POLITECHNIKA RZESZOWSKA im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA

WYDZIAŁ BUDOWY MASZYN I LOTNICTWA POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

WYDZIAŁOWE LABORATORIUM BADAŃ KÓŁ ZĘBATYCH POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Kamil Kucharski

ANALIZA WPŁYWU PARAMETRÓW PROCESU SZLIFOWANIA STOŻKOWYCH KÓŁ ZĘBATYCH NA WŁAŚCIWOŚCI UŻYTKOWE I FUNKCJONALNE PRZEKŁADNI

Promotor:

dr hab. inż. Adam Marciniec, prof. uczelni

Rzeszów 2026

Mojej Rodzinie

Spis treści

Spis pojęć, skrótów i symboli 8

1. Wstęp 11

2. Analiza stanu wiedzy 13

2.1. Przekładnie stożkowe o zębach kołowo-łukowych 13

2.1.1. Zastosowania stożkowych przekładni zębatych 13

2.1.2. Budowa przekładni 15

2.1.3. Klasyfikacja stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych 16

2.2. Metody obróbki stożkowych kół zębatych i modyfikacja ruchów elementów układu obróbczego 17

2.2.1. Metody obróbki stożkowych kół zębatych 17

2.2.2. Duplex - metoda dwustronna (Completing) 19

2.2.3. Spread Blade Fixed Settings (5-CUT) - metoda dwustronno-jednostronna 21

2.2.4. Porównanie metod 22

2.3. Charakterystyka szlifowania stożkowych kół zębatych 24

2.3.1. Charakterystyka obróbki 24

2.3.2. Budowa ściernic do obróbki stożkowych kół zębatych 28

2.3.3. Charakterystyka parametrów technologicznych 30

2.4. Właściwości użytkowe i funkcjonalne jako kryteria oceny 34

2.4.1. Podstawowe kryteria nośności 34

2.4.2. Poprawność śladu współpracy 35

2.4.3. Odchyłki montażowe 36

2.4.4. Odchyłki kinematyczne, drgania i hałas 39

2.5. Makro i mikrogeometria powierzchni zęba 40

2.5.1. Makrogeometria 40

2.5.2. Mikrogeometria Ease-off 42

2.5.3. Odchyłki powierzchni i dokładność wykonania 43

2.5.4. Falistość 44

2.6. Wnioski z analizy literatury 45

3. Cel, teza i zakres pracy 49

3.1. Uzasadnienie podjęcia tematu 49
3.2. Problem naukowy 49
3.3. Cel pracy 50
3.4. Teza 50
3.5. Zakres pracy 52

4. Metody badawcze aparatura i środki 56

4.1. Charakterystyka przekładni 56
4.2. Wykorzystane narzędzie 58
4.2.1. Oprogramowanie KISSsoft 58
4.2.2. Oprogramowanie KIMOS 58
4.2.3. G-27 59
4.2.4. P-40 61
4.2.5. Pomiary makro i mikrogeometrii 61
4.2.6. TS-30 63
4.3. Materiał obrabiany 64
4.4. Narzędzie ścierne 65
4.5. Kondycjonowanie ściernicy 66
4.6. Obiekty badań eksperymentalnych 67
4.7. Parametry szlifowania 68
4.7.1. Układ chłodzenia 68
4.8. Plan badań 75
4.8.1. Plan badań obróbki wgłębnej 79
4.8.2. Plan badań obróbki wykańczającej 82

5. Przebieg badań 84

5.1. Analiza kinematyczna przekładni 84
5.2 Analiza konstrukcyjno-technologiczna przekładni 87
5.3 Dokumentacja technologiczna i przyrządy specjalne 142
5.4 Przygotowanie półfabrykatów 142
5.5 Dobór parametrów procesu szlifowania wgłębnego 144

5.5.1 Określenie parametrów granicznych - badania wstępne 144
5.5.2 Wyniki i analiza badań dla koła K58 148
5.5.3 Wyniki i analiza badań dla koła K30 154
5.6 Dobór parametrów procesu szlifowania wykańczającego 162
5.6.1 Wyniki i analiza badań dla koła K58 163
5.6.2 Wyniki i analiza koła K30 po obróbce wykańczającej 171
5.7 Ocena poprawności konstrukcyjnej wykonanej powierzchni zębów..... 177
5.8 Kontrola śladu współpracy..... 183

6. Wnioski..... 187

7. Dalsze prace badawcze i kierunki rozwoju 191

Spis rysunków 192

Spis tabel..... 197

Spis załączników 200

Bibliografia..... 201

Streszczenie 210

Abstract 211

Spis pojęć, skrótów i symboli

Słownik pojęć

Spread Blade Fixed Settings (5-CUT)	metoda dwustronno-jednostronna
Blended Flankrem	podcięcie u podstawy narzędzia
Blended Toprem	ścięcie wierzchołkowe narzędzia
Closed-loop	procedura korekcji
Contact Pattern	ślad współpracy (dolegania)
Continuous indexing	podział ciągły
Cradle	kołyska
Cutter tilt	pochylenie osi głowicy narzędzia
Deep grinding	szlifowanie głębokie
Dresser speed ratio	stosunek prędkości rolki obciągającej do prędkości ściernicy
DUPLEX	metoda podwójnie-dwustronna bądź dwustronna
Ease-off	modyfikacje topografii boku zęba
Eccentric motion (Waguri eccentric)	ruch mimośrodowy wrzeciona w trakcie obróbki
Face hobbing	metoda z podziałem ciągłym
Face milling	metoda z podziałem przerywanym
Formate (non-generating)	metoda kształtowa obróbki zębnika
Generating flats	ślady skrawania w obróbce obwiedniowej
Generating speed	prędkość odtaczania definiowana jako prędkość obrotowa kołyski
Generating cuts	przejścia odtaczające
Generating	metoda z ruchem odtaczania (obwiedniowa)
Helical motion	ruch śrubowy
Lengthwise crowning	beczułkowatość wzdłużna
Longitudinal Twist / Bias	skręcenie powierzchni zęba
Mismatch	zabieg świadomego niedopasowania topografii zębów
Modified roll	mechanizm generujący modyfikowane odtaczanie
Pitting	zmęczenie powierzchniowe
Plunge feed	prędkość posuwu wgłębnego
Pressure Angle deviation	odchyłka kąta zarysu
Profile crowning	beczułkowatość profilu
Rotation of the work axis	rotacyjna korekta osi przedmiotu obrabianego
Scuffing / scoring	zacieranie
Single indexing process	system jednopodziałowy
Sintered aluminium oxide	korund spiekany
Sliding base	wzdłużny posuw przesuwnej podstawy obrabiarki

Standard	zbieżność kątów podstawy i wierzchołka zęba
Tilted root line	pochylenie linii stopy zęba
Tooth root bending	zginanie u podstawy zęba
Transmission Error	odchyłka kinematyczna
Uniform tooth depth	stała wysokość zęba na jego szerokości
V-H Check	analiza czułości śladu współpracy na odchyłki montażowe w układzie V-H (Vertical-Horizontal)
Virtual tilt angle of the tool	wirtualny kąt pochylenia narzędzia

Skróty

DOE	Design of Experiments (planowanie eksperymentu)
FH	Face Hobbing
FM	Face Milling
IB	Inner Blade
KIMOS	Klingelnberg Integrated Manufacturing of Spiral Bevel Gears
LTCA	Loaded Tooth Contact Analysis
NVH	Noise, Vibration, Harshness (hałas, drgania, nierównomierność)
OB	Outer Blade
OUPN	Obrabiarka, Uchwyt, Przedmiot obrabiany, Narzędzie
TCA	Tooth Contact Analysis
TE	Transmission Error (odchyłka kinematyczna)

Symbole

b	[mm]	szerokość wieńca zębatego
d_v	[°]	skręcenie powierzchni zęba
d_α	[°]	odchyłka kąta zarysu
d_β	[°]	odchyłka kąta pochylenia linii zęba
HB	[µm]	beczułkowatość profilu
i	[-]	przełożenie przekładni
$K_{H\beta}$	[-]	współczynnik nierównomierności rozkładu obciążenia wzdłuż linii zęba
LB	[µm]	beczułkowatość wzdłużna
m_n	[mm]	moduł normalny
P_{max}	[MPa]	nacisk maksymalny powierzchni zębów w miejscu kontaktu
P_{Gmax}	[W]	maksymalna moc wrzeciona w trakcie odtaczania
P_{Pmax}	[W]	maksymalna moc wrzeciona w trakcie szlifowania wgłębnego
q_d	[-]	stosunek prędkości rolki obciągającej do prędkości ściernicy
q_{min}	[mm]	minimalny pozostawiony naddatek
Q'_w	[-]	specyficzny wskaźnik usuwania materiału

r_{c0}	[mm]	promień głowicy narzędzia nożowego
R_a	[µm]	średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości od linii średniej
R_m	[mm]	długość stożka tworzącego
R_z	[µm]	średnia wysokość największych nierówności profilu
S_F	[-]	współczynnik bezpieczeństwa na wytrzymałość na zginanie u stopy zęba
S_H	[-]	współczynnik bezpieczeństwa na zmęczenie powierzchniowe (pitting)
T_p	[µm^2]	odchyłka topografii powierzchni zęba
U_{max}	[µm]	różnica (odchylenie) pozycji aktualnej od zadanej osi X szlifierki
v_R	[m/s]	prędkość rolki obciągającej
v_s	[m/s]	prędkość obwodowa ściernicy (prędkość szlifowania)
v_t	[mm/min]	prędkość posuwu wgłębnego
v_w	[º/s]	prędkość odtaczania
V_w	[mm^3/min]	objętość usuwanego materiału
W	[mm]	szerokość ściernicy
Wt	[µm]	całkowita wysokość profilu falistości
z_1	[-]	liczba zębów zębnika
z_2	[-]	liczba zębów koła
α	[º]	kąt obrotu w płaszczyźnie poziomej
α_n	[º]	kąt zarysu
β	[º]	kąt pochylenia linii zęba w środku wieńca zębatego
β_m	[º]	kąt pochylenia linii zęba
ΔH	[µm]	odchyłka poosiowa (pozioma)
ΔV	[µm]	odchyłka przesunięcia hipoidalnego (odchyłka pionowa)
Δ_α	[º]	zmiana kąta odtaczania
ΔΣ	[º]	odchyłka skrzyżowania kata osi
σ_{HP}	[MPa]	naprężenia stykowe Hertza
Σ	[º]	kąt osi przekładni

1. Wstęp

Stożkowe przekładnie zębate o kołowo-łukowej linii zęba pomimo stałego rozwoju techniki wciąż stanowią krytyczne komponenty układów napędowych w motoryzacji, lotnictwie, przemyśle morskim oraz w maszynach przemysłowych. Od przekładni tych oczekuje się resursu liczonego w milionach cykli, zdolności przenoszenia obciążeń udarowych, cichobieżności oraz odporności na odchyłki montażowe.

Pomimo powszechnego zastosowania tego rodzaju przekładni, problematyka ich konstrukcji i technologii, które w tym przypadku są nierozerwalne, stanowi zadanie trudne i skomplikowane. Produkcja seryjna stożkowych przekładni zębatych wymaga licznego i drogiego parku maszynowego oraz narzędzi wymaganych do realizacji procesu. Najczęściej odbywa się to poprzez obróbkę zgrubną półfabrykatu w stanie nieutwardzonym realizowaną głowicami frezarskimi, następnie obróbkę cieplną a końcowo obróbkę wykańczającą na szlifierkach. Otrzymanie końcowego produktu o pożądanej geometrii jest zatem procesem wieloetapowym i czasochłonnym wymagającym wielu korekt i zmiany nastaw. Natomiast kosztochłonność procesu obejmująca wykorzystanie kilku obrabiarek oraz tworzenie dla nich narzędzi o pożądanej geometrii jest zbyt wysoka, aby opłacalne było przezbrojenie urządzeń dla produkcji jednostkowej. Luka rynkowa bardzo często wynika z potrzeby odtworzenia lub wytworzenia nowej pary stożkowych kół zębatych dla przekładni przemysłowych które uległy zużyciu w wyniku długotrwałej lub niepoprawnej eksploatacji czy przekładni głównych samochodów trenowych bądź maszyn budowlanych. Część z przekładni przemysłowych ze względu na przenoszone obciążenia nie musi posiadać wysokich wartości twardości powierzchni zęba. Często w tym zakresie są wystarczające koła jedynie ulepszone cieplnie o twardościach ok. 35 HRC gdzie cały proces od półfabrykatu do końcowego produktu można przeprowadzić bez dalszych zabiegów obróbki cieplnej i przez to uniknąć zmian kształtu i wymiarów które pojawiłyby się w jej wyniku. Wykorzystanie tego rodzaju materiałów przyśpiesza i ułatwia cały proces technologiczny jednocześnie spełniając wymagania wytrzymałościowe i dopasowanie się współpracujących powierzchni zębów w trakcie pracy.

Kwestie zaplecza technicznego w tym zakresie nie są jedyną przeszkodą. Aby proces produkcji jednostkowej był opłacalny i możliwie szybki w wypełnieniu wskazanej luki rynkowej, powinien charakteryzować się minimalną ilością prób technologicznych w drodze do wytworzenia przekładni o pożądanych właściwościach. Stąd istotnym staje się opracowanie możliwie szerokich procedur i opisu wzajemnych zależności parametrów konstrukcyjno-technologicznych na konkretnych przykładach tak aby ograniczać do minimum próby technologiczne kolejnych realizowanych projektów przekładni.

Często brakuje opracowań podających wrażliwości ilościowe przedstawionych w dalszym ciągu pracy parametrów powierzchni boku zęba (topografii) wyznaczonych na rzeczywistym obiekcie, wiążących zmianę parametru z przemieszczeniem śladu współpracy, odchyłką kinematyczną pod obciążeniem i współczynnikami bezpieczeństwa obu elementów przekładni. Podobna luka dotyczy etapu wytwarzania. Dopuszczalne parametry szlifowania ograniczane są występowaniem przypaleń szlifierskich, jednak progi, poniżej których zjawisko to nie występuje, są rzadko w literaturze wiązane z mierzalnym obciążeniem wrzeciona ani odnoszone do konfiguracji układu obrabiarka-narzędzie-przedmiot obrabiany, decydującej o warunkach chłodzenia strefy skrawania. W konsekwencji dobór korekt topografii oraz parametrów procesu pozostaje w praktyce przemysłowej postępowaniem iteracyjnym, opartym na doświadczeniu operatora, o trudnym do przewidzenia czasie realizacji i często bez konkretnych etapów łańcucha projektowo-technologicznego które mogłyby tworzyć odtwarzalną metodykę integrującą wymienione komponenty w powtarzalny tok postępowania dla produkcji jednostkowej i małoseryjnej.

Cel pracy stanowi zatem wypełnienie luk wiedzy przez określenie wpływu parametrów szlifowania oraz opracowanie i doświadczalna weryfikacja metodyki projektowo-technologicznej wykonania stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych obejmującej szlifowanie głębokie z pełnego materiału oraz szlifowanie wykańczające, w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej na szlifierce CNC do kół stożkowych na przykładzie przekładni przemysłowej.

2. Analiza stanu wiedzy

2.1. Przekładnie stożkowe o zębach kołowo-łukowych

Od ubiegłego wieku stożkowe przekładnie zębate ze względu na swoje zastosowanie oraz specyfikę stanowią zainteresowanie wielu ośrodków badawczych i produkcyjnych. Sprawy konstrukcji przekładni stożkowych są nierozerwalnie połączone z technologią ich wykonania poprzez narzędzie stąd też naturalnym jest, że główną osią ich rozwoju są ośrodki zajmujące się wytwarzaniem obrabiarek do obróbki stożkowych kół zębatych w których można ze względu na lokalizację wskazać trzy ośrodki rozwoju:

- Amerykański - Gleason Works
- Europejski - Klingelnberg Group
- Chiński - Hunan ZDCY CNC Equipment Co.i in.

Niezależnie od podejścia, stoją za nim wspólne zasady i powiązania konstrukcyjno-technologiczne, które zostaną omówione częściowo w dalszej części pracy biorąc pod uwagę ich przydatność w zakresie badawczo-metodycznym.

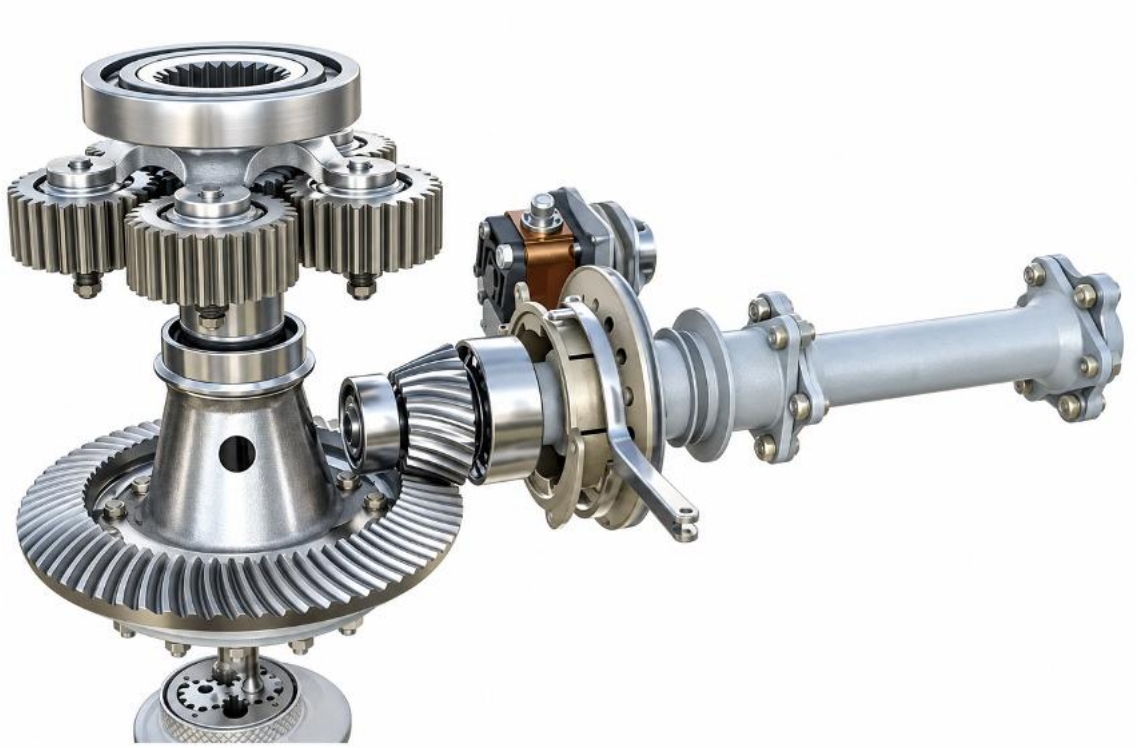
Z racji tego, że chronologiczne ułożenie odkryć w tej dziedzinie, zostało szeroko opisane w literaturze, zostaną one pominięte w tej pracy.

2.1.1. Zastosowania stożkowych przekładni zębatych

Zastosowanie przekładni stożkowych o zębach kołowo-łukowych obejmuje wszystkie gałęzie przemysłu, w których zachodzi konieczność przenoszenia momentu obrotowego i ruchu kinematycznego pomiędzy wałami o przecinających się lub mijających osiach. Na podstawie literatury, obszary aplikacyjne można sklasyfikować w sposób następujący:

Przekładnie stożkowe są krytycznymi komponentami układów przeniesienia napędu w motoryzacji. Powszechnie wykorzystuje się je w przekładniach osi tylnej, gdzie przesunięcie hipoidalne osi zębnika poniżej osi koła talerzowego umożliwia zmianę kierunku momentu obrotowego z wzdłużnego wału napędowego na poprzeczne osie kół. W napędach lotniczych natomiast przekładnie zębate stożkowe stanowią elementy o najwyższej gęstości mocy i rygorystycznych wymogach jakościowych. W lotniczych silnikach turbinowych wał główny sprzężony jest z układem stożkowych kół zębatych odbierających część mocy do zasilania urządzeń pomocniczych, takich jak generatory elektryczne i pompy hydrauliczne lub do obracania wirnikiem podczas rozruchu silnika. Napędy statków korzystają ze stożkowych przekładni kątowych m.in. w silnikach

zaburtowych czy w dużych statkach oceanicznych o napędzie wewnętrznym koła stożkowe przenoszą ruch na wały napędowe. Jednym z najbardziej krytycznych zastosowań są stery strumieniowe i pędniki zapewniające wyjątkową zdolność manewrowania jednostek pływających.



Rys. 2-1 Przekładnia stożkowa napędzająca wirnik ogonowy śmigłowca (opracowanie na podstawie [1])

Naturalnym zastosowaniem przekładni stożkowych jest również przemysł, gdzie są one wdrażane w szerokim spektrum urządzeń o przeznaczeniu ogólnym oraz w aplikacjach przeznaczonych do pracy w trudnych warunkach takich jak: napędy urządzeń górniczych, systemy transportu surowców, dźwigi, wyciągarki, napędy młynów, serwomotory oraz otwarte układy zębate. Znajdują często miejsce w urządzeniach podlegających ciągłemu rygorowi pracy często 24 godziny na dobę, m.in. w napędach schodów ruchomych, systemach dźwigowych i pasach montażowych. Znajdują się wśród nich koła o mniejszych gabarytach rozpoczynające się od średnic poniżej 50 mm aż do rozwiązań przekraczających 2000 mm. Do aplikacji wielkogabarytowych zalicza się również ciężkie maszyny pracujące w kopalniach odkrywkowych, kruszarki do kamieni oraz wolnostojące młyny.

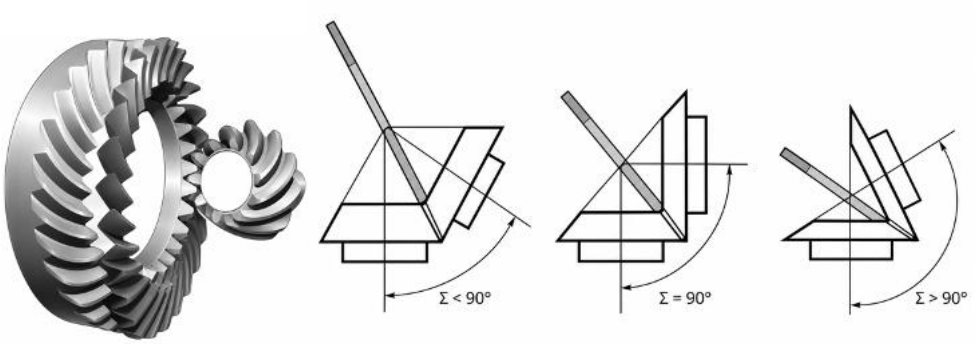
Najczęściej natomiast w ogólnym ujęciu wymaganiami stawianymi stożkowym przekładniom zębatym o kołowo-łukowej linii zęba są:

- poprawna konstrukcja, zgodna z przyjętymi zasadami,
- łatwość technologiczna wytwarzania,
- łatwość technologiczna montażu,
- cichobieżność.

Oczekiwany resurs eksploatacyjny dla przekładni przemysłowych jest obecnie mierzony w milionach cykli pracy. Zespoły te muszą odznaczać się zdolnością do przenoszenia wysokich obciążeń udarowych oraz zapewniać maksymalną gęstość mocy oraz posiadać cechy pracy w zakładanym reżimie temperaturowym: standardowy zakres temperatur roboczych dla przemysłowych układów stożkowych wynosi od 40 °C do 100 °C.

2.1.2. Budowa przekładni

Zgodnie z ujęciem zaprezentowanym w literaturze podstawowa geometria przekładni stożkowych pracujących bez przesunięcia osi (opiera się na teoretycznym modelu dwóch stożków podziałowych, które toczą się po sobie bez poślizgu wzdłużnego i poprzecznego, odwzorowując ruch zębnika i koła. Wierzchołki tych równoważnych stożków tocznych spotykają się dokładnie w punkcie, w którym przecinają się osie obrotu obu wałów. Kontakt między stożkami zachodzi stale wzdłuż ich wspólnej tworzącej. Kąt osi przekładni, oznaczany na ogół jako Σ, jest przestrzennie ograniczony osiami stożków podziałowych pary kół. Zasadę kinematycznego kształtowania uzębienia takich przekładni ilustruje się z wykorzystaniem wyobrażalnego koła koronowego, zwanego w innej nomenklaturze płaską zębatką pierścieniową. W systemach kół o nierównoległych osiach pełni ono fundamentalną funkcję zastępczą względem wirtualnej zębatki płaskiej, którą stosuje się do definiowania geometrii zębów w walcowych kołach zębatych [2].



Rys. 2-2 Ilustracja płaskiej zębatki pierścieniowej oraz zależności jej średnicy od kąta współpracy (opracowanie na podstawie [2])

W definicjach z zakresu makrogeometrii przekrój zęba i wymiary wieńca opisuje się poprzez zespół rygorystycznie zdefiniowanych zmiennych, które skrupulatnie zostały opisane w normie ISO 23509:2016 [3]. W ujęciu zaawansowanej analitycznej teorii zazębień autorstwa F. L. Litvina i A. Fuentesa podstawowa struktura krzywizn tocznych przekładni stożkowych opisywana jest wielkościami z obszaru analizy wektorowej, a same powierzchnie toczne (aksoidy) niezmiennie definiuje się jako klasyczne stożki pozostające w ścisłym przyporze z idealnym toczeniem po linii wyznaczającej ich tworzące [4]. Krajowa literatura opracowana przez Z. Wójcika rozszerza ten temat, omawiając tożsame koncepcje geometrii stożkowej z uwzględnieniem zasad i układów odniesienia przyjętych w technologiach systemów Gleason, Oerlikon oraz Klingelnberg [5], [6], [7]. A prace T. Sałacińskiego [8], A. Marcińca [9], P. Skawińskiego [10] stanowią podstawę weryfikacji śladu współpracy i badań kinematyki przekładni.

2.1.3. Klasyfikacja stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych

Klasyfikacja przekładni o osiach przecinających się i wichrowatych opiera się na analizie właściwości geometrycznych powierzchni tocznych oraz kinematyce kształtowania zarysów.

Podstawowe kryteria podziału tych przekładni uwzględniają:

- wzajemne położenie osi obrotu - osie przecinające się (przekładnie stożkowe) lub osie mijające się w przestrzeni (przekładnie hipoidalne),

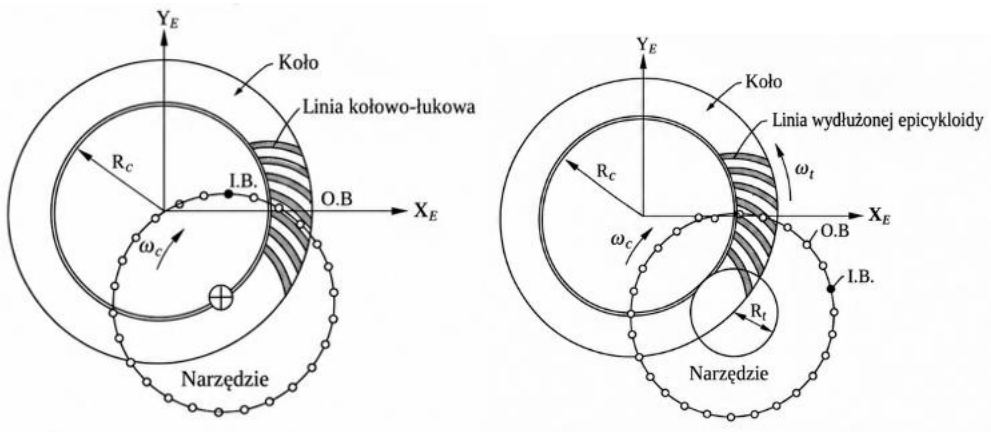
- kształt krzywej tworzącej linię wzdłużną zęba, w przypadku zębów krzywoliniowych może to być łuk koła, wydłużona epicykloida, ewolwenta lub wydłużona hipocykloida,

- zmienność wysokości zęba - zęby mogą zachowywać stałą wysokość na całej szerokości wieńca zębatego (równoległe tworzące stożków) lub charakteryzować się zbieżnością, czyli proporcjonalnie zmienną wysokością (stożki stóp, podziałowe i głów przecinające się w jednym punkcie lub zbieżność typu DUPLEX) [2], [11].

2.2. Metody obróbki stożkowych kół zębatych i modyfikacja ruchów elementów układu obróbczego

2.2.1. Metody obróbki stożkowych kół zębatych

Stożkowe koła zębate o kołowo-łukowej linii zęba mogą być z podziałem przerywanym (FM - Face Milling) lub podziałem ciągłym (FH - Face Hobbing) z ruchem odtaczania lub bez.



Rys. 2-3 Uproszczone przedstawienie metod: z podziałem przerywanym po lewej oraz z podziałem ciągłym po prawej z zaznaczonymi środkami obrotu oraz ich kierunkiem, Y_E,X_E stanowią układ współrzędnych narzędzia, ω_c prędkość obrotową narzędzia, ω_t prędkość przedmiotu obrabianego, O.B. zewnętrzną czynną krawędź głowicy frezerskiej a I.B. wewnętrzną, R_t – promień okręgu odtaczania narzędzia, R_c – promień okręgu koła koronowego(opracowanie na podstawie [12])

Metoda z podziałem przerywanym jest nieciągłym procesem obróbkowym, określanym jako system jednopodziałowy (single indexing process). W cyklu tym głowica frezarska lub ściernica obrabia sekwencyjnie tylko jeden wrąb międzyzębny w danym momencie. Oś głowicy nożowej jest ułożona nieruchomo w przestrzeni maszyny, a obracające się krawędzie skrawające noży przemieszczają się przez materiał, definiując powierzchnię stożkową z kołowo-łukowymi śladami tworzącej wzdłuż linii zęba. Po osiągnięciu przez narzędzie wymaganej głębokości (w cyklu obróbki zgrubnej lub wykańczającej), głowica zostaje wycofana, a półfabrykat koła zębatego wykonuje obrót podziałowy do kolejnego wrębu [13], [14].

Ze względu na uwarunkowania kinematyczne obróbki kształtującej, zarówno metoda z podziałem przerywanym jak i z podziałem ciągłym występują w dwóch odmianach:

- Metoda z ruchem odtaczania (Generating), nazywana również metodą obwiedniową: półfabrykat oraz wirtualne koło płaskie (reprezentowane przez obrót kołyski maszyny oraz ruch głowicy) wykonują sprzężony ruch obrotowy w ściśle zdefiniowanej relacji czasowej. Stosowana powszechnie do obróbki zębników i kół o odpowiednio zdefiniowanej architekturze współpracującej.

- Metoda bez ruchu odtaczania (Formate, non-generating), nazywana również metodą kształtową: narzędzie wykonuje wyłącznie ruch wgłębny w nieruchomy materiał koła obrabianego, w wyniku czego profil zęba staje się bezpośrednim, formowanym odwzorowaniem krawędzi skrawającej narzędzia [15], [16], [17] [18].

Fundamentalną cechą odróżniającą proces stosujący mechanizm z podziałem ciągłym (continuous indexing - proces, w którym narzędzie nacinające i obrabiane koło stale obracają się w sposób sprzężony). Podczas wytwarzania uzębienia głowica nożowa oraz obrabiany półfabrykat wykonują ciągły, zsynchronizowany ruch obrotowy w ściśle zdefiniowanej relacji czasowej, co powoduje, że wszystkie zęby są kształtowane w sposób sekwencyjny i ciągły. W procesie tym głowica wyposażona jest w grupy ostrzy (zazwyczaj jedno ostrze wewnętrzne i jedno zewnętrzne w każdej grupie), które są rygorystycznie spozycjonowane. Złożenie ruchów powoduje, że poszczególne grupy noży głowicy przechodzą sukcesywnie przez kolejne wręby zębowe obracającego się półfabrykatu. Zależność kinematyczna (tzw. przełożenie odtaczania) warunkująca ciągłość podziału jest determinowana m.in. stosunkiem liczby zębów nacinanego koła do liczby grup ostrzy na głowicy frezarskiej.

Specyfika ciągłej kinematyki determinuje docelową topografię powierzchni bocznych uzębienia. Ślad tworzącej linii zęba w kierunku wzdłużnym przyjmuje kształt wydłużonej epicykloidy. Jest to wynik krzywej zakreślanej przez krawędź tnącą umieszczoną na okręgu tocznym głowicy, który w ujęciu wirtualnym przetacza się po okręgu bazowym bez poślizgu [19], [20].

W konsekwencji ukształtowania epicykloidalnego, promień krzywizny wzdłużnej linii zęba nie jest wartością stałą, a jego wielkość jest z reguły mniejsza niż promienie krzywizny uzyskiwane w metodzie frezowania czołowego. Koła zębate projektowane

i wytwarzane w systemie ciągłego podziału powszechnie charakteryzują się stałą wysokością zęba na całej jego szerokości (uniform tooth depth), odróżniając się tym samym od zębów o zbieżnej geometrii wysokościowej wynikającej z nacinania głowicami jednopodziałowymi. Ponadto tworzące linii zęba generują się w tym przypadku pod bardziej zbliżonym, równoległym kątem w stosunku do linii pochylenia zęba [21].

Metoda z podziałem ciągłym ze względu na swój charakter główne zastosowanie w masowej i wielkoseryjnej produkcji przemysłu motoryzacyjnego. Jest również z sukcesem aplikowana przy skrawaniu twardym przekładni o bardzo dużych gabarytach (średnice przekraczające 1000 mm) [22].

2.2.2. Duplex - metoda dwustronna (Completing)

Proces obróbki dwustronnej opiera się na kinematycznej zasadzie jednoczesnego kształtowania obu boków wrębu międzyzębnego przy wykorzystaniu jednego narzędzia. W operacjach nacinania czołowego stosuje się w tym celu specjalne głowice frezarskie wyposażone w naprzemiennie ułożone noże wewnętrzne (IB - inside blades) oraz zewnętrzne (OB - outside blades) po dwa ostrza przypadające na jeden wymiar podziałowy. Obróbka wklęsłego i wypukłego boku zęba postępuje symultanicznie podczas jednego ustawienia obrabiarki, a ruch skrawania realizowany jest w cyklu od stopy do pięty zęba i z powrotem [11].

Zastosowanie jednoczesnego skrawania obustronnego narzuca wymagania konstrukcyjne na ukształtowanie wrębu:

- Stała szerokość wrębu: konsekwencją pracy dwóch noży obrabiających przeciwny bok w jednym cyklu jest powstanie jednakowej, stałej szerokości dna wrębu (wynikającej wprost z toru wierzchołków noży) na całej szerokości wieńca zębatego dla obu kół współpracujących.

- Ukształtowanie linii stopy zęba: wymuszenie stałej szerokości wrębu w przekroju normalnym dla zębnika i koła wymaga technologicznego pochylenia linii stopy zęba (tilted root line).

- Brak swobody doboru kątów: kąty stóp i głów zębów w tej metodzie stają się zmiennymi zależnymi od wybranej z góry średnicy narzędzia tnącego, w związku z czym inżynier traci swobodę ich niezależnego doboru projektowego.

- Unifikacja narzędzi: ze względu na to, że kąty zarysów narzędzi w technologii DUPLEX nie zależą wyłącznie od zadanego kąta zarysu, lecz także od zdefiniowanego wirtualnego kąta pochylenia narzędzia (virtual tilt angle of the tool), standaryzacja i unifikacja narzędzi tnących dla tego typu jest znacząco utrudniona [2], [6].

Najpoważniejszym ograniczeniem metody Duplex zarówno na etapie frezowania, jak i szlifowania jest sztywne sprzężenie procesowe prawego i lewego boku zęba. Powoduje to brak pełnej autonomii w optymalizowaniu współpracujących powierzchni. Każda pożądana korekta technologiczna np. zmiana lokalizacji śladu styku na wklęsłej stronie zęba implikuje niepożądane skutki uboczne na stronie wypukłej. Aby wprowadzić modyfikację mikrogeometrii (Ease-Off) wyłącznie dla jednej flanki, bezwzględnie wymaga się matematycznej superpozycji dodatkowych korekt kinematycznych, które skompensują niechciane zmiany na przeciwległym boku. Do wprowadzania tych korekcji w obrabiarkach CNC konieczne jest generowanie odchyłek w kinematyce maszyny bazujących m.in. na wprowadzaniu ruchu śrubowego (helical motion) lub modyfikowanego odtaczania (modified roll) [2], [11]

- Dla poprawnej realizacji procesu wymagane jest spełnienie konkretnych uwarunkowań narzuconych na układ „obrabiarka-narzędzie".

- Maszyny skrawające i szlifujące muszą fizycznie oraz programowo posiadać zdolność do generowania dodatkowych ruchów, w tym przede wszystkim ruchu śrubowego osi niezbędnego do kompensacji wad mikrogeometrii.

- Stosuje się ściśle zdefiniowane głowice nożowe przeznaczone do montowania wewnętrznych i zewnętrznych ostrzy z powłokami uodparniającymi.

Metoda Duplex Generated (Generated Completing) jest obciążona istotnymi barierami wydajnościowymi i technologicznymi w obszarze przygotowania produkcji:

- Wymaga nadzwyczaj skomplikowanych obliczeń na etapie projektowym przekładni oraz generuje duże koszty i wysiłek nakładany na etap rozwojowy w technologii przygotowania produkcji.

- Charakteryzuje się dłuższym czasem obróbki (frezowania lub szlifowania) na sztukę w porównaniu do procesów typu kształtowego.

Zakres stosowania: z uwagi na powyższe ograniczenia, system DUPLEX dedykowany jest z reguły do:

- średnio- i wielkoseryjnej produkcji przekładni kątowych o przełożeniach w granicach w przybliżeniu $u \leq 2{,}2 \div 2{,}5$.
- zastosowań dla niskich obciążeń - przekładni przenoszących małe moce i operujących przy prędkościach obwodowych rzędu maksymalnie 15 m/s.
- zazębień drobnomodułowych - gdzie moduł poprzeczny ustrukturyzowany jest dla warunku $m_t \leq 2{,}5$ mm. [6]

2.2.3. Spread Blade Fixed Settings (5-CUT) - metoda dwustronno-jednostronna

Proces kształtowania pary zębatej w analizowanej metodzie uwarunkowany jest podziałem obróbki na pięć odrębnych, zindywidualizowanych faz cięcia. Zasadnicza różnica w stosunku do nowszych procesów jak metoda dwustronna polega na rozdzieleniu obróbki wykańczającej na zębniku dla strony wklęsłej i wypukłej. Zestawienie sekwencji operacji zestawiono w Tab. 2-1 [2], [11]:

Tab. 2-1 Opis operacji metody dwustronno-jednostronnej

Nr operacji	Obrabiany element	Faza procesu	Typ narzędzia (głowicy frezarskiej/szlifierskiej)
1.	Zębnik	Obróbka zgrubna	Głowica dwustronna
2.	Zębnik	Obróbka wykańczająca wypukłych boków zębów	Głowica wyłącznie z nożami wewnętrznymi (inside blades)
3.	Zębnik	Obróbka wykańczająca wklęsłych boków zębów	Głowica wyłącznie z nożami zewnętrznymi (outside blades)
4.	Koło	Obróbka zgrubna	Głowica dwustronna
5.	Koło	Obróbka wykańczająca	Głowica dwustronna

W produkcji masowej, realizacja cięć dla wklęsłej i wypukłej strony zębnika odbywa się standardowo na dwóch osobnych maszynach, przy użyciu standardowych, zataczanych noży profilowych.

Fundamentalną, technologiczną implikacją rozdzielenia obróbki zębnika w metodzie dwustronno-jednostronnej na dwa oddzielne cięcia z użyciem indywidualnych ustawień maszyny oraz osobnych narzędzi jest całkowita niezależność modyfikacji geometrii współpracujących boków. Gwarantuje to swobodę w optymalizacji struktury

przestrzennej zazębienia. Wszelkie wprowadzane poprawki oraz przestrzenne modyfikacje topografii boku zęba optymalizujące ślad styku oraz błąd przekazywania ruch na boku wklęsłym mogą być realizowane i kontrolowane całkowicie bezinwazyjnie, nie wywołując najmniejszego negatywnego wpływu na flankę wypukłą, i odwrotnie.

Zdolność ta wymusza jednak, by obrabiarki stosowane do tej metody wyposażone były w zaawansowane mechanizmy kinematyczne: możliwość pochylania osi głowicy narzędzia (cutter tilt) lub mechanizm generujący modyfikowane odtaczanie (Modified Roll) - podobnie jak w metodzie dwustronnej [2], [6], [11] [23].

- Regulacja grubości zęba zębnika: podczas pierwszej próby obróbczej w metodzie jednostronnej zdefiniowanie prawidłowej grubości zęba jest niemożliwe z poziomu architektury narzędzia, czy samych ustawień maszyny. Wymaga to obowiązkowej kompensacji grubości zęba wyłącznie na drodze rotacyjnej korekty osi przedmiotu obrabianego (rotation of the work axis) [24].

- Regulacja grubości zęba koła: zakładając poprawność szerokości wierzchołkowej ostrzy narzędzia w metodzie dwustronno-jednostronnej, grubość zęba obrabianego koła talerzowego musi bezwzględnie podlegać regulacji z wykorzystaniem wzdłużnego posuwu przesuwnej podstawy obrabiarki (osi liniowej typu Sliding Base).

2.2.4. Porównanie metod

Z perspektywy optymalizacji topografii powierzchni bocznych, omawiane metody charakteryzują się odwrotnie proporcjonalnymi zdolnościami w zakresie wprowadzania modyfikacji:

- Metoda 5-Cut (Spread Blade Fixed Setting): rozdzielenie obróbki wykańczającej zębnika na dwa odrębne cięcia (osobno dla boku wypukłego i wklęsłego) za pomocą dedykowanych głowic jednostronnych zapewnia całkowitą niezależność w zakresie modyfikacji geometrii współpracujących flank. Pozwala to na maksymalną elastyczność i pełną swobodę w implementowaniu przestrzennych korekcji mikrogeometrii. Wprowadzenie dowolnej zmiany na jednym boku nie wywołuje jakichkolwiek skutków ubocznych na boku przeciwległym.

- Metoda Duplex (Completing): równoczesne kształtowanie obu boków wrębu międzyzębnego jednym przejściem narzędzia drastycznie redukuje elastyczność procesu. Sztywne sprzężenie procesowe wymusza sytuację, w której każda celowa modyfikacja

optymalizacyjna wprowadzona dla flanki wypukłej skutkuje natychmiastowym, niepożądanym zaburzeniem geometrii na flance wklęsłej. Wymusza to stosowanie skomplikowanych, matematycznych superpozycji korekcyjnych (generowanych przez maszynę CNC jako Helical Motion -zsynchronizowany ruch śrubowy osi, lub Modified Roll - zmodyfikowane odtaczanie) w celu skompensowania wymuszonych wad [2], [11], [24].

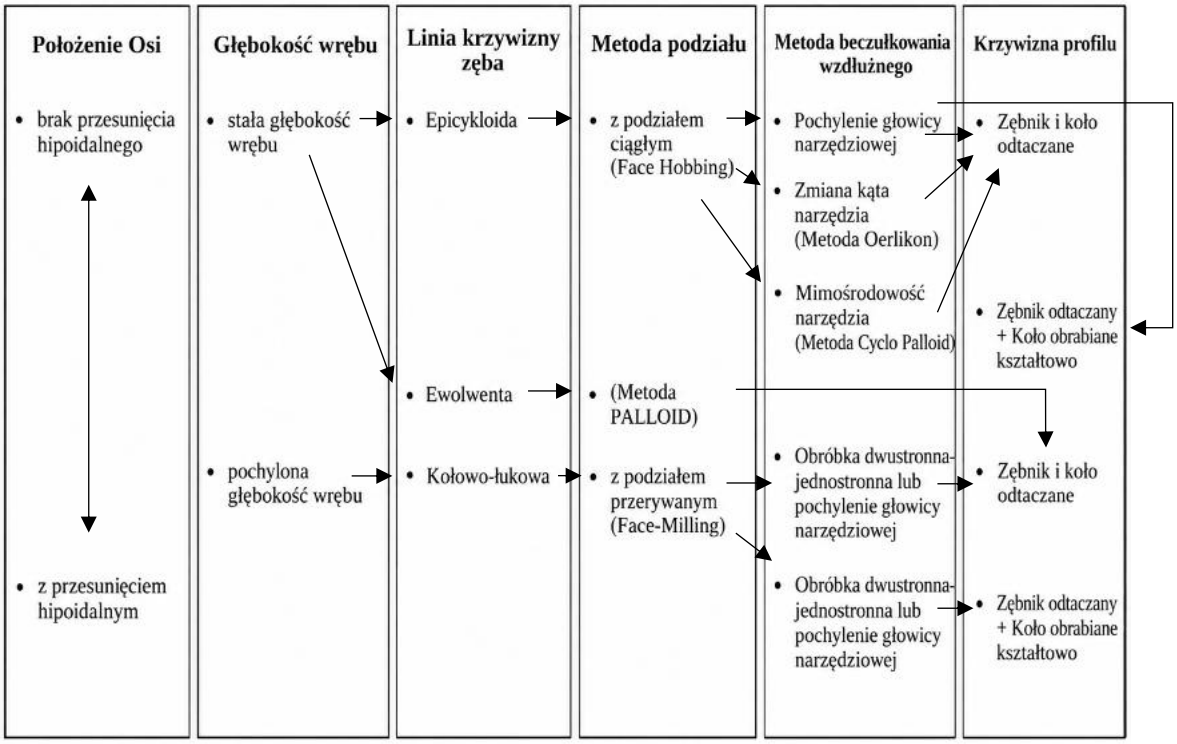
Uwarunkowania kinematyczne obu metod bezpośrednio determinują ich wydajność produkcyjną:

- Metoda 5-Cut: z racji konieczności wykonywania niezależnych zabiegów wykańczających dla zębnika, czas cyklu obróbczego jest relatywnie najdłuższy. Wiąże się to nie tylko z czasem samego skrawania, ale i z wielokrotnym wycofywaniem narzędzia oraz potencjalną koniecznością przenoszenia detali pomiędzy stanowiskami w gniazdach produkcyjnych.
- Metoda Duplex: charakteryzuje się znacząco zwiększoną produktywnością oraz skróconymi czasami skrawania i szlifowania kół. Jednoczesna obróbka dwóch boków zęba czyni ten proces optymalnym z punktu widzenia masowej i wielkoseryjnej produkcji przekładni.

Osiągalna jakość współpracy jest w dużej mierze zbieżna dla obu technologii, o ile obrabiarka dysponuje odpowiednimi możliwościami kompensacyjnymi, jednakże metoda Duplex narzuca większe rygory architektoniczne na ukształtowanie wrębu. Skrawanie dwustronne prowadzi do wygenerowania równej szerokości dna wrębu, co wymusza technologiczne pochylenie linii stopy zęba i utratę swobody niezależnego dobierania kątów stóp i głów zębów. Metoda 5-Cut jest z tego powodu rozwiązaniem pozwalającym na osiągnięcie najwyższej jakości ukształtowania zarysu bez konieczności pójścia na kompromisy geometryczne wymuszane przez jedno, wielkogabarytowe narzędzie tnące.

Według literatury krajowej opisującej uwarunkowania technologiczne systemu Gleason, dla produkcji małoseryjnej oraz jednostkowej stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba zaleca się stosowanie obydwu metod, jednak pod ścisłymi warunkami modułowymi:

- Metoda obwiedniowa dwustronno-jednostronna, jest wprost rekomendowana jako pełnoprawna metoda obróbki małoseryjnej bez narzuconych ograniczeń gabarytowych.
- Metoda obwiedniowa dwustronna jest również zalecana do produkcji małoseryjnej, jednak ze ścisłym i rygorystycznym ograniczeniem jej zastosowania tylko do kół o małych i średnich modułach, gdzie moduł maksymalny wynosi m_{max} = 5 mm [6].



Rys. 2-4 Podział konstrukcyjno-technologiczny stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba (opracowanie na podstawie [2])

2.3. Charakterystyka szlifowania stożkowych kół zębatych

2.3.1. Charakterystyka obróbki

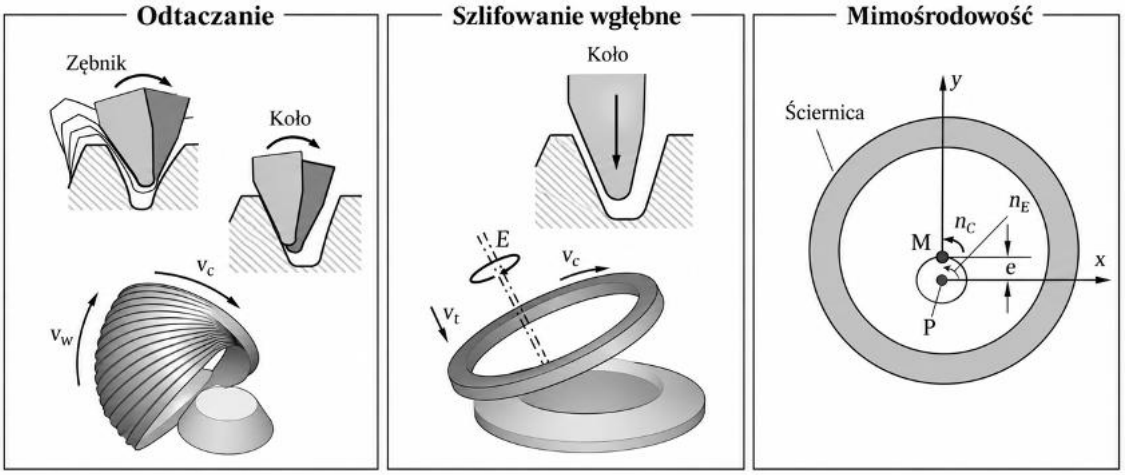
Proces obróbki kół stożkowych z użyciem ściernic garnkowych realizowany jest wyłącznie w ramach metody z podziałem przerywanym. W ujęciu kinematycznym wyróżnia się dwie odmiany tej technologii: szlifowanie z ruchem odtaczania (obwiedniowe) oraz szlifowanie kształtowo-obwiedniowe bez ruchu odtaczania koła i z odtaczaniem zębnika [2], [6], [11].

W szlifowaniu kształtowo-obwiedniowym zarys boku zęba nie jest bezpośrednim odwzorowaniem geometrii narzędzia, lecz powstaje w wyniku sprzężenia

kinematycznego. Maszyna realizuje złożony ruch obrotowy wrzeciennika narzędziowego zamocowanego na kołysce (cradle) oraz obrabianego koła zębatego. Ściernica garnkowa formuje w ten sposób profil boku zęba w postaci oktoidy, stanowiący obwiednię kolejnych, chwilowych położeń krawędzi skrawających w przestrzeni. Osiowa prędkość narzędzia jest tu sprzężona z prędkością odtaczania (generating speed), definiowaną jako prędkość obrotowa kołyski [2]. Zastosowanie ruchu odtaczającego warunkuje rozwój odpowiedniej krzywizny boku zęba w kierunku jego profilu, na drodze od stopy do wierzchołka, a wymagana topografia i zakrzywienie powierzchni zęba są tu ukształtowane jako obwiednia serii położeń przestrzennych krawędzi tnących narzędzia, uzyskanych w wielu różnych pozycjach generujących maszyny.

W metodzie wgłębnej eliminuje się złożony ruch odtaczania obrabianego elementu i kołyski maszyny. Kinematyka procesu sprowadza się do osiowego wprowadzania ściernicy bezpośrednio we wrąb z zadaną prędkością posuwu wgłębnego (plunge feed). Kształtowanie zarysu ma charakter kopiowy - profil pracującej ściernicy garnkowej jest dokładnie i bezpośrednio odwzorowywany na powierzchni boku zęba. Konsekwencją braku mechanizmu generującego jest bezpośrednie i wierne odwzorowanie geometrii ściernicy na obrabianym materiale, powierzchnie boczne zębów uzyskują kształt płaski, który odpowiada dokładnie zarysowi krawędzi skrawającej zastosowanego narzędzia, z tego powodu proces ten nakłada skrajnie rygorystyczne wymagania na precyzję obciągnięcia narzędzia obróbczego [25].

Ze względu na fundamentalne różnice w mechanice usuwania naddatku, obie metody wymuszają stosowanie odmiennych reżimów technologicznych. Zestawienie dopuszczalnych zakresów wielkości sterujących oraz równań definiujących właściwą wydajność usuwania materiału przedstawiono w tabeli poniżej [2], [26]. W obu odmianach szlifowania możliwe jest wprowadzenie dodatkowego rozwiązania kinematycznego, jakim jest ruch mimośrodowy (eccentric motion) opracowany przez Waguriego w 1967 roku. Polega on na osadzeniu łożysk wrzeciona ściernicy w niezależnie napędzanej tulei mimośrodowej. Wymusza to nałożenie na ruch główny dodatkowej oscylacji, która cyklicznie przerywa kontakt ściernicy z materiałem [26], [27], [28].



Rys. 2-5 Charakterystyka odtaczania, obróbki wgłębnej oraz ruchu mimośrodowego (opracowano na podstawie [29])

Wybór odmiany kinematycznej implikuje określone skutki wydajnościowe i jakościowe. Szlifowanie wgłębne jest metodą z natury szybszą i wysoce produktywną. Wynika to z faktu, że obróbka pozwala na zastosowanie znacznie większych głębokości dosuwu na jeden cykl pracy narzędzia (0,4÷0,6 mm w porównaniu do 0,05÷0,3 mm dla metody kształtowo-obwiedniowej) oraz eliminuje czasochłonne przejścia maszyny w trybie odtaczania [2], [26].

Niewłaściwy dobór parametrów roboczych, to jest zbyt wysoka prędkość odtaczania lub nadmierny posuw wgłębny, prowadzi w obu metodach do nierównomiernego zużycia ściernicy, powstawania wad geometrii oraz krytycznych przypaleń szlifierskich. Szlifowanie z ruchem odtaczania realizowane jest przy wyższych prędkościach obwodowych (18÷25 m/s), co skutkuje zmniejszeniem przekroju poprzecznego formowanego wióra. Prowadzi to do obniżenia chropowatości powierzchni, ale jednocześnie wymusza wyższe obciążenia termiczne przedmiotu obrabianego w strefie skrawania. Zastosowanie wspomnianego ruchu mimośrodowego Akiry Waguriego w szlifowaniu wgłębnym drastycznie poprawia skuteczność wprowadzania chłodziwa w strefę styku narzędzia z przedmiotem, zapobiegając przegrzaniom na dużej powierzchni kontaktu. Natomiast w szlifowaniu z ruchem odtaczania oscylacja ta jest wykorzystywana celowo do modyfikowania i polepszania struktury powierzchniowej szlifowanego boku zęba [2]. Fundamentalnym zadaniem etapu szlifowania jest usunięcie

dominującej części naddatku materiałowego oraz zniwelowanie odkształceń i deformacji, powstałych w wyniku wcześniejszej obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, nawęglania i hartowania oraz ma na celu nadanie ostatecznych wymiarów, wymaganej klasy dokładności geometrycznej, w tym uzyskanie rygorystycznych parametrów chropowatości powierzchni [30] [31].

W literaturze istnieje również pojęcie szlifowania głębokiego (Deep Grinding) stanowią specyficzne technologie umożliwiające szlifowanie kół zębatych bezpośrednio z litego materiału co w praktyce eliminuje konieczność stosowania wcześniejszych operacji frezowania zębów [32], [33], [34], [35], [36]. Proces szlifowania głębokiego polegający na szlifowaniu uzębień stożkowych o kołowo-łukowej linii zęba z litego, twardego materiału jest wskazywany jako kluczowy kierunek rozwoju dla przemysłu motoryzacyjnego, lotniczego oraz w zastosowaniach dla napędów hybrydowych. Szlifowanie z litego materiału drastycznie skraca całkowity czas wytwarzania koła zębatego, czyniąc produkcję jednostkową i małoseryjną znacznie bardziej wydajną pod kątem ekonomicznym, a ponadto zwiększa zdolność przekładni do przenoszenia wyższych momentów obrotowych poprzez uzyskanie optymalnych własności warstwy wierzchniej [37], [38].

Decyzja o szlifowaniu z dużym naddatkiem, gdzie głębokość skrawania jest znaczna, generuje ekstremalne zjawiska w strefie kontaktu. Znaczne zagłębienie narzędzia prowadzi do koncentracji energii cieplnej, co powoduje powstawanie wysokich gradientów temperatury wywołujących przypalenia szlifierskie objawiają się one powstawaniem cienkiej białej warstwy wtórnego hartowania o grubości 1÷3 μm na podłożu martenzytu silnie odpuszczonego, co drastycznie obniża twardość, wytrzymałość zmęczeniową i odporność na zużycie [39]. Ekstremalny skok temperatury może prowadzić do przejścia naprężeń własnych w stan rozciągający, co stanowi inicjator mikropęknięć warstwy wierzchniej [40], [41] [42] [40]. Duży strumień usuwanego materiału zwiększa podatność na tępienie ziaren, wyrywanie ich ze spoiwa oraz zalepianie czynnej powierzchni ściernicy urobkiem, co wtórnie intensyfikuje tarcie i opory skrawania. Proces bezwzględnie wymusza stosowanie wysoce zaawansowanych systemów chłodzenia oraz precyzyjnie dobranych, porowatych ściernic o wysokiej zdolności do samoostrzenia [43].

2.3.2. Budowa ściernic do obróbki stożkowych kół zębatych

Istniejąca literatura definiuje trzy główne grupy materiałów ściernych predysponowanych do szlifowania kół zębatych, różniące się budową krystaliczną i właściwościami tribologicznymi.

Tlenek glinu, czyli korund (aluminium oxide), jest materiałem wykazującym podatność na pękanie (odłupywanie). Rozłupywanie się ziaren powoduje odsłanianie nowych krawędzi tnących, jednocześnie jednak ogranicza maksymalne tempo usuwania materiału. Korund stosowany jest do uniwersalnej obróbki stali zarówno niehartowanych, jak i hartowanych, przy prędkości szlifowania 15÷30 m/s, wgłębieniu 0,05÷0,15 mm oraz naddatku obciągania 0,1÷0,2 mm. W odniesieniu do ryzyka przypaleń brak jest bezpośrednich wskazań na jego ograniczenie, a metoda charakteryzuje się niższą wydajnością przy usuwaniu dużych naddatków.

Elektrokorund szlachetny, czyli biały tlenek glinu (na przykład 38A, 99A), jest bardzo popularnym materiałem ściernym, charakteryzującym się wysoką twardością, ale jednocześnie dużą kruchością. Ze względu na wysoką kruchość wierzchołki ziaren elektrokorundu szlachetnego stosunkowo łatwo ulegają złamaniom pod wpływem obciążeń mechanicznych, co prowadzi do powstawania nowych, ostrych krawędzi w zjawisku samoostrzenia, jednakże kruchość ta powoduje również przyspieszone zużycie objętościowe narzędzia. Materiał ten jest powszechnie aplikowany do szlifowania materiałów niehartowanych oraz stali hartowanych. Ściernice z czystego elektrokorundu zapewniają początkowo najniższe obciążenie mechaniczne i termiczne, co minimalizuje uszkodzenia cieplne, wymagają one jednak znacznie częstszego obciągania z uwagi na szybkie zużycie, brak odpowiedniego obciągania prowadzi do stępienia ziaren, wzrostu tarcia i drastycznego wzrostu ryzyka przypaleń szlifierskich [44].

Ścierniwa mikrokrystaliczne - SG (sintered aluminium oxide, korund spiekany) wytwarzane są w procesach chemicznych w technologii sol-gel, czyli syntezy z fazy ciekłej, a następnie suszone, kruszone i spiekane, narzędzia te składają się z bardzo drobnych kryształów o wymiarach rzędu 0,4÷1 μm, spieczonych w jedno ziarno, i powszechnie występują jako domieszki do elektrokorundu białego, na przykład ściernice NQ, 3SG, 5SG. Unikalna mikrostruktura zapewnia kontrolowane mikropękanie: zamiast wyrywania całych ziaren odłamują się jedynie submikronowe

kryształy, stale odsłaniając nowe ostre krawędzie tnące, co radykalnie wydłuża żywotność narzędzia. Materiały te stosuje się do szlifowania stali hartowanych, stopów tytanu i niklu oraz nadstopów dla przemysłu lotniczego, z reguły ze spoiwami o otwartej porowatości w celu zwiększenia chłodzenia. Znacząco obniżają one ryzyko przypaleń, ponieważ ostre krawędzie ograniczają tarcie, co skutkuje chłodniejszym szlifowaniem, siły szlifowania mogą być zredukowane nawet o 50% w stosunku do tradycyjnego elektrokorundu, zapobiegając uszkodzeniom termicznym nawet przy długich cyklach [45].

Regularny azotek boru (CBN-cubic boron nitride) charakteryzuje się ekstremalnie wysoką twardością wewnętrzną wynoszącą 4700 kg/mm² w skali Knoopa, dla porównania diament to 7000 kg/mm², wysoką stabilnością termiczną oraz bardzo dobrą przewodnością cieplną. Pod wpływem wysokich obciążeń monokryształy CBN ulegają pękaniu ze względu na swoje anizotropowe właściwości, wyróżnia się tu ściernice z polikrystalicznego cBN (PcBN), które wykazują lepszą zdolność do samoostrzenia niż monokryształy. Materiał ten stosuje się do szlifowania wysoce obciążonych materiałów trudnoobrabialnych oraz hartowanych, a w przemyśle lotniczym powszechnie do wykańczającego szlifowania kół zębatych. Wysoka przewodność cieplna ziaren CBN skutecznie odprowadza ciepło ze strefy skrawania, co drastycznie redukuje uszkodzenia termiczne na obrabianej powierzchni zęba [46], [47].

Dobór twardości determinuje proces zużycia wytrzymałościowego ściernicy. Dla ściernic o niskiej twardości dominuje proces wykruszania całych ziaren ściernych ze spoiwa, co jest pożądane przy obróbce materiałów generujących duże opory, ponieważ odsłania to stale nowe, ostre ziarna. Z kolei przy ściernicach o dużej twardości, na przykład typu P, spoiwo silnie trzyma ziarno, co wymusza postępujące ścieranie wierzchołków ziaren i mikrowykruszenia [48]. Do szlifowania uzębień, szczególnie stali hartowanych, zaleca się otwartą, porowatą strukturę narzędzia zwiększona objętość porów gwarantuje głębszą penetrację chłodziwa bezpośrednio do strefy skrawania, radykalnie obniżając temperaturę, a dodatkowo ułatwia ewakuację powstających mikrowiórów, zapobiegając niebezpiecznemu zjawisku zalepiania czynnej powierzchni ściernicy [49], [50].

2.3.3. Charakterystyka parametrów technologicznych

Parametry technologiczne procesu szlifowania kół zębatych stożkowych o zębach kołowo-łukowych stanowią złożony zbiór wielkości kinematycznych, geometrycznych oraz materiałowych, które bezpośrednio determinują zjawiska termodynamiczne w strefie skrawania, a w konsekwencji dokładność wymiarowo-kształtową i integralność warstwy wierzchniej. Wymusza to rygorystyczny dobór nastaw w zależności od wybranej strategii obróbki: szlifowania obwiedniowego lub szlifowania wgłębnego koła, które posiadają różne wielkości startujące właściwe w zależności od strategii. W najnowszych badaniach dobór parametrów szlifowania odtaczającego stożkowych kół zębatych rozpatrywany jest jako problem wielokryterialny. Zeng i in. zastosowali metodologię powierzchni odpowiedzi, przyjmując prędkość liniową ściernicy, prędkość odtaczania oraz głębokość szlifowania jako zmienne procesu, natomiast jako kryteria oceny wykorzystali chropowatość powierzchni, drgania wrzeciona oraz naprężenia własne [51].

Obróbka z ruchem odtaczania

Z uwagi na konieczność synchronizacji obrotu narzędzia i przedmiotu obrabianego w celu wygenerowania oktoidalnego zarysu zęba, proces ten wymaga definiowania parametrów związanych z ruchem kołyski [2]:

- Prędkość odtaczania v_w: definiuje prędkość kątową wirtualnej kołyski, wyznaczaną na podstawie modułu koła zębatego oraz posuwu na cykl. Wartość referencyjna dla tego parametru wynosi od 5° do 20° na sekundę dla obróbki wykańczającej. Przeprowadzone badania prędkość posuwu odtaczania przeliczonego na posuw liniowy wskazują, że posuw na poziomie 2100÷2225 mm/min zapewnia najwyższą stabilność struktury krystalicznej i optymalną chropowatość [52].

- Zmiana kąta odtaczania Δ_α: kątowy przyrost położenia kołyski wykorzystywany do zdefiniowania chwilowego obszaru kontaktu i objętości skrawania.

- Liczba przejść odtaczających (ang. generating cuts): w przeciwieństwie do jednorazowego posuwu wgłębnego, silnie zakrzywione zarysy zębników mogą wymagać zwielokrotnionych przejść obwiedniowych w celu minimalizacji śladów odtaczania i zapewnienia płynności biegu przekładni. Liczba ta rośnie wraz ze stopniem krzywizny boku zęba.

- Równanie specyficznego wskaźnika usuwania materiału Q'_w: dla szlifowania z ruchem odtaczania parametr ten uwzględnia kinematykę odtaczania i jest definiowany odrębnym równaniem:

$$Q'_w = \frac{(V_w \cdot v_w)}{(\Delta_\alpha \cdot h_m \cdot \sin \alpha_n)} \tag{2.1}$$

gdzie: V_w to całkowita objętość usuwanego materiału, h_m to średnia głębokość robocza zęba, a α_n to normalny kąt zarysu [2], [26]

Obróbka bez ruchu odtaczania

W metodzie pozbawionej ruchu odtaczania ściernica wcina się w materiał, kopiując w skali 1:1 zarys zęba. Eliminuje to parametry kołyski, wprowadzając w ich miejsce zmienne wgłębne oraz obligatoryjne parametry oscylacji mimośrodowej [2]:

- Prędkość posuwu wgłębnego (ang. plunge cutting speed) v_t: parametr określający liniową prędkość wchodzenia narzędzia w głąb wrębu,

- Mimośrodowość wrzeciona Waguri (e): parametr warunkujący stabilność termiczną procesu poprzez przerwanie ciągłego kontaktu ściernicy z obiema stronami wrębu. Poszczególne źródła wykazują wyraźne rozbieżności w definiowaniu jego optymalnej wielkości: źródło [25] definiuje stały przedział e = 0,10÷0,12 mm, źródło [27] podaje sztywną wartość e = 0,3 mm, natomiast [2] uzależnia mimośrodowość od geometrii narzędzia, narzucając przedział e = 0,05÷0,15% średnicy tarczy szlifierskiej.

- Prędkość obrotowa wrzeciona Waguri: zunifikowana we wszystkich źródłach relacja, wymagająca, aby wrzeciono mimośrodowe obracało się w tym samym kierunku co ściernica, jednak z prędkością o 200÷500 obr/min niższą od głównej prędkości wrzeciona (typowo ok. 2000 obr/min).

- Równanie specyficznego wskaźnika usuwania materiału Q'_w pozbawione zmiennych kątowych, opiera się wyłącznie na geometrii wrębu i posuwie wgłębnym:

$$Q'_w = \frac{(V_w \cdot v_t)}{(a_e \cdot h_m)} \tag{2.2}$$

gdzie a_e to naddatek mierzony prostopadle do boku zęba [2], [26].

Parametry kinematyczne

Prędkość obwodowa ściernicy v_s dobierana jest w ścisłej korelacji z rodzajem materiału ściernego oraz zjawiskami cieplnymi. W konwencjonalnym szlifowaniu przy użyciu ściernic z tlenku glinu zaleca się prędkości w przedziale 20÷25 m/s. Relatywnie niska prędkość zapobiega powstawaniu przypaleń szlifierskich, choć spadek jej wartości poniżej dolnej granicy powoduje, że tarcza zachowuje się jak bardziej miękka, co pogarsza chropowatość powierzchni, ale obniża temperaturę procesu [2], [25], [26]. W przypadku zastosowania ściernic z regularnego azotku boru (CBN) o spoiwie ceramicznym prędkość skrawania wynosi zazwyczaj 30÷70 m/s, natomiast dla ściernic CBN o spoiwie galwanicznym (jednowarstwowym) przekracza 50 m/s, dochodząc w specyficznych badaniach szlifowania z dużymi prędkościami nawet do 146 m/s [2], [24], [53]. W badaniach optymalizacyjnych dla szlifowania obwiedniowego wykazano, że najwyższą integralność warstwy wierzchniej uzyskuje się przy obniżonej prędkości obwodowej rzędu 10 m/s [52]. Z kolei inne modele regresyjne wskazują na wartość 35,2 m/s jako optymalną dla zminimalizowania chropowatości [54].

Naddatki i głębokość skrawania

Nominalny naddatek na szlifowanie dla powierzchni bocznych wynosi standardowo od 0,10 mm do 0,15 mm [55], [56]. Strategia rozdziału głębokości w poszczególnych przejściach jest silnie uwarunkowana wymaganiami tolerancji. Analizy integralności materiału dowodzą, że dla uzyskania optymalnych naprężeń resztkowych i twardości 62 HRC jednostkowa głębokość skrawania powinna wynosić a_e = 0,01 mm, przy bezwzględnym zastrzeżeniu, aby wartość ta w przejściach wykańczających nie przekraczała limitu 0,03 mm (ze względu na chropowatość) oraz 0,07 mm (ze względu na ryzyko odpuszczania struktury) [52], [57]. Brak w tym zakresie informacji na temat doboru takiej warstwy w przypadku materiałów ulepszonych cieplnie.

Parametry kondycjonowania ściernicy

Proces kondycjonowania kształtuje mikrotopografię narzędzia ściernego. Kluczowym wskaźnikiem jest q_d stosunek prędkości rolki obciągającej v_R do prędkości ściernicy v_S.

$$q_d = \frac{v_R}{v_S} \tag{2.3}$$

Wartości ujemne - przeciwbieżne (od −0,6 do −0,8): rolka kształtuje ziarna bez ich kruszenia, co minimalizuje porowatość narzędzia i pozwala uzyskać najwyższą klasę chropowatości. Wartości dodatnie - współbieżne (od 0,6 do 0,8): optymalne dla wysokiej wydajności (szlifowanie zgrubne). Wartość 0,0: bezwzględnie unikana, gdyż powoduje drastyczne łupanie i wyrywanie ziaren, tworząc ekstremalnie otwartą strukturę, skutkuje to szybkim zużyciem narzędzia i błędami podziałowymi szlifowanego koła. Promieniowy dosuw obciągacza wynosi z reguły od 0,005 mm do 0,010 mm dla ściernic CBN, natomiast w aplikacjach dla ściernic korundowych przy zadawaniu wielokrotnych przejść stosuje się dosuwy rzędu 0,05 - 0,10 mm [2], [25], [26], [30].

Specyfikacja narzędzi ściernych i układów chłodzenia

Dla kół zębatych stożkowych powszechnie stosuje się ściernice ze spiekanego tlenku glinu o miękkim spoiwie ceramicznym (o twardości statycznej w przedziale od F do K) i otwartej strukturze porów. Wymaga się stosowania ziarna o ujednoliconej gradacji, najczęściej 80 lub w przedziale 80-120 (rozmiar ziarna od 250÷297 μm do 88÷105 μm). Obecność wtrąceń o skrajnych wymiarach (np. 240) drastycznie przyspiesza zużycie profilu. Dla dużych modułów (m_n > 7,5 mm) aplikuje się nowoczesne ściernice kompozytowe z ziarnem wytłaczanym o ukierunkowanym kształcie [2], [25], [26], [27], [44]. Olej szlifierski pełniący funkcję chłodziwa musi spełniać ścisłe kryteria fizykochemiczne: lepkość kinematyczna ≥ 20 cSt przy 40°C, temperatura zapłonu > 190°C, skład chemiczny - całkowity brak aktywnej i nieaktywnej siarki (zapobieganie degradacji elementów maszyny). System wymaga ciśnieniowych dysz czyszczących ściernicę, pracujących pod ciśnieniem 40 bar przy przepływie około 30 l/min, skierowanych prostopadle do powierzchni czołowej narzędzia, w celu gaszenia iskier i wypłukiwania wiórów z porów tarczy.

Proces obciągania ściernicy jest kluczowy w procesie szlifowania ze względu na falistość wykonywanie powierzchni a przez to na właściwości wibroakustyczne pracujących kół zębatych. Stąd też pracuje się na technologiami takimi jak MicroPulse firmy Gleason polegającymi na fizycznym przełamaniu regularności śladów odtaczania

oraz śladów ziaren ściernych pozostawianych na powierzchni boku zęba w klasycznych procesach obróbki na twardo co przekłada się na zmianę widma częstotliwościowego i radykalna redukcję hałasu. W klasycznym szlifowaniu obwiedniowym powstają regularne ślady odtaczania, które przy pracy przekładni generują silne wzbudzenia na częstotliwości zazębienia oraz jej wielokrotnościach. Metoda MicroPulse modyfikuje macierz położeń osi obrabiarki (amplitudy mikroruchów wynoszą np. 0,2 μm, z odchyleniami losowymi rzędu ±2 μm), co powoduje zjawisko rozproszenia energii uderzenia zęba. Energia z dominujących pików wyższych harmonicznych zostaje przetransferowana w pożądane pasma boczne co obniża amplitudy poszczególnych częstotliwości o ponad 50% w stosunku do kół szlifowanych konwencjonalnie i prowadzi do płynnej, cichszej pracy przekładni [58], [59].

2.4. Właściwości użytkowe i funkcjonalne jako kryteria oceny

W stosunku do kół o zębach prostych, przekładnie o zębach kołowo-łukowych charakteryzują się znacznie wyższą zdolnością do przenoszenia momentu obrotowego oraz zdolnością do pracy z podwyższonymi prędkościami obrotowymi przy drastycznie obniżonym poziomie drgań i emisji hałasu [60], [61].

2.4.1. Podstawowe kryteria nośności

Odporność na zmęczenie powierzchniowe (pitting): analizowana na podstawie maksymalnych naprężeń stykowych (Hertza) σ_{HP}. Model matematyczny określający dopuszczalne naprężenie kontaktowe wyraża formuła:

$$\sigma_{HP} = \sigma_{HP_LIM} \times \mathrm{ZNT} \times \mathrm{ZX} \times \mathrm{ZL} \times \mathrm{ZR} \times \mathrm{ZV} \times \mathrm{ZW} \times \mathrm{ZHyp} \times \mathrm{ZS} \tag{2.4}$$

gdzie σ_{H_lim} określa wytrzymałość zmęczeniową materiału, ZNT to współczynnik trwałości, ZX uwzględnia efekt skali (modułu), parametry ZL, ZR, ZV modelują wpływ filmu smarnego (odpowiednio: lepkości, chropowatości i prędkości liniowej), a ZHyp stanowi współczynnik hipoidalny. Wymagany współczynnik bezpieczeństwa dla tego kryterium oznacza się jako S_H [62].

- Wytrzymałość na zginanie u stopy zęba, weryfikowana poprzez wyznaczenie współczynnika bezpieczeństwa na zginanie S_F [62].

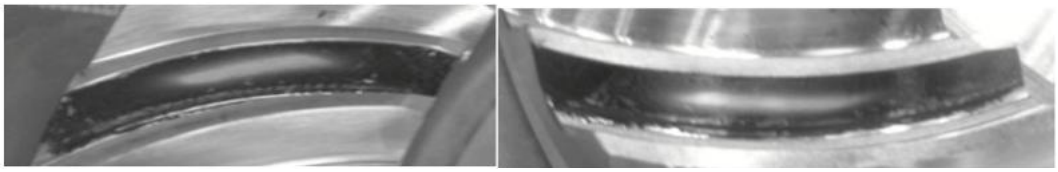
- Odporność na zacieranie (scuffing / scoring): zacieranie występuje w rejonach dużych prędkości poślizgu przy zerwaniu filmu hydrodynamicznego. Oceniane w ujęciu warunkowym poprzez całkową metodę temperatury kontaktu. Istotnymi parametrami poprawiającymi odporność na ten defekt tribologiczny są: obniżenie kąta pochylenia linii śrubowej βm oraz zmniejszenie chropowatości powierzchni ($R_a \leq 0{,}8$ μm) [2], [24].

Obliczenia nośności i naprężeń opierają się na transformacji geometrii koła stożkowego w wirtualne koło walcowe. Pozwala to na zastosowanie klasycznych równań analitycznych, które modyfikowane są odpowiednimi współczynnikami korekcyjnymi charakterystycznymi dla przekładni stożkowych. Umożliwia to wyznaczenie naprężeń stykowych, naprężeń u podstawy zęba oraz współczynników bezpieczeństwa [63]. Kryteria te różnią się jednak w zależności od przyjętej normy branżowej, co ilustruje odmienne podejście do analizy zjawisk tribologicznych. Przykładowo, niemiecka norma DIN 3991 uwzględnia analityczne sprawdzanie układu pod kątem zatarcia, podczas gdy międzynarodowa norma ISO 10300 oraz wytyczne AGMA 2003 w swoich algorytmach nie przewidują rygorystycznych przeliczeń na to zjawisko ani na zużycie ścierne. Wszelkie przytoczone normy weryfikują natomiast nośność na zginanie oraz naciski.

2.4.2. Poprawność śladu współpracy

Prawidłowość wykonania i montażu weryfikowana jest na maszynach kontrolnych poprzez weryfikację śladu współpracy. Wykorzystuje się do tego wirtualne modele symulacyjne (analizy TCA/LTCA - Tooth Contact Analysis / Loaded Tooth Contact Analysis) [8], [9], [10] [64], [65]. Współczesna ocena śladu współpracy może mieć charakter parametryczny i obejmować nie tylko jego występowanie, lecz także położenie, rozmiar i zmianę obszaru kontaktu podczas zazębienia. Rong i in. przedstawili model regulacji rozwinięcia śladu współpracy, łącząc wyniki TCA, wpływ odchyłek ustawienia oraz modyfikację parametrów technologicznych powierzchni zęba [66]. Kryteria akceptacji śladu stanowią rygorystyczny zestaw wymogów: Pole styku w stanie nieobciążonym powinno zajmować centralną pozycję na środku szerokości wieńca zębatego i stanowić od 40% do 60% całkowitej długości zęba (tzw. ślad zlokalizowany).

Ślad musi kategorycznie pozostawiać wolną strefę od strony wierzchołka i podstawy zęba, a także od brzegów wieńca. Zapewnia to kompensację ugięć mechanicznych i zniekształceń termicznych obudowy podczas pełnego obciążenia napędem, zapobiegając kontaktowi krawędziowemu. Obecność przekątnego ułożenia śladu (skośność wewnętrzna/zewnętrzna, ślad krzyżowy) interpretowana jest jako defekt topografii (bias) bądź błąd odległości montażowej osi, skutkujący wzrostem hałasu i obniżeniem trwałości [67], [68].

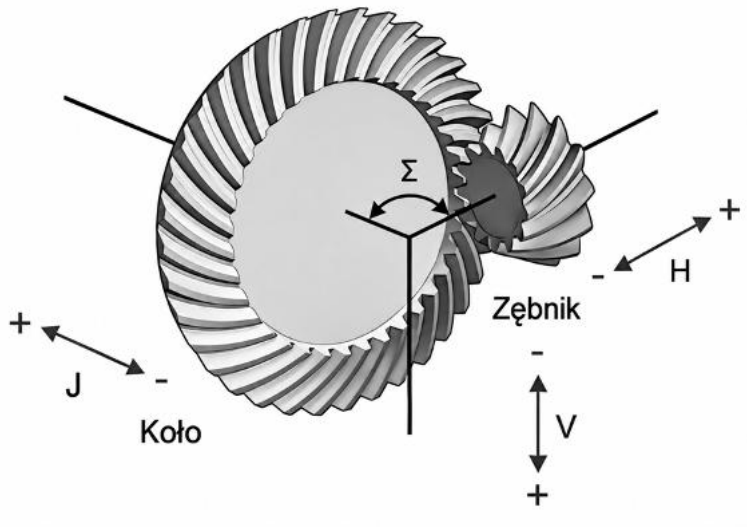


Rys. 2-6 Przykładowy ślad współpracy na stronie wklęsłej po lewej oraz wypukłej [69]

2.4.3. Odchyłki montażowe

Jedną z krytycznych cech funkcjonalnych stożkowych kół o kołowo-łukowej linii zęba jest ich wysoka wrażliwość na błędy montażowe oraz błędy wykonawcze, która jest wyższa w porównaniu do innych typów przekładni. Chociaż z teoretycznego punktu widzenia zęby krzywoliniowe powinny generować idealny styk liniowy, w praktyce technologicznej celowo wprowadza się modyfikacje ich geometrii, aby zminimalizować wrażliwość na błędy styku i zapewnić poprawną współpracę pod obciążeniem [70], [71], [72].

Błędy powstałe na etapie montażu prowadzą do nieprawidłowego pozycjonowania współpracujących kół w przestrzeni, co zaburza teoretyczną kinematykę zazębienia, wywołując dodatkowe obciążenia dynamiczne, wibracje, hałas, lokalne spiętrzenia naprężeń oraz podwyższone nagrzewanie układu [73]. Przekładnie stożkowe o teoretycznie sprzężonych powierzchniach zębów wykazują szczególnie wysoką wrażliwość na błędy ustawienia osi, co wymusza stosowanie zaawansowanych metod analizy i precyzyjnego wprowadzania modyfikacji na etapie obróbki [74] [75] [76]. Pozycja zębnika względem koła w przekładni jest definiowana w przestrzeni za pomocą przemieszczeń wzdłuż osi pionowej, poziomej, w kierunku osiowym oraz za pomocą kąta skrzyżowania osi wałów. Parametry te bezpośrednio determinują pozycję śladu współpracy.



Rys. 2-7 Schemat z zaznaczonymi kierunkami przemieszczeń kół względem siebie dla przykładu zębnika o lewym kierunki linii zęba

Zestawienie typowych błędów montażowych oraz ich wpływu na zazębienie przedstawiono w Tab. 2-2 [4], [71], [77], [78].

Tab. 2-2 Charakterystyka błędów montażowych

Symbol odchyłki	**Charakterystyka błędu**	**Identyfikowane skutki kinemtyczne i geometryczne**
ΔE / ΔV	Błąd przesunięcia hipoidalnego (odchyłka pionowa)	Powoduje przesuwanie się śladu współpracy wzdłuż linii zęba. W badanych przypadkach przesunięcie rzędu -0,15 mm wymusza drastyczny ruch śladu styku w kierunku pięty zęba oraz zmienia maksymalny poziom odchyłki kinematycznej o 9%
Δγ / ΔΣ |	Błąd kąta skrzyżowania osi	Przekształca ciągłą funkcję przeniesienia ruchu w nieciągłą funkcję liniową. Powoduje niepożądane zjawisko styku krawędziowego (edge contact), generujące drastyczne naciski punktowe oraz utratę warstwy smarnej.
ΔH / ΔJ	Odchyłka poosiowa i pozioma	Wpływa na redukcję luzu międzyzębnego oraz wędrówkę śladu współpracy, prowadząc do nierównomiernego rozkładu naprężeń i skokowych uderzeń w punktach zmiany pary przyporu.

Fundamentalnym wskaźnikiem oceny wrażliwości na błędy montażowe jest odchyłka kinematyczna (Transmission Error), definiowana jako różnica między rzeczywistym a teoretycznym (idealnym) kątem obrotu koła napędzanego. Błędy montażowe, takie jak np. ugięcie sprężyste wału wynikające ze wspornikowego podparcia zębnika, powodują, że teoretyczna funkcja błędu przeniesienia ruchu staje się nieciągłą, odcinkowo-liniową funkcją. Konsekwencją tego jest zjawisko uderzenia przy każdym wejściu kolejnej pary zębów w przypór [73], [74]. Ocena metodą TCA i LTCA jest głównym narzędziem

ewaluacji błędów montażowych na etapie wirtualnym. Narzędzia te pozwalają wygenerować topografię zarysu, a następnie symulować zmianę pozycji śladu oraz wielkość odchyłki kinematycznej poprzez wymuszanie odchyłek ΔH, ΔV oraz ΔΣ. Na podstawie uzyskanych wyników definiuje się rzędy zmian w ustawieniach obrabiarki celem wytworzenia zębów skompensowanych na zidentyfikowane odkształcenia montażowe [79], [80].

Z fizycznego punktu widzenia odchyłki montażowe i wykonawcze redukują czynny obszar styku i prowadzą do powstania asymetrycznego rozkładu sił, opisywanego współczynnikiem $K_{H\beta}$.

Rozwiązaniem technologicznym obniżającym wrażliwość przekładni na błędy ułożenia osi jest świadome niedopasowanie topografii zębów (ang. mismatch), tworzące styk punktowy zamiast liniowego.

Na wykresie TE taka celowo wygenerowana parabola potrafi „zaabsorbować" liniową funkcję błędu indukowaną przez przekoszenie montażowe, nie dopuszczając do zmiany kinematyki na funkcję nieciągłą. Zabezpiecza to przekładnię przed uderzeniowymi wejściami zębów w przypór. Dodatkowo, aby uniknąć styku krawędziowego na skutek wędrówki śladu z powodu ugięć wałów i błędów rozstawu poprzecznego, wymusza się zastosowanie beczułkowatości (wzdłuż i w poprzek zęba). Zastosowanie optymalnej modyfikacji radialnego ustawienia głowicy narzędziowej na kołysce umożliwia redukcję wpływu błędów ułożenia osi na odchyłkę kinematyczną nawet o 81% [74], [81]. Odpowiednio zaprojektowana kompensacyjna modyfikacja pozwala na sprowadzenie współczynnika $K_{H\beta}$ w warunkach odchyłek wykonawczych i montażowych do akceptowalnego, bezpiecznego poziomu. Jego weryfikacja ma kluczowe znaczenie w zapobieganiu zjawisku koncentracji naprężeń na krawędziach boku zęba, prowadzącemu do przedwczesnego zmęczenia materiału [82], [83]. Z tym kryterium ściśle wiąże się tzw. zdolność regulacyjna, wyrażająca zdolność przekładni do bezpiecznej pracy w warunkach przesunięcia hipoidalnego osi. Zdefiniowano ją operacyjnie jako całkowite przemieszczenie (wraz z odpowiadającym mu przemieszczeniem poziomym), przy którym poprawny wymiarowo ślad styku przesuwa się ze strony czoła w kierunku pięty zębnika, nie wychodząc poza obszar użyteczny [84].

2.4.4. Odchyłki kinematyczne, drgania i hałas

Kluczowym kryterium oceny funkcjonalności pracy przekładni stożkowych o kołowo - łukowej linii zęba jest wibroakustyka układu (NVH - Noise, Vibration, Harshness). Ocenie podlega tu przede wszystkim odchyłka kinematyczne TE, będąca bezpośrednią przyczyną wzbudzeń dynamicznych. Definiuje się ją jako odstępstwo rzeczywistego kąta obrotu koła napędzanego od jego wielkości teoretycznej [85]. Prawidłowo zaprojektowana mikrogeometria kół zębatych powinna zapewniać krzywą błędu o płynnym, parabolicznym kształcie, wolnym od nieciągłości (skoków), które drastycznie wzbudzają składowe częstotliwości zazębienia.

Pojawienie się falistości i niekorzystnej, zorientowanej kierunkowo tekstury boku zęba (śladów ziaren ściernych) podnosi amplitudy wyższych harmonicznych drgań, co bywa niwelowane mikroruchami obrabiarki podczas szlifowania (metoda MicroPulse lub Structure Shift) w celu rozproszenia energii do pasm bocznych widma amplitudowego [2], [59].

Lokalizacja i pole sumarycznego śladu styku definiują wprost zdolność układu do przenoszenia obciążeń, jego cichobieżność oraz odporność na błędy montażowe [86] [87]. Wykres odchyłki kinematycznej pozwala na ocenę płynności pracy. W przekładni idealnej teoretyczna funkcja przekazywania ruchu jest liniowa i zależy wyłącznie od liczby zębów kół (z_1, z_2) oraz prędkości kątowych (φ_1 φ_2).

$$\varphi_2 = \varphi_1 * (\frac{z_2}{z_1}) \tag{2.5}$$

W rzeczywistych układach odchyłka kąta obrotu koła względem kąta idealnego generuje funkcję o kształcie paraboli. Dodatkowo narzędzia badawcze typu LTCA dowodzą, że odchyłka kinematyczna znacząco pogarsza się wraz ze wzrostem przyłożonego obciążenia, co wymusza optymalizację topografii zęba na etapie projektowania [79], [88]. Fundamentalnym kryterium kinematycznym jest odchyłka kinematyczna przeniesienia napędu, klasyfikowana jako Unloaded Transmission Error (UTE - odchyłka w stanie nieobciążonym) oraz Loaded Transmission Error (LTE - odchyłka w stanie obciążonym). Odchylenie to powoduje różnicę obrotową pomiędzy rzeczywistą pozycją koła biernego a jego pozycją wynikającą ze ścisłych praw kinematyki [89]. Składnik UTE jest

definiowany wyłącznie przez czynniki geometryczne, tj. wprowadzoną topografię ease-off oraz parametry wytwórczo-montażowe, natomiast parametr LTE dodatkowo uwzględnia ugięcie zębów pod obciążeniem roboczym [90]. Warto zaznaczyć różnicę w traktowaniu tego wskaźnika przez autorów w pracach [82], [89], wskazują bezwzględnie mały błąd TE jako wskaźnik prawidłowej, cichobieżnej przekładni. Natomiast wcześniej przytoczona praca [90] prezentuje pogląd krytyczny, udowadniając, że sam obniżony wskaźnik LTE jest niewystarczający, gdyż nie wyklucza wystąpienia lokalnego, destrukcyjnego kontaktu na krawędziach boku zęba w szczególności w przypadku zestawów wykańczanych poprzez docieranie.

Dopuszczalna wartość nierównomierności przenoszenia ruchu jest pochodną odchyłek powierzchni, określającą dokładność wykonania oraz płynność przekazywania obciążeń. Norma ISO 22849:2011, stosuje podane w tabeli miary docelowe w zależności od aplikacji [69].

Tab. 2-3 Zalecane wartości odchyłek kinematycznych opracowane na podstawie ISO 22849:2011 [69]

Aplikacja	**Zalecana wartość TE [µrad]**	**Zalecana wartość TE [arc sec]**
Samochód osobowy	<30	<6,19
Samochód ciężarowy	20 do 50	4,13 do 10,31
Przekładnia przemysłowa	40 do 100	8,25 do 20,63
Przekładnia lotnicza	40 do 200	8,25 do 41,25

2.5. Makro i mikrogeometria powierzchni zęba

2.5.1. Makrogeometria

Podstawowe wielkości makrogeometryczne dobierane są na etapie projektowania wstępnego i wymiarowania kół, w oparciu o wytyczne norm branżowych [20], [55], [62] (m.in. ISO 10300, ISO 23509 czy AGMA937). Do kluczowych zmiennych należą: Liczba zębów oraz przełożenie, wymiary stożków, kąt skrzyżowania osi. Parametry te definiują relacje kinematyczne. Ze względu na zjawisko naturalnego docierania się zębów podczas eksploatacji, zaleca się, aby dobierane liczby zębów nie miały wspólnego podzielnika. Zapobiega to cyklicznemu współpracowaniu tych samych par zębów i ujednolica rozkład zużycia [7], [20], [73]. Natomiast w przypadkach kół zębatych o niższej twardości, wykonanych z materiałów w stanie miękkim bądź ulepszonym cieplnie, zęby mogą

posiadać wspólny podzielnik doprowadzając do zjawiska docierania wzajemnego się zębów podczas pracy [92].

Tab. 2-4 Wpływ czynnik makrogeometrii na parametry koła (opracowanie własne na podstawie [2]

	Ma wpływ na:		
Wzrost parametru:	**Wskaźnik zazębienia**	**Wytrzymałość zęba na zginanie**	**Koszt produkcji**
Przesunięcia hipoidalnego	+	+	-
Numeru zębów	+	-	-
Wysokości zębów	+	-	-
Modułu	-	+	-
Kąta linii zęba	+	-	-
Kąta zarysu	-	+	-
Promienia narzędzia	-	-	+
Szerokości zęba	+	+	-

W przeciwieństwie do klasycznych kół walcowych, bazowym parametrem jest średni moduł normalny odczytywany w połowie szerokości wieńca zębatego na średnicy podziałowej. Kąt pochylenia linii zęba β_m: Definiowany najczęściej w środku szerokości wieńca, determinuje wektorowy rozkład sił przestrzennych w przekładni (siły wzdłużnej i promieniowej) oraz skokowy wskaźnik pokrycia. Uznaje się, że optymalny, najczęściej przyjmowany dla przekładni o kołowo-łukowej linii zęba kąt pochylenia wynosi 35°, z zakresem dopuszczalnym od 30°do 45° w zależności od zastosowania [2], [7], [11], [81]. Kąt zarysu (przyporu) α_n: Nominalny zarys podstawowy w przekroju normalnym zazwyczaj mieści się w przedziale 20° do 22.5°. W niektórych konstrukcjach przekładni stożkowych hipoidalnych (o przesuniętych osiach) celowo wprowadza się asymetryczne wartości kąta dla strony pracującej - napędzającej i biernej w celu zbalansowania długości linii przyporu w obu kierunkach napędu [24]. Szerokość wieńca zębatego b: Graniczna długość generowanego zęba w płaszczyźnie równoległej do tworzącej stożka. Determinuje nośność powierzchniową zęba na zmęczenie stykowe [93]. Promień głowicy narzędzia nożowego r_{c0}. Jego dobór warunkuje promienie krzywizny obwiedni tworzonej w poprzek oraz wzdłuż linii zęba. Wpływa bezpośrednio na wielkość wrębu i tolerancję na skręcenie powierzchni bocznej zęba [5].

2.5.2. Mikrogeometria Ease-off

Parametry mikrogeometrii powierzchni zęba (Topografia Ease-Off) sprowadzają się do odrzucenia idealnie sprzężonego modelu stykających się powierzchni na rzecz generowania kontrolowanych odchyłek od zarysu oktoidalnego, tworząc macierz topograficzną określaną terminem Ease-Off. Prawidłowo skorygowana topografia wymusza powstanie punktowego lub lokalnego styku (zamiast styku liniowego), a w ślad za tym eliptycznego chwilowego śladu styku w centrum zęba. W konstrukcji przekładni stożkowych o kołowo-łukowej linii zęba parametry te klasyfikuje się według pięciu wskaźników odchyłkowych [2], [24] [94], [95]:

Beczułkowatość profilu (Profile Crowning) HB. Wybrzuszenie profilu nakładane na jego wysokości (od stopy do głowy). Przeciwdziała koncentracji wysokich naprężeń na wierzchołku i w podstawie zęba. Jej zmniejszenie poszerza ślad zmniejszając naciski Hertza, lecz zwiększając je chroni przed szkodliwą interferencją zarysów. Zwyczajowo wartości te wynoszą od 0 do ok. 5μm lub więcej, w zależności od modułu.

Beczułkowatość wzdłużna (Lengthwise Crowning) LB. Modyfikacja wypukłości realizowana wzdłuż długości linii zęba. Ogranicza długość śladu kontaktu zapobiegając uderzeniom krawędziowym na powierzchni zębów. Wielkość ta kompensuje odkształcenia wału pod wpływem momentu skręcającego.

Odchyłka kąta zarysu (Pressure Angle deviation) d_α. Poprawka kątowa pochylająca profil. Definiuje przesunięcie strefy styku roboczego poprzecznie na wysokości boku zęba (kierunek głowa-stopa).

Odchyłka kąta pochylenia linii zęba (Spiral Angle deviation) d_β. Poprawka kątowa służąca do wymuszenia przemieszczenia śladu współpracy w kierunku wewnętrznej lub zewnętrznej części wieńca zębatego.

Skręcenie powierzchni zęba (Longitudinal Twist / Bias) d_v Złożony zabieg topograficzny stanowiąca gradient zmienności kąta zarysu na długości zęba. Tworzy zwichrowanie) śladu do linii środkowej (tzw. ślad przekątny, Bias IN / OUT). Powstaje podczas odtaczania na obrabiarce.

Uzupełnieniem parametryzacji mikrogeometrycznej jest obróbka stref przejściowych z wykorzystaniem odpowiednio modyfikowanych ostrzy narzędzi lub profili ściernicy tzw. protuberancja: nałożenie lokalnych ścięć wierzchołkowych (tzw. blended Toprem) i podcięć łagodzących u podstawy (blended Flankrem). Finalna topografia Ease-Off

akceptuje mikroskopijne naddatki materiału (do 10μm) na ściśle określonych narożach (np. na krawędzi wyjścia przy pięcie zęba) z zastrzeżeniem utrzymywania odchyłek geometrycznych w środkowej strefie zarysu na poziomie poniżej 3μm [11].

2.5.3. Odchyłki powierzchni i dokładność wykonania

Podstawowe kryterium akceptacji stanu warstwy wierzchniej po procesach obróbki wykańczającej narzuca uzyskanie chropowatości na poziomie R_z≤5μm oraz średniego odchylenia profilu R_a ≤0.8μm [22], [25]. W nowoczesnych wdrożeniach przemysłowych, dążących do podwyższenia nośności i trwałości narzędzi, formułuje się jeszcze bardziej rygorystyczne oczekiwania rzędu R_z<3μm [96]. Wyspecjalizowane procesy szlifowania wykańczającego na obrabiarkach CNC umożliwiają drastyczne obniżenie tych wartości, pozwalając na osiągnięcie parametrów chropowatości na poziomie R_a=0.05μm oraz R_z=0.25μm w warunkach badawczych [57]. Należy przy tym zaznaczyć, że zarówno nadmierna chropowatość, jak i powierzchnie wypolerowane w sposób absolutny (bez mikrokieszeni retencyjnych), mogą być szkodliwe dla właściwego utrzymania smarowania strefy kontaktu [97].

Podstawowym standardem definiującym dokładność przekładni stożkowych jest norma ISO 17485, która przewiduje 10 klas dokładności, oznaczonych numerami od 2 do 11 (gdzie klasa 2 oznacza najwyższą precyzję) [98]. Zestawienie korelacji klas dokładności z maksymalną dopuszczalną chropowatością powierzchni (według wytycznych ogólnych) przedstawia tabela poniżej:

Tab. 2-5 Opracowanie przekładni w zależności od klasy wykonania wg [73]

Klasa dokładności ISO / DIN	**Klasa dokładności AGMA**	**Maksymalna dopuszczalna chropowatość R_a**	**Zastosowanie / Charakterystyka**
3 / 3	13	0.1 ÷ 0.2 μm	Przekładnie najwyższej precyzji, wysokie prędkości obwodowe.
4 / 4	12	0.4 μm	Precyzyjne napędy lotnicze i szybkobieżne.
5 / 5	11	0.8 μm	Przekładnie wysokowydajne (v<30 m/s dla klasy 5 wg DIN).
6 / 6	10	1.6 μm	Przekładnie ogólnego przeznaczenia (v<20 m/s dla klasy 6 wg DIN).
7 / 7	9	3.2 μm	Przekładnie średnioobciążone (v<12 m/s dla klasy 7 wg DIN).

Podczas oceny dokładności wykonania na współrzędnościowych maszynach pomiarowych weryfikuje się zgodność złożeń odchyłek rzeczywistych z modelem nominalnym CAD. Prawidłowo zaprojektowany i zrealizowany proces szlifowania kształtowo-podziałowego pozwala na uzyskanie odchyłek odpowiadających 2. klasie dokładności.

2.5.4. Falistość

Falistość powierzchni bocznej zęba stanowi obok chropowatości oraz błędu kształtu jedną z trzech podstawowych odchyłek struktury geometrycznej powierzchni. Jest to wada o charakterze mikrogeometrycznym, determinowana głównie przez rodzaj zastosowanego narzędzia obróbczego oraz drgania generowane w układzie technologicznym obrabiarka-wrzeciono-przedmiot obrabiany. W wysoko obciążonych przekładniach stożkowych o zębach kołowo-łukowych falistość wywiera krytyczny wpływ na jakość zazębienia, bezpośrednio determinując zjawiska tribologiczne, wytrzymałościowe oraz wibroakustyczne.

Piki nierówności falistej zaburzają teoretyczny stan obliczeniowy, powodując nierównomierny rozkład sił wzdłuż zarysu oraz linii zęba. Odchyłki zarysu i linii zęba wynikające z falistości nakładają się w przestrzeni na wypadkową odchyłkę linii styku. Konsekwencją tego jest drastyczna, lokalna koncentracja naprężeń kontaktowych oraz wzrost naprężeń zginających u stopy zęba. Sprzyja to przedwczesnemu inicjowaniu uszkodzeń zmęczeniowych [99], [100] [101].

Falistość modyfikuje przestrzenny rozkład i warunkuje powstawanie zróżnicowanej, minimalnej grubości warstwy smarnej. Piki falistości przewyższające lokalną grubość filmu olejowego doprowadzają do jego fizycznego przerwania, wywołując pracę w reżimie tarcia mieszanego lub styków metal-metal. Utrata warstwy nośnej filmu smarnego stanowi bezpośrednią przyczynę inicjacji micropittingu (zmęczenia powierzchniowego w skali mikro, widocznego w postaci matowych, szarych wyrwań) oraz zacierania adhezyjnego. Fizyczne zaburzenie ewolwenty zęba poprzez nałożenie struktury falistej negatywnie wpływa na płynność przekazywania ruchu. Wygenerowana w ten sposób odchyłka kinematyczna stanowi wymuszenie wprowadzające układ w podwyższone drgania, co zwiększa hałas emitowany przez przekładnię.

2.6. Wnioski z analizy literatury

Przeprowadzona analiza stanu wiedzy pozwala stwierdzić, iż rozwój stożkowych przekładni zębatych o kołowo-łukowej linii zęba, jako że pozostaje nierozerwalnie związany z technologią wytwarzania stanowi dalsze pole do rozwoju w obszarze inżynierii mechanicznej, a wybór metody obróbki determinuje zarówno osiągalną dokładność wykonania, jak i swobodę kształtowania mikrogeometrii współpracujących powierzchni.

Metoda dwustronno-jednostronna, dzięki rozdzieleniu obróbki wykańczającej zębnika na dwa odrębne cięcia realizowane osobnymi głowicami jednostronnymi, zapewnia całkowitą niezależność modyfikacji geometrii współpracujących boków, gdyż wprowadzenie dowolnej zmiany na jednym boku nie wywołuje skutków ubocznych na boku przeciwległym, co czyni ją rozwiązaniem pozwalającym na osiągnięcie najwyższej jakości ukształtowania zarysu bez kompromisów geometrycznych wymuszanych przez jedno narzędzie, jednakże kosztem relatywnie najdłuższego czasu cyklu obróbczego. Natomiast metoda dwustronna, znacząco wydajniejsza z uwagi na jednoczesną obróbkę obu boków wrębu, obciążona jest sztywnym sprzężeniem procesowym flanki prawej i lewej, wymuszającym superpozycję dodatkowych korekt kinematycznych (Helical Motion, Modified Roll), a jej zakres stosowania ograniczany jest w źródłach do przełożeń w przybliżeniu $i \leq 2{,}2 \div 2{,}5$, niskich obciążeń oraz zazębień drobnomodułowych [2], [6], [11], [24]. Jak można zauważyć, granica stosowalności obu metod formułowana jest w literaturze wyłącznie jakościowo bądź przez pojedyncze wartości progowe przełożenia i modułu, natomiast mierzalna relacja czasu obróbki do uzyskiwanej jakości, która mogłaby stanowić inżynierskie kryterium wyboru metody w pobliżu tej granicy, nie została ujęta ilościowo.

W obszarze obróbki wykańczającej wykazano, iż szlifowanie ściernicami garnkowymi realizowane jest w dwóch odmianach kinematycznych kształtowo-obwiedniowej oraz wgłębnej różniących się kinematyką usuwania materiału, reżimami parametrów oraz podatnością na wady cieplne. Szlifowanie z pełnego materiału wskazywane jest jako kluczowy kierunek rozwoju dla przemysłu motoryzacyjnego, lotniczego i napędów hybrydowych, gdyż drastycznie skraca całkowity czas wytwarzania koła i czyni produkcję jednostkową oraz małoseryjną wydajniejszą ekonomicznie [36], [48], [102]. Jednocześnie znaczne zagłębienie narzędzia prowadzi do radykalnej koncentracji energii

cieplnej w strefie skrawania i powstawania przypaleń szlifierskich, co drastycznie obniża twardość, wytrzymałość zmęczeniową i odporność na zużycie [39].

Zagadnienia technologiczne procesu szlifowania stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba stanowią w dalszym ciągu otwarte pole do aktywności co widać szczególnie po wzmożonej aktywności naukowej w ostatnich latach a zalecenia parametryczne wykazują przy tym istotne rozbieżności między źródłami [2], [25], [27],[46],[47]. Stąd też dobór nastaw dla konkretnego układu obrabiarka-uchwyt-ściernica-przedmiot obrabiany pozostaje w praktyce zadaniem iteracyjnym, a literatura nie podaje powiązania poziomu parametrów szlifowania z mierzalnym sygnałem maszyny, który pozwalałby przewidywać zbliżanie się do granicy przypaleń w ramach obróbki konkretnego materiału. Należy przy tym zaznaczyć, iż otwarta literatura i gotowe metody projektowo-technologiczne narosły w przeważającej części wokół frezowania-procesu realizowanego na maszynach uniwersalnych i szerzej dostępnego badawczo-natomiast szlifierka do kół stożkowych jest urządzeniem dedykowanym, w dużych zakładach wykorzystywanym głównie do obróbki wykańczającej, wskutek czego wiedza o szlifowaniu zgrubnym z dużymi naddatkami pozostaje w znacznej mierze zamknięta w fabrykach i u dostawców rozwiązań technologicznych.

W zakresie kryteriów oceny wykazano, iż o przydatności eksploatacyjnej przekładni stożkowej decydują łącznie: poprawność śladu współpracy [10], odchyłka kinematyczna w ujęciu UTE i LTE wraz z jej harmonicznymi [89], [90] oraz wrażliwość na błędy montażowe i oceniana zdolnością regulacyjną w układzie odchyłek V-H [74], [103]. Projektowanie tych właściwości odbywa się na wykresach topograficznych ease-off, których parametryzacja jest w literaturze dojrzale ustrukturyzowana [2], [11], [24], a narzędzia TCA/LTCA umożliwiają symulacyjną ocenę śladu i odchyłki kinematycznej przed wytworzeniem kół [9], [10], [79].

W obszarze struktury geometrycznej powierzchni wykazano, iż podstawowym kryterium akceptacji po szlifowaniu jest chropowatość $R_a \leq 0{,}8$ µm i $R_z \leq 5$ µm, falistość mająca istotny wpływ na smarowanie i właściwości wibroakustyczne oraz brak obecności przypaleń [25], [57], [96].

Zestawienie powyższych obserwacji pozwala stwierdzić, iż literatura dostarcza dojrzałych, lecz rozproszonych komponentów: obliczeniowych (normy nośności,

TCA/LTCA), projektowych (parametryzacja ease-off), technologicznych (odmiany kinematyczne szlifowania, materiały ścierne, parametry obciągania) oraz pomiarowo-korekcyjnych. Istniejące procesy i łańcuchy closed-loop, łańcuchy CAD→CNC, podejścia projektowe zakładają jednak dostęp do określonych narzędzi i danych, wobec czego funkcjonują jako komponenty, a nie jako złożona, otwarta całość, przy czym otwarte metody prowadzą z reguły do parametrów frezowania, nie szlifowania i nie analizują zastosowania w produkcji małoseryjnej, pozbawionej dostępu do dedykowanych dostawców technologii i pełnego zaplecza badawczego. Natomiast brak jest złożonej metodyki integrującej wymienione komponenty w przewidywalny, powtarzalny tok postępowania od wymagań do parametrów - od obliczeń, przez dwuetapowe szlifowanie głębokie z pełnego materiału, szlifowanie wykańczające, po pomiar i korekcję w pętli closed-loop pozwalający w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej dochodzić do zadanych właściwości bez wielokrotnych prób technologicznych. Granica wyznaczona przez literaturę leży zatem obok pola niniejszej pracy, nie w nim: procesy o wspólnych obszarach (geometria, ease-off, analiza styku) różnią się parametrami technologicznymi, narzędziem i kinematyką usuwania materiału.

Zwieńczeniem analizy stanu wiedzy jest zestawienie zidentyfikowanych luk badawczych:

1. Proces szlifowania stożkowych kół zębatych wciąż stanowi wyzwanie w zakresie konstrukcyjnym i technologicznym. Literatura opisuje komponenty łańcucha projektowo-technologiczno-pomiarowego wyłącznie jako odrębne zagadnienia, natomiast nie przedstawia całościowych badań dedykowanych szlifowaniu, pozwalających przewidywalnie uzyskać zadaną klasę dokładności i właściwości funkcjonalne przekładni.
2. W literaturze dominują badania szlifowania wykańczającego stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba, niewiele porusza temat szlifowania głębokiego z pełnego materiału. Ponadto publikacje dotyczą głównie szlifowania ze stali hartowanych natomiast brakuje analiz materiałów jedynie ulepszonych cieplnie co jest istotne dla jednostkowej produkcji niskoobciążonych przekładni przemysłowych.
3. Dla szlifowania stożkowych kół zębatych z dużymi naddatkami (z pełnego materiału) nie podaje się okna parametrów gwarantującego pracę bez przypaleń przy maksymalnym wykorzystaniu obrabiarki ani nie wiąże poziomu parametrów z mierzalnym sygnałem maszyny (obciążeniem wrzeciona) jako predyktorem uszkodzeń cieplnych, a zalecenia parametryczne poszczególnych źródeł są rozbieżne.
4. Wybór między odmianą obwiedniową (generating) a kształtową (Formate) opisywany jest w literaturze jakościowo-przez elastyczność modyfikacji i wydajność - natomiast brak jest mierzalnej relacji czas-jakość, która stanowiłaby ilościowe kryterium wyboru metody w pobliżu granicy stosowalności $u \geq 2{,}5$.
5. Zgodność predykcji obliczeniowych (KIMOS/KISSsoft) z wynikami pomiarów rzeczywistej przekładni wykonanej w technologii dwuetapowego szlifowania w warunkach małoseryjnych nie została w analizowanej literaturze zweryfikowana eksperymentalnie w założonej tolerancji.

3. Cel, teza i zakres pracy

3.1. Uzasadnienie podjęcia tematu

Przeprowadzona w poprzednim rozdziale analiza stanu wiedzy pozwala stwierdzić, że pomimo szerokiego opisu komponentów łańcucha projektowo-technologicznego stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych pozostają one rozproszone bądź niejednoznaczne w obszarze podejmowanym w rozprawie. Nie odnaleziono natomiast złożonej metodyki integrującej te komponenty w przewidywalny tok postępowania od obliczeń do końcowego produktu uwzględniając zastosowanie produkcji jednostkowej bądź małoseryjnej procesem szlifowania. Realizacja tematyki również podyktowana była celem praktycznym związanym z odejściem od uznaniowego doboru parametrów obróbki wytwarzanych komponentów w laboratorium na rzecz budowania wiedzy pozwalającej na predykcję zjawisk zachodzących w trakcie szlifowania, czasu jej trwania, problemów oraz jakości wykonanej powierzchni. Zidentyfikowane luki badawcze wyznaczają miejsce niniejszej pracy i stanowią bezpośrednią podstawę sformułowania jej celu, zadań badawczych oraz tezy.

3.2. Problem naukowy

Wykonanie stożkowej przekładni zębatej o zębach kołowo-łukowych przez szlifowanie z pełnego materiału w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej wymaga rozstrzygnięcia dwóch powiązanych ze sobą kwestii. Pierwszą jest wyznaczenie warunków szlifowania głębokiego, przy których usuwanie dużego naddatku nie prowadzi do przypaleń szlifierskich, bez konieczności wykonywania dla każdej konfiguracji *obrabiarka-ściernica-układ chłodzenia-przedmiot obrabiany* serii prób niszczących. Drugą jest synteza topografii powierzchni zębów, która przy odchyłkach montażowych wynikających z podatności wałów, łożysk i korpusu zapewni wymagany ślad współpracy, odchyłkę kinematyczną i nośność, oraz technologiczne odtworzenie tej topografii na obrabiarce. Problem naukowy pracy sformułowano następująco: jakie zależności pomiędzy parametrami szlifowania głębokiego i wykańczającego, mocą wrzeciona rejestrowaną przez układ sterowania obrabiarki, parametrami topografii oraz śladem współpracy pozwalają wyznaczyć warunki wykonania przekładni bez przypaleń szlifierskich i odtworzyć zaprojektowany ślad współpracy w położeniu nominalnym oraz

w położeniu uwzględniającym odchyłki montażowe przy minimalnej liczbie prób technologicznych.

3.3. Cel pracy

Celem pracy jest określenie parametrów procesu szlifowania stożkowych kół zębatych w celu uzyskania określonych właściwości użytkowych i funkcjonalnych. A pośrednio opracowanie metodyki projektowo-technologicznej szybkiego uzyskiwania określonych właściwości użytkowych i funkcjonalnych stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej wykorzystując proces szlifowania. Praca nie poszukuje pojedynczego, najlepszego rozwiązania a celem jej jest charakterystyka zależności oraz wskazanie elementów, które należy uwzględnić w poszczególnych krokach projektowania i wytwarzania zgodnie z przedstawionym w tym rozdziale schematem na Rys 3.1 (str. 55).

Wartość utylitarną pracy stanowi tok postępowania dla produkcji małoseryjnej, realizowanej na szlifierkach numerycznych. Brak ujednoliconej, powtarzalnej metodyki doboru parametrów wytwarzania stanowi w dalszym ciągu problem dla małych ośrodków wytwórczych dysponującym potencjałem jakościowym, ale nieusystematyzowanym procesem, który mógłby zapewniać odtwarzalność niezależnie od realizowanego zamówienia.

3.4. Teza

W ramach realizowanej pracy postawiono tezę o następującym brzmieniu: Zintegrowanie projektowania geometrii i topografii uzębienia z doświadczalnym doborem warunków szlifowania oraz korekcją procesu umożliwia technologiczne odtworzenie zaprojektowanego stanu przekładni w stopniu zapewniającym zgodność jej zmierzonych właściwości funkcjonalnych z właściwościami przewidzianymi obliczeniowo.

Weryfikacja tezy wymaga prześledzenia całego łańcucha obejmującego stan projektowany, przebieg procesu technologicznego, geometrię rzeczywiście wykonaną oraz zmierzony wynik funkcjonalny. Podstawowym kryterium weryfikacji nie jest osiągnięcie pojedynczej arbitralnie przyjętej wartości granicznej, lecz wykazanie spójności relacji projekt-wykonanie-funkcja.

Tezie podporządkowano pięć zadań badawczych:

- **ZB1**. Określenie wpływu uwarunkowań projektowo-technologicznych na osiągalną geometrię i topografię uzębienia oraz przewidywane właściwości funkcjonalne przekładni. Zadanie obejmuje analizę dwunastu wariantów różniących się metodą wykonania uzębienia, kątem osi przekładni oraz średnicą ściernicy. Wyniki służą określeniu przestrzeni uwarunkowań poprzedzających dobór parametrów procesu szlifowania oraz wyborowi konfiguracji przeznaczonych do eksperymentalnej weryfikacji.

- **ZB2**. Doświadczalne określenie wpływu parametrów szlifowania wgłębnego na przebieg procesu i dokładność odwzorowania geometrii koła. Badaniami objęto prędkość obwodową ściernicy v_s, prędkość posuwu wgłębnego v_t oraz prędkość odtaczania v_w. Zadanie obejmuje również opracowanie skryptu do oceny sygnałów odczytanych przez enkodery szlifierki CNC a ocenie podlegają w szczególności obciążenie wrzeciona, zmiana pozycji oraz odchyłki geometryczne uzębienia. Wystąpienie przypaleń szlifierskich traktowane jest jako kryterium niedopuszczalności określonych warunków technologicznych.

- **ZB3**. Doświadczalne określenie wpływu parametrów szlifowania wykańczającego na końcową geometrię oraz strukturę powierzchni bocznej zęba. Badaniami objęto prędkość obwodową ściernicy v_s, prędkość odtaczania v_w oraz stosunek prędkości ściernicy do prędkości krążka kondycjonującego q_d. Wielkościami wynikowymi są w szczególności chropowatość, falistość oraz odchyłki geometryczne i topograficzne powierzchni**.**

- **ZB4**. Weryfikacja przyjętej procedury konstrukcyjno-technologicznej zaprojektowania i wykonania geometrii uzębienia z wykorzystaniem pomiarów międzyoperacyjnych i korekcji procesu. Procedura obejmuje pomiar geometrii po kolejnych etapach obróbki, identyfikację różnic pomiędzy stanem zaprojektowanym i wykonanym, wyznaczenie korekt technologicznych oraz ponowną obróbkę w przypadkach wymagających korekcji. Skuteczność procesu oceniana jest na podstawie odchyłek geometrycznych pomiędzy stanem zaprojektowanym a rzeczywistym.

- **ZB5**. Eksperymentalna weryfikacja zależności pomiędzy geometrią rzeczywiście wykonaną a właściwościami funkcjonalnymi przekładni poprzez wyznaczenie śladu współpracy przy określonych odchyłkach montażowych.

3.5. Zakres pracy

Zakres przewidzianych badań wynika z całościowego ujęcia problematyki projektowania i wytwarzania kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba w produkcji jednostkowej i obejmuje:

- określenie obiektu badawczego wraz ze stawianymi mu wymaganiami,
- analizę kinematyczną przekładni z uwzględnieniem układu korpus-wałek-łożysko, w tym określenie odchyłek montażowych,
- porównawczą analizę konstrukcyjno-technologiczną według metod dwustronno-jednostronnej 5-CUT oraz dwustronnej DUPLEX, z uwzględnieniem obróbki kształtowo-obwiedniowej,
- dobór kondycjonowania ściernicy oraz parametrów szlifowania głębokiego i szlifowania wykańczającego dla koła i zębnika,
- przeprowadzenie badań wstępnych określających maksymalne parametry procesu technologicznego,
- opracowanie skryptu pobierającego i analizującego dane z enkoderów maszyny, co umożliwiło bezpośrednią analizę oraz generowanie wykresów z podziałem na cykle obróbkowe i określeniem najważniejszych parametrów,
- analizę wpływu parametrów procesu szlifowania głębokiego na właściwości warstwy wierzchniej koła,
- charakterystykę zależności wydajność-jakość-zużycie, wskazanie rekomendowanego poziomu wraz uwagami dla praktyki przemysłowej.

Zakres warstwy projektowo-obliczeniowej obejmuje analizę układu przekładniowego z uwzględnieniem odkształceń elementów pod obciążeniem roboczym, określenie odpowiadających im odchyłek montażowych V-H, projektowanie geometrii uzębienia i topografii ease-off oraz analizy TCA i LTCA. Analizę przeprowadzono dla dwunastu wariantów projektowo-technologicznych, różniących się metodą wykonania uzębienia, kątem osi oraz średnicą ściernicy. Warianty te służą określeniu przestrzeni uwarunkowań projektowo-technologicznych oraz wyborowi reprezentatywnych przypadków do weryfikacji fizycznej. Do wykonania eksperymentalnego przyjęto cztery konfiguracje: 5-Cut dla kątów osi 90°

i 100° oraz Duplex dla kątów osi 90° i 100°, przy zastosowaniu ściernicy o średnicy 5″. Konfiguracje te stanowią przypadki walidacyjne opracowanej metodyki.

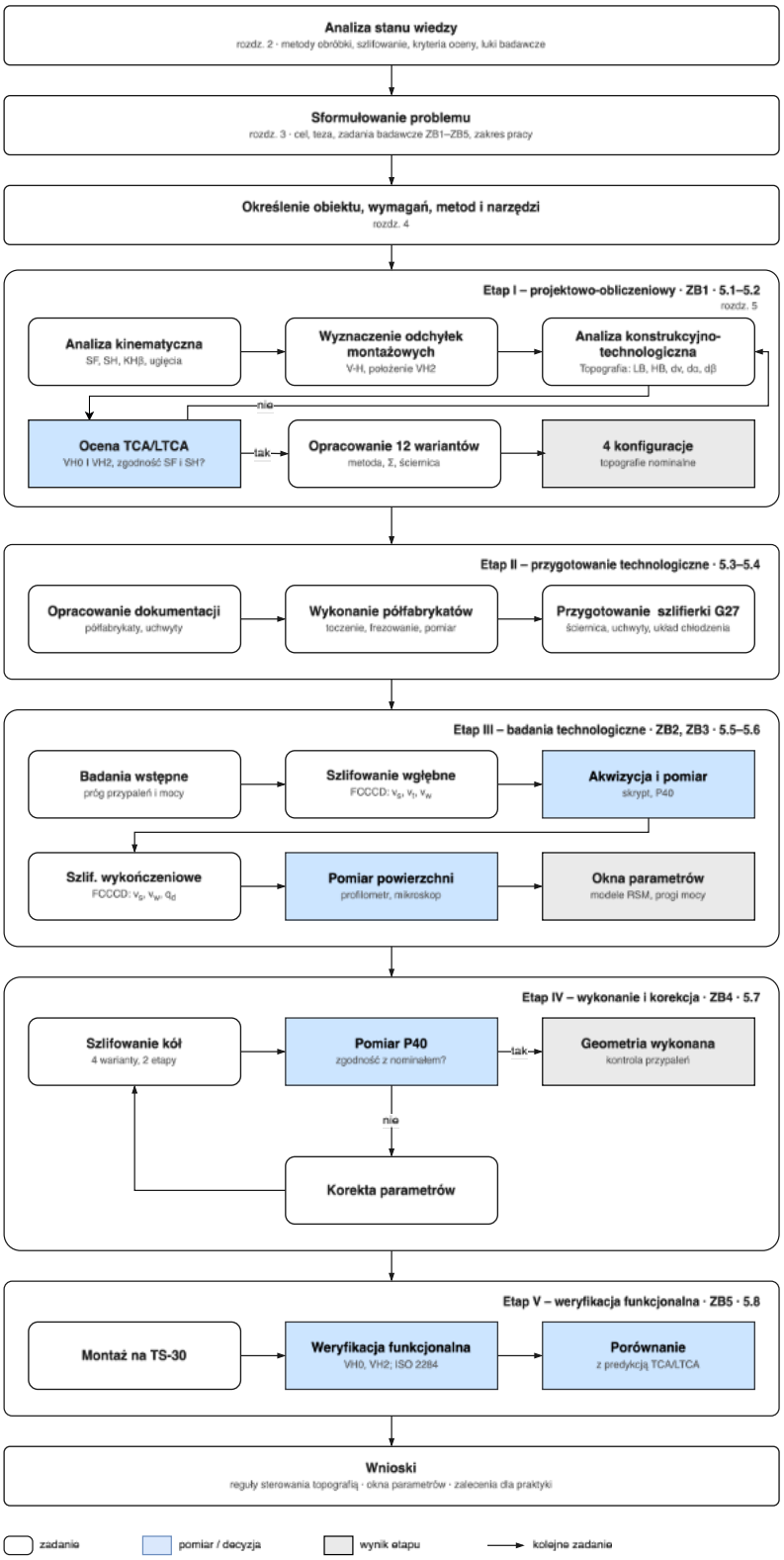
Badania technologiczne są natomiast prowadzone na kołach talerzowych w dwóch wariantach: wybranego wariantu konfiguracji eksperymentalnej oraz wariantu koła referencyjnego. Dobór parametrów szlifowania wgłębnego realizowany jest na jednym półfabrykacie, podzielonym na strefy eksperymentalne. Jako czynniki badane przyjęto prędkość obwodową ściernicy v_s, prędkość posuwu wgłębnego v_t oraz prędkość odtaczania v_w, przy czym parametr mimośrodowości wrzeciona utrzymywany jest na stałym poziomie. Zastosowano plan centralny kompozycyjny dla trzech czynników, uzupełniony dodatkowymi realizacjami punktu centralnego, umożliwiającymi ocenę powtarzalności procesu. Do głównych wielkości wynikowych etapu szlifowania wgłębnego należą obciążenie wrzeciona, odpowiedź sprężysta układu OUPN oraz odchyłki geometryczne. Wystąpienie przypaleń szlifierskich traktowane jest jako kryterium niedopuszczalności określonego zestawu warunków technologicznych.

W etapie szlifowania wykańczającego analizowany jest wpływ prędkości obwodowej ściernicy v_s, prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości ściernicy do prędkości krążka kondycjonującego q_d. Wielkościami wynikowymi są przede wszystkim chropowatość R_a i R_z, falistość oraz odchyłki geometrii i topografii powierzchni. Falistość i chropowatość traktowane są również jako cechy rzeczywiście wykonanej powierzchni, mogące w przyszłości uczestniczyć w interpretacji wykresów odchyłki kinematycznej.

Po wykonaniu przekładni przeprowadzana jest kontrola geometryczna, a w przypadkach wymagających korekcji, wprowadzenie jej do obrabiarki i ponowna obróbka. Pomiar końcowy na centrum pomiarowym określa stan geometrii rzeczywiście wykonanej.

Końcową weryfikację funkcjonalną czterech kompletów przekładni prowadzi się poprzez pomiar śladu współpracy oraz odpowiedzi przekładni na zmiany położenia montażowego V-H. Wyniki zestawiane są z predykcjami uzyskanymi w analizach TCA/LTCA.

Poza zakresem pracy pozostają: doświadczalna weryfikacja nośności i trwałości przekładni, pomiar odchyłki kinematycznej wykonanych przekładni, pomiar zużycia ściernicy, sił i temperatury szlifowania, ocena właściwości warstwy wierzchniej innych niż obecność przypaleń szlifierskich, ilościowe porównanie metod 5-Cut i Duplex oraz odmian kształtowo-obwiedniowej i kształtowej, a także uogólnienie uzyskanych zależności na inne materiały, wymiary uzębienia, stany obróbki cieplnej i konfiguracje narzędzi. Przypalenia szlifierskie traktowane są jako kryterium dopuszczalności procesu. Modele powierzchni odpowiedzi mają charakter lokalny i obowiązują w badanych zakresach parametrów. Wartości progowe niewynikające z wymagań normatywnych lub obliczeń konstrukcyjnych stanowią kryteria technologiczne przyjęte dla badanego obiektu i warunków realizacji pracy. Naukowa ocena skuteczności metodyki opiera się przede wszystkim na zgodności kolejnych stanów: projektowanego, rzeczywiście wykonanego i funkcjonalnego.



Rys. 3-1 Schemat przebiegu realizacji pracy, poszczególnym zadaniom przypisano odpowiadające im rozdziały lub podrozdziały, w przypadku części badawczej przypisano realizowane zadania badawcze

4. Metody badawcze aparatura i środki

4.1. Charakterystyka przekładni

Obiekt badań na wszystkich etapach pracy stanowi przemysłowa przekładnia stożkowa o kołowo-łukowej linii zęba, o przełożeniu i = 2,5, przenosząca moment obrotowy 100 Nm przy maksymalnej prędkości obrotowej 2000 obr/min. Przekładnia wykonana jest w układzie o kącie osi 90° i 100° a jej uzębienie wykonywane jest metodami 5-Cut oraz Duplex, przy zastosowaniu ściernicy o średnicy 5″. Podstawowe parametry geometryczne przekładni zestawiono w Tab. 4-1.

Tab. 4-1 Parametry przekładni badawczej

Parametr	**Oznaczenie**	**Jednostka**	**Wartość**
Przełożenie	i	-	2,5
Liczba zębów zębnika	z_1	-	12
Liczba zębów koła	z_2	-	30
Moduł normalny średni	m_{nm}	mm	4.1721
Zewnętrzna średnica podziałowa koła	de2	mm	180
Szerokość wieńca	b	mm	29,3
Średni kąt linii zęba	β_m	°	35
Kąt zarysu	α_n	°	20
Kąt osi	Σ	°	90 / 100
Przesunięcie hipoidalne	a	mm	0
Moment obrotowy wejściowy	T	N·m	100
Maksymalna prędkość obrotowa	n	obr/min	2000
Materiał	-	-	42CrMo4+QT
Twardość powierzchniowa	-	HRC	35HRC

Wykorzystany materiał 42CrMo4 był obrabiany w stanie po hartowaniu i odpuszczaniu o deklarowanej twardości pomiędzy 35 a 40 HRC. Wybór materiału oraz stanu po obróbce cieplnej dla przekładni badawczej wynikał z opracowywania metodyki szybkiego wytwarzania tego rodzaju przekładni których obciążenie nie przekracza 100 Nm dla zębnika a pozwala na przygotowanie półfabrykatów i przeprowadzenie obróbki szlifierskiej bez dodatkowych procesów obróbki cieplnej. Z tego też faktu wynikał dobór ilości zębów, w tym przypadku mają one wspólny podzielnik i w ramach dalszych pracy badawczych nad dynamiką pracy przekładni planuje się obserwację wpływu docierania i dogniatania na ślad współpracy.

Na etapie przygotowania części badawczej pracy, wytypowano dodatkowe koło referencyjne nazwane w dalszej części pracy K58. Wynikało to ze względu na jego wcześniejsze wytwarzanie w jednostce, w ten sposób stanowiło to punkt wyjściowy zmiany konfiguracji ustawień szlifierki, sposobu montażu, dostarczenia chłodziwa do strefy obróbki, ale także wskazanie obszarów które można było poprawić w zakresie jego wytwarzania. Wybrane parametry koła K58 przedstawiono w Tab. 4-2.

Tab. 4-2 Parametry geometryczne i materiałowe koła K58

Parametr	**Oznaczenie**	**Jednostka**	**Wartość**
Liczba zębów koła	z2	-	58
Moduł normalny średni	m_{nm}	mm	3,7395
Zewnętrzna średnica podziałowa koła	de_2	mm	303,06
Szerokość wieńca	b	mm	45
Średni kąt linii zęba	β_m	°	33,18
Kąt zarysu	αn	°	20
Średnica ściernicy		cal	9
Materiał	-	-	18CrNiMo7-6
Twardość	-	HRC	~25HRC

Materiał tego koła jest w stanie miękkim co ma swoje zalety dla wyników badania w postaci możliwości zmian w wydajności obróbki szlifowania zgrubnego z pełnego materiału oraz transferowalność parametrów szlifowania wykańczającego na koła o wyższej twardości. Zgodnie ze wskazywanymi w literaturze informacjami, miękki materiał ma zdolność do zapychania porów ściernicy a przez to do wzrostu temperatury obróbki i pogorszenia jakości wykonywanej powierzchni [104], [105].

4.2. Wykorzystane narzędzie

4.2.1. Oprogramowanie KISSsoft

Oprogramowanie ma strukturę modułową i służy do projektowania, optymalizacji i szczegółowej analizy elementów maszyn, ze szczególnym uwzględnieniem różnego rodzaju przekładni zębatych, wałów oraz łożysk. Narzędzie to jest powszechnie wykorzystywane przez konstruktorów w przemyśle motoryzacyjnym, lotniczym i budowie maszyn, umożliwiając przeprowadzanie precyzyjnych obliczeń wytrzymałościowych, kinematycznych i geometrycznych zgodnie z aktualnymi międzynarodowymi normami (takimi jak ISO, DIN czy AGMA), co znacząco przyspiesza proces konstrukcyjny, minimalizuje ryzyko błędów i gwarantuje wysoką niezawodność projektowanych układów napędowych.

4.2.2. Oprogramowanie KIMOS

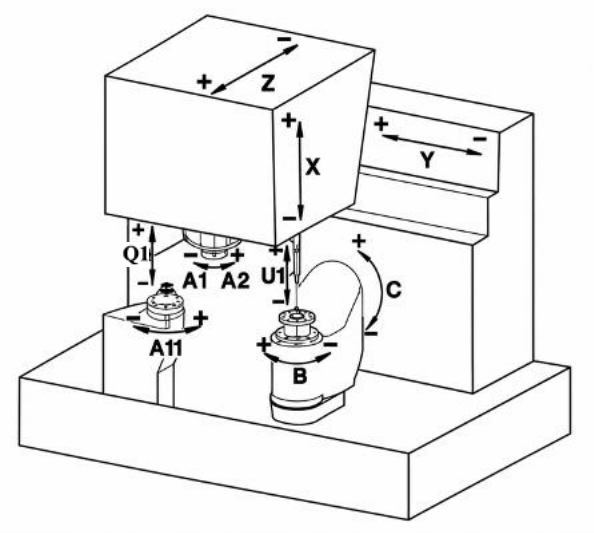
KIMoS (Klingelnberg Integrated Manufacturing of Spiral Bevel Gears) umożliwia projektowanie, optymalizację oraz komputerowo wspomaganą produkcję kół zębatych stożkowych spiralnych do różnych układów przekładniowych. Na podstawie symulacji procesu produkcyjnego oraz wzajemnego zazębienia wygenerowanych w ten sposób boków zębów można szczegółowo zbadać i dostosować zachowanie zestawu kół zębatych podczas pracy. Wszystkie rekordy danych są uporządkowane w jednej lub kilku bazach danych zawierających teoretyczne dane nominalne do pomiaru topograficznego boków zębów, teoretyczne wartości ustawień maszyn i dane narzędzi.

4.2.3. G-27

Badania przeprowadzono poprzez wykorzystanie szlifierki Klingelnberg G27 wyposażonej w 5 osi głównych i 2 pomocnicze. Przedmiot obrabiany zamontowany jest na stole obrotowym (oś B) który znajduje się na kołysce (oś C). Ściernica natomiast przemieszcza się w trzech osiach (oś X, Y, Z). Taki układ zapewnia odwzorowanie układu maszyny kołyskowej i pracę wg zadanych kątów obliczeniowych. Maszyna jest wyposażona w dwa wrzeciona, wrzeciono główne A1 o mocy 15 kW oraz wrzeciono A2 odpowiadające za ruch mimośrodowy. Oś Q1 odpowiada za położenie pierścienia olejowego, oś A11 to wrzeciono krążka kondycjonującego a oś U1 odpowiada za położenie sondy pomiarowej do wyszukiwania wrębów.

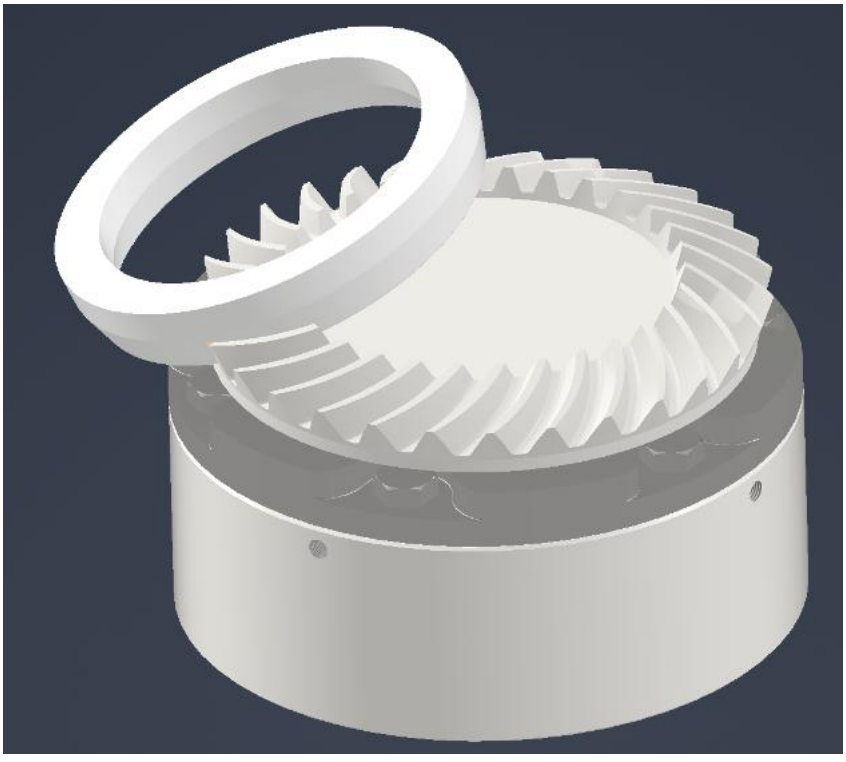


Rys. 4-1 Szlifierka Klingelnberg G27 [106]



Rys. 4-2 Układ osi Szlifierki Klingelnberg G27 na podstawie dokumentacji technicznej obrabiarki

W celu ułatwienia czasu przezbrojenia maszyny, kontroli kolizji oraz poprawności montażu elementów, w środowisku Inventor odwzorowano wirtualne stanowisko ze ściernicą, zamontowanym półfabrykatem na opracowanym uchwycie (Załącznik 9) oraz płycie montażowej obrabiarki.

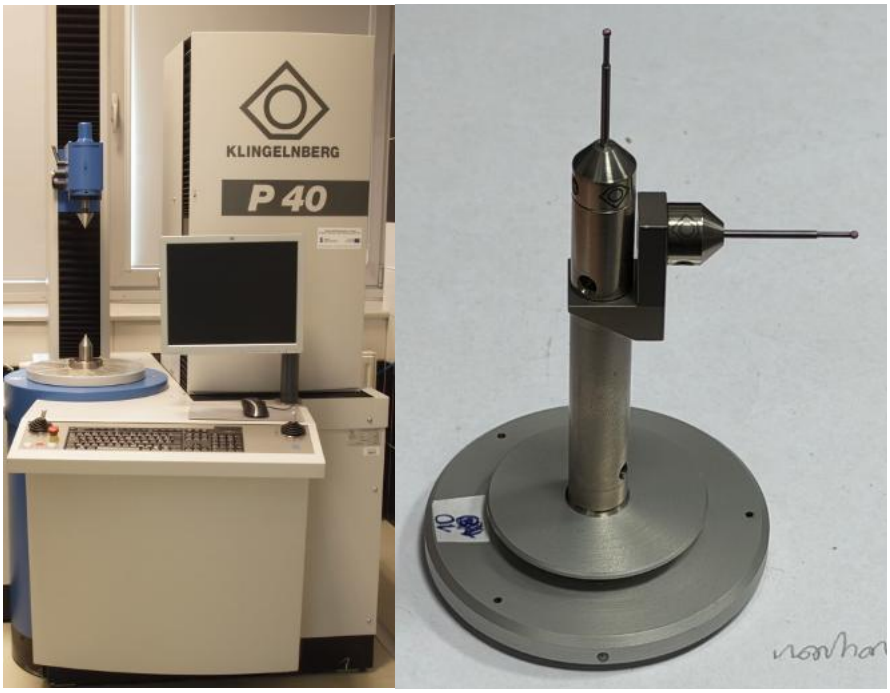


Rys. 4-3 Zamodelowane stanowisko szlifierskie w środowisku Inventor

Sterowanie szlifierką odbywa się poprzez środowisko Sinumerik 840D z możliwością nastawy parametrów do 1 µm. W celu akwizycji danych wykorzystanych w ramach badania, przygotowano skrypt w języku Python który sortował dane rejestrowane z enkoderów podprogramem ServoTrace co umożliwiało bezpośrednią analizę danych i generowanie wykresów z podziałem na cykle obróbkowe wraz z ich interpretacją.

4.2.4. P-40

Do pomiarów poprawności wykonania półfabrykatów wykorzystano centrum pomiarowe Klingelnberg P40. Ze względu na swoją konstrukcję do pomiarów elementów o dużej średnicy montażowej konieczne jest wykorzystanie uchwytu trójszczękowego który został manualnie ustawiony z wykorzystaniem czujników zegarowych o rozdzielczości 1 µm. Pomiary półfabrykatów koła oraz naciętego uzębienia przeprowadzono za pomocą końcówek o średnicy 1,5 mm.



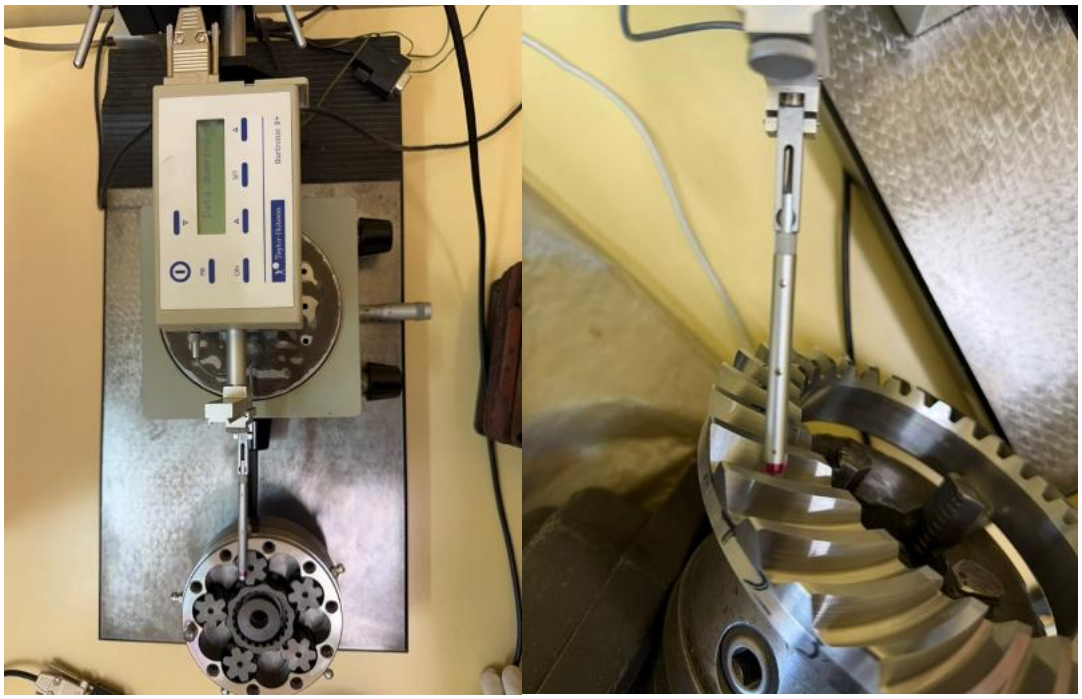
Rys. 4-4 Urządzenie Klingenberg P40 oraz końcówka pomiarowa wykorzystana do pomiarów [107]

4.2.5. Pomiary makro i mikrogeometrii

Pomiary na profilometrze:

Pomiary chropowatości powierzchni kół K30 oraz K58 przeprowadzono za pomocą profilometru Surftronic 3+, promieniu zaokrąglenia igły 2 µm oraz kącie

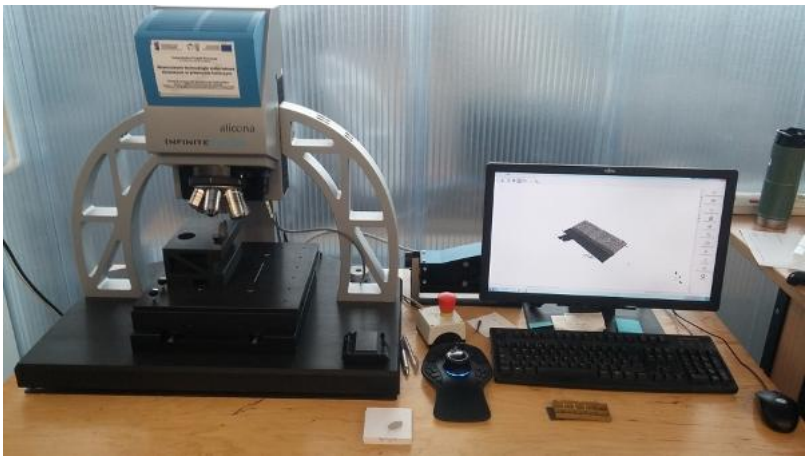
wierzchołkowym igły 90°. Procedura pomiarowa została opracowana zgodnie z normą PN-EN ISO 21920. Długość odcinka odwzorowania wynosiła 4,0 mm, a długość filtra odcinającego λ_c=0,8 mm. Pomiary wykonywano w trzech przekrojach w kierunku prostopadłym do śladów obróbki, na środku szerokości zęba metodą stykową z użyciem oprogramowania Talysurf, stanowisko przestawiono na Rys. 4-5 Podczas pomiarów rejestrowano parametry chropowatości: R_a, R_q, R_z, R_t, R_p, R_v, R_{sm}, R_{dq},W_t. Do analiz jako wynik pomiaru przyjęto wartość średniej arytmetycznej z trzech pomiarów.



Rys. 4-5 Stanowisko do pomiaru profilometrem oraz fotografia pokazująca przebieg pomiaru w ramach pracy koła zamocowane w uchwycie trójszczękowym na podzielnicy

Pomiary na mikroskopie 3D

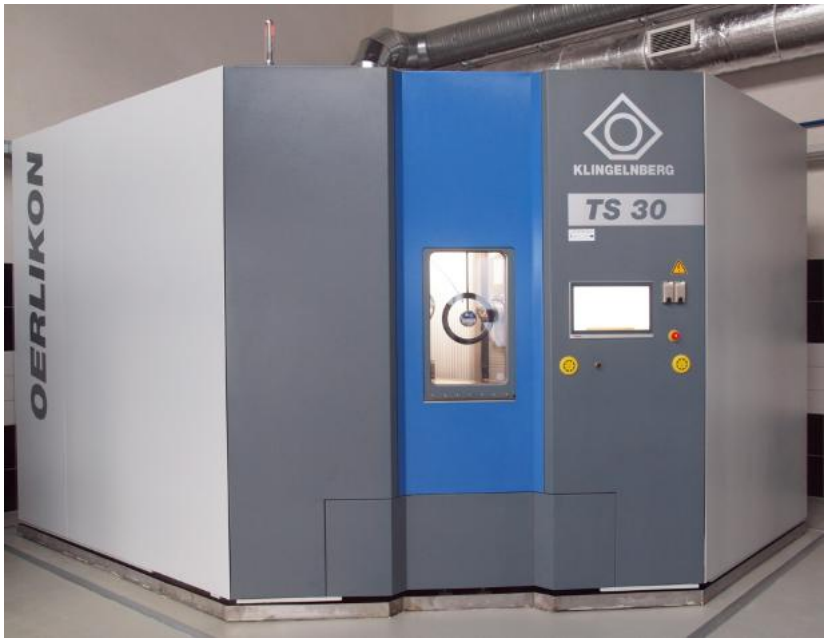
Do pomiarów referencyjnych topografii powierzchni obrabianej koła K58 oraz trójwymiarowych parametrów chropowatości zastosowano mikroskop różnicowania ogniskowej InfiniteFocus G4 firmy Alicona. Pomiary wykonano przy wykorzystaniu obiektywu o powiększeniu ×20. Obszar pomiarowy obejmował całą powierzchnię zęba. Podczas pomiarów rejestrowano parametry: R_a, R_q, R_z, R_t, R_p, R_v, R_{sm}, R_{dq} , S_a, S_q, $S_{p,}$ W_t. Widok stanowiska do pomiarów topografii powierzchni przedstawiono na Rys. 4- 6.



Rys. 4-6 Mikroskop różnicowania ogniskowego Alicona InfiniteFocus G4 [108]

4.2.6. TS-30

Kontrolę wykonanych kół przeprowadzono z wykorzystaniem urządzenia TS-30 wyposażone w trzy osie liniowe X,Y,Z z rozdzielczością 1 µm oraz osią kątową C sterowaną z rozdzielczością 0,001°.



Rys. 4-7 Stanowisko do badań kontrolnych Klinglenberg TS-30 [107]

Aby zamontować badane koła zębate należy to zrobić poprzez uchwyty HSK-C-100 oraz w przypadku zębnika, pierścień centrujący wraz z tuleją mocującą a w przypadku koła, wykonany w ramach niniejszej pracy pierścień mocujący zgodnie z rysunkiem w załączniku 9.



Rys. 4-8 Przygotowany do kontroli zębnik i koło z uchwytami mocującymi i elementami pośrednimi

4.3. Materiał obrabiany

Do wykonania kół analizowanej przekładni zębatej wykorzystano dwa rodzaje stali które scharakteryzowano poniżej:

- 18CrNiMo7-6 jest stalą do nawęglania o podwyższonej wytrzymałości. Stosowana na materiały silnie obciążone i przy wysokich obrotach. Stosowana w dużych częściach i podzespołach maszyn np. na wysoko obciążone koła zębate, przekładnie, wały, sworznie.

42CrMo4+Qt jest to stal konstrukcyjna o bardzo dobrych własnościach wytrzymałościowych z powodzeniem stosowany w przemyśle do produkcji elementów układu przeniesienia napędu, wałów i osi.

Tab. 4-3 Składy materiałowe

Stal	**C**	**Mn**	**Si**	**P**	**S**	**Cr**	**Ni**	**Mo**	**HRC**
18CrNiMo7-6	0,15-0,21	0,5-0,9	<0,40	<0,025	<0,035	1,5-1,8	1,4-1,7	0,25-0,35	25
42CrMo4+Qt	0,38-0,45	0,6-0,9	<0,40	<0,025	<0,035	0,9-1,2	-	0,15-0,30	35

4.4. Narzędzie ścierne

Ze względu na aplikacyjnych charakter prowadzonej pracy badawczej wykorzystano ściernice typu 02 będące na wyposażeniu Wydziałowego Laboratorium Badań Kół Zębatych o oznaczeniu 38A80H10VS3P.



Rys. 4-9 Ściernice w rozmiarach od lewej 4,5”, 5" oraz 5,5"

Analiza nomenklatury specyfikacyjnej tarcz ściernych na bazie udostępnionych kodów pozwala na zdefiniowanie poszczególnych pól oznaczenia ściernicy przedstawionych w tabeli poniżej.

Tab. 4-4 Specyfikacja ściernicy

Lp.	Oznaczenie	Znaczenie	Wyjaśnienie
1.	38A	Rodzaj ścierniwa	Elektrokorund szlachetny
2.	80	Ziarnistość	Drobne ziarno
3.	H	Twardość	Miękka
4.	10	Porowatość	Struktura otwarta
5.	VS3P	Spoiwo	Ceramiczne - Norton Vitrium 3

Ze względu na ukierunkowanie badań w stronę produkcji jednostkowej i małoseryjnej, aby zachować możliwie niski czas obróbki i relatywnie niską kosztochłonność procesu, zdecydowano, że we wszystkich procesach obróbki szlifierskiej zarówno głębokiej jak i wykańczającej wykorzystany zostanie jeden rodzaj ściernicy. Elektrokorund szlachetny z drobnym ziarnem stanowi kompromis pomiędzy wymaganiami wydajnej obróbki zgrubnej jak i jakości wykonywanej powierzchni w trakcie wykańczania. Dodatkowymi atutami są miękkość i otwarta struktura ściernicy zapewniająca dobry dostęp medium chłodzącego ze spoiwem wskazywanym przez producenta jako dobry wybór do procesów z wyższymi prędkościami skrawania [2], [109], [110], [111]. Równie istotny pozostaje możliwość łatwego nadawania dowolnego kształtu ściernicy na etapie prac badawczych co zapewnia elektrokorund.

4.5. Kondycjonowanie ściernicy

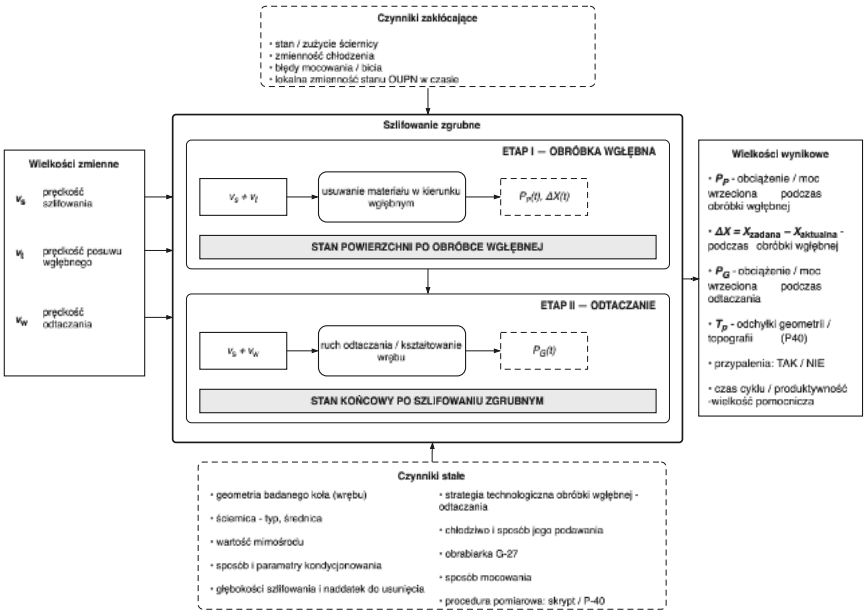
Właściwe kształtowanie ściernicy odbywało się przy użyciu krążka kondycjonującego diamentowego firmy Dr. Kaiser typ 925 510 o średnicy 75 mm, promieniu 1 mm i długości 28mm z zamontowanymi dwiema dyszami natryskowymi.



Rys. 4-10 Krążek kondycjonujący wykorzystany w trakcie realizacji badań

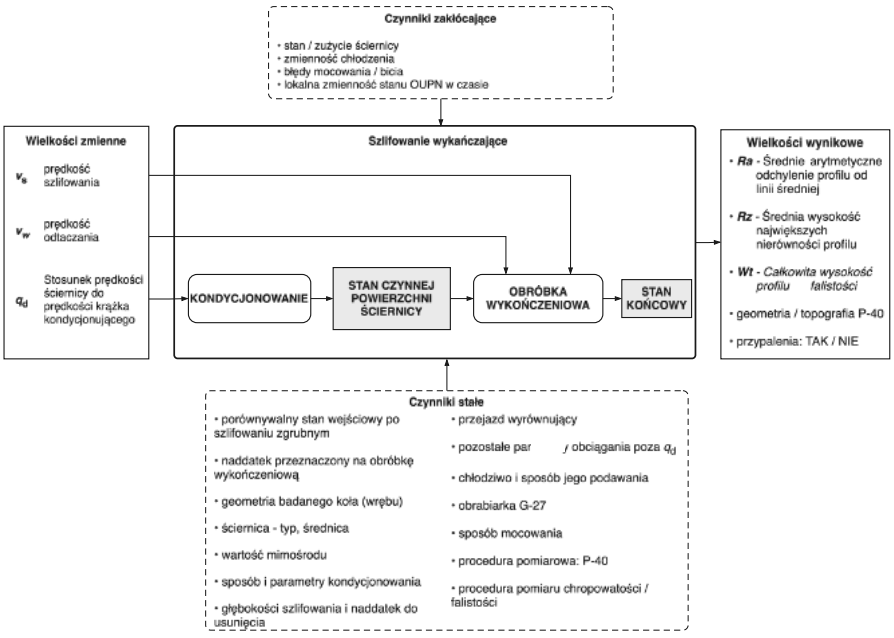
4.6. Obiekty badań eksperymentalnych

Na Rys. 4-11 przedstawiono obiekt badań dla obróbki zgrubnej z czynnikami wejściowymi i wyjściowymi wraz z przedstawionymi wielkościami stałymi oraz czynnikami zakłócającymi



Rys. 4-11 Obiekt badań dla obróbki zgrubnej

Na Rys. 4-12 przedstawiono natomiast przyjęty obiekt badań w takim samym zakresie dla obróbki wykańczającej.



Rys. 4-12 Obiekt badań dla obróbki wykańczającej

4.7. Parametry szlifowania

Zagadnienia technologiczne procesu szlifowania stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba stanowią w dalszym ciągu otwarte pole do działalności badawczej co widać szczególnie po wzmożonej aktywności naukowej w ostatnich latach a zalecenia parametryczne wykazują przy tym istotne rozbieżności między źródłami: mimośrodowość wrzeciona Waguri podawana jest jako 0,10÷0,12 mm, 0,3 mm bądź 0,05÷0,15% średnicy ściernicy [2], [25], [27], natomiast jako optymalną prędkość obwodową ściernicy wskazywano zarówno 10 m/s (ze względu na integralność warstwy wierzchniej), jak i 35,2 m/s (ze względu na minimalizację chropowatości) [52], [54]. Stąd też dobór nastaw dla konkretnego układu obrabiarka-ściernica-przedmiot pozostaje w praktyce zadaniem iteracyjnym, a literatura nie podaje powiązania poziomu parametrów szlifowania z mierzalnym sygnałem maszyny, który pozwalałby przewidywać zbliżanie się do granicy przypaleń w ramach obróbki konkretnego materiału.

Dobrane parametry procesu szlifowania muszą jednocześnie zapewniać:

- brak uszkodzeń cieplnych,
- odpowiednią ilość usuwania materiału,
- kontrolowany stan geometryczny powierzchni pomiędzy obróbką zgrubną a wykańczającą,
- możliwość uzyskania wymaganych parametrów powierzchni po obróbce.

4.7.1. Układ chłodzenia

Konfiguracja układu obrabiarka-narzędzie-przedmiot obrabiany ma istotne znaczenie dla przebiegu procesu, ponieważ bezpośrednio determinuje rozwiązanie układu chłodzenia. Układ ten wywiera istotny wpływ na występowanie lub brak iskrzenia w trakcie obróbki, a w konsekwencji na temperaturę w strefie kontaktu podczas szlifowania. Położenie układu chłodzenia względem ściernicy, a tym samym względem przemieszczającego się przedmiotu obrabianego, zależy od średnicy zastosowanej ściernicy i rodzaju przedmiotu obrabianego, a przede wszystkim od kątów nastawczych obrabiarki, określających orientację, w jakiej realizowane jest szlifowanie w układzie maszyny są to odpowiednio osie X,Y,Z,B,C.

Należy podkreślić, że układ doprowadzania oleju ma stałe położenie z punktu widzenia procesu szlifowania, jego położenie może zostać zmienione jedynie w trakcie przygotowywania procesu. Pierścień olejowy jest wyposażony we własną sterowaną oś, programowaną i ustawianą przez operatora na podstawie jego oceny. Położenie pierścienia jest ustawiane na początku procesu, a następnie przy każdym cyklu obciągania korygowane w kierunku osi X o wartość warstwy obciąganej, co nie zwalnia operatora od obserwacji elementów układu chłodzenia w trakcie procesu szlifowania, ze względu na wysokie ciśnienie występujące w układzie, drgające elementy mogą powodować luzowanie dysz a przez to spadek wydajności chłodzenia lub kolizję ze ściernicą lub przedmiotem obrabianym.

Z tego względu właściwe zastosowanie układu chłodzenia stanowi jeden z kluczowych elementów projektowania i wydajności procesu szlifowania. Procedura przygotowania szlifierki obejmuje w pierwszej kolejności montaż przedmiotu obrabianego, ściernicy oraz pierścienia olejowego. Natrysk oleju na ściernicę powinien być realizowany w co najmniej pięciu punktach. Pierwszy z nich stanowi dysza czyszcząca, która doprowadza olej pod wysokim ciśnieniem na wszystkie krawędzie ściernicy: zewnętrzną, krawędź stopy oraz wewnętrzną. Dwie kolejne dysze doprowadzają olej na krawędź zewnętrzną ściernicy, zgodnie z kierunkiem jej obrotów oraz przeciwnie do niego. Analogicznie rozmieszczone są dwie dysze zasilające krawędzie wewnętrzne ściernicy. Przy rozmieszczaniu punktów natrysku należy dążyć do tego, aby jak najwięcej oleju znajdowało się możliwie blisko strefy skrawania, co jednak nie zawsze jest wykonalne ze względu na ograniczoną przestrzeń roboczą.



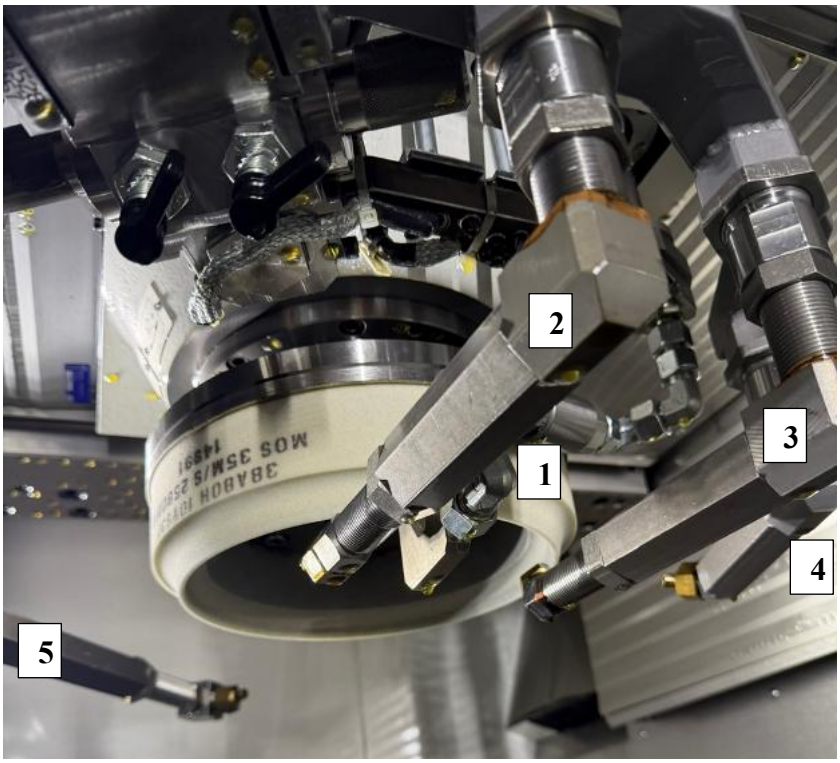
Rys. 4-13 Zdjęcia ściernicy przed i po obróbce oraz wiórów wraz ze skalą 0-1mm.

Na Rys 4-13 przedstawiono, jak wygląda a) krawędź nowej ściernicy, gdzie widać ziarna oraz spoiwo, b) krawędź ściernicy w trakcie pracy, gdzie widać jak wióry metalowe wypełniają pory ściernicy, oraz c) wiór które można zaobserwować po obróbce gromadzące się na przedmiocie obrabianym w formie kłębków. Zdjęcia wykonano mikroskopem komputerowym z powiększeniem x40 ze skalą 0-1mm.

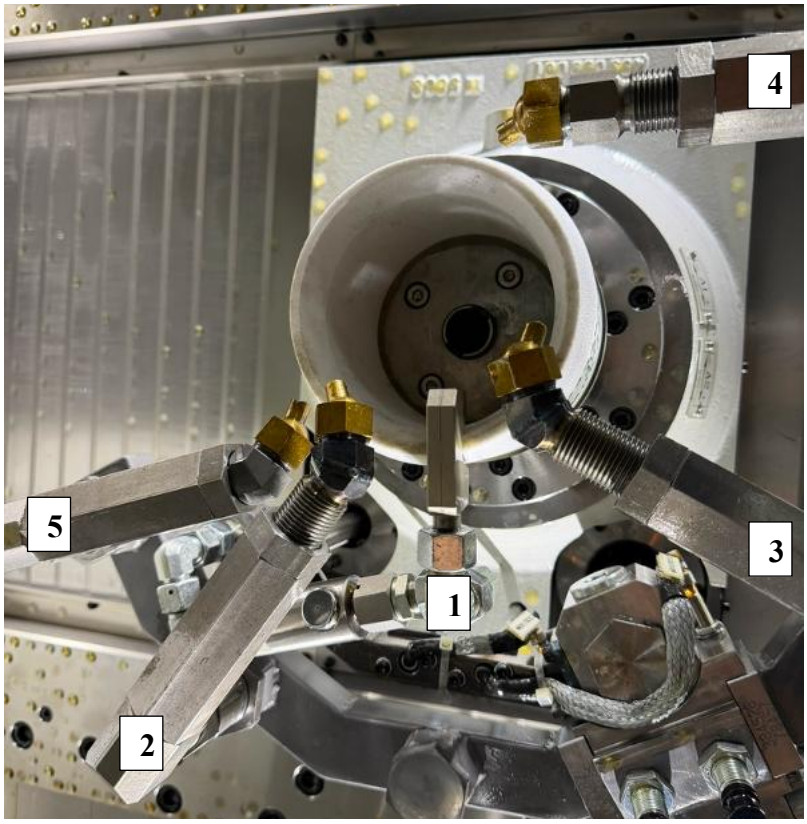
Kolejnym istotnym czynnikiem ograniczającym jest obciągacz krążkowy. Dysze oraz pierścień olejowy należy zamontować w sposób wykluczający ich kolizję z obciągaczem podczas obciągania ściernicy. Szczególnej uwagi wymaga dysza umieszczona połową swojej szerokości wewnątrz ściernicy, która nie może ulec kolizji w trakcie obróbki krawędzi wewnętrznej.

Czas montażu układu olejowego, a tym samym czas przezbrojenia szlifierki do obróbki nowego elementu, zależy przede wszystkim od doświadczenia operatora, jego znajomości przebiegu procesu szlifowania oraz rozumienia zależności konstrukcyjno-technologicznych. O ile bowiem kolizja w osi X jest stosunkowo łatwa do przewidzenia, o tyle podczas odtaczania łatwo o błąd polegający na przemieszczeniu się dysz zewnętrznych w kierunku wewnętrznej części koła, co widać na Rys. 4.16.

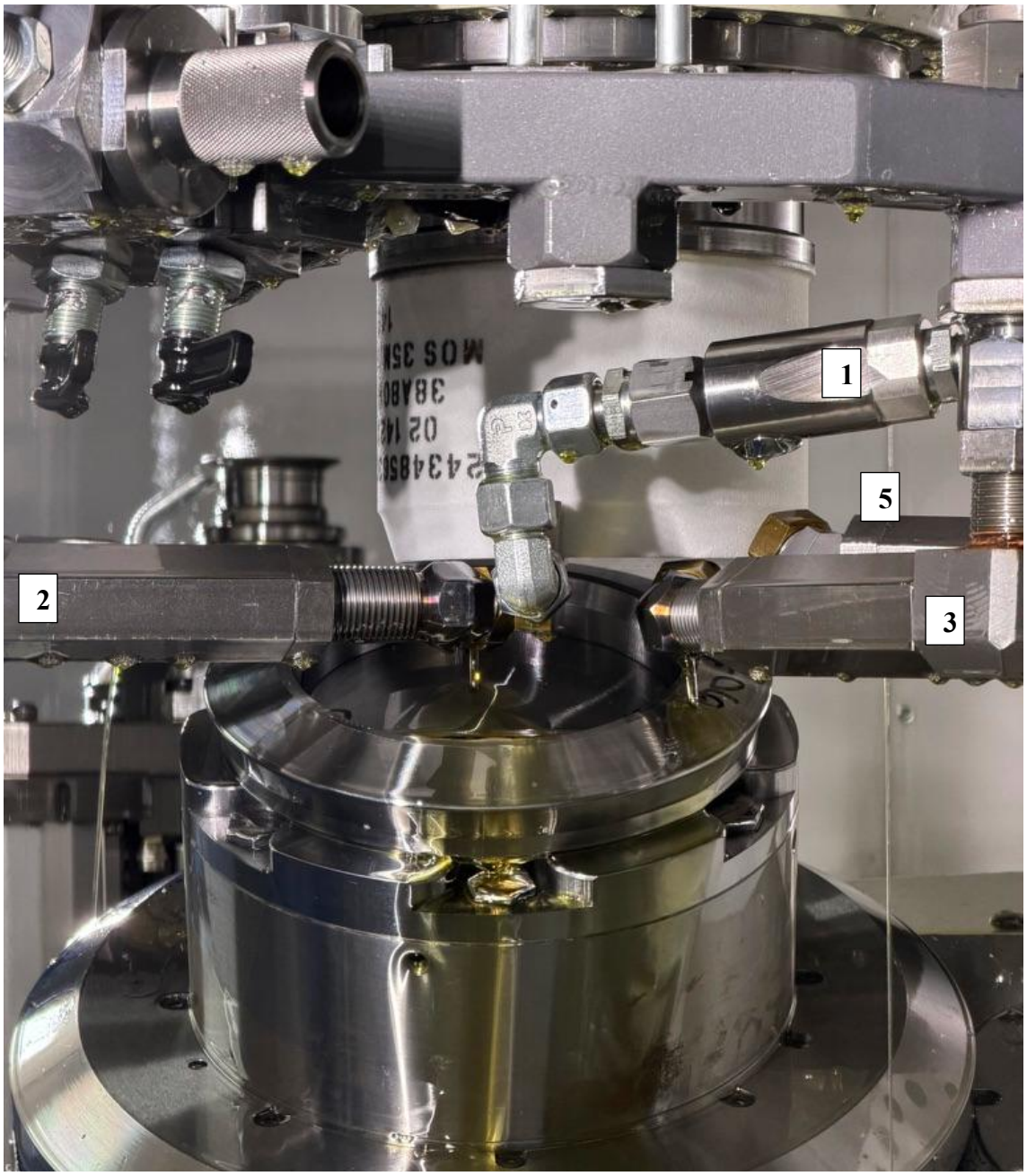
Na Rys. 4.14 i 4.15 przedstawiono natomiast końcową konfigurację pierścienia olejowego wraz z dyszami chłodzącymi dla obu wariantów eksperymentu. Widoczne różnice między nimi wynikają z ograniczeń występujących w trakcie obróbki. Pozycja nr 1 wskazuje wysokociśnieniową dyszę czyszczącą której rozmiar dobierany jest w zależności rozmiaru ściernicy, pozycje 2 i 3 wskazują dysze natryskowe wewnętrznej krawędzi ściernicy natomiast pozycje 4 i 5 dysze natryskowe krawędzi zewnętrznej. Dysze o numerach parzystych dostarczają olej współbieżnie względem ruchu obrotowego ściernicy a nieparzyste przeciwbieżnie. W ten sposób można oczyszczać ściernicę z każdej strony odsłoniętych ziaren. Zarówno większa ściernica jak i większy przedmiot obrabiany znacznie zwiększają możliwości konfiguracji układu chłodzenia dzięki większej przestrzeni, w której mogą przemieszczać się dysze.



Rys. 4-14 Układ chłodzenia ściernicy dla koła K58



Rys. 4-15 Układ chłodzenia ściernicy dla koła K30



Rys. 4-16 Kontrola kolizji układu chłodzenia dla ściernicy 5" z przedmiotem obrabianym, dysza nr 4 jest niewidoczna na tym ujęciu

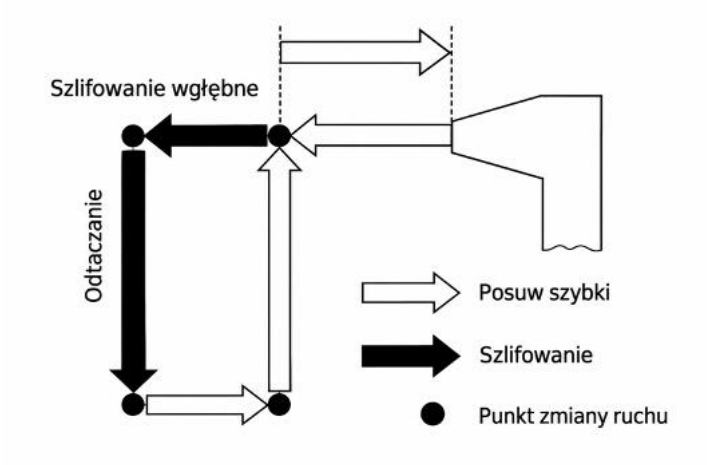
Określenie okna parametrów poprzez wstępne badania rozpoznawcze.

W przypadku parametrów określających intensywność usuwania materiału zastosowano procedurę stopniowego zwiększania ich wartości. Kolejne próby wykonywano przy rosnącej prędkości posuwu wgłębnego oraz prędkości odtaczania, obserwując przebieg procesu i stan otrzymywanej powierzchni. Zwiększanie parametrów kontynuowano do momentu osiągnięcia warunków granicznych, identyfikowanych przede wszystkim poprzez pojawienie się śladów przypalenia szlifierskiego. Po stwierdzeniu wystąpienia przypalenia wartość odpowiedniego parametru zmniejszano do poziomu, przy którym zjawisko to nie było już obserwowane. Uzyskane w ten sposób wartości przyjęto jako podstawę do określenia górnych granic przestrzeni eksperymentalnej, otrzymane wyniki opisano w rozdziale 5.5.1 (str. 144).

Ocena wystąpienia przypaleń odbywała się dwuetapowo, wpierw poprzez ocenę wizualną następnie po zakończeniu badań przed eksperymentalnych poprzez trawienie.

a) Dobór parametrów procesu szlifowania głębokiego

Przedmiotem badań doświadczalnych był proces szlifowania głębokiego powierzchni bocznych zębów dwóch rodzajów kół zębatych ze stali 18CrNiMo7-6 oraz 42CrMo4+Qt na szlifierce CNC. Celem badań było określenie wpływu rozmiaru ściernicy, parametrów procesu na wartości odchyłki topograficznej oraz obciążenia wrzeciona.



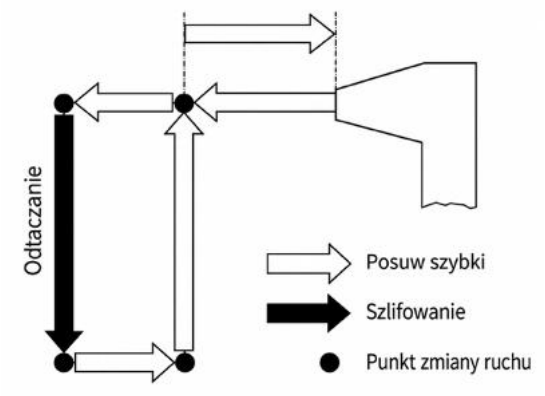
Rys. 4-17 Przebieg procesu szlifowania głębokiego (opracowanie własne na podstawie [2]).

Tab. 4-5 Zbiór parametrów obróbki zgrubnej

Parametry przedmiotu obrabianego		
Typ	K58	K30
Materiał	18CrNiMo7-6	42CrMo4+Q
Twardość	Max 25 HRC	Min 35 HRC
Średnica koła	d_{z2}=303,06mm	d_{z2}=183,16mm
Średnica ściernicy	9” (228,6 mm)	5” (127,0 mm)
Głębokość szlifowania	9,9506 mm	11,5606 mm
Parametry zmienne		
Prędkość szlifowania V_S	v_s =20-30 m/s	v_s =20-30 m/s
Posuw wgłębny V_F	v_t =10-30 mm/min	v_t =2-4 mm/min
Posuw odtaczania V_W	v_w=1,5-3,5 °/s	v_w=1-3 °/s
Parametry procesu		
Metoda szlifowania	Z ruchem odtaczania	
Metoda wykonania	5-Cut	
Chłodziwo	Olej Shell 2409 M-21	
Ciśnienie wysokie	20 bar	
Ciśnienie niskie	8 bar	
Parametry stałe		
Mimośrodowość	0,9	
Dosuw obciągacza	0,1 mm	
Prędkość obciągania zew.	250	
Prędkość obciągania wierz.	150	
Prędkość obciągania wew.	250	
Wskaźnik kondycjonowania	q_d= 0,6	

b) Dobór parametrów procesu szlifowania wykańczającego

Przedmiotem badań doświadczalnych był proces szlifowania wykańczającego powierzchni bocznych zębów dwóch rodzajów kół zębatych ze stali 18CrNiMo7-6 oraz 42CrMo4+Qt na szlifierce CNC. Celem badań było określenie wpływu parametrów procesu na własność powierzchni obrabianej.



Rys. 4-18 Przebieg procesu szlifowania wykańczającego (opracowanie własne na podstawie [1]).

Tab. 4-6 Zbiór parametrów obróbki wykańczającej

Parametry przedmiotu obrabianego		
Typ	K58	K30
Materiał	18CrNiMo7-6	42CrMo4+Qt
Twardość	Max 25 HRC	Min 35 HRC
Średnica koła	Dz1=303,06mm	Dz1=183,16mm
Średnica ściernicy	9” (228,6 mm)	5” (127,0 mm)
Głębokość szlifowania	9,9506 mm	11,5606 mm
Parametry zmienne		
Prędkość szlifowania V_S	v_s=15-25 m/s	v_s =15-25 m/s
Posuw odtaczania V_W	v_w=5-15 °/s	v_w=10-25 °/s
Wskaźnik kondycjonowania q_d	q_d= -0,6 ~ -1,2	q_d= -0,6 ~ -1,2
Parametry procesu		
Metoda szlifowania	Z ruchem odtaczania	
Metoda wykonania	5-Cut	
Chłodziwo	Olej Shell Garia 2409 M-21	
Ciśnienie wysokie	20 bar	
Ciśnienie niskie	8 bar	
Parametry stałe		
Mimośrodowość	0,9	
Dosuw obciągacza	0,1 mm	
Prędkość zew.	250	
Prędkość stop.	150	
Prędkość wew.	250	

4.8. Plan badań

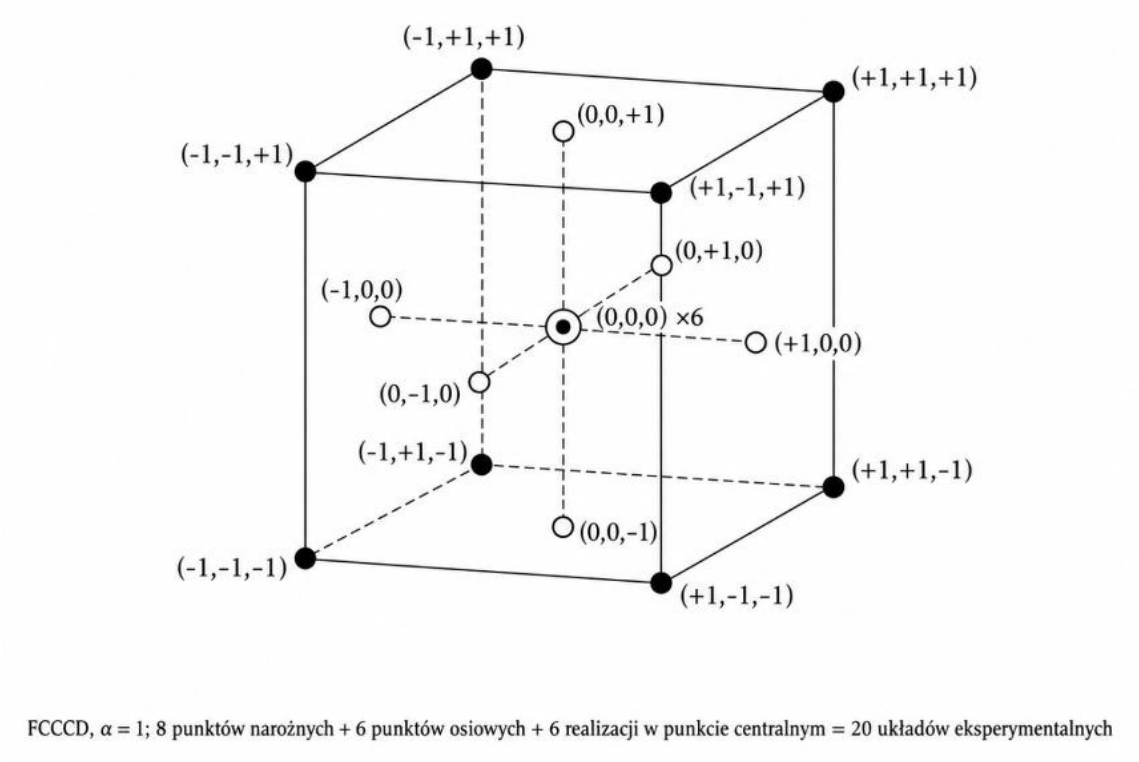
Plan badań procesu szlifowania kół stożkowych opracowano z uwzględnieniem odmiennej roli technologicznej poszczególnych etapów obróbki. Szlifowanie głębokie oraz szlifowanie wykańczające są sterowane przez różne mechanizmy procesu i w konsekwencji przez odmienne parametry dominujące. Z tego względu przyjęto sekwencyjną metodykę doboru warunków obróbki, zakładającą niezależne wyznaczenie okien technologicznych dla etapu intensywnego usuwania materiału oraz etapu końcowego kształtowania geometrii i właściwości powierzchni boków zębów.

Podstawową przesłanką opracowania planu badań była potrzeba poznania zależności występujących w procesie szlifowania oraz opracowania praktycznych wytycznych umożliwiających sprawny dobór parametrów technologicznych w warunkach

laboratoryjnych, a w dalszej perspektywie również w produkcji jednostkowej i małoseryjnej. Przyjęta metodyka miała umożliwić ograniczenie liczby prób iteracyjnych niezbędnych do uzyskania koła o wymaganej geometrii i jakości powierzchni, przy jednoczesnym zachowaniu możliwie krótkiego czasu obróbki i akceptowalnego obciążenia układu technologicznego. Założeniem badań było zatem nie tylko określenie wpływu parametrów procesu, lecz również stworzenie podstaw do racjonalnego wyboru ustawień możliwych do wykorzystania podczas wykonywania kolejnych kół z zastosowaniem danego układu narzędzie-przedmiot obrabiany.

Zakresy zmienności parametrów technologicznych wyznaczono na podstawie analizy literatury oraz wstępnych badań rozpoznawczych. Badania te pozwoliły określić granice obszaru, w którym proces może być realizowany stabilnie, bez występowania niepożądanych zjawisk technologicznych, w szczególności przypaleń szlifierskich. Tak określone przedziały stanowiły podstawę do zdefiniowania poziomów czynników w dalszych badaniach eksperymentalnych. Dla każdego z analizowanych etapów szlifowania zastosowano plan eksperymentu centralny kompozycyjny, ściennie centrowany typu Face-Centered Central Composite Design, stanowiący podstawę analizy metodą powierzchni odpowiedzi RSM. Przy współczynniku (α=1) plan obejmował 20 układów eksperymentalnych po trzy następujące sobie wręby: 8 punktów narożnych, 6 punktów osiowych oraz 6 powtórzeń w punkcie centralnym. Tak skonstruowany plan umożliwił ocenę efektów głównych badanych czynników, ich wzajemnych interakcji oraz krzywizny odpowiedzi przy jednoczesnym ograniczeniu liczby niezbędnych realizacji eksperymentu.

Badania doświadczalne zaapelowano w programie Stat-Ease 360 który został wykorzystany również do ustalenia modeli statystycznych. Dla każdej analizowanej wielkości wynikowej przyjmowano w pierwszym etapie pełny model wielomianowy drugiego stopnia. Istotność statystyczną modelu i jego składników oceniano na podstawie analizy wariancji ANOVA przy poziomie istotności $\alpha = 0{,}05$. Redukcję modeli przeprowadzono przez eliminację składników nieistotnych statystycznie.



Rys. 4-19 Struktura planu FCCCD

Modele powierzchni odpowiedzi wykorzystano lokalnie, w eksperymentalnie wyznaczonym zakresie zmienności parametrów, do identyfikacji kierunku i charakteru ich oddziaływania na wybrane odpowiedzi procesu oraz do wyznaczenia obszaru parametrów spełniającego przyjęte wymagania technologiczne i jakościowe. Wyniki badań służyły więc do określenia technologicznie dopuszczalnego okna procesu, z którego możliwe było następnie wybranie punktu roboczego zapewniającego kompromis pomiędzy dokładnością wykonania, stabilnością procesu, obciążeniem układu technologicznego i czasem obróbki.

Przyjęty plan stanowił kompromis pomiędzy ilością informacji możliwej do uzyskania z eksperymentu a liczbą koniecznych prób i liczbą dostępnych stref obróbkowych na badanych kołach. Miało to szczególne znaczenie z punktu widzenia docelowego zastosowania opracowanej metodyki w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej, w których wykonywanie dużej liczby elementów próbnych wyłącznie w celu doboru parametrów procesu byłoby nieuzasadnione ekonomicznie i technologicznie. Opracowana metodyka miała zatem umożliwić uzyskanie możliwie

dużej ilości informacji o procesie przy ograniczonej liczbie prób oraz szybkie wskazanie parametrów pozwalających na wykonanie uzębienia o wymaganych właściwościach.

Rezultatem badań jest określenie technologicznie bezpiecznych i korzystnych zakresów ich zmienności dla szlifowania głębokiego i wykańczającego. Na ich podstawie możliwy jest świadomy wybór parametrów roboczych dostosowanych do wymagań konkretnego koła oraz priorytetów procesu, takich jak dokładność geometryczna, obciążenie obrabiarki lub skrócenie czasu wykonania. Takie podejście odpowiada zasadniczemu celowi opracowanej metodyki, którym jest ograniczenie liczby iteracji technologicznych niezbędnych do uzyskania wymaganych właściwości wykonywanego uzębienia.

4.8.1. Plan badań obróbki wgłębnej

Opracowane plany w pierwszej kolejności dotyczyły obróbki wgłębnej i wpływu parametrów procesu szlifowania na stan wyjściowy modelu. Jako miarę niedopasowania wykonanej powierzchni do topografii nominalnej przyjęto sumę kwadratów odchyłek w punktach pomiarowych T_p. Zastosowanie tej miary eliminuje możliwość wzajemnej kompensacji odchyłek o przeciwnych znakach oraz zwiększa udział dużych lokalnych odchyłek w ocenie całej powierzchni. Maksymalny różnica pozycjonowania osi X_{Umax} wyznaczano wyłącznie w przedziale odpowiadającym etapowi szlifowania wgłębnego, dlatego jego interpretację odnoszono do warunków realizacji tego etapu.

a) Koło K58 ze stali 18CrNiMo7-6 – eksperyment nr 1

Parametry zmienne:

- Prędkość szlifowania v_s=20-30 m/s
- Prędkość posuwu wgłębnego v_t=10-30 mm/min
- Prędkość odtaczania v_w=1,5-3,5 °/s

Parametry stałe:

- Dosuw obciągacza 0,1 mm
- Prędkość obciągania zew. 250 mm/min
- Prędkość obciągania wierz. 150 mm/min
- Prędkość obciągania wew. 250 mm/min
- Wskaźnik kondycjonowania q_d= 0,6
- Mimośrodowość 0,9 [-]

Plan eksperymentu przedstawiono w Tab. 4-7.

Tab. 4-7 Macierz eksperymentu szlifowania wgłębnego na kole K58

Strefa	v_s [m/s]	v_t [mm/min]	v_w [°/s]
1	25	20	1,5
2	25	10	2,5
3	30	10	3,5
4	25	20	2,5
5	25	20	2,5
6	20	20	2,5
7	25	20	2,5
8	20	10	1,5
9	30	30	1,5
10	20	30	3,5
11	25	20	3,5
12	25	30	2,5
13	20	30	1,5
14	25	20	2,5
15	25	20	2,5
16	30	20	2,5
17	25	20	2,5
18	30	30	3,5
19	20	10	3,5
20	30	10	1,5

b) Koło K30 ze stali 42CrMo4+Qt – eksperyment nr 2

W przypadku większego koła, o średnicy rzędu 300 mm, pełny plan można było wykonać na jednym przedmiocie obrabianym. W przypadku wariantu koła średniej wielkości, ok. 180 mm, liczba dostępnych wrębów była niewystarczająca i realizacje należało rozdzielić pomiędzy dwa fizyczne koła. Z tego względu w modelu statystycznym wprowadzono dwa układy blokowe odpowiadające przedmiotom obrabianym. Blok 1 - Koło K1– strefa od 1 do 10, Blok 2 – Koło K2 – strefa od 11 do 20.

Parametry zmienne:

- Prędkość szlifowania v_s =20-30 m/s
- Prędkość posuwu wgłębnego v_t =2-4 mm/min
- Prędkość odtaczania v_w=1-3 °/s

Parametry stałe:

- Dosuw obciągacza 0,1 mm
- Prędkość obciągania zew. 250 mm/min
- Prędkość obciągania wierz. 150 mm/min
- Prędkość obciągania wew. 250 mm/min
- Wskaźnik kondycjonowania q_d= 0,6
- Mimośrodowość 0,9 [-]

Plan eksperymentu przedstawiono w Tab. 4-8

Tab. 4-8 Macierz eksperymentu szlifowania wgłębnego na kole K30

Koło	**Strefa**	v_s **[m/s]**	v_t **[mm/min]**	v_w **[°/s]**
K1	1	25	3	2
K1	2	25	2	2
K1	3	30	2	3
K1	4	25	3	1
K1	5	25	3	2
K1	6	20	3	2
K1	7	25	3	2
K1	8	20	2	1
K1	9	30	4	1
K1	10	20	4	3
K2	11	25	3	3
K2	12	25	4	2
K2	13	20	4	1
K2	14	25	3	2
K2	15	25	3	2
K2	16	30	3	2
K2	17	25	3	2
K2	18	30	4	3
K2	19	20	2	3
K2	20	30	2	1

4.8.2. Plan badań obróbki wykańczającej

c) Koło K58 ze stali 18CrNiMo7-6 – eksperyment nr 3

Parametry zmienne:

- Prędkość szlifowania v_s = 20-30 m/s
- Prędkość odtaczania v_w = 5-15 °/s
- Wskaźnik kondycjonowania q_d= - 0,6 ~ -1,2

Parametry stałe:

- Dosuw obciągacza 0,1 mm
- Prędkość obciągania zew. 250 mm/min
- Prędkość obciągania wierz. 150 mm/min
- Prędkość obciągania wew. 250 mm/min

Plan eksperymentu przedstawiono w Tab. 4-9

Tab. 4-9 Macierz eksperymentu szlifowania wykańczającego na kole K58

Strefa	v_s **[m/s]**	v_w **[°/s]**	q_d **[-]**
1	15	15	-0,6
2	25	15	-1,2
3	20	5	-0,9
4	20	10	-0,9
5	25	5	-0,6
6	15	5	-1,2
7	20	10	-0,9
8	20	10	-0,9
9	25	10	-0,9
10	20	10	-0,6
11	25	15	-0,6
12	15	15	-1,2
13	20	10	-0,9
14	15	10	-0,9
15	25	5	-1,2
16	20	15	-0,9
17	20	10	-1,2
18	15	5	-0,6
19	20	10	-0,9
20	20	10	-0,9

d) Koło K30 ze stali 42CrMo4+Qt – eksperyment nr 4

Podobnie jak w eksperymencie nr 2, wprowadzono blok odpowiadający przedmiotowi obrabianemu.

Parametry zmienne:

- Prędkość szlifowania v_s = 20-30 m/s
- Prędkość odtaczania v_w = 10-25 °/s
- Wskaźnik kondycjonowania q_d = - 0,6 ~ -1,2

Parametry stałe:

- Dosuw obciągacza 0,1 mm
- Prędkość obciągania zew. 250 mm/min
- Prędkość obciągania wierz. 150 mm/min
- Prędkość obciągania wew. 250 mm/min

Plan eksperymentu przedstawiono w Tab. 4-10.

Tab. 4-10 Macierz eksperymentu szlifowania wykańczającego na kole K30

Koło	**Strefa**	**v_s [m/s]**	**v_w [°/s]**	**q_d [-]**
K1	1	15	25	-0,6
K1	2	25	25	-1,2
K1	3	20	10	-0,9
K1	4	20	18	-0,9
K1	5	25	10	-0,6
K1	6	15	10	-1,2
K1	7	20	18	-0,9
K1	8	20	18	-0,9
K1	9	25	18	-0,9
K1	10	20	18	-0,6
K2	11	25	25	-0,6
K2	12	15	25	-1,2
K2	13	20	18	-0,9
K2	14	15	18	-0,9
K2	15	25	10	-1,2
K2	16	20	25	-0,9
K2	17	20	18	-1,2
K2	18	15	10	-0,6
K2	19	20	18	-0,9
K2	20	20	18	-0,9

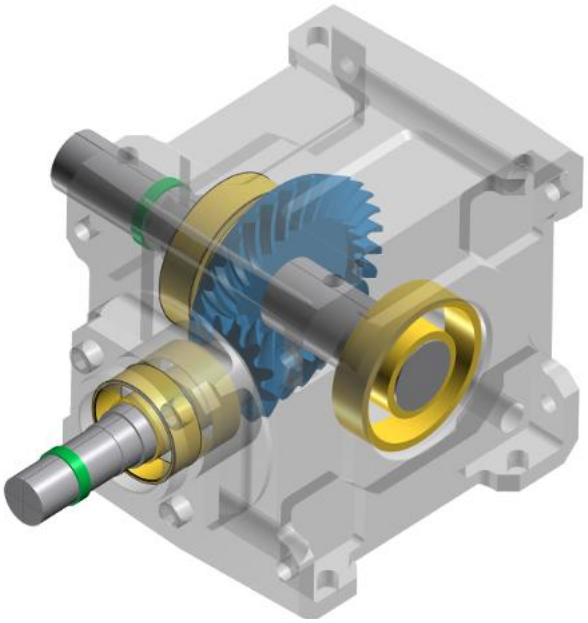
5. Przebieg badań

5.1. Analiza kinematyczna przekładni

Celem analizy kinematycznej było odwzorowanie rzeczywistej geometrii obiektu badawczego, weryfikacja parametrów wytrzymałościowych zaproponowanej konstrukcji oraz wyznaczenie odchyłek montażowych stanowiących warunek brzegowy dla dalszej analizy konstrukcyjno-technologicznej i realizacji zadania badawczego ZB1 i ZB4.

Badania rozpoczęto od analizy kinematycznej obiektu badawczego, czyli przekładni, w środowisku KISSsoft. Postępowanie polegało na odwzorowaniu rzeczywistej geometrii w programie, następnie na wyznaczeniu współczynników bezpieczeństwa zaproponowanej konstrukcji oraz na weryfikacji geometrii, natomiast za najistotniejszą uznano weryfikację parametrów wytrzymałościowych wraz z określeniem współczynnika $K_{H\beta}$.Przeprowadzono analizę kontaktu oraz wyznaczono odchyłki montażowe na podstawie ugięcia i skręcenia wałów oraz odkształcenia łożysk z uwzględnieniem luzów.

Współczynniki S_F i S_H zostały wyznaczone zgodnie z normą ISO 10300 natomiast współczynnik $K_{H\beta}$ został wyznaczony zgodnie z normą ISO 6336 i załącznikiem E z uwzględnieniem odkształceń współpracujących wałów.



Rys. 5-1 Model przekładni w obudowie

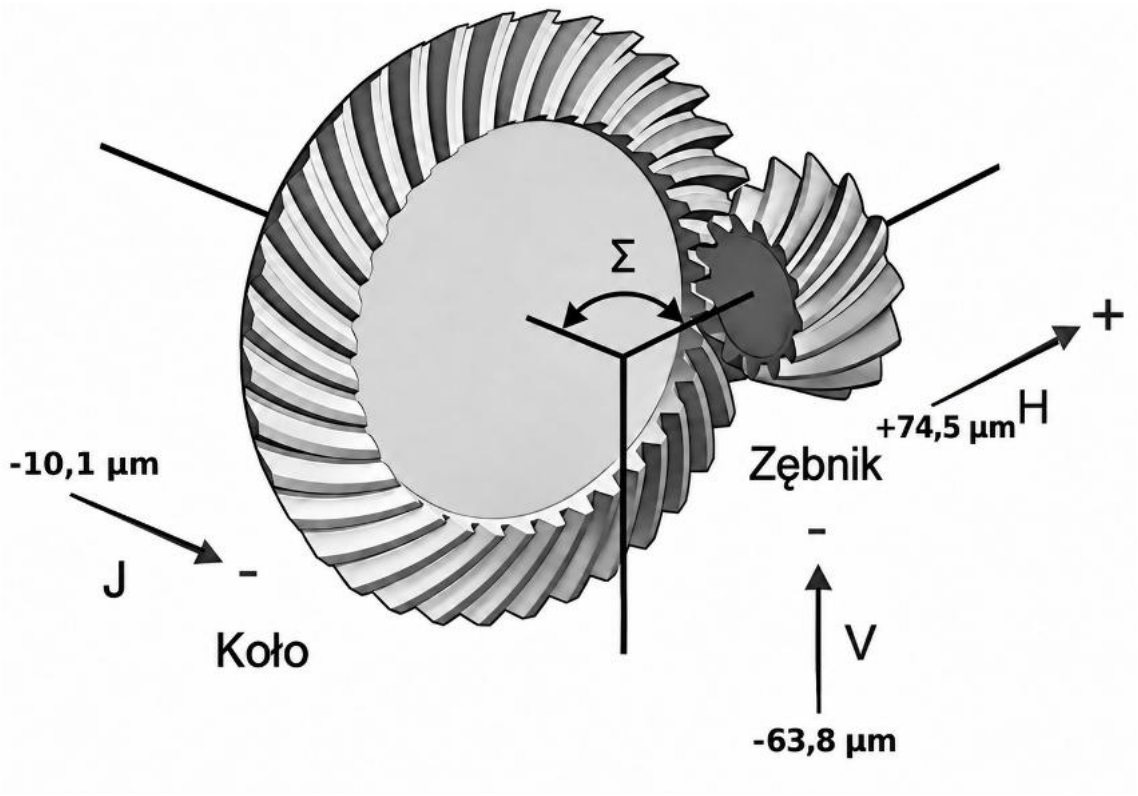
Tab. 5-1 Wybrane parametry obliczeniowe analizowanej przekładni

Parametr	**Wartość minimalna**	**Wartość maksymalna**	**Wartość**
S_F_Zębnik	1,3	-	4,620
S_H_Zębnik	1,0	-	1,008
S_F_Koło	1,3	-	3,989
S_H_Koło	1,0	-	1,037
$K_{H\beta}$	-	1,5	1,4771

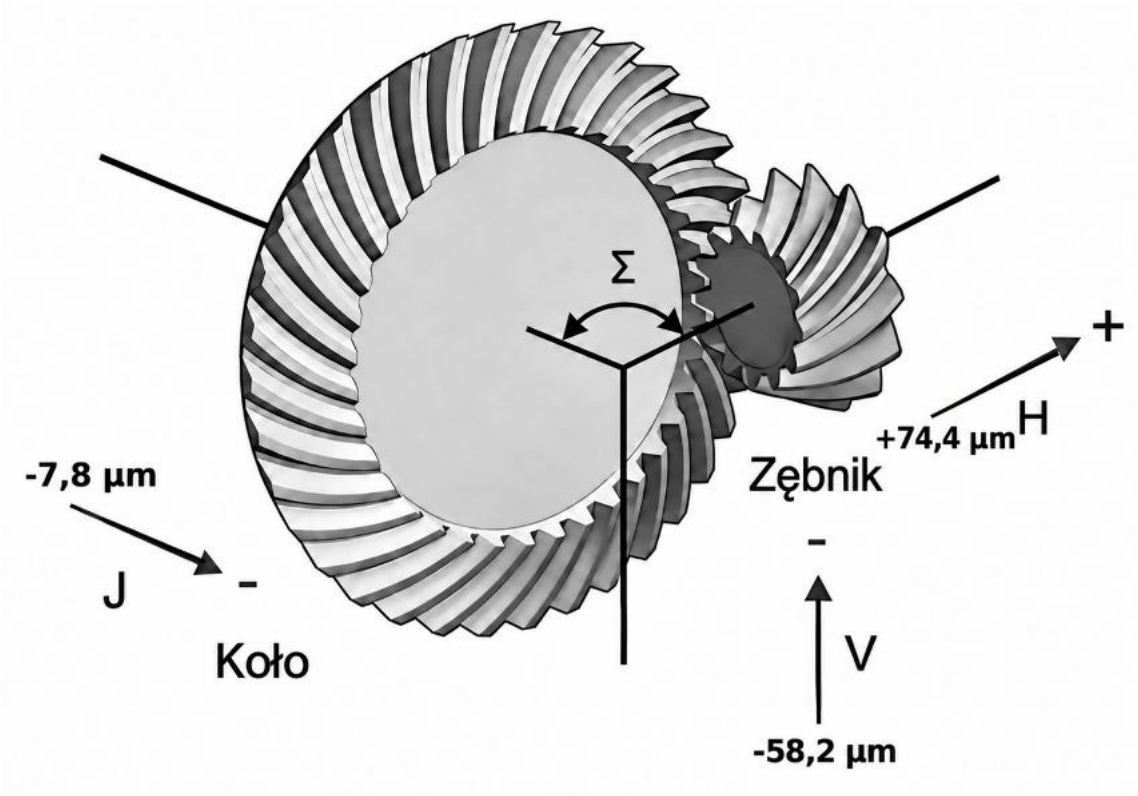
Oprogramowanie KISSsoft to zostało wykorzystane ze względu na to, iż umożliwia znacznie dokładniejsze wskazanie rzeczywistej odchyłki V-H zgodnie z załącznikiem E normy ISO 6336 uwzględniające zginanie i skręcanie wałów, podatność i luzy łożysk, sprężystość obudowy, lokalizacja kól względem podpór, zniekształcenie koła w porównaniu do środowiska KIMOS korzystającego z podprogramów KimShafts który uwzględnia tylko ugięcia wałów i punkty łożyskowania, otrzymane wyniki w Tab. 5-2. Uproszczone obliczenia otrzymanie bez uwzględnienia załącznika E były zgodne z tymi otrzymanymi w wynikach VH1. Odchyłki montażowe w położeniu VH1 są obliczonymi w programie KIMOS natomiast wartości położenia VH2 w programie KISSsoft, dodatkowo w tabeli wskazano luz międzyzębny j_{ne}. Ze względu na znacznie większe wyniki w przypadku VH2 zdecydowano się tylko je uwzględnić w dalszej analizie.

Tab. 5-2 Porównanie wyznaczonych odchyłek montażowych

Wariant	**Oprogramowanie**	**V[µm]**	**H[µm]**	**J[µm]**	**j_{ne}[mm]**
VH1 90º	KimShafts	-26,0	+3,0	-15,0	0,245
VH2 90º	KISSsoft	-63,8	+74,5	-10,1	0,220
VH1 100º	KimShafts	-24,0	+2,0	-1,4	0,209
VH2 100º	KISSsoft	-58,2	+74,4	-7,8	0,184
				s	



Rys. 5-2 Schemat odchyłek montażowych w pozycji VH2 Σ=90º



Rys. 5-3 Schemat odchyłek montażowych w pozycji VH2 Σ=100º

5.2 Analiza konstrukcyjno-technologiczna przekładni

Uzyskane wcześniej dane pozwoliły na przejście do środowiska KIMOS w celu analizy konstrukcyjno-technologicznej wariantów przekładni. Analizę wariantową przeprowadzono w celu określenia wpływu wybranych uwarunkowań projektowych jak i technologicznych na możliwość uzyskania geometrii i topografii powierzchni zębów oraz wynikających z niej przewidywanych właściwości funkcjonalnych przekładni.

Analizą objęto 14 wariantów konstrukcyjno-technologicznych różniących się metodą wykonania uzębienia, kątem osi przekładni oraz średnicą narzędzia ściernego. Pozostałe parametry geometryczne i obciążeniowe, o ile nie wynikało to inaczej z analizowanej konfiguracji, utrzymywano na tych samych wartościach, co umożliwiło porównanie wpływu analizowanych uwarunkowań. Celem tego etapu było określenie przestrzeni rozwiązań technicznie osiągalnych i funkcjonalnie uzasadnionych, stanowiących podstawę wyboru konfiguracji do dalszej weryfikacji eksperymentalnej a jednocześnie realizację zadania badawczego ZB1 i ZB4.

Analizowane warianty rozpatrywane były pod kątem metody wykonania uzębienia, przy czym rozważano metodę 5-Cut oraz Duplex, kąta osi przekładni Σ wynoszącego 90° i 100°, a także średnicy ściernicy wynoszącej 4,5, 5 oraz 5,5 cala.

Tab. 5-3 Macierz wariantów konstrukcyjno-technologicznych

Wariant	**Σ**	**Metoda**	**Średnica ściernicy**
W1	90º	5-CUT	4,5”
W2	90º	5-CUT	5,0”
W3	90º	5-CUT	5,5”
W4	100º	5-CUT	4,5”
W5	100º	5-CUT	5,0”
W6	100º	5-CUT	5,5”
W7	90º	DUPLEX	4,5”
W8	90º	DUPLEX	5,0”
W9	90º	DUPLEX	5,5”
W10	100º	DUPLEX	4,5”
W11	100º	DUPLEX	5,0”
W12	100º	DUPLEX	5,5”

W Tab. 5-4 zestawiono parametry brzegowe przyjęte dla projektu przekładni uwzględniając normy, zalecenia konstrukcyjne oraz praktykę przemysłową.

Tab. 5-4 Warunki brzegowe przyjęte do projektu przekładni

Parametr	Wartość	Jednostka
Zakładany czas pracy	20000	[h]
Olej przekładni	ISO-VG-320	[-]
Temperatura pracy	90	[ºC]
Materiał	42CrMo4	[-]
Twardość kół i wałów	35	[HRC]
Chropowatość boku zęba R_a	0,3	[µm]
Chropowatość podstawy zęba R_a	0,6	[µm]
Klasa dokładności ISO	6	[-]
Klasa dokładności AGMA	11	[-]
Maks. odchyłka kinematyczna	100	[µrad]
Min. wsp. wytrz. zęba u podstawy S_H	1.0	[-]
Min. wsp. wytrz. zęba na naciski pow. S_F	1.3	[-]

Analiza była ograniczona osiągalnością geometryczną i technologiczną, a więc możliwością wygenerowania wymaganej powierzchni zęba, ryzykiem kolizji średnicy narzędzia z przedmiotem obrabianym, możliwością realizacji ruchów maszyny oraz ograniczeniami pojawiającymi się w wyniku średnicy narzędzia. Rozstrzygnięcia wymagały zatem dwie kwestie: czy daną geometrię można wykonać oraz jak dobra funkcjonalnie jest ta geometria. Należy zaznaczyć, że aby spełnić stawiane przekładni wymagania wytrzymałościowe (minimalna wartość S_F i S_H przekładni pod obciążeniem w położeniu nominalnym oraz w położeniu pod obciążeniem wyznaczonym w poprzedniej analizie powyżej normy oraz zakładanej odchyłki kinematycznej, zaprojektowanie każdego wariantu wymagało indywidualnego doboru pięciu wartości modyfikacji topografii, które zostały scharakteryzowane w podrozdziale 5.2.1:

- d_β kąta linii zębów
- d_α kąta zarysu
- LB beczułkowania wzdłużnego,
- HB beczułkowania profilowego,
- d_v skręcenia powierzchni zęba

Dodatkowo analizie poddana została charakterystyka geometryczna i topograficzna, a więc różnice uzyskiwane w środowisku KIMOS pomiędzy otrzymaną topografią powierzchni zęba, maksymalną i średnią wartością odchylenia powierzchni oraz przyjętymi modyfikacjami powierzchni. Rozpatrywano również przewidywane właściwości funkcjonalne, jednoznacznie z tym połączone, to jest ślad współpracy i jego

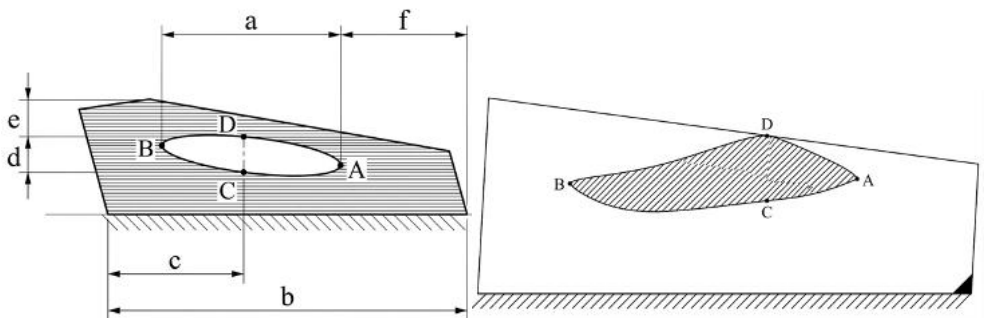
lokalizację, przebieg TCA i LTCA, czyli kontaktu bez obciążenia i pod obciążeniem, otrzymaną odchyłkę kinematyczną wraz z jej przebiegiem, a także sposób, w jaki wielkości te zmieniały się w przypadku obciążenia przy przyjętych odchyłkach V-H Check opracowanych w środowisku KISSsoft.

5.2.1 Dobór i wpływ parametrów topografii na położenie śladu współpracy oraz odchyłkę kinematyczną

Docelowa powierzchni boku zęba, a wraz z nią kształt, wielkość i położenie śladu współpracy opisuje się i modyfikuje za pomocą pięciu podstawowych parametrów topografii. Parametry te definiują odchyłki siatki punktów zarówno boku wypukłego, jak i boku wklęsłego względem idealnie sprzężonej geometrii teoretycznej, pozostając w bezpośredniej zależności z kształtem, wielkością i położeniem śladu współpracy oraz z poziomem odchyłek kinematycznych. W dalszej części podrozdziału omówiono wpływ każdego z tych parametrów na położenie i zachowanie śladu współpracy, kierunki jego przemieszczania, wrażliwość oraz ograniczenia technologiczne wynikające z ich zastosowania. Celowo pominięto sposób realizacji tych zmian na maszynie, tj. dobór nastaw i modyfikacji ściernicy, ponieważ zależy on od kinematyki konkretnej obrabiarki i przyjętych ruchów korekcyjnych, a te decydują również o tym, które parametry topografii ulegną zmianie jako skutek uboczny. Wyodrębniono w ten sposób sam mechanizm oddziaływania wskaźników dla strony czynnej w metodzie dwustronno-jednostronnej (5-CUT) na:

- kształt i wartości topografii,
- ślad współpracy,
- odchyłkę kinematyczną bez i z obciążeniem,
- wskaźnik bezpieczeństwa na naciski powierzchniowe,
- rozmiar śladu współpracy wraz z jego umiejscowieniem wg DIN 3965 (Rys. 5-4)

Wpływ zaprezentowano

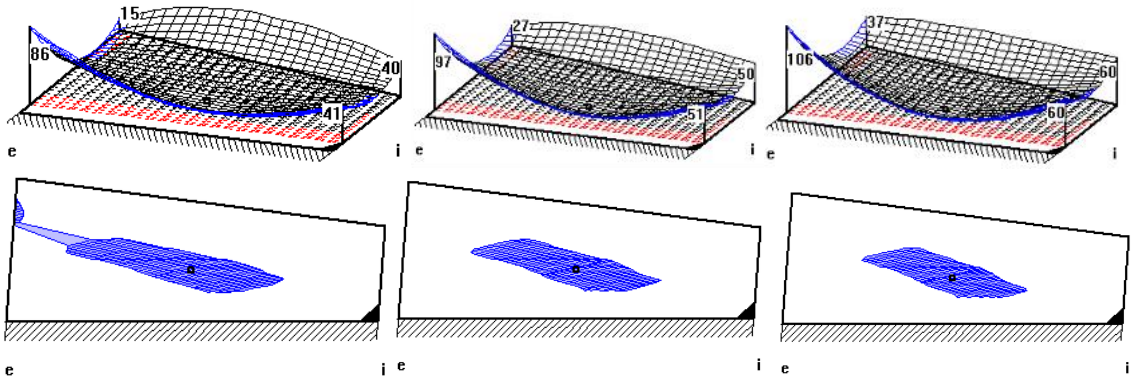


Rys. 5-4 Charakterystyka przykładowego śladu współpracy wg DIN 3965 (po lewej) oraz punktu rzeczywistego śladu współpracy.

Beczułkowatość wzdłużna *LB* [µm]

Beczułkowatość wzdłużna decyduje o długości śladu w kierunku krawędzi zewnętrznej i wewnętrznej oraz o czułości przekładni na odchyłki montażowe. Zwiększenie *LB* skraca ślad i skupia go w środku wieńca. Zmniejszenie *LB* wydłuża ślad i obniża odchyłkę kinematyczną przy małym obciążeniu, ale może powodować położenie śladu współpracy na krawędzi zęba pod zaprojektowanym obciążeniem. Zbyt duża wartość *LB* podnosi naprężenia stykowe i zwiększa TE. W obecności beczułkowania profilowego *HB* rzeczywista wypukłość na krawędziach jest większa niż sama wartość *LB*.

Tab. 5-5 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru *LB*

***LB* -10 µm**	***LB* 0 µm**	***LB* +10 µm**
		

Tab. 5-6 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru *LB*

Parametr	**Jednostka**	***LB* -10 µm**	***LB* 0 µm**	***LB* +10 µm**
TE	[µrad]	62,6	97,1	118,8
P_{max}	[MPa]	989,5	935,9	983,4
S_H_Zębnik	[-]	0,915	1,160	1,104
S_H_Koło	[-]	1,079	1,014	0,965
LTE_Zębnik	[µrad]	137,2	143,3	143,0
LTE_Koło	[µrad]	54,9	57,3	57,2
Wymiar a	[mm]	28,5	22,0	19,0
Wymiar b		35,0	35,0	35,0
Wymiar c		20,4	21,4	19,6
Wymiar d		4,5	4,2	4,6
Wymiar e		3,0	3,0	2,9
Wymiar f		8,0	7,5	8,9

Zwiększanie *LB* z −10 do +10 µm skraca ślad (wymiar a) z 28,5 do 19,0 mm, co jest zgodne z mechanizmem oddziaływania beczułkowatości wzdłużnej. Zmiana ta jest większa przy przejściu z −10 do 0 µm (6,5 mm) niż z 0 do +10 µm (3,0 mm).

Wysokość śladu (wymiar d) i jego odległość od wierzchołka (wymiar e) zmieniają się odpowiednio w granicach 0,4 i 0,1 mm, co potwierdza, że LB nie steruje śladem na wysokości zęba. Położenie śladu zmienia się w następujący sposób: wymiar c osiąga maksimum 21,4 mm, a odległość końca śladu od prawego końca zęba (wymiar f) minimum 7,5 mm dla LB 0 µm. Przy LB −10 µm suma długości śladu i wymiaru f (36,5 mm) przekracza długość zęba (35,0 mm), co wskazuje, że ślad dochodzi do zewnętrznej krawędzi zęba co widać również na topografii Tab.5-5. Odchyłka kinematyczna bez obciążenia (TE) rośnie monotonicznie z 62,6 do 118,8 µrad, a zakres jej zmian (56,2 µrad) jest ponad siedmiokrotnie większy niż w przypadku HB. Pod obciążeniem odchyłka zmienia się natomiast nieznacznie: LTE zębnika wynosi 137,2 µrad dla LB −10 µm (spadek o 4,3%) oraz 143,3 i 143,0 µrad dla LB 0 i +10 µm. Duże zmiany TE wywołane przez LB nie przenoszą się zatem na pracę pod obciążeniem. Nacisk maksymalny P_{max} osiąga minimum dla LB 0 µm (935,9 MPa) i rośnie w obu kierunkach: o 5,7% przy LB −10 µm i o 5,1% przy LB +10 µm. W obu kierunkach współczynnik bezpieczeństwa na naciski spada poniżej jedności, lecz dla różnych elementów przekładni: przy LB −10 µm dla zębnika (z 1,160 do 0,915), przy LB +10 µm dla koła (z 1,014 do 0,965). Spadek S_H zębnika przy LB −10 µm pokrywa się z dojściem śladu do krawędzi zęba. Wynika stąd kolejność sterowania: dopuszczalny zakres LB należy wyznaczyć obustronnie, od dołu na podstawie S_H zębnika i odległości śladu od końców zęba, od góry na podstawie S_H koła, z uwzględnieniem P_{max}. TE nie powinna być kryterium doboru, ponieważ jej zmiany nie przekładają się na LTE. Po każdej zmianie LB należy ponadto sprawdzić położenie śladu pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H oraz, w zależności od obrabiarki i dobranych parametrów modyfikacji, parametry d_α, d_β i d_v, na które realizacja LB może oddziaływać jako skutek uboczny.

Beczułkowatość profilowa HB [µm]

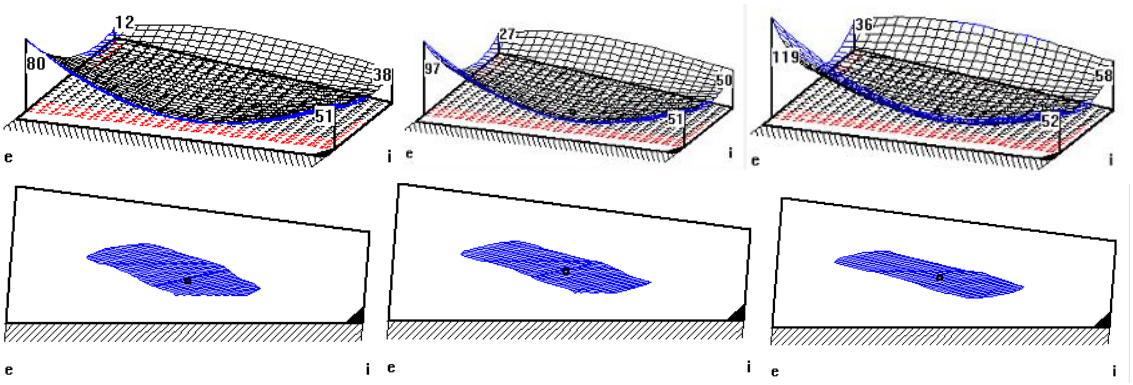
Beczułkowatość profilowa decyduje o szerokości śladu na wysokości zęba oraz o kształcie krzywej TE. Zwiększenie HB zawęża ślad i chroni wierzchołek oraz podstawę zęba przed stykiem krawędziowym, lecz zbyt duża wartość podnosi naprężenia stykowe. Podobnie jak LB, zmniejszenie HB poszerza ślad i obniża TE przy małym obciążeniu, ale pod dużym obciążeniem wywołuje naciski krawędziowe.

Wrażliwość położenia śladu jest umiarkowana, co pozwala na stabilną kontrolę jego szerokości.

HB wprowadza się przez kształt narzędzia, tj. promień modyfikacji zarysu ostrza lub ściernicy, albo przez work offset, który wywołuje uboczne zmiany d_v, d_β i d_α. W metodzie dwustronnej kształt narzędzia pozwala regulować *HB* niezależnie dla obu boków.

W Tab. 5-7 przedstawiono porównanie zmiany topografii oraz zmiany śladu współpracy dla strony czynnej w zależności od zmiany parametru *HB*, a w Tab. 5-8. wskazano wyniki parametrów wynikające z wprowadzonych modyfikacji.

Tab. 5-7 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru *HB*

***HB* -10 µm**	***HB* 0 µm**	***HB* +10 µm**
		

Tab. 5-8 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru *HB*

Parametr	**Jednostka**	***HB* -10 µm**	***HB* 0 µm**	***HB* +10 µm**
TE	[µrad]	91,5	97,1	99,3
P_{max}	[MPa]	912,7	935,9	964,2
S_H_Zębnik	[-]	1,162	1,160	1,117
S_H_Koło	[-]	1,041	1,014	0,992
LTE_Zębnik	[µrad]	146,2	143,3	159,7
LTE_Koło	[µrad]	58,5	57,3	63,9
Wymiar a	[mm]	19,1	22,0	21,5
Wymiar b		35,0	35,0	35,0
Wymiar c		18,2	21,4	21,6
Wymiar d		5,1	4,2	3,8
Wymiar e		2,5	3,0	3,4
Wymiar f		8,7	7,5	8,1

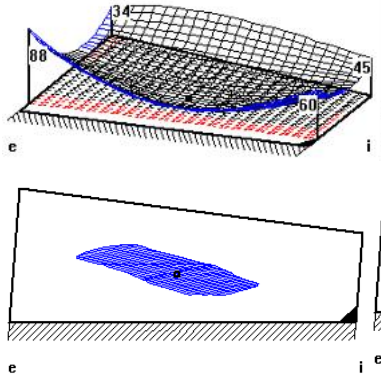
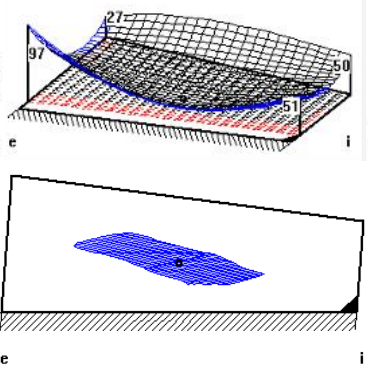
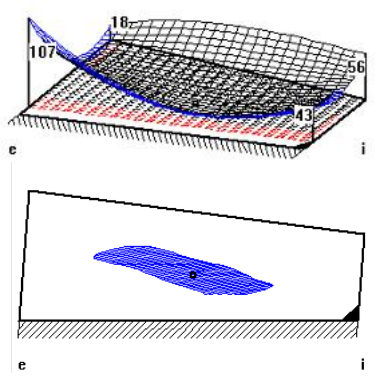
Przy przejściu z HB −10 do 0 µm długość śladu (wymiar a) wzrasta o 2,9 mm, a położenie punktów pomiaru jego wysokości (wymiar c) przesuwa się o 3,2 mm, natomiast powyżej tej wartości zmiany są pomijalne (a −0,5 mm, c +0,2 mm). Beczułkowatość profilowa oddziałuje zatem również na długość i położenie śladu, lecz w sposób nieliniowy. Spadek wysokości śladu (wymiar d) z 5,1 do 3,8 mm przy jednoczesnym wzroście jego odległości od wierzchołka zęba (wymiar e) z 2,5 do 3,4 mm jest zgodny z mechanizmem zawężania śladu na wysokości zęba i jego oddalania od wierzchołka. Zawężanie śladu przekłada się bezpośrednio na stan obciążenia. Nacisk maksymalny P_{max} rośnie z 912,7 do 964,2 MPa (o 5,6%), a współczynniki bezpieczeństwa na naciski maleją: dla zębnika z 1,162 do 1,117, dla koła z 1,041 do 0,992. Przy HB +10 µm współczynnik S_H koła spada poniżej jedności, co oznacza, że to koło stanowi element ograniczający dopuszczalny zakres zwiększania beczułkowatości profilowej. Odchyłka kinematyczna bez obciążenia rośnie monotonicznie z 91,5 do 99,3 µrad. Inaczej odchyłka zachowuje się pod obciążeniem: osiąga minimum dla HB 0 µm (143,3 µrad dla zębnika), przy HB −10 µm wzrasta nieznacznie (o 2,0%), a przy HB +10 µm wyraźnie (o 11,4%). Wartości LTE zębnika i koła różnią się w każdym przypadku stałym czynnikiem ok. 2,5, opisują więc to samo zjawisko odniesione do różnych elementów przekładni. Rozbieżność trendów TE i LTE pokazuje, że poszerzenie śladu korzystne w warunkach bez obciążenia nie przenosi się na poprawę pracy pod obciążeniem. Zmniejszanie HB obniża nacisk maksymalny i TE bez obciążenia, lecz zmniejsza zapas odległości śladu od krawędzi wierzchołka i podstawy, dlatego wymaga weryfikacji w LTCA pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H. Zwiększanie HB jest ograniczone od góry współczynnikiem bezpieczeństwa koła na naciski oraz wzrostem LTE. Wynika stąd kolejność sterowania: najpierw należy wyznaczyć dopuszczalny zakres HB na podstawie S_H koła i P_{max}, a dopiero w jego obrębie dobierać wartość z uwagi na błąd przełożenia. Ocena powinna opierać się na LTE, a nie na TE bez obciążenia, ponieważ oba wskaźniki reagują na HB odmiennie. Po każdej zmianie HB należy ponadto sprawdzić wymiary wzdłużne śladu oraz, już w zależności od dobranych parametrów modyfikacji w zależności od obrabiarki, parametry d_α, d_β i d_v, na które realizacja HB może oddziaływać jako skutek uboczny.

Skręcenia powierzchni zęba d_v [°]

Zwichrowanie, czyli zmiana kąta zarysu wzdłuż szerokości zęba, ustawia ślad po przekątnej boku zęba. W przypadku $d_v > 0°$ dla zębnika LH po stronie czynnej ślad przebiega od podstawy przy wewnętrznej krawędzi zęba do wierzchołka przy zewnętrznej krawędzi. Zapewnia to płynniejsze wejście w przypór i niższą odchyłkę kinematyczną. W przypadku odwrotnym $d_v < 0°$ ślad przebiega od wierzchołka przy wewnętrznej krawędzi zęba do podstawy przy zewnętrznej krawędzi, co skraca efektywną linię styku i zwiększa TE. Parametr silnie reaguje na odchyłki montażowe pod obciążeniem.

Zwichrowanie wprowadza się modyfikacjami Modified Roll i Helical Motion 2., 4. i 6. rzędu po stronie zębnika, a dla kół nieodtaczanych metodą Modified Crowning. Wywołuje to uboczną zmianę LB.

Tab. 5-9 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru d_v

d_v -0,2 °	d_v 0 °	d_v +0,2 °
		

Tab. 5-10 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru d_v

Parametr	**Jednostka**	d_v **-0,2 °**	d_v **0 °**	d_v **+0,2 °**
TE	[µrad]	112,5	97,1	82,3
P_{max}	[MPa]	936,8	935,9	928,7
S_H_Zębnik	[-]	1,159	1,160	1,055
S_H_Koło	[-]	1,014	1,014	1,017
LTE_Zębnik	[µrad]	161,3	143,3	138,7
LTE_Koło	[µrad]	64,5	57,3	55,5
Wymiar a	[mm]	20,5	22,0	20,5
Wymiar b		35,0	35,0	35,0
Wymiar c		19,5	21,4	20,7
Wymiar d		4,7	4,2	4,4
Wymiar e		2,6	3,0	3,0
Wymiar f		8,9	7,5	7,9

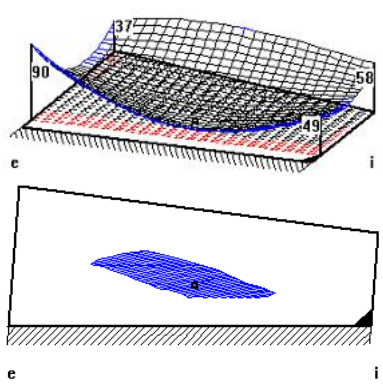
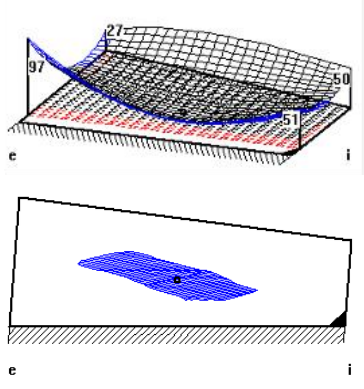
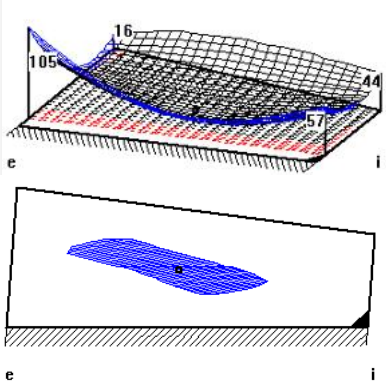
Zmiana skręcenia o ±0,2° zmienia wymiary śladu w niewielkim stopniu. Długość śladu (wymiar a) zmniejsza się w obu kierunkach o 1,5 mm, a jego wysokość (wymiar d) wzrasta o 0,5 mm przy d_v −0,2° i o 0,2 mm przy d_v +0,2°. Zmiany są niesymetryczne. Przy d_v −0,2° ślad zbliża się do wierzchołka zęba (wymiar e maleje z 3,0 do 2,6 mm), oddala od wewnętrznej krawędzi zęba (wymiar f wzrasta z 7,5 do 8,9 mm), a punkty pomiaru jego wysokości przesuwają się o 1,9 mm w kierunku zewnętrznej krawędzi (wymiar c). Przy d_v +0,2° zmiany te nie przekraczają 0,7 mm. Zwichrowanie oddziałuje przede wszystkim na ukośne ustawienie śladu, które wymiary wg DIN 3965 opisują jedynie pośrednio. Odchyłka kinematyczna bez obciążenia (TE) maleje ze 112,5 do 82,3 µrad wraz ze zmianą d_v z −0,2 do +0,2°, co przy d_v +0,2° oznacza spadek o 15,2%, a przy d_v −0,2° wzrost o 15,9%. Ten sam kierunek zmian występuje pod obciążeniem: LTE zębnika wzrasta o 12,6% przy d_v −0,2° (161,3 µrad) i maleje o 3,2% przy d_v +0,2° (138,7 µrad). Wartości LTE zębnika i koła różnią się ponownie stałym czynnikiem ok. 2,5. Nacisk maksymalny P_{max} pozostaje praktycznie niezmieniony (936,8, 935,9, 928,7 MPa), podobnie jak współczynnik bezpieczeństwa koła na naciski (1,014-1,017). Jedyną wyraźną zmianą wytrzymałościową jest spadek S_H zębnika przy d_v +0,2° z 1,160 do 1,055 (o 9,1%), który nie wynika ze wzrostu nacisku maksymalnego, ponieważ P_{max} w tym wariancie maleje. Spośród dotychczas analizowanych parametrów zwichrowanie jako jedyne obniża jednocześnie TE i LTE bez wzrostu P_{max} i bez spadku współczynników bezpieczeństwa poniżej jedności. Zmiana d_v w kierunku ujemnym pogarsza obie odchyłki kinematyczne, nie dając korzyści wytrzymałościowych. Wynika stąd sposób sterowania: zwichrowanie należy wykorzystywać do obniżenia odchyłki kinematycznej po ustaleniu HB i LB w granicach wyznaczonych kryteriami wytrzymałościowymi, a górną granicę d_v wyznacza S_H zębnika. Ze względu na niewielkie zmiany wymiarów wg DIN 3965 ocena zwichrowania wymaga analizy obrazu śladu oraz weryfikacji w LTCA pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H. Po każdej zmianie d_v należy ponadto sprawdzić, w zależności od obrabiarki i dobranych parametrów modyfikacji, parametry d_α, d_β i LB, na które realizacja zwichrowania może oddziaływać jako skutek uboczny.

Odchyłka kąta zarysu d_α [°]

Odchyłka kąta zarysu przesuwa ślad współpracy w kierunku profilowym, pomiędzy wierzchołkiem a podstawą zęba. Kierunek przemieszczenia dla danego znaku zależy od korygowanego boku (wklęsły, wypukły) oraz od elementu (zębnik, koło). Wrażliwość jest bardzo wysoka: zmiana rzędu setnych części stopnia przemieszcza ślad na całą wysokość profilu. Analogicznie działa przesunięcie montażowe H.

Na maszynie odchyłkę d_α wprowadza się przez kąt zarysu ostrza (flank angle), odległość montażową (mounting distance), pochylenie narzędzia (tilt), przełożenie odtaczania (ratio of roll) lub ruch śrubowy pierwszego rzędu. Korekta za pomocą mounting distance lub tilt wywołuje uboczne zmiany d_v i d_β. W metodzie Duplex tilt i ratio of roll dają ponadto odmienną reakcję na obu bokach. Położenie śladu zbyt blisko krawędzi lub podstawy prowadzi do obciążenia krawędziowego, wzrostu TE i uderzeniowego wzbudzenia drgań.

Tab. 5-11 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru d_α

d_α -0,1 °	d_α 0 °	d_α +0,1 °
		

Tab. 5-12 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru d_α

Parametr	**Jednostka**	d_α**-0,1 °**	d_α **0°**	d_α **+0,1 °**
TE	µrad]	110,6	97,1	85,9
P_{max}	[MPa]	967,7	935,9	948,3
S_H_Zębnik	[-]	1,122	1,160	1,068
S_H_Koło	[-]	0,981	1,014	1,069
LTE_Zębnik	[µrad]	176,2	143,3	138,9
LTE_Koło	[µrad]	70,5	57,3	55,5
Wymiar a		19,9	22,0	21,4
Wymiar b		35,0	35,0	35,0

Parametr	Jednostka	d_α-0,1 °	d_α 0°	d_α +0,1 °
Wymiar c	[mm]	19,0	21,4	20,3
Wymiar d		4,5	4,2	4,4
Wymiar e		2,6	3,0	3,4
Wymiar f		8,2	7,5	8,9

Zmiana odchyłki kąta zarysu o ±0,1° przemieszcza ślad na wysokości zęba. Odległość śladu od wierzchołka zęba (wymiar e) maleje z 3,0 do 2,6 mm przy d_α −0,1° i wzrasta do 3,4 mm przy d_α +0,1°, przy niemal stałej wysokości śladu (wymiar d w granicach 4,2-4,5 mm). Wymiar e jest jedynym wymiarem zmieniającym się przeciwnie w obu kierunkach i w równym stopniu (±0,4 mm), co jest zgodne z mechanizmem przesuwania śladu w kierunku profilowym. Pozostałe wymiary zmieniają się w obu kierunkach tak samo. Długość śladu (wymiar a) zmniejsza się o 2,1 mm przy d_α −0,1° i o 0,6 mm przy d_α +0,1°, punkty pomiaru jego wysokości przesuwają się w kierunku zewnętrznej krawędzi zęba (wymiar c maleje o 2,4 i 1,1 mm), a odległość końca śladu od wewnętrznej krawędzi zęba (wymiar f) wzrasta o 0,7 i 1,4 mm. Oznacza to, że zmiana d_α skraca ślad od strony wewnętrznej krawędzi zęba niezależnie od znaku zmiany. Odchyłka kinematyczna bez obciążenia (TE) maleje ze 110,6 do 85,9 µrad wraz ze zmianą d_α z −0,1 do +0,1°, co przy d_α −0,1° oznacza wzrost o 13,9%, a przy d_α +0,1° spadek o 11,5%. Zmiany te są porównywalne z uzyskanymi dla zwichrowania przy dwukrotnie większej zmianie d_v. Pod obciążeniem różnica między kierunkami jest wyraźniejsza: LTE zębnika wzrasta o 23,0% przy d_α −0,1° (176,2 µrad) i maleje o 3,1% przy d_α +0,1° (138,9 µrad), co stanowi największą wrażliwość LTE spośród dotychczas analizowanych parametrów. Wartości LTE zębnika i koła różnią się ponownie stałym czynnikiem ok. 2,5. Nacisk maksymalny P_{max} osiąga minimum dla d_α 0° i wzrasta o 3,4% przy d_α −0,1° oraz o 1,3% przy d_α +0,1°. Współczynniki bezpieczeństwa na naciski zmieniają się w przeciwnych kierunkach dla obu elementów przekładni: przy d_α +0,1° S_H koła wzrasta z 1,014 do 1,069 (o 5,4%), a S_H zębnika maleje z 1,160 do 1,068 (o 7,9%). Przy d_α −0,1° oba współczynniki maleją, a S_H koła spada poniżej jedności (0,981). Zmiana d_α w kierunku ujemnym pogarsza zatem wszystkie analizowane wskaźniki. Zmiana w kierunku dodatnim obniża TE i LTE oraz przenosi zapas wytrzymałości ze zębnika na koło. Wynika stąd sposób sterowania: d_α może służyć do wyrównania

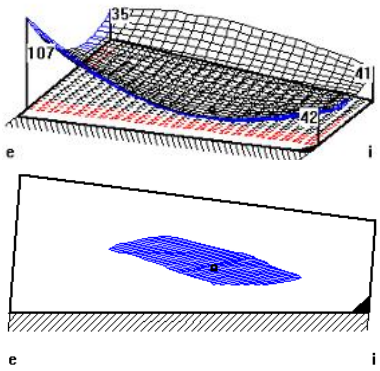
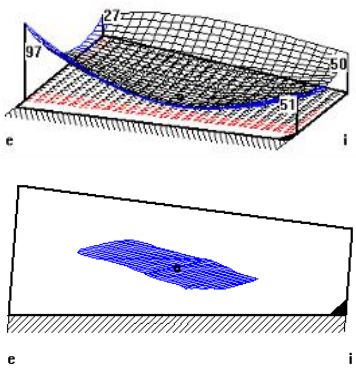
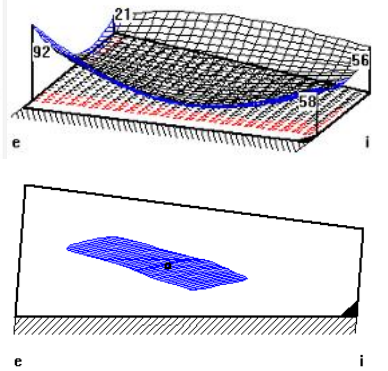
współczynników bezpieczeństwa zębnika i koła, co ma znaczenie, wobec tego, że przy zmianach HB i LB elementem ograniczającym było najczęściej koło, przy czym górną granicę d_α wyznacza S_H zębnika. Ze względu na wysoką wrażliwość LTE zmianę d_α należy wprowadzać małymi krokami i każdorazowo weryfikować w LTCA pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H. Po każdej zmianie d_α należy ponadto sprawdzić, w zależności od obrabiarki i dobranych parametrów modyfikacji, parametry d_β i d_v, na które realizacja d_α może oddziaływać jako skutek uboczny.

Odchyłka kąta linii zębów d_β [°]

Odchyłka kąta linii zębów przesuwa ślad w kierunku wzdłużnym, pomiędzy krawędzią wewnętrzną a zewnętrzną zęba i stanowi główny parametr służący do wyśrodkowania śladu. Dla zębnika o linii pochylonej w lewą stronę i koła o linii pochylonej w prawą stronę po stronie czynnej ujemna wartość d_β przesuwa ślad ku wewnętrznej krawędzi, a dodatnia ku zewnętrznej, po stronie biernej zależność jest odwrotna. Zmiana rzędu kilkudziesięciu tysięcznych stopnia przemieszcza ślad w pełnym zakresie. Analogicznie działa przesunięcie hipoidalne V.

Odchyłkę d_β reguluje się przez odległość promieniową (radial distance), kąt ΓM oraz tilt & swivel. Wywołuje to uboczne zmiany d_v, d_α i LB. W metodach dwustronnych korekta modyfikuje oba boki w przeciwnych kierunkach.

Tab. 5-13 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru d_β

d_β -0,02 °	d_β 0 °	d_β +0,02 °
		

Tab. 5-14 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru d_β

Parametr	**Jednostka**	d_β **-0,02 °**	d_β **0 °**	d_β **+0,02 °**
TE	µrad]	118,0	97,1	79,7
P_{max}	[MPa]	971,3	935,9	912,4
S_H_Zębnik	[-]	1,113	1,160	1,067
S_H_Koło	[-]	0,966	1,014	1,041
LTE_Zębnik	[µrad]	150,7	143,3	152,1
LTE_Koło	[µrad]	60,3	57,3	60,8
Wymiar a	[mm]	20,4	22,0	20,7
Wymiar b		35,0	35,0	35,0
Wymiar c		21,3	21,4	19,6
Wymiar d		4,6	4,2	4,3
Wymiar e		3,1	3,0	2,9
Wymiar f		5,9	7,5	10,3

Zmiana odchyłki kąta spirali o ±0,02° przemieszcza ślad wzdłuż zęba. Odległość końca śladu od wewnętrznej krawędzi zęba (wymiar f) maleje z 7,5 do 5,9 mm przy d_β −0,02° i wzrasta do 10,3 mm przy d_β +0,02°. Jest to jedyny wymiar zmieniający się przeciwnie w obu kierunkach, co jest zgodne z mechanizmem przesuwania śladu w kierunku wzdłużnym. Przemieszczenie jest niesymetryczne: przy d_β +0,2° ślad oddala się od wewnętrznej krawędzi o 2,8 mm, a punkty pomiaru jego wysokości przesuwają się o 1,8 mm w kierunku zewnętrznej krawędzi zęba (wymiar c). Przy d_β −0,02° ślad zbliża się do wewnętrznej krawędzi o 1,6 mm przy niemal niezmienionym wymiarze c (21,3 mm). Długość śladu (wymiar a) zmniejsza się w obu kierunkach o 1,6 i 1,3 mm. Odległość śladu od wierzchołka (wymiar e) zmienia się o ±0,1 mm, co potwierdza, że d_β nie steruje śladem na wysokości zęba. Odchyłka kinematyczna bez obciążenia (TE) maleje ze 118,0 do 79,7 µrad wraz ze zmianą d_β z −0,02 do +0,02°, co przy d_β −0,02° oznacza wzrost o 21,5%, a przy d_β +0,02° spadek o 17,9%. Zmiany TE są większe niż w przypadku d_α przy pięciokrotnie mniejszej zmianie parametru. Pod obciążeniem kierunek zmian jest inny: LTE osiąga minimum dla d_β 0° (143,3 µrad dla zębnika) i wzrasta w obu kierunkach, o 5,2% przy d_β −0,02° i o 6,1% przy d_β +0,02°. Wartości LTE zębnika i koła różnią się ponownie stałym czynnikiem ok. 2,5. Nacisk maksymalny P_{max} maleje z 971,3 do 912,4 MPa wraz ze zmianą d_β z −0,02 do +0,02°, co oznacza wzrost o 3,8% przy d_β −0,02° i spadek o 2,5% przy d_β +0,02°. Współczynnik bezpieczeństwa koła na naciski zmienia się zgodnie z P_{max}: maleje do

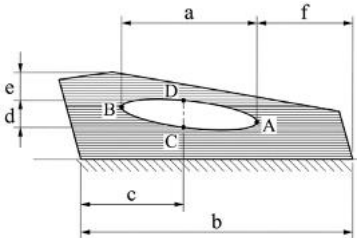
0,966 przy d_β −0,02°, spadając poniżej jedności, i wzrasta do 1,041 (o 2,7%) przy d_β +0,02°. Współczynnik bezpieczeństwa zębnika maleje natomiast w obu kierunkach, o 4,1 i 8,0%. Zmiana d_β w kierunku ujemnym pogarsza zatem wszystkie analizowane wskaźniki i zbliża ślad do wewnętrznej krawędzi zęba. Zmiana w kierunku dodatnim obniża TE i P_{max} oraz przenosi zapas wytrzymałości ze zębnika na koło, podobnie jak w przypadku d_α, lecz kosztem wzrostu LTE. Wynika stąd sposób sterowania: d_β jest parametrem służącym do ustalenia położenia śladu wzdłuż zęba, a jego optimum z uwagi na LTE przypada na położenie wyjściowe. Dlatego TE nie powinna być kryterium doboru d_β, podobnie jak w przypadku HB i LB. Ze względu na bardzo wysoką wrażliwość, gdzie zmiana o 0,02° przesuwa koniec śladu o 2,8 mm, korekty d_β należy wprowadzać krokami rzędu tysięcznych części stopnia, kontrolując odległość śladu od wewnętrznej i zewnętrznej krawędzi zęba. Każdą zmianę należy weryfikować w LTCA pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H. Po każdej zmianie d_β należy ponadto sprawdzić, w zależności od obrabiarki i dobranych parametrów modyfikacji, parametry d_α, d_v i LB, na które realizacja d_β może oddziaływać jako skutek uboczny.

Podsumowanie

Przeprowadzona analiza pozwala przypisać każdemu parametrów topografii wymiar śladu współpracy, którym bezpośrednio steruje, co przedstawiono w Tab. 5- 15.

Tab. 5-15 Wpływ parametrów topografii wraz z wymiarami sterującymi

Parametr	adterujacy	Zmiana wymiaru	Zmiana TE
HB	d	0,065 mm/µm	0,39 µrad/µm
LB	e	0,48 mm/µm	2,81 µrad/µm
d_v	-	-	0,76 µrad/0,01°
d_α	e	0,04 mm/0,01°	1,24 µrad/0,01°
d_β	F	1,10 mm/0,01°	9,6 µrad/0,01°

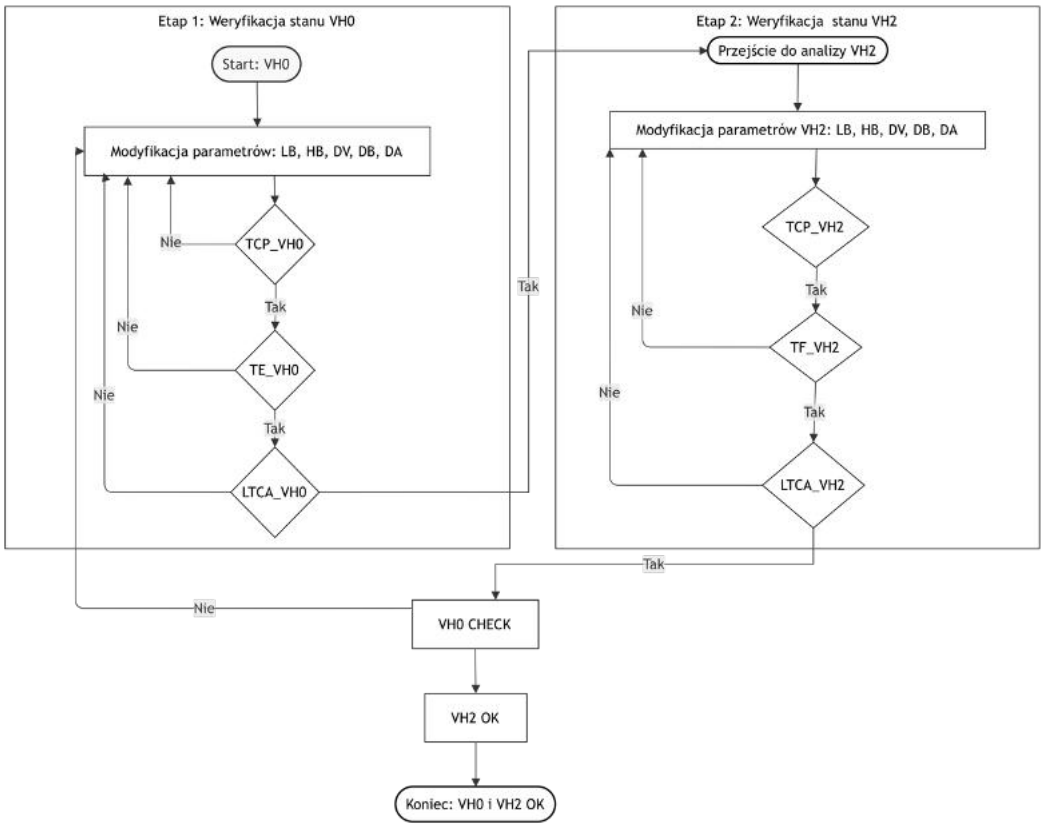


Rys. 5-5 Wymiary śladu współpracy wg DIN 3965

Współczynnik HB decyduje o wysokości śladu (wymiar d), LB o jego długości (wymiar a), d_α o odległości od wierzchołka zęba (wymiar e), a d_β o położeniu wzdłuż zęba (wymiar f). Skręcenie d_v zmienia wymiary wg DIN 3965 w niewielkim stopniu, ponieważ oddziałuje przede wszystkim na ukośne ustawienie śladu. Najwyższą wrażliwość jednostkową wykazuje d_β: zmiana o 0,01° przesuwa koniec śladu o 1,1 mm i zmienia TE o 9,6 µrad. Spośród parametrów wyrażanych w mikrometrach LB wpływa na TE ok. siedmiokrotnie silniej niż HB. We wszystkich wariantach odchyłka kinematyczna bez obciążenia (TE) okazała się niemiarodajna jako kryterium doboru. Dla HB, LB i d_β jej zmiany nie przenoszą się na LTE lub mają przeciwny kierunek, a największa zmiana TE (−35,5% dla LB −10 µm) odpowiada zmianie LTE o zaledwie 4,3%. Elementem ograniczającym jest przeważnie, koło którego współczynnik S_H spadł poniżej jedności w czterech z dziesięciu wariantów, wobec jednego wariantu dla zębnika (LB −10 µm). Zmiany d_α i d_β w kierunku dodatnim przenoszą zapas wytrzymałości ze zębnika na koło, natomiast zmiany w kierunku ujemnym pogarszają wszystkie analizowane wskaźniki. Wyniki wyznaczają kolejność sterowania topografią. W pierwszej kolejności należy ustalić HB i LB w granicach wyznaczonych współczynnikami bezpieczeństwa obu elementów przekładni i naciskiem maksymalnym, przy czym dla LB granica dolna wynika z S_H zębnika, a górna z S_H koła. Następnie d_α i d_v służą do obniżenia odchyłki kinematycznej pod

obciążeniem. Są to jedyne parametry, które przy zmianie dodatniej (d_α +0,1°, d_v +0,2°) obniżyły jednocześnie TE i LTE bez spadku współczynników bezpieczeństwa poniżej jedności, a d_α pozwala dodatkowo wyrównać zapas wytrzymałości zębnika i koła. Na końcu d_β ustala położenie śladu wzdłuż zęba, ze względu na minimum LTE w położeniu wyjściowym i bardzo wysoką wrażliwość korekty d_β należy wprowadzać krokami rzędu tysięcznych części stopnia. Każda zmiana wymaga weryfikacji w LTCA pod nominalnym obciążeniem i przy przemieszczeniach V-H. Należy też kontrolować skutki uboczne, które w zależności od obrabiarki i dobranych parametrów modyfikacji mogą obejmować pozostałe parametry topografii.

W ramach realizacji pracy opracowano algorytm przedstawiony na Rys. 5-16., wg którego postępowania w trakcie opracowywania parametrów topografii spełniającej stawiane jej założenia dla położenia nominalnego (VH0) oraz położenia z uwzględnieniem odchyłek montażowych (VH2). Proces rozpoczyna się od oceny śladu współpracy oraz dostosowania wskaźników w proponowanej kolejności LB, HB, d_v, d_β, d_α z uwzględnieniem ich wpływu u czułości zgodnie z przedstawionymi wcześniej wnioskami. Kolejno przechodzi się do weryfikacji odchyłki kinematycznej w postaci nieobciążone (TE_VH0) jeśli wymaga ona korekcji ponownie poprawia się parametry natomiast jeśli jest ona akceptowalna przechodzi się do analizy kontaktu zazębienia z założonym obciążeniem (LTCA_VH0). W przypadku braku spełnienia któregokolwiek ze wskaźników, znów następuje modyfikacja parametrów topografii, w przypadku akceptowalnych wyników przechodzi się do weryfikacji stanu topografii w pozycji przyjętej zgodnie z odchyłkami montażowymi (VH2) gdzie proces przeprowadza się aż do momentu otrzymania akceptowalnych wyników dla obydwu pozycji.



Rys. 5-6 Algorytm akceptacji otrzymanych wyników topografii wraz z przebiegiem postępowania

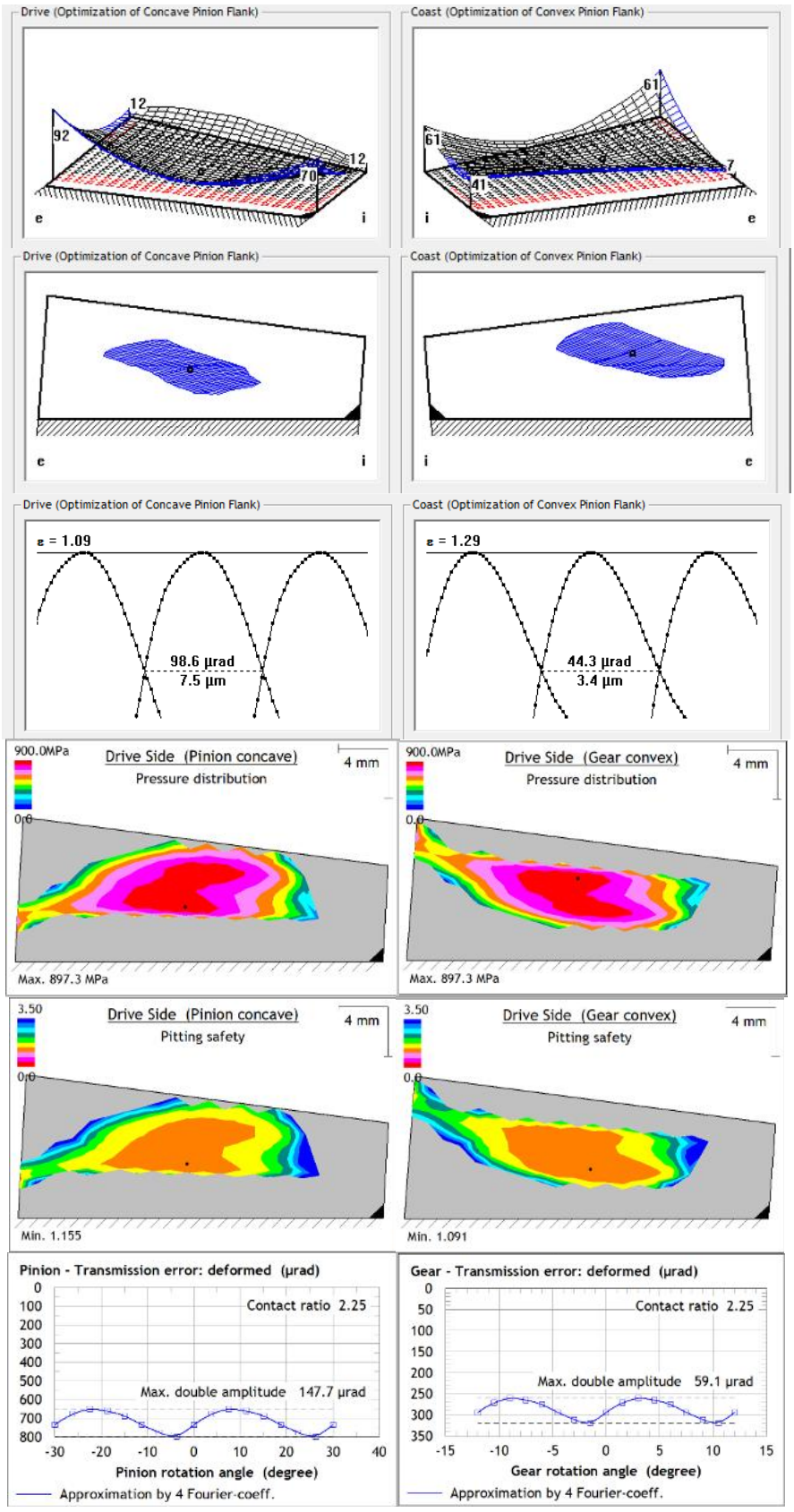
5.2.2 Wpływ średnicy ściernicy - metoda 5-Cut, kąt osi 90°

W celu określenia wpływu średnicy ściernicy na możliwą do uzyskania geometrię i topografię uzębienia porównano trzy warianty przekładni o kącie osi Σ = 90°, przeznaczonej do wykonania metodą 5-Cut. Przy zachowaniu pozostałych warunków projektowych i technologicznych na stałym poziomie zmieniano nominalną średnicę ściernicy w zakresie od 4,5 do 5,5 cala. Wariant ze ściernicą o średnicy 5 cali przyjęto jako konfigurację odniesienia.

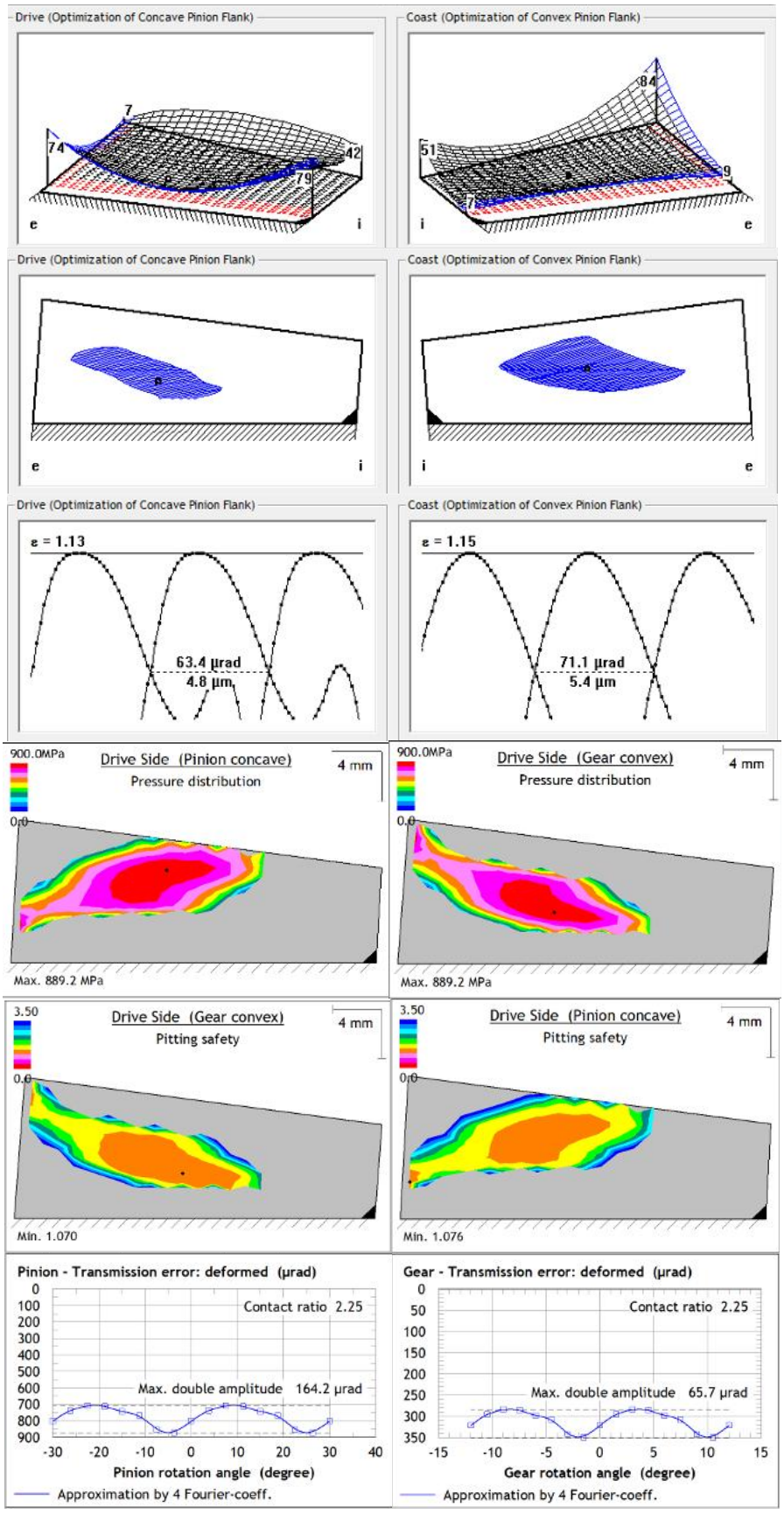
Tab. 5-16 Warianty wykonywane metodą 5-CUT o kącie współpracy 90º

Wariant	**Σ**	**Metoda**	**Średnica ściernicy**
W1	90º	5-CUT	4,5”
W2	90º	5-CUT	5,0”
W3	90º	5-CUT	5,5”

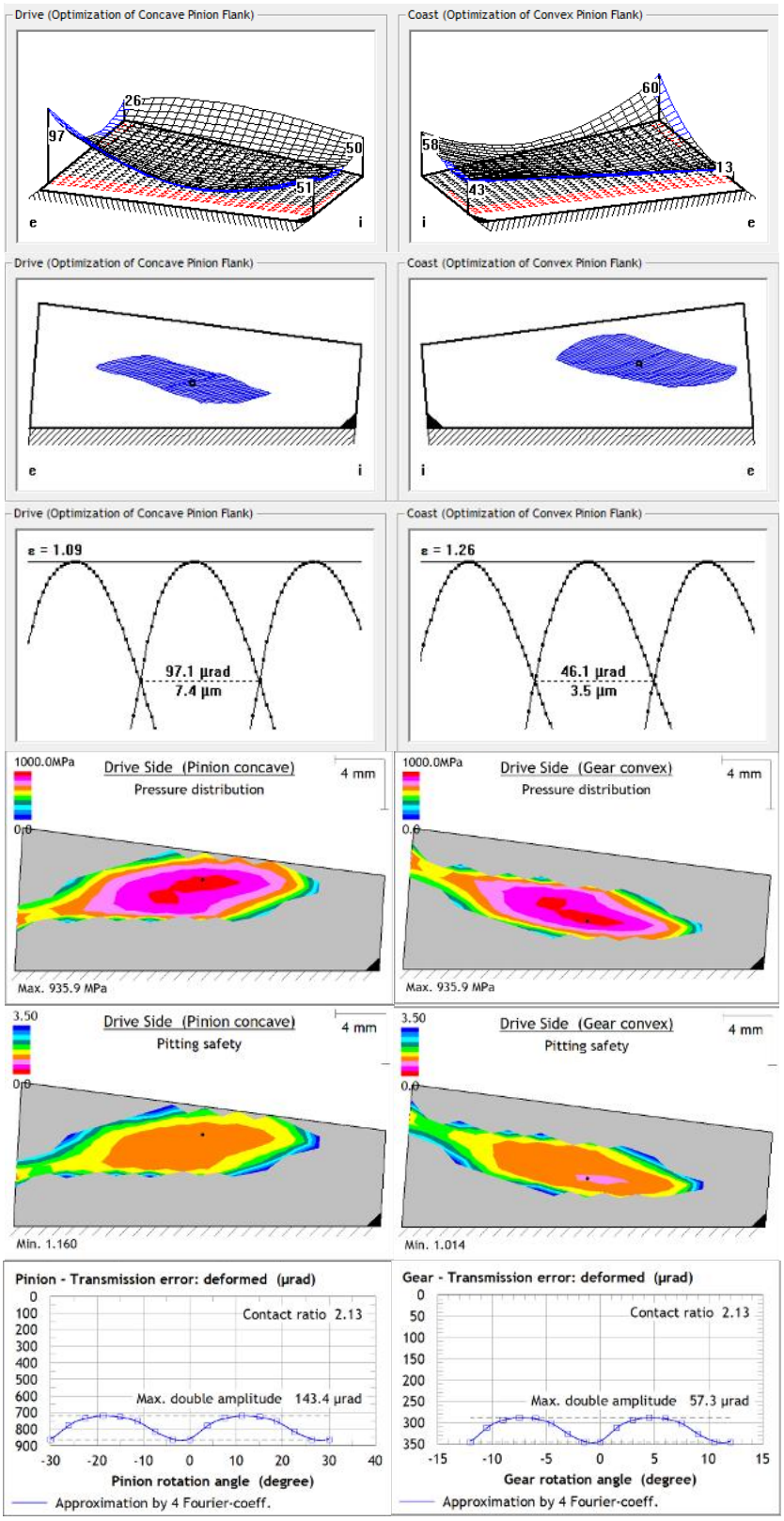
Tab. 5-17 Położenie nominalne W1 - ściernica d_w=4,5"



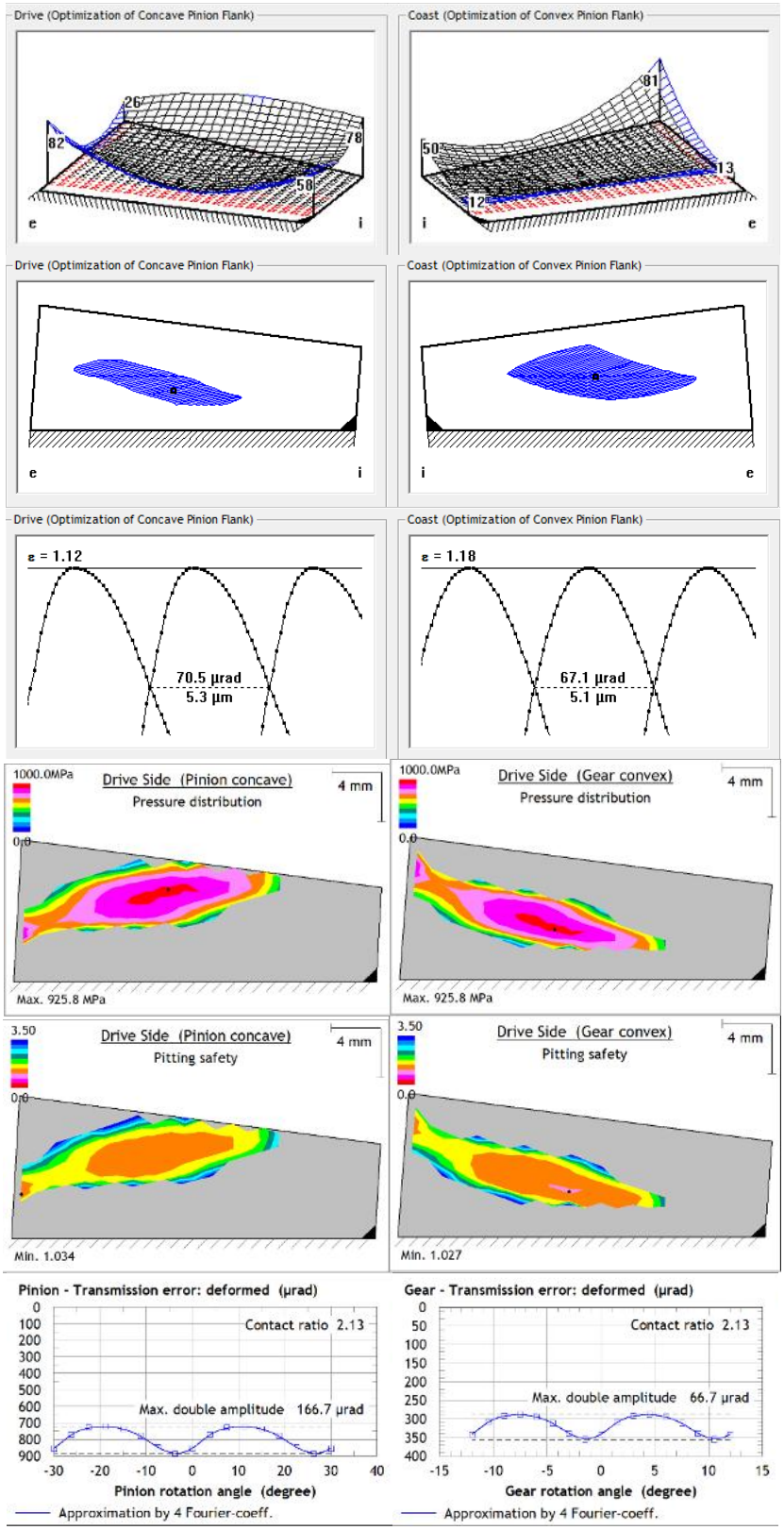
Tab. 5-18 Położenie VH2 W1 - ściernica d_w=4,5"



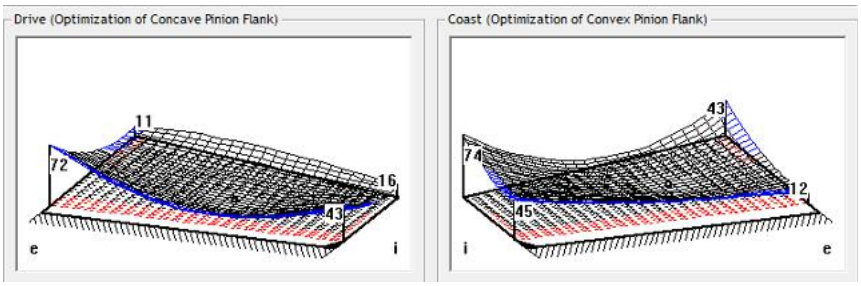
Tab. 5-19 Położenie nominalne W2 - ściernica d_w=5”

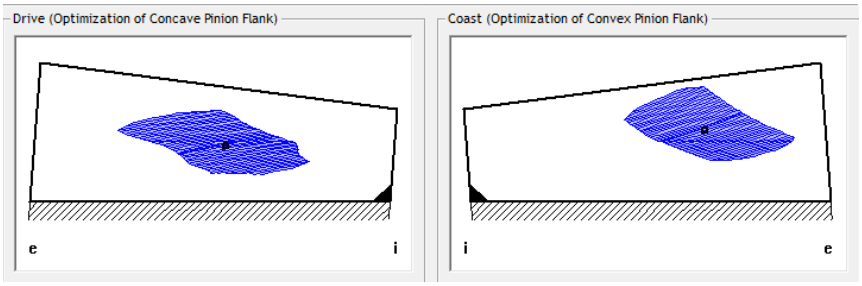


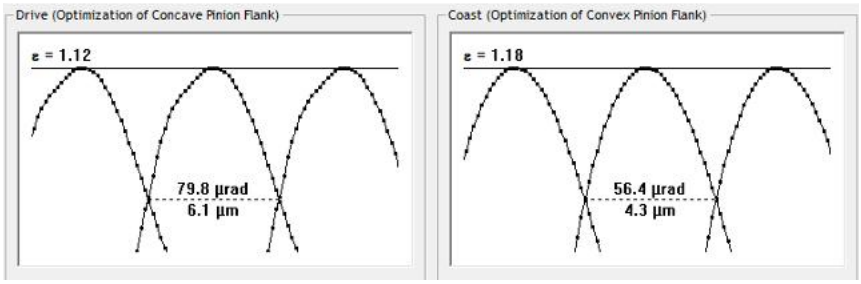
Tab. 5-20 Położenie VH2 W2 - ściernica d_w=5"

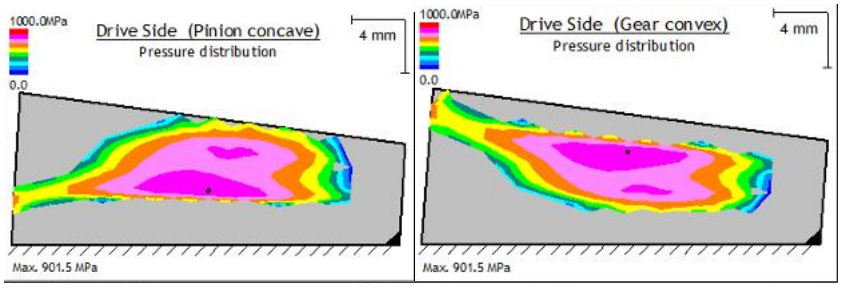


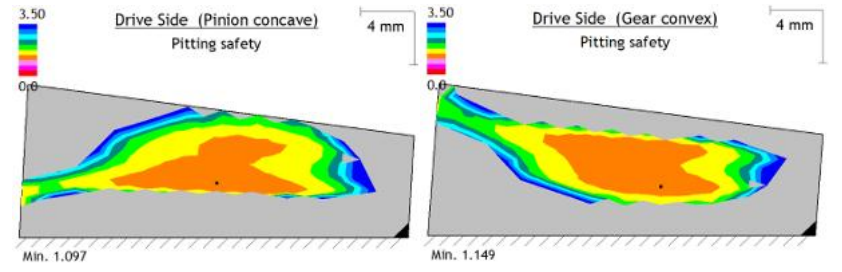
Tab. 5-21 Położenie nominalne W3 - ściernica d_w=5,5"

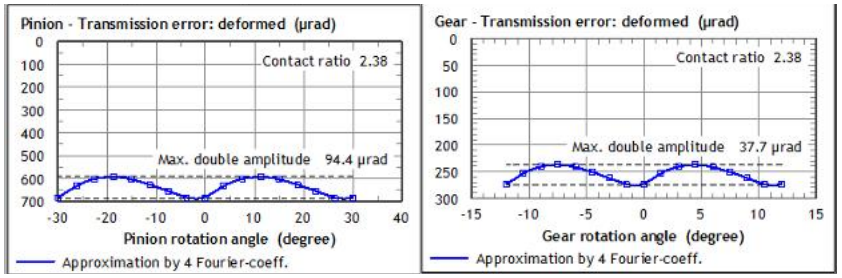




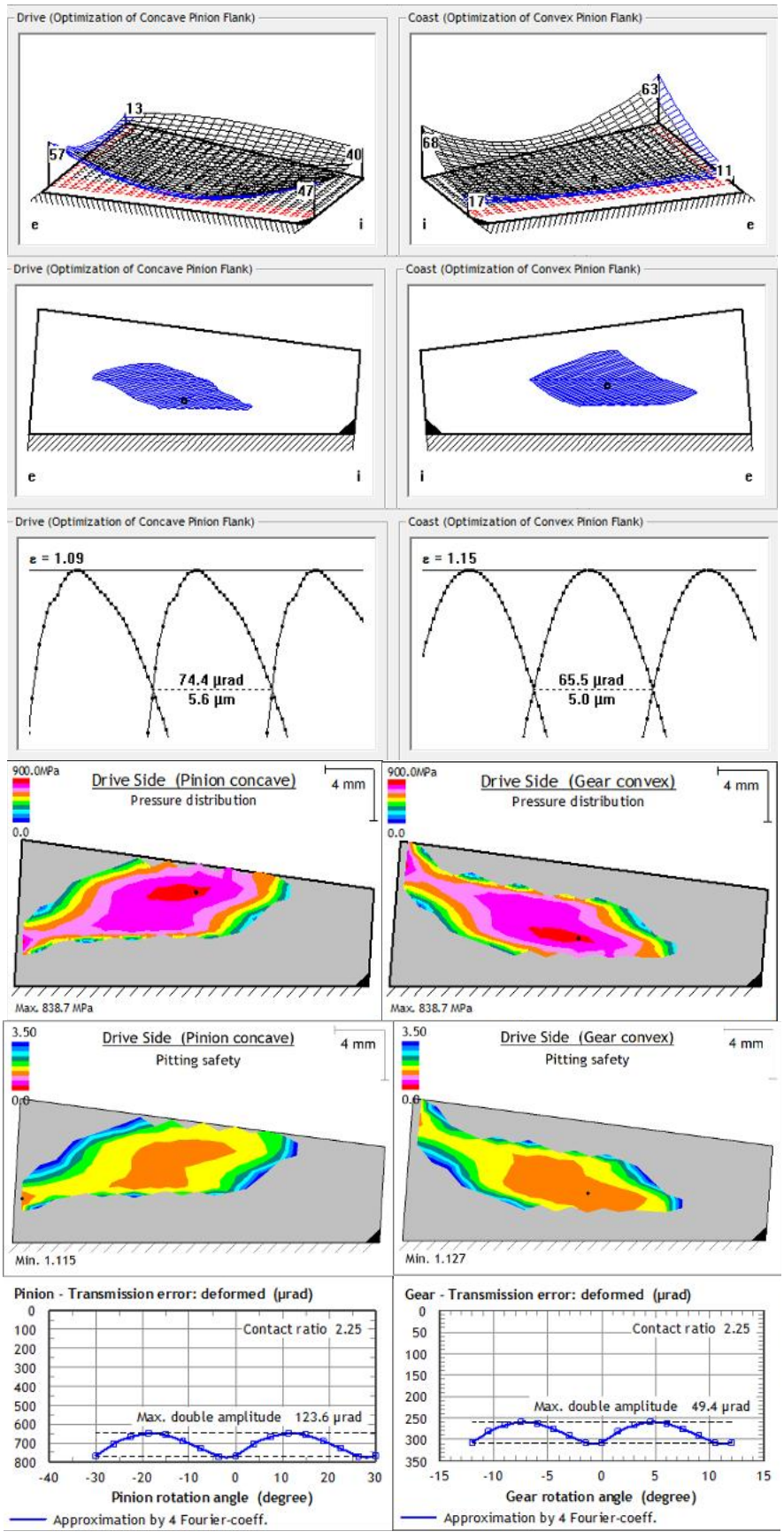




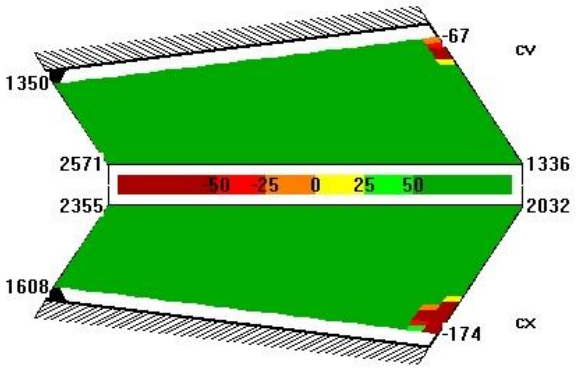




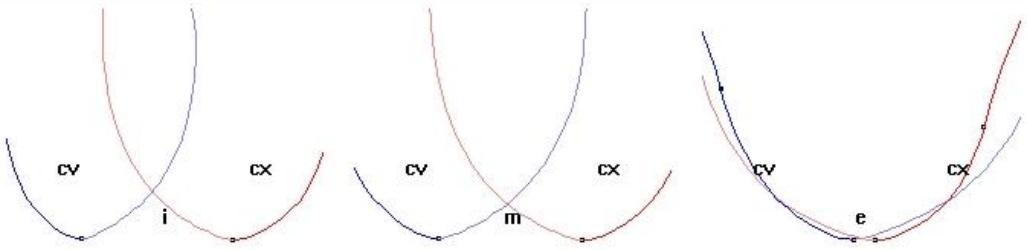
Tab. 5-22 Położenie VH2 W3 - ściernica d_w=5,5"



W przypadku ściernicy o średnicy 4,5”, następuje wzajemna kolizja powierzchni nieobrabiających z przeciwległym bokiem zębnika, koło szlifujące stronę wypukłą szlifuje również krawędź zewnętrzną strony wklęsłej na głębokość -67 µm a koło szlifujące stronę wklęsłą szlifuje również krawędź zewnętrzną strony wypukłej na głębokość -174 µm .



Rys. 5-7 Kolizja ściernic 4,5” z przedmiotem obrabianym metodą 5-CUT



Rys. 5-8 Zarys przebiegu ściernic 4,5"

Na Rys. 5.7 i 5-8 przedstawiono zarys ściernic strony wklęsłej cv oraz wypukłej cx odpowiednio w trakcie przejazdu od wewnętrznej strony wrębu (i-inner), środkowej (m- mid) oraz zewnętrznej (o-outer) gdzie zauważalna jest kolizja.

Tab. 5-23 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu

Wariant	$d_{ß}$ [°]	d_{α} [°]	***LB*** **[µm]**	***HB*** **[µm]**	d_{v} [°]
90 5-CUT 4,5" Drive	0,0020	0,0480	15,8	21,3	0,1415
90 5-CUT 4,5" Coast	-0,0573	0,0149	26,8	15,9	-0,2718
90 5-CUT 5,0" Drive	0,0156	-0,1234	15,8	31,0	0,5111
90 5-CUT 5,0" Coast	-0,0578	0,0179	26,2	16,8	-0,2722
90 5-CUT 5,5" Drive	-0,0108	0,0323	15,3	15,5	0,1848
90 5-CUT 5,5" Coast	-0,0708	-0,0258	31,8	10,4	-0,0071

W analizowanej grupie przekładni o kącie osi 90°, projektowanych do wykonania metodą 5-Cut, zmiana średnicy ściernicy wymagała zróżnicowanego doboru modyfikacji powierzchni, szczególnie beczułkowania profilowego, nachylenia i skręcenia. Nie stwierdzono monotonicznej zależności parametrów topografii od średnicy narzędzia. Pomimo zachowania zlokalizowanego kontaktu uzyskano wyraźne różnice właściwości pod obciążeniem. Wariant 5,5″ charakteryzował się najniższą odchyłką kinematyczną w obu analizowanych położeniach oraz najniższymi maksymalnymi naciskami w położeniu VH2. Zmiana położenia zwiększała obciążone odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów, przy czym największy wzrost względny wystąpił dla 5,5″, bez utraty jego przewagi w wartościach bezwzględnych. Wariant 4,5″ ograniczała kolizja narzędzia z przeciwległym bokiem zębnika, wykluczająca jego realizację w przyjętej konfiguracji. Wyniki wskazują, że średnicę narzędzia należy oceniać łącznie z osiągalnymi modyfikacjami, wykonalnością oraz zachowaniem przekładni w obu położeniach. Wybór 5″ jako konfiguracji odniesienia nie oznacza jej przewagi funkcjonalnej nad wariantem 5,5″.

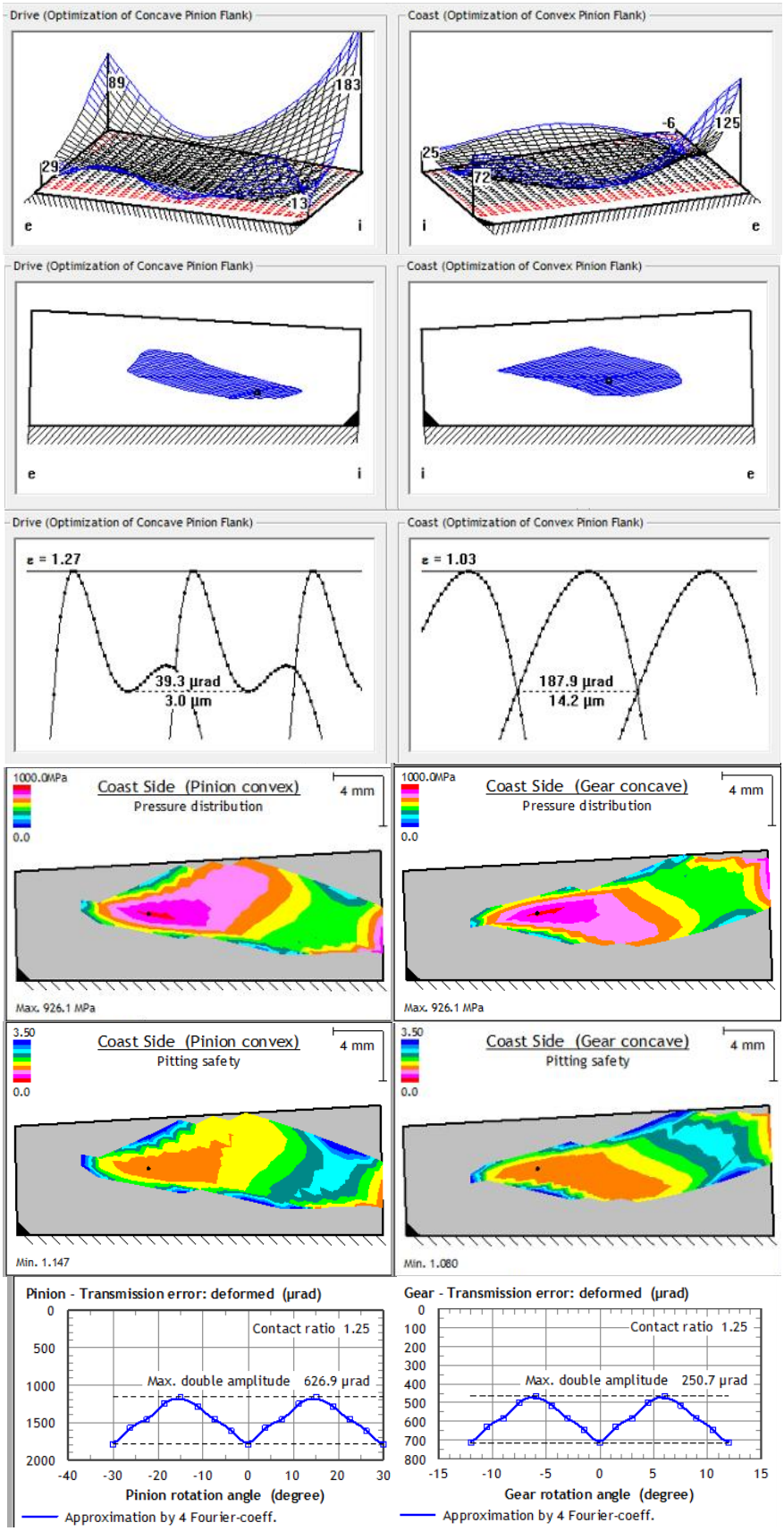
Wpływ średnicy ściernicy - metoda Duplex, kąt osi 90°

Analogicznie jak w powyższym punkcie poddano analizie warianty zestawione w tabeli 5.24.

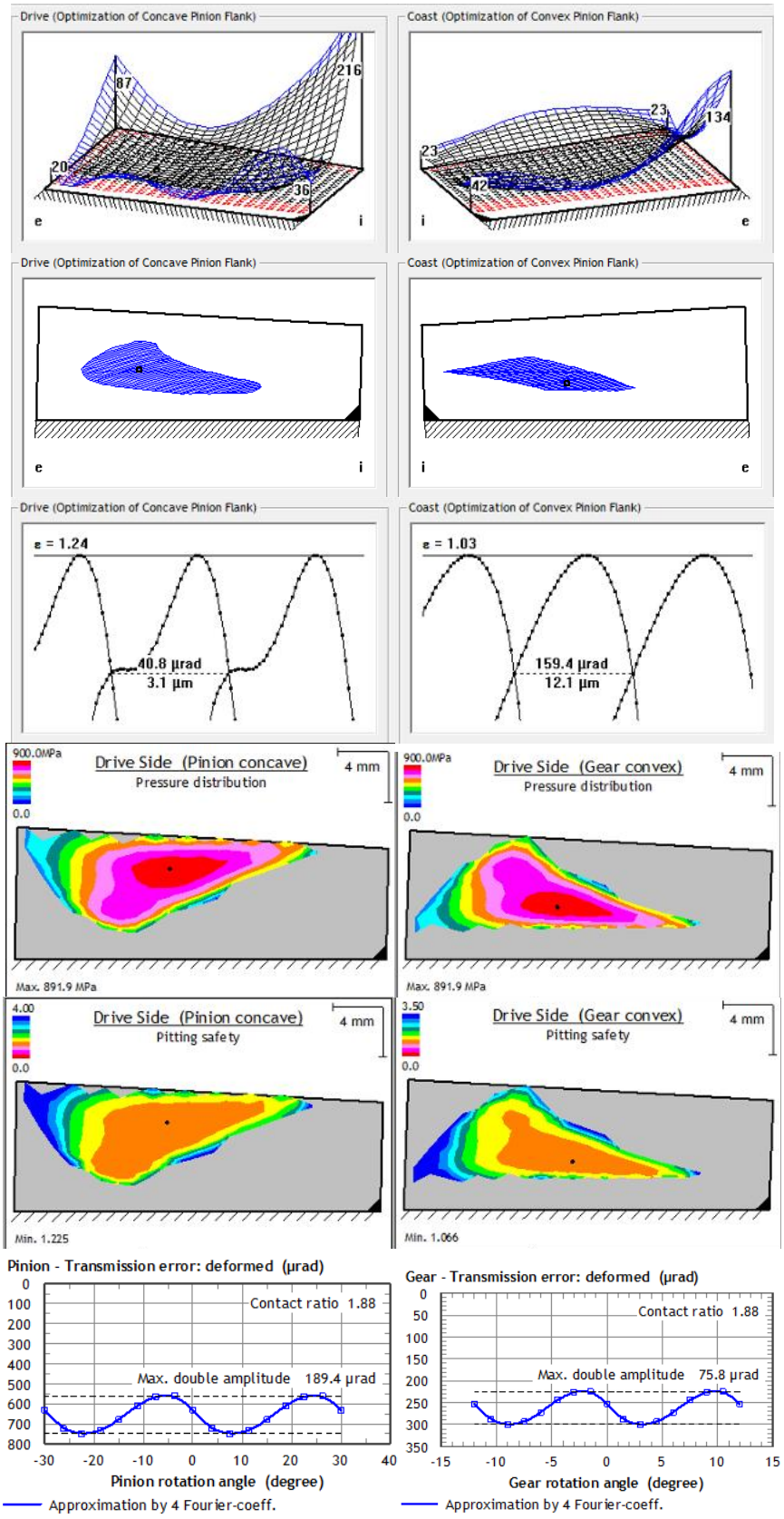
Tab. 5-24 Warianty wykonywane metodą DUPLEX o kącie współpracy 90º

Wariant	Σ	Metoda	Średnica ściernicy
W7	90º	DUPLEX	4,5”
W8	90º	DUPLEX	5,0”
W9	90º	DUPLEX	5,5”

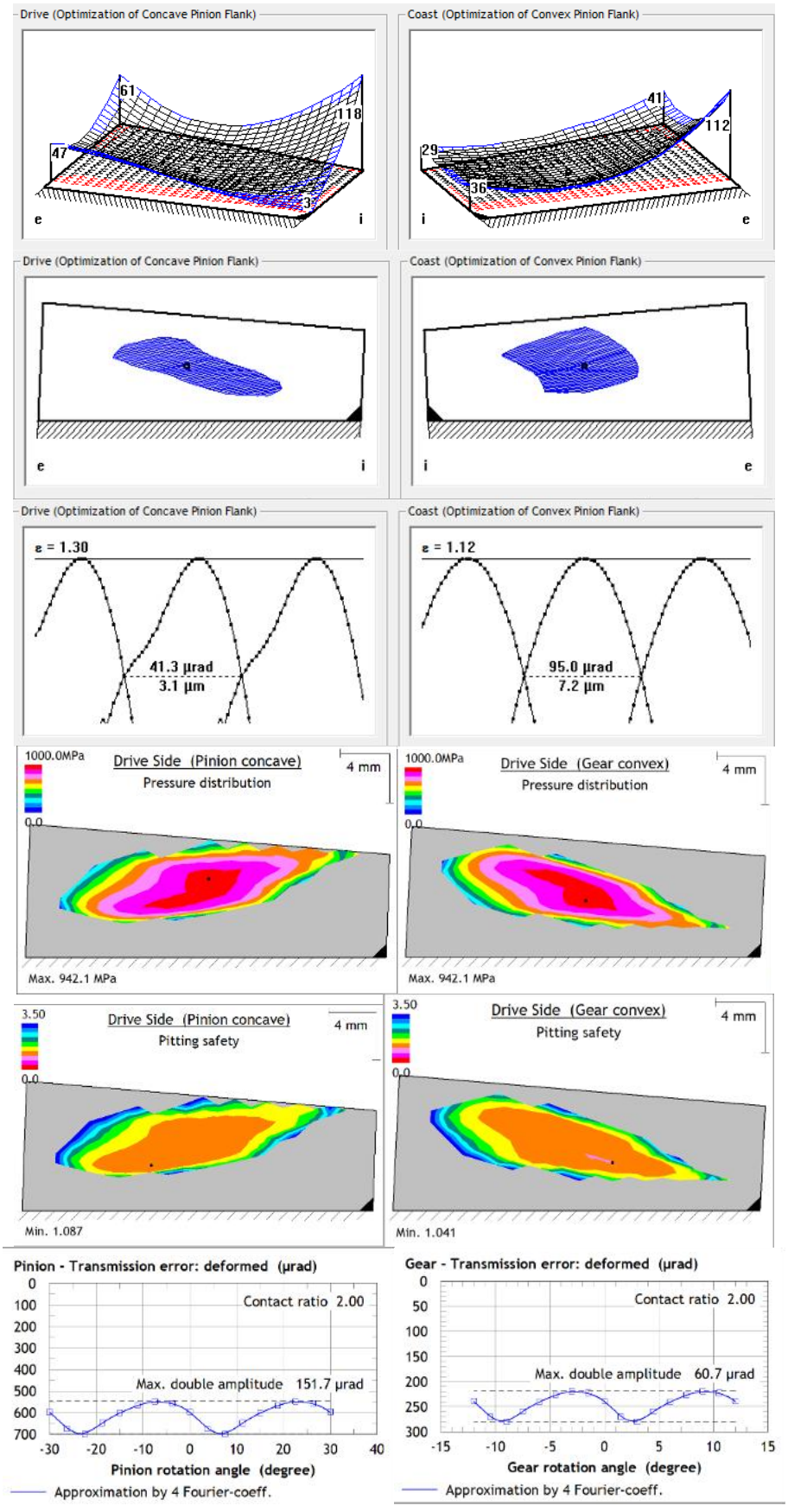
Tab. 5-25 Położenie nominalne W7 - ściernica d_w=4,5"



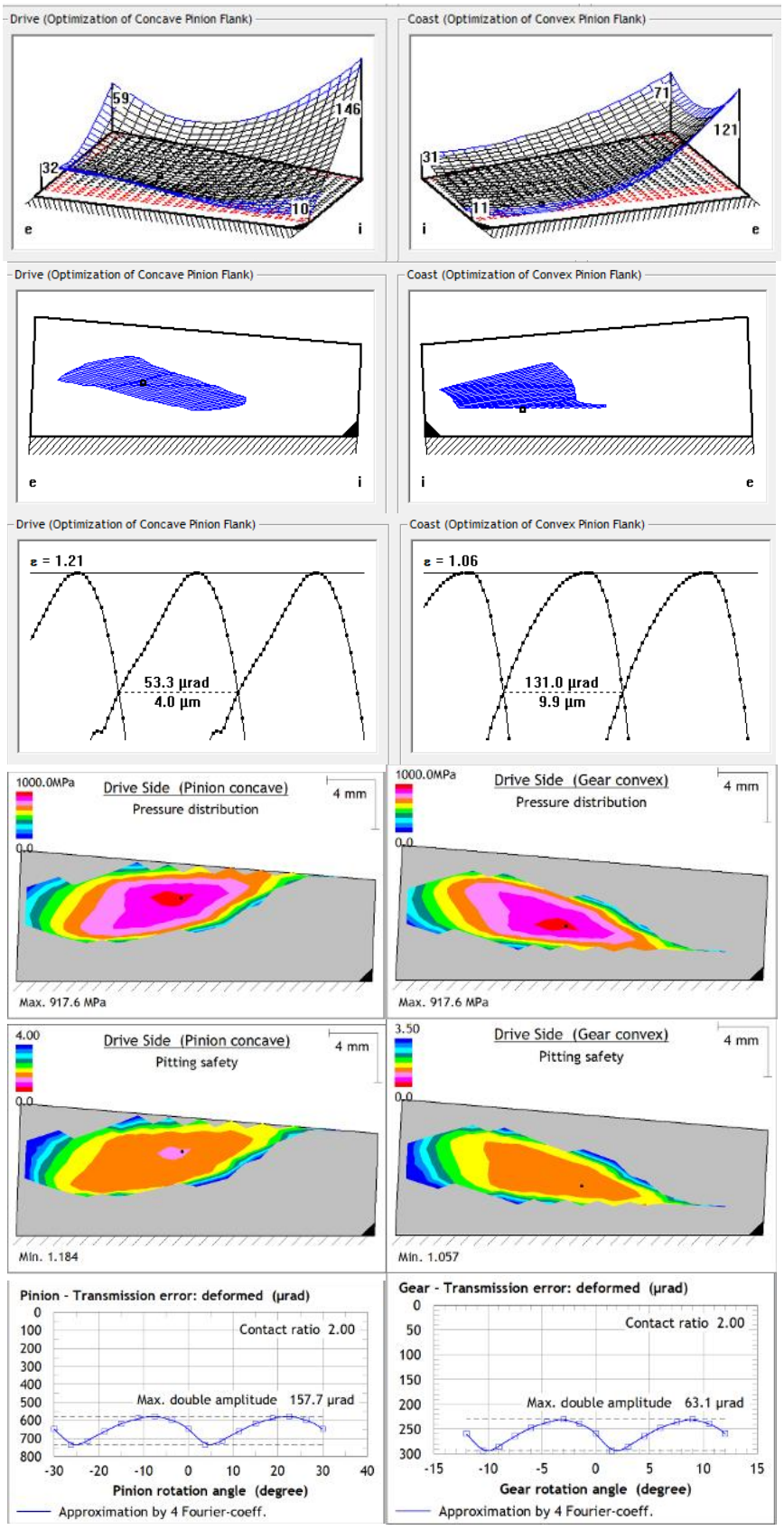
Tab. 5-26 Położenie VH2 W7- ściernica d_w=4,5"



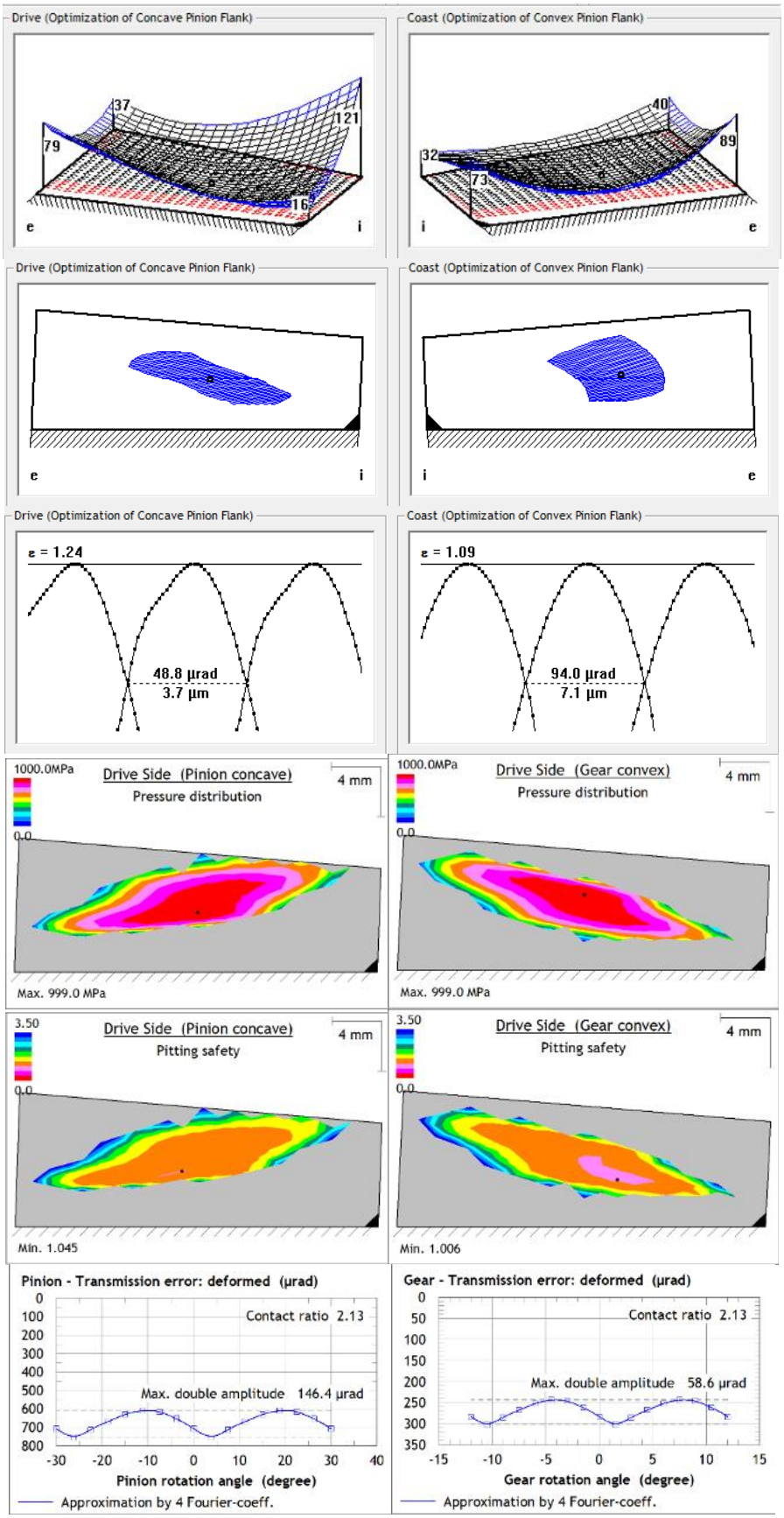
Tab. 5-27 Położenie nominalne W8 - śćiernica d_w=5"



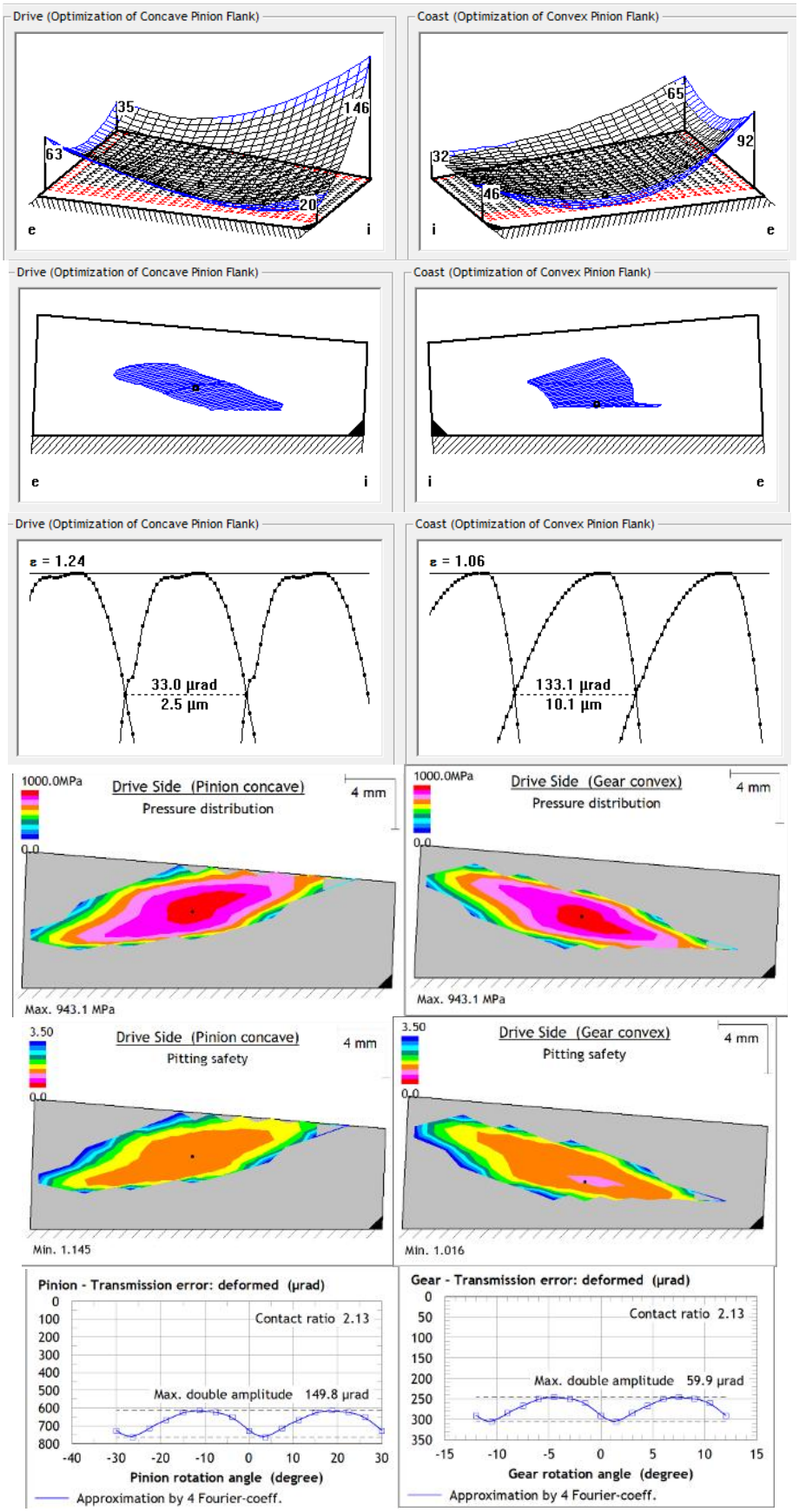
Tab. 5-28 Położenie VH2 W8 - ściernica d_w=5"



Tab. 5-29 Położenie nominalne W9 - ściernica d_w=5,5"



Tab. 5-30 Położenie VH2 W9 - ściernica d_w=5,5"



W analizowanej grupie przekładni Duplex o kącie osi 90° zmiana średnicy ściernicy wpływała na przestrzenny rozkład separacji powierzchni oraz proporcje śladu współpracy, prowadząc do odmiennej odpowiedzi funkcjonalnej stron Drive i Coast. Zwiększenie średnicy z 4,5″ do 5,0″ wyraźnie zmniejszyło nominalną odchyłkę kinematyczną bez obciążenia strony Coast, natomiast dalszy wzrost średnicy przyniósł ograniczoną poprawę tego wskaźnika. Porównywalne wyniki LTCA wykazały, że niższemu TE dla większej średnicy towarzyszyły wyższe naciski maksymalne i mniejsze minimum bezpieczeństwa przeciwpittingowego. Przejście do położenia VH2 zmieniało położenie i kształt kontaktu, lecz dla wariantów 5,0″ i 5,5″ powodowało jedynie niewielki wzrost TE pod obciążeniem, przy jednoczesnym obniżeniu nacisków. Wyniki wskazują na konieczność łącznej oceny kinematyki, obciążenia powierzchni i wrażliwości kontaktu na położenie. Nie uzasadniają przyjęcia największej średnicy jako rozwiązania jednoznacznie najkorzystniejszego ani wykluczenia któregokolwiek wariantu z przyczyn technologicznych.

Tab. 5-31 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu

Wariant	$d_{ß}$ [°]	d_{α} [°]	LB [µm]	HB [µm]	d_{v} [°]
90 DUPLEX 4,5" Drive	0,0426	-0,3179	50,5	12,8	0,9144
90 DUPLEX 4,5" Coast	-0,0232	0,0756	11,6	28,2	0,4909
90 DUPLEX 5,0" Drive	0,0324	-0,2602	38,1	21,5	0,4021
90 DUPLEX 5,0" Coast	0,0393	0,1271	62,5	17,4	-0,2575
90 DUPLEX 5,5" Drive	-0,0087	0,0277	15,2	14,9	0,1987
90 DUPLEX 5,5" Coast	-0,0707	-0,0256	31,9	10,2	-0,0070

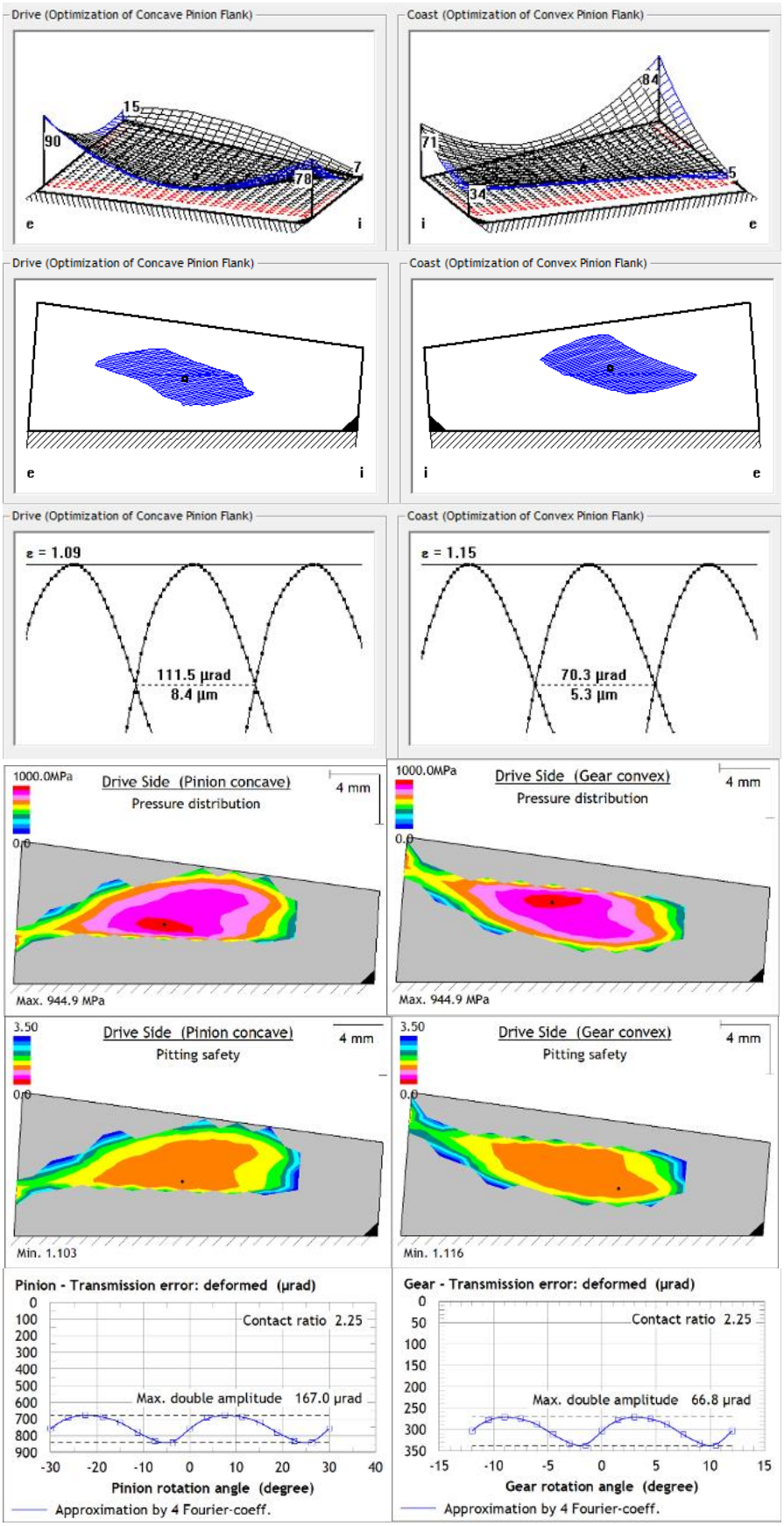
Wpływ średnicy ściernicy - metoda 5-Cut, kąt osi 100°

Analogicznie jak w powyższym punkcie poddano analizie warianty zestawione w Tab. 5-32.

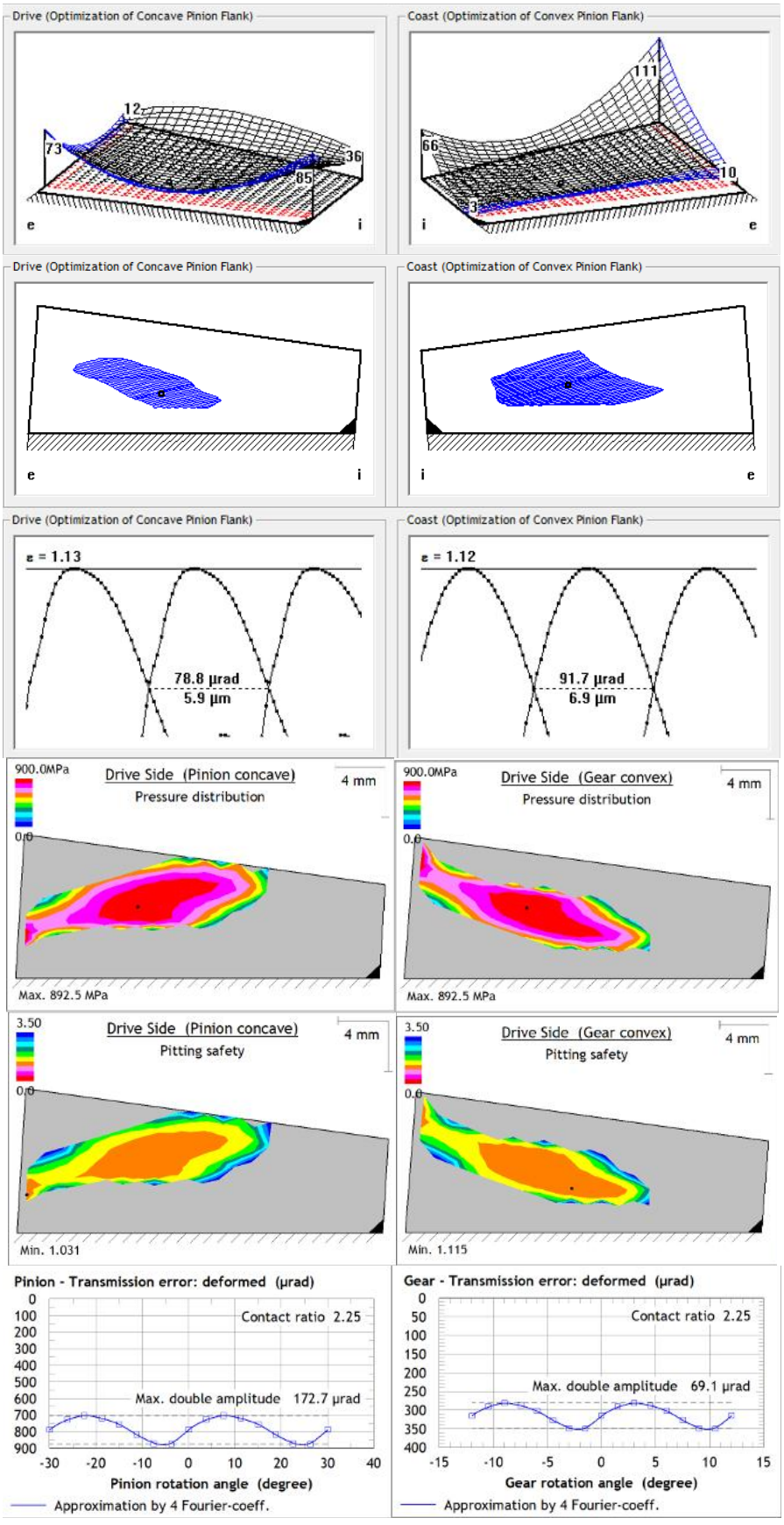
Tab. 5-32 Warianty wykonywane metodą 5-CUT o kącie współpracy 100º

Wariant	Σ	Metoda	Średnica ściernicy
W4	100º	5-CUT	4,5”
W5	100º	5-CUT	5,0”
W6	100º	5-CUT	5,5”

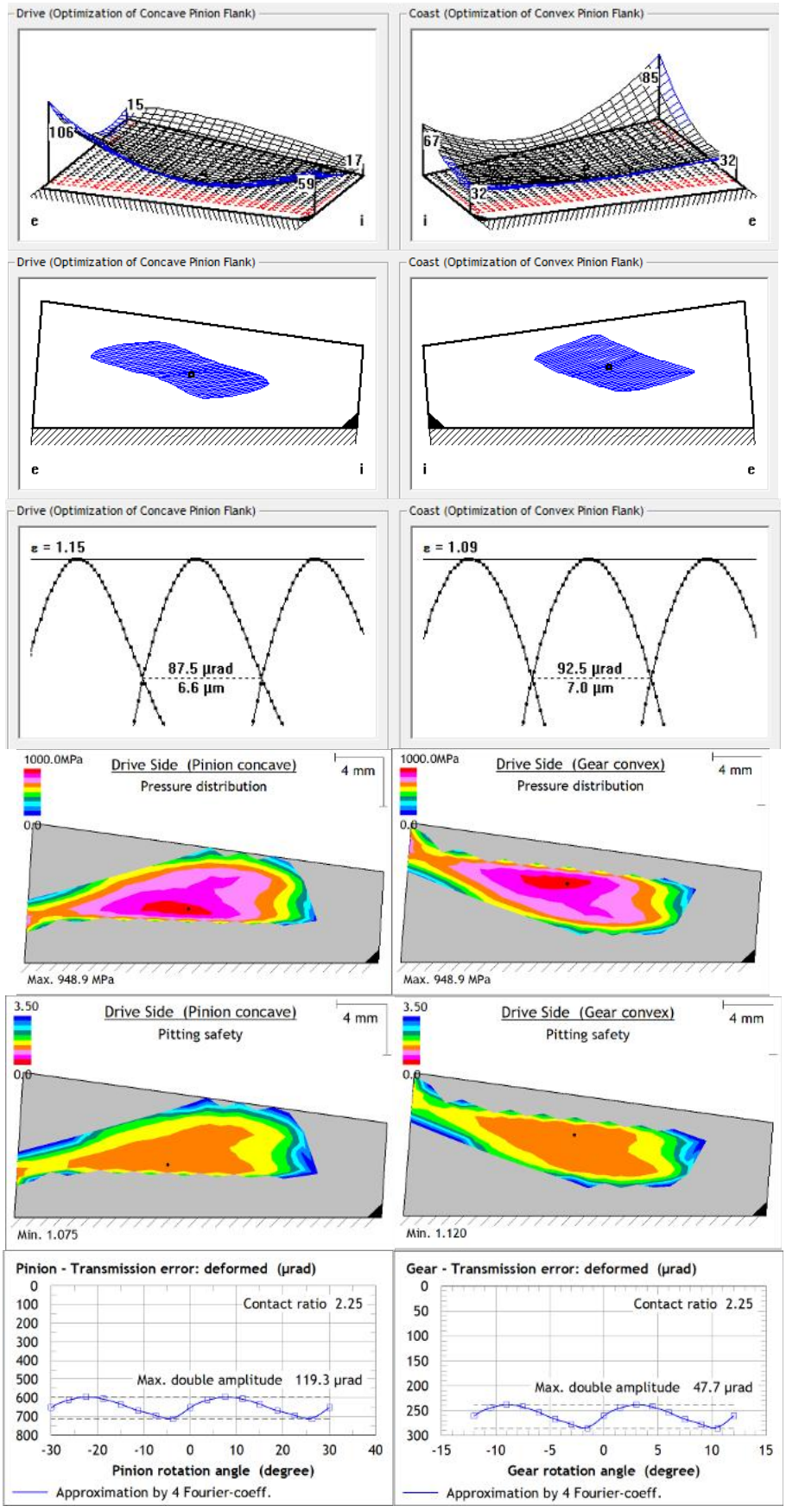
Tab. 5-33 Położenie nominalne W4 - ściernica d_w=4,5"



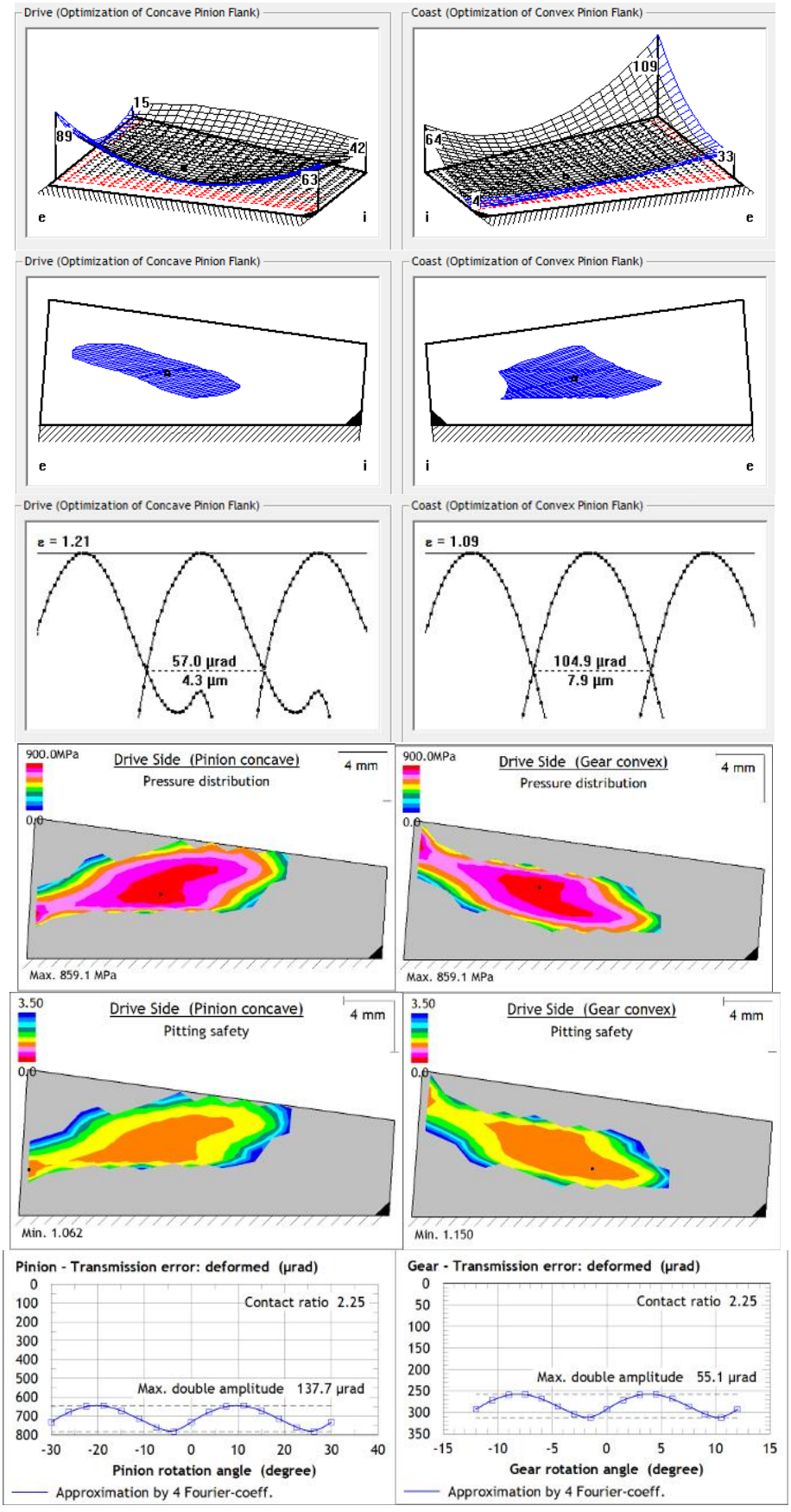
Tab. 5-34 PołożenieVH2 W4 - ściernica d_w=4,5"



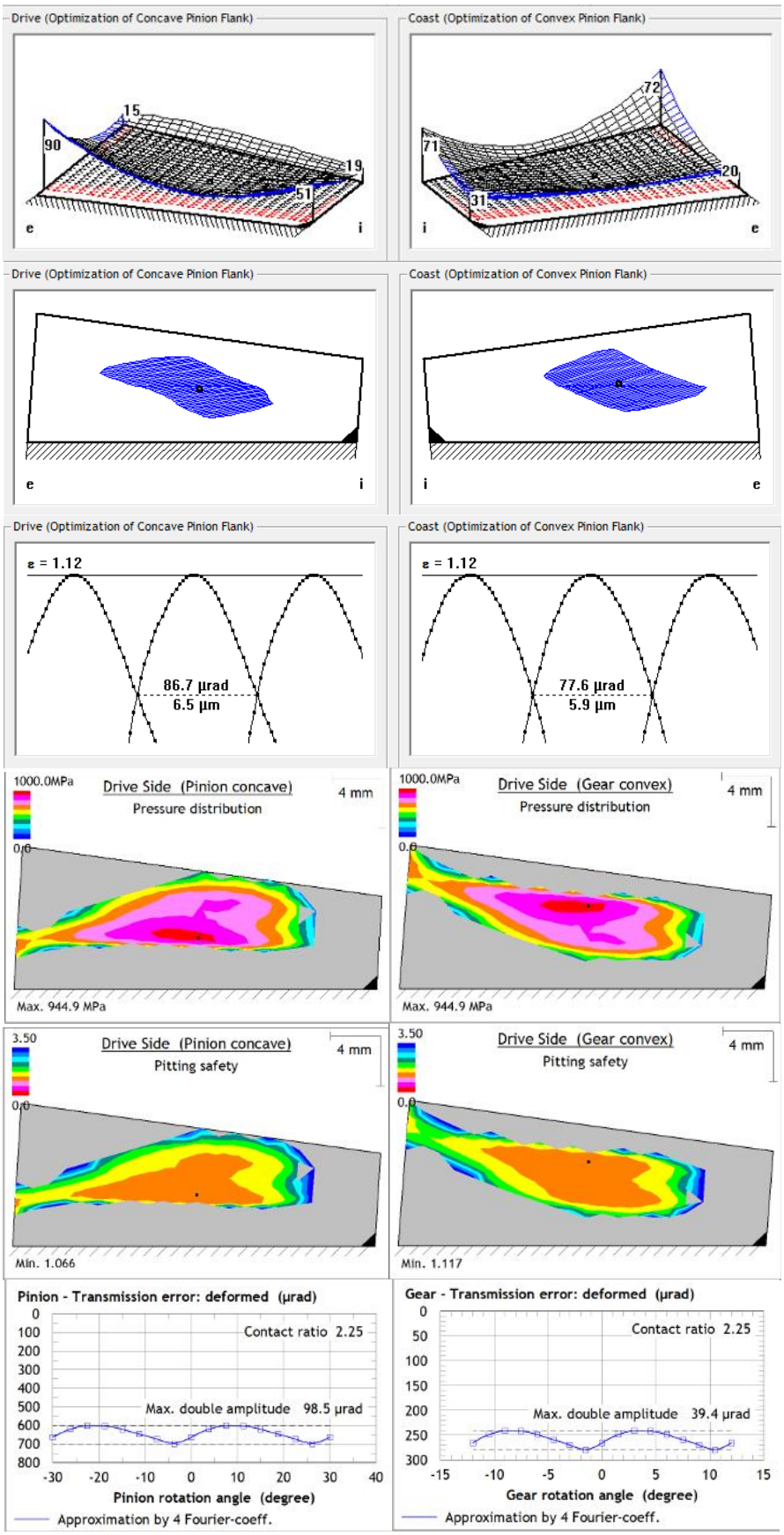
Tab. 5-35 Położenie nominalne W5 - ściernica d_w=5"



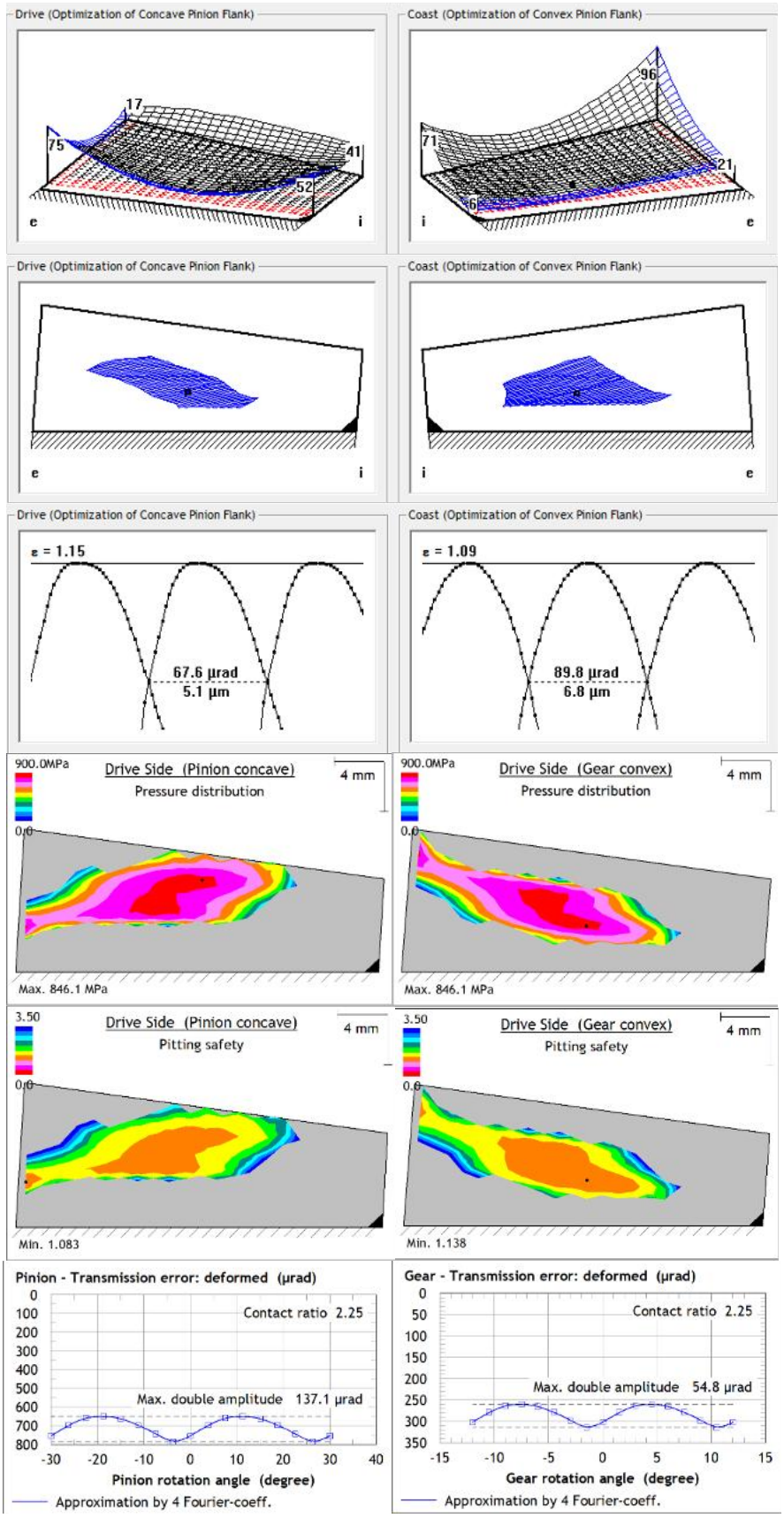
Tab. 5-36 Położenie nominalne VH2 - ściernica d_w=4,5"



Tab. 5-37 Położenie nominalne W6 - ściernica d_w=5,5"



Tab. 5-38 Położenie nominalne W6 - ściernica d_w=5,5"



Tab. 5-39 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu

Wariant	$d_{ß}$ [°]	d_{α} [°]	LB [µm]	HB [µm]	d_{ν} [°]
100 5-CUT 4,5" Drive	0,0037	0,0724	17,2	21,9	-0,0231
100 5-CUT 4,5" Coast	-0,0345	-0,0839	37,1	14,3	-0,2411
100 5-CUT 5,0" Drive	0,0036	0,0938	17,7	24,8	0,2167
100 5-CUT 5,0" Coast	-0,0319	-0,0545	36,6	19,8	-0,1723
100 5-CUT 5,5" Drive	-0,0024	0,0587	18,3	19,9	0,2337
100 5-CUT 5,5" Coast	-0,0404	-0,0860	36,0	15,5	-0,0801

W analizowanej grupie przekładni o kącie osi 100°, projektowanych dla metody 5 Cut, zwiększenie średnicy ściernicy z 4,5″ do 5,5″ wiązało się ze zmianą rozkładu ease-off w strefach brzegowych przy zachowaniu ogólnego charakteru lokalizacji kontaktu. Najwyraźniejszą konsekwencją funkcjonalną było zmniejszenie nominalnej odchyłki kinematycznej zębnika pod obciążeniem ze 167,0 do 98,5 µrad, bez wyraźnej zmiany maksymalnych nacisków. Korzyść ta zależała jednak od położenia przekładni: w stanie VH2 wartości odchyłki kinematycznej wariantów 5″ i 5,5″ były praktycznie jednakowe, a wariant 5,5″ wykazywał jej największy względny wzrost. Zmiana położenia powodowała przemieszczenie kontaktu i obniżenie maksymalnych nacisków, lecz nie prowadziła do jednakowej poprawy wskaźnika S_H. Wyniki wskazują, że ocenę średnicy narzędzia należy opierać łącznie na nominalnych właściwościach kinematycznych i ich wrażliwości na analizowane przemieszczenie. Wariant 5″ stanowi w tej grupie uzasadniony kompromis funkcjonalny, natomiast 5,5″ zapewnia najniższą nominalny odchyłkę kinematyczną.

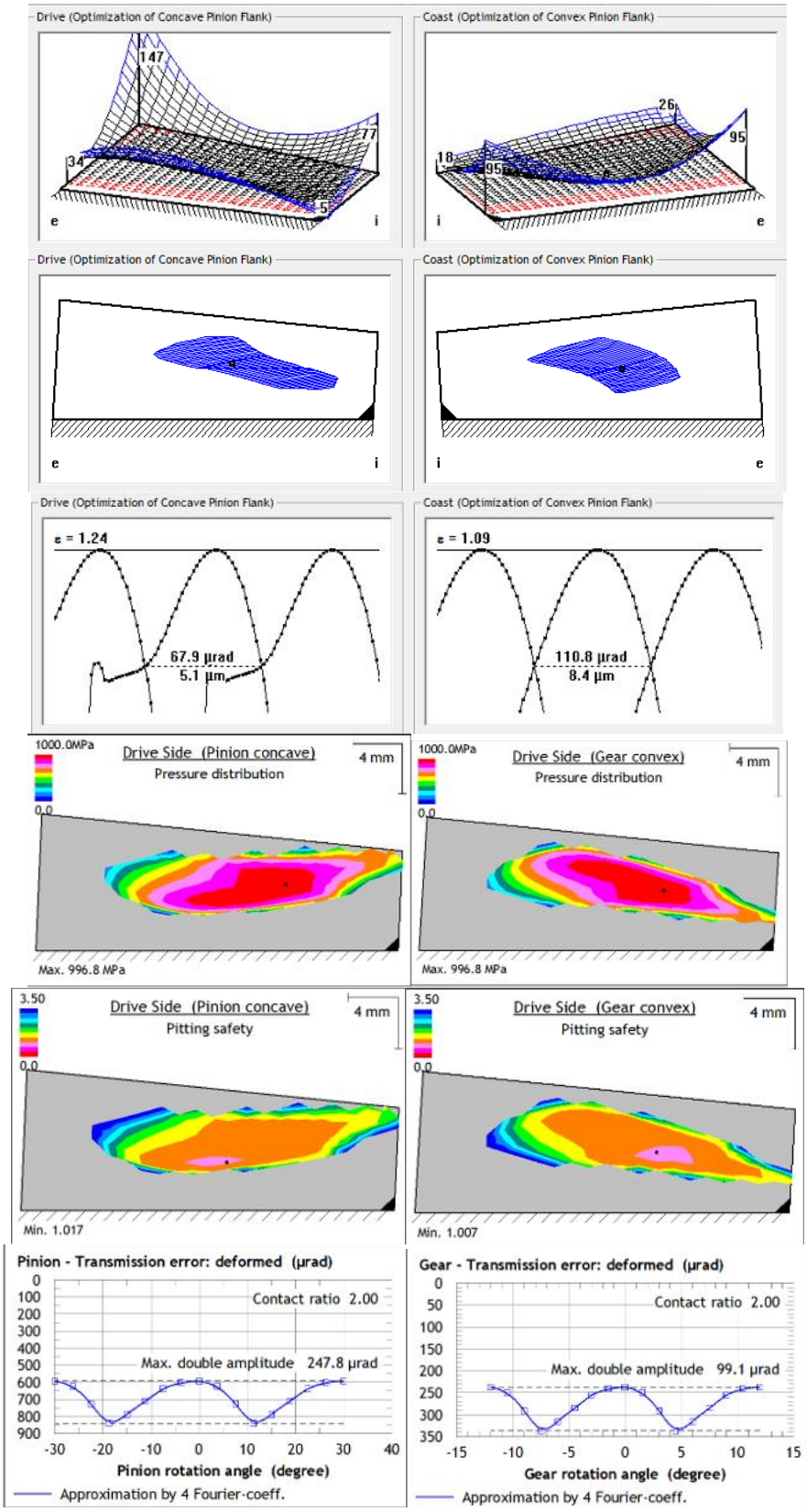
Wpływ średnicy ściernicy - metoda Duplex, kąt osi 100°

Analogicznie jak w powyższym punkcie poddano analizie warianty zestawione w Tab. 5-40.

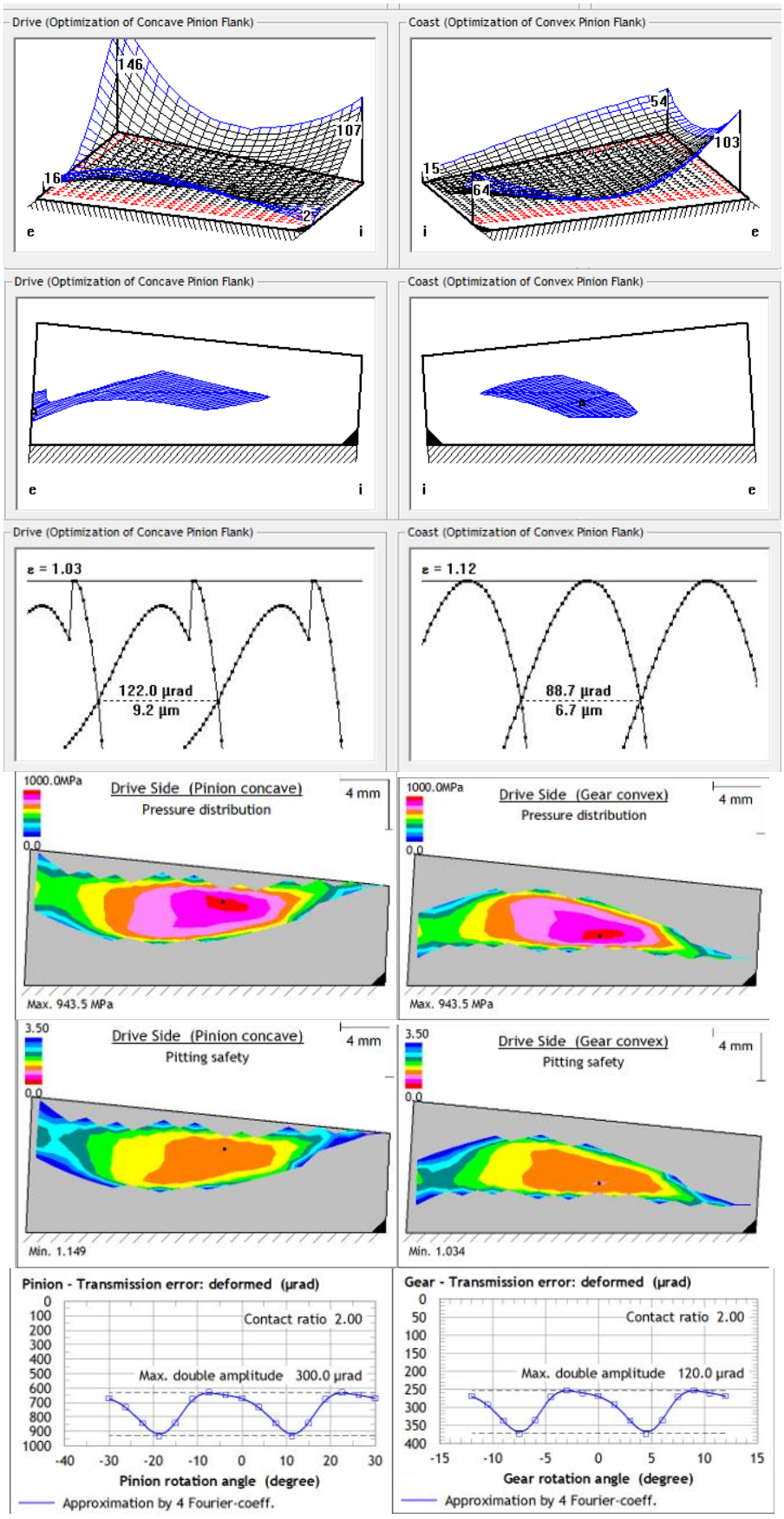
Tab. 5-40 Warianty wykonywane metodą DUPLEX o kącie współpracy 100º

Wariant	Σ	Metoda	Średnica ściernicy
W10	100º	DUPLEX	4,5”
W11	100º	DUPLEX	5,0”
W12	100º	DUPLEX	5,5”

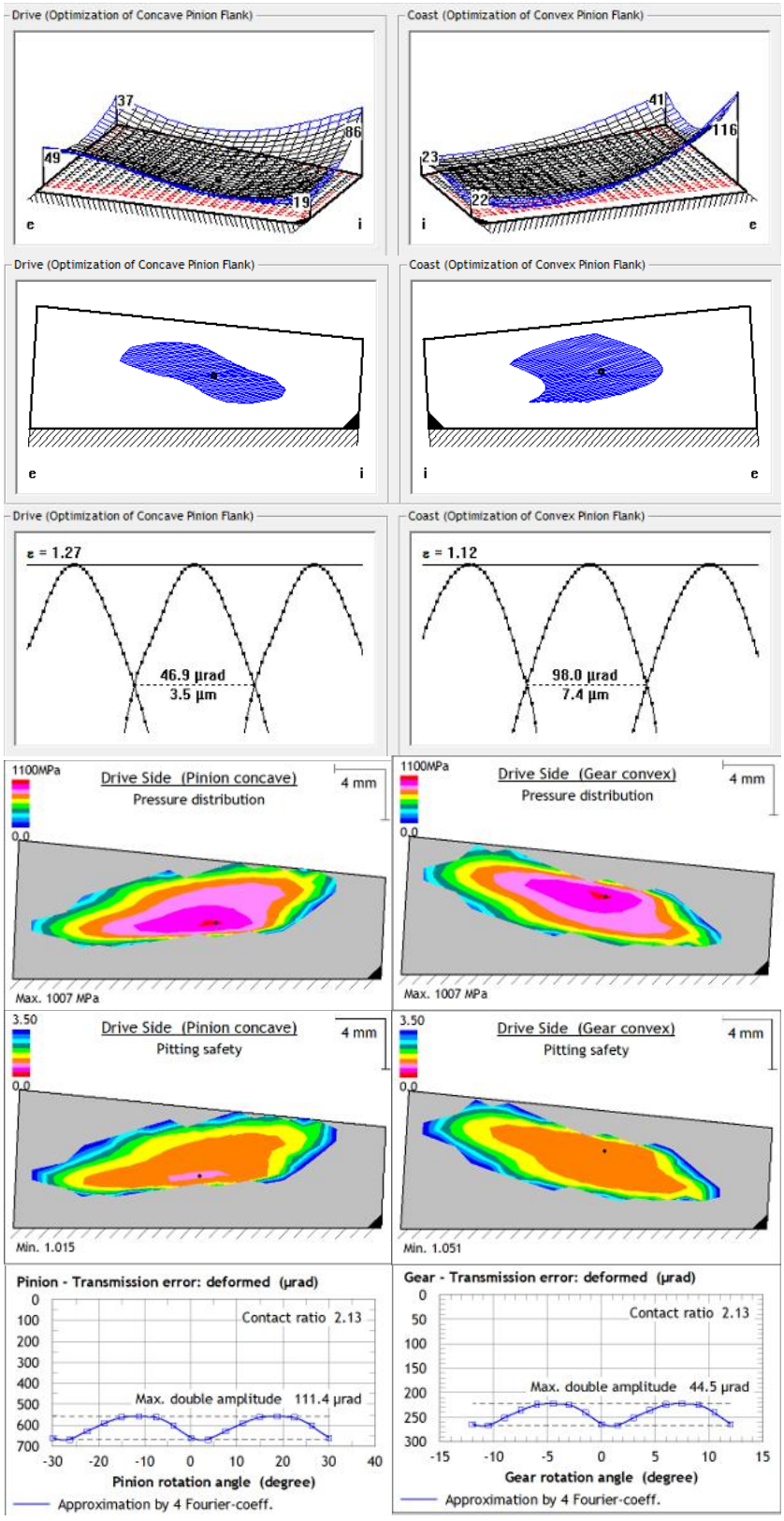
Tab. 5-41 Położenie nominalne W10 - ściernica d_w=4,5"



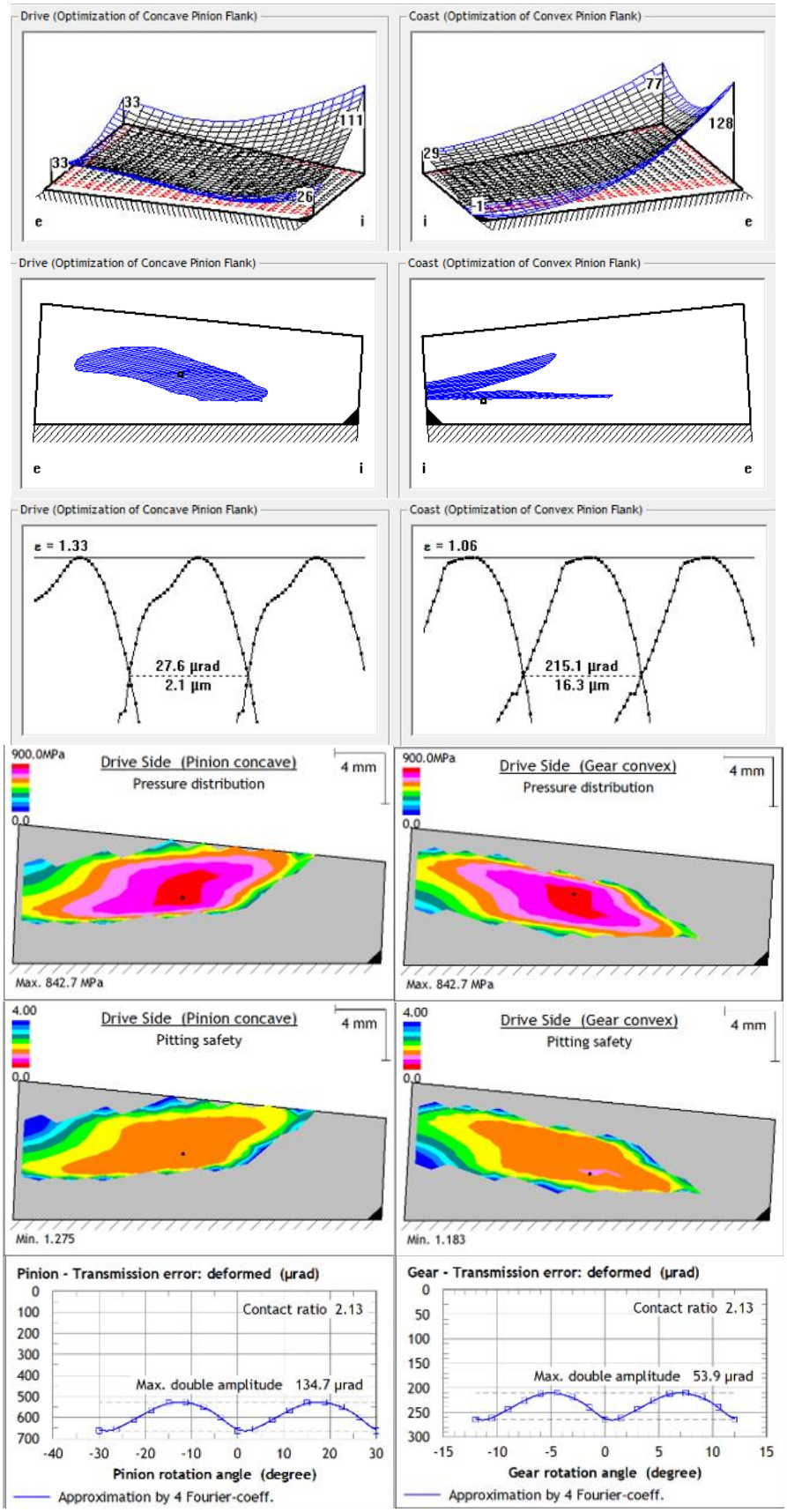
Tab. 5-42 Położenie VH2 W10 - ściernica d_w=5,5"



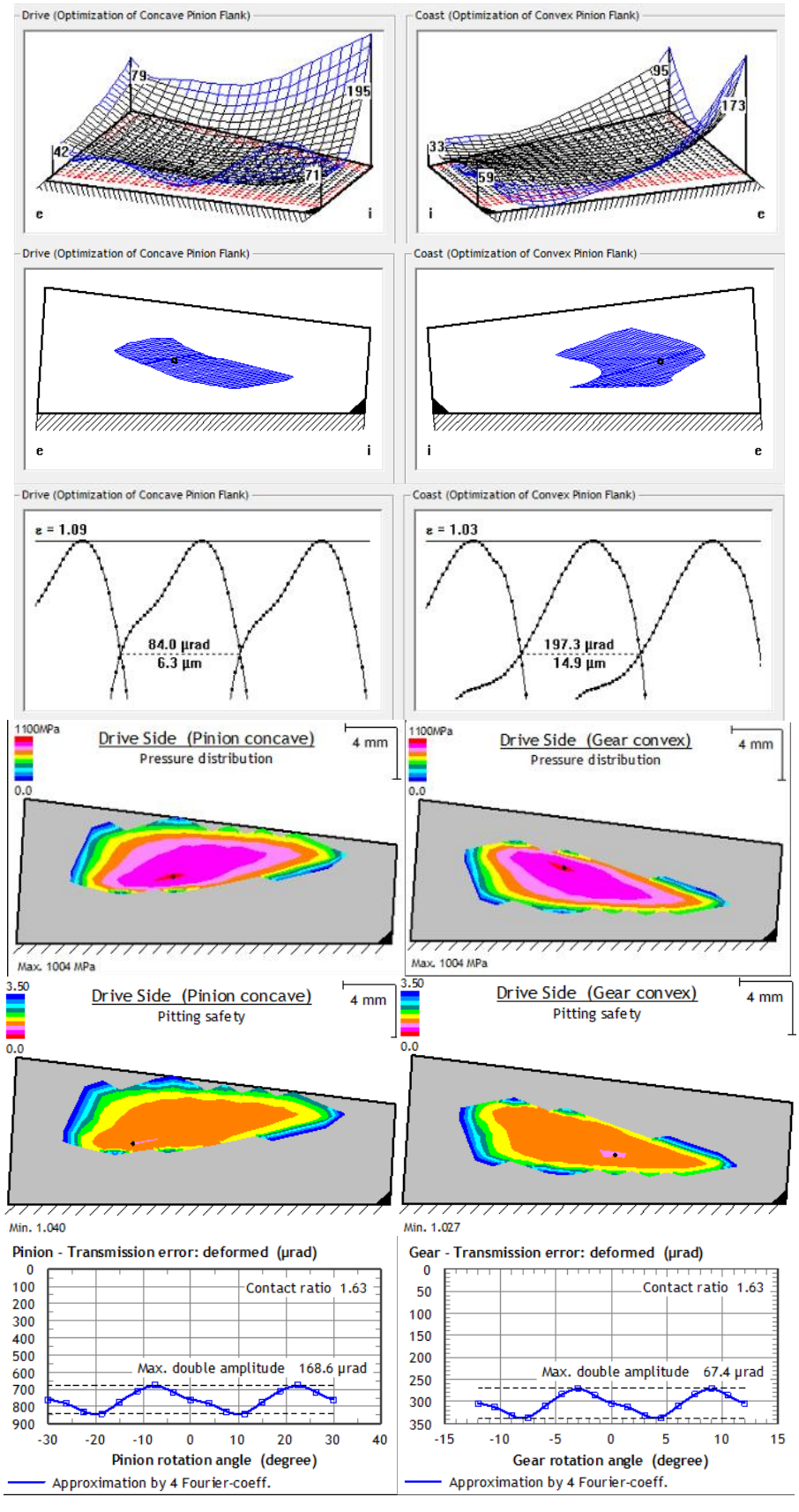
Tab. 5-43 Położenie nominalne W11 - ściernica d_w=5"



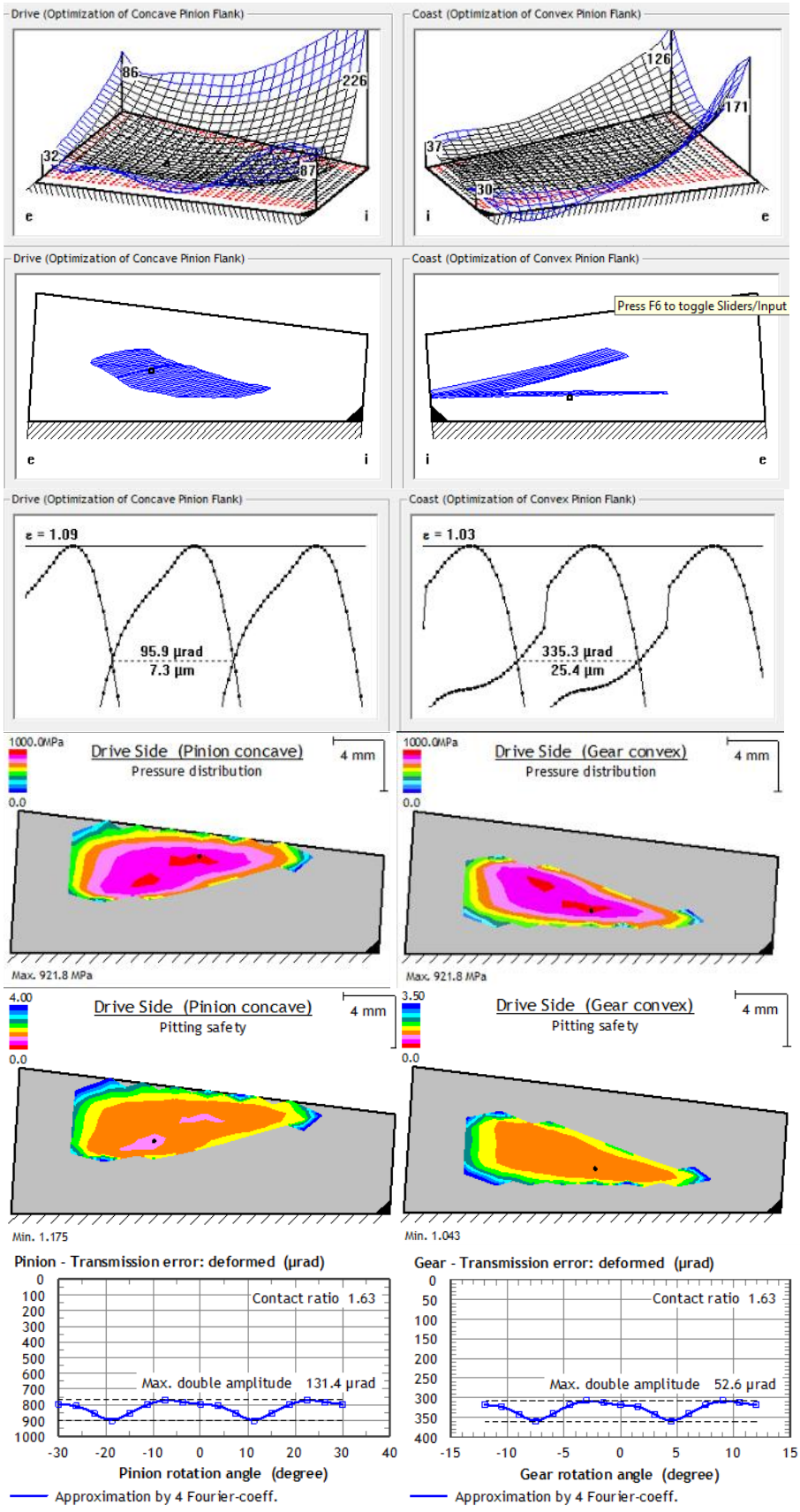
Tab. 5-44 Położenie VH2 W11 - ściernica d_w=5"



Tab. 5-45 Położenie nominalne W12 - ściernica d_w=5,5"



Tab. 5-46 Położenie VH2 W12 - ściernica d_w=5,5"



Tab. 5-47 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu

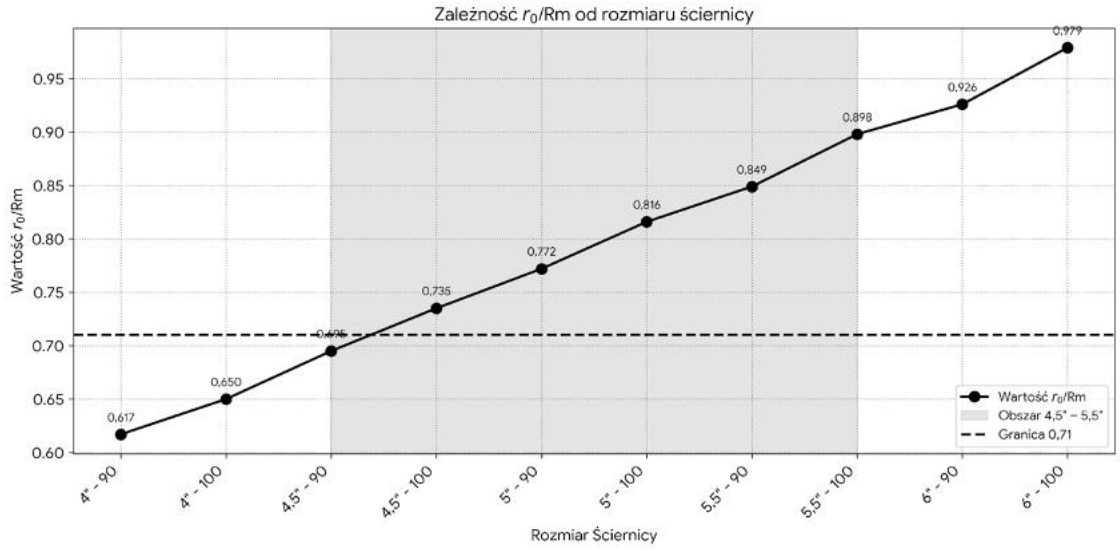
Wariant	$d_{ß}$ [°]	d_{α} [°]	LB [µm]	HB [µm]	d_{v} [°]
100 DUPLEX 4,5" Drive	-0,0207	-0,1492	34,1	27,8	-0,2123
100 DUPLEX 4,5" Coast	-0,0142	0,1079	24,0	24,8	-0,2051
100 DUPLEX 5,0" Drive	0,0277	-0,0695	26,0	15,6	0,6373
100 DUPLEX 5,0" Coast	0,0179	-0,0969	35,5	25,7	-0,1623
100 DUPLEX 5,5" Drive	0,0500	-0,4249	42,1	31,7	0,8217
100 DUPLEX 5,5" Coast	-0,0064	0,0213	30,9	32,9	0,0518

Zwiększenie średnicy ściernicy od 4,5″ do 5,5″ w przekładni Duplex o kącie osi 100° zmieniło osiągalną topografię powierzchni, lecz nie prowadziło do monotonicznej poprawy właściwości funkcjonalnych. Wariant 5″ charakteryzował się najmniejszymi wartościami beczułkowatości wzdłużnej i profilowej strony wypukłej zębnika tj. Strony czynnej oraz najmniejszą odchyłką kinematyczną w położeniu nominalnym, przy zbliżonych maksymalnych naciskach wszystkich wariantów. Przejście do położenia VH2 obniżyło maksymalne naciski i zwiększyło wskaźnik bezpieczeństwa S_H strony czynnej, jednak wpływ na odchyłkę kinematyczną zależał od średnicy narzędzia i rozpatrywanej strony uzębienia. Dla średnic 5″ i 5,5″ ujawniło się pogorszenie współpracy strony biernej, obejmujące dojście śladu do krawędzi wewnętrznej oraz wzrost odchyłki kinematycznej. Wyniki wskazują, że dobór średnicy wymaga łącznej oceny obu stron uzębienia i obu stanów położenia. Wariant 5″ stanowi korzystny punkt wyjścia dla dalszej realizacji ukierunkowanej na stronę czynną, lecz nie wykazano jego uniwersalnej przewagi.

Podsumowanie

Analiza wariantowa wykazała, iż kąt osi przekładni, średnica ściernicy oraz metoda wykonania współkształtują przestrzeń osiągalnych topografii powierzchni zębów. Zmiana średnicy wymagała zróżnicowanego doboru modyfikacji, stąd też uzyskane wyniki opisują właściwości rozwiązań po syntezie powierzchni. W metodzie dwustronno-jednostronnej (5-Cut) zwiększenie średnicy sprzyjało zmniejszeniu nominalnej odchyłki kinematycznej pod obciążeniem, jednakże przewaga ta zależała od przyjętego położenia śladu współpracy (VH0 i VH2). W metodzie Duplex nie stwierdzono natomiast uniwersalnej zależności monotonicznej, a ocena wymagała uwzględnienia odmiennej odpowiedzi obu stron uzębienia. Zmniejszeniu odchyłki kinematycznej nie zawsze towarzyszyło obniżenie nacisków, co pozwala stwierdzić, iż dobór konfiguracji wymaga łącznego uwzględnienia właściwości kinematycznych, nośności, reakcji na przemieszczenia oraz wykonalności.

Przedstawione warianty przekładni warto również omówić w ujęciu całościowym. Zgodnie z literaturą zmniejszanie stosunku promienia narzędzia skrawającego w stosunku do długości stożka podziałowego poniżej 0,71 powoduje wzrost całkowitego wskaźnika przyporu obniżając odchyłkę kinematyczną a przez to zapewnia cichszą pracę ale właściwie wykładniczo utrudnia optymalizację topografii [2].



Rys. 5-9 Zależność stosunku promienia narzędzia skrawającego do długości stożka podziałowego w stosunku do rozmiaru ściernicy z zaznaczoną granicą w poziomie 0,71

Dla uzyskania najwyższej nośności i minimalnej wrażliwości na ugięcia dąży się do tzw. przypadku prostokątnego w którym spełniona jest zależność. Gdzie R_m to długość stożka podziałowego.

$$r_0 = R_m \cdot \sin \beta_m \tag{5.1}$$

Wówczas moduł normalny osiąga maksimum w środku szerokości zęba a ślad współpracy wykazuje znacznie mniejszą wrażliwość na przemieszczenia V-H. Ten przypadek jest możliwy natomiast jest bardzo trudny do wykonania co za tym idzie rekomendowanym wskaźnikiem zgodnie z literaturą [2], [11] jest ten przedstawiony we wzorze 5.2

$$r_0 > 1.1 \cdot R_m \cdot \sin \beta_m \tag{5.2}$$

Dla parametrów wariantów pracujących pod kątem Σ=90° wynosi:

$$r_{0-90^\circ} > 1.1 \cdot 82{,}2830 \cdot \sin(35^\circ) \tag{5.3}$$

$$r_{0-90^\circ} > 47{,}1956 \tag{5.4}$$

$$r_{0-90^\circ-5{,}5''} > r_{0-90^\circ-5''} > r_{0-90^\circ-4{,}5''} > r_{0-90^\circ} \tag{5.5}$$

$$69{,}85 > 63{,}5 > 57{,}15 > 47{,}15 \tag{5.6}$$

Dla parametrów wariantów pracujących pod kątem Σ=100° wynosi:

$$r_{0-100^\circ} > 1.1 \cdot 77{,}7967 \cdot \sin(35^\circ) \tag{5.7}$$

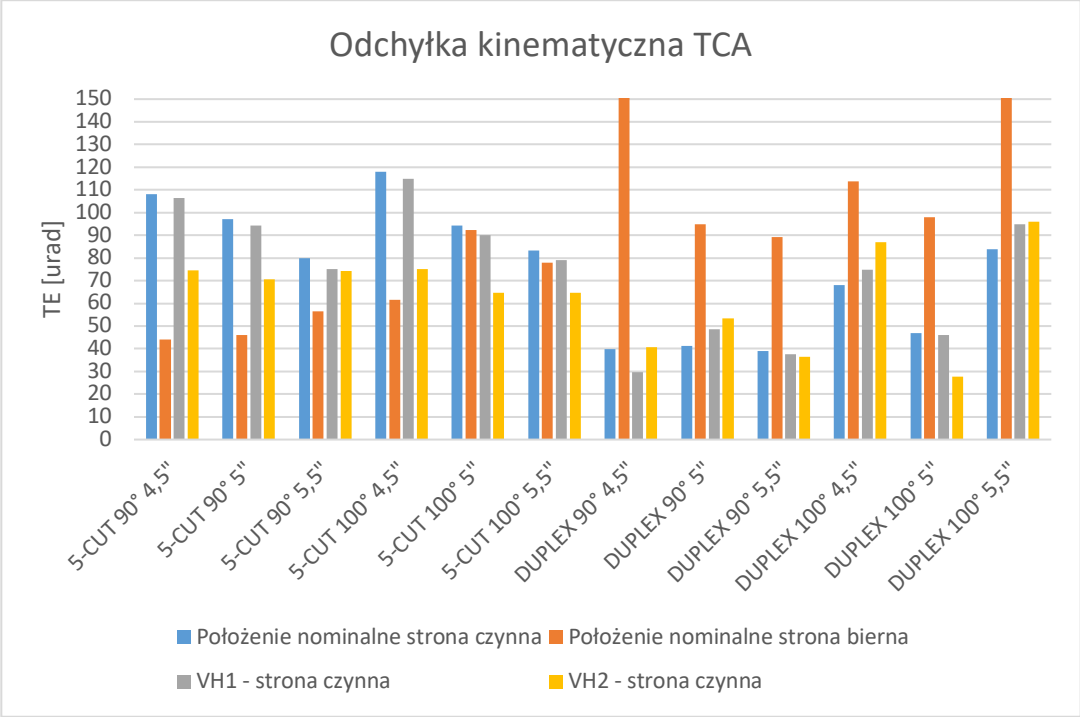
$$r_{0-100^\circ} > 49{,}0846 \tag{5.8}$$

$$r_{0-100^\circ-5{,}5''} > r_{0-100^\circ-5''} > r_{0-100^\circ-4{,}5''} > r_{0-100^\circ} \tag{5.9}$$

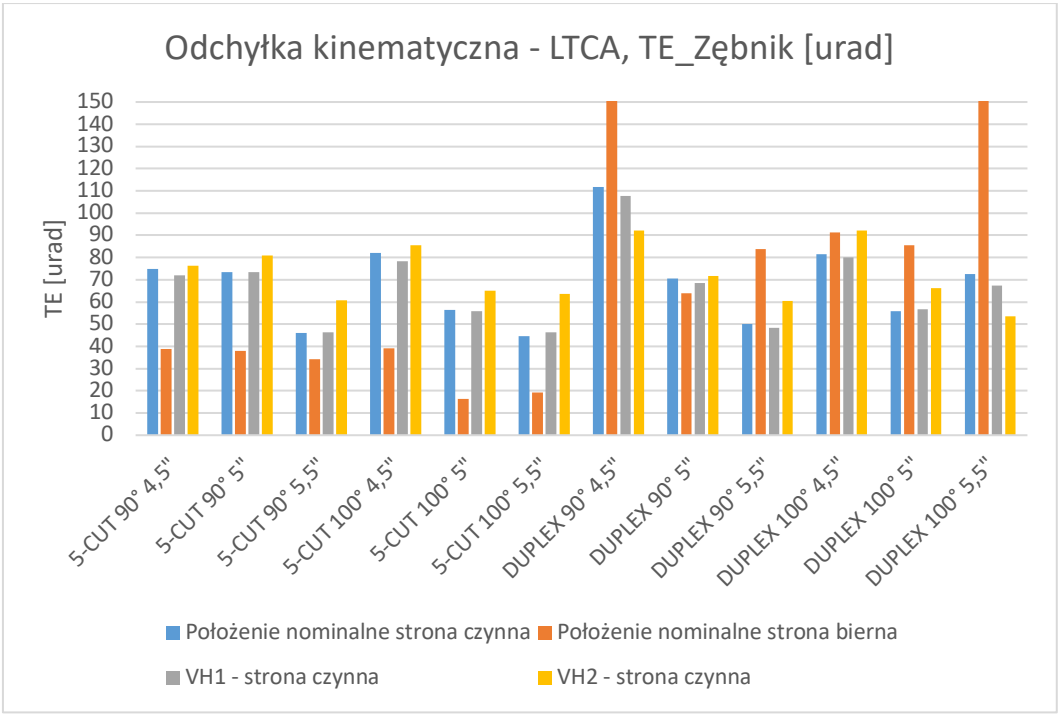
$$69{,}85 > 63{,}5 > 57{,}15 > 49{,}08 \tag{5.10}$$

Jak widać, mimo że każdy z wariantów jest teoretycznie możliwy to stosowanie mniejszych ściernic tworzy problemy natury wykonawczej poprzez komplikację budowy narzędzia i często kolizję z przedmiotem obrabianym. Na Rys. 5-10 zestawiono wszystkie parametry odchyłek kinematycznych otrzymane w ramach analizy zarówno bez

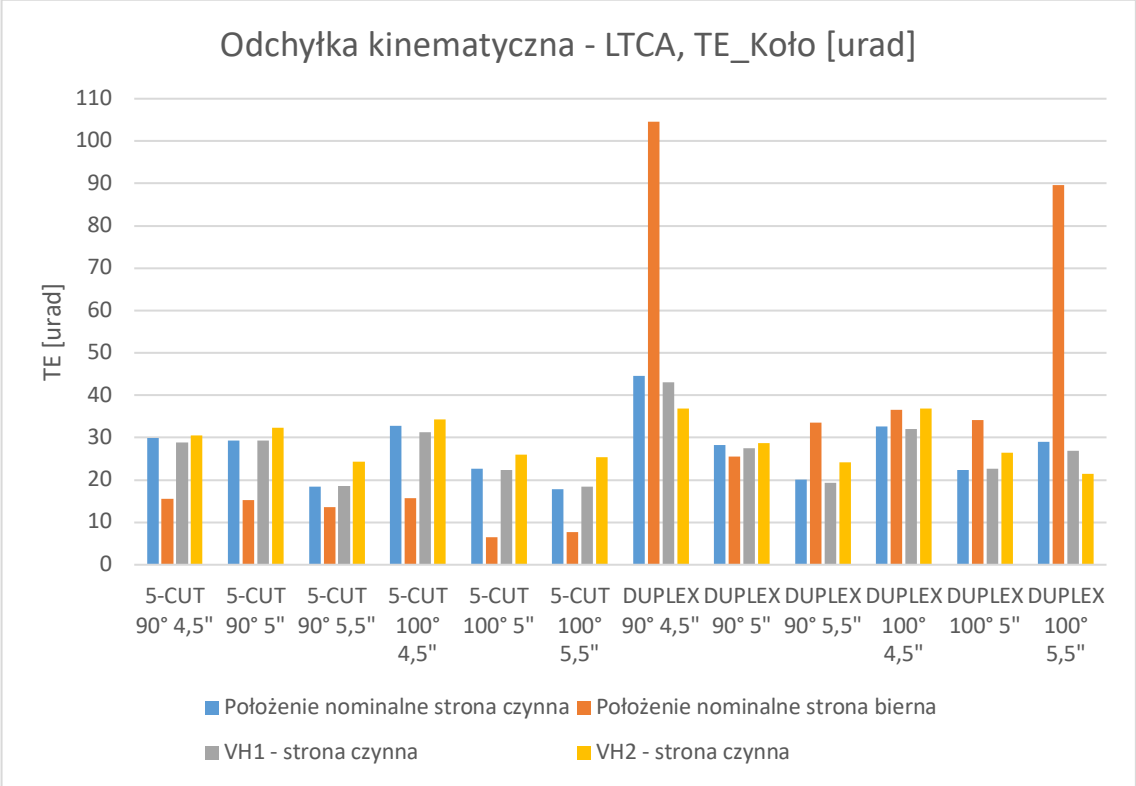
obciążenia jak i z obciążeniem oraz uwzględniając zmianę położenia śladu współpracy z uwzględnieniem odchyłek montażowych.



Rys. 5-10 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów bez obciążenia w zależności od położenia śladu współpracy

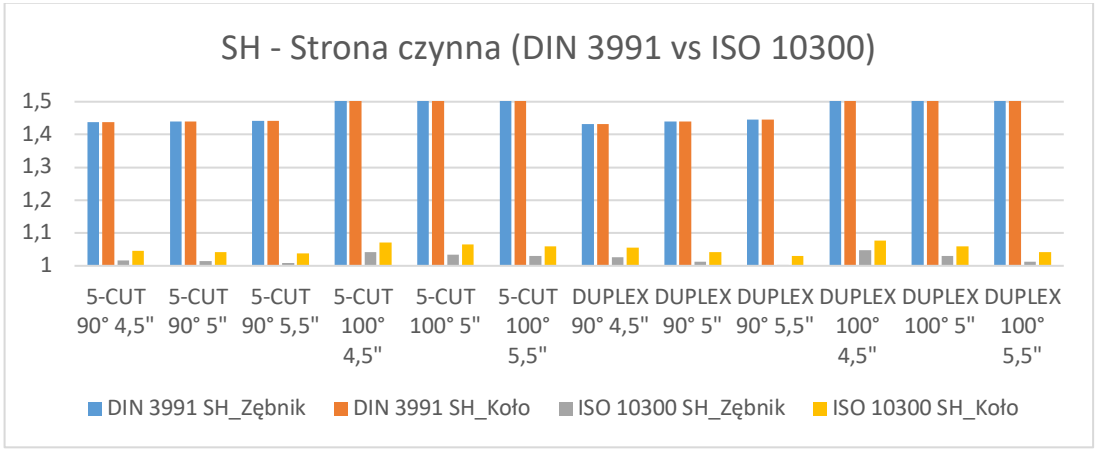


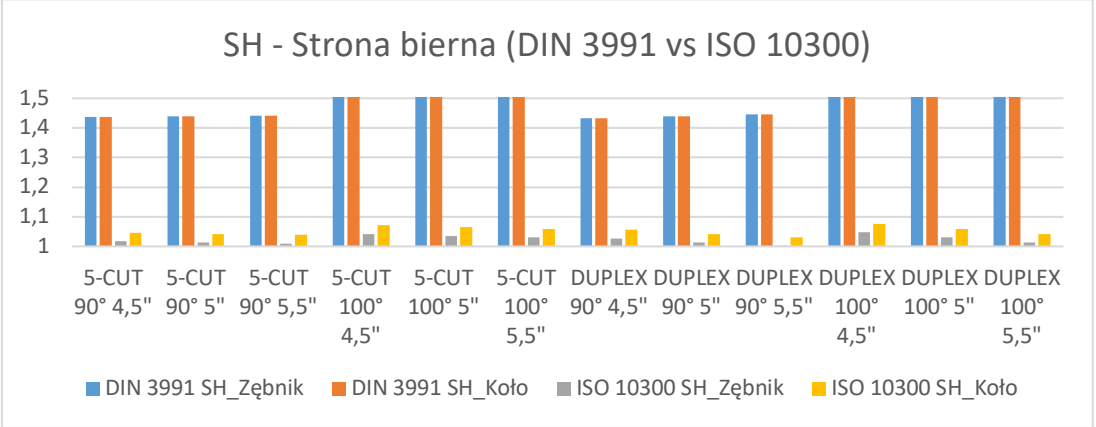
Rys. 5-11 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów pod obciążeniem dla zębnika w zależności od położenia śladu współpracy

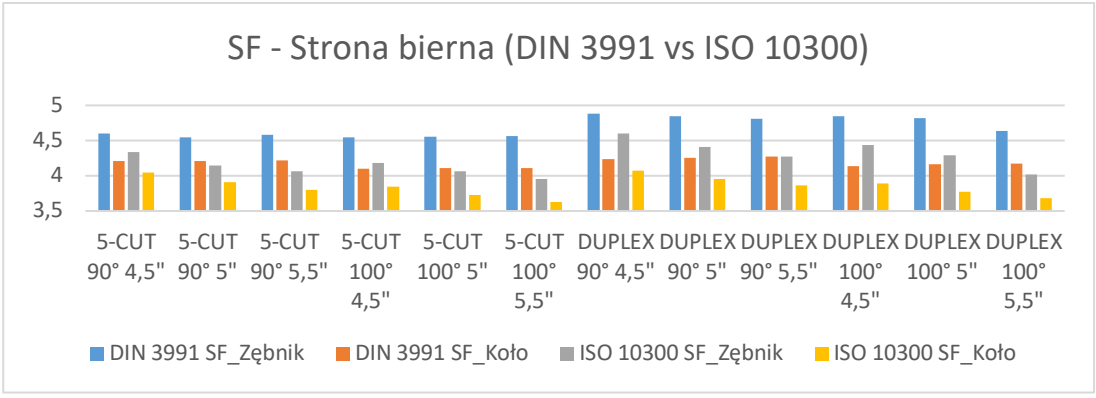


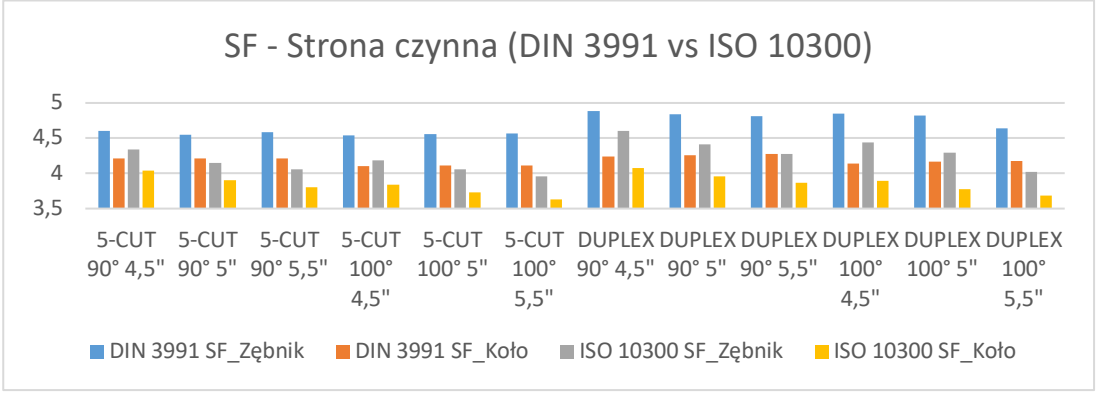
Rys. 5-12 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów pod obciążeniem dla koła w zależności od położenia śladu współpracy

Każdy z przygotowanych wariantów spełnia natomiast stawiane mu wymagania wytrzymałościowe $S_H > 1{,}0, S_F > 1{,}3$ zarówno wg normy DIN 3991 jak i ISO 10300. Na Rys. przedstawiono wykresy wskaźników minimalne wytrzymałości na naciski powierzchniowe jak i na wytrzymałość zęba u podstawy zarówno dla strony czynnej (wypukły bok zęba zębnika oraz wklęsły bok zęba koła) oraz biernej (wklęsły bok zęba zębnika oraz wypukły bok zęby koła). Bardzo wyróżnia się na Rys. 5-12 wysoka odchyłka strony biernej metody dwustronnej która jest konsekwencją spełnienia stawianych warunków przez stronę czynną. Dostosowanie strony czynnej w tych przypadkach praktycznie wyklucza możliwość dwustronnej pracy przekładni co pokazuje jak trudnym zadaniem jest utworzenie kombinacji parametrów odchyłek topografii spełniającej stawiane im wymagania.

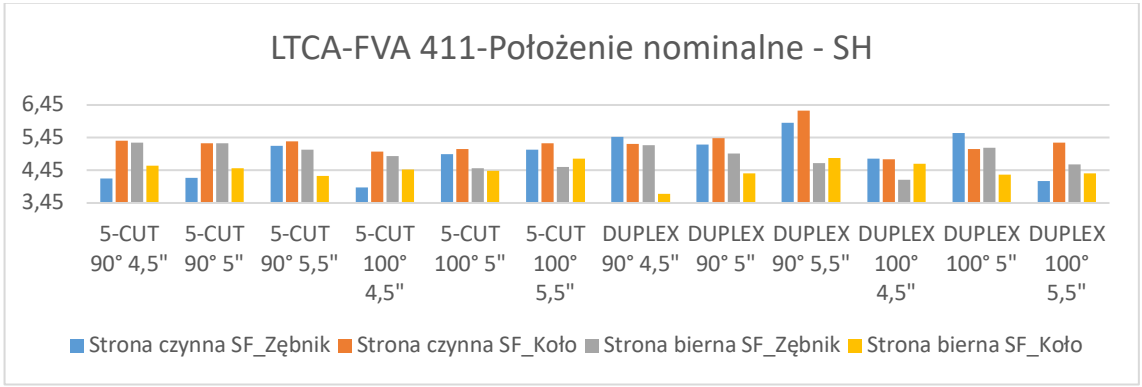


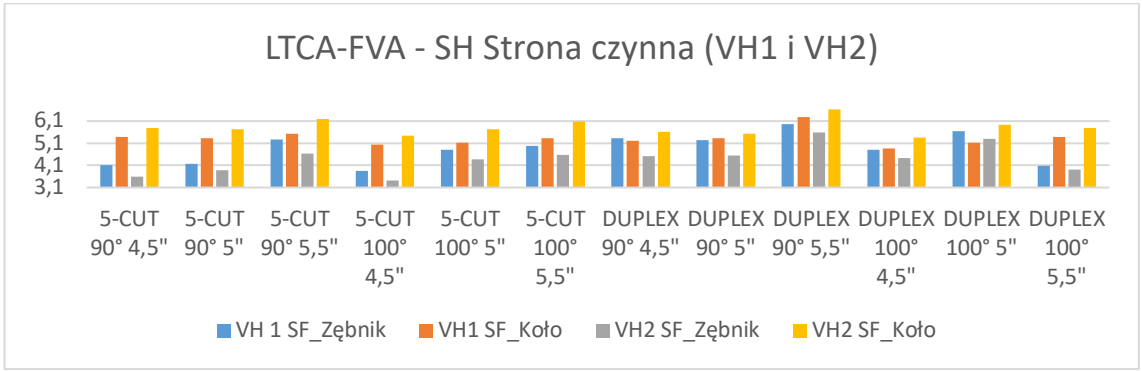


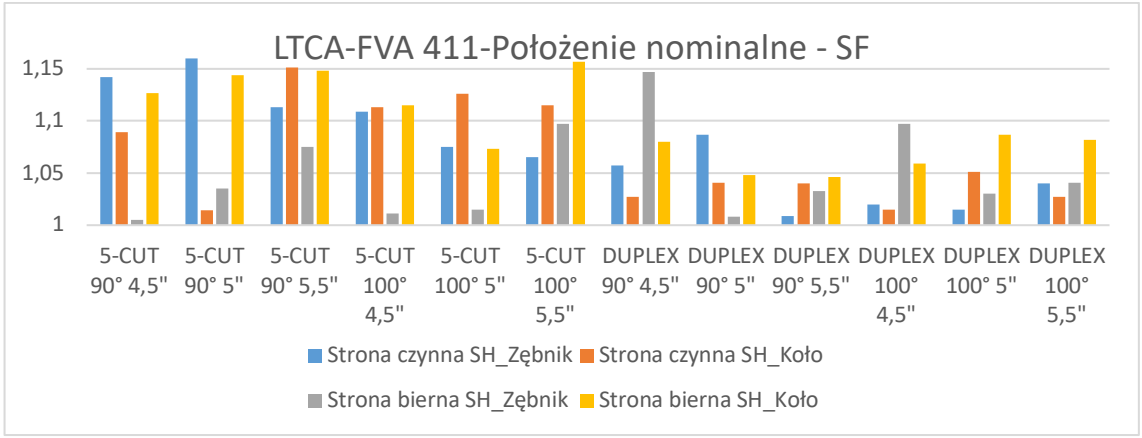


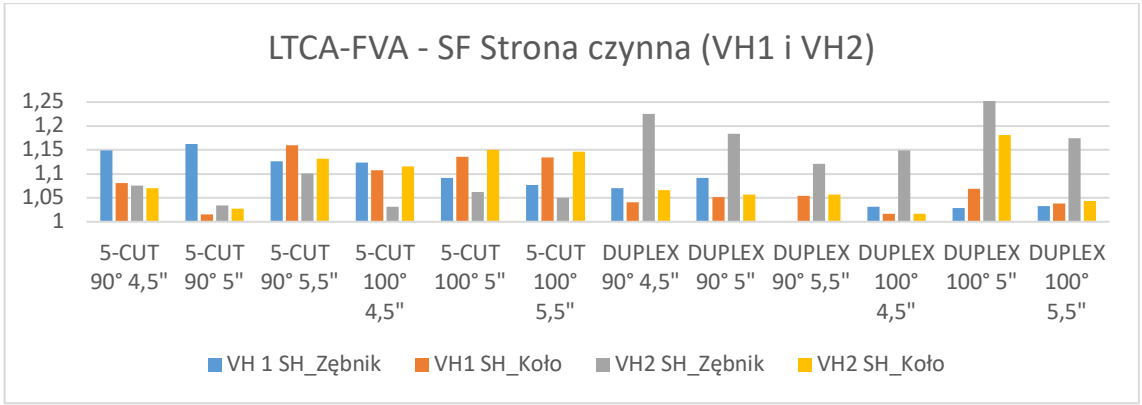


Rys. 5-13 Wskaźniki wytrzymałościowe S_H i S_F wg norm DIN i ISO dla wszystkich wariantów









Rys. 5-14 Zestawienie wskaźników wytrzymałościowych pod obciążeniem w zależności od położenia zgodnie z normą FVA

Wnioski z analizy wariantowej

Analizując przedstawione warianty należy pamiętać, że zwiększenie średnicy ściernicy oznacza zwiększenie promienia krzywizny, czyli geometryczne spłaszczenie łuku linii zęba, mniejsze narzędzie powoduje natomiast większą zmianę lokalnego kąta pochylenia linii zęba wzdłuż szerokości wieńca, stąd też większa ściernica powoduje bardziej łagodną zmianę kąta β od wierzchołka w kierunku stopy. Absolutna wartość średnicy, a więc 4,5″, 5″ czy 5,5″, nie jest sama w sobie wielkością najważniejszą, gdyż o warunkach generowania decyduje relacja promienia narzędzia do długości stożka tworzące w efekcie ta sama ściernica 5″ stąd też nie musi geometrycznie oznaczać tego samego dla przekładni o kącie osi 90° i 100°. Zmiana średnicy ściernicy zmienia krzywiznę generowanej powierzchni natomiast jej konsekwencje dla śladu współpracy i odchyłki kinematycznej zależą od wynikowej topografii powierzchni oraz od zastosowanej topografii powierzchni zęba. Nie należy zatem poszukiwać po prostu największej albo najmniejszej ściernicy, lecz korzystnej relacji jej promienia do geometrii konkretnej przekładni uwzględniając możliwości wykonawcze oraz otrzymane wyniki właściwości użytkowych i funkcjonalnych.

Analiza wariantowa wykazała, że kąt osi przekładni, średnica ściernicy i metoda wykonania współkształtują przestrzeń osiągalnych topografii powierzchni zębów. Zmiana średnicy wymagała zróżnicowanego doboru modyfikacji, dlatego uzyskane wyniki opisują właściwości rozwiązań po syntezie powierzchni. W metodzie dwustronno-jednostronne (5-Cut) zwiększenie średnicy sprzyjało zmniejszeniu nominalnej odchyłki kinematycznej pod obciążeniem, jednak przewaga ta zależała od położenia przekładni. W metodzie dwustronnej (Duplex) nie stwierdzono uniwersalnej zależności, a ocena wymagała uwzględnienia odmiennej odpowiedzi obu stron uzębienia co było zadaniem znacznie trudniejszym niż w metodzie dwustronno-jednostronne. Zmniejszeniu TE nie zawsze towarzyszyło obniżenie nacisków lub zwiększenie wskaźników bezpieczeństwa. Dobór konfiguracji wymaga zatem łącznego uwzględnienia właściwości kinematycznych, nośności, reakcji na przemieszczenia oraz wykonalności. Istotnym jest również projektowanie topografii powierzchni zębów w warunkach zbliżonych do warunków eksploatacji, czyli z uwzględnieniem przewidywanych odchyłek montażowych oraz postaci obciążonej LTCA co pozwala na

najmniejsze różnice między stanem zaprojektowanym a rzeczywistym. Przyjęcie średnicy 5″ do wykonania czterech konfiguracji stanowi wspólną podstawę porównania obu metod i kątów osi, nie dowodzi jej uniwersalnej przewagi funkcjonalnej nad pozostałymi średnicami.

Wybór konfiguracji do weryfikacji eksperymentalnej

Spośród analizowanych konfiguracji do weryfikacji eksperymentalnej wytypowano cztery warianty wykonania uzębienia, obejmujące obie rozpatrywane wartości kąta osi przekładni (90°, 100°) oraz obie analizowane metody technologiczne (5-Cut i Duplex). We wszystkich wybranych wariantach zastosowano ściernicę o średnicy nominalnej 5 cali, stanowiącej środkowy poziom analizowanego zakresu 4,5-5,5 cala. Pozostałe średnice ściernicy wykorzystano na etapie analizy projektowo-technologicznej do określenia wrażliwości możliwej do uzyskania geometrii i topografii na zmianę geometrii narzędzia.

Tab. 5-48 Wybrane warianty przekładni do fizycznego wykonania

Wariant	**Σ**	**Metoda**	**Średnica ściernicy**
W2	90º	5-CUT	5,0”
W4	100º	5-CUT	5,0”
W8	90º	DUPLEX	5,0”
W12	100º	DUPLEX	5,0”

5.3 Dokumentacja technologiczna i przyrządy specjalne

Po przeprowadzeniu analizy wariantów opracowanych przekładni i wyborze kół eksperymentalnych przystąpiono w środowisku programu Inventor do zaprojektowania półfabrykatów wybranych wariantów eksperymentalnych z przyjętego materiału. Zaprojektowano ponadto uchwyt obróbkowy umożliwiający obróbkę koła na szlifierce Klingelnberg G27 (załącznik 9) oraz uchwyt umożliwiający przeprowadzenie testów kół na maszynie Klingelnberg TS30 (załącznik 10) przedstawione prace są również elementem procedury zadania badawczego ZB4.

Dobór tolerancji, otworów montażowych, podcięć oraz pozostałych cech konstrukcyjnych przeprowadzono zgodnie z przyjętymi standardami przemysłowymi oraz normami m.in. ISO TR 22849. Na podstawie modelu złożeniowego uchwytu obróbkowego wraz z zamodelowaną ściernicą przeprowadzono weryfikację możliwości wystąpienia kolizji w trakcie obróbki.

5.4 Przygotowanie półfabrykatów

Celem tego etapu było przygotowanie półfabrykatów o stanie materiału i dokładności wykonania zapewniających możliwie najmniejszy wpływ przygotowania przedmiotu na wyniki obróbki szlifierskiej co również stanowi wkład do zadania badawczego ZB4.

Na podstawie opracowanej dokumentacji przystąpiono do przygotowywania półfabrykatów. Rozpoczęto od przygotowania wałów o odpowiedniej długości poprzez cięcie piłą mechaniczną a następnie przygotowaniem powierzchni oraz przesiewowym pomiarem twardości, aby upewnić się, iż obróbka cieplna została przeprowadzona w sposób prawidłowy. Półfabrykaty zostały przygotowane na centrum tokarskim Doosan Puma GT2100 oraz frezarce DNM4500.



Rys. 5-15 Obrabiarki CNC wykorzystane do produkcji półfabrykatów



Rys. 5-16 Półfabrykaty wybranych reprezentatywnych kół eksperymentalnych

Tolerowane wymiary gotowych półfabrykatów przed przystąpieniem do szlifowania zostały sprawdzone manualnie ręcznymi przyrządami pomiarowym oraz na urządzeniu Klingelnberg P40, stwierdzono zgodność wyrobów z dokumentacją techniczną stanowiąca załączniki od 1 do 8.

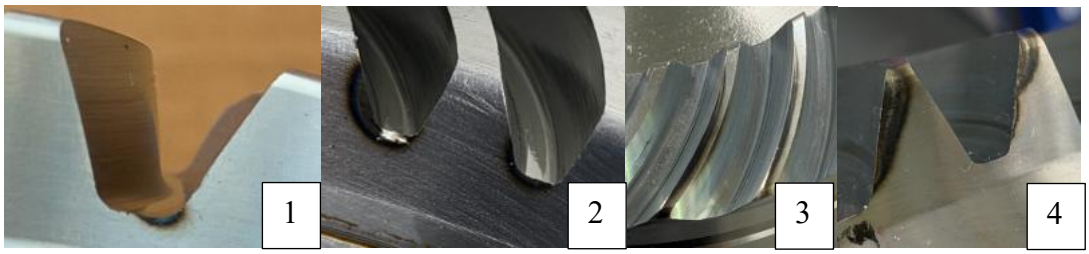
5.5 Dobór parametrów procesu szlifowania wgłębnego

Prace przedstawione w tym podrozdziale realizowano w ramach zadania badawczego ZB2 gdzie określono wpływ parametrów procesu szlifowania wgłębnego na przebieg procesu szlifowania. Przeprowadzono kompleksową analizę z wykorzystaniem metod statystycznych. Do modelowana przyjęto metodę RSM, co dało możliwość określenia statystycznej istotności wpływu na wyniki pomiarów nie tylko poszczególnych parametrów wejściowych modelu, ale również interakcji pomiędzy nimi.

5.5.1 Określenie parametrów granicznych - badania wstępne

Właściwe badania eksperymentalne zostały poprzedzone badaniami wstępnymi w celu określenia maksymalnych parametrów procesu szlifowania, bez powodowania przypaleń, a przez to wyznaczono też progi mocy obciążenia wrzeciona w każdym z tych procesów, zarówno w szlifowaniu wgłębnym, jak i w odtaczaniu. Maksymalne progi mocy, przy których powstają przypalenia, ograniczyły parametry wykorzystane do stworzenia macierzy eksperymentu. Warto zauważyć, że istotny wpływ ma na to konfiguracja obrabiarka - narzędzie - **układ chłodzenia** - uchwyt - przedmiot obrabiany, ponieważ to ona determinuje maksymalne parametry, z jakimi można realizować proces.

Charakterystyczne przypalenia jakie można zidentyfikować w procesie szlifowania stożkowych kół zębatych zestawiono na Rys. 5-17, na zdjęciu 1. można zaobserwować przypalenie, które pojawia się od zewnętrznej strony koła u podstawy zarysie zęba sygnalizujące zbyt wysoką prędkość posuwu wgłębnego v_t. Na zdjęciu 2 wskazano natomiast ślad przypalenia od strony wewnętrznej, gdzie kończy się proces odtaczania sygnalizujący jego zbyt wysoką prędkość v_w. Na zdjęciu 3 i 4 natomiast wskazano przykłady kombinacji zbyt wysokiej prędkości odtaczania v_w i usuwanego naddatku, widać tutaj wyraźną różnicę ze względu na przypalenie na pełnej wysokości zęba w stosunku do przypaleń charakterystycznych dla obróbki wgłębnej, gdzie koncentracja temperatury w obszarze zakończenia obróbki.



Rys. 5-17 Charakterystyczne przypadki występujących przypaleń w trakcie szlifowania stożkowych kół zębatych

różnicę ze względu na przypalenie na pełnej wysokości zęba w stosunku do przypaleń charakterystycznych dla obróbki wgłębnej, gdzie koncentracja temperatury pojawia się w obszarze zakończenia obróbki.

Próg występowania przypaleń

W Tab. 5-49 zestawiono wartości poniżej których przestawały występować przypalenia w zależności od obrabianego przypadku wraz z przyjętymi wartościami do eksperymentu.

Tab. 5-49 Wartości obciążeń wrzeciona

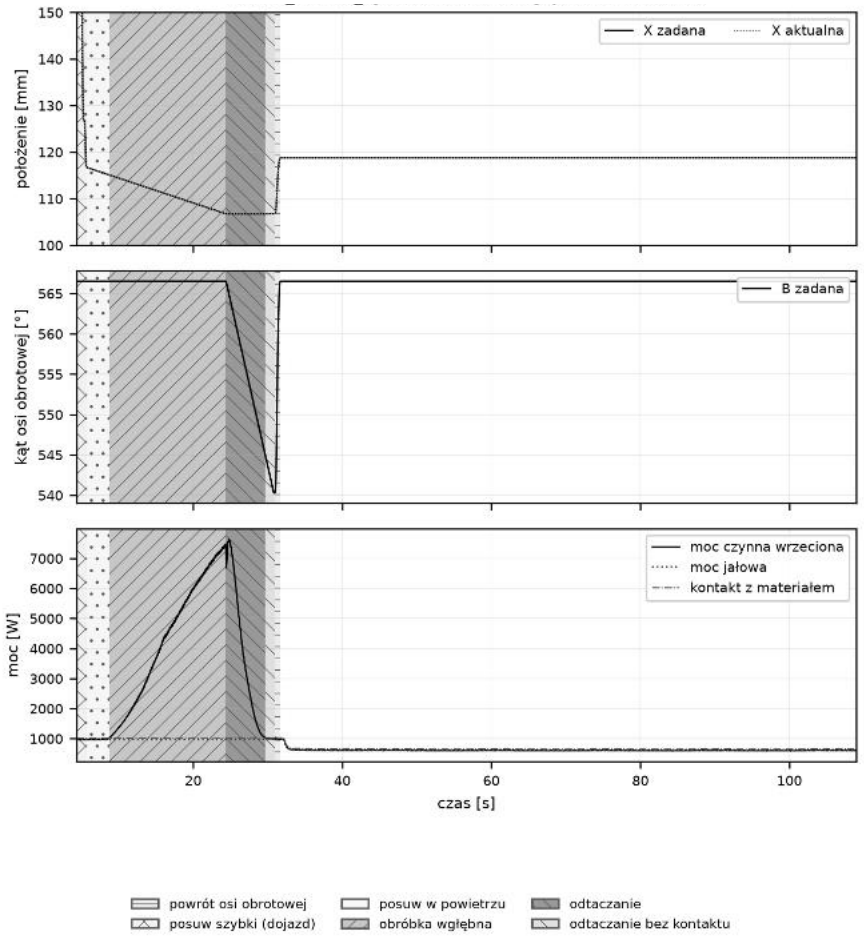
Koło	Proces	P_{Pmax} [W]	Obciążenie wrzeciona	Przyjęta wartość	P_{Pmax} [W]	Obciążenie wrzeciona
K58	v_t=32 mm/min	7447	49,6%	v_t=30 mm/min	6949	46,3%
K58º	v_w=3,8 [°/s]	7234	48,2%	v_w=3,5 [°/s]	6807	45,4%
K30	v_t=5 mm/min	2164	14,4%	v_t=4 mm/min	2004	13,4%
K30	v_w=3,2 [°/s]	6282	41,9%	v_w=3,0 [°/s]	6036	40,2%

Dla odtaczania parametry graniczne wynoszą v_w= 3,8 °/s dla koła K58 i v_w=3,2 °/s dla koła K30, a odpowiadające im obciążenia wrzeciona P_{pmax} = 7234 i 6282 W. Niższa z tych wartości wyznacza wspólny próg, poniżej którego w badanych konfiguracjach przypalenia nie wystąpiły. Obciążenia zanotowane dla parametrów przyjętych do eksperymentu, 6807 W dla koła K58 i 6036 W dla koła K30, mieszczą się w granicach wyznaczonych progami dla poszczególnych wariantów. Zbieżność progów mocy mimo różnych średnic ściernicy i różnych układów chłodzenia wskazuje, że przy odtaczaniu obciążenie wrzeciona może służyć jako kryterium doboru prędkości niezależnie od wariantu konfiguracji.

Dla szlifowania wgłębnego takiej zbieżności nie stwierdzono. Parametr graniczny wynosi 32 mm/min dla koła K58 i 5 mm/min dla koła K30, a odpowiadające mu obciążenia wrzeciona 7447 i 2164 W różnią się ponad trzykrotnie. Oznacza to, że dla szlifowania wgłębnego obciążenie wrzeciona nie jest miarodajnym kryterium

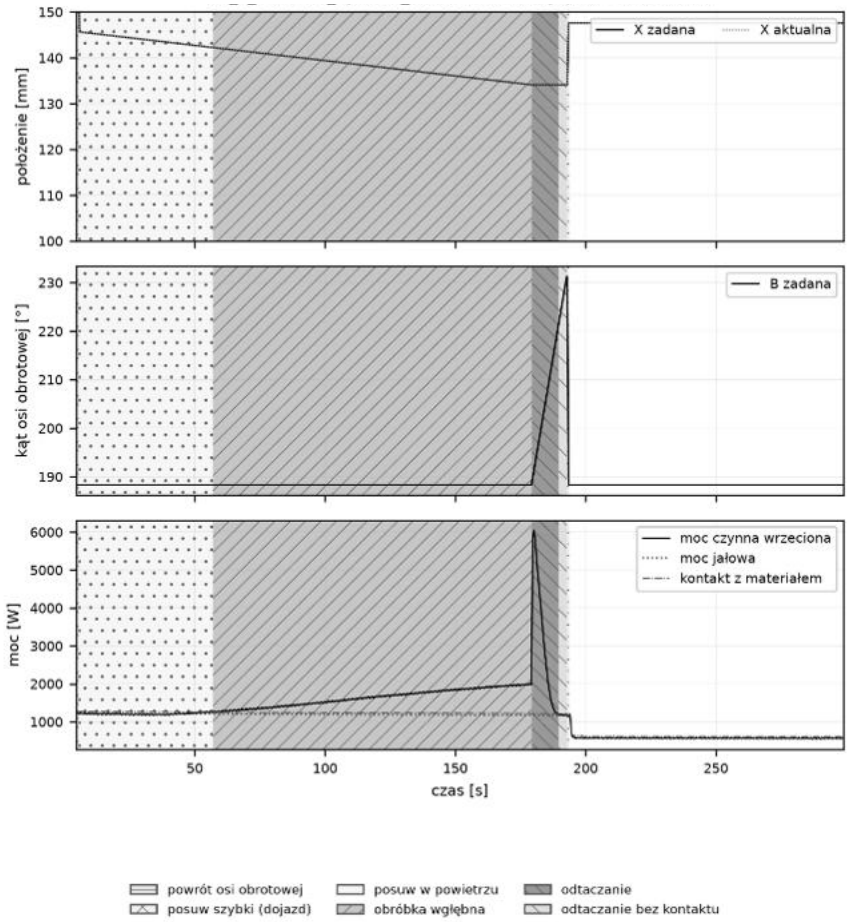
wystąpienia przypaleń i próg należy wyznaczać odrębnie dla każdej konfiguracji. Prawdopodobną przyczyną jest odmienna sprawność chłodzenia strefy szlifowania, wynikająca z zastosowania w kole K30 ściernicy o mniejszej średnicy, a w konsekwencji z innego położenia pierścienia olejowego i dysz względem strefy skrawania. Przy szlifowaniu wgłębnym strefa kontaktu ma większą powierzchnię i pozostaje przez cały cykl w tym samym położeniu, przez co ograniczenie dostępu oleju do tej strefy prowadzi do wystąpienia przypaleń przy obciążeniu znacznie niższym niż dopuszczalne dla odtaczania.

Porównanie obciążeń zanotowanych w obu procesach wskazuje ponadto na możliwość wyrównania obciążenia wrzeciona w całym cyklu obróbkowym. Dla koła K58 obciążenia przy parametrach przyjętych do eksperymentu wynoszą 6949 W dla szlifowania wgłębnego i 6807 W dla odtaczania, a więc różnią się o 142 W (2,0%). Co przedstawiono na Rys. 5-18. Przejście między procesami odbywa się zatem bez skokowej zmiany obciążenia.



Rys. 5-18 Parametry graniczne obróbki wgłębnej dla konfiguracji koła K58

Dla koła K30 obciążenia te wynoszą 2004 i 6222 W, co oznacza ponad trzykrotną różnicę, czyli ok. 4032 W, wskazaną na Rys. 5-19.



Rys. 5-19 Parametry graniczne obróbki wgłębnej dla konfiguracji koła K30

Równomierność obciążenia wrzeciona uzyskana dla koła K58 może wpływać korzystnie na trwałość narzędzia oraz stabilność procesu w strefie skrawania i stanowić kryterium doboru parametrów, którego samo kryterium przypaleń nie obejmuje. Wynika stąd sposób postępowania, aby parametry v_t i v_w należy dobierać nie tylko poniżej progu przypaleń, ale warto rozważyć w danej konfiguracji, zaprojektowanie obróbki tak aby obciążenia wrzeciona w obu procesach były zbliżone. Wnioski z przeprowadzonej badań wskazują bezpieczne progi doboru parametrów dla podobnych konfiguracji natomiast w przypadku nowych materiałów czy ściernic mogą stanowić punkt odniesienia.

Przyjmując 6200 W jako wspólny próg bezpiecznej prędkości odtaczania w przypadku takiej konfiguracji OUPN daje 41% maksymalnej prędkości wrzeciona.

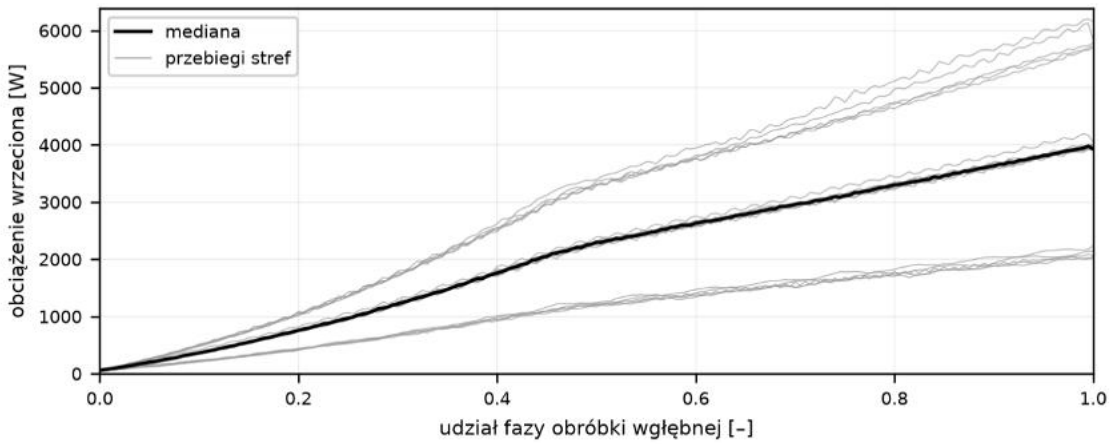
5.5.2 Wyniki i analiza badań dla koła K58

W Tab. 5-50 przedstawiono parametry odpowiadające planowi eksperymentu oraz otrzymane wyniki wraz z maksymalnym odchyleniem osi X od zadanej pozycji w trakcie szlifowania wgłębnego.

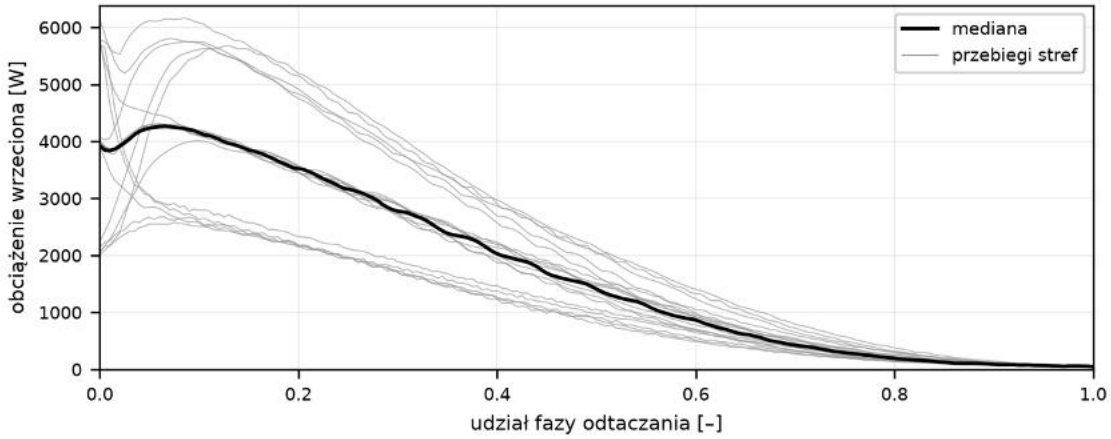
Tab. 5-50 Plan eksperymentu obróbki zgrubnej koła K58 wraz z wynikami

Strefa	v_s [m/s]	v_t [mm/min]	v_w [°/s]	T_p [µm2]	P_{Pmax} [W]	P_{Gmax}[W]	U_{max}[µm]
1	25	20	1,5	7361	5087	5028	22
2	25	10	2,5	19382	3261	5135	19
3	30	10	3,5	18428	3652	7056	18
4	25	20	2,5	14735	5146	5419	19
5	25	20	2,5	15766	5135	5419	23
6	20	20	2,5	21179	4945	5218	22
7	25	20	2,5	15475	5009	5372	21
8	20	10	1,5	9700	3048	3557	23
9	30	30	1,5	5286	7091	7162	22
10	20	30	3,5	26637	7186	7151	21
11	25	20	3,5	13293	5431	6511	23
12	25	30	2,5	14877	7151	5458	24
13	20	30	1,5	5095	7083	4127	23
14	25	20	2,5	15712	5111	5219	23
15	25	20	2,5	16645	5028	5348	23
16	30	20	2,5	17362	5187	6842	24
17	25	20	2,5	16011	5111	5419	23
18	30	30	3,5	11868	7139	6807	24
19	20	10	3,5	23659	3048	6664	22
20	30	10	1,5	21788	3684	6842	23

Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki opracowane w przygotowanym w ramach niniejszej pracy skrypcie analizującym dane rejestrowane przez system sterowania Sinumerik 840D. Na Rys. 5.20 i 5.21 przedstawiono nałożone na siebie wyniki pomiarów w fazie obróbki wgłębnej oraz w fazie odtaczania zarówno dla badań właściwych jak i przedeksperymentalnych.

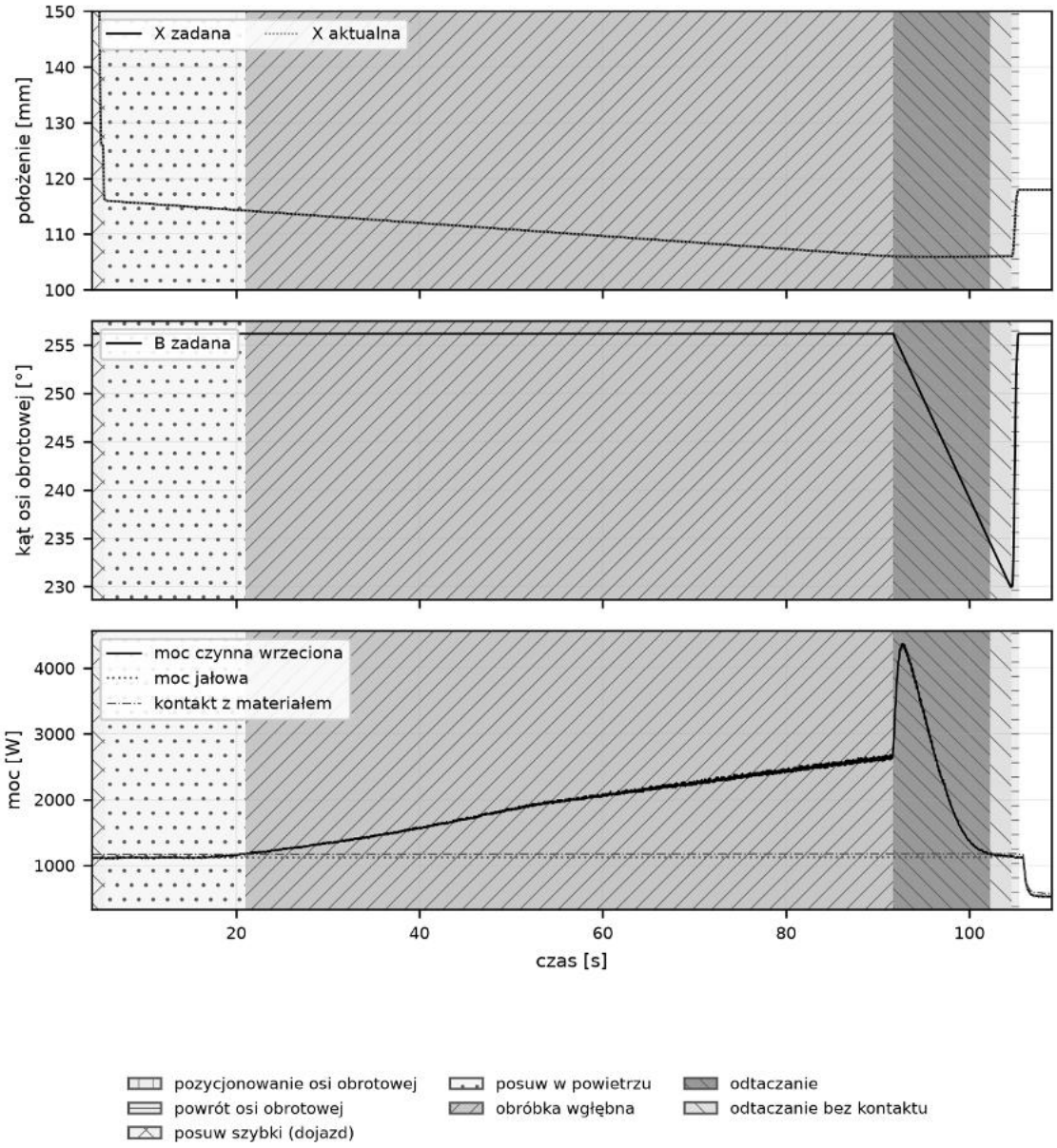


Rys. 5-20 Pomiary mocy w fazie szlifowania wgłębnego



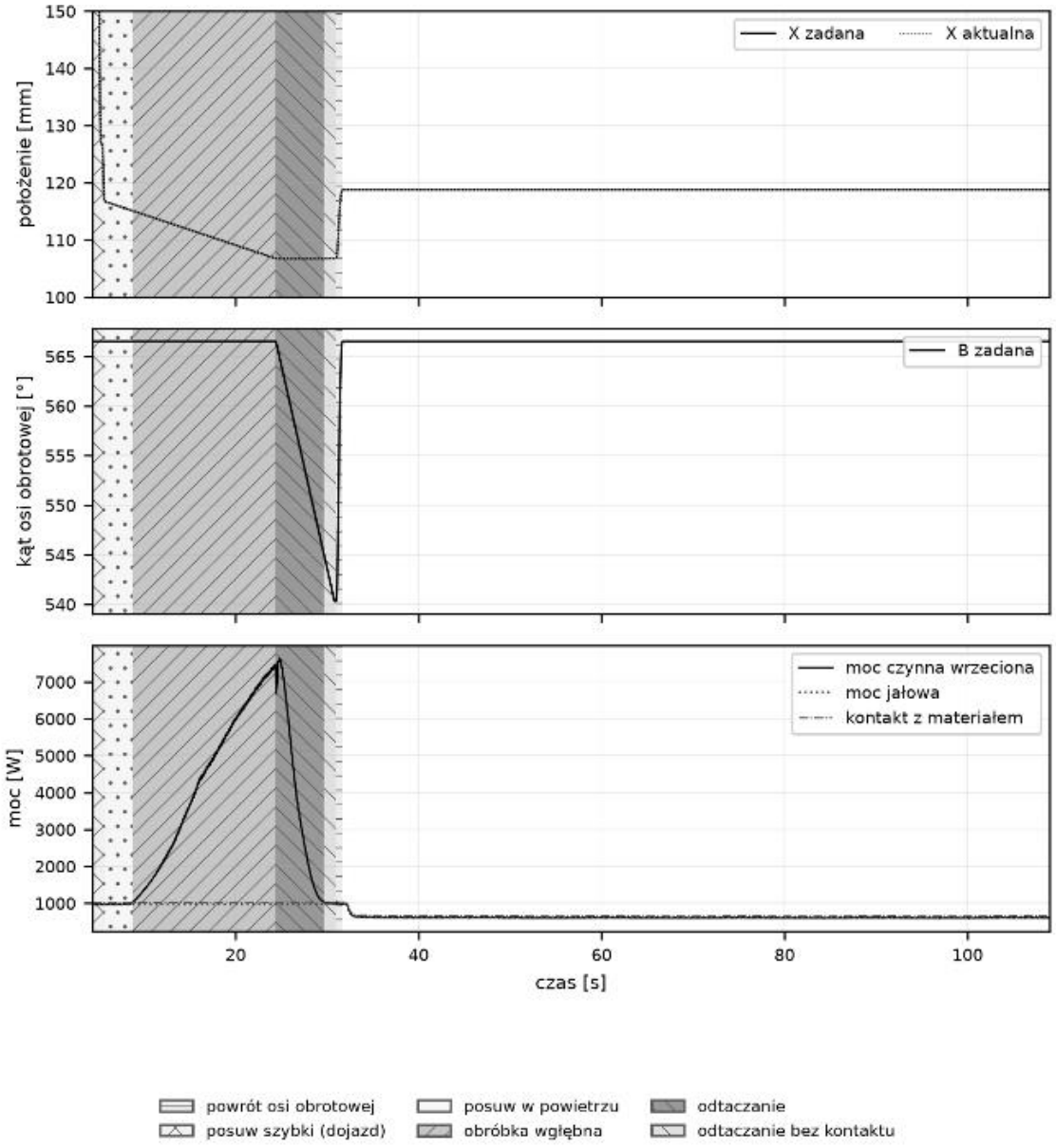
Rys. 5-21 Pomiar mocy w fazie odtaczania

Na Rys. 5-20, 5-21 przedstawiono również całkowite przebiegi wszystkich rejestrowanych sygnałów w zależności od czasu trwania do momentu zakończenia obróbki dla reprezentowanych przykładów największego oraz najmniejszego wykorzystania mocy wrzeciona.



Rys. 5-22 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 8 od momentu uruchomienia wrzeciona

Na Rys. 5-22 widoczny jest przebieg pozycjonowania szlifierki w osi B oraz X a następnie obróbkę z wyraźnym rozpoczęciem fazy odtaczania w momencie rozpoczęcia zmiany pozycji osi B i narastaniem mocy wykorzystywanej przez wrzeciono. Wyraźnie widać, że największe obciążenie pojawia nie bezpośrednio po rozpoczęciu odtaczania a chwilę po sugerując, że w tym miejscu ściernica ma największą objętość szlifowania która następnie spada aż do zakończenia obróbki.



Rys. 5-23 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 18 od momentu uruchomienia wrzeciona

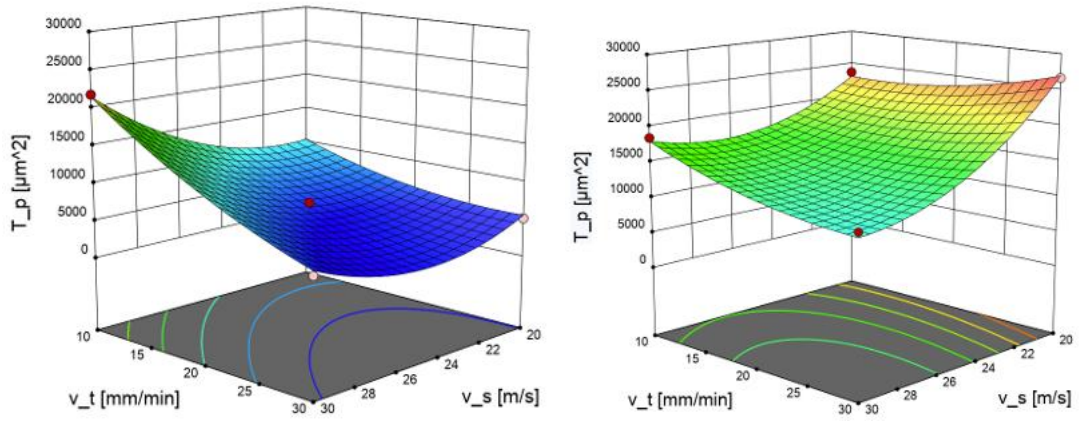
Podobnie jak na Rys. 5-22, na Rys. 5-23 widać przebieg pozycjonowania szlifierki w osi B oraz X a następnie obróbkę z wyraźnym rozpoczęciem fazy odtaczania w momencie rozpoczęcia zmiany pozycji osi B i narastaniem mocy wykorzystywanej przez wrzeciono. Wyraźnie widać, że największe obciążenie pojawia nie bezpośrednio po rozpoczęciu odtaczania a chwilę po sugerując, że w tym miejscu ściernica ma największą objętość szlifowania która następnie spada aż do zakończenia obróbki. Co istotne we wszystkich pomiarach zauważalny jest bardzo krótki spadek i wzrost mocy pomiędzy fazami szlifowania wgłębnego a odtaczaniem. W tym natomiast przypadku widać

znacznie wyraźniejsze i pełniejsze wykorzystanie mocy z dużo mniejszą różnicą niż w przypadku niższych parametrów obróbki.

Parametr T_p - Odchyłka topografii boku zęba

We wzorze. 5.11 przedstawiono zależność parametru Tp od parametrów procesu oraz na Rys. 5-24 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_w w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,96.

$$\begin{aligned} T_p = {} & 10807{,}494 - 4255{,}390 \cdot v_s - 66{,}272 \cdot v_t + 47191{,}579 \cdot v_w \\ & - 53{,}588 \cdot v_s \cdot v_t - 806{,}975 \cdot v_s \cdot v_w + 219{,}063 \cdot v_t \cdot v_w \\ & + 142{,}276 \cdot {v_s}^2 + 14{,}159 \cdot {v_t}^2 - 5386{,}591 \cdot {v_w}^2 \end{aligned} \tag{5.11}$$

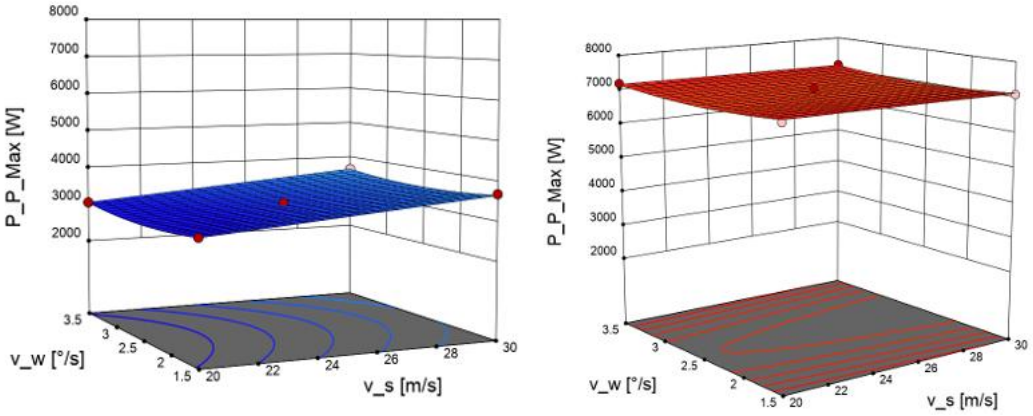


Rys. 5-24 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1,5°/s po lewej oraz 3,5°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba

Parametr P_{Pmax} - Maksymalna moc wrzeciona w trakcie szlifowania wgłębnego

We wzorze. 5.12 przedstawiono zależność parametru P_{Pmax} od parametrów procesu oraz na Rys. 5-25 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_t w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,98.

$$P_{P_{Max}} = -1014{,}346 + 92{,}810 \cdot v_s + 269{,}508 \cdot v_t + 3{,}198 \cdot v_s \cdot v_t + 11{,}755 \cdot {v_w}^2 \quad (5.12)$$

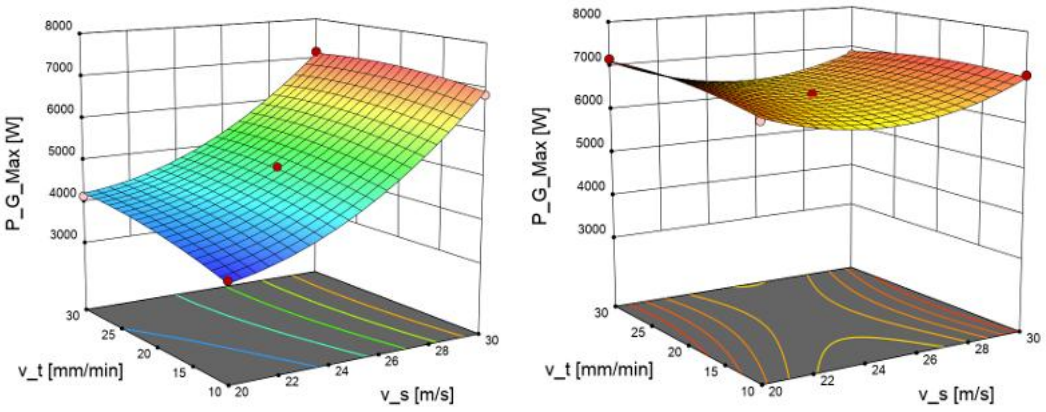


Rys. 5-25 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości odtaczania dla stosunku prędkości szlifowania wgłębnego na poziomie 10 mm/min po lewej oraz 30 mm/min po prawej na maksymalną moc wrzeciona

Parametr P_{Gmax} - Maksymalna moc wrzeciona w trakcie odtaczania

We wzorze. 5.13 przedstawiono zależność parametru P_{Gmax} od parametrów procesu oraz na Rys. 5-26 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_w w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,98.

$$P_{G_{Max}} = 4166{,}420 - 586{,}315 \cdot v_s + 152{,}419 \cdot v_t + 3164{,}164 \cdot v_w - 2{,}465 \cdot v_s \cdot v_t - 156{,}800 \cdot v_s \cdot v_w - 8{,}150 \cdot v_t \cdot v_w + 23{,}749 \cdot {v_s}^2 - 1{,}398 \cdot {v_t}^2 - 333{,}227 \cdot {v_w}^2 \quad (5.13)$$



Rys. 5-26 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1,5°/s po lewej oraz 3,5°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba

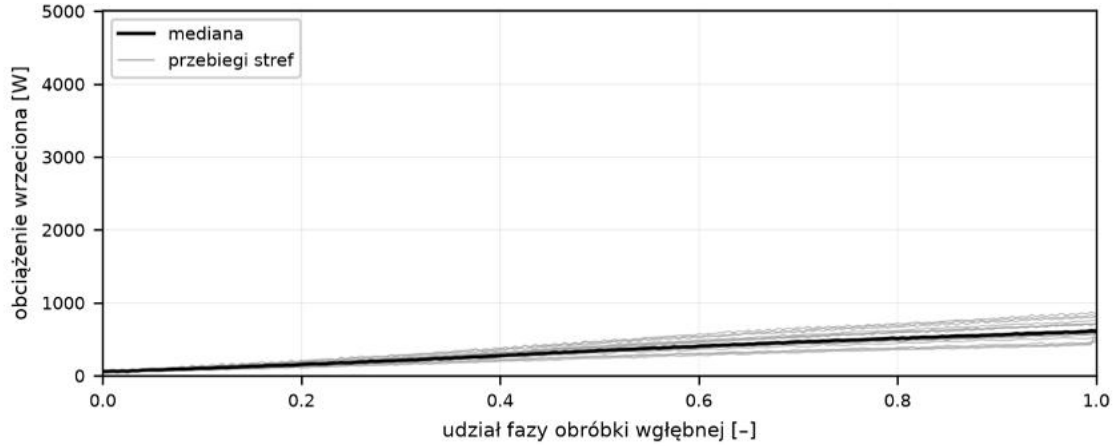
5.5.3 Wyniki i analiza badań dla koła K30

W Tab. 5-51 przedstawiono parametry odpowiadające planowi eksperymentu oraz otrzymane wyniki wraz z maksymalnym odchyleniem osi X od zadanej pozycji w trakcie szlifowania wgłębnego.

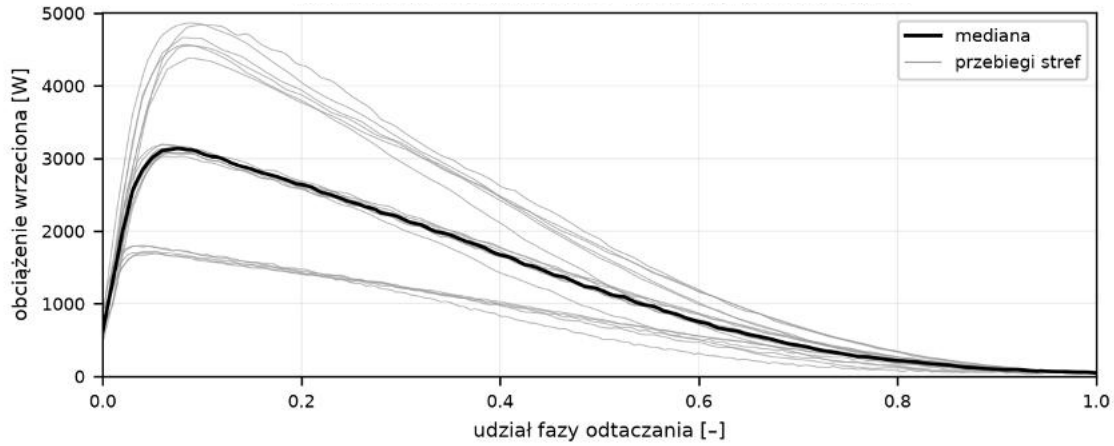
Tab. 5-51 Plan eksperymentu obróbki zgrubnej koła K30 wraz z wynikami

Koło	Strefa	v_s [m/s]	v_t [mm/min]	v_w [°/s]	T_p [µm2]	P_{Pmax} [W]	P_{Gmax}[W]	U_{max}[µm]
K1	1	25	3	2	9367	1435	3890	15
K1	2	25	2	2	8773	1328	4008	14
K1	3	30	2	3	12256	1672	5799	15
K1	4	25	3	1	3200	1494	2597	13
K1	5	25	3	2	8215	1577	4044	14
K1	6	20	3	2	9825	1293	3806	14
K1	7	25	3	2	9367	1565	4044	15
K1	8	20	2	1	6732	1150	2419	12
K1	9	30	4	1	4540	2134	3119	12
K1	10	20	4	3	16453	1376	5490	14
K2	11	25	3	3	10546	1577	5514	13
K2	12	25	4	2	6527	1708	4115	14
K2	13	20	4	1	5070	1435	2443	15
K2	14	25	3	2	6687	1577	4091	15
K2	15	25	3	2	5967	1589	4150	15
K2	16	30	3	2	4916	2004	4471	15
K2	17	25	3	2	7144	1506	4091	15
K2	18	30	4	3	9727	2004	6036	14
K2	19	20	2	3	12007	1162	5099	15
K2	20	30	2	1	2635	1874	3083	13

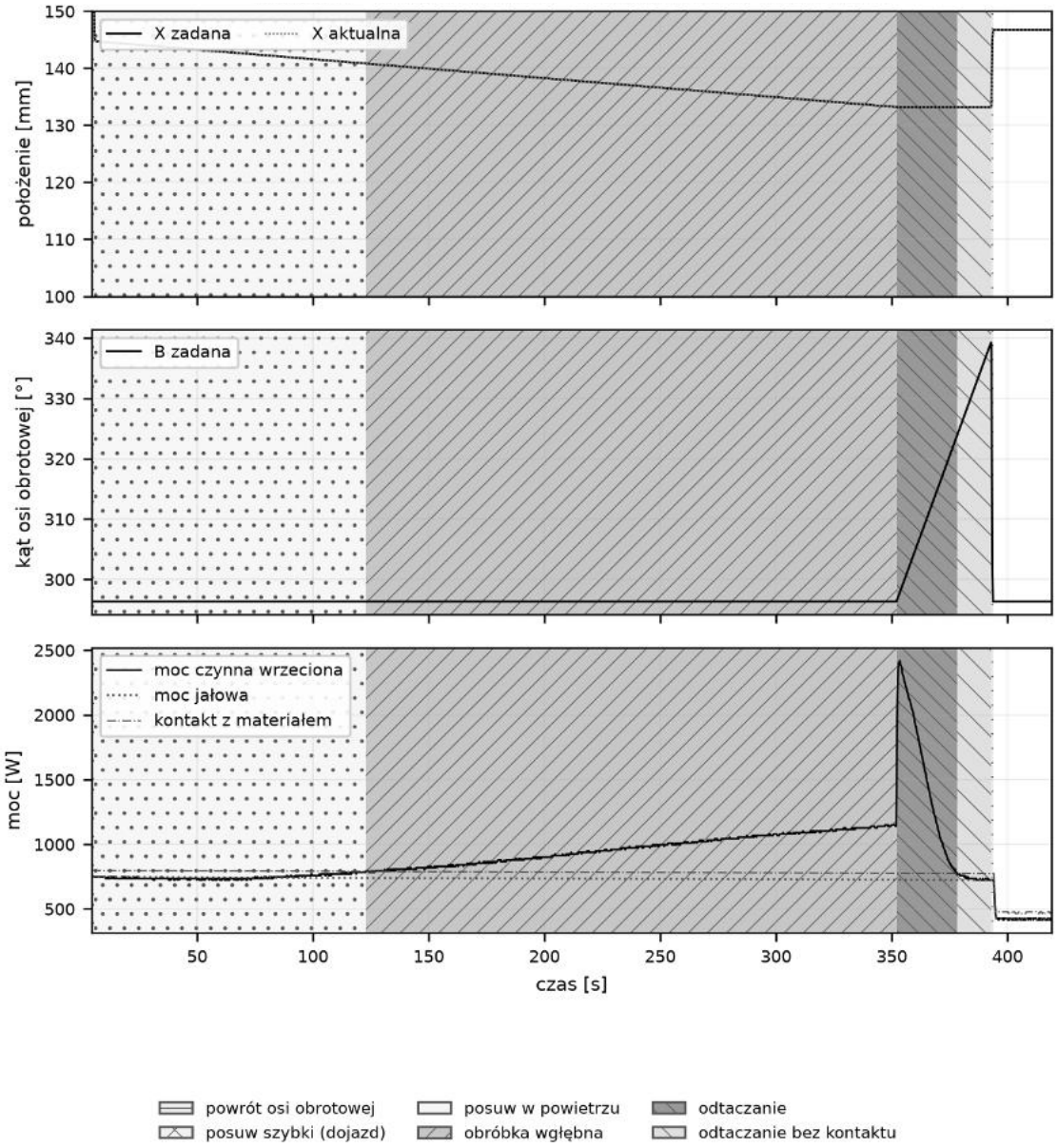
Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki opracowane w przygotowanym w ramach niniejszej pracy skrypcie analizującym dane rejestrowane przez system sterowania Sinumerik 840D. Na Rys. 5-27 i 5-28 przedstawiono nałożone na siebie wyniki pomiarów w fazie obróbki wgłębnej oraz w fazie odtaczania.



Rys. 5-27 Pomiary mocy w fazie szlifowania wgłębnego

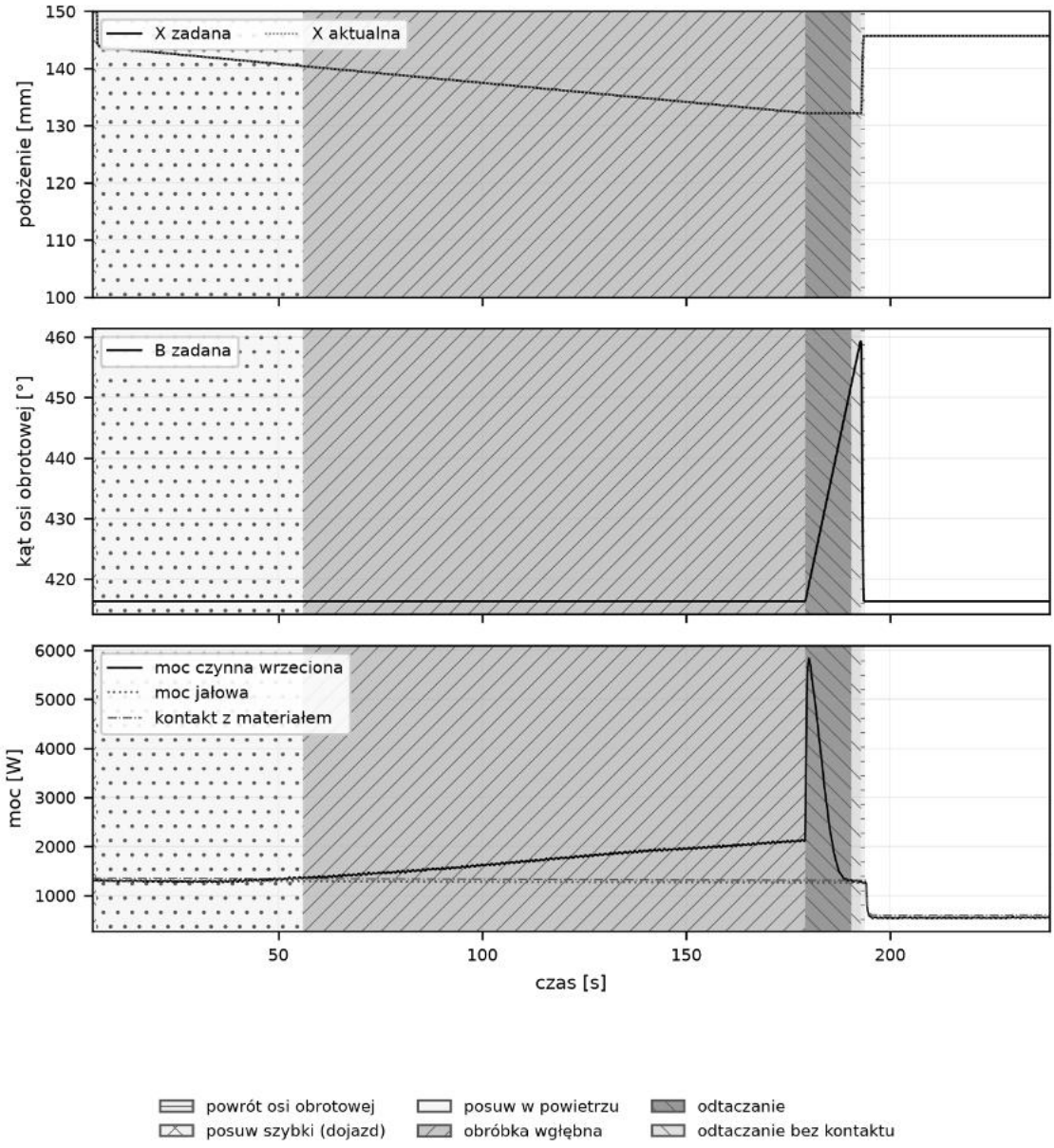


Rys. 5-28 Pomiary mocy w fazie odtaczania



Rys. 5-29 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 8 od momentu uruchomienia wrzeciona

Na Rys. 5-29 zauważalny jest pik mocy potrzebny do rozruchu wrzeciona oraz przebieg pozycjonowania szlifierki w osi B oraz X a następnie obróbkę z wyraźnym rozpoczęciem fazy odtaczania w momencie rozpoczęcia zmiany pozycji osi B i narastaniem mocy wykorzystywanej przez wrzeciono. Wyraźnie widać, że największe obciążenie pojawia się bezpośrednio po rozpoczęciu odtaczania, które następnie spada aż do zakończenia obróbki widać wyraźną różnicę w zakresie zapotrzebowania mocy pomiędzy etapami obróbki.



Rys. 5-30 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 18 od momentu uruchomienia wrzeciona

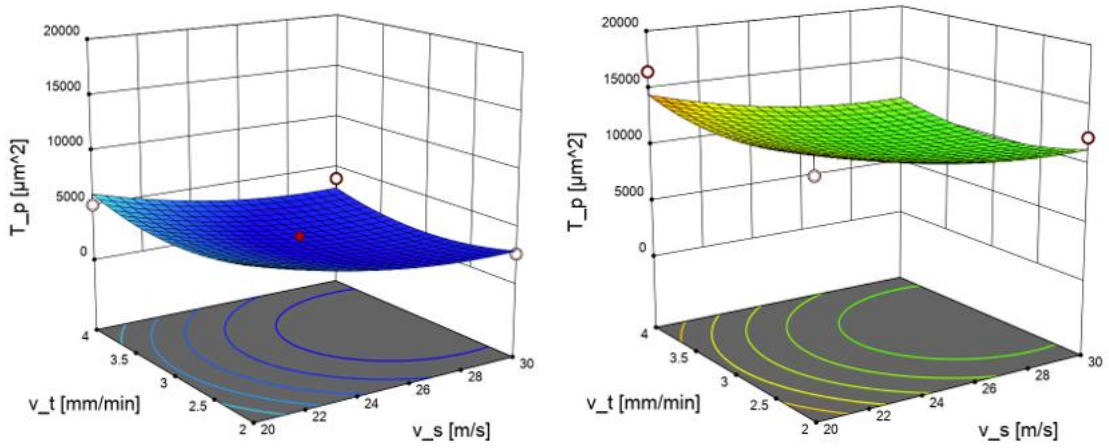
Podobnie jak na Rys. 5-29, na Rys. 5-30 zauważalny jest pik mocy potrzebny do rozruchu wrzeciona. Podobnie też widać przebieg pozycjonowania szlifierki w osi B oraz X a następnie obróbkę z wyraźnym rozpoczęciem fazy odtaczania w momencie rozpoczęcia zmiany pozycji osi B i narastaniem mocy wykorzystywanej przez wrzeciono. Wyraźnie widać, że największe obciążenie pojawia się bezpośrednio po rozpoczęciu odtaczania. W tym natomiast przypadku widać znacznie większą różnicę pomiędzy poborem mocy przez wrzeciona pomiędzy etapami obróbki, lokalne spiętrzenie może być

powodem szybszego zużycia ściernicy poprzez jej wykruszanie w momencie spiętrzenia obciążenia.

Parametr T_p - Odchyłka topografii boku zęba

We wzorze 5.14 przedstawiono zależność parametru Tp od parametrów procesu oraz na Rys. 5-31 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_w w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,95.

$$T_p = 41555{,}413 - 2257{,}543 \cdot v_s - 7494{,}514 \cdot v_t + 4170{,}536 \cdot v_w + 38{,}775 \cdot {v_s}^2 + 1248{,}875 \cdot {v_t}^2 \quad (5.14)$$

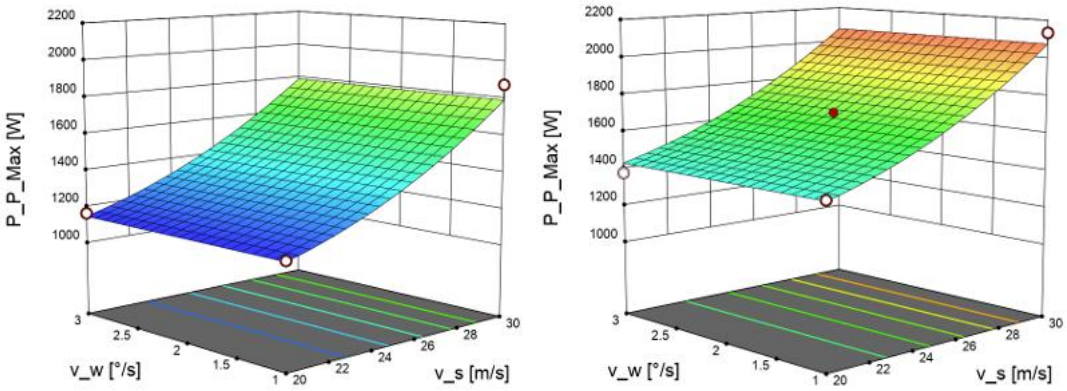


Rys. 5-31 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1°/s po lewej oraz 3°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba

Parametr P_{Pmax} - Maksymalna moc wrzeciona w trakcie szlifowania wgłębnego

We wzorze 5.15 przedstawiono zależność parametru P_{Pmax} od parametrów procesu oraz na Rys. 5-32 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_t w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,95.

$$P_{P_{Max}} = 1366{,}917 - 85{,}125 \cdot v_s + 142{,}273 \cdot v_t + 2{,}992 \cdot {v_s}^2 \quad (5.15)$$

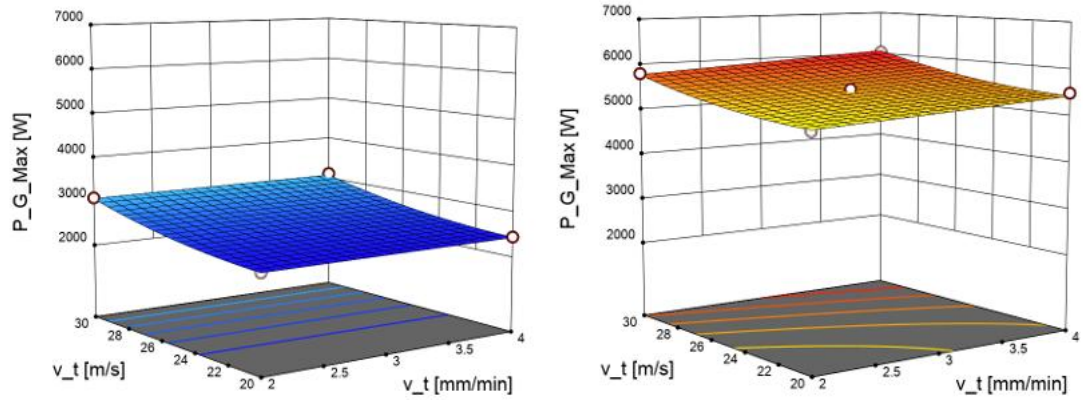


Rys. 5-32 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości odtaczania dla stosunku prędkości szlifowania wgłębnego na poziomie 2 mm/min po lewej oraz 4 mm/min po prawej na maksymalną moc wrzeciona

Parametr P_{Gmax} - Maksymalna moc wrzeciona w trakcie odtaczania

We wzorze 5-16 przedstawiono zależność parametru P_{Gmax} od parametrów procesu oraz na Rys. 5-33 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości v_t w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,98.

$$P_{G_{Max}} = 2836{,}096 - 179{,}632 \cdot v_s - 64{,}760 \cdot v_t + 1212{,}440 \cdot v_w + 71{,}000 \cdot v_t \cdot v_w + 4{,}884 \cdot {v_s}^2 \quad (5.16)$$



Rys. 5-33 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1°/s po lewej oraz 3°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba

W badanym zakresie warunków szlifowania głębokiego największy wpływ na sumę kwadratów odchyłek topografii Tp wykazała prędkość odtaczania v_w, której zwiększenie wiązało się ze wzrostem niedopasowania powierzchni do geometrii nominalnej.

Zwiększenie prędkości obwodowej ściernicy v_s wiązało się natomiast ze zmniejszeniem Tp.

Maksymalna moc podczas szlifowania wgłębnego zależała przede wszystkim od jego zadanego posuwu, ale też i prędkości obwodowej ściernicy. Zwiększenie obu parametrów powodowało wzrost odpowiedzi, przy czym istotny dodatni składnik kwadratowy prędkości obwodowej wskazywał na nasilenie wzrostu mocy w górnej części badanego zakresu. Wyniki umożliwiają uwzględnienie zapotrzebowania na moc jako ograniczenia podczas doboru warunków etapu szlifowania wgłębnego. Zarejestrowane wartości maksymalnego odchylenia w osi X dla K58 mieściły się w zakresie 24-19 μm a dla K30 w zakresie 12-15 μm. Pomimo nominalnej istotności pojedynczych składników związanych z prędkością odtaczania wyniki nie pozwalają na wiarygodne określenie przebiegu zależności różnicy zadana-faktyczna pozycja osi X od parametrów obróbki. W przypadku koła K58 możliwa była niwelacja różnicy mocy wykorzystywanej w trakcie szlifowania wgłębnego a odtaczaniem co może zmniejszać wykruszanie i degradację krawędzi ściernicy a przez to zapewniać stabilniejszy proces. Ze względu na ograniczenia maksymalnych parametrów posuwu w kole K30 taki zabieg nie był możliwy ze względu na różnicę jakie generują konkretne parametry posuwu w obróbce wgłębnej i odtaczaniu.

Najbardziej uzasadnione obecnie jest poszukiwanie kompromisu przy niższym v_w z doborem v_s i v_t według dopuszczalnego obciążenia oraz pożądanego czasu obróbki. który wynika z zadanych prędkości posuwów. W tabeli zestawiono porównanie czasu trwania obróbki dla dwóch przypadków zarówno z najmniejszymi jak i najwyższymi posuwami w eksperymencie dla obróbki jednego wrębu oraz czas całkowity obróbki wszystkich wrębów. Nie wliczono w tym zestawieniu montażu, czasu kondycjonowania ściernicy oraz kontroli przedmiotu obrabianego. O ile w przypadku produkcji jednostkowej czynnik ten nie musi stanowić determinanty to już przypadku małej serii czas obróbki zaczyna rosnąć na tyle iż wymaga uprzedniego zaplanowania w ramach czasu pracy operatora i urządzenia, aby wykonać go podczas jednego uruchomienia.

Tab. 5-52 Wybrane parametry czasu obróbki zgrubnej kół K58 oraz K30

	Czas obróbki jednego wrębu		**Całkowity czas obróbki**	
Koło	**Najdłuższy cykl**	**Najkrótszy cykl**	**Maksymalny czas**	**Minimalny czas**
K58	82 s	32s	80 min	30 min
K30	391s	191s	196 min	95 min

Otrzymane wyniki wspierają cel ograniczania liczby prób: pozwalają wskazać parametry dominujące i zrozumieć obciążenie. Wnioski pozostają jednak ograniczone do badanego zakresu, geometrii, materiału, narzędzia i warunków procesu. W każdym z przypadków wysoka wartość współczynnika determinacji pełnego modelu kwadratowego nie oznaczała jego równie wysokiej zdolności predykcyjnej. Ta sama metodologia DOE zastosowana do dwóch konfiguracji koło-ściernica ujawniła odmienną wrażliwość procesu na parametry technologiczne. Wynik wskazuje, że skalowanie nastaw między różnymi konfiguracjami geometrycznymi nie może być prowadzone wyłącznie poprzez zachowanie identycznych wartości. Należy też uwzględnić udział konieczności modyfikacji układu chłodzenia, który oprócz oczywiście właściwości materiałowych ma wpływ na dopuszczalne parametry prędkości procesu szlifowania.

5.6 Dobór parametrów procesu szlifowania wykańczającego

Celem eksperymentu w procesie obróbki wykańczającej było określenie sterowania końcowa mikrogeometrią powierzchni za pomocą parametrów procesu oraz parametrów kondycjonowania ściernicy. Prace przedstawione w tym podrozdziale realizowano w ramach zadania badawczego ZB3.

Naddatek pozostawiony na obróbkę wykańczającą został określony za pomocą modyfikacji wzoru (5.16) wynikające z normy ISO 21771-1:2024, otrzymane wyniki są zgodne z zalecaniami literaturowymi zarówno firmy Gleason [11], [25], [27] jak i Klingelnberg [2].

$$\frac{2q_{avg}}{\cos \alpha_n} = \frac{T_{sn} + T_{snV}}{2} + \frac{2q_{min}}{\cos \alpha_n} \tag{5.16}$$

$$q_{avg} = \frac{1}{4} \cdot \cos \alpha_n \cdot (T_{sn} + T_{snV}) + q_{min} \tag{5.17}$$

$$q_{avg} = \frac{1}{4} \cdot \cos 20° \cdot (0{,}027 + 0{,}227) + 0{,}1 = 0{,}12 \text{ mm} \tag{5.18}$$

Gdzie:

T_{sn} - tolerancja normalnej grubości zęba po obróbce wykańczającej (6klasa)

T_{snV} - tolerancja normalnej grubości zęba w stanie po obróbce zgrubnej (8 klasa)

q_{min}- minimalny pozostawiony naddatek

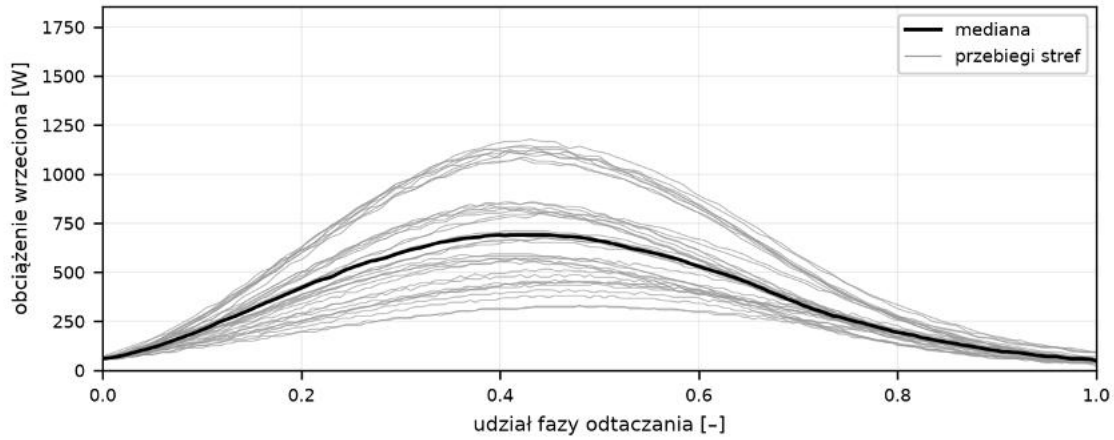
Średni przyjęty naddatek na bok zęba wynosił $q_{avg} = 0{,}12\ mm$, obróbka odbywała się w dwóch cyklach, pierwszy pozostawiający naddatek od dna zęba na wysokość $a_p = 0{,}07\ mm$ drugi skrawający go zgodnie z przyjętymi w eksperymencie parametrami.

5.6.1 Wyniki i analiza badań dla koła K58

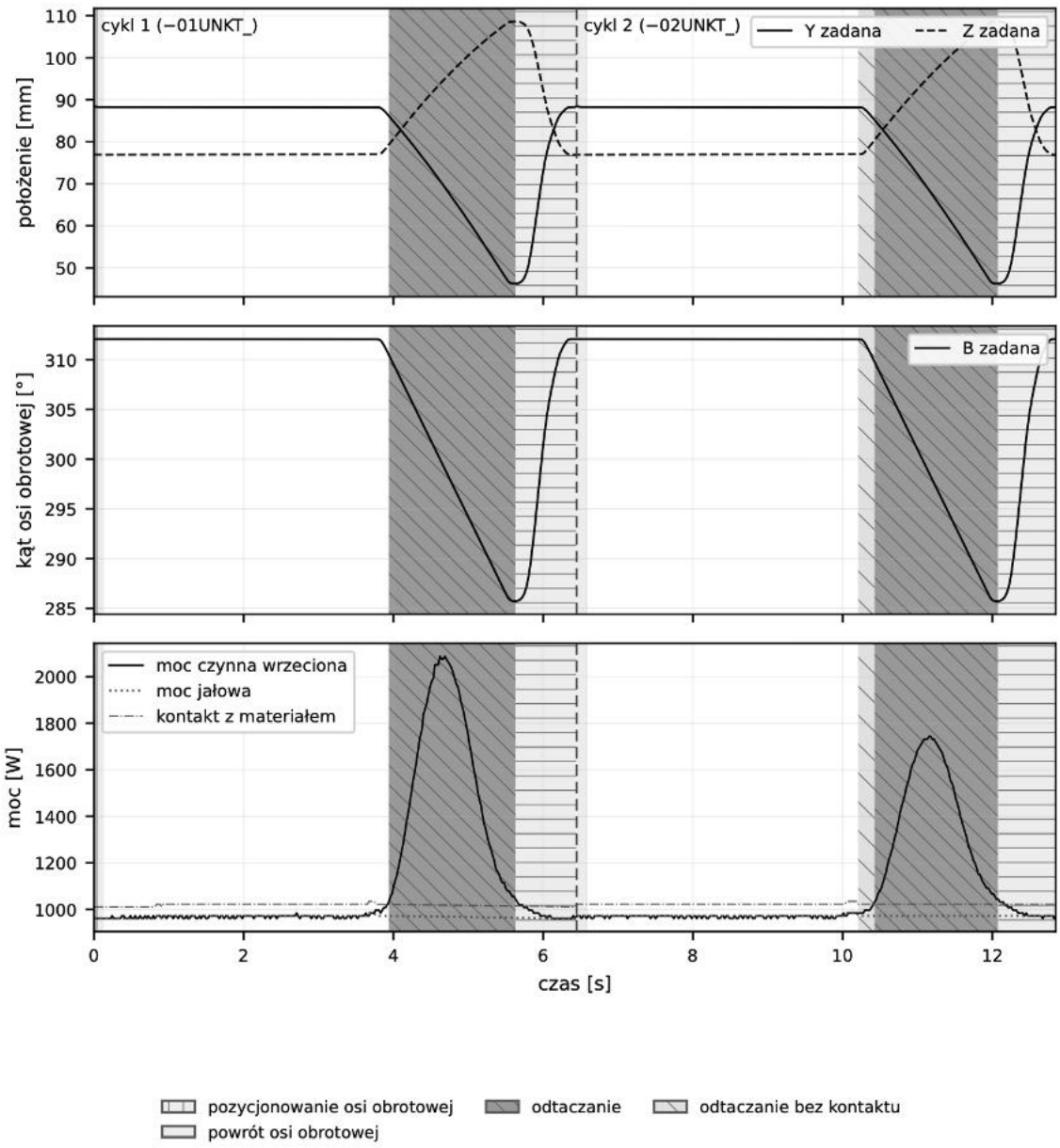
W Tab. 5-53 przedstawiono wyniki pomiarów chropowatości zgodnie z przyjętym planem badań dla tego eksperymentu.

Tab. 5-53 Wyniki zmierzonych parametrów chropowatości dla obróbki wykańczającej zgodnie z przyjętym planem badań dla koła K58

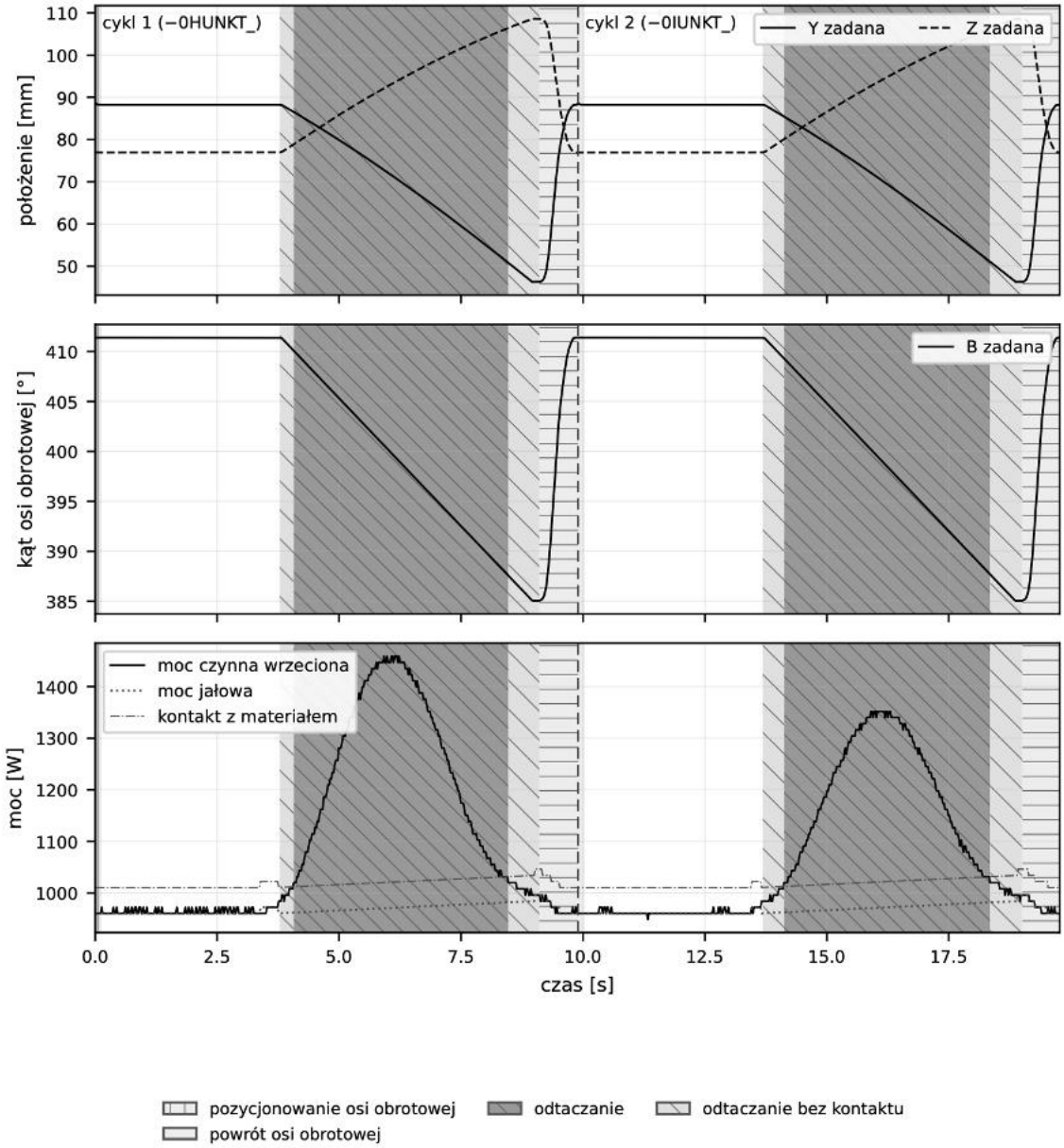
Strefa	v_s [m/s]	v_w [°/s]	q_d [-]	R_a [µm]	R_z [µm]	W_t [µm]
1	15	15	-0,6	0,553	4,102	1,486
2	25	15	-1,2	0,352	2,712	2,709
3	20	5	-0,9	0,584	4,061	2,461
4	20	10	-0,9	0,556	3,929	1,034
5	25	5	-0,6	0,658	4,474	1,013
6	15	5	-1,2	0,506	3,582	1,435
7	20	10	-0,9	0,588	4,120	1,418
8	20	10	-0,9	0,554	3,710	4,110
9	25	10	-0,9	0,568	3,905	1,829
10	20	10	-0,6	0,738	5,934	3,305
11	25	15	-0,6	0,624	4,650	1,404
12	15	15	-1,2	0,385	2,710	3,444
13	20	10	-0,9	0,505	3,787	1,384
14	15	10	-0,9	0,580	3,978	1,948
15	25	5	-1,2	0,375	3,442	3,730
16	20	15	-0,9	0,525	3,724	1,435
17	20	10	-1,2	0,405	2,892	2,459
18	15	5	-0,6	0,438	3,380	2,187
19	20	10	-0,9	0,508	3,582	2,506
20	20	10	-0,9	0,507	3,708	3,207



Rys. 5-34 Pomiary mocy w fazie odtaczania podczas obróbki wykańczającej dla koła K58



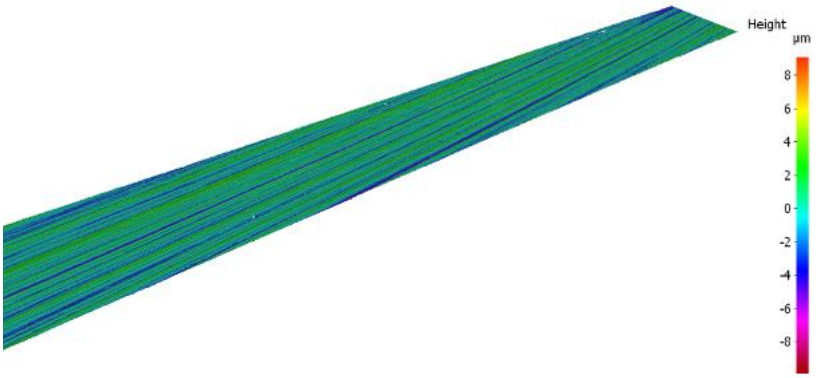
Rys. 5-35 Przebieg obróbki wykańczającej w strefie 2



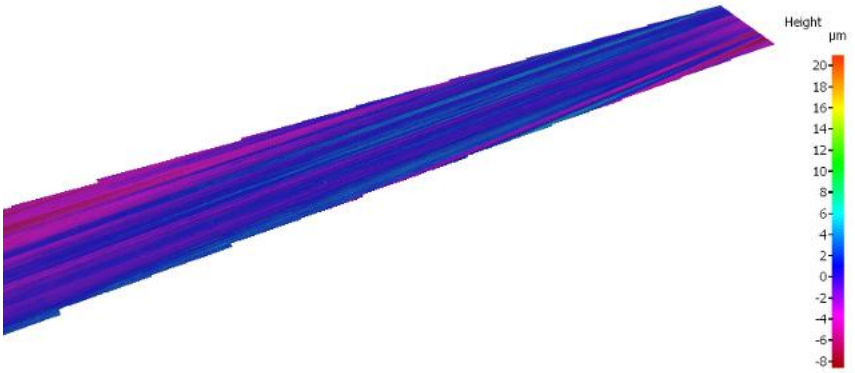
Rys. 5-36 Przebieg obróbki wykańczającej w strefie 18

Analiza wpływu parametrów szlifowania wykańczającego na jakość wykonanej powierzchni stanowi istotny element przygotowywania procesu technologicznego kształtowania warstwy wierzchniej uzębienia. Nie zawsze jest możliwe przeprowadzenie badań wychodzących poza standardowy pomiar chropowatości profilometrem stykowym i często wiąże się to z tym, że wymaga zniszczenia wykonanego wyrobu poprzez wycięcie reprezentatywnych próbek. Z tego też względu ocenę jakości wykonanej powierzchni przeprowadzono dodatkowo na mikroskopie różnicowania ogniskowej Alicona InfiniteFocus G4 wykonano dla Koła K58 które ze względu na swoje rozmiary

oraz niższą twardość ułatwiało obróbkę mechaniczną w celu wycięcia próbek bez ryzyka uszkodzenia badanych powierzchni w trakcie ich przygotowywania. Do badań przygotowano 20 reprezentatywnych próbek reprezentujących każdą strefę obróbki, na Rys. 5-37 i 5-38 przedstawiono powierzchnie wykonane wg skrajnych parametrów eksperymentu.



Rys. 5-37 Powierzchnia zęba w strefie 2 R_a=0,352 µm

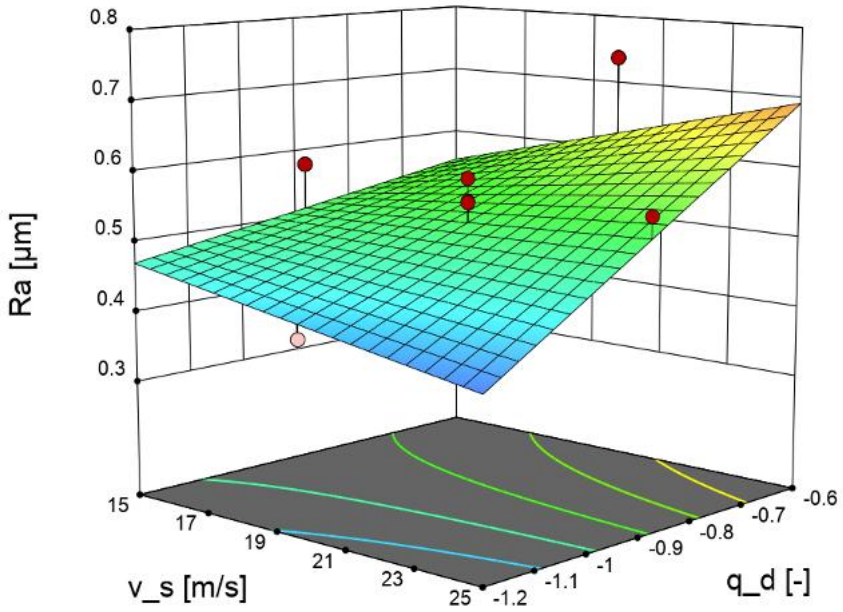


Rys. 5-38 Powierzchnia zęba w strefie 10 R_a=0,738 µm

Parametr R_a - Średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej

We wzorze 5-19 przedstawiono zależność parametru R_a od parametrów procesu oraz na Rys. 5-39 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla $v_w = 10\ [°/s\ ]$. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,70.

$$R_a = 0{,}102 + 0{,}036 \cdot v_s - 0{,}417 \cdot q_d + 0{,}037 \cdot v_s \cdot q_d \qquad (5.19)$$

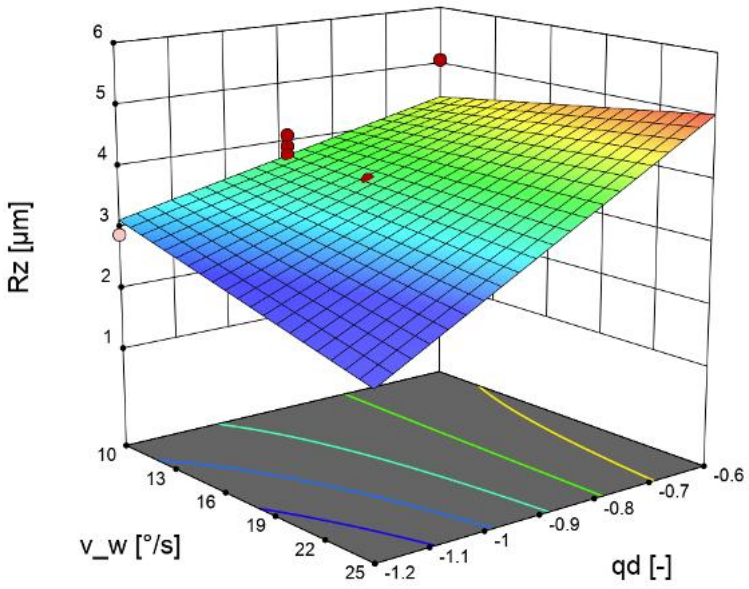


Rys. 5-39 Wpływ prędkości szlifowania v_s oraz stosunku prędkości q_d dla $v_w = 10\,[°/\mathrm{s}\,]$ na średnią arytmetyczną odchylenia profilu od linii średniej

Parametr R_z - Średnia wysokość największych nierówności profilu

We wzorze 5.20 przedstawiono zależność parametru R_z od parametrów procesu oraz na Rys. 5-40 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla $v_w = 10\,[°/\mathrm{s}\,]$. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,73.

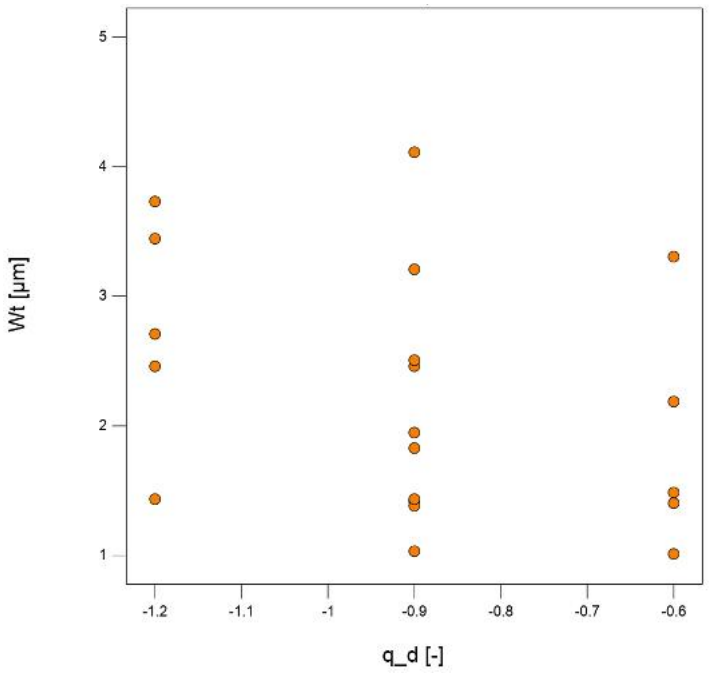
$$R_z = 4{,}060 + 0{,}163 \cdot v_w + 0{,}101 \cdot q_d + 0{,}203 \cdot v_w \cdot q_d \tag{5.20}$$



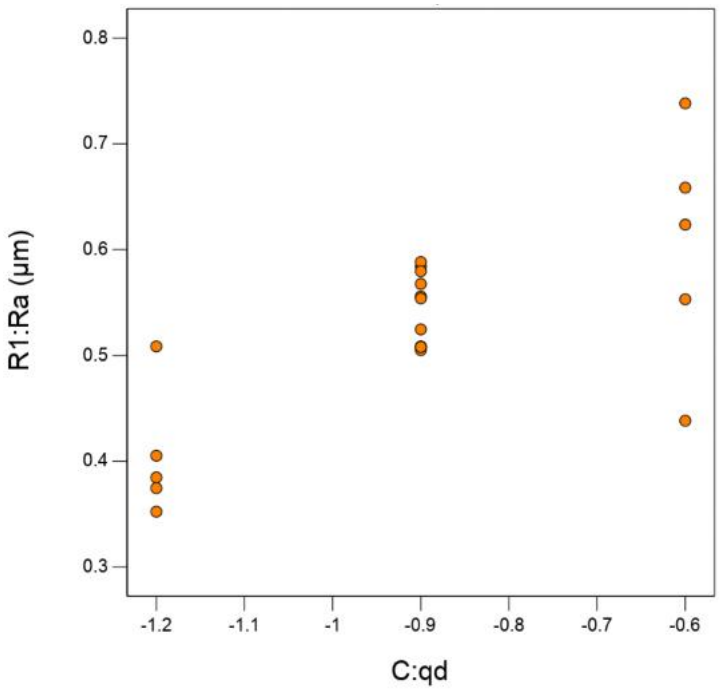
Rys. 5-40 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 20$ [m/s] na średnią wysokość największych nierówności profilu

Parametr W_t - Całkowita wysokość profilu falistości

Ze względu na zbyt słabą jakość dopasowania nie było możliwe określenie modelu dla całkowitej wysokości profilu falistości ($R^2 < 0{,}6$). Na Rys. 5-41 przedstawiono wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości w stosunku prędkości q_d.



Rys. 5-41 Wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości W_t w stosunku prędkości q_d dla K58



Rys. 5-42 Wyniki pomiarów chropowatości R_a w zależności od stosunku prędkości q_d dla K58

Spośród trzech analizowanych czynników decydujący wpływ na chropowatość powierzchni ma stosunek prędkości q_d. Obniżenie q_d z −0,60 do −1,20 skutkuje spadkiem R_a z 0,738 do 0,352 µm, czyli o 52%, oraz R_z z 5,934 do 2,712 µm, przy czym trzy z czterech najniższych wartości R_a uzyskano przy q_d = −1,20 (strefy 2, 15 i 12). Kierunek ten potwierdzają modele regresji, w których współczynnik przy q_d jest o rząd wielkości większy niż przy v_s i v_w, przy dopasowaniu R^2 = 0,70 dla R_a i R^2 = 0,73 dla R_z. Wpływ prędkości szlifowania i prędkości odtaczania jest wyraźnie słabszy i ujawnia się przede wszystkim we współdziałaniu z q_d: przy q_d = −0,60 wzrost v_s z 15 do 25 m/s zwiększa R_a (0,4383 → 0,6585 µm w strefach 18 i 5), natomiast przy q_d = −1,20 zależność ta ulega odwróceniu (0,5085 → 0,3746 µm w strefach 6 i 15). Odmiennie zachowuje się falistość. Dla parametru W_t nie uzyskano dopasowania pozwalającego na budowę modelu, a jego wartości w punkcie centralnym planu wahają się od 1,0342 do 4,1106 µm, mimo identycznych nastaw. Rozrzut ten przekracza zakres zmienności obserwowany między skrajnymi wariantami eksperymentu, co wskazuje, że falistość kształtowana jest przez czynniki nieobjęte planem badań, prawdopodobnie związane ze stanem czynnej powierzchni ściernicy oraz ze stabilnością układu OUPN, a nie przez

badane parametry procesu. Powierzchnie zarejestrowane na mikroskopie różnicowania ogniskowego dla stref skrajnych (strefa 2, R_a = 0,352 μm, oraz strefa 10, R_a = 0,738 μm) potwierdzają wyniki pomiarów stykowych. Wynika stąd wniosek praktyczny: chropowatość powierzchni można sterować przede wszystkim przez stosunek prędkości q_d również na kołach w stanie bez obróbki cieplnej w celu dostosowania procesu szlifowania wykańczającego na końcowych produktach, czyli przez warunki kondycjonowania ściernicy, natomiast ograniczenie falistości wymaga odrębnych badań, obejmujących parametry pominięte w niniejszym eksperymencie.

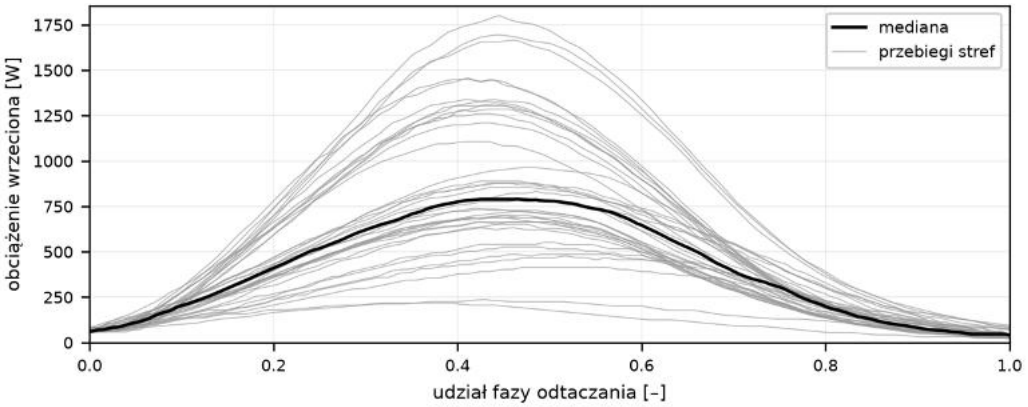
5.6.2 Wyniki i analiza koła K30 po obróbce wykańczającej

W Tab. 5-54 przedstawiono wyniki pomiarów chropowatości zgodnie z przyjętym planem badań dla tego eksperymentu.

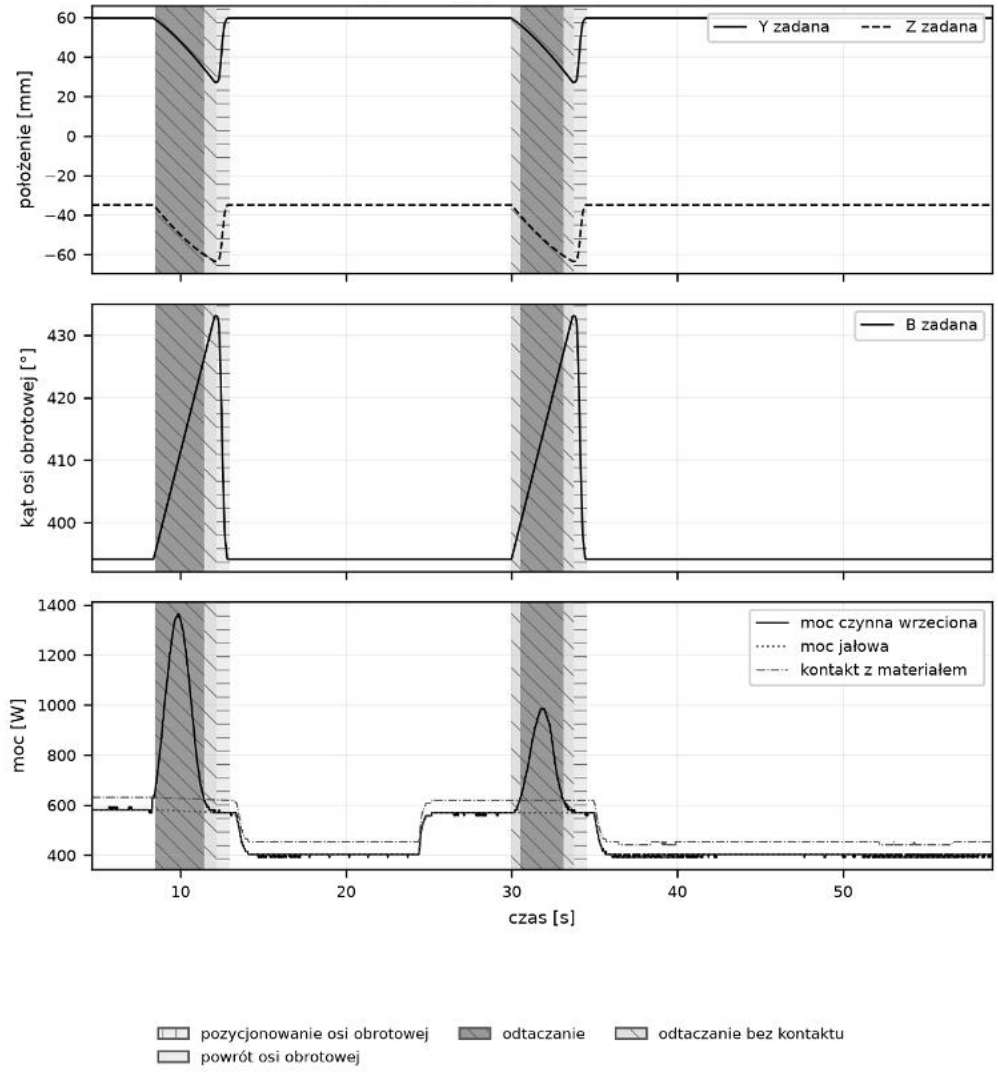
Tab. 5-54 Wyniki zmierzonych parametrów chropowatości dla obróbki wykańczającej zgodnie z przyjętym planem badań dla koła K30

Koło	Strefa	v_s [m/s]	v_w [°/s]	q_d [-]	R_a [µm]	R_z [µm]	W_t [µm]
K1	1	15	25	-0,6	0,593	3,963	2,931
K1	2	25	25	-1,2	0,344	2,667	2,173
K1	3	20	10	-0,9	0,581	3,717	1,142
K1	4	20	18	-0,9	0,504	3,947	3,771
K1	5	25	10	-0,6	0,632	4,243	4,624
K1	6	15	10	-1,2	0,506	3,467	3,570
K1	7	20	18	-0,9	0,552	4,047	2,309
K1	8	20	18	-0,9	0,599	4,860	2,713
K1	9	25	18	-0,9	0,616	4,113	2,361
K1	10	20	18	-0,6	0,698	5,803	3,420
K2	11	25	25	-0,6	0,602	4,223	4,484
K2	12	15	25	-1,2	0,330	2,593	2,502
K2	13	20	18	-0,9	0,509	3,573	1,991
K2	14	15	18	-0,9	0,622	4,723	2,424
K2	15	25	10	-1,2	0,359	2,677	2,032
K2	16	20	25	-0,9	0,524	3,653	2,431
K2	17	20	18	-1,2	0,393	2,563	1,885
K2	18	15	10	-0,6	0,575	4,003	3,738
K2	19	20	18	-0,9	0,502	3,430	2,916
K2	20	20	18	-0,9	0,597	3,610	3,188

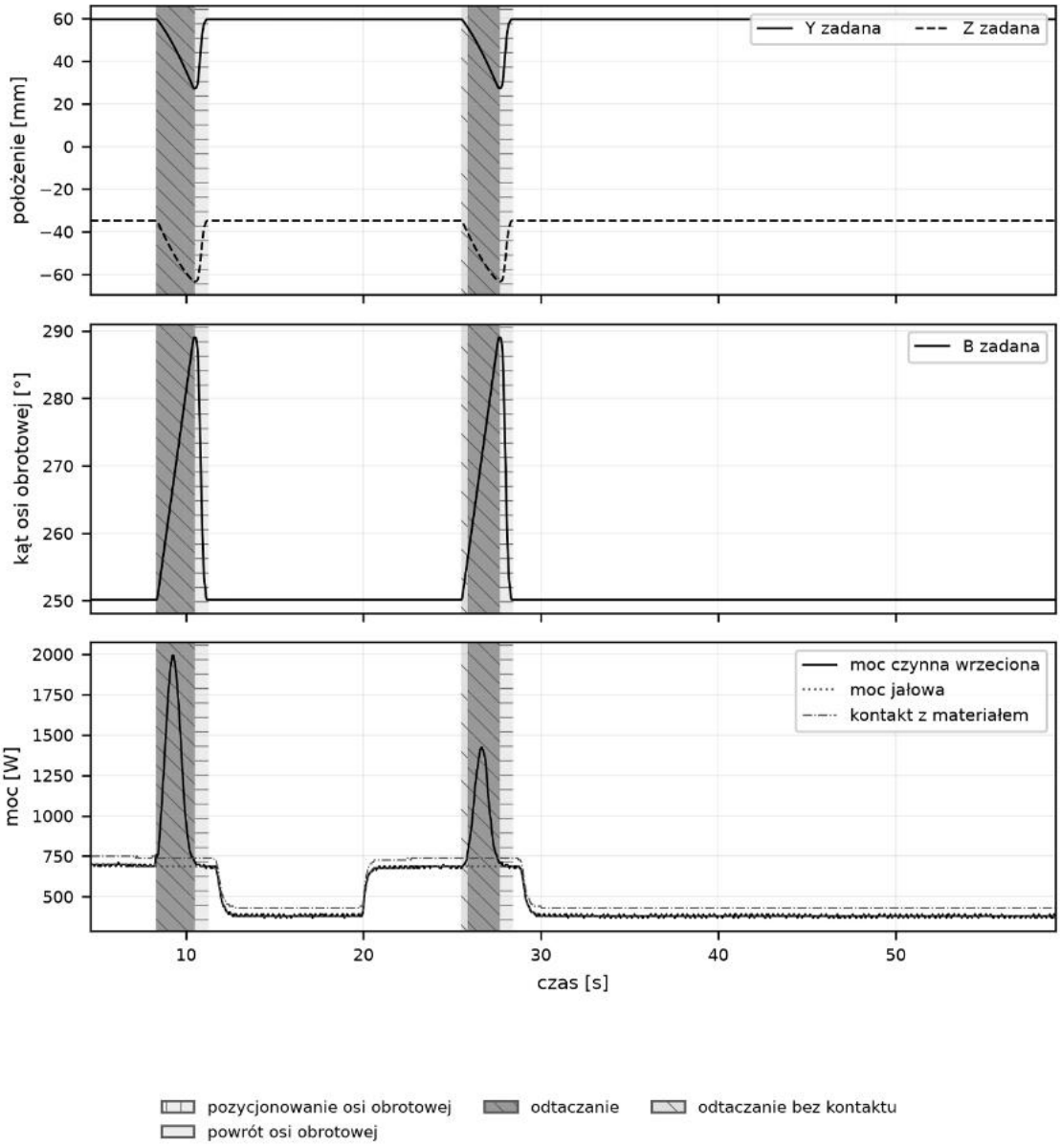
Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki opracowane w przygotowanym w ramach niniejszej pracy skrypcie analizującym dane rejestrowane przez system sterowania Sinumerik 840D. Na Rys. 5-43 przedstawiono nałożone na siebie wyniki pomiarów w fazie odtaczania obróbki wykańczającej. W tym przypadku na wykresie zaobserować można, że największe obciążenie wrzeciona a zarazem największa objętość usuwania materiału przypada na jego środkową część gdzie następnie spada aż do opuszczenia materiału. Widoczne jest to również na Rys. 5-44 i 5-45, gdzie przedstawiono przbeieg dla przeciwnie skrajnych parametrów strefy 2 oraz 18 z uwzględnieniem dwóch przebiegów, pierwszego przejścia ujednolicajacego naddatek oraz drugiego właściwego.



Rys. 5-43 Pomiary mocy w fazie odtaczania podczas obróbki wykańczającej dla koła K30



Rys. 5-44 Przebieg obróbki wykańczającej w dwóch cyklach, przygotowaniu powierzchni i cyklu właściwym w strefie 18



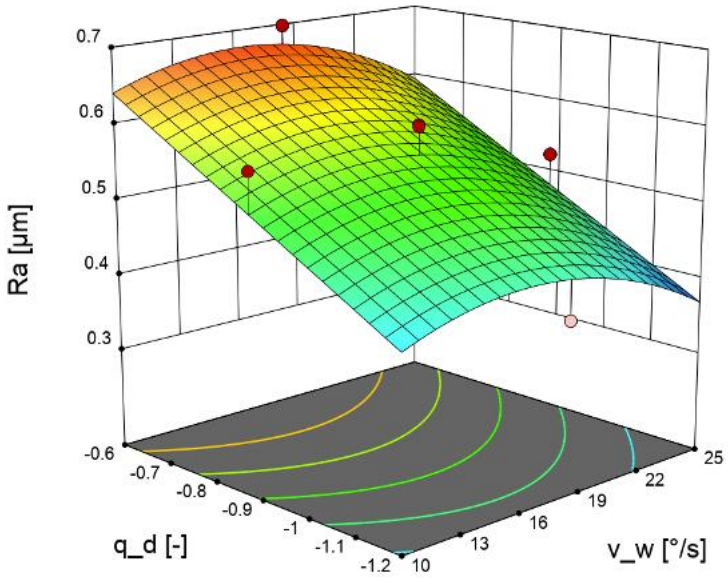
Rys. 5-45 Przebieg obróbki wykańczającej w dwóch cyklach, przygotowaniu powierzchni i cyklu właściwym w strefie 2

Analiza wyników badań szlifowania wykańczającego koła wyznaczonego do badań eksperymentalnych była podstawą do określenia istotności wpływu parametrów procesu szlifowania na wartości parametrów R_a, R_z oraz W_t. W oparciu o analizę wariancji ANOVA dobrano odpowiednie modele i uzyskano zależności opisujące wartości parametrów chropowatości w funkcji parametrów procesu.

Parametr R_a - Średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej

We wzorze 5.21 przedstawiono zależność parametru R_a od parametrów procesu oraz na Rys. 5-46 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla $v_s = 18\,[\mathrm{m/s}]$. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,78.

$$R_a = 0{,}647 + 0{,}032 \cdot v_w + 0{,}378 \cdot q_d - 0{,}001 \cdot {v_w}^2 \tag{5.21}$$

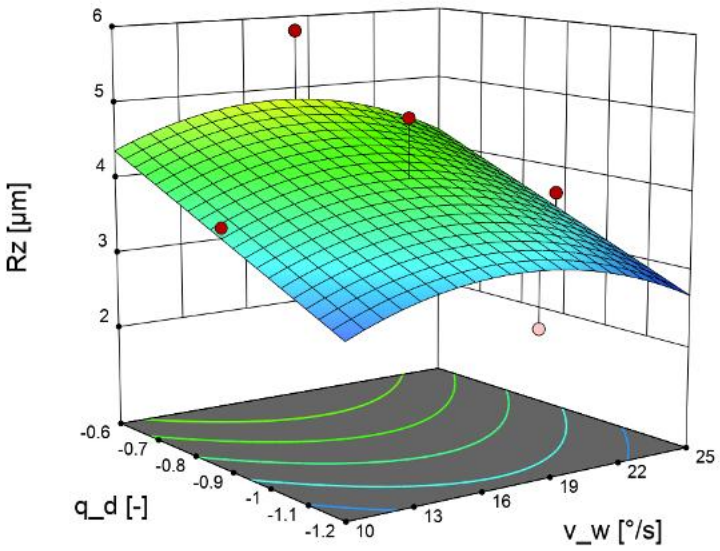


Rys. 5-46 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 18\,[\mathrm{m/s}]$ na średnią arytmetyczną odchylenia profilu od linii średniej

Parametr R_z - Średnia wysokość największych nierówności profilu

We wzorze 5.22 przedstawiono zależność parametru R_z od parametrów procesu oraz na Rys. 5-47 przedstawiono powierzchnię odpowiedzi dla stosunku prędkości q_d w jej skrajnych wartościach. Współczynnik determinancji określono na poziomie R^2=0,70.

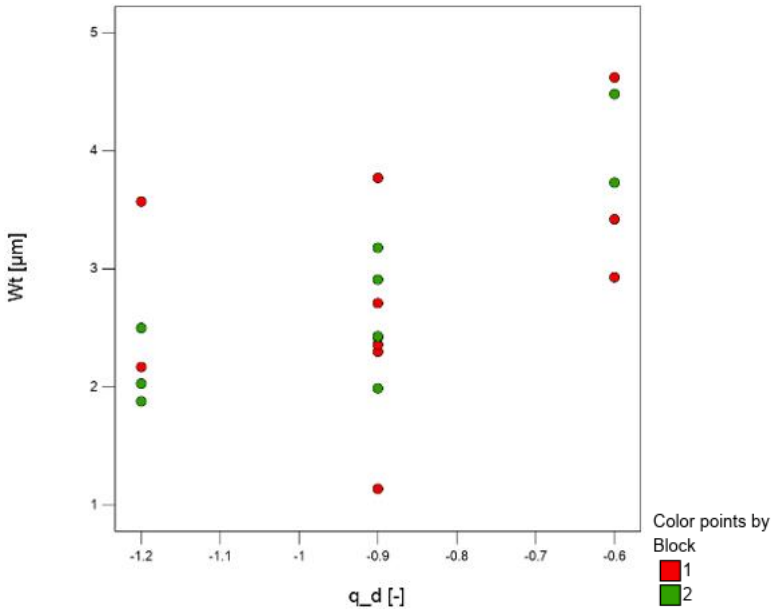
$$R_z = 3{,}562 + 0{,}336 \cdot v_w + 2{,}620 \cdot q_d - 0{,}010 \cdot {v_w}^2 \tag{5.22}$$



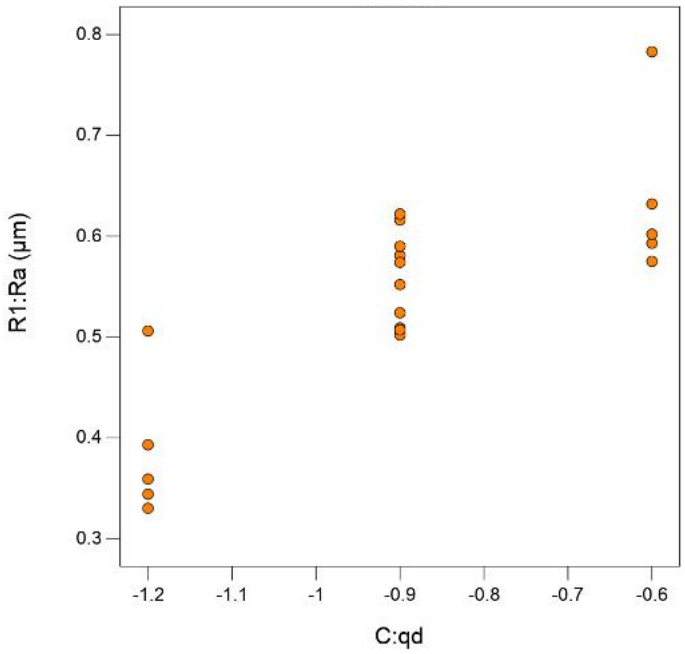
Rys. 5-47 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 18\,[\mathrm{m/s}]$ na średnią wysokość największych nierówności profilu

Parametr W_t - Całkowita wysokość profilu falistości

Ze względu na zbyt słabą jakość dopasowania nie było możliwe okreslenie modelu dla całkowitej wysokości profilu falistości ($R^2 < 0{,}6$). Na Rys. 5-48 przedstawiono wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości w stosunku prędkości q_d.



Rys. 5-48 Wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości W_t w stosunku prędkości q_d dla K30

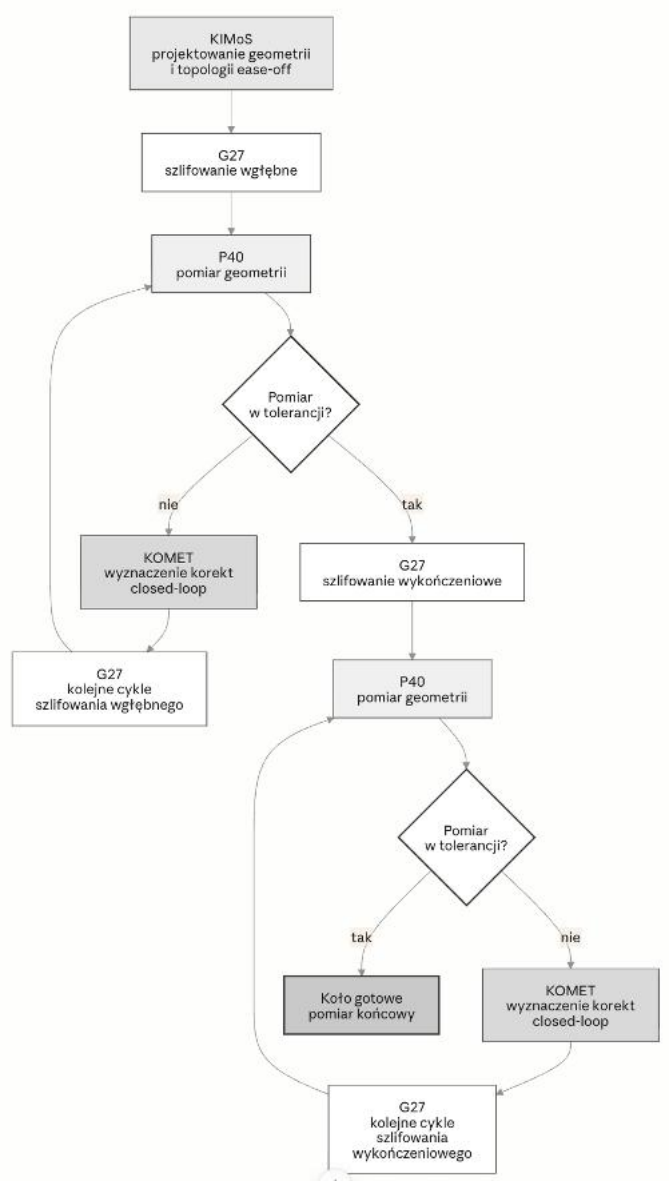


Rys. 5-49 Wyniki pomiarów chropowatości R_a w zależności od stosunku prędkości q_d dla K30

W badanym zakresie parametrów najbardziej wyraźną zależność chropowatości R_a stwierdzono względem współczynnika prędkości obciągania q_d. Dla punktów narożnych planu zmiana q_d z −0,6 do −1,2 wiązała się ze zmniejszeniem średniej wartości R_a z 0,620 do 0,386 µm (-38%). Wyniki uzasadniają wskazanie korzystnego kierunku zmiany warunków obciągania natomiast wyniki pomiarów R_z potwierdziły kierunek zależności obserwowany dla R_a: przy q_d = −1,2 uzyskiwano mniejsze wartości chropowatości niż przy q_d = −0,6. W punktach narożnych średnia wartość R_z zmniejszyła się odpowiednio z 4,447 do 2,793 µm (-37%). Zależność ta znajduje również odzwierciedlenie w modelach regresji, dla których uzyskano (R^2=0,78) dla R_a oraz (R^2=0,70) dla R_z. Wpływ prędkości szlifowania v_s okazał się nieistotny w analizowanym zakresie, natomiast wpływ prędkości odtaczania v_w ma charakter nieliniowy. Brak istotnego wpływu układu blokowego potwierdza, że obserwowane zależności wynikają przede wszystkim ze zmian parametrów procesu. Wartości W_t wykazywały znaczne zróżnicowanie pomiędzy realizacjami, co ograniczało możliwość jednoznacznego określenia wpływu czynników technologicznych. Pełny model kwadratowy nie osiągnął jednak istotności statystycznej i charakteryzował się niewystarczającą zdolnością predykcyjną. Wyniki wskazują na potrzebę weryfikacji powtarzalności pomiaru falistości oraz potwierdzenia obserwowanych zależności w dodatkowych realizacjach.

5.7 Ocena poprawności konstrukcyjnej wykonanej powierzchni zębów

Kolejnym etapie realizowanego procesu w ramach zadania badawczego ZB4 była ocena poprawności konstrukcyjnej wykonywanej przekładni. Zarówno na każdym z etapów obróbki przeprowadzono kontrolę oceny poprawności wykonanej topografii powierzchni zębów. Przebieg postępowania całości procesu pomiarowego przedstawiono na Rys. 5-50.



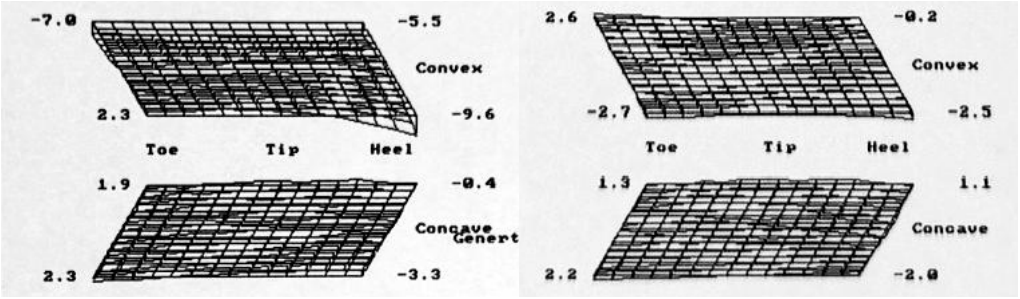
Rys. 5-50 Algorytm przebiegu procesu obróbki i pomiarów

W przypadku kół pomiar odbywał się poprzez zamontowanie mierzonego elementu w we wcześniej zamontowanym i wycentrowanym uchwycie trójszczękowym, natomiast w przypadku zębnika, pomiary były realizowane poprzez montaż w kłach. Przebieg pomiaru zobrazowano na Rys. 5-51.



Rys. 5-51 Pomiar koła oraz zębnika

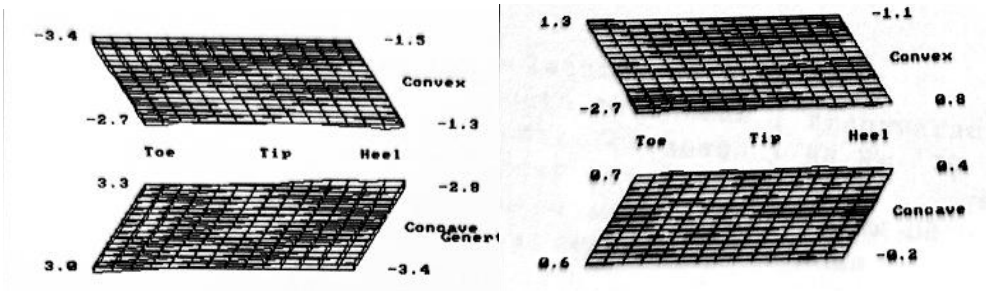
Każdy z przygotowywanych zestawów kół należało rozpatrywać indywidualnie pod kątem otrzymywanych wyników, sposobu obróbki oraz dobieranych korekt. Charakterystyczne dla obróbki jednostkowej jest to, że otrzymanie prawidłowo wykonanego koła i zębnika w trakcie pierwszej iteracji procesu technologicznego jest zadaniem bardzo trudnym. Na Rys. 5-51 i 5-52 przedstawiono przykład rzeczywistych wyników pomiarów oraz przewidywanej geometrii na podstawie dobranych korekcji dla obróbki zgrubnej i wykańczającej koła DUPLEX 100 5” natomiast w Tab. 5-55 i 5.56 wskazano korekcje dla obróbki zgrubnej i wykańczającej tego koła.



Rys. 5-52 Zmierzone wartości po obróbce zgrubnej (suma odchyłek kwadratowych powierzchni 3461,1 [μm^2]) oraz przewidywana geometria po wprowadzeniu korekt w kolejnym cyklu obróbki (suma odchyłek kwadratowych powierzchni 547,8 [μm^2])

Tab. 5-55 Korekcje dobrane dla obróbki zgrubnej Duplex 100

Ustawienie	Parametr	Wartość
Odległość montażowa	Mccp [mm]	-0,2216
Głębokość	A_chi [mm]	+0,2141
Offset	A_eta [mm]	+0,0141
Odległość promieniowa	A_phi [mm]	-0,0388
Kąt podstaw	A_gamma [º]	+0,0261
Dostosowanie Osi	A_beta [º]	+0,0323
Prędkość	B_beta	-0,0004
Modyfikacja odtaczania 2 rzędu	C_beta	-0,0006
Modyfikacja odtaczania 3 rzędu	D_beta	-0,0029
Odtaczanie śrubowe 1 rzędu	B_chi [mm]	-0,0411
Odtaczanie śrubowe 2 rzędu	C_chi [mm]	+0,1873
Szerokość wierzchołka ściernicy	W [mm]	+0,0256

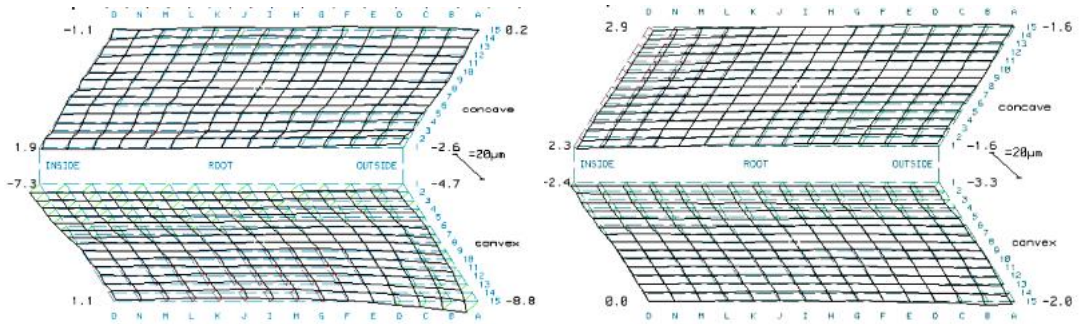


Rys. 5-53 Zmierzone wartości po obróbce wykańczającej (suma odchyłek kwadratowych powierzchni 1498,4 [μm^2]) oraz przewidywana geometria po wprowadzeniu korekt w kolejnym cyklu obróbki (suma odchyłek kwadratowych powierzchni 225,1 [μm^2])

Tab. 5-56 Korekcje dobrane dla obróbki wykańczającej Duplex 100

Ustawienie	Parametr	Wartość
Odległość montażowa	Mccp [mm]	-0,3830
Głębokość	A_chi [mm]	+0,3885
Offset	A_eta [mm]	+0,0696
Odległość promieniowa	A_phi [mm]	-0,0696
Kąt podstaw	A_gamma [º]	+0,0126
Dostosowanie Osi	A_beta [º]	+0,0382
Prędkość	B_beta	-0,0019
Modyfikacja odtaczania 2 rzędu	C_beta	+0,0003
Modyfikacja odtaczania 3 rzędu	D_beta	-0,0024
Odtaczanie śrubowe 1 rzędu	B_chi [mm]	-0,0071
Odtaczanie śrubowe 2 rzędu	C_chi [mm]	+0,0657
Szerokość ściernicy	W [mm]	+0,0256

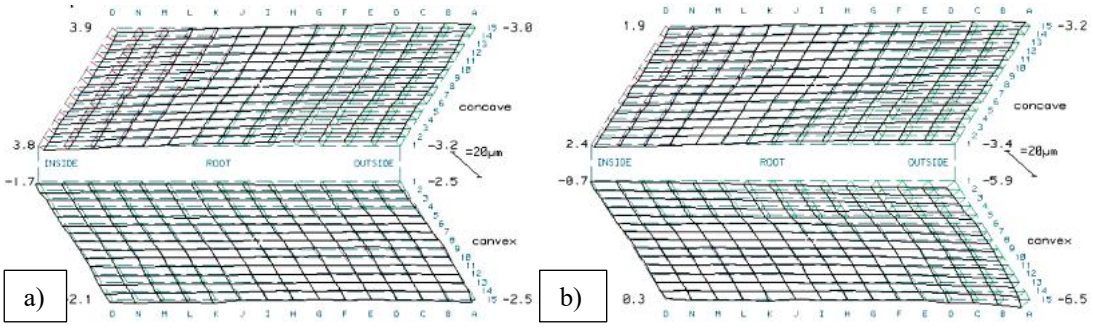
Na Rys. 5-54 przedstawiono wyniki otrzymanej topografii dla koła Duplex 100 po obróbce zgrubnej oraz wykańczającej. Przyjętą ułożenie siatki pomiarowej 15x15 punktów odciętej od każdej krawędzi zęba o 1 mm.



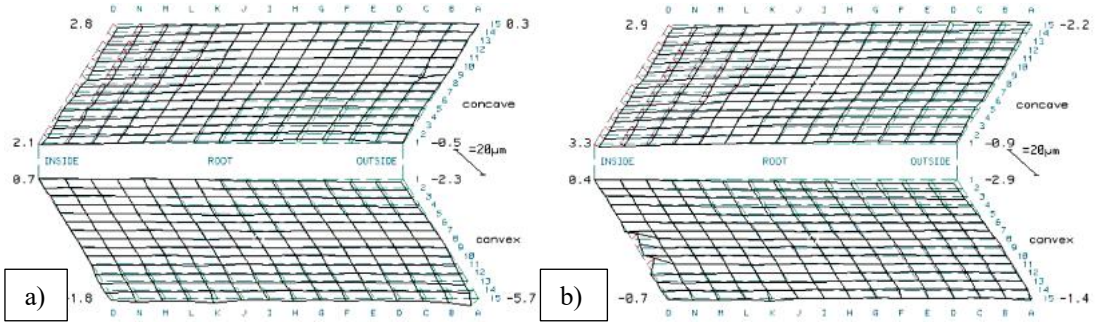
Rys. 5-54 Wyniki pomiarów topografii po obróbce zgrubnej (po lewej) i wykańczającej (po prawej) dla koła duplex 100 5"

Wszystkie wykonane koła niezależnie od wariantu przeszły pozytywną ocenę wykonania zarówno w zakresie otrzymanych wyników pomiarów jak i kontroli przypaleń. Niestety w przypadku zębników wykonywanych metodą duplex nie było możliwe otrzymanie satysfakcjonującej topografii na stronie wklęsłej zęba za co może być odpowiedzialna geometria narzędzia bądź jego pozycjonowanie.

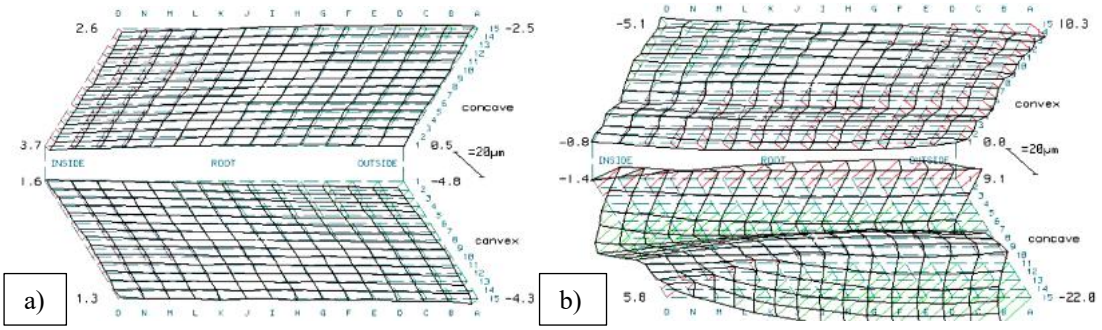
Na Rys. 5-55 przedstawiono wykresy topografii po obróbce wykańczającej dla wszystkich wykonanych wariantów przekładni odpowiednia dla a) koła i b) zębnika



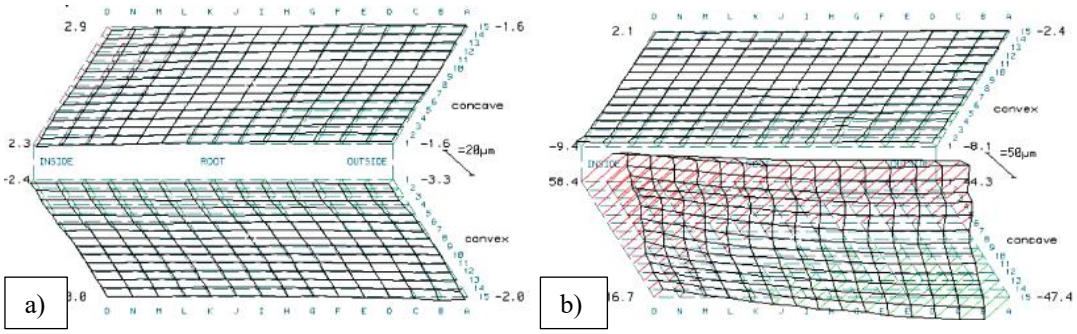
Rys. 5-55 Topografia koła oraz zębnika wariantu 90 5-Cut



Rys. 5-56 Topografia koła oraz zębnika wariantu 100 5-cut



Rys. 5-57 Topografia koła oraz zębnika wariantu 90 Duplex



Rys. 5-58 Topografia koła oraz zębnika wariantu 100 Duplex

Dla każdego z wybranych wariantów do produkcji eksperymentalnej powtórzony został przedstawiony w tym podrozdziale proces zobrazowany wcześniej na Rys 5-50. W procesie szlifowania dla każdego z wybranych wariantów konieczne było zastosowanie minimum jednej korekcji co wpływało na wzrost całkowitego czasu produkcji. Jak widać na Rys. 5-57 i 5-58 zębniki wykonane metodą Duplex nie osiągnęły pożądanej geometrii na powierzchni strony czynnej co może być wynikiem konstrukcji narzędzia i przebiegu obróbki.

Każdy przedmiot przed pierwszym lub ponownym zamocowaniem wymaga odpowiedniego ustalenia swojej pozycji względem obrabiarki co przedstawiono na Rys. 5-59. W tym celu wykorzystywane są mechaniczne czujniki zegarowe o rozdzielczości 2 i 1 µm. W przypadku elementów z naciętym uzębieniem dodatkowo pozycjonuje się je ręcznie za pomocą najazdu ściernicy we wrąb a następnie uruchamia pomiar sondą pomiarową.



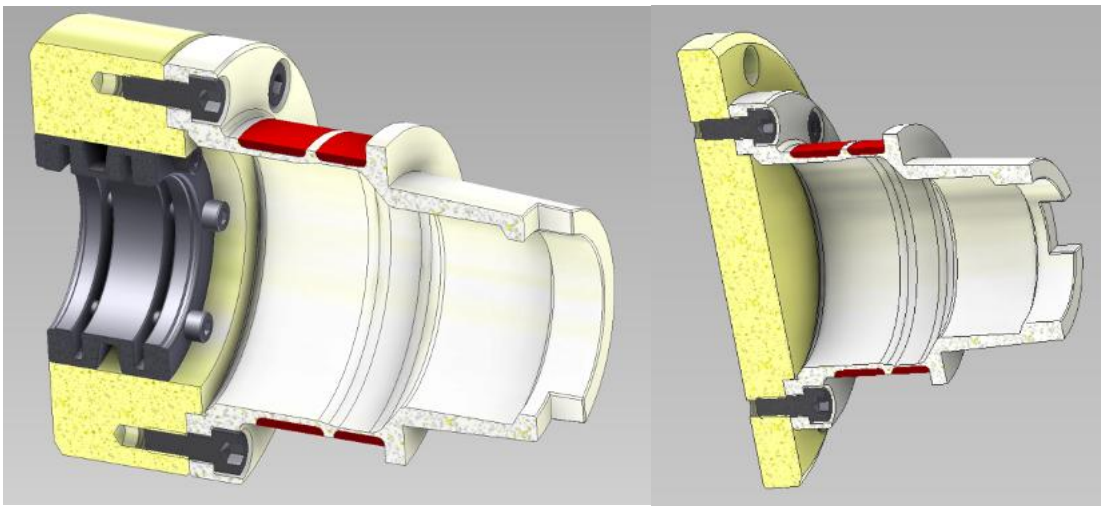
Rys. 5-59 Kontrola dokładności montażu na szlifierce Klingelnberg G27

Każda z takich procedur nawet dla doświadczonego operatora może być źródłem potencjalnych niezgodności topografii boku zęba wykonywanej bądź mierzonej stąd należy dążyć do minimalizacji ilości takich zabiegów. Otrzymane wyniki w przypadku obróbki dwustronno-jednostronnej potwierdzają prawidłowość zastosowanego przebiegu procesu natomiast w przypadku zębników obrabianych metodą dwustronną wskazują konieczność podjęcia rozszerzonej analizy geometrii narzędzia oraz przebiegu obróbki tego wariantu przekładni. Trudność modyfikowania powierzchni w tej metodzie oraz wzajemnego wpływu korygowanych stron narzędzia na siebie potwierdza skomplikowany charakter zagadnienia w zakresie konstrukcyjno-technologicznym i będzie stanowić przedmiot dalszych badań w przyszłości.

5.8 Kontrola śladu współpracy

Ze względu na trudności technologiczne przekładni wykonywanej metodą dwustronną weryfikację kontroli współpracy przeprowadzono na wariantach wykonanych metodą dwustronno-jednostronną które zostały zamontowane na urządzeniu Klingelnberg TS-30 realizując w tym zadanie badawcze ZB5.

Procedurę rozpoczęto od zamontowania koła w uchwycie HSK-C-100 poprzez adapter opracowany w ramach niniejszej pracy zgodnie z rysunkiem stanowiącym załącznik 10. Zębnik został natomiast zamontowany poprzez stożkowy pierścień zaciskowy w uniwersalnym adapterze - elementy montażowe zestawiono na Rys 5-59 oraz 5-60.

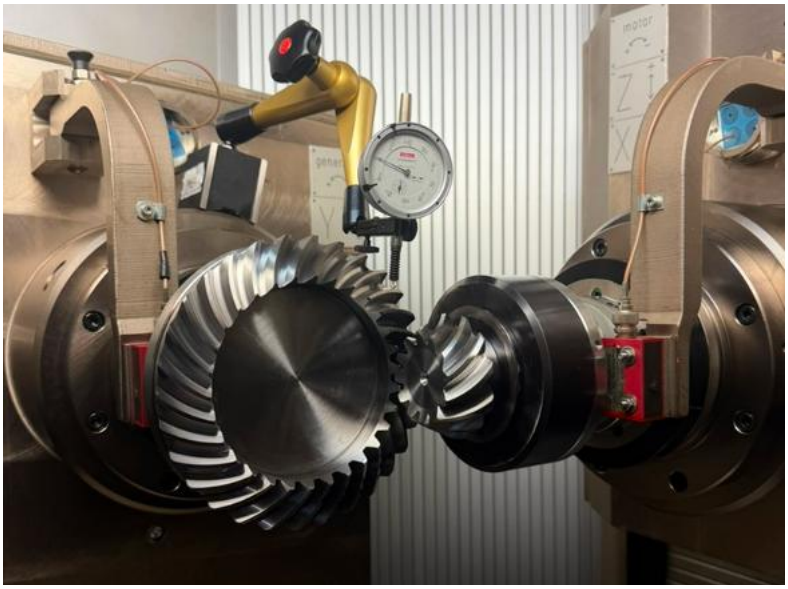


Rys. 5-60 Przekrój elementów montażowych uchwytów stanowiska kontrolnego



Rys. 5-61 Przekładnia 90 5-CUT zamontowania w uchwytach montażowych

Montaż uchwytów był kontrolowany oraz korygowany poprzez pomiary bicia na centrum pomiarowym Klingenberg P40 w celu minimalizacji wpływu błędów montażowych na wyniki kontroli. Następnie zostały zamontowane na stanowisku TS-30.



Rys. 5-62 Zamontowana przekładnia wraz z czujnikiem zegarowym o rozdzielczości 0,01 mm

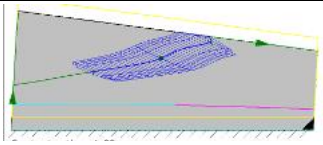
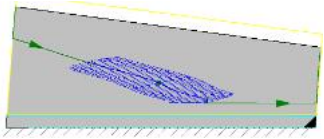
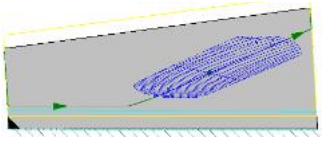
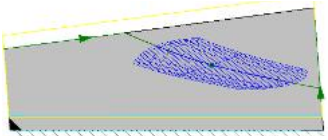
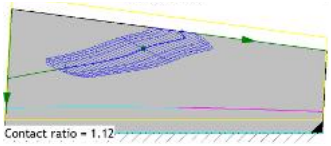
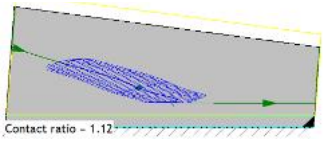
Kontrolę rozpoczęto od ustalenia luzu normalnego na wypukłej powierzchni zęba koła zgodnie z normą ISO 2284. Kontrolę przeprowadzono w dwóch położeniach, nominalnym VH0 oraz położeniu o największej odchyłce montażowej VH2 które wraz z wartościami wyznaczonego luzu zestawiono w Tab. 5-57.

Tab. 5-57 Tabela parametrów pozycji wraz ze zmierzoną wartością luzu normalnego

Wariant	**V[µm]**	**H[µm]**	**J[µm]**	**Σ [°]**	**j_{ne}[mm]**	**$j_{ne\ zmierzone}$[mm]**
VH0 90°	0	0	0	0	0,208	0,19
VH2 90°	-63,8	+74,5	-10,1	0,0078	0,220	0,21
VH0 100°	0	0	0	0	0,207	0,20
VH2 100°	-58,2	+74,4	-7,8	0,0081	0,184	0,17

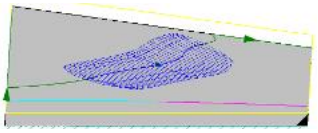
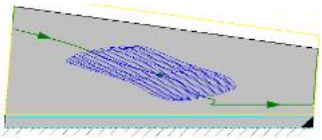
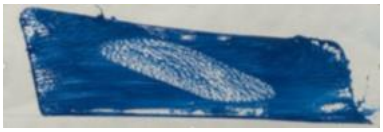
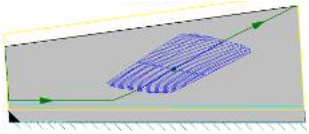
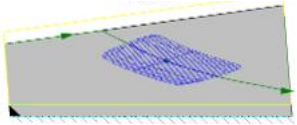
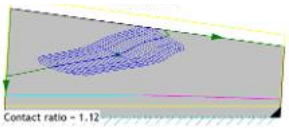
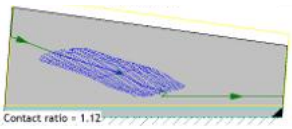
Następnie zęby kół zostały pokryte tuszem a z nich zostały zebrane ślady współpracy które zestawiono w Tab. 5-58.

Tab. 5-58 Zestawienie śladów współpracy dla przekładni wykonanej metodą 5-Cut (W2 - 5” 90 º)

Wariant	Element/Strona	Położenie zaprojektowane	Położenie odwzorowane
VH0 90º	Zębnik/Czynna (Wklęsła)		
VH0 90º	Koło/ Czynna (Wypukła)		
VH0 90º	Zębnik/Bierna (Wypukła)		
VH0 90º	Koło/Bierna (Wklęsła)		
VH2 90º	Zębnik/Czynna (Wklęsła)		
VH2 90º	Koło/ Czynna (Wypukła)		

Położenie zestawionych śladów potwierdza prawidłowe odwzorowanie geometrii naturalnym wpływem niewielkich różnic pomiędzy śladami jest sposób tuszowania który nie zawsze równomiernie pozwala rozmieścić tusz na powierzchni zęba. Kolejnym czynnikiem, który należy uwzględnić jest fakt, że ślad współpracy ulegnie w przyszłości podczas pracy niewielkim zmianom kształtu i położenia w wyniku wzajemnego dotarcia się powierzchni ze względu na ilość zębów koła i zębnika o wspólnym podzielniku.

Tab. 5-59 Zestawienie śladów współpracy dla przekładni wykonanej metodą 5-CUT (W5 - 5” 100 º)

Wariant	Element/Strona	Położenie zaprojektowane	Położenie odwzorowane
VH0 100º	Zębnik/Czynna (Wklęsła)		
VH0 100º	Koło/ Czynna (Wypukła)		
VH0 100º	Zębnik/Bierna (Wypukła)		
VH0 100º	Koło/Bierna (Wklęsła)		
VH2 100º	Zębnik/Czynna (Wklęsła)		
VH2 100º	Koło/ Czynna (Wypukła)		

W Tab. 5-59 przedstawiono zestawienie śladów współpracy dla przekładni wykonanej metodą jednostronnie-dwustronną o kącie współpracy 100°. Zaobserwować można zbieżność pozycji oraz kierunków ułożenia śladów współpracy. W dalszych pracach badawczym planuje się badanie przekładni pod obciążeniem, aby ustalić zmiany zebranego śladu współpracy w odniesieniu do czasu pracy.

6. Wnioski

Przeprowadzone badania umożliwiły realizację założonego celu pracy, polegającego na określeniu parametrów procesu szlifowania stożkowych kół zębatych w celu uzyskania określonych właściwości użytkowych i funkcjonalnych. A pośrednio opracowana metodyka projektowo-technologiczna umożliwiła szybkie uzyskiwanie określonych właściwości użytkowych i funkcjonalnych stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej wykorzystując proces szlifowania. Zrealizowano wszystkie określone zadania badawcze a uzyskane wyniki wskazują, że technologiczne odwzorowanie zaprojektowanej geometrii nie może być rozpatrywane wyłącznie jako zagadnienie doboru parametrów szlifowania, lecz jako sekwencyjny proces obejmujący projektowanie geometrii i topografii, określenie warunków pracy przekładni, dobór parametrów obróbki, pomiary międzyoperacyjne oraz korekcję nastaw.

Analiza wariantów projektowo-technologicznych wykazała, że metoda wykonania uzębienia, kąt osi przekładni oraz geometria ściernicy współkształtują możliwą do uzyskania topografię powierzchni i właściwości funkcjonalne zazębienia. Nie stwierdzono uniwersalnej średnicy ściernicy zapewniającej jednocześnie minimalną odchyłkę kinematyczną, korzystny rozkład nacisków i małą wrażliwość na odchyłki montażowe. Dobór rozwiązania powinien zatem uwzględniać łącznie TCA/LTCA, nośność, odpowiedź V-H oraz wykonalność technologiczną. Szczególnie istotne jest prowadzenie syntezy topografii dla warunków odpowiadających przewidywanym odkształceniom układu pod obciążeniem, a nie wyłącznie dla nominalnego położenia elementów przekładni. Badania wstępne szlifowania głębokiego potwierdziły możliwość wykorzystania sygnałów rejestrowanych bezpośrednio z układu sterowania obrabiarki do oceny przebiegu procesu. Dla fazy odtaczania wyznaczono w badanym układzie OUPN wspólny poziom obciążenia wrzeciona około 6,2 kW, poniżej którego nie obserwowano przypaleń. Analogicznego uniwersalnego kryterium nie uzyskano dla fazy wgłębnej, dla której wartości graniczne różniły się ponad trzykrotnie pomiędzy badanymi konfiguracjami. Wskazuje to na decydujący wpływ geometrii strefy styku oraz warunków doprowadzania chłodziwa i potwierdza konieczność indywidualnego wyznaczania dopuszczalnych parametrów fazy wgłębnej.

Badania planowane metodą DOE wykazały, że w analizowanym zakresie dominującym czynnikiem wpływającym na odchyłkę topografii po szlifowaniu zgrubnym była prędkość odtaczania v_w, której wzrost powodował zwiększenie niedopasowania powierzchni do geometrii nominalnej. Jednocześnie zwiększenie prędkości obwodowej ściernicy v_s sprzyjało zmniejszeniu tej odchyłki. Otrzymane dla dwóch konfiguracji odmienne charakterystyki odpowiedzi procesu dowodzą, że parametrów szlifowania nie należy przenosić pomiędzy różnymi kołami i narzędziami jedynie poprzez zachowanie takich samych wartości nastaw. Modele mają charakter lokalny i powinny służyć do wyznaczania okna technologicznego dla określonego układu *obrabiarka-uchwyt-układ chłodzenia-narzędzie-przedmiot obrabiany*. Dolne wartości opracowanych okien technologicznych parametrów mogą stanowić dobry punkt wyjściowy do procesów w nowych układach OUPN.

W szlifowaniu wykańczającym wykazano dominujący wpływ warunków kondycjonowania ściernicy na chropowatość powierzchni. Zmiana współczynnika q_d z −0,6 do −1,2 powodowała w badanych przypadkach wyraźne zmniejszenie wartości R_a i R_z, w jednym z eksperymentów wartość R_a obniżyła się o około 52%. Nie uzyskano natomiast modelu o wystarczającej zdolności predykcyjnej dla parametru falistości W_t. Oznacza to, że w pierwszej kolejności warto rozważyć pomiar innych parametrów falistości a następnie zweryfikować czy kształtowana powierzchnia nie jest również determinowana przez czynniki nieuwzględnione w przyjętym planie, związane m.in. ze stanem czynnej powierzchni ściernicy i stabilnością dynamiczną układu OUPN.

Pomiary geometrii po kolejnych etapach obróbki potwierdziły konieczność stosowania w produkcji jednostkowej procedury korekcyjnej. Korekcja nastaw maszyny pozwalała na stopniowe zbliżanie rzeczywiście wykonanej topografii do powierzchni zaprojektowanej. Jednocześnie każda kolejna operacja pomiaru, demontażu i ponownego ustalenia przedmiotu stanowi dodatkowe źródło niepewności, dlatego istotnym rezultatem opracowanej metodyki jest ograniczanie liczby iteracji poprzez wykorzystanie wiedzy uzyskanej z wcześniejszych etapów procesu.

Wszystkie wykonane koła talerzowe spełniły przyjęte kryteria geometryczne i nie wykazywały przypaleń. Dla zębników wykonywanych metodą Duplex nie uzyskano natomiast satysfakcjonującej topografii strony wklęsłej, co potwierdziło znacznie większą złożoność korekcji wynikającą ze wzajemnego sprzężenia obu stron uzębienia w tej metodzie. Wynik ten wyznacza jednocześnie aktualne ograniczenie opracowanej procedury i kierunek jej dalszego rozwoju.

Dla przekładni wykonanych metodą 5-Cut eksperymentalna kontrola śladu współpracy w położeniu nominalnym VH0 oraz po wprowadzeniu obliczonych odchyłek VH2 potwierdziła przewidywany kierunek zmian śladu. Uzyskano również dobrą zgodność obliczonego i zmierzonego luzu normalnego. Potwierdza to zasadność łączenia analiz obliczeniowych, technologii wytwarzania, pomiarów i korekcji w jeden łańcuch postępowania. Tym samym tezę pracy potwierdzono w zakresie wariantów, dla których możliwe było przeprowadzenie pełnej weryfikacji projekt-wykonanie-funkcja.

Do istotnych elementów pracy należy zaliczyć przede wszystkim:

- opracowanie i doświadczalne zastosowanie zintegrowanego toku postępowania łączącego analizy KISSsoft/KIMOS, projektowanie topografii, szlifowanie CNC, pomiary geometrii, procedurę korekcyjną i końcową ocenę współpracy przekładni w warunkach produkcji jednostkowej i małoseryjnej,
- opracowanie skryptu umożliwiającego automatyczną analizę danych z układu sterowania Sinumerik 840D, rozdzielenie faz cyklu technologicznego oraz wyznaczanie parametrów opisujących obciążenie i odpowiedź osi obrabiarki,
- eksperymentalne określenie granic procesu szlifowania głębokiego ze względu na występowanie przypaleń oraz wykazanie odmiennej przydatności obciążenia wrzeciona jako kryterium dla fazy wgłębnej i fazy odtaczania,
- wyznaczenie lokalnych modeli wpływu parametrów szlifowania zgrubnego i wykańczającego na topografię, obciążenie procesu oraz chropowatość powierzchni, wraz z identyfikacją dominującego wpływu prędkości odtaczania na dokładność topografii i współczynnika q_d na chropowatość,

- eksperymentalne wykazanie ograniczeń technologicznych metody Duplex w procesie korekcji zębników oraz potwierdzenie dla wykonanych przekładni 5-Cut zgodności kierunku zmian rzeczywistego śladu współpracy z predykcją wynikającą z analiz V-H.

Potwierdzono tezę pracy poprzez potwierdzenie, że zintegrowanie projektowania geometrii i topografii uzębienia z doświadczalnym doborem warunków szlifowania oraz korekcją procesu umożliwia technologiczne odtworzenie zaprojektowanego stanu przekładni w stopniu zapewniającym zgodność jej zmierzonych właściwości funkcjonalnych z właściwościami przewidzianymi obliczeniowo.

Na podstawie przeprowadzonych prac pokazano mnogość zależności koniecznych do uwzględnienia w trakcie wytwarzania stożkowych przekładni zębatych o koło łukowej linii zęba co wynika z trwałego powiązania etapu konstrukcyjnego z technologicznym i tego, że nie mogą być one rozpatrywane osobno.

7. Dalsze prace badawcze i kierunki rozwoju

W ramach dalszych prac badawczych rozważa się przede wszystkim rozszerzenie współpracy o podmioty zajmujące się produkcją narzędzi ściernych lub stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba w celu kooperacji nad rozwiązaniami problemów produkcyjnych. Naturalnym kierunkiem dalszych badań jest rozszerzenie prowadzonych już aktywności naukowych o ściernice wykonane z innych materiałów. Rozważane jest również wykorzystanie emisji akustycznej do badania procesu szlifowania i wykrywania przypaleń. Stanowiłoby to wówczas uzupełnienie wyznaczonych w pracy progów mocy obciążenia wrzeciona, ponieważ reakcja na zjawiska w strefie kontaktu mogłaby być szybsza i mieć większą czułość niż pomiar mocy.

Kolejnym kierunkiem jest rozszerzenie zakresu pomiarów o zużycie ściernicy, w tym wyznaczenie wskaźników objętościowych, a także o pomiar sił występujących podczas szlifowania. Należy zaznaczyć, że w tym zakresie rozpoczęto już prace teoretyczne. Opracowano koncepcję zamocowania fragmentów wieńca zębatego w specjalnie zaprojektowanym uchwycie, co umożliwi wyznaczenie sił działających podczas skrawania oraz ocenę ich wpływu na przebieg procesu. Realizacja tych badań wymaga rozszerzenia zaplecza Wydziałowego Laboratorium Badań Kół Zębatych o dodatkową aparaturę. Jako kolejny kierunek proponuje się analizę rozkładu temperatury w trakcie szlifowania oraz analizę układu chłodzenia pod kątem jego budowy i usytuowania, wraz z propozycją jego modyfikacji. Modyfikacja ta obejmowałaby opracowanie specjalnych dysz lub konstrukcji ściernