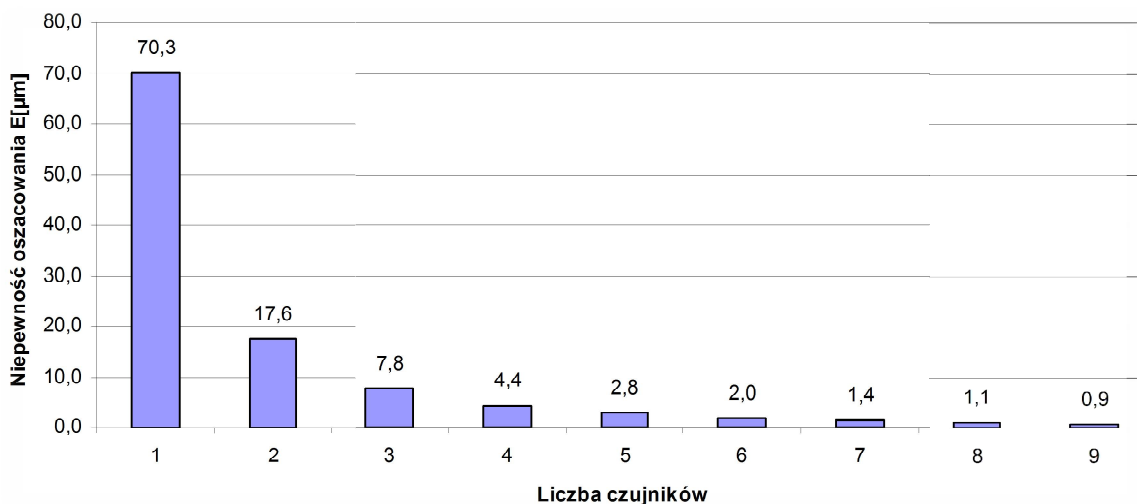
Rys. 5.13 a) Temperatury zmierzone przez czujniki podczas ruchu posuwisto-zwrotnego stołu osi napędowej, prędkość ruchu:

50mm/s, zakres: 150-300mm

b) Pole temperatury oszacowane analitycznie na podstawie danych przedstawionych w tabeli 1, obliczenia za pomocą programu

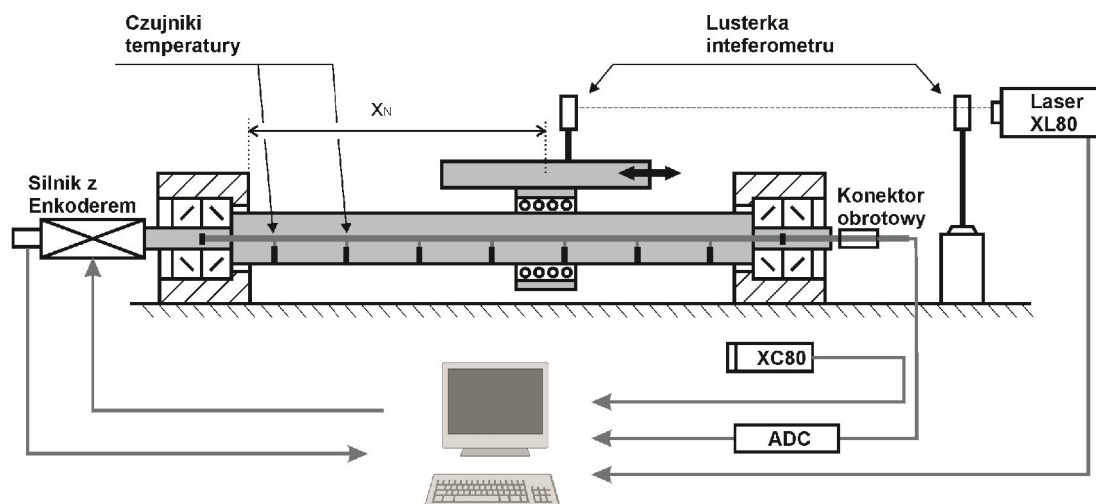
Mathematica

Układ równań (5.23-5.25) rozwiązany dla znanych parametrów, pozwala na obliczenie maksymalnej niepewności oszacowania rozszerzalności cieplnej śruby napędowej w zależności od liczby użytych czujników. Otrzymane wyniki przedstawiono na rysunku 5.14.



Rys. 5.14. Maksymalna niepewność oszacowania rozszerzalności cieplnej śruby napędowej, na podstawie zamodelowanego rozkładu temperatur

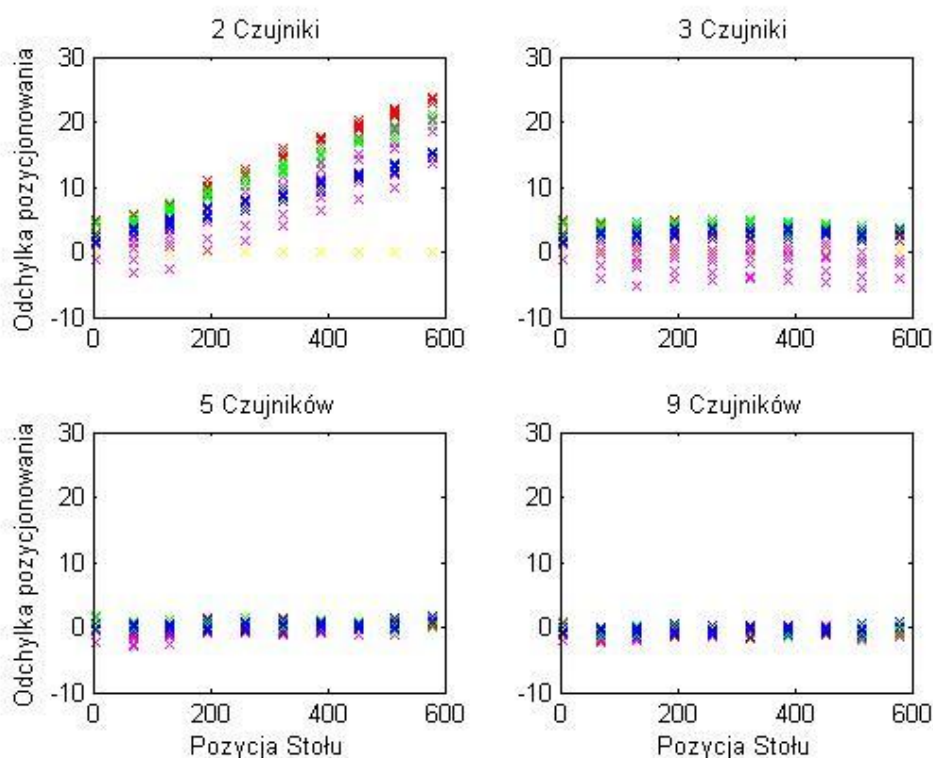
Posługując się stanowiskiem pomiarowym przeprowadzono doświadczalną weryfikację przedstawionego kryterium. Na rysunku 5.15 zaprezentowano schemat zastosowanego stanowiska. Wyczerpujący opis tego stanowiska pomiarowego można odnaleźć w rozdziale nr 6.



Rys. 5.15. Schemat stanowiska pomiarowego użytego dla weryfikacji zaprezentowanego kryterium

Procedurę weryfikacji przeprowadzono w sposób następujący. Interferometrem laserowym zmierzono błędy pozycjonowania powstałe podczas ruchu osi CNC posuwu liniowego na skutek nagrzewania się śruby. Jednocześnie rejestrowano stan temperaturowy śruby za pomocą czujników temperatury rozmieszczonych wzdłuż jej długości. Następnie obliczono wartości korekt odkształceń cieplnych, dla zarejestrowanych stanów temperaturowych oraz zarejestrowanych położań osi. Badano uzyskiwaną dokładność kompensacji odkształceń cieplnych przy zmianie liczby czujników użytych do interpolowania rozkładu temperatury śruby. Obliczeń dokonano na podstawie modelu zaprezentowanego w rozdziale 5.3. Dla zachowania jednakowych warunków przebiegu doświadczenia zmianę liczby czujników uzyskiwano w sposób programowy.

Korekty obliczono w 4 wariantach. W pierwszym wariantcie do interpolowania rozkładu temperatury użyto danych rejestrowanych przez dwa czujniki (nr 3 i 7). W kolejnych wariantach skorzystano odpowiednio z danych rejestrowanych przez czujniki nr: 1, 5, 9 (trzy czujniki); 1, 3, 5, 7, 9 (pięć czujników). W ostatnim wariantcie korzystano z danych rejestrowanych przez wszystkie dziewięć czujników zamontowanych w śrubie. Zarejestrowane w doświadczeniu odchyłki pozycjonowania pomniejszone o obliczone korekty oraz o składową błąd geometrycznego zaprezentowano na rysunku 5.16.



Rys. 5.16 Odchyłki pozycjonowania dla różnych temperatur

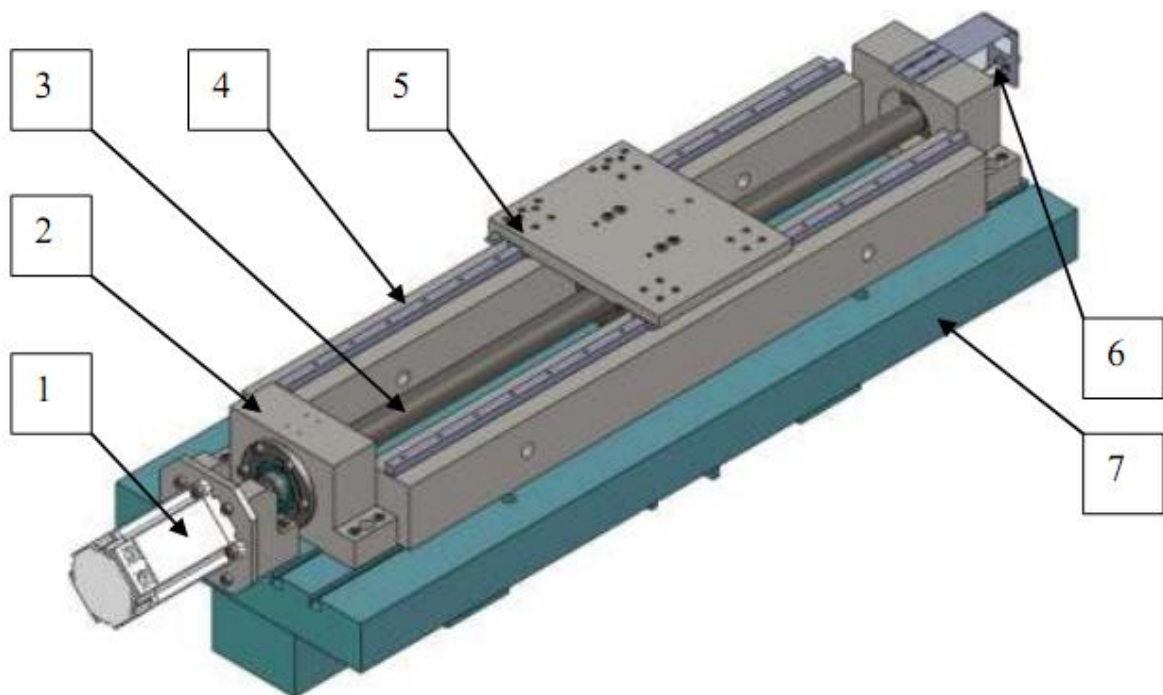
Błąd geometryczny został usunięty poprzez numeryczny zabieg, jakim było odjęcie od kolejnych zarejestrowanych serii wartości zmierzonych podczas pierwszego pomiaru. Dokładności pozycjonowania po wprowadzeniu korekty, w zależności od liczby użytych do kompensacji czujników, wynosiła odpowiednio: 26,9 μ m dla 2 czujników, 10,4 μ m dla 3 czujników, 4,6 μ m dla 5 czujników, 3,3 μ m dla 9 czujników. Przyjęta liczba czujników: 2, 3, 5, i 9 wynikała z możliwości fizycznej realizacji doświadczenia. Przypomnienia wymaga fakt, że podane dane zawierają także losowy składnik błędu pozycjonowania. Otrzymane wyniki potwierdzają słuszność przedstawionego kryterium.

6. Badania doświadczalne systemu KSP dla pojedynczej osi serwonapędowej

6.1 Budowa stanowiska badawczego

W celu wykonania badań eksperymentalnych odkształceń termicznych osi napędowej obrabiarki sterowanej numerycznie ze śrubą pociągową i zweryfikowania opracowanych modeli zaprojektowano specjalne stanowisko badawcze. Jego konstrukcja została wykonana na wzór nowoczesnej, powszechnie stosowanej osi posuwu zespołu korpusowego obrabiarki CNC.

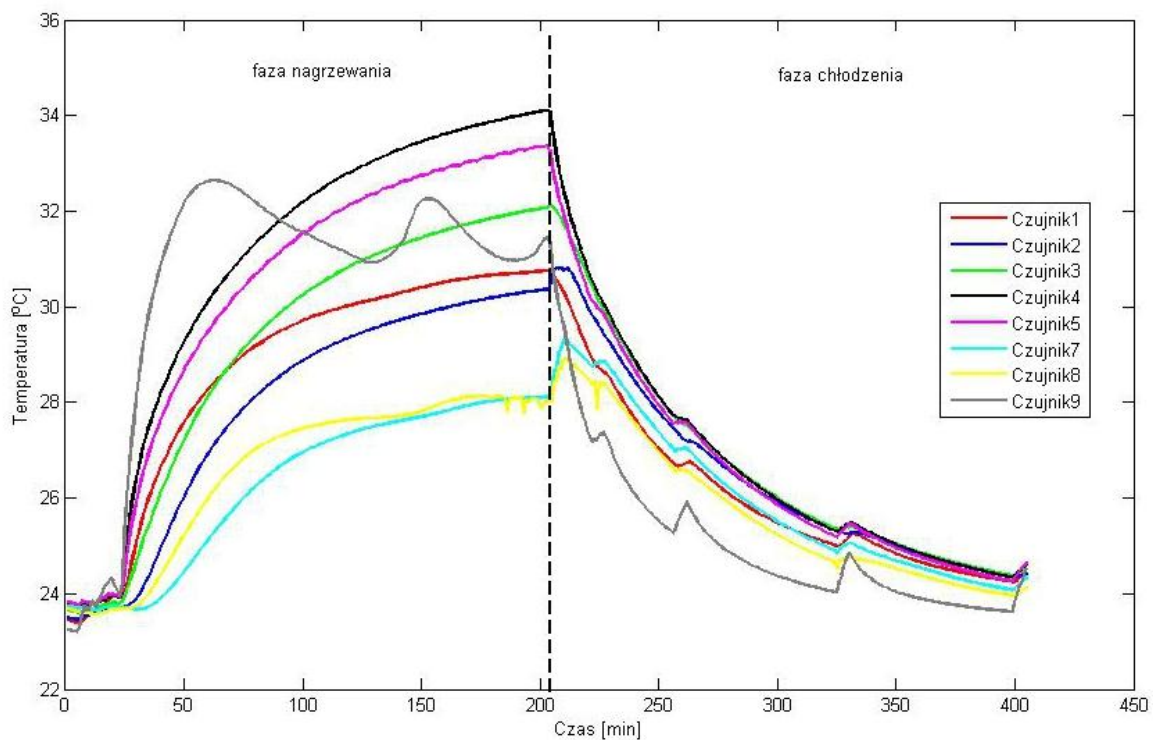
Zgodnie ze współczesnymi kierunkami rozwoju w dziedzinie automatyki i napędów, użyto silnika PMSM, charakteryzującego się wysoką sprawnością, z zamontowanym na wale przetwornikiem obrotowo-impulsowym pozwalającym na precyzyjne pozycjonowanie położenia kąтового.



Rys. 6.1 Projekt stanowiska badawczego do pomiaru błędów pozycjonowania stolika wywołanych termicznymi odkształceniami śruby pociągowej, 1 – silnik, 2 – podpora łożyskowa, 3 – śruba toczna z czujnikami temperatury, 4 – prowadnica toczna, 5 – stolik przesuwny, 6 – obrotowy elektryczny konektor, 7 – podstawa

Wykorzystana przekładnia śrubowa toczna pochodzi z seryjnie produkowanej frezarki: AVIA VC 760. W celu eliminacji luzu zwrotnego połączenie nakrętka-śruba jest napięte wstępnie. Użyte w zaprojektowanym stanowisku węzły łożyskowe są oryginalnymi węzłami z frezarki AVIA VC 760. Zastosowany układ pomiaru temperatury stanowiska, opisany szczegółowo w rozdziale 5, umożliwia wykonywanie badań podczas pracy urządzenia. Na rys. 6.2 przedstawiono przykładowe temperatury zarejestrowane podczas jednego z przeprowadzonych doświadczeń.

Tarcie występujące podczas przemieszczania się ruchomego stołu powoduje nagrzewanie się śruby napędowej. W fazie nagrzewania prawie wszystkie rejestrowane w punktach pomiarowych temperatury narastają wykładniczo, wyjątkiem jest jedynie odczyt czujnika numer 9 NTC0 umieszczonego bezpośrednio na węźle łożyskowym. Oscylacje temperatury na tym węźle powodowane są przez zmieniające się na skutek odkształceń cieplnych napięcie wężła łożyskowego.

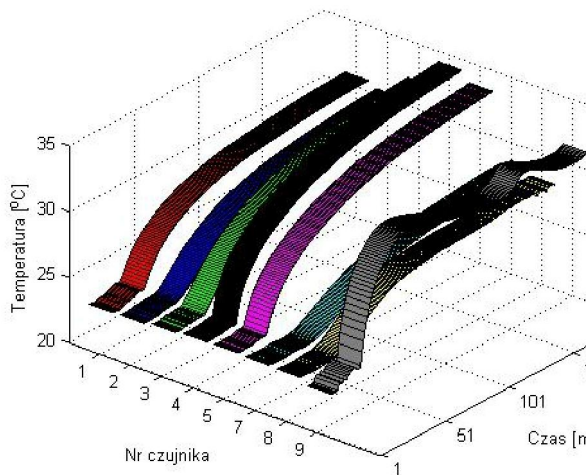


Rys. 6.2 Zarejestrowane podczas ruchu osi temperatury przez czujniki rezystancyjne NTC umieszczone w śrubie pociągowej. Zbocze narastające odpowiada rozgrzewaniu śruby za pomocą ruchu nakrętki po śrubie, zbocze opadające odpowiada zbieraniu pomiarów dokładności pozycjonowania

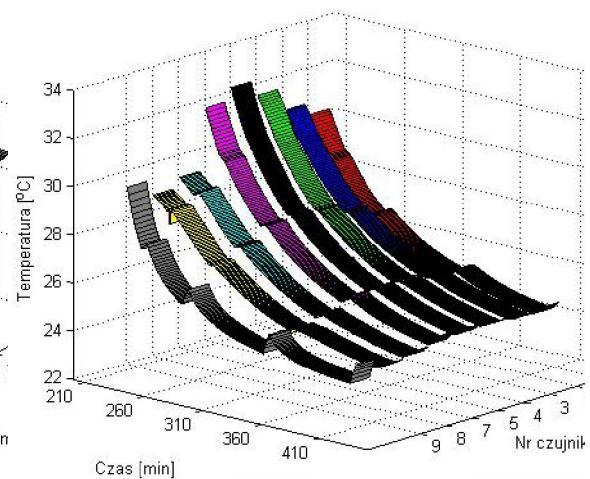
W fazie stygnięcia temperatury również opadają wykładniczo. Nieznaczne skoki temperatury obserwowane w fazie stygnięcia są wynikiem ruchów wykonywanych przez

ruchomy stół w celu przeprowadzenia procedury pomiaru dokładności pozycjonowania osi napędowej.

W celu lepszego zobrazowania przedstawionych danych, na rysunkach 6.3a oraz 6.3b zamieszczono widoki 3D zarejestrowanego stanu temperaturowego. Każdej z taśm odpowiada temperatura rejestrowana przez pojedynczy czujnik. Najwyższe temperatury rejestrowane są przez czujniki umieszczone bezpośrednio pod węzłami łożyskowymi oraz w obszarze ruchu nakrętki po śrubie tocznej.



Rys. 6.3a Zarejestrowane podczas ruchu osi temperatury, faza nagrzewania

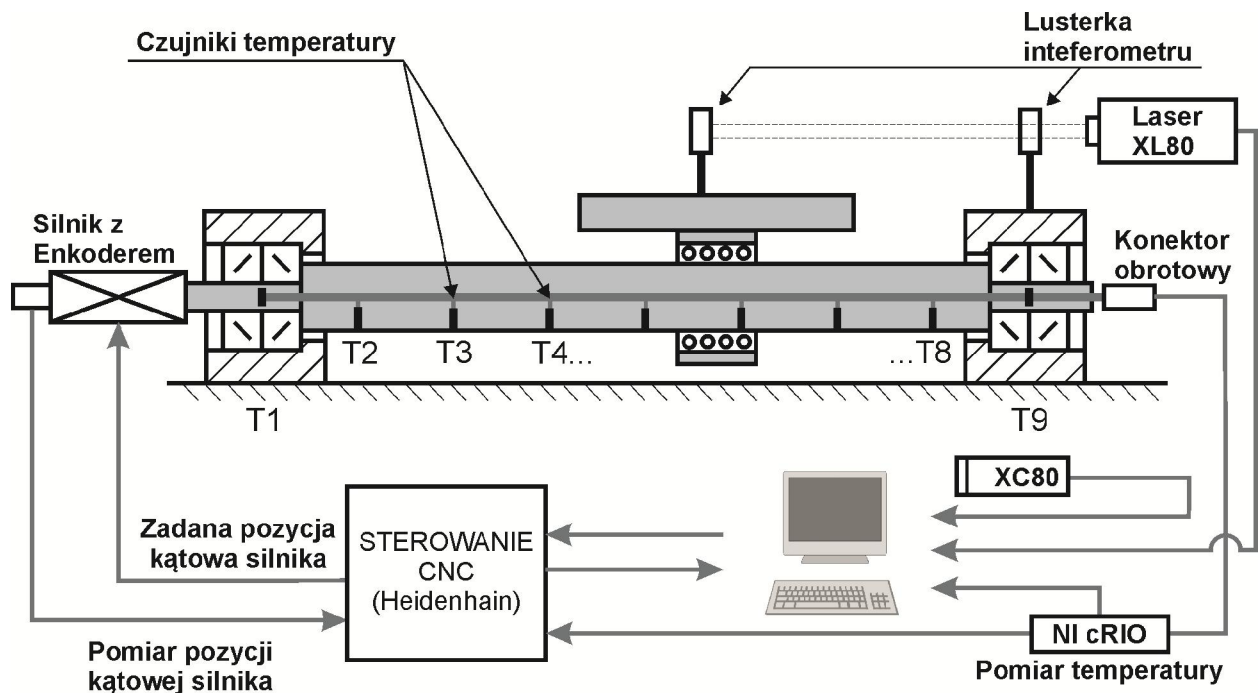


Rys. 6.3b Zarejestrowane podczas ruchu osi temperatury, faza stygnięcia

Na zaprezentowanym powyżej stanowisku (rys. 6.1) przeprowadzono cykl eksperymentów celem weryfikacji poprawności funkcjonowania systemu kompensacji odkształceń cieplnych. W trakcie eksperymentów nagrzewano śrubę za pomocą cyklicznych ruchów stołem. Następnie podczas stopniowego konwekcyjnego chłodzenia wykonywano pomiar dokładności pozycjonowania śruby przy pomocy interferometru laserowego. Przedstawione rysunki 6.2, 6.3a, 6.3b. stanowią przykładowy przebieg zarejestrowanego stanu temperaturowego śruby pociągowej podczas przeprowadzanego pomiaru.

Pomiar dokładności pozycjonowania wykonywano interferometrem laserowym Renishaw XL80. Zwierciadło półprzezroczyste umiejscowiono nieruchomo nad węzłem łożyskowym. Drugie zwierciadło zamocowano na ruchomym stole osi posuwu. Współpracujący z interferometrem kompensator XC80 został sprzęgnięty jedynie z czujnikiem ciśnienia, wilgotność i temperatury powietrza – pomiar temperatury stanowiska

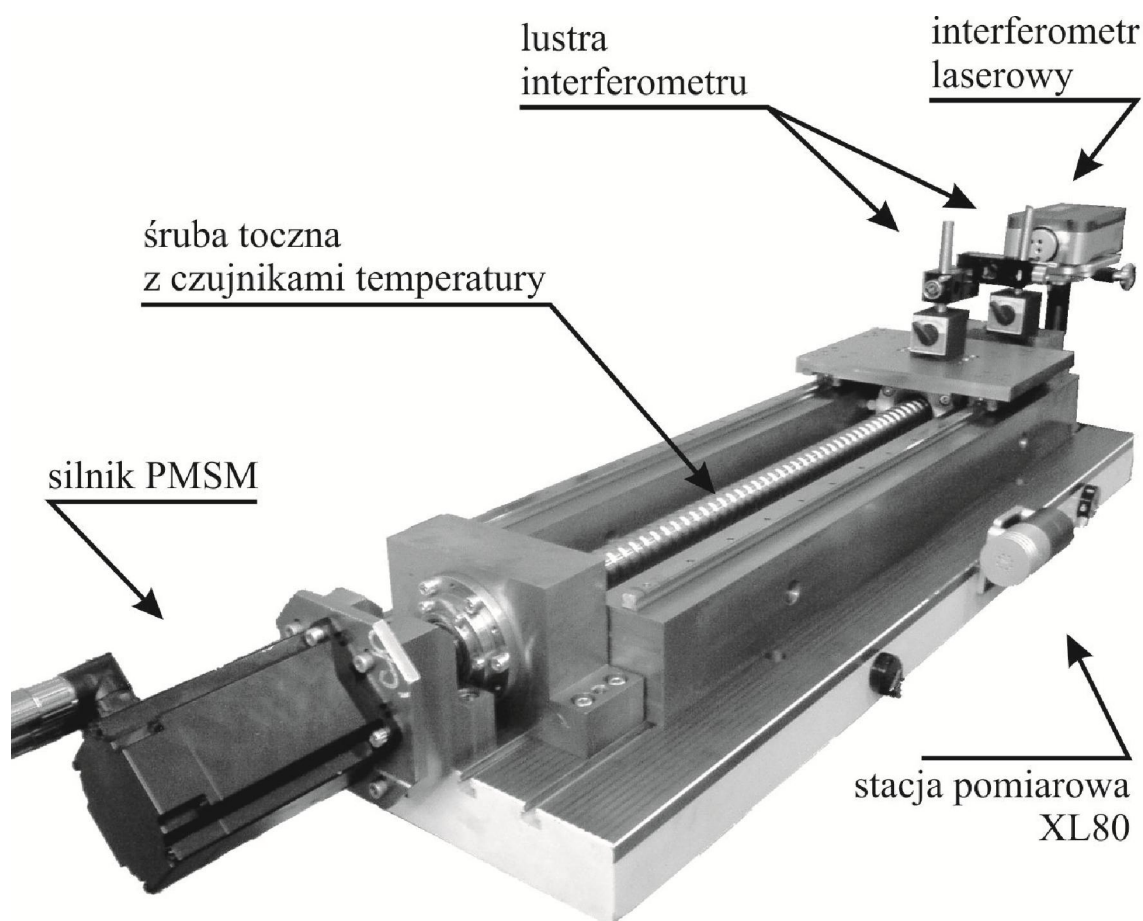
został wyłączony aby nie zakłócał pomiaru. Stanowisko pomiarowe zaprezentowano na rys. 6.3 oraz rys. 6.4.



Rys. 6.4 Schemat stanowiska pomiarowego do badań odkształceń cieplnych osi napędowej

Rozkład temperatury śruby pociągowej mierzony był za pomocą czujników umieszczonych w jej wnętrzu (patrz Rozdział 5.1). Do akwizycji pomiarów wykorzystano przetworniki firmy National Instruments. Dane o rejestrowanej temperaturze przeliczane były za pomocą odpowiedniego modelu (patrz Rozdział 5.3), zaimplementowanego w urządzeniu akwizycji danych firmy National Instruments, do postaci poprawki położenia osi napędowej. Zebrane pomiary przeliczono już wstępnie w urządzeniu akwizycji danych w celu uproszczenia interfejsu komunikacyjnego pomiędzy systemem sterowania a urządzeniem akwizycji danych. Do tego celu posłużono się wbudowanymi możliwościami obliczeniowych modułu pomiarowego National Instruments.

Dokładny opis urządzeń pomiarowych oraz sposobu implementacji poprawki w układzie sterowania przedstawiono w rozdziale 5.2.



Rys. 6.5 Zdjęcie stanowiska pomiarowego do badań odkształceń cieplnych osi napędowej

6.2 Badania doświadczalne dla układu bez napięcia wstępnego

W celu zbadania wpływu prędkości ruchu, jego zakresu, oraz powtarzalności procesu kompensacji wykonano serię pomiarów. Dla zachowania zgodności warunków doświadczenia z rzeczywistymi warunkami pracy, stanowisko nagrzewane było wyłącznie poprzez ciepło powstające wewnątrz układu na skutek tarcia. Nie stosowano obcych źródeł ciepła. Ruchy poruszającej się śruby, nakrętki, łożysk, silnika oraz stołu powodowały generowanie ciepła.

Ze względu na charakter procesu pomiaru dokładności pozycjonowania nie możliwym był pomiar dokładności działania układu kompensacji bezpośrednio podczas ruchów nagrzewających. Rejestracja odchyłki pozycjonowania w każdym z punktów pomiarowych wymaga zatrzymania ruchu osi napędowej na czas pomiaru. Z tego względu okresy cyklicznych ruchów nagrzewających przerywane były ruchami służącymi wykonaniu pomiaru. Przeprowadzone serie pomiarowe oraz ich parametry przedstawia tabela 6.1.

Tabela 6.1. Plan pomiarów

Nr serii	Czynność	Opis
1	Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	przed grzaniem
	Grzanie 1. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150 - 300 mm; v = 30 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
	Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
2	Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	przed grzaniem
	Grzanie 1. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150 - 580 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
	Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
3	Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	przed grzaniem
	Grzanie 1. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 0 - 580 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
	Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
	Grzanie 2. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150 - 300 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 5. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania 2.
	Pomiar 6. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania 2.
	Pomiar 7. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania 2.
Pomiar 8. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania 2.	
4	Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	przed grzaniem
	Grzanie 1. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150 - 300 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
	Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
	Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
	Grzanie 2. poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150 - 580 mm; v = 40 mm/s; czas trwania 2h
	Pomiar 5. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania 2.
	Pomiar 6. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania 2.
	Pomiar 7. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania 2.
Pomiar 8. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania 2.	

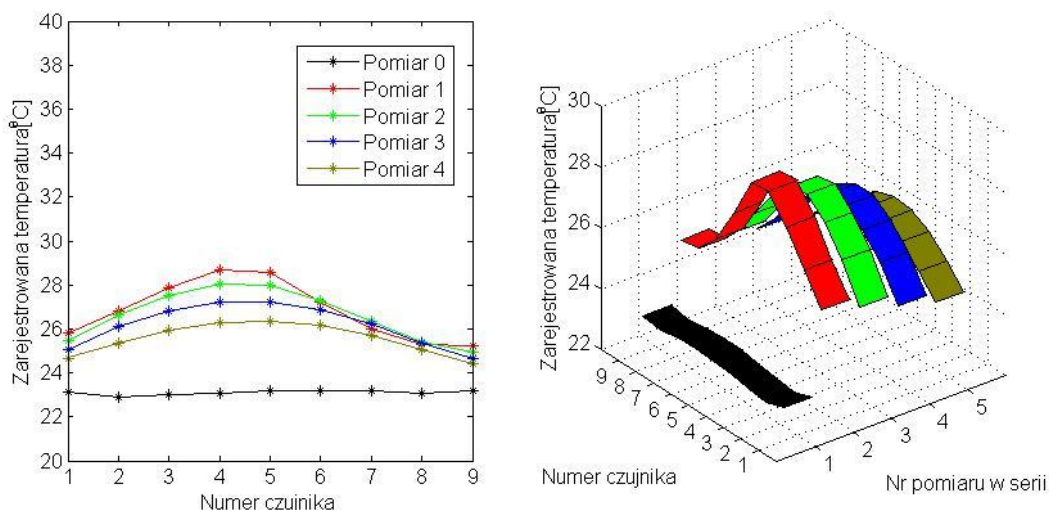
Każdy cykl pomiaru dokładności pozycjonowania składał się z 6 przejazdów (3 do pozycji końcowej i 3 do pozycji początkowej). W każdym przejeździe mierzono odchyłki pozycjonowania w 10 punktach pomiarowych. Zatem każdy pomiar składa się z 60 punktów. Na poniższych rynekach 6.6÷6.21, dla otrzymania ich większej czytelności, przedstawiono pomiary otrzymane w trakcie realizacji pojedynczego przejazdu w jedną stronę, składającego się z 10 punktów pomiarowych.

Ponieważ prezentowane poniżej pomiary zostały zarejestrowane podczas pojedynczych przejazdów w jedną stronę, prezentowane odchyłki są jednostronnymi odchyłkami pozycjonowania. Podczas zmieniania kierunku ruchu obserwowany jest błąd nawrotu, zwany wartością zwrotną osi (ang. backlash). Metody pomiaru oraz usuwania tego błędu są dobrze opisane w literaturze [78, 15, 92] i stanowią podstawowy element korekcji w układach sterowania CNC [127, 129]. Z tego powodu pominięto analizę tego czynnika niedokładności pozycjonowania. Niemniej wspomniana wartości została zmierzona. Zarejestrowana wartość zwrotna osi (ang. backlash) wynosiła 3 μm .

Ponieważ budżet błędu pozycjonowania zawiera w sobie również błędy geometryczne wykonania śruby i połączeń prowadnicowych, błąd losowy, błąd przetwornika obrotowo-impulsowego silnika oraz inne błędy, budując model odkształceń termicznych, za punkt odniesienia przyjęto dokładność pozycjonowania zmierzoną w czasie, gdy maszyna była w równowadze termicznej z otoczeniem² (pomiar 0). Zmierzona wartość dokładności pozycjonowania osi wynikająca z błędów geometrycznych, wynosiła 20 μm .

W czasie trwania pomiarów dokładności pozycjonowania rejestrowano odczyty z czujników temperatury oraz wyliczone w układzie sterowania korekty. Sprawdzono niezawodność układu przy różnych zakresach zmiany położeń, różnych prędkościach ruchów posuwowych oraz w odmiennych temperaturach otoczenia. Parametry przeprowadzanych badań przedstawiono w tabeli 6.1. Wyniki przeprowadzonych pomiarów zaprezentowano na rysunkach 6.6÷6.21. Wyniki te ukazano równocześnie w formie rysunków, 2D charakteryzujących się łatwością odczytywania wartości (strona lewa wykresu), oraz rysunków 3D (strona prawa wykresu), które pozwalają na dogodniejsze śledzenie przestrzenno-czasowego charakteru zmian prezentowanych zależności.

2 Norma ISO-1 przewiduje, iż wszystkie pomiary powinny być wykonywane w temperaturze 20°C lub przynajmniej sprowadzone za pomocą odpowiedniej poprawki (NDE) to takiej postaci. Norma ISO 230-3 rozluźnia te wymagania dla badań wpływu efektów cieplnych na dokładność pozycjonowania osi maszyn.

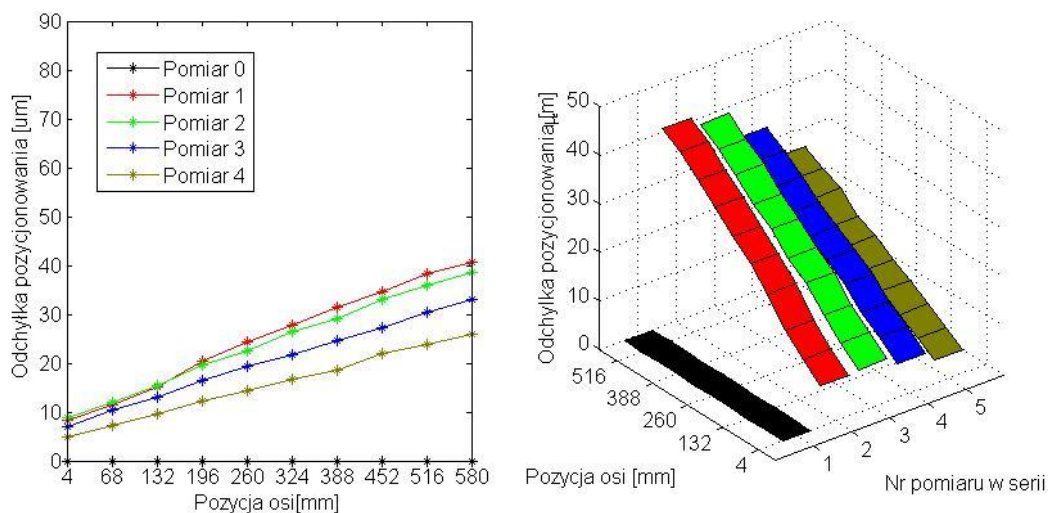


Rys. 6.6 Temperatury zarejestrowane przez czujniki NTC umieszczone wewnątrz śruby tocznej, podczas pomiarów przeprowadzanych w serii 1

Temperatury zarejestrowane przez czujniki umieszczone w śrubie pociągowej podczas pierwszej serii badań dokładności pozycjonowania przedstawia rysunek 6.6. Ruchy nagrzewające w tej serii miały zakres 150-300 mm, a prędkość liniowa ruchu stołu wynosiła 30 mm/s.

Pomiar 0 to temperatura odniesienia w jakiej znajdowała się maszyna przed rozpoczęciem ruchów nagrzewających. Temperatura zarejestrowana w pomiarze 0. nie zawsze jest równoznaczne z temperaturą otoczenia, np. w przypadku serii pomiarowej 1., przed rozpoczęciem ruchów pomiarowych wykonano serię ruchów nastawczych wynikających z procedury nastawczej interferometru laserowego. Wpłynęło to na temperaturę zarejestrowaną w pomiarze 0. Zarejestrowane temperatury otoczenia wynosiły odpowiednio: 22°C dla serii 1., 23°C dla serii 2., 22°C dla serii 3., 26°C dla serii 4.

Temperatura zarejestrowana podczas pomiaru 1 odpowiada stanowi osiągniętemu bezpośrednio po zakończeniu ruchów nagrzewających i jest najwyższą zarejestrowaną w przeciągu tej serii. Wraz z upływem czasu temperatura śruby stopniowo maleje na skutek wymiany ciepła z otoczeniem.

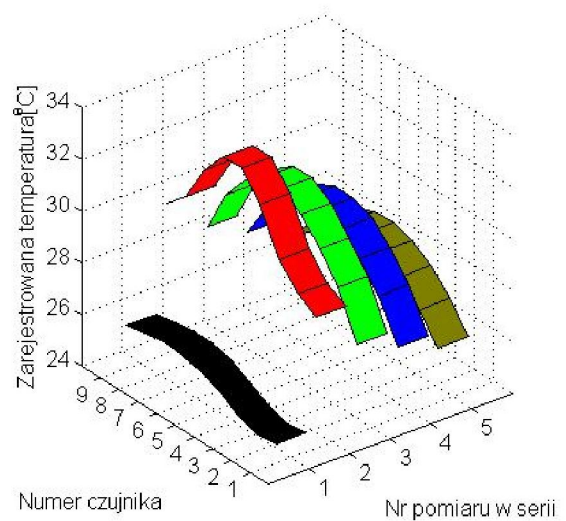
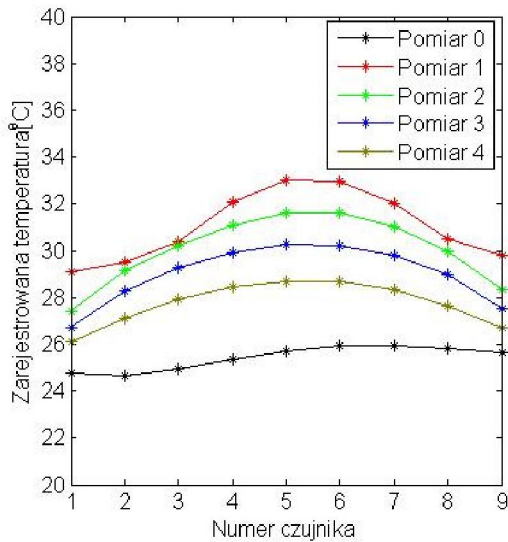


Rys. 6.7 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu CNC, bez kompensacji, seria 1

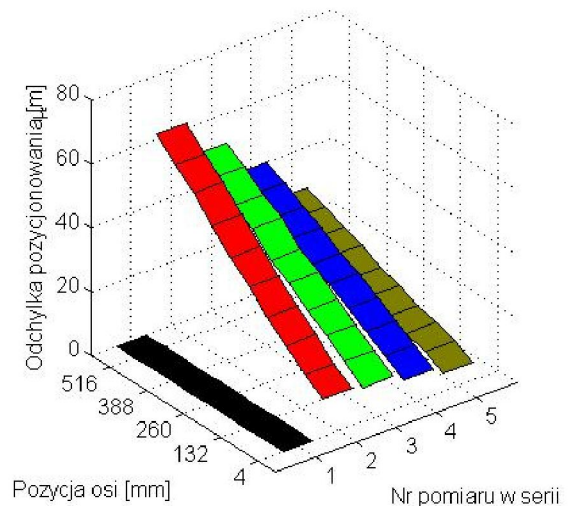
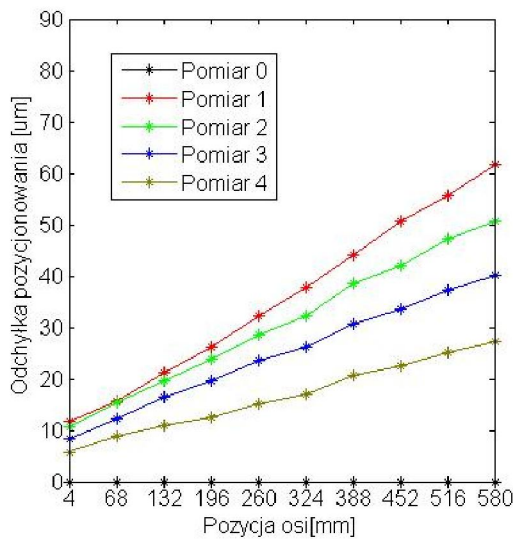
Z porównania rysunków 6.6 oraz 6.7 widać, że zmianom rozkładu temperatury śruby pociągowej towarzyszą zmiany dokładności pozycjonowania. Niedokładność pozycjonowania jest tym większa im większa jest temperatura śruby.

Błędy pozycjonowania dla układu z jednym węzłem łożyskowym pływającym i jednym ustalającym zmniejszają się wraz ze zbliżaniem się położenia stolika do węzła ustalającego. Widać to na rys. 6.7. Wraz ze zmniejszaniem się pozycji x, co odpowiada zbliżaniu się stołu do węzła ustalającego, błąd pozycjonowania maleje. Daje się to łatwo wytłumaczyć mając na uwadze fakt, iż przemieszczenie jest całką funkcji odkształcenia po długości. Zatem wraz ze skracaniem się czynnej długości rozgrzanej śruby zmniejsza się wynikające z odkształceń cieplnych przesunięcie położonej na niej nakrętki.

Podczas 2. serii pomiarowej zwiększono oraz przesunięto zakres ruchów nagrzewających w stosunku do serii 1. Zwiększono również prędkość tych ruchów. Czas trwania ruchów nagrzewających nie uległ zmianie. Wprowadzonym zmianom parametrów ruchów nagrzewających towarzyszył wzrost maksymalnej temperatury zarejestrowanej przez czujniki umiejscowione w śrubie napędowej (rys. 6.8) oraz przesunięcie położenia maksymalnej temperatury w kierunku zmiany zakresu ruchów nagrzewających.

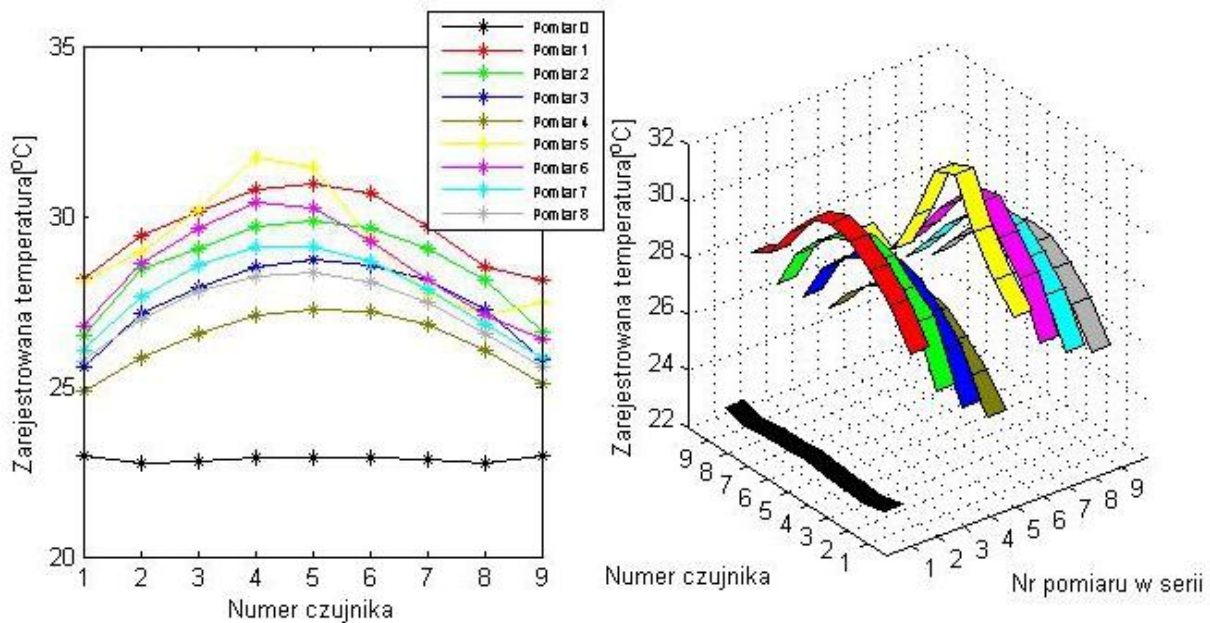


Rys. 6.8 Temperatury zarejestrowane przez czujniki NTC umieszczone wewnątrz śruby toczonej, podczas pomiarów przeprowadzanych w serii 2

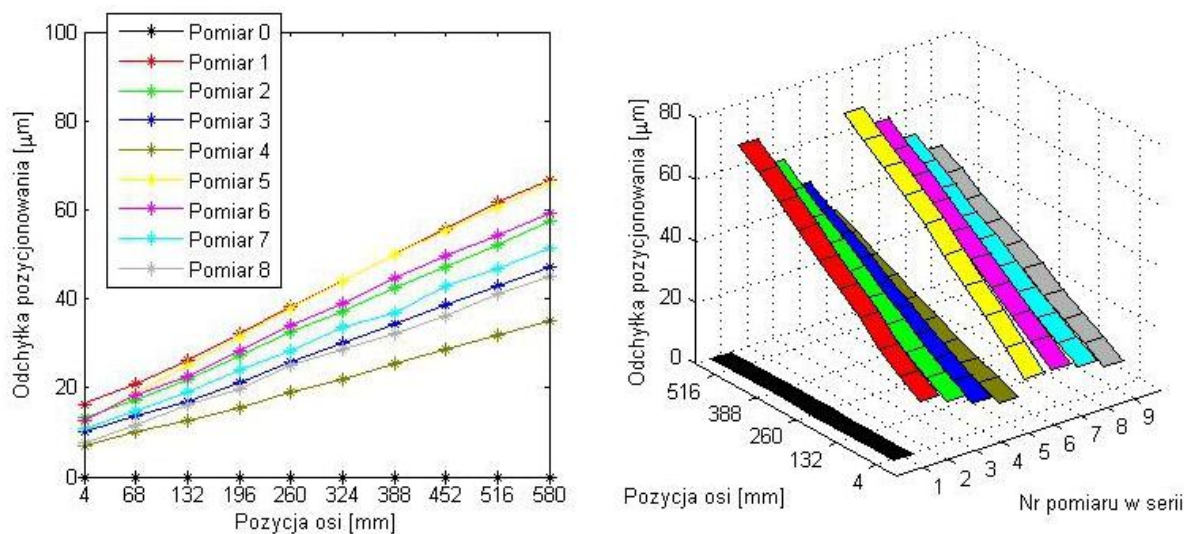


Rys. 6.9 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu CNC, bez kompensacji, seria 2

Wzrost temperatury śruby napędowej w stosunku do serii 1 przełożył się na zwiększenie błędów położenia powstałych na skutek zaistniałych odkształceń cieplnych co obrazuje rysunek 6.9.



Rys. 6.10 Temperatury zarejestrowane przez czujniki NTC umieszczone wewnątrz śruby toczonej, podczas pomiarów przeprowadzanych w serii 3

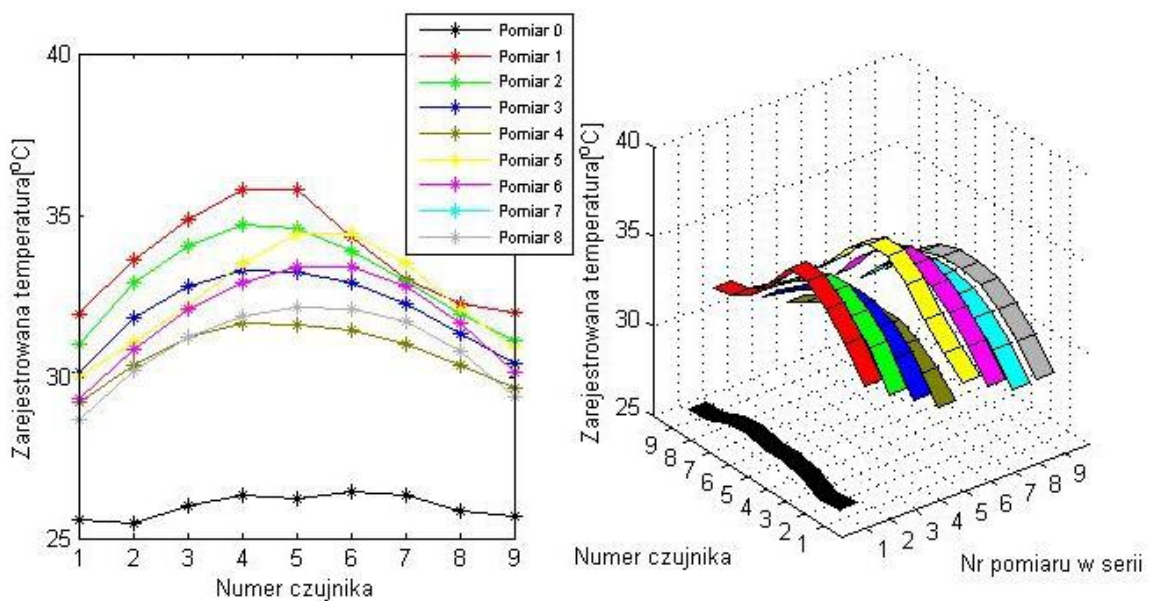


Rys. 6.11 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu CNC, bez kompensacji, seria 3

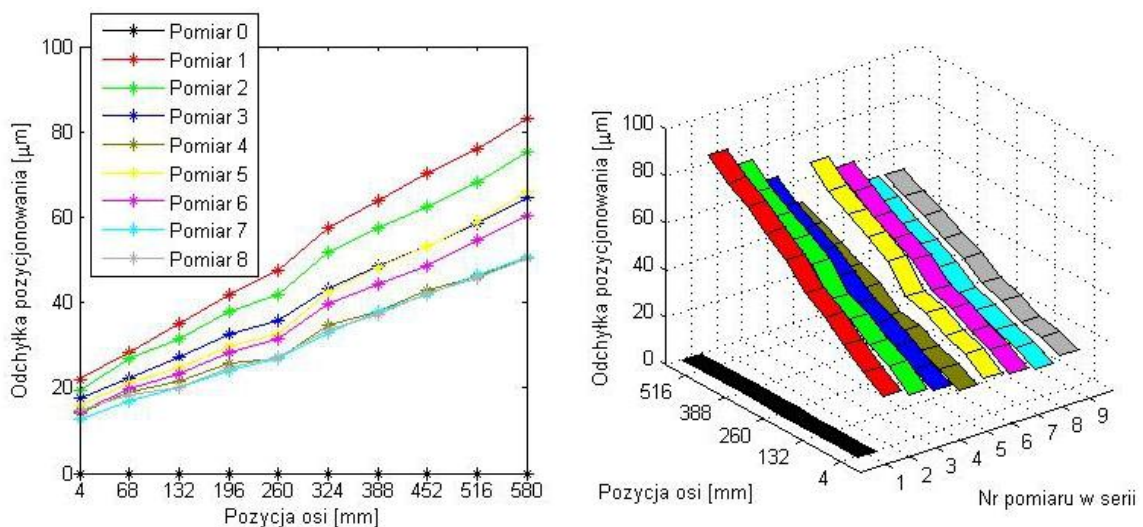
W serii 3., oraz w serii 4. wykonano po dwa cykle ruchów nagrzewających oddzielone od siebie ruchami pomiarowymi. Całkowity czas realizacji każdej z tych serii wynosił około 6 godzin. Celem przeprowadzenia serii pomiarowych, w których występują zróżnicowane ruchy nagrzewające w trakcie nieprzerwanego funkcjonowania systemu KSP, było przetestowanie poprawności funkcjonowania tego systemu w warunkach złożonych wymuszeń cieplnych, które odpowiadają rzeczywistemu charakterowi pracy urządzeń obróbczych.

W serii 3. zakres pierwszego ruchu nagrzewającego wynosił 580mm, zakres drugiego ruchu nagrzewającego 150mm. Prędkość obu ruchów była jednakowa 50mm/s. W trakcie ruchów pomiarowych, wykonywanych pomiędzy ruchami nagrzewającymi, temperatura śruby obniżała się.

W serii 4. zakres ruchu był zbliżony wielkością: 150mm i 130mm, lecz położony był po odmiennych stronach śruby. Prędkość ruchów nagrzewających wynosiła odpowiednio 50mm/s oraz 40mm/s. Porównując rysunki 6.10 oraz 6.12 zauważyć można, iż temperatura początkowa układu (pomiar 0) w serii 4 jest wyższa niż w serii 3. W przypadku tej serii średnia zarejestrowana temperatura otaczającego powietrza wynosiła 26°C. W przypadku pozostałych pomiarów było to 22-23°C.

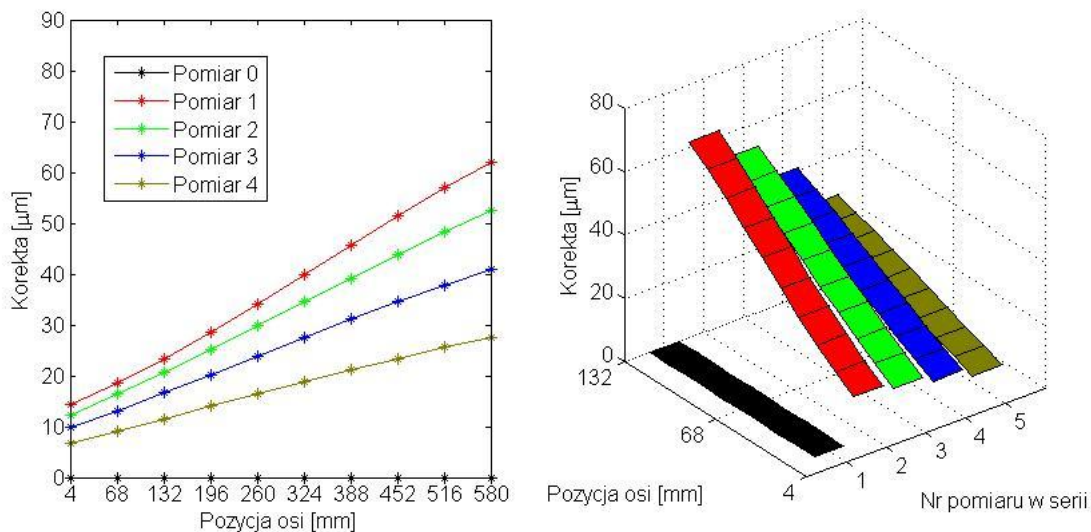


Rys. 6.12 Temperatury zarejestrowane przez czujniki NTC umieszczone wewnątrz śruby tocznej, podczas pomiarów przeprowadzanych w serii 4

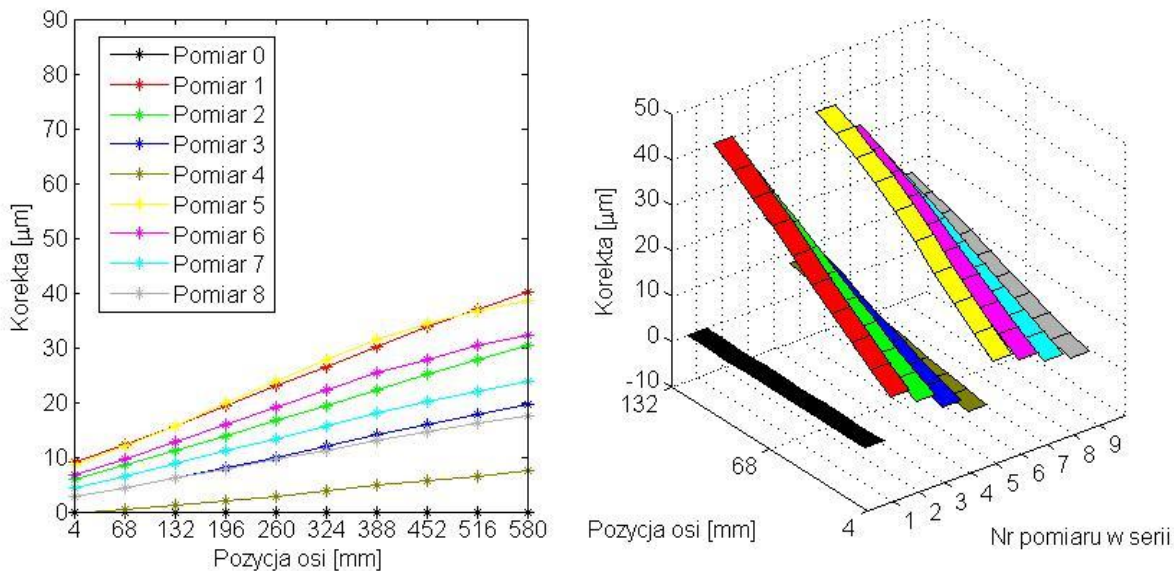


Rys. 6.13 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu CNC, bez kompensacji, seria 4

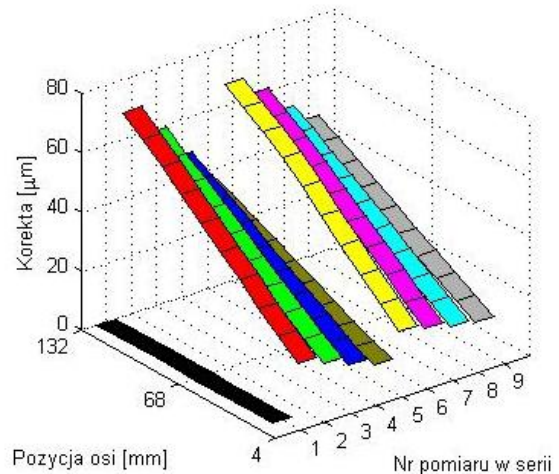
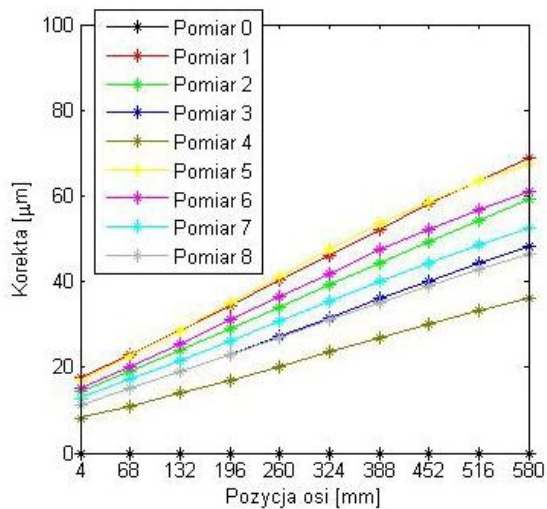
Wyznaczone na podstawie odpowiedniego modelu odkształceń cieplnych śruby pociągowej korekty przedstawiono na rys. 6.14÷6.17. Zgodność rys. 6.7, 6.9, 6.11, 6.13 z odpowiednio z rysunkami 6.14, 6.14, 6.16, 6.17 świadczy, że zaproponowana metoda pozwala na skuteczne zredukowanie błędów termicznych osi napędowej obrabiarki CNC pracującej w układzie łożyskowania: węzeł ustalający - węzeł swobodny.



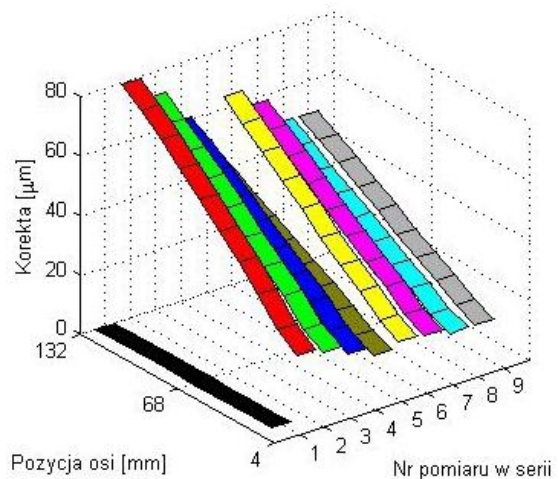
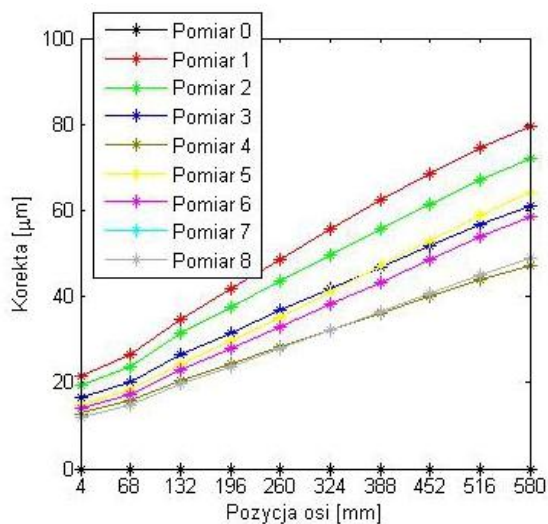
Rys. 6.14 Korekty położenia osi posuwu CNC, seria 1



Rys. 6.15 Korekty położenia osi posuwu CNC, seria 2

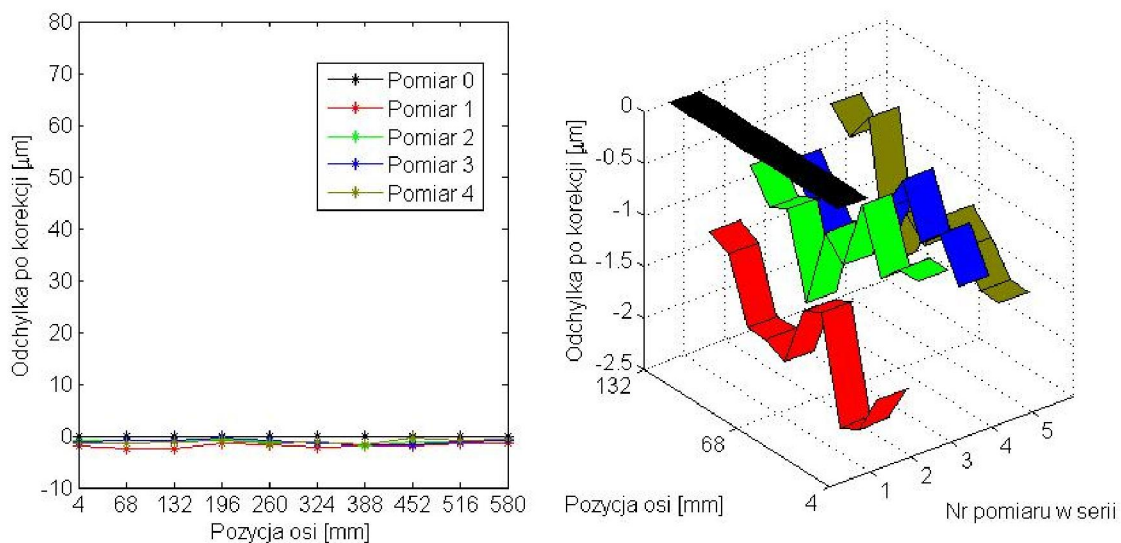


Rys. 6.16 Korekty położenia osi posuwu CNC, seria 3



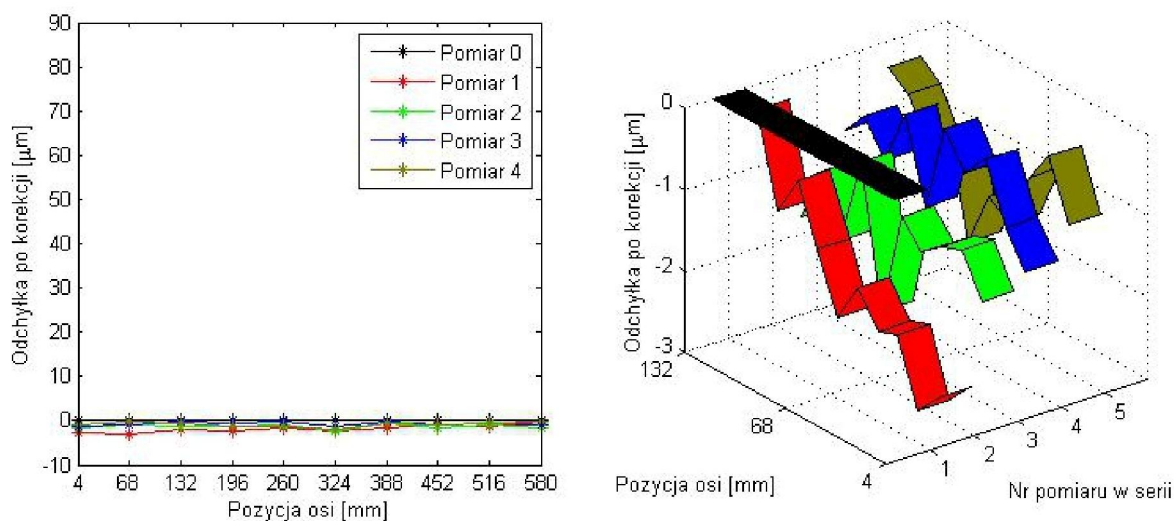
Rys. 6.17 Korekty położenia osi posuwu CNC, seria 4

Wyniki działania systemu KSP ukazano na rysunkach 6.18÷6.21. Dla uwidocznienia skuteczności działania układu kompensacji wykresy odchyłek pozycjonowania po kompensacji (rys. 6.18÷6.21 – lewa strona) zaprezentowano w tej samej podziałce co wykres odchyłek pozycjonowania bez kompensacji (rys. 6.7, 6.9, 6.11, 6.13). W celu wyeksponowania szczegółów wykresu odchyłek pozycjonowania z działającym układem kompensacji cieplnej, przedstawiono go także w powiększeniu (rys. 6.18÷6.21 – prawa strona).



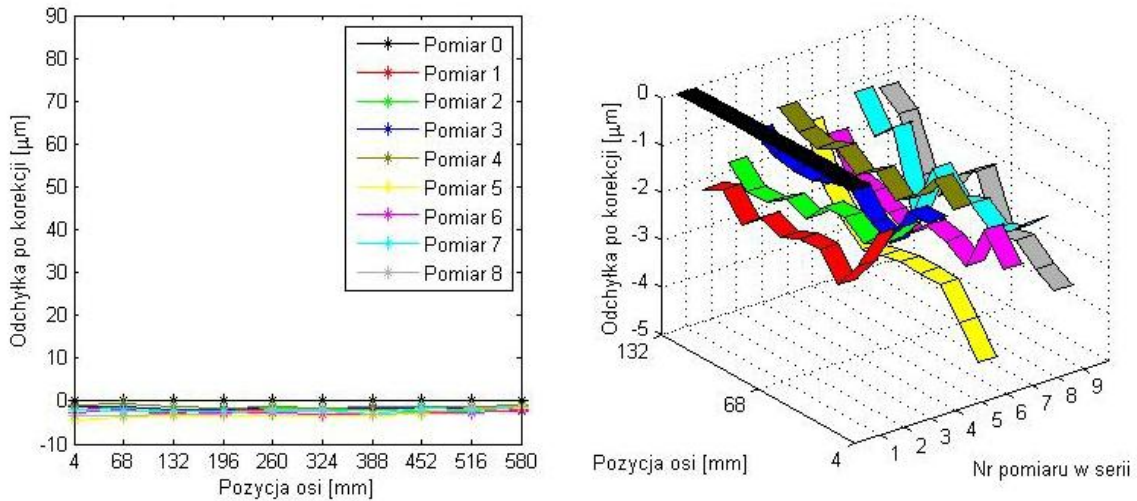
Rys. 6.18 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu po kompensacji, seria 1

Błędy pozycjonowania spowodowane odkształceniami cieplnymi śruby w serii pierwszej zostały zmniejszone z 40µm do 3µm (por. rys. 6.7 oraz 6.18).



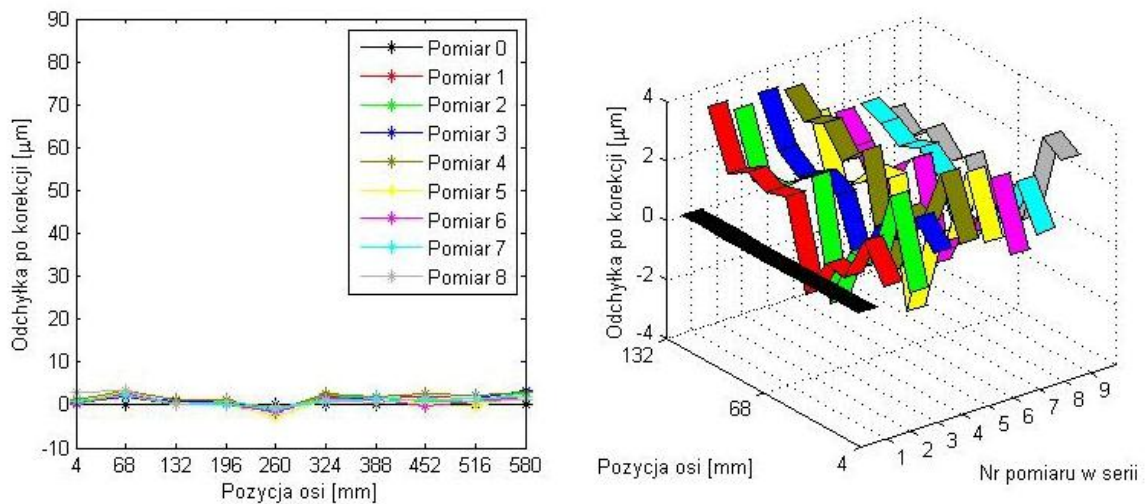
Rys. 6.19 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu po kompensacji, seria 2

Błędy pozycjonowania spowodowane odkształceniami cieplnymi śruby w serii drugiej zostały zmniejszone z 60µm do 3µm (por. rys. 6.9 oraz 6.19).



Rys. 6.20 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu po kompensacji, seria 3

Błędy pozycjonowania spowodowane odkształceniami cieplnymi śruby w serii trzeciej zostały zmniejszone z 73µm do 4µm (por. rys. 6.11 oraz 6.20).



Rys. 6.21 Pomiar dokładności pozycjonowania osi posuwu po kompensacji, seria 4

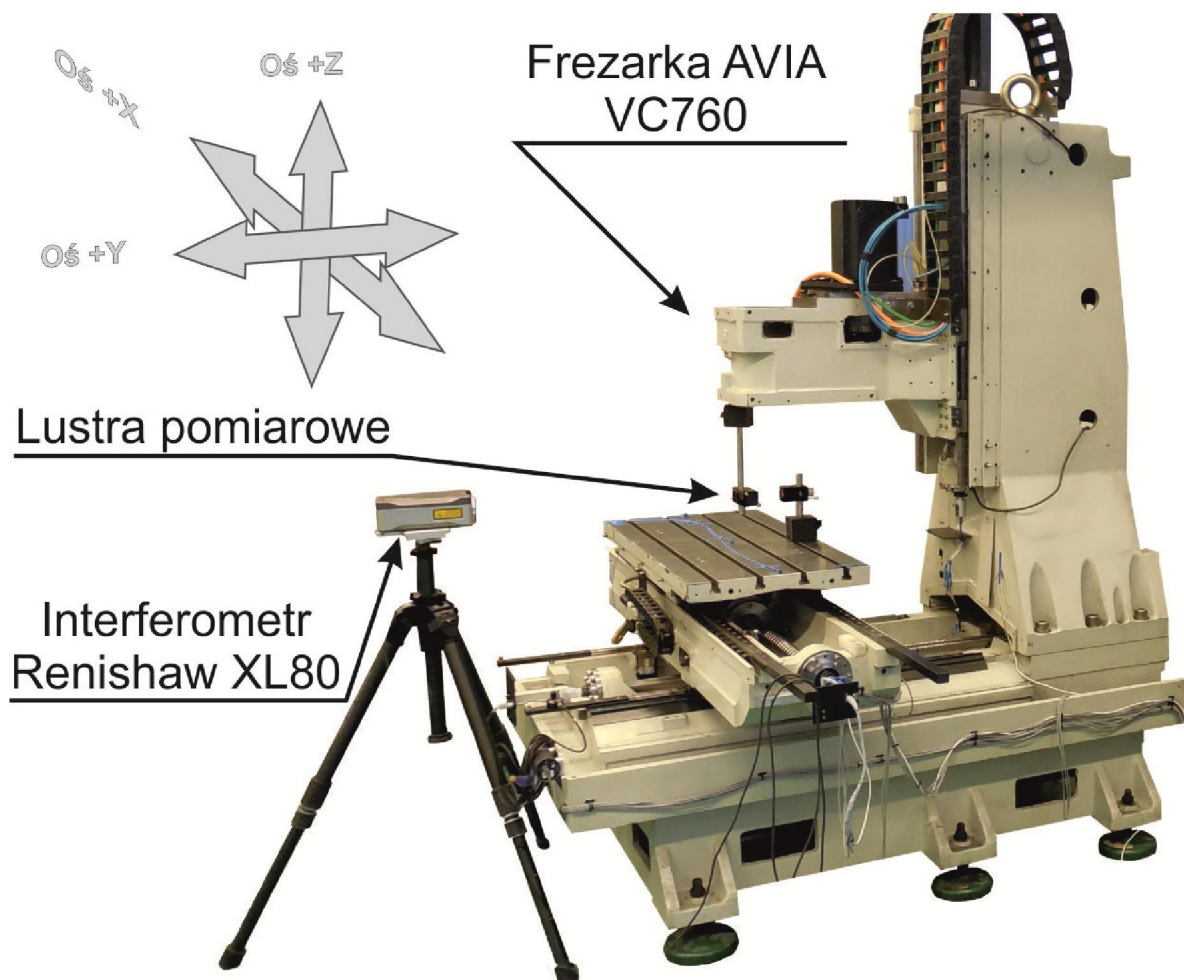
Błędy pozycjonowania spowodowane odkształceniami cieplnymi śruby w serii czwartej zostały zmniejszone z 90 µm do 7µm (por. rys. 6.11 oraz 6.20).

Zatem w każdym z testów błędy pozycjonowania spowodowane odkształceniami cieplnymi zostały zredukowane o ponad 90%. Maksymalna zarejestrowana wartość błędu odkształceń cieplnych (Peak To Peak) w przeprowadzonych pomiarach na przestrzeni wszystkich serii wynosiła 7µm, przy maksymalnej wartości korekty wynoszącej 90 µm, oraz zakresie ruchu stołu 580mm. Maksymalna zmiana temperatury otoczenia w ciągu trwania pojedynczej serii wynosiła 1,5°C.

7. Implementacja systemu KSP na obrabiarce trzy osiowej – badania weryfikacyjne

7.1 Badanie błędów geometrycznych obrabiarki

Opisany w rozdziale 5 system KSP kompensacji odkształceń cieplnych śruby pociągowej został zainstalowany w trzyosiowej frezarce AVIA VC760. Przed przystąpieniem do badań błędów termicznych obrabiarki wykonano szczegółowe badania błędów geometrycznych. Zmierzone dokładność pozycjonowania każdej z trzech osi. Pomiaru dokładności pozycjonowania wykonano interferometrem laserowym Renishaw XL 80.



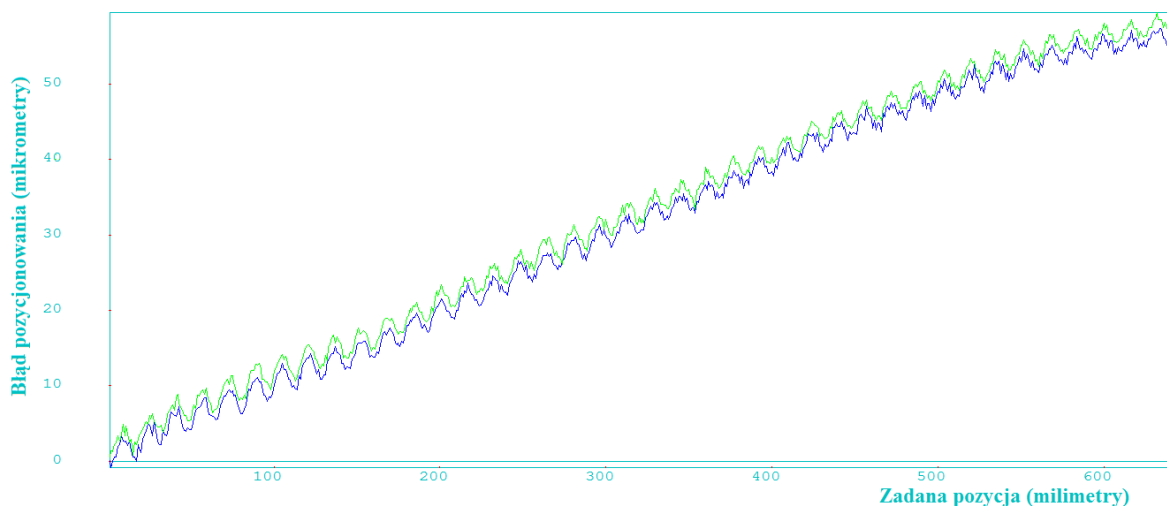
Rys. 7.1 Fotografia stanowiska pomiarowego

Laser posiadał włączoną procedurę kompensacji pomiaru w zależności od temperatury, ciśnienia i wilgotności powietrza. Wyłączono wewnętrzną procedurę

kompensacji pomiaru laserowego w oparciu o średnią temperaturę maszyny³ aby nie zakłócała ona przeprowadzanego pomiaru. Do celów kontrolnych prowadzono niezależną, ciągłą, wielopunktową rejestrację temperatury stanowiska.

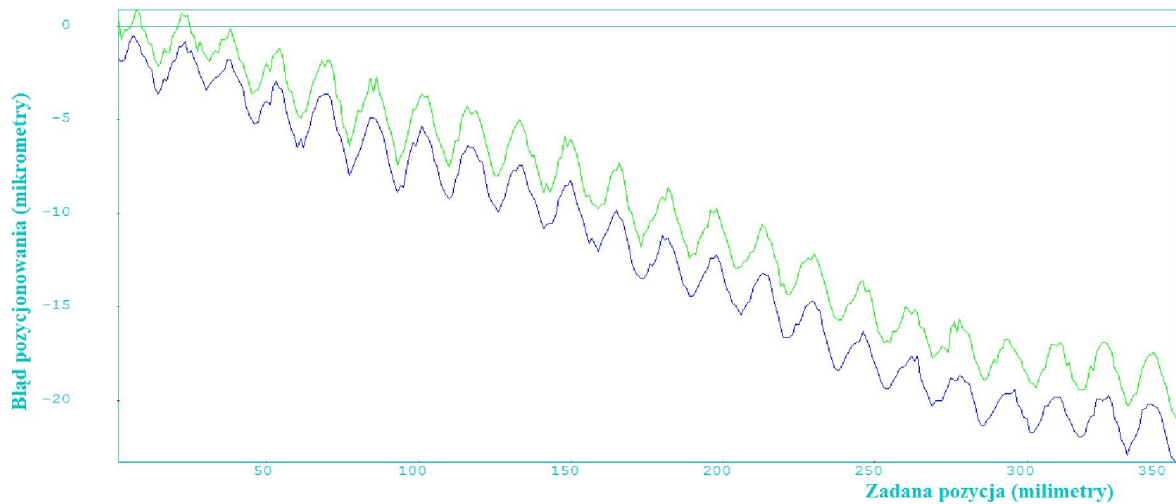
Lusterka interferometru zamocowano na ruchomym stole oraz wrzecienniku maszyny (rys. 7.1). Każdy z pomiarów dokładności geometrycznej rozpoczynano w warunkach stabilności cieplnej frezarki z otoczeniem. Dla uwidocznienia błędów cyklicznych osi, punkty pomiarowe umieszczono w odstępach co 1mm. Skok wszystkich śrub pociągowych wynosił 16mm. Zarejestrowana średnia temperatura otoczenia podczas trwania pomiarów błędów geometrycznych wynosiła odpowiednio: 23.5°C, 21.6°C, 22.1°C. Zarejestrowana średnia temperatura maszyny podczas pomiarów wynosiła odpowiednio: 23.3°C, 21.0°C, 22.5°C. Wykresy 7.2÷7.4 przedstawiają wyniki zarejestrowanych pomiarów.

Na każdym z wykresów 7.2÷7.4 kolorem zielonym oznaczono wartości zarejestrowane podczas przejazdu „tam”, niebieskim zaś dla przejazdu „spowrotem”. Odległość dzieląca te dwa przebiegi zwana jest wartością zwrotną osi (ang. backlash). Przyczyną powstawania wartości zwrotnej osi napędowej są luzy występujące w mechanizmach napędu oraz jego przeniesienia. Zarejestrowane wartości zwrotne dla osi X, Y i Z wynoszą odpowiednio 1µm, 2µm i 5µm.

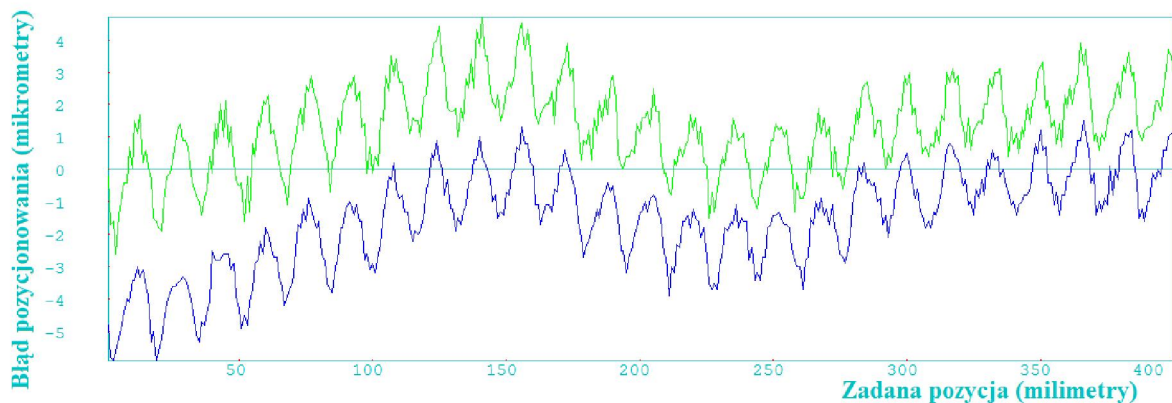


Rys. 7.2 Odchyłki pozycjonowania - oś X

³ Wewnętrzna procedura kompensacji odkształceń cieplnych maszyny zaimplementowana w systemie laserowego interferometrycznego pomiaru przesunięcia Renishaw działa w oparciu o średnią temperaturę maszyny zmierzoną za pomocą trzech czujników temperatury, umieszczanych zwykle na elementach korpusowych maszyny. Korekty w tym systemie dokonywane są w sposób ciągły. W rejestrowanych danych nie wyszczególnia się wprowadzonej do pomiaru poprawki. Zastosowanie tej korekty utrudniałoby właściwe porównanie zmierzonych wartości z danymi rejestrowanymi w cyklu innych doświadczeń opisanych w niniejszej pracy.



Rys. 7.3 Odchyłki pozycjonowania - oś Y



Rys. 7.4 Odchyłki pozycjonowania - oś Z

W wykreślonych obu kolorami przebiegach wyraźnie widoczne są składowe, które powtarzają się co odległość równą skokowi śrub. Z racji ich okresowego charakteru nazywane są one błędami cyklicznymi. Przyczyna występowania błędów cyklicznych związana jest z biciem śrub napędowych oraz niedokładnościami w wykonaniu bieźni śrub napędowych. Zarejestrowane błędy cykliczne dla osi X, Y i Z wynosiły odpowiednio ok. $4\mu\text{m}$, $3\mu\text{m}$, $2\mu\text{m}$. W omawianym przypadku, tak jak czyni się to w praktyce przemysłowej, w celu redukcji wartości błędów zwrotnych zastosowano napięcie wstępne połączenia łożyskowego śrubą-nakrętka, oraz odpowiednio sztywne sprzęgło mieszkowe. Znacząca większość systemów sterowania obrabiarek numerycznych posiada dedykowane procedury pozwalające na programową kompensację błędów zwrotnych. Ponieważ tematyka błędów zwrotnych jak i innych błędów geometrycznych jest przedmiotem licznych opracowań [78, 15, 92, 127, 129], w dalszej pracy pominięto ją prezentując wyłącznie jednostronne odchyłki pozycjonowania.

7.2 Badanie błędów termicznych śrub pociągowych bez kompensacji

Dla celów zbadania wpływu nagrzewania się śrub pociągowych obrabiarki VC760 na dokładność pozycjonowania wykonano kompleksowe pomiary błędów odkształceń cieplnych poszczególnych osi. Pomiary przeprowadzono na stanowisku pokazanym na rys. 7.1. Rozmieszczenie czujników temperatury oraz parametry fizyczne układu przedstawia tab. 7.1. Na żadnej z osi nie zamocowywano dodatkowego obciążenia, poza tym już istniejącym, wynikającym z konstrukcji maszyny. W trakcie eksperymentów nagrzewano śrubę za pomocą cyklicznych ruchów osi napędowych (tab. 7.2÷7.4). Oś X poruszała stół, oś Y sanie poprzeczne, natomiast oś Z wrzeciennik. Podczas stopniowego konwekcyjnego ochładzania się maszyny wykonywano pomiary dokładności pozycjonowania. Pomiary w stanie równowagi cieplnej maszyny z otoczeniem wykonywano przed procesem nagrzewania maszyny. W celu odseparowania błędów geometrycznych od błędów termicznych obrabiarki skompensowano błędy geometryczne na podstawie pomiarów wykonanych dla nienagrzonej obrabiarki.

Zarejestrowane podczas przeprowadzanych doświadczeń wartości temperatur, zmierzone odchyłki pozycjonowania oraz obliczone korekty odkształceń cieplnych zaprezentowano na rysunkach 7.5÷7.28. Pomiary dotyczące nienagrzonej obrabiarki, przedstawione na rysunkach 7.5÷7.28 oznaczono cyfrą 0.

Nad rysunkami ukazującymi rozkłady temperatur zarejestrowane podczas przeprowadzanych pomiarów (np. rys. 7.5) w sposób schematyczny oznaczono zakresy ruchów nagrzewających na tle całej śruby napędowej. Kolorem czerwonym zaznaczono zakres ruchów nagrzewających, kolorem szarym pozostałą część śruby napędowej.

Tab. 7.1 Specyfikacja śrub tocznych badanej obrabiarki

Oś	Liczba czujników w śrubie	Dystans między czujnikami [mm]	Dystans między węzłami łożyskowymi [mm]	Całkowita długość śruby [mm]	Materiał	Zakres Ruchu Osi [mm]	Rodzaj ułożyskowania
X	9	135	1045	1210	ŁH 15	-400÷250	Napięcie wstępne
Y	9	159	1235	1400	ŁH 15	0÷350	Napięcie wstępne
Z	8	111	744	909	ŁH 15	0÷400	Węzeł ustalający -węzeł swobodny

Tab. 7.2 Plan pomiarowy – os X

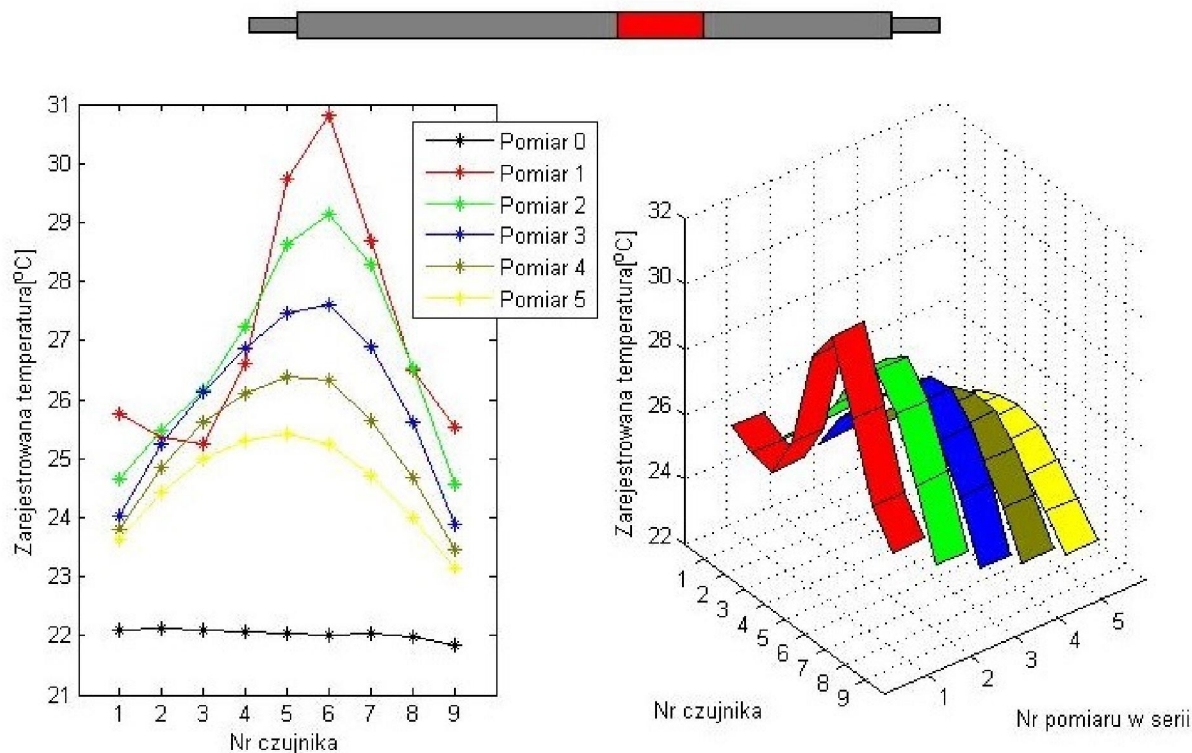
Czynność	Opis
Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	Stan równowagi cieplnej z otoczeniem
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: -250 ÷ -100 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 1,5h
Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	45 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 5. dokładności pozycjonowania	1h 10min. po zakończeniu grzania
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 100 ÷ 250 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 1h
Pomiar 6. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 7. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 8. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 9. dokładności pozycjonowania	40 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 10. dokładności pozycjonowania	55 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 11. dokładności pozycjonowania	1h 10min. po zakończeniu grzania

Tab. 7.3 Plan pomiarowy – os Y

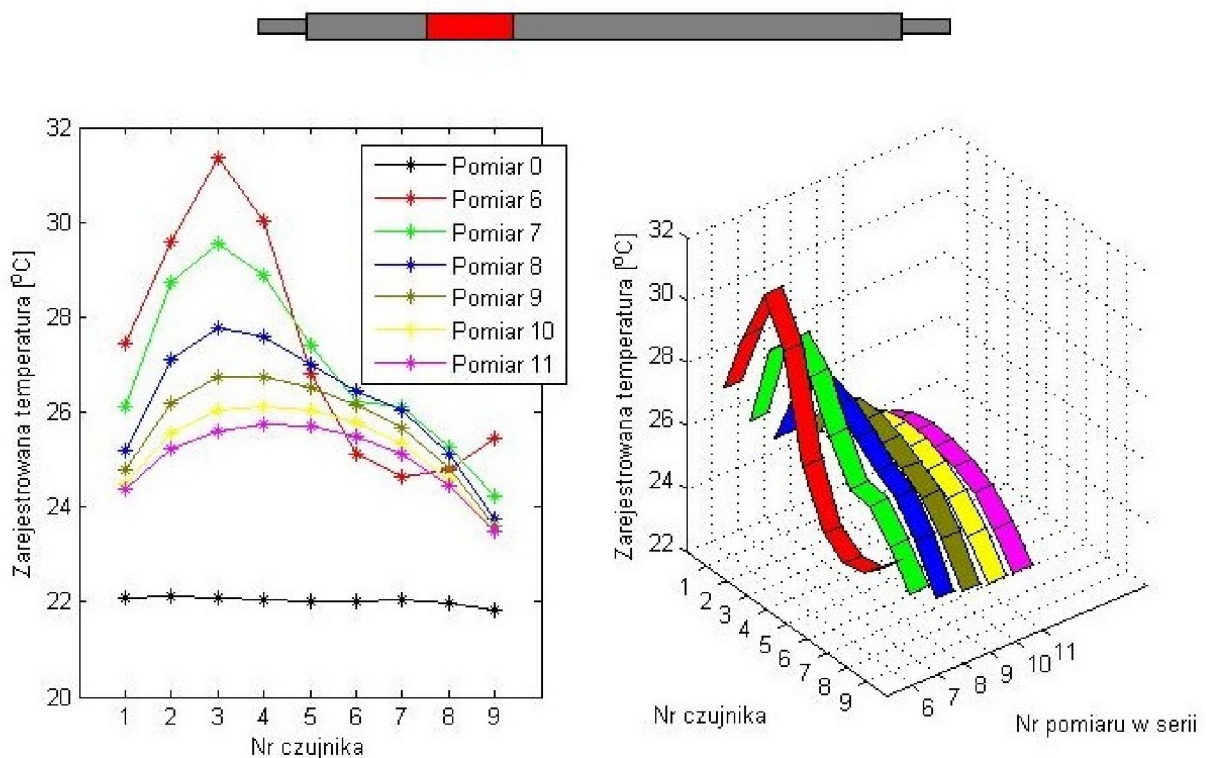
Czynność	Opis
Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	Stan równowagi cieplnej z otoczeniem
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 225 ÷ 345 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 1,5h
Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	40 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 5. dokładności pozycjonowania	55 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 6. dokładności pozycjonowania	1h 10min. po zakończeniu grzania
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 5 ÷ 250 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 1h
Pomiar 7. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 8. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 9. dokładności pozycjonowania	25 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 10. dokładności pozycjonowania	40 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 11. dokładności pozycjonowania	55 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 12. dokładności pozycjonowania	1h 10min. po zakończeniu grzania

Tab. 7.4 Plan pomiarowy – os Z

Czynność	Opis
Pomiar 0. dokładności pozycjonowania	Stan równowagi cieplnej z otoczeniem
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 300 ÷ 400 mm; v = 50 mm/s; czas trwania 1,5h
Pomiar 1. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 2. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 3. dokładności pozycjonowania	20 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 4. dokładności pozycjonowania	35 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 5. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 6. dokładności pozycjonowania	1h 10min. po zakończeniu grzania
Grzanie poprzez ruchy nakrętki	zakres ruchów: 150÷ 300 mm; v = 50 mm/s; cz. tr.2h
Pomiar 7. dokładności pozycjonowania	zaraz po zakończeniu grzania
Pomiar 8. dokładności pozycjonowania	10 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 9. dokładności pozycjonowania	20 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 10. dokładności pozycjonowania	35 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 11. dokładności pozycjonowania	50 min. po zakończeniu grzania
Pomiar 12. dokładności pozycjonowania	1h 05min. po zakończeniu grzania



Rys. 7.5 Rejestrowane temperatury, oś X, pomiary 1÷5



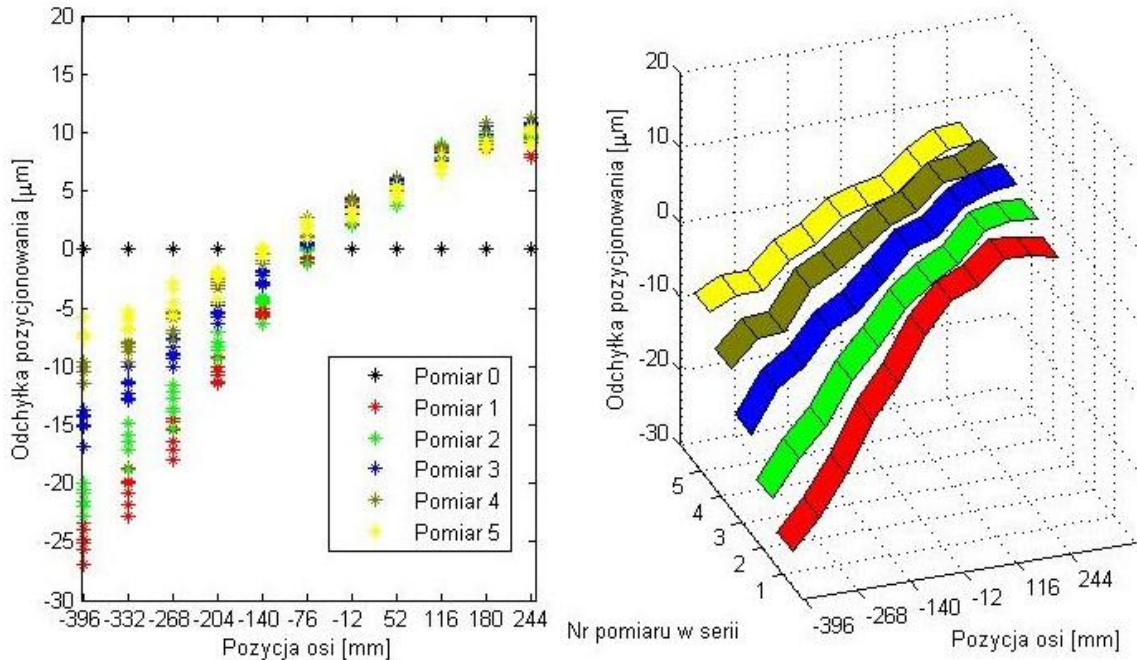
Rys. 7.6 Rejestrowane temperatury, oś X, pomiary 6÷11

Maksymalna temperatura śruby pociągowej zarejestrowana podczas przeprowadzanej serii pomiarów dokładności pozycjonowania dla osi X wynosiła 31,3°C. Wartość tą zarejestrowano przy temperaturze otoczenia wynoszącej 23°C, prędkości liniowej ruchu nagrzewającego wynoszącej 50mm/s oraz po czasie ruchu wynoszącym ok. 1h. Podkreślenia wymaga fakt, iż nie jest to maksymalna temperatura jaką może osiągnąć śruba pociągowa na skutek ruchu osi napędowej. Wraz ze zwiększającą się prędkością posuwu oraz z rosnącym obciążeniem osi, rośnie ilość ciepła powstająca w łożyskowaniach, co skutkuje wzrostem temperatury osiąganą przez śrubę pociągową.

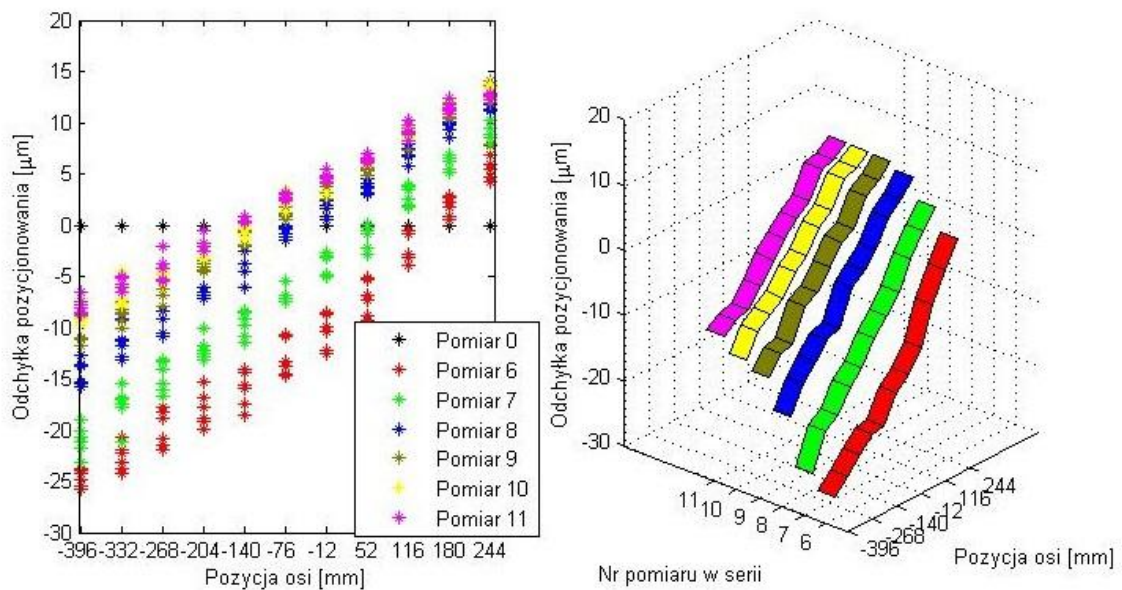
Na przedstawionych wykresach widać, iż rozkład pola temperatury śrub nie jest liniowy. Uzależniony jest on od zakresu przesuwu nakrętki po śrubie. Wartości maksymalne temperatury zarejestrowane zostały przez czujniki znajdujące się w pobliżu środka zakresu przesuwu nakrętki po śrubie. Po zatrzymaniu ruchu, wraz z upływającym czasem, gradient temperatury istniejący wzdłuż osi śruby napędowej maleje, maleje również temperatura średnia śruby na skutek naturalnego chłodzenia konwekcyjnego.

Zarejestrowanym procesom zmian temperatury (rys. 7.5, 7.6) opowiadają zmiany dokładności pozycjonowania zaprezentowane na rysunkach 7.7, 7.8. Nieliniowości rozkładu temperatur śrub powodują nieliniowy charakter błędu pozycjonowania. Wartość składowej

termicznej błędu pozycjonowania narasta wraz ze zwiększaniem się temperatury śrub. W zaprezentowanych pomiarach dotyczących osi X (rys.7.7, rys.7.8) maksymalna niedokładność pozycjonowania powstała na skutek odkształceń cieplnych wynosiła $42\mu\text{m}$.

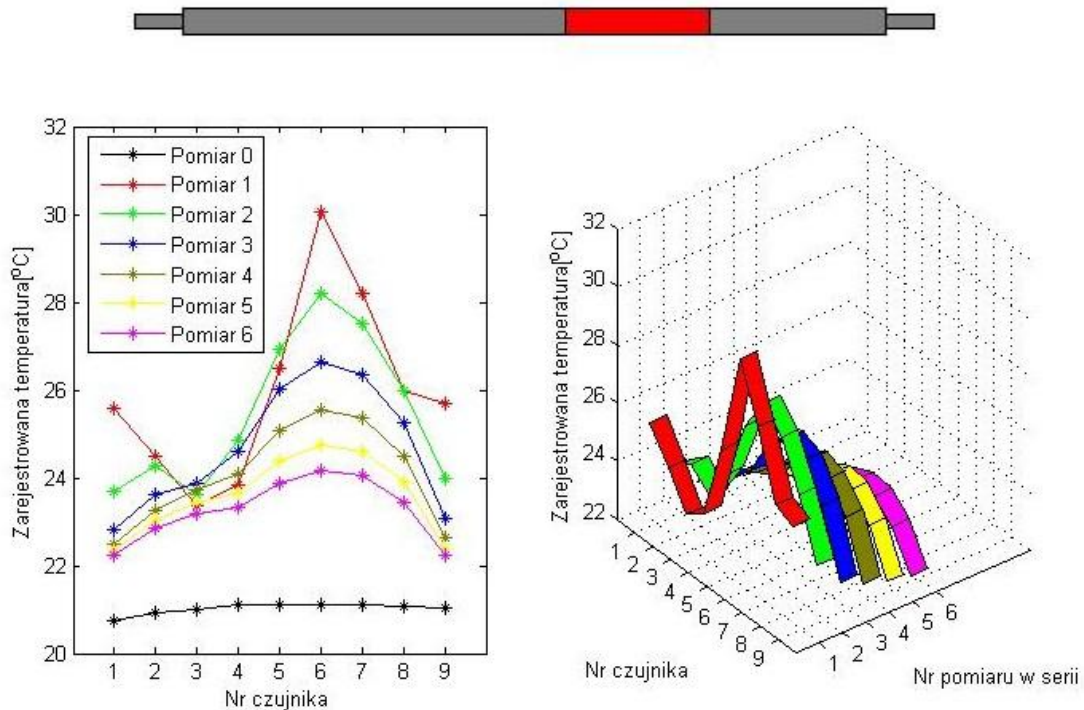


Rys. 7.7 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi X na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 1÷5

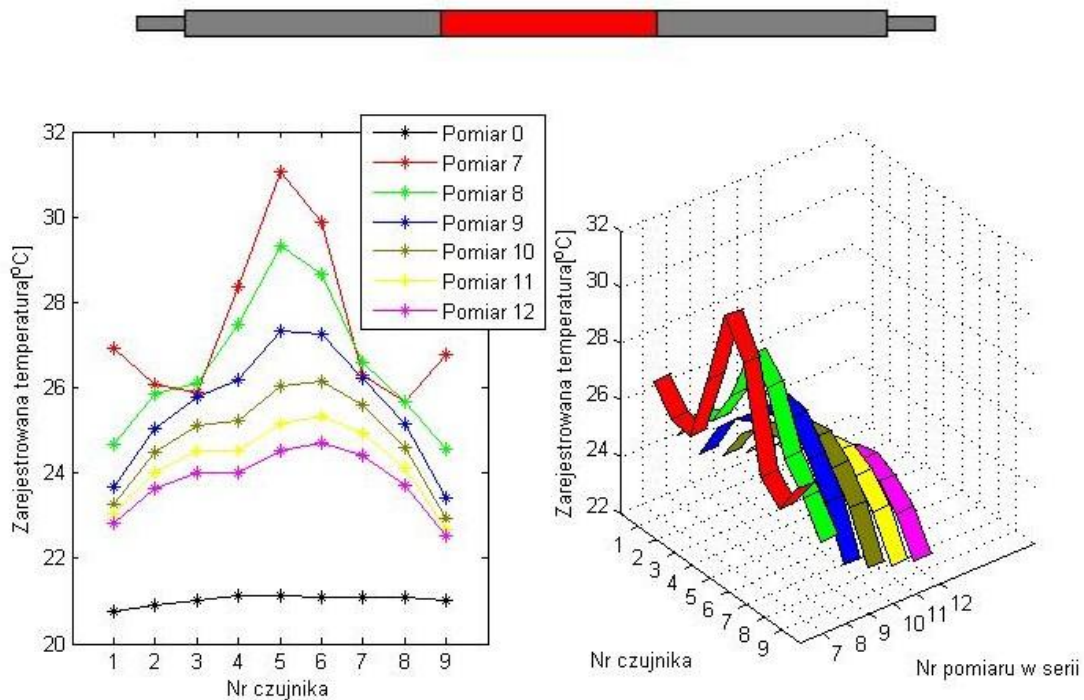


Rys. 7.8 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi X na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 6÷11

Śruba pociągowa osi Y charakteryzuje się największą długością spośród tych, które występują w badanej obrabiarce AVIA VC760. Mimo to zakres ruchu tej osi jest stosunkowo nieduży w porównaniu do pozostałych osi.

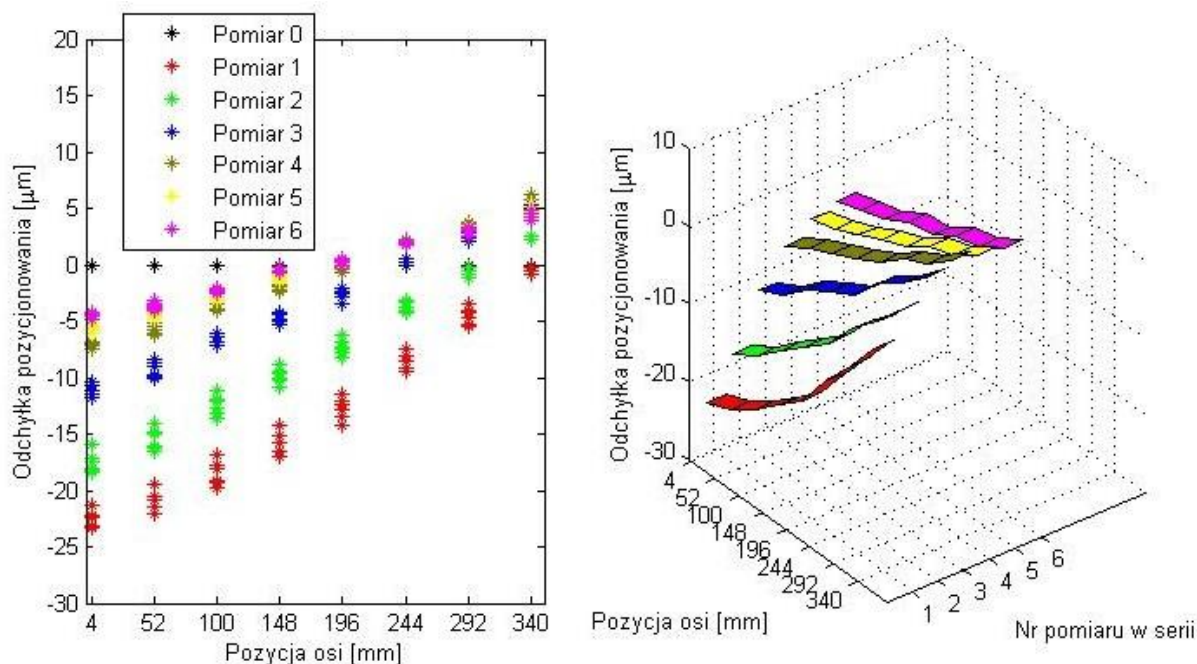


Rys. 7.9 Rejestrowane temperatury, oś Y, pomiary 1÷6

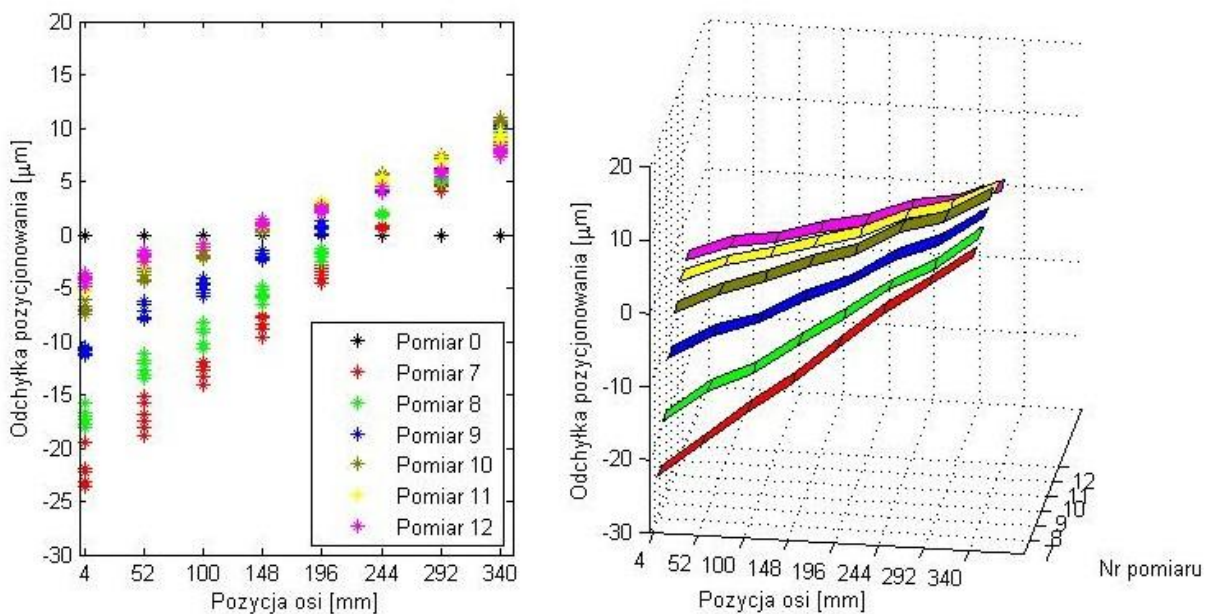


Rys. 7.10 Rejestrowane temperatury, oś Y, pomiary 7÷12

Maksymalna zarejestrowana temperatura śruby pociągowej podczas przeprowadzonych pomiarów dokładności pozycjonowania dla osi Y wynosiła 31,0°C (rys. 7.9, 7.10). Wartość tą zarejestrowano przy temperaturze otoczenia wynoszącej 22°C.



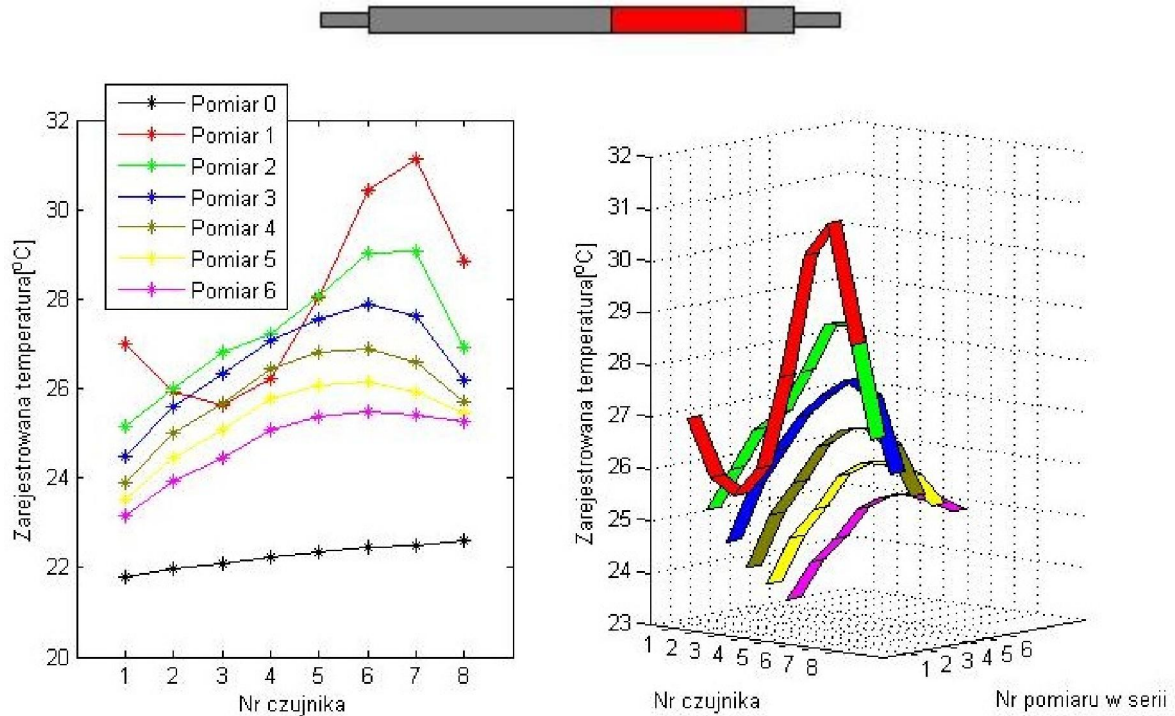
Rys. 7.11 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi Y na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 1÷6



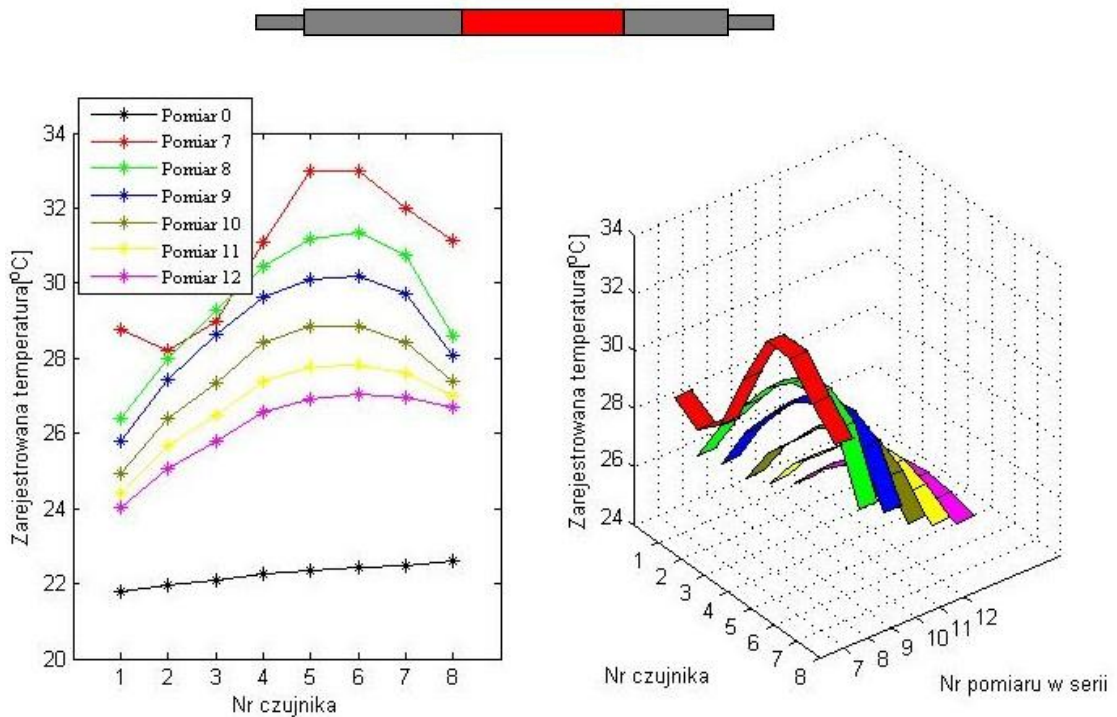
Rys. 7.12 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi Y na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 7÷12

W zaprezentowanych pomiarach błędu pozycjonowania dotyczących osi Y (rys. 7.11, rys. 7.12) maksymalna niedokładność pozycjonowania powstała na skutek odkształceń

cieplnych wynosiła 35 μ m. Wartość tej niedokładności jest mniejsza niż niedokładności rejestrowanych dla pozostałych osi, przy tych samych prędkościach i czasach trwania ruchów nagrzewających. Wynika to z faktu iż oś Y posiada najkrótszy zakres ruchu.



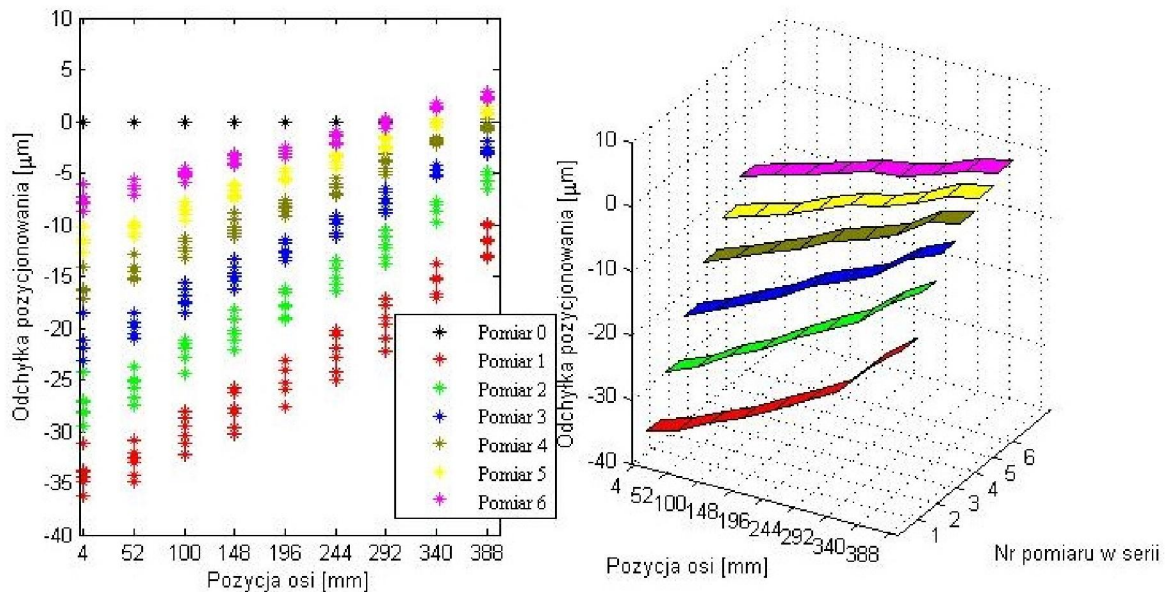
Rys. 7.13 Rejestrowane temperatury, oś Z, pomiary 1÷6



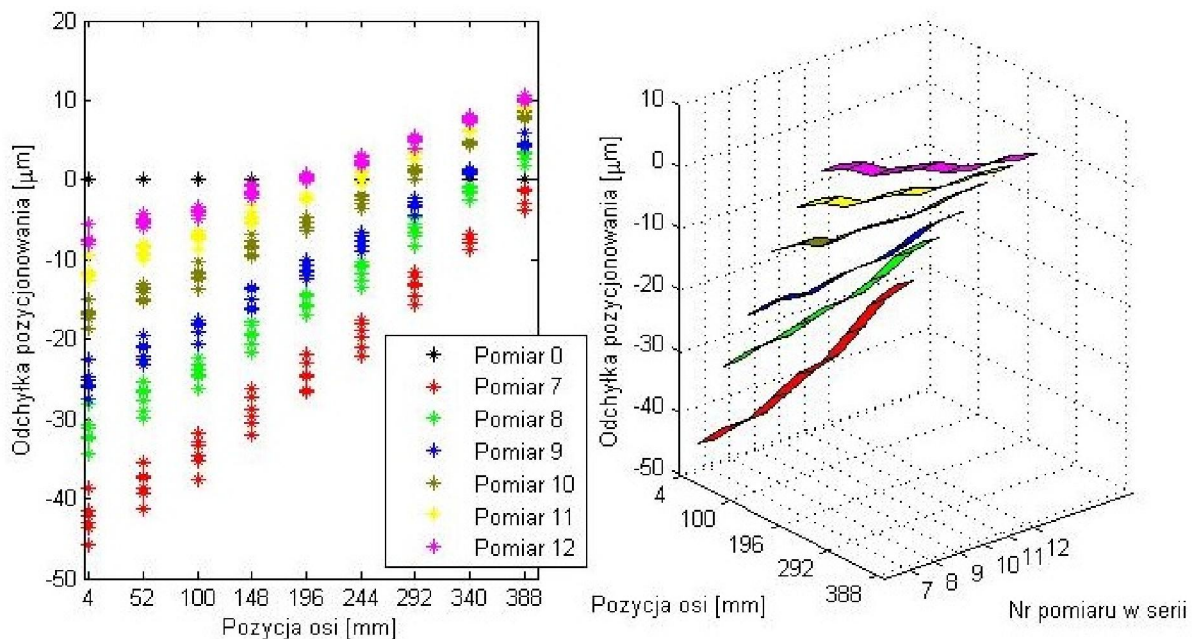
Rys. 7.14 Rejestrowane temperatury, oś Z, pomiary 7÷12

Maksymalna zarejestrowana temperatura śruby pociągowej podczas przeprowadzonych pomiarów dokładności pozycjonowania dla osi Z wynosiła 33.0°C (rys. 7.14, 7.15). Wartość tą zarejestrowano przy temperaturze otoczenia wynoszącej 22°C.

Wyższa temperatura osiągnięta przez śrubę napędzającą oś Z, w porównaniu do pozostałych osi X oraz Y, związana jest z dodatkową siłą ciężkości wrzeciennika obciążającą tę przekładnię.



Rys. 7.15 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi Z na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 1÷6

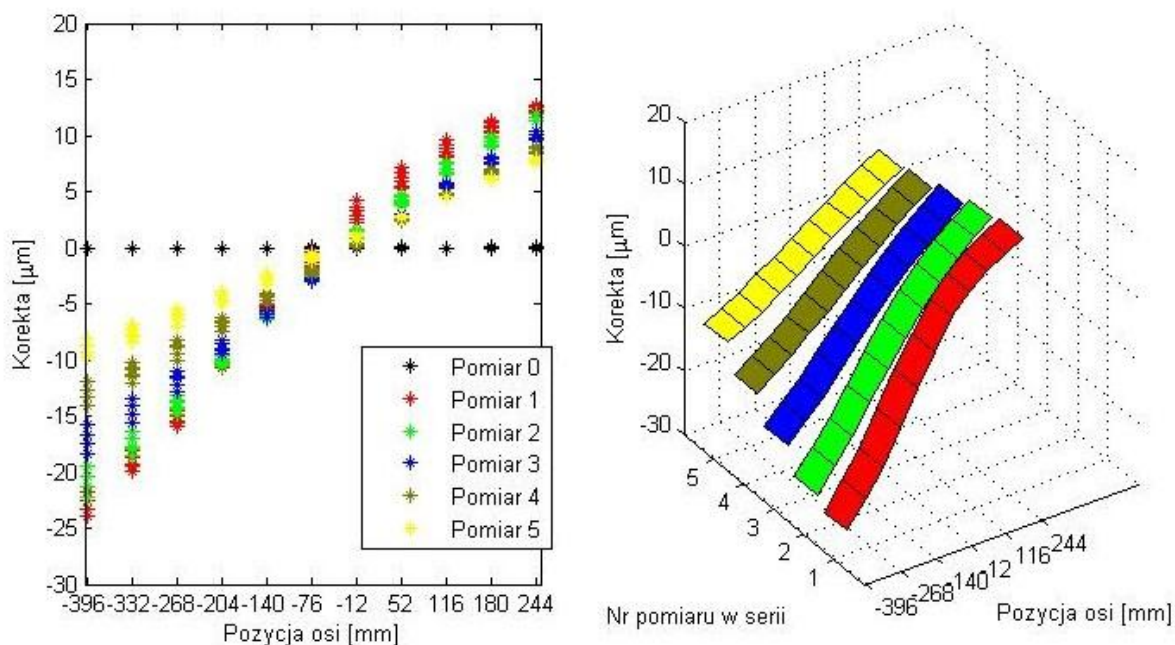


Rys. 7.16 Wpływ ciepła wydzielanego podczas ruchu osi Z na rejestrowany błąd pozycjonowania, pomiary 7÷12

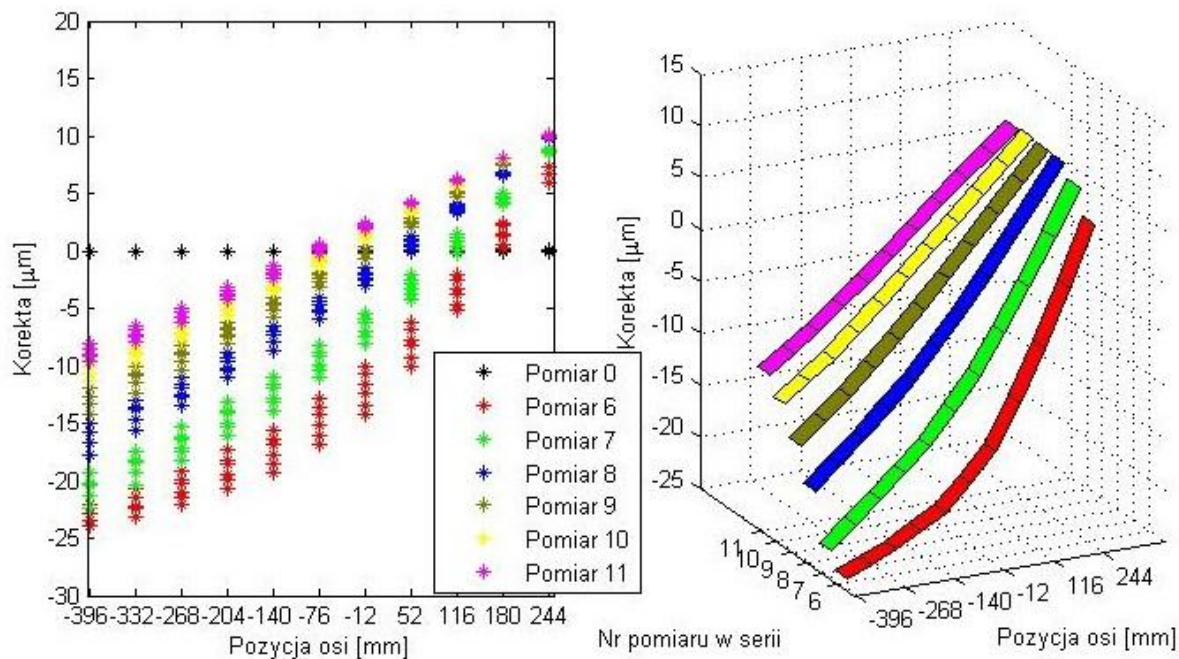
W zaprezentowanych pomiarach dotyczących osi Z (rys. 7.15, rys. 7.16) maksymalna niedokładność pozycjonowania powstała na skutek odkształceń cieplnych wynosiła $58\mu\text{m}$. Jest ona większa od tej rejestrowanej dla osi X, pomimo faktu, iż oś X ma większy zakres od osi Z. Wynika to ze sposobu ułożyskowania osi Z. Oś Z posiada jeden węzeł ustalający oraz jeden swobodny. Osie X oraz Y ułożyskowane są w układzie ze śrubą napiętą wstępnie, co skutkuje obniżeniem wartości maksymalnych niedokładności pozycjonowania powstających na skutek odkształceń cieplnych.

7.3 Badanie błędów termicznych przy działającym systemie KSP

Dla celów kompensacji odkształceń cieplnych wykorzystano modele przedstawione w podrozdziałach 5.3 i 5.4, w zależności od układu w jakim ułożyskowana jest dana przekładnia śrubowo-toczna (patrz. tab. 7.1). Układ sterowania zmodyfikowano zgodnie z procedurą zaprezentowaną w podrozdziale 5.2. Wartości obliczonych korekt oraz odchyłki po wprowadzeniu kompensacji ukazują rysunki 7.17÷7.28. Warunki przeprowadzonych doświadczeń są takie same jak w podrozdziale 7.2.

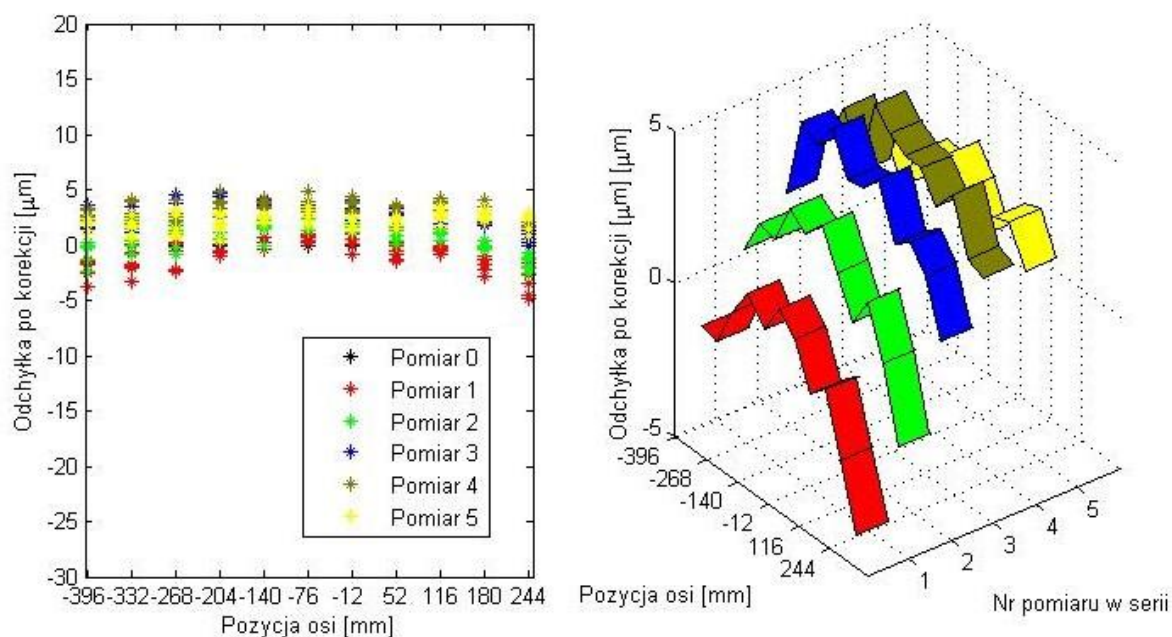


Rys. 7.17 Obliczone korekty, oś X, pomiary 1÷5

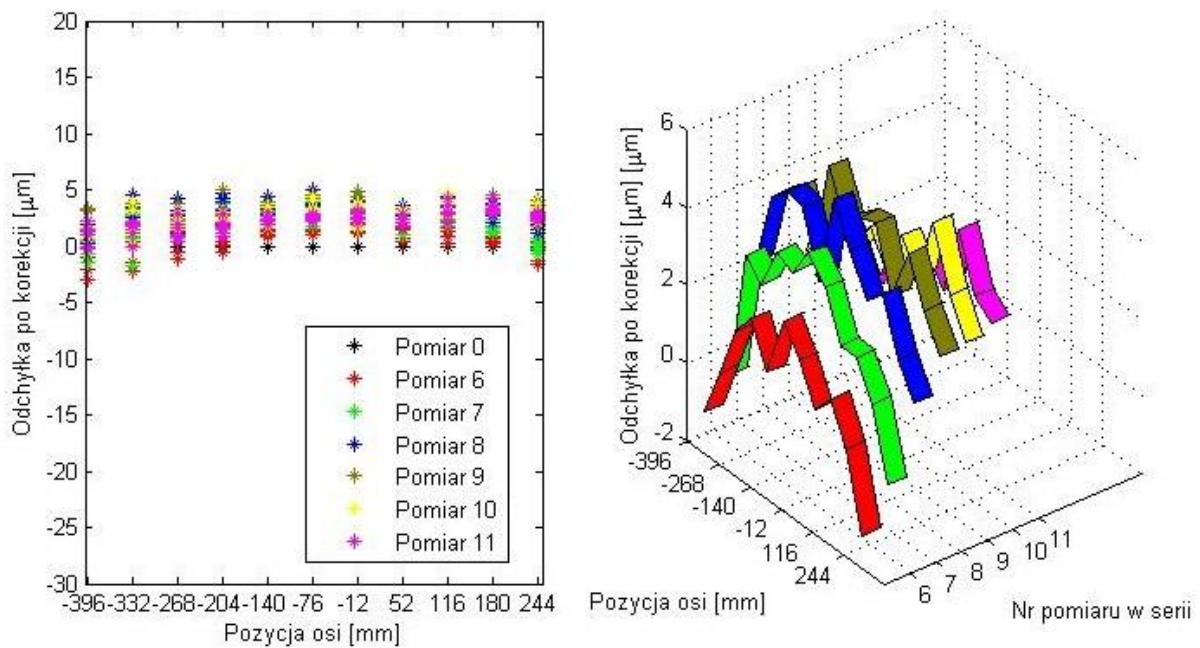


Rys. 7.18 Obliczone korekty, oś X, pomiary 6÷11

Obliczone na podstawie modelu opisanego w rozdziale 5. wartości korekt pozwalają na ograniczenie wpływu odkształceń cieplnych na dokładność pozycjonowania. Przedstawione na rysunkach 7.17 oraz 7.18 korekty pozycji osi X, zostały obliczone dla bieżącego stanu temperaturowego (rys. 7.5, rys. 7.6) przyjmowanego przez śrubę toczną w trakcie przeprowadzanego doświadczenia (Tab. 7.2). Podobieństwo rysunków 7.7, 7.8 z rysunkami 7.17, 7.18 pozwala stwierdzić, iż wartości korekt obliczane są w sposób poprawny.

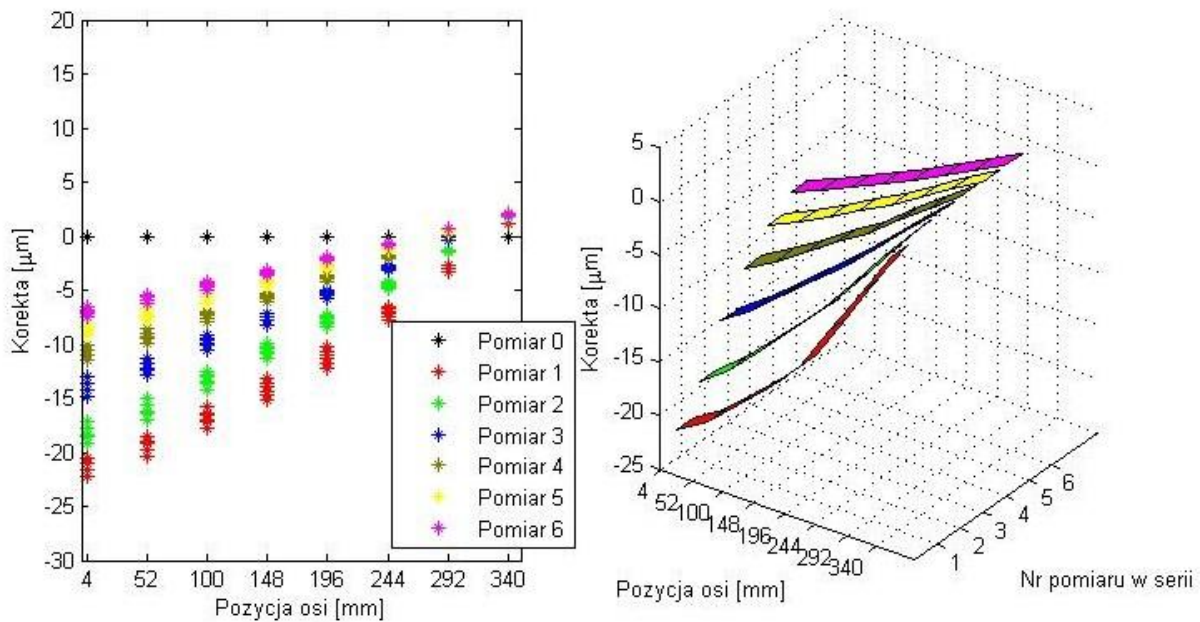


Rys. 7.19 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś X, pomiary 1÷5

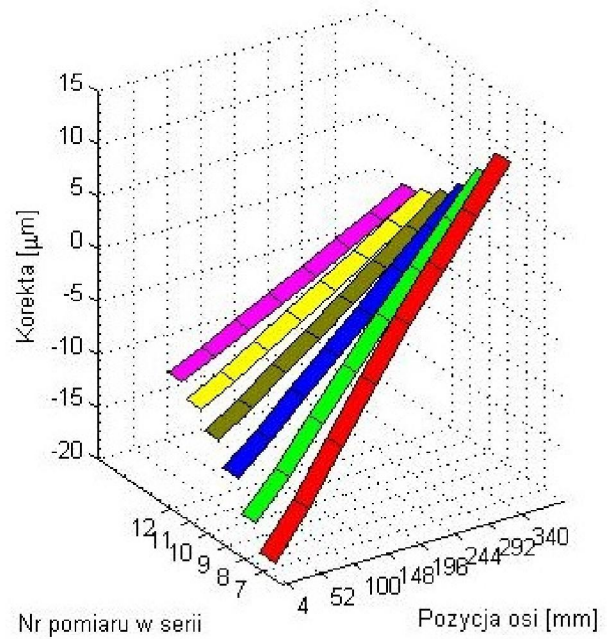
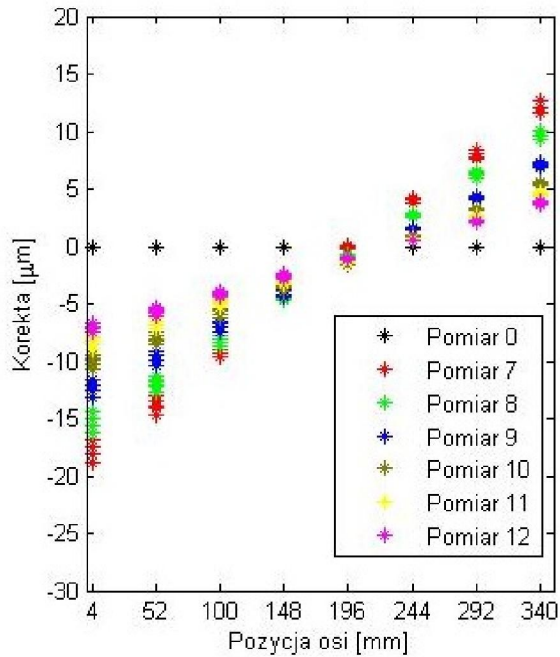


Rys. 7.20 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś X, pomiary 6÷11

Na rysunkach 7.19 oraz 7.20 zaprezentowano odchyłki pozycji otrzymane po zastosowaniu systemu kompensacji KSP. Błąd wynikający z odkształceń cieplnych dla osi X, dzięki zastosowaniu systemu został zredukowany w prezentowanym przykładzie z 42µm do 9µm.

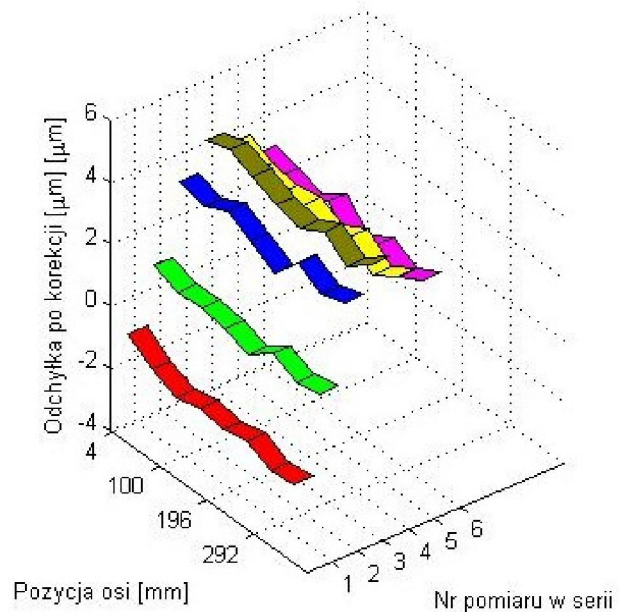
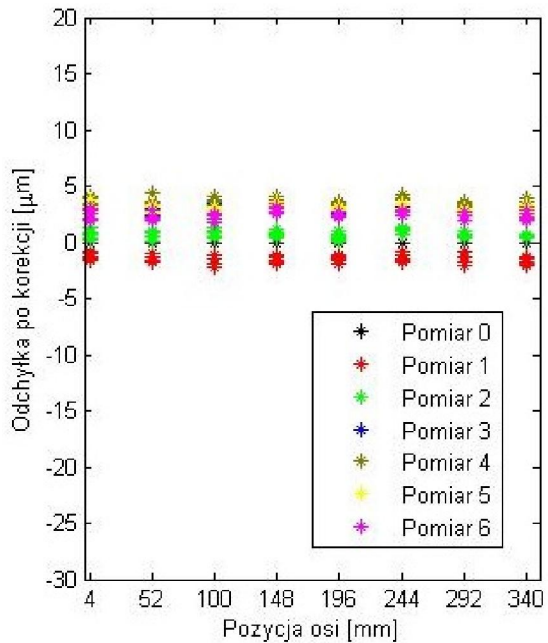


Rys. 7.21 Obliczone korekty, oś Y, pomiary 1÷6

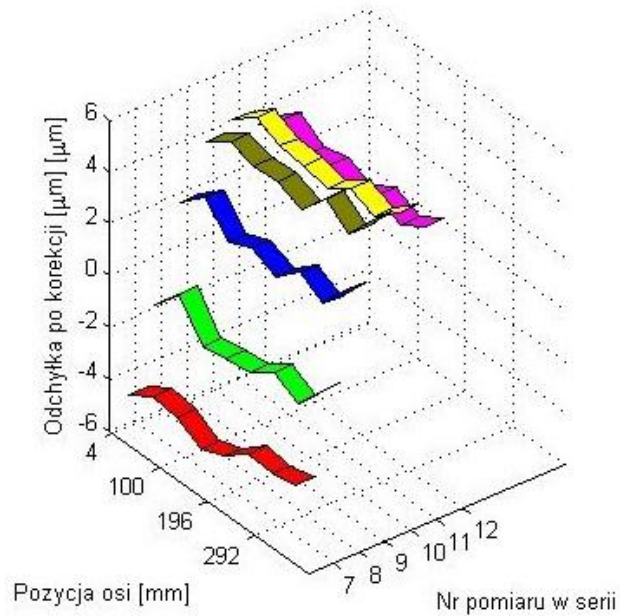
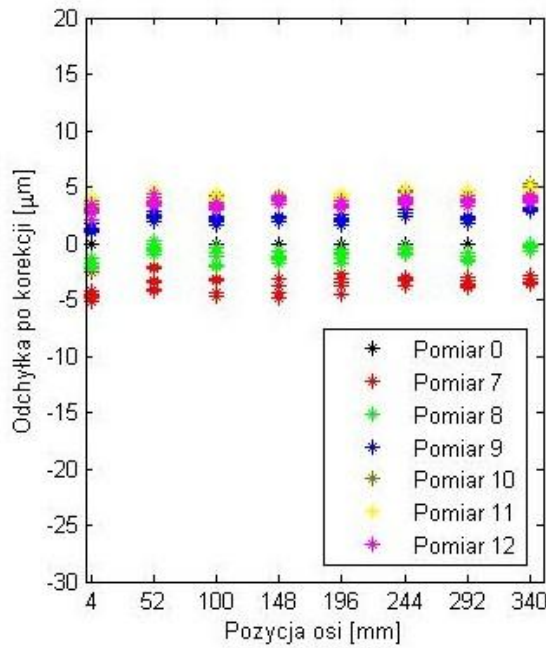


Rys. 7.22 Obliczone korekty, oś Y, pomiary 7÷12

Ukazane na rysunkach 7.21 oraz 7.22 korekty pozycji osi Y, zostały obliczone dla bieżącego stanu temperaturowego (rys. 7.9, rys. 7.10) przyjmowanego przez śrubę toczną w trakcie przeprowadzanego doświadczenia (Tab. 7.3). Podobieństwo rysunków 7.11, 7.12 z rysunkami 7.21, 7.22 pozwala stwierdzić, iż wartości korekt obliczane są w sposób poprawny.

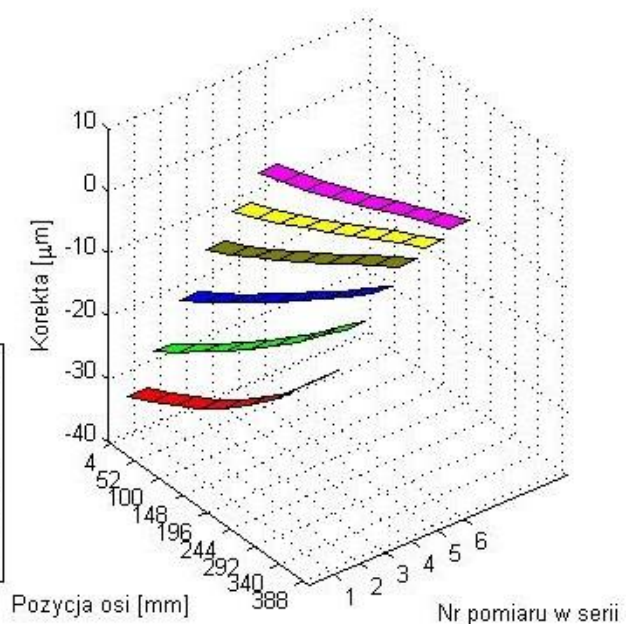
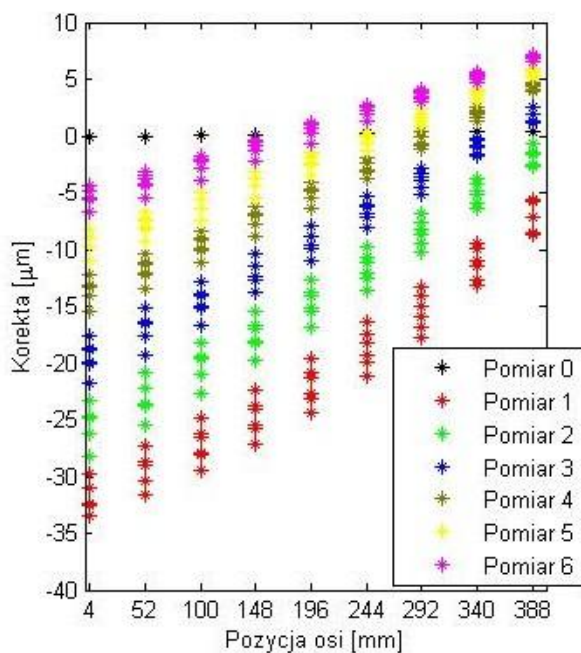


Rys. 7.23 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś Y, pomiary 1÷6

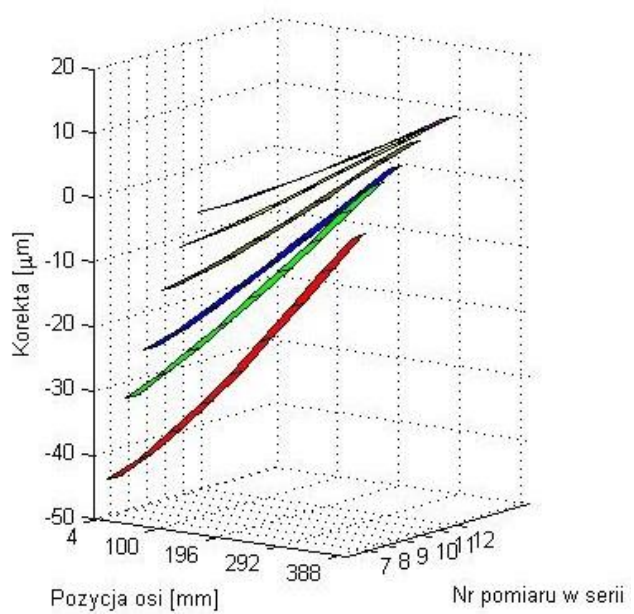
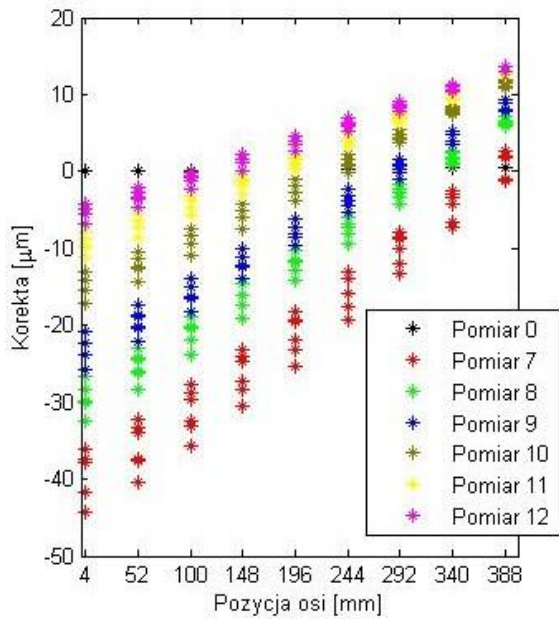


Rys. 7.24 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś Y pomiary 7÷12

Na rysunkach 7.23 oraz 7.24 przedstawiono odchyłki pozycji otrzymane po zastosowaniu systemu kompensacji KSP. Błąd wynikający z odkształceń cieplnych dla osi Y, dzięki zastosowaniu systemu został zredukowany w prezentowanym przykładzie z $35\mu\text{m}$ do $10\mu\text{m}$.

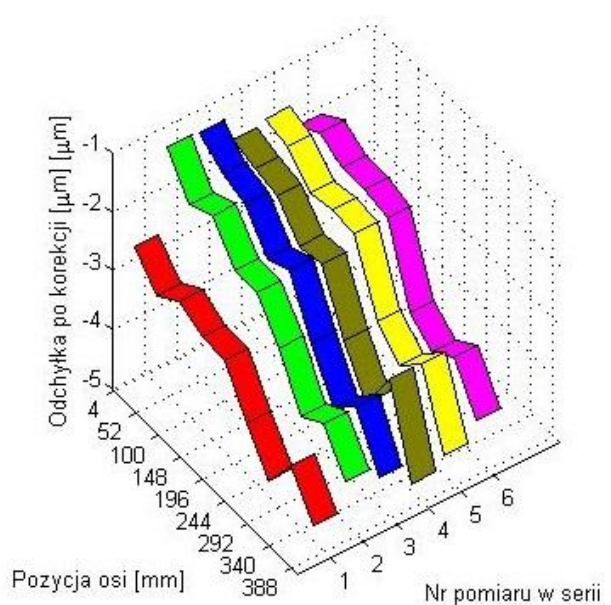
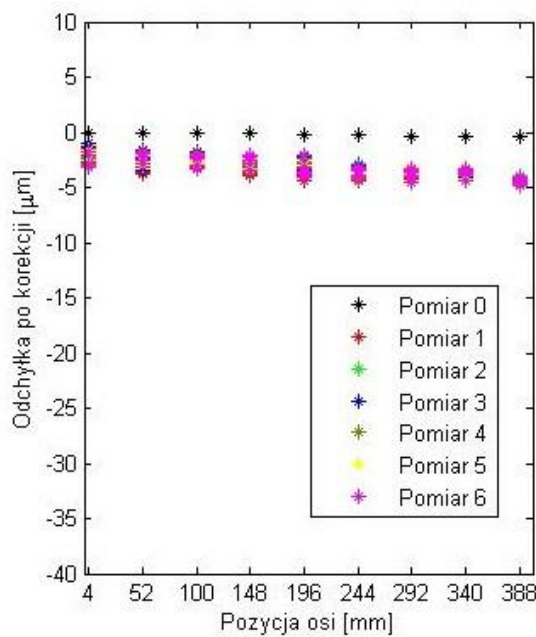


Rys. 7.25 Obliczone korekty, oś Z, pomiary 1÷6

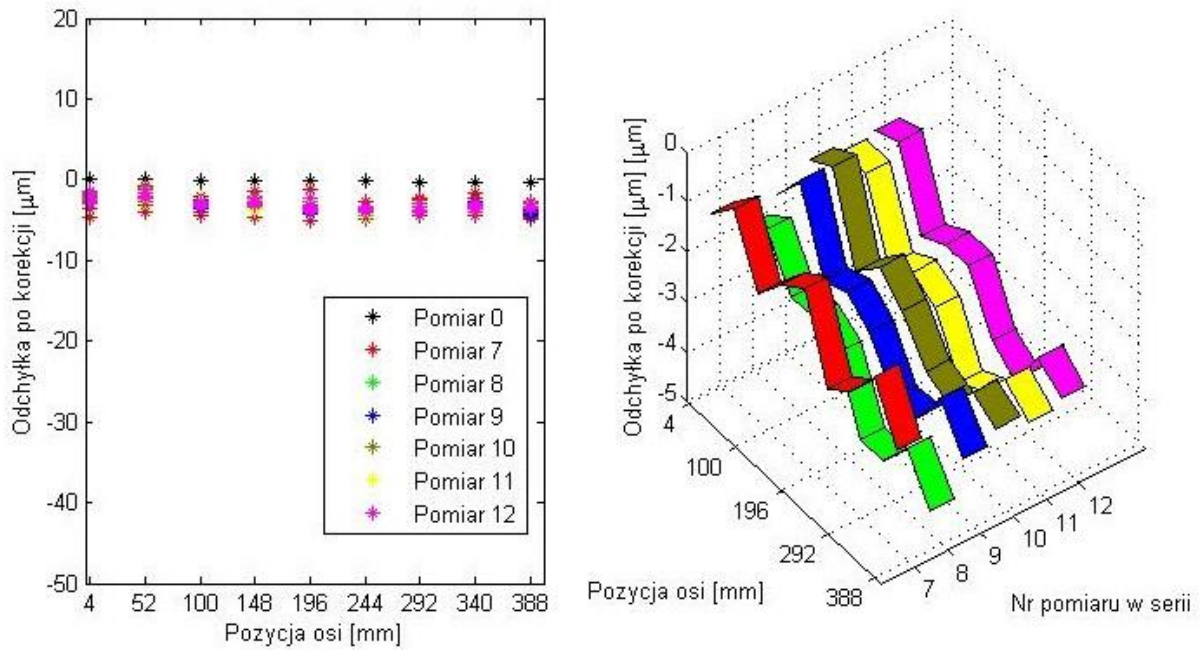


Rys. 7.26 Obliczone korekty, oś Z, pomiary 7÷12

Zaprezentowane rysunkach 7.25 oraz 7.26 korekty pozycji osi Z, zostały obliczone dla bieżącego stanu temperaturowego (rys. 7.13, rys. 7.14) przyjmowanego przez śrubę toczną w trakcie przeprowadzanego doświadczenia (Tab. 7.4). Podobieństwo rysunków 7.15, 7.16 z rysunkami 7.25, 7.26 pozwala stwierdzić, iż wartości korekt obliczane są w sposób poprawny.



Rys. 7.27 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś Z, pomiary 1÷6



Rys. 7.28 Odchyłki pozycji po kompensacji, oś Z, pomiary 7÷12

Na rysunkach 7.27 oraz 7.28 przedstawiono odchyłki pozycji otrzymane po zastosowaniu systemu kompensacji KSP. Błąd wynikający z odkształceń cieplnych dla osi Z, dzięki zastosowaniu systemu został zredukowany w prezentowanym przykładzie z $58\mu\text{m}$ do $5\mu\text{m}$.

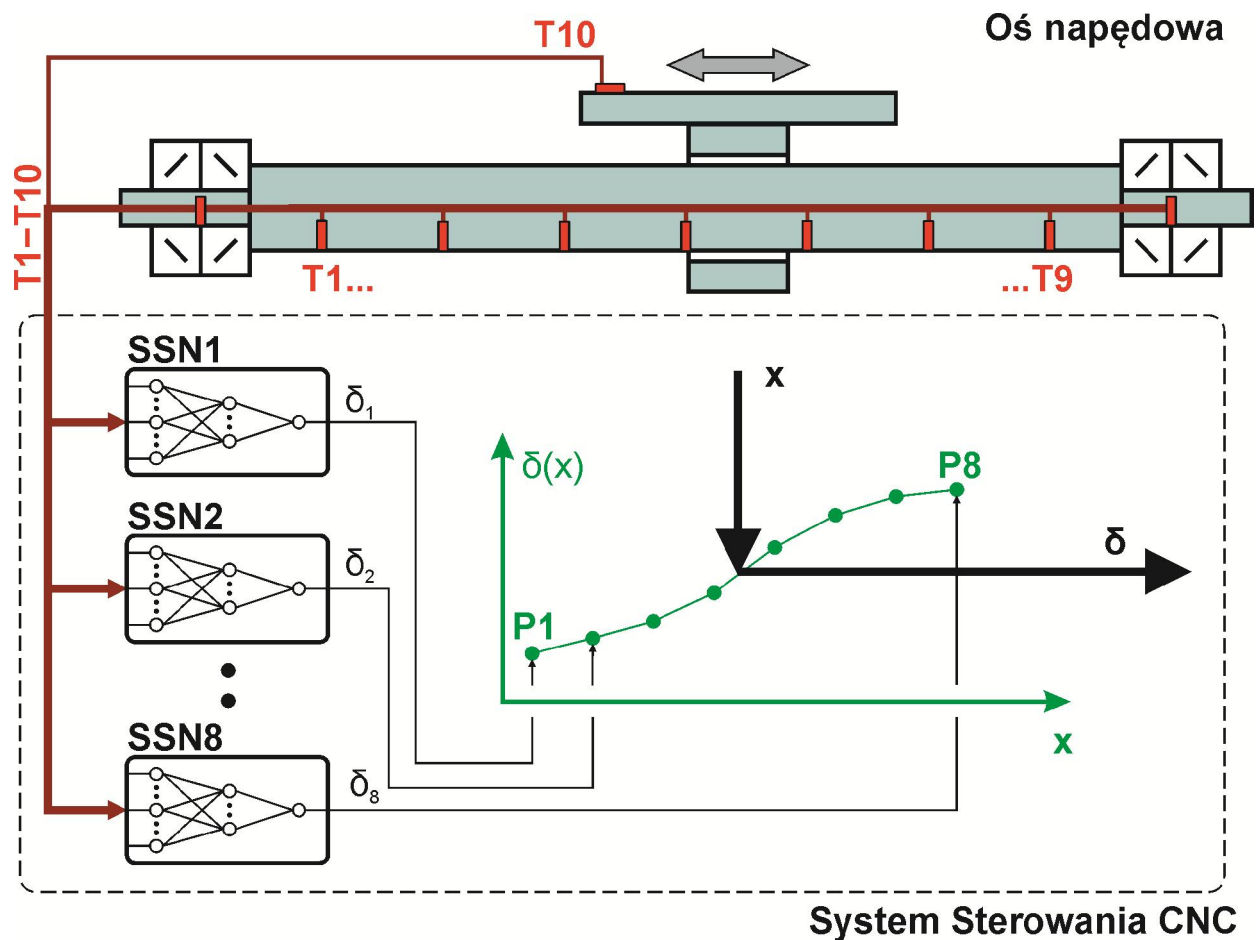
Znaczne zmniejszenie wartości błędów wynikających z odkształceń cieplnych po zastosowaniu systemu kompensacji dowodzi skuteczności zaproponowanej metody oraz poprawności modeli odkształceń cieplnych. W zaprezentowanych przykładach błąd ten został zredukowany o 78% dla osi X (z $42\mu\text{m}$ do $9\mu\text{m}$), o 71% dla osi Y (z $35\mu\text{m}$ do $10\mu\text{m}$) oraz o 91% dla osi Z (z $58\mu\text{m}$ do $5\mu\text{m}$).

8. Zastosowanie algorytmów neuronowych do kompensacji odkształceń cieplnych

Dla celów porównawczych opracowano modele parametryczne odkształceń cieplnych osi napędowych jako alternatywę w stosunku do modeli analitycznych. Ze względu na dobre własności interpolacyjne oraz prostotę implementacji zapewnioną przez nowoczesne narzędzia programistyczne zdecydowano się na zastosowanie sieci neuronowych jako alternatywnego sposobu modelowania.

8.1 Schemat modeli neuronowych

Do celu kompensacji błędu wynikającego z cieplnych odkształceń osi napędowej posłużono się modelem opartym na architekturze zaprezentowanej na rys. 8.1 (prezentowany przykład dotyczy osi Y). Całkowita długość śruby tocznej osi Y wynosiła 1400 mm.



Rys. 8.1 Schemat funkcjonowania modelu neuronowego osi Y

Zaproponowano model odkształceń cieplnych śruby składający się z 8 sztucznych sieci neuronowych (SSN1..SSN8). Danymi wejściowymi dla każdej sztucznej sieci neuronowej są temperatury mierzone przez czujniki umieszczone w śrubie (T1..T9) oraz na przesuwym elemencie korpusowym osi napędowej (T10).

Każda pojedyncza sieć neuronowa zaprezentowana na rys. 8.1 jest dwuwarstwowa. W pierwszej warstwie ukrytej znajdują się 3 neurony o sigmoidalnej funkcji aktywacji, zaś w drugiej ukrytej jeden neuron o liniowej funkcji aktywacji. Wartością wyjściową każdej sieci jest błąd pozycjonowania w kolejnym, arbitralnie przyjętym punkcie rozmieszczonym wzdłuż osi śruby (P1,...,P8). Ze zbioru sieci neuronowych otrzymuje się wektor wartości wyjściowych ($\delta_1... \delta_8$), zawierający błędy pozycjonowania osi napędowej w 8 punktach P1,...,P8, dla określonego stanu temperaturowego osi. Wartości błędu termicznego w punktach pośrednich, nie wyznaczanych bezpośrednio przez sieci neuronowe, aproksymowane są funkcją liniową $\delta(x)$.

Dla osi X oraz osi Z liczba czujników zamontowanych w śrubach wynosiła odpowiednio 9 i 8 szt. Całkowite długości śrub wynosiły 1210 mm i 909 mm. Zakres ruchu tych osi wynosił 650 mm i 400 mm (patrz tab. 7.1). Liczba punktów pomiarowych, odpowiadająca liczbie wykorzystywanych w strukturze sieci neuronowych, wynosiła 11 dla osi X oraz 9 dla osi Z. Czujniki temperatury maszyny (T10) umiejscowiono: dla osi X na stole frezarki, dla osi Y na ruchomym łożu, dla osi Z na wrzecienniku.

8.2 Nauka modeli neuronowych

W celu wyznaczenia wag modelu neuronowego, wykonano cykl pomiarów dokładności pozycjonowania interferometrem laserowym. Aby zarejestrować błąd odkształceń cieplnych, osie wykonywały cykliczne ruchy zmieniające stan cieplny maszyny. Ponieważ sieci neuronowe posiadają dobrą zdolność aproksymacyjną, lecz słabą zdolność ekstrapolacyjną, opracowano odpowiedni plan doświadczalny pozwalający na zebranie kompletnego zestawu wymaganych danych uczących. Parametry ruchów dla poszczególnych osi napędowych zaprezentowano w tabelach 8.1÷8.3. Pomiędzy kolejnymi okresami ruchu nagrzewczego, wykonywano seriami pomiary dokładności pozycjonowania, zgodnie z metodologią przedstawioną w podrozdziale 7.2.

Tab. 8.1. Zakresy ruchów nagrzewających oś napędową X w toku badań doświadczalnych

Oś	Zakres ruchu	Prędkość ruchu	Czas nagrzewania	Zastosowanie
X	-250 ÷ - 100 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
X	-100 ÷ 100 mm	50mm/s	1h 30min	Nauczanie
X	-100 ÷ 100 mm	50mm/s	1h	Weryfikacja
X	-350 ÷-250 mm	50mm/s	1h 30 min	Testowanie
X	-30 ÷-120 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
X	-170 ÷-20 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
X	-380 ÷-290 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie

Tab. 8.2. Zakresy ruchów nagrzewających oś napędową Y w toku badań doświadczalnych

Oś	Zakres ruchu	Prędkość ruchu	Czas nagrzewania	Zastosowanie
Y	50 ÷250 mm	50mm/s	1h 30 min	Testowanie
Y	5 ÷ 125 mm	50mm/s	1h	Nauczanie
Y	75 ÷ 200 mm	50mm/s	1h	Nauczanie
Y	150 ÷ 275 mm	50mm/s	1h	Nauczanie
Y	225 ÷345 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Y	5 ÷250 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Y	130 ÷330 mm	50mm/s	1h 30 min	Weryfikacja

Tab. 8.3. Zakresy ruchów nagrzewających oś napędową Z w toku badań doświadczalnych

Oś	Zakres ruchu	Prędkość ruchu	Czas nagrzewania	Zastosowanie
Z	5 ÷ 105 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	100 ÷ 200 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	300 ÷ 400 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	150 ÷ 300 mm	50mm/s	2h	Weryfikacja
Z	200 ÷300 mm	50mm/s	1h 50 min	Nauczanie
Z	125 ÷ 275 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	125 ÷ 275 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	225 ÷ 375 mm	50mm/s	1h 30 min	Nauczanie
Z	25 ÷ 300 mm	50mm/s	1h 30 min	Testowanie

Nauczenie sieci neuronowych dla każdej z osi przeprowadzono wyszczególniając z zestawu danych część: uczącą, testową oraz walidacyjną. Sygnały wejściowe oraz wyjściowe ze zbioru uczącego podawano sieciom w trakcie procesu automatycznego dostrajania wag sieci neuronowych, zwanym uczeniem sieci. Dane testowe wykorzystywane były w procesie strojenia wag do kontroli poprawności procesu uczenia. Zestaw danych walidacyjnych nie był prezentowany sieciom w procesie dostrajania wag. Posłużył on do zweryfikowania poprawności zaproponowanej metody.

Do nauki sieci wykorzystano algorytm optymalizacyjny Levenberga-Marquardta z regularyzacją Bayesa. Regularyzacja ta w kryterium optymalizacyjnym (suma kwadratów błędów) uwzględnia czynnik związany z wagami sieci [21]. Algorytm ten charakteryzuje się dobrą zbieżnością i jest zalecany szczególnie dla zestawów o małej liczebności danych uczących. Do opracowania modelu neuronowego posłużono się środowiskiem MatLab.

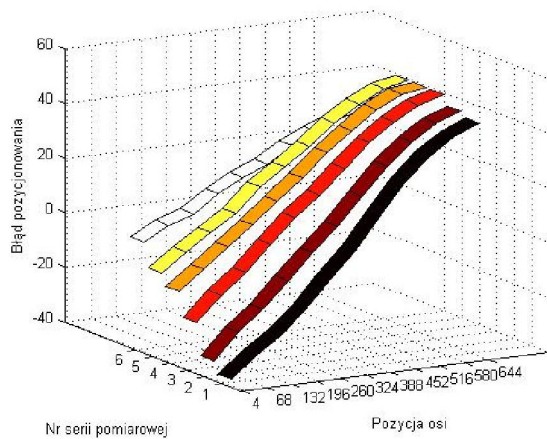
8.3 Opis implementacji w sterowaniu maszyny CNC

Aplikację korekty w układzie sterowania maszyny CNC umożliwiły doświadczenia zdobyte podczas opracowywania w Centrum Mechatroniki ZUT otwartego układu sterowania [19, 78]. Algorytm sterowania maszyny oparto na architekturze wirtualnych osi implementowanej m. in. przez środowisko programistyczne B&R Automation Studio [73,74, 127]. W architekturze tej generator trajektorii CNC zostaje wykorzystany jako sygnał nadrzędny dla pracujących w układzie nadążnym regulatorów silników PMSM. Wysoka częstotliwość komunikacji, osiągnięta dzięki zastosowaniu interfejsu PowerLink, pozwala na wdrożenie cyklu komunikacji wynoszącego 400 μ s. Zapewnia to płynną pracę napędów oraz możliwość wprowadzenia dowolnej korekty w torze ruchu osi CNC.

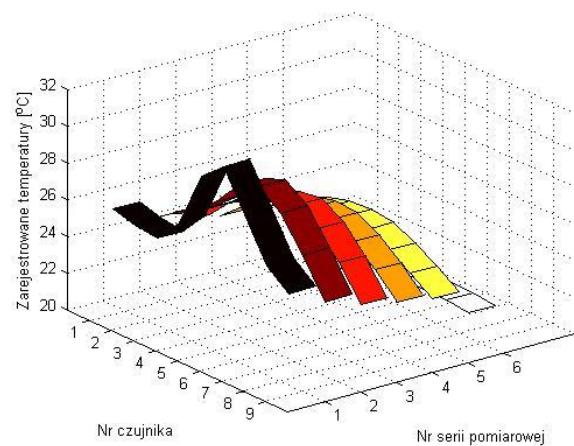
Implementacja modelu neuronowego, w sposób przyjazny dla użytkownika, została osiągnięta poprzez zastosowanie aplikacji do szybkiego prototypowania algorytmów: „Automation Studio Target for Simulink”. Pozwala ona na generację kodu kompatybilnego ze sterownikami PLC, z modeli zbudowanych w środowisku MatLab Simulink (.slx, .mdl). W tym celu „Automation Studio Target for Simulink” dostarcza biblioteki zawierające specjalne moduły blokowe: wejścia, wyjścia oraz konfiguracji. Zamieszczenie tych modułów na schemacie blokowym Simulink tworzy most pomiędzy dwoma środowiskami: MatLab-Simulink i B&R Automation Studio.

8.4 Weryfikacja

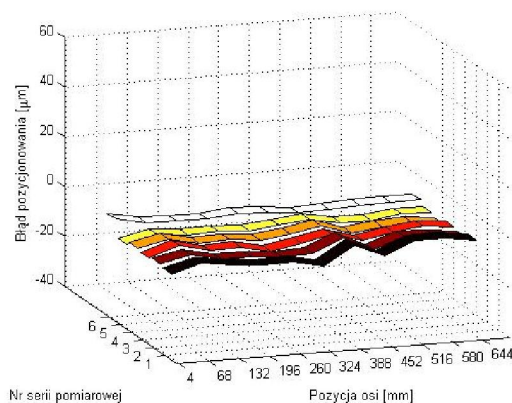
Procesowi weryfikacji metody kompensacji odkształceń cieplnych osi X, Y oraz Z posłużyły serie pomiarowe składające się odpowiednio z sześciu, siedmiu oraz siedmiu pomiarów dokładności pozycjonowania. Każdy z pomiarów wykonywany był zgodnie z procedurą opisaną w rozdziale 6.2, z tym że błędy geometryczne nie zostały ówczasnie skompensowane. Ostatni z zaprezentowanych pomiarów w każdej z serii, został wykonany gdy osie znajdowały się w równowadze cieplnej z otoczeniem. Pomiarzy zostały wykonane po nieprzerwanych ruchach grzewczych których parametry dla poszczególnych osi podano w tablicach 8.1÷8.3. Wyniki pomiarów uwzględniające zastosowaną metodę kompensacji odkształceń cieplnych przedstawiono na rys. 8.2-8.4.



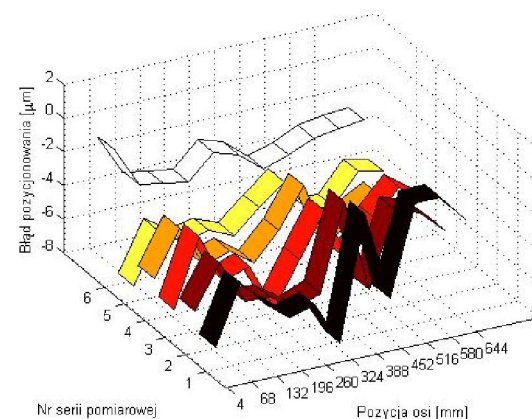
Rys. 8.2a Błędy geometryczne i termiczne, brak kompensacji, os X



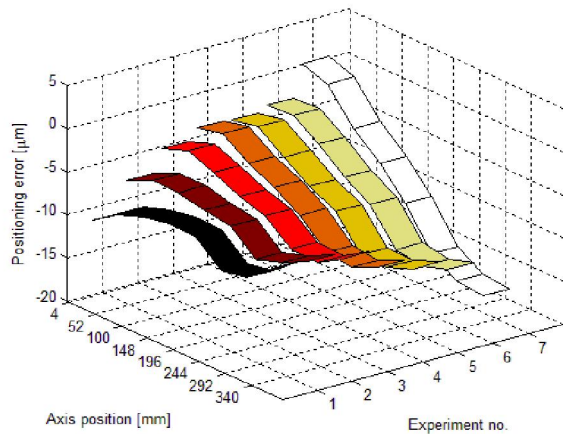
Rys. 8.2b Zarejestrowane temperatury, os X



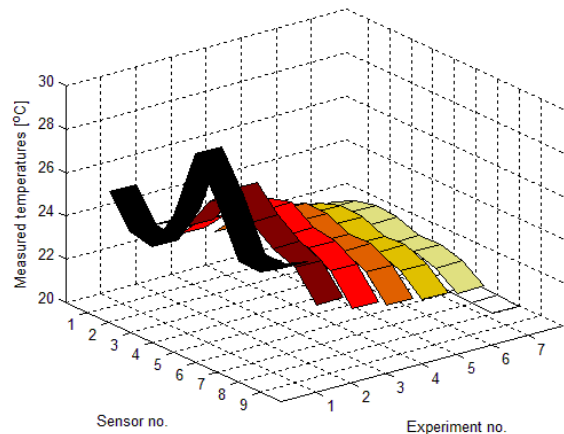
Rys. 8.2c Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja, os X



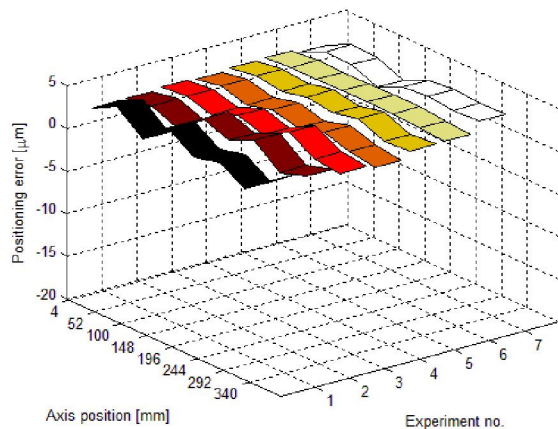
Rys.8.2d Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja (powiększenie), os X



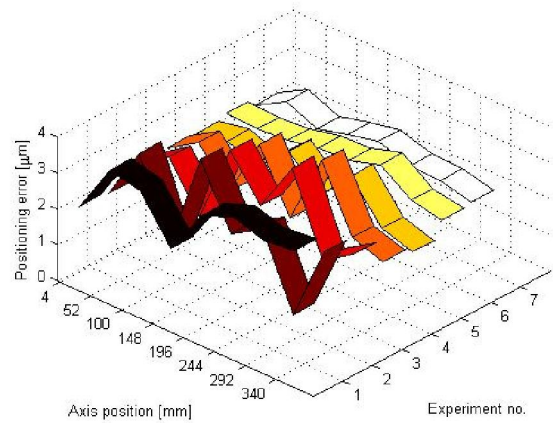
Rys. 8.3a Błędy geometryczne i termiczne, brak kompensacji, os Y



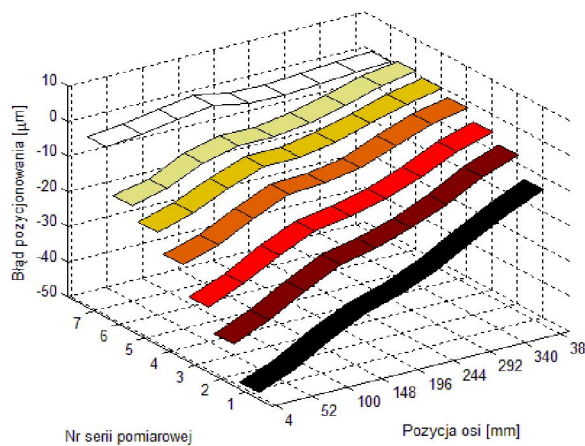
Rys. 8.3b Zarejestrowane temperatury, os Y



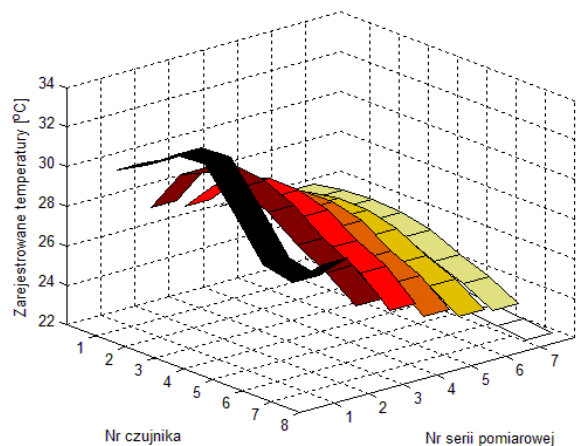
Rys. 8.3c Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja, os Y



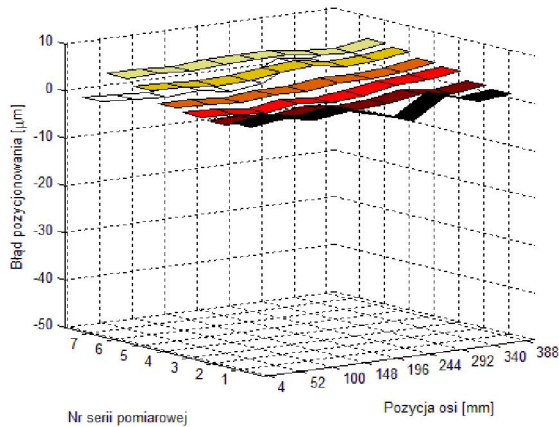
Rys.8.3d Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja (powiększenie), os Y



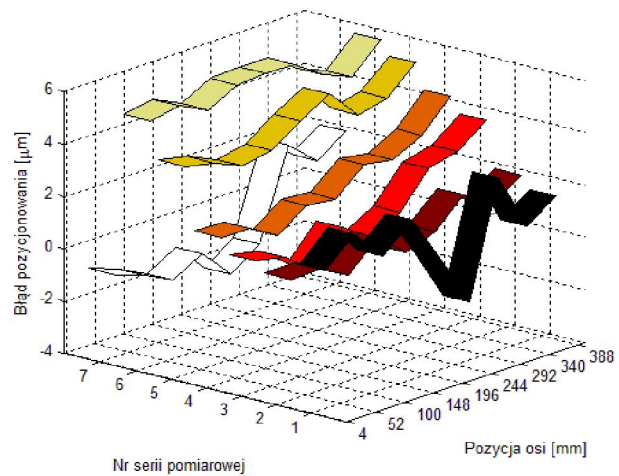
Rys. 8.4a Błędy geometryczne i termiczne, brak kompensacji, os Z



Rys. 8.4b Zarejestrowane temperatury, os Z



Rys. 8.4c Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja, os Z



Rys.8.4d Błędy geometryczne i termiczne, załączona kompensacja (powiększenie), os Z

W prezentowanym przykładzie dla osi X osiągnięto redukcję błędów pozycjonowania z ok. 90 do ok. 8 μ m (91%). W skład tego błędu wchodzi zarówno składowa geometryczna jak i składowa termiczna niedokładności pozycjonowania (rys. 8.2). Dla osi Y osiągnięto redukcję błędów pozycjonowania z ok. 20 do ok. 4 μ m (80%). W skład tego błędu również wchodzi składowa geometryczna i składowa termiczna niedokładności pozycjonowania (rys. 8.3). W ostatnim przypadku, dla osi Z, osiągnięto redukcję błędów pozycjonowania z ok. 50 do ok. 8 μ m (84%). Analogicznie jak poprzednio, w skład tego błędu wchodzi składowa geometryczna i składowa termiczna niedokładności pozycjonowania (rys. 8.4).

Porównanie maksymalnych błędów otrzymanych po kompensacji na podstawie modelu fizycznego oraz modelu opartego na sieciach neuronowych wykazuje, że osiągnięte dokładności są podobne, z nieznaczną przewagą wskazującą na sieci neuronowe, w przypadku tych pierwszych osiągnięta poprawa wynosiła ok. 70-90%, w przypadku drugich 80-90%, patrz również [75]. Modelowanie neuronowe charakteryzuje się pozorną prostotą w realizacji. Jest to podejście nie wymagające znajomości skomplikowanego aparatu matematycznego. Jednak pamiętać należy, iż dla poprawnego działania modelu neuronowego konieczne jest przygotowanie odpowiedniego zbioru danych uczących. Jeżeli nie będzie on uwzględniał wszystkich zmiennych wejściowych mających istotny wpływ na wartość wyjściową, model oparty na sieciach neuronowych zostanie nauczony błędnie. Zastosowanie źle nauczonego modelu może prowadzić do błędnego działania algorytmu kompensacji.

Niewątpliwą przewagą użycia modelu fizycznego jest jego przejrzystość, która implikuje przewidywalność funkcjonowania tego modelu. Pozwala on na ograniczenie liczby danych wymaganych do identyfikacji modelu w stosunku do modelu neuronowego.

9. Wnioski końcowe

W niniejszej pracy udowodniono, że możliwym jest skuteczne ograniczenie wpływu odkształceń cieplnych osi napędowych obrabiarek na ich dokładność pozycjonowania, poprzez zastosowanie w układzie sterowania cyfrowej kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych. W pracy zaprezentowano kompletny system, tj. obejmujący zarówno projekt mechaniczny, jak i część informatyczną. Część informatyczna zawierała zarówno odpowiednie modele doświadczalne jak i sposób wprowadzania korekty w układzie sterowania maszyny.

Przedstawiono dwa alternatywne sposoby modelowania odkształceń cieplnych śrub pociągowych, tj. z zastosowaniem modelu fizycznego i neuronowego. Oba te modele przetestowano dla różnych wariantów nagrzewania śrub pociągowych, podczas których zmieniano zarówno prędkości jak i zakresy ruchów. Uzyskano znaczącą redukcję odkształceń cieplnych na poziomie 70-90%.

Porównanie maksymalnych błędów otrzymanych po kompensacji na podstawie modelu fizycznego oraz modelu opartego na sieciach neuronowych wykazuje, że osiągnięte dokładności są podobne, z nieznaczną przewagą wskazującą na sieci neuronowe. W przypadku modelu fizycznego osiągnięta poprawa wynosiła ok. 70-90%, w przypadku neuronowego 80-90%. Jednak przejrzystość modelu fizycznego i jego łatwiejsza identyfikację, wskazują że ma on większe perspektywy na zastosowanie w praktyce przemysłowej.

Dla poprawnego modelowania odkształceń cieplnych tradycyjnych układów napędowych ważnym jest uwzględnianie nie tylko wpływu znacznych wahań temperatury śrub tocznych wzdłuż ich osi podczas pracy, lecz również sposobu łożyskowania. Z tego powodu przedstawiono dwa modele fizyczne, pierwszy dla śruby łożyskowanej w układzie łożysko ustalające - łożysko swobodne, drugi dla śruby łożyskowanej w układzie napiętym wstępnie. Oba modele umożliwiają efektywną kompensację odkształceń cieplnych.

W pracy zaprezentowano kryterium wspomagające dobór odpowiedniej liczby czujników temperatury do układu kompensacji odkształceń cieplnych śruby napędowej w zależności od parametrów układu. Postuluje się uzależnienie liczby zastosowanych czujników od długości śruby, momentu tarcia w nakrętce i łożyskach oraz maksymalnych prędkości pracy układu zgodnie ze wzorami pozwalającymi na oszacowanie pola rozkładu temperatur i określenie błędów numerycznych. W publikacjach wykazano, że im dłuższa śruba oraz im

większe napięcie wstępne układu, tym więcej czujników jest potrzebnych do prawidłowego działania systemu kompensacji odkształceń. Należy szczególnie podkreślić, iż zwiększanie liczby czujników powoduje zmniejszanie się błędu numerycznego nie powodując zmniejszania błędów losowych pozycjonowania. Zatem nie jest celowe nieograniczone zwiększanie liczby czujników.

Opracowana metoda kompensacji charakteryzuje się znacznie niższym nakładem kosztów eksploatacyjnych oraz wdrożeniowych w porównaniu z konwencjonalnymi systemami chłodzenia. Jest ona również korzystniejsza cenowo w porównaniu z dostępnymi na komercyjnym rynku liniałami optycznymi czy magnetycznymi.

Niniejsza praca dotyczy odkształceń cieplnych osi napędowych. Całościowy system kompensacji odkształceń cieplnych maszyny powinien uwzględniać wszystkie czynniki wpływające na dokładność geometryczno kształtową wykonywanych na obrabiarkach części, w tym: wrzeciona, śruby, korpusy. Niniejsza praca dotycząca odkształceń cieplnych osi napędowych jest jednym z głównych elementów budowy całościowego układu kompensacji odkształceń cieplnych. Dalsze etapy prac badawczych będą koncentrowane na kompensacji pozostałych elementów obrabiarki tj.: korpusów i wrzecion.

W odniesieniu do śrub pociągowych planowane są dalsze prace konstrukcyjne umożliwiające wyeliminowanie konektora obrotowego i zastąpienie go komunikacją bezprzewodową. Ponadto konieczne jest podjęcie działań zmierzających do implementacji opracowanego systemu kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych w handlowo dostępnych systemach CNC takich jak Heidenhain, Sinumerik czy Fanuc. Działania te umożliwią komercjalizację wyników pracy.

Bibliografia

- [1] E. Abele, Y. Altintas, C. Brecher: Machine tool spindle units. CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010) p. 781–802
- [2] V. Adams, A. Askenazi: Building better products with finite element analysis. Santa Fe, OnWord Press 1999
- [3] J-Y Ahn, S-C Chung: Real time estimation of 1-dimensional temperature distribution for precision machine tools using modal analysis and observer. Transactions of NAMRI/SME, Volume XXVIII (2000), p. 437-442
- [4] J-Y Ahn, S-C Chung :Real-time estimation of the temperature distribution and expansion of a ball screw system using an observer. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 2004, 218, p.1667-1681
- [5] I. Alejandro, M. Artes: Thermal non-linear behaviour in optical linear encoders. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) p. 1319–1325
- [6] V. S. Arpaci: Conduction heat transfer. Addison-Wesley Publishing Company, 1966, London
- [7] M.Bahrami, M. M.Yovanovich, J. R. Culham: Thermal contact resistance at low contact pressure: Effect of elastic deformation. International Journal of Heat and Mass Transfer 48 (2005) p. 3284–3293
- [8] A. Baïri, N. Alilat, J.G. Bauzin, N. Laraqi: Three-dimensional stationary thermal behavior of a bearing ball. International Journal of Thermal Sciences 43 (2004) 561–568
- [9] Bejan. A.: Theory of rolling contact heat transfer. Journal of Heat Transfer, May 1989, Vol. 111, p. 257-264.
- [10] J. Biedrzycki: Konstrukcja przyrządów i urządzeń precyzyjnych. WNT, Warszawa 1996
- [11] Burton R. A., Staph H. E. Thermally activated seizure of angular contact bearings. ASLE Transactions 10, 408-417 (1967)
- [12] C-F Chang, et al.: A theory of ball-screw thermal compensation. Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists 2009 Vol II, IMECS 2009, March 18 - 20, 2009, Hong Kong
- [13] J-S. Chen: Computer-aided accuracy enhancement for multi-axis CNC machine tool. Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 35, 1995 No. 4, p. 593-605
- [14] D. Chena, M. Bonis, F. Zhang, S. Dong: Thermal error of a hydrostatic spindle. Precision Engineering , Volume 35, Issue 3, July 2011, p. 512–520

- [15] J.P. Choi, B.K. Min, S.J. Lee: Reduction of machining errors of a three-axis machine tool by on-machine measurement and error compensation system. *Journal of Materials Processing Technology* 155–156 (2004) 2056–2064
- [16] J. Chrzanowski: „Programowe zwiększenie dokładności wykonania przedmiotu na obrabiarkie NC”. *Inżynieria Maszyn*, R. 17, z. 2, 2012
- [17] M. G. Cooper, B. B. Mikic, M. M. Yovanovich: Thermal contact conductance. *Int. J. Heat Mass Transfer*. Vol. 12, p. 279-300. Pergamon Press 1969
- [18] S. Domek, M. Pajor, K. Pietrusewicz, Ł. Urbański: Otwarty modułowy system sterowania obrabiarki CNC”. *Modelowanie Inżynierskie* 37 (2009), p. 77-82
- [19] S. Domek, M. Pajor, K. Pietrusewicz, Ł. Urbański: „Eksperymentalny system OCEAN otwartego sterowania napędami liniowymi”. *Inżynieria Maszyn*, R. 16, z. 1-2, 2011, p. 40-49
- [20] J. M. Fines, A. Agah: Machine tool positioning error compensation using artificial neural networks. *Engineering Applications of Artificial Intelligence* 21 (2008) 1013–1026
- [21] F.D. Foresee, M.T. Hagan: Gauss-Newton approximation to Bayesian regularization. *Proceedings of the 1997 International Joint Conference on Neural Networks*, 1997, pp. 1930–1935
- [22] P. Furmański, T. Wiśniewski, J. Banaszek: Thermal contact resistance and other thermal phenomena at solid-solid interface, Warszawa 2008, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej
- [23] A. Gawęcki: *Mechanika materiałów i konstrukcji prętowych*. Wydaw. Politechniki Poznańskiej, Poznań 1998
- [24] J. Giergiel: *Drgania mechaniczne*. Kraków, Uczelniane Wyd. Naukowo-Dydaktyczne AGH, 2000.
- [25] Z. Haitao, Y. Jianguo, S. Jinhua: Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47 (2007) p. 1003–1010
- [26] W. Hao, et al.: Thermal error optimization modeling and real-time compensation on a CNC turning center. *Journal of materials processing technology* 207 (2008) 172–179
- [27] T. Harris, M. Kotzalas: *Essential concepts of bearing technology*, fifth edition. Boca Raton, CRC Press Taylor 2007
- [28] T. A. Harris: *Rolling bearing analysis*, second edition. New York, John Wiley & Sons 1984
- [29] T. Holkup, et al.: Thermo-mechanical model of spindles. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59(1), 2010, p. 265–268
- [30] J. P Holman: *Heat Transfer*, sixth edition. Singapore: McGraw-Hill Book Company, 1986
- [31] J. Honczarenko: *Obrabiarki sterowane numerycznie*. Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2008
- [32] O. Horejš, P. Bárta, J. Hornych: Determination of positioning error of feed axes due to thermal expansion by infrared thermography. *ATEM'07, JSME-MMD*, Sep. 12-14, 2007

- [33] F. Incropera, et. al: Fundamentals of heat and mass transfer (6th ed.). John Wiley & Sons, 2006
- [34] W. Jakubiec: Metrologia wielkości geometrycznych. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2007
- [35] J. Jędrzejewski, W. Kwasny: Modelling of angular contact ball bearings and axial displacements for high-speed spindles. CIRP Annals – Manufacturing Technology (2010) 59(1):377–382
- [36] J. Jędrzejewski, W. Modrzycki, Z. Kowal, W. Kwaśny, Z. Winiarski: Precise modelling of HSC machine tool thermal behavior. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering Volume 24, Issue 1, September 2007, p. 245-252
- [37] J. Jędrzejewski, Z. Kowal, W. Kwaśny, W. Modrzycki: Hybrid model of high speed machining centre headstock. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 53, Issue 1, 2004, p. 285–288
- [38] J. Jędrzejewski: VII Workshop on supervising and diagnostics of machining systems: Thermal behavior, intelligent diagnostics and supervising of machining system. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej 1996
- [39] J-H Jung, J-P Choi, S-J Lee: Machining accuracy enhancement by compensating for volumetric errors of a machine tool and on-machine measurement Journal of Materials Processing Technology 174 (2006), p. 56–66
- [40] W-Y. Jywea, C-H. Liu: Verification and evaluation method for volumetric and positional errors of CNC machine tools. International Journal of Machine Tools & Manufacture 40 (2000), p. 1899–1911
- [41] Y. Kang, et al.: Modification of a neural network utilizing hybrid filters for the compensation of thermal deformation in machine tools, International Journal of Machine Tools & Manufacture 47 (2007) 376–387
- [42] W. Kays, I. Bjorklund: Heat transfer from a rotating cylinder with and without crossflow. Transactions of the ASME (1958) January, p. 70-78
- [43] J-J Kim, Y H Jeong: D-W Cho: Thermal behavior of a machine tool equipped with linear motors. International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 749–758
- [44] S-M Kim, S-K Lee: Prediction of thermo-elastic behavior in a spindle–bearing system considering bearing surroundings. International Journal of Machine Tools & Manufacture 41 (2001) 809–831
- [45] T. Kodera, et al.: Real-time estimation of ball-screw thermal elongation based upon temperature distribution of ball-screw. JSME International Journal, Seriec C, Vol. 47, No.4. 2004, p. 1175-1181
- [46] D. Koradecka: Nauka o pracy - bezpieczeństwo, higiena, ergonomia - pakiet edukacyjny dla uczelni wyższych pod redakcją. Wyd. CIOP, Warszawa

- [47] M. Kornhauser: A note on elastic surface deformation. ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 18 (1951) 73, pp. 251-252
- [48] E. Kostowski: Zbiór zadań z przepływu ciepła, Gliwice, wyd. Politechniki Śląskiej, 2006
- [49] F. Kreith: Heat and mass transfer" mechanical engineering handbook. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999
- [50] F. Kreith, M. S. Bohn: Principles of heat transfer, fifth edition. Wrocław, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej 1996
- [51] F. Kreith: Convection heat transfer in rotating systems. Advances in heat transfer 5 (1968) p. 129-251
- [52] J. Kulesza, et al.: Pomiary cieplne. WNT, Warsaw 1995
- [53] J-H Lee, S-H Yang: Statistical optimization and assessment of a thermal error model for CNC machine tools. International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002), p. 147–155
- [54] E-S Leer, S-H Sub, J-W Shon: A comprehensive method for calibration of volumetric positioning accuracy of cnc-machines. Int. J. Adv. Manuf. Technol. (1998) 14, p. 43-49
- [55] K. Lechrich, J. Kosmol: modelowanie odkształceń cieplnych osi posuwów szybkich metodą elementów skończonych. Modelowanie Inżynierskie 32, p. 339-344, Gliwice 2006
- [56] R. W. Lewis, P. Nithiarasu, K. N. Seetharamu: Fundamentals of the finite element method for heat and fluid flow. New York, John Wiley & Sons 1984
- [57] H. Maćkowiak.: Pomiary dokładności geometrycznej tokarki: laboratorium obrabiarek. Szczecin: Politechnika Szczecińska, 2005
- [58] K. Marchelek: Dynamika obrabiarek. Warszawa, WNT, 1991
- [59] X. Min, J. Shuyun, C. Ying: An improved thermal model for machine tool bearings. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47 (2007) 53–62
- [60] W. Minkina, Red.: Wybrane problemy współczesnej termografii i termometrii w podczerwieni. Częstochowa, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, 2011
- [61] W. J. Minkowycz, E. M. Sparrow and J. Y. Murthy: Handbook of numerical heat transfer, Second Edition. John Wiley & Sons, 2006, New Jersey
- [62] T. Moriwaki, E. Shamoto: Analysis of thermal deformation of an ultraprecision air spindle system. Annals of the CIRP Vol. 47/1/1998, p. 315-319
- [63] A.C. Okafor, Yalcin M. Ertekin: Derivation of machine tool error models and error compensation procedure for three axes vertical machining center using rigid body kinematics International Journal of Machine Tools & Manufacture 40 (2000) p. 1199–1213
- [64] A. C. Okafor, Y. M. Ertekin: Vertical machining center accuracy characterization using laser interferometer Part 1. Linear positional errors. Journal of Materials Processing Technology 105 (2000) p. 394-406
- [65] W. Oliferuk: Termografia podczerwieni w nieniszczących badaniach materiałów i urządzeń, Warszawa : Biuro Gamma, 2008

- [66] T. Otko, W. Zębała, Ł. Ślusarczyk: Badania wpływu dokładności układów pomiarowych drogi w obrabiarkach CNC na dokładność obróbki. *Inżynieria Maszyn*, R. 15, z. 3, 2010, p. 102-113
- [67] M. Pajor, J. Zapłata: Compensation of thermal deformations of the feed screw in a CNC machine tool. *Advances in Manufacturing Science and Technology*, Vol. 35, No 4 (2011), p. 9-17
- [68] M. Pajor, H. Maćkowiak, J. Zapłata: Kompensacja odkształceń termicznych śruby pociągowej w obrabiarence CNC. II Kongres Mechaniki Polskiej, 2011 - S. 1-10 Poznań, 28-31.08.2011
- [69] M. Pajor, J. Zapłata: A criterion determining the number of thermal sensors in a system compensating thermal deformations of CNC machine feed screw. *Advances in Manufacturing Science and Technology*, Vol. 36, No. 4 (2012), s. 73-85
- [70] M. Pajor, H. Maćkowiak, J. Zapłata: Obrabiarka numeryczna wyposażona w śrubę pociągową i śruba pociągowa do obrabiarek numerycznych. Zgłoszenie patentowe 393734. Obrabiarka numeryczna wyposażona w śrubę pociągową i śruba pociągowa do obrabiarek numerycznych. Opubl. BUP nr 16 z dn. 30.07.2012
- [71] M. Pajor, J. Zapłata: Układ kompensacji "on-line" odkształceń cieplnych śruby pociągowej osi posuwu CNC. *Modelowanie Inżynierskie*, T. 14, Nr 45 (2012), s. 116-121
- [72] M. Pajor, H. Maćkowiak, J. Zapłata: Examination of thermal deformation of micro milling machine tool SNTM-CM-ZUT-1. *Diagnostyka*, Vol. 14, No 1 (2013), s. 31-36
- [73] M. Pajor, J. Zapłata: Supervising and compensation of thermal error of cnc feed ball screw, *Diagnostyka*, Vol.14, No 2 (2013), s. 37-42
- [74] M. Pajor, J. Zapłata: Intelligent machine tool – thermal diagnostic system of CNC pretensioned ball screw. *Solid State Phenomena*, Vol. Mechatronic Systems and Materials VI (2015), s. 491-496
- [75] M. Pajor, J. Zapłata: Zastosowanie metod sztucznej inteligencji do kompensacji odkształceń cieplnych śrub pociągowych obrabiarek CNC”. *Modelowanie inżynierskie*, T. 20, Nr 51 (2014), s. 70-76
- [76] A. Palmgren: *Ball and Roller Bearing Eng*, 3rd ed. Burbank, Philadelphia 1959
- [77] R. J. Parker: Comparison of predicted and experimental thermal performance of angular-contact ball bearings, NASA Technical Paper 2275, February 1984, Tech Library Kafb, NM
- [78] K. Pietruszewicz, M. Pajor, Ł. Urbański: Dynamic corrections of the tooling errors possibilities within the mechatronic actuator for motors with permanent magnets. *Archiwum technologii Maszyn i Automatykacji* vol. 31 nr 2, 2011, p. 181-190
- [79] W. Ptaszyński, L. Różański, R. Staniek: Badanie odkształceń termicznych pionowych frezarek sterowanych numerycznie i sposoby ich kompensacji, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji*, 2003, vol. 22, Nr 2, p.59-72

- [80] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo: Thermal error measurement and modeling in machine tools. Part I. Influence of varying operating conditions. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43 (2003) p. 391–404
- [81] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo: Thermal error measurement and modeling in machine tools. Part II. Hybrid Bayesian Network—support vector machine model. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 43 (2003) 405–419
- [82] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo: Error compensation in machine tools — a review Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40 (2000) p. 1235–1256
- [83] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo: Error compensation in machine tools — a review Part II: thermal errors. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40 (2000) p. 1257–1284
- [84] T. Ratajczak: *Metody Numeryczne*. Gdańsk: Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, 2007
- [85] K. Raznjevic: *Tablice cieplne z wykresami: Dane liczbowe w układzie technicznym i międzynarodowym*. WNT, Warszawa 1964
- [86] Rutkowski, Paweł. *Oprac. Madura, Henryk. Red.: Pomiary termowizyjne w praktyce*. Warszawa, Agenda Wydawnicza SIMP, 2004
- [87] P. Sadowski, S. Stupkiewicz: A model of thermal contact conductance at high real contact area fractions. *Wear* 268 (2010) p. 77–85
- [88] J. J. Salgon, et al.: A mechanical and geometrical approach to thermal contact resistance. *Int. J. Heat Mass Transfer*. Vol. 40, No. 5, p. 1121 -1129, 1997
- [89] M. R. Sridhar M. M. Yovanowich: Relief of elastic and plastic contact conductance model - comparison with experiment, *Journal of thermophysics and heat transfer*, vol. 8, no. 4, oct.-dec. 1994
- [90] S. P. Timoshenko, J. N. Goodier, 1970 *Theory of elasticity*, McGraw Hill, New York
- [91] P-C Tseng, S-L Chen: The neural-fuzzy thermal error compensation controller on CNC machining center, *JSME International Journal, Series C*, Vol. 45, No. 2, 2002
- [92] P. Turek, W. Kwaśny, J. Jędrzejewski: Zawansowane metody identyfikacji błędów obrabiarek, *Inżynieria Maszyn*, R. 15, z. 1-2, 2010, p. 7-37
- [93] Ł. Urbański, Układ sterowania o otwartej architekturze cyfrowego serwonapędu silnika PMSM [Control system with open architecture of digital PMSM servomotor], XII International PhD Workshop OWD 2010, 23–26 October 2010, West Pomeranian University of Technology in Szczecin
- [94] K-C Wang: Thermal error modeling of a machining center using grey system theory and hga-trained neural network. *Cybernetics and Intelligent Systems*, 2006 IEEE Conference on , vol., no., pp.1,7, 7-9 June 2006

- [95] K-C Wang, et al.: Thermal error modeling of a machining center using grey system theory and adaptive network-based fuzzy inference system. JSME International Journal Series C, Vol. 49, No. 4, 2006, p. 1179-1187
- [96] Z. Winiarski, Z. Kowal, W. Kwaśny, J-Y Ha: Modelowanie cieplnego zachowania się wrzeciennika ze złożonym napędem. Inżynieria Maszyn, R. 15, z. 1-2, 2010, p. 116-129
- [97] S. Wiśniewski T. S. Wiśniewski: Wymiana ciepła (5. ed.). Warszawa, WNT 1994
- [98] C-H Wu, Y-T Kung: Thermal analysis for the feed drive system of a CNC machine center. International Journal of Machine Tools & Manufacture 43 (2003) p. 1521–1528
- [99] Z.Z. Xu, X.J. Liu, H.K. Kim, J.H. Shin, S.K. Lyu: Thermal error forecast and performance evaluation for an air-cooling ball screw system. International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 51, Issues 7–8, July–August 2011, p.605–611
- [100] H. Yang, J. Ni: Dynamic neural network modeling for nonlinear, nonstationary machine tool thermally induced error. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 455–465
- [101] J. Yang, J. Yuan, J. Ni: Thermal error mode analysis and robust modeling for error compensation on a CNC turning center. International Journal of Machine Tools & Manufacture 39 (1999) p. 1367–1381
- [102] K. Yokoyama, Y. Nagai, T. Suzuki, S. Kobayashi, T. Kodera: Optical telemeter system of rotating spindle temperature by adopting one-chip micro-controller – development of the system and measurement accuracy. International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century, Nov.3-6,2003 Niigata, Japan
- [103] J. Zhu, J. Ni, A. J. Shih: Robust machine tool thermal error modeling through thermal mode concept, Journal of Manufacturing Science and Engineering DECEMBER 2008, Vol. 130 p. 061006-1 - 061006-9
- [104] J. Zhu: Robust thermal error modeling and compensation for CNC machine tools. ProQuest, 2008 (Dissertation)
- [105] O. Zienkiewicz: Metoda elementów skończonych, Arkady, Warszawa, 1972
- [106] PN-EN ISO 1:2004 Specyfikacje geometrii wyrobów (GPS) - Normalna temperatura odniesienia dla specyfikacji i sprawdzenia geometrii wyrobów
- [107] PN-ISO 230-1:1998 Przepisy badania obrabiarek. Dokładność geometryczna obrabiarek pracujących bez obciążenia lub w warunkach obróbki wykańczającej
- [108] PN-ISO 230-2:1999 Przepisy badania obrabiarek. Wyznaczanie dokładności i powtarzalności pozycjonowania osi sterowanych numerycznie
- [109] PN-ISO 230-4:1999 Przepisy badania obrabiarek. Badania okrągłości w obrabiarkach sterowanych numerycznie
- [110] PN-ISO 230-5:2002 Przepisy badania obrabiarek. Część 5: Wyznaczanie emisji hałasu
- [111] ISO 230-3:2007 Test code for machine tools -- Part 3: Determination of thermal effects

- [112] ISO 230-6:2002 Test code for machine tools -- Part 6: Determination of positioning accuracy on body and face diagonals (Diagonal displacement tests)
- [113] ISO 230-7:2006 Test code for machine tools -- Part 7: Geometric accuracy of axes of rotation
- [114] ISO/TR 230-8:2010 Test code for machine tools -- Part 8: Vibrations
- [115] ISO/TR 230-9:2005 Test code for machine tools -- Part 9: Estimation of measurement uncertainty for machine tool tests according to series ISO 230, basic equations
- [116] ISO 230-10:2011 Test code for machine tools -- Part 10: Determination of the measuring performance of probing systems of numerically controlled machine tools
- [117] PN-ISO 3655:1994 Warunki odbioru tokarek karuzelowych jednostojakowych i dwustojakowych. Badanie dokładności
- [118] PN-ISO 10791-1:2000 Warunki badania centrów obróbkowych. Sprawdzanie dokładności geometrycznej obrabiarek z wrzecionem poziomym (z poziomą osią Z) i z głowicami wymiennymi
- [119] PN-ISO 10791-3:2001 Warunki badania centrów obróbkowych. Część 3: Sprawdzanie dokładności geometrycznej obrabiarek z głowicami wrzecionowymi indeksowanymi lub pozycjonowanymi w sposób ciągły (z pionową osią Z)
- [120] PN-ISO 10791-4:2001 Warunki badania centrów obróbkowych. Część 4: Dokładność i powtarzalność pozycjonowania w osiach liniowych i obrotowych
- [121] PN-ISO 10791-5:2000 Warunki badania centrów obróbkowych. Dokładność i powtarzalność pozycjonowania palet do mocowania przedmiotów obrabianych
- [122] PN-ISO 10791-6:2001 Warunki badania centrów obróbkowych. Część 6: Dokładność posuwów, prędkości obrotowych wrzeciona i interpolacji
- [123] PN-ISO 10791-7:2000 Warunki badania centrów obróbkowych. Dokładność obrobionego przedmiotu próbnego
- [124] PN-M-55651:1994 Warunki odbioru tokarek kłowych. Badanie dokładności
- [125] PN-M-55666-01:1993 Warunki odbioru wiertarko-frezarek poziomych. Badanie dokładności. Wprowadzenie ogólne
- [126] Łożyska toczne. Katalog SWW0631. Wyd. IV. Warszawa, Wydawnictwo WEMA, 1982
- [127] www.br-automation.com 1.01.2014
- [128] www.cx.pl 1.01.2014
- [129] www.heidenhain.com 1.01.2014
- [130] www.mathworks.com 1.01.2014
- [131] www.nachi-fujikoshi.co.jp/eng/web/ Nachi Ball Screw Support Bearings. Catalog no. B1036E 1.01.2014
- [132] www.nsk.com 1.01.2014
- [133] www.okuma.com 1.01.2014

[134] www.pkn.pl 1.01.2014

[135] www.skf.com 1.01.2014

[136] rysunki technologiczne udostępnione przez FOP AVIA S.A. 1.01.2014

Streszczenie

Autor: mgr inż. Jacek Zapłata

Promotor: dr hab. inż. Mirosław Pajor, prof. ZUT

Tytuł: System kompensacji odkształceń cieplnych tocznych śrub pociągowych obrabiarki sterowanej numerycznie

Na dokładność elementów wykonywanych metodą obróbki skrawaniem wpływ mają właściwości układu: obrabiarka, uchwyt, przedmiot obrabiany, narzędzie (OUPN). Źródłami niedokładności wzajemnego ruchu narzędzia i przedmiotu obrabianego mogą być cechy geometryczne, dynamiczne, termiczne tych obiektów albo struktura algorytmu sterowania.

Niniejsza praca poświęcona jest wybranemu obszarowi tematyki odkształceń cieplnych maszyn, którym jest odkształcenie cieplne osi posuwu liniowego. Bezpośrednią przyczyną powstawania odkształceń cieplnych w tradycyjnych osiach przesuwu liniowego, stosowanych w obrabiarkach CNC, jest ciepło wydzielające się na skutek tarcia, głównie w ułożyskowaniu śruby tocznej, oraz ułożyskowaniu nakrętki.

W tradycyjnych układach posuwu liniowego obrabiarek CNC wyznaczenie położenia ruchomej osi dokonywane jest na podstawie pomiaru pozycji kątowej wału silnika. Taka metoda wyznaczenia pozycji osi nie uwzględnia wydłużenia cieplnego śruby. Uwzględnienie błędów cieplnych śruby wymaga zastosowania dodatkowych liniałów pomiarowych mierzących pozycję położenia stołu bezpośrednio. W pracy badane są możliwości wykluczenia dodatkowego pomiaru, poprzez zastosowanie kompensacji odkształceń cieplnych, na podstawie pomiarów temperatury „on-line” z pomocą dedykowanych modeli matematycznych zaimplementowanych w systemie sterowania obrabiarki CNC.

W pracy przyjęto, iż konstruowany system winien być kompletny, tj. składać się z części sprzętowej w postaci układu pomiaru temperatury śruby pociągowej oraz z warstwy informatycznej w postaci oprogramowania wyznaczającego korektę termiczną. Pod nazwą warstwa informatyczna należy rozumieć oprogramowanie współpracujące z systemem sterowania obrabiarki CNC.

Aby zrealizować cel nadrzędny pracy, jakim jest opracowanie wspomnianego kompletnego systemu kompensacji, w pracy przyjęto następujące cele szczegółowe.

1. Przeprowadzenie wstępnych badań symulacyjnych.
2. Opracowanie prototypu stanowiska badawczego oraz układu pomiaru rozkładu temperatur w obracanej śrubie pociągowej.
3. Zmodyfikowanie algorytmu sterowania osi napędowej, w sposób umożliwiający wprowadzanie korekty termicznej do toru ruchu narzędzia względem miejsca zamocowania przedmiotu obrabianego.
4. Przeprowadzenie wstępnych badań oraz utworzenie modeli matematycznych pozwalających na obliczanie wartości korekty cieplnej w oparciu o rejestrowane „on-line” pomiary temperatury.
5. Doświadczalne zweryfikowanie dokładności funkcjonowania opracowanego systemu kompensacji.
6. Implementacja, testowanie, doświadczalne weryfikacja systemu dla obrabiarki 3 osiowej wyposażonej w śruby napięte i nienapięte wstępnie.
7. Sprawdzenie stosowalności metod sztucznej inteligencji do celów budowy modeli matematycznych pozwalających na obliczanie wartości korekty cieplnej.

Cechą oryginalną zaproponowanego rozwiązania jest możliwość kompensacji on-line, z częstością zadawania trajektorii przez generator trajektorii. Do tego celu wykorzystano architekturę osi wirtualnych. Zbudowano osie napędowe obrabiarki CNC sterowanej numerycznie, których położenie jest korygowane o modelowaną wartość odkształceń cieplnych.

Kolejną oryginalną cechą zaproponowanego systemu kompensacji jest możliwość poprawnego korygowania odkształceń termicznych napędu z węzłem swobodnym jak i układu z napięciem wstępnym, najczęściej spotykanego w obrabiarkach. Dodatkowo, w celu zwiększenia funkcjonalności układu, zaproponowano również możliwość zastosowania algorytmu neuronowego do wyznaczania korekty odkształceń cieplnych.

Porównanie maksymalnych błędów otrzymanych po kompensacji na podstawie modelu fizycznego oraz modelu opartego na sieciach neuronowych wykazuje, że osiągnięte dokładności są podobne, z nieznaczną przewagą wskazującą na sieci neuronowe. W przypadku modelu fizycznego osiągnięta poprawa wynosiła ok. 70-90%, w przypadku neuronowego 80-90%. Jednak przejrzystość modelu fizycznego i jego łatwiejsza identyfikacja, wskazują że ma on większe perspektywy na zastosowanie w praktyce przemysłowej.

Opracowana metoda kompensacji charakteryzuje się znacznie niższym nakładem kosztów eksploatacyjnych oraz wdrożeniowych w porównaniu z konwencjonalnymi systemami chłodzenia. Jest ona również korzystniejsza cenowo w porównaniu z dostępnymi na komercyjnym rynku liniałami optycznymi czy magnetycznymi.

Abstract

Author: mgr inż. Jacek Zapłata

Doctoral supervisor: dr hab. inż. Mirosław Pajor, prof. ZUT

Title: The compensation system of CNC machine ball screw thermal error.

The precision of machined parts depends of properties of machine tools, cutting tools, fixtures used, and the machined piece itself. The inaccuracy of relative movement of the cutting tool and the machined piece is caused by geometric, dynamic and thermal properties of aforementioned equipment, as well as by the control system imperfections.

The presented dissertation brings up the matter of the CNC machine thermal errors, particularly the thermal error of CNC machine ball screws. This thermal error arises mainly as the result of the friction heat generated in bearings and nuts of ball screws. Conventional CNC linear axes use the encoder readings in order to evaluate the actual axes positions. Such a method is vulnerable to positioning errors occurring as a result of thermal elongation of screws. To exclude the influence of the thermal elongation of ball screws on axes positioning accuracy linear encoders are additionally mounted on CNC machines.

The research presented in the dissertation is focused on substituting expensive linear encoders with the compensation system based on temperature measurements and appropriate mathematical models implemented in CNC control system. Thus the compensation system consists of hardware and software layers. The hardware layer includes sensors, wiring system, slip-rings and data acquisition systems connected to the CNC control system, whereas the software layer contains appropriate mathematical models cooperating with CNC control system.

To achieve this the main purpose, after-mentioned detailed aims had to be accomplished.

1. Preliminary simulational research on thermo-mechanical CNC linear axis behaviour.
2. Project of a prototypical measuring stand allowing to conduct on-line temperature measurement of rotating ball screw and linear position accuracy measurements of the linear axis.
3. Implementing software procedures in CNC control system, allowing to modify the linear axes trajectories according to values estimated by thermal error compensation models.
4. Development of appropriate mathematical models allowing to compensate thermal errors of the ball screws and conducting preliminary test with use of the designed research stand.
5. Experimental verification of the ball screw thermal error compensation system accuracy.
6. Implementing and verification of the designed compensation system on a 3-axis machine tool equipped with screws mounted in both: locating-nonlocating arrangement and pretentioned ball screw arrangement.
7. Implementation and accuracy verification of artificial network models of ball screw thermal errors.

The added value of the presented compensation system to nowadays technique is the compensation system ability to efficiently work in on-line regime, that is with frequency equal to the one of the trajectory generator. The virtual axis concept was used to achieve this aim.

Another novel feature of the designed system is the ability to effectively compensate the ball screw thermal error of linear axis mounted both: in locating-nonlocating bearing arrangements and with pretentioned ball screw. The second mention arrangement becomes commonly applied in novel machine tools, due to is beneficial mechanical properties.

Additionally, in order to widen the functionality of the compensation system, apart from analytical models, neural network algorithms were also implemented to model the ball screw thermal errors.

The comparison of linear positioning errors measured during experiments conducted with usage of neural network models and analytical model shows that achieved positioning accuracies are quite similar. In case of the usage of the analytical models the reduction of ball screw thermal error was equal to 80-90%, whereas the reduction of thermal errors achieved with usage of neural network models was equal to 70-90%. Although neural network models tend to be slightly more precise, analytical models have more readable structure, and their identification procedures are less time consuming. These features shows that analytical models may be more successful in their way to industrial application.

Last but not the least, it is necessarily to mention that the usage of presented compensation system is costly effective compared to usage of commercially available linear encoders. It is a result of the usage of cheap NTC sensor in place of expensive linear encoders. The cost effectiveness is even greater when compared to usage of screw chilling systems, which tend to more expensive, have larger running costs and cause greater inaccuracies.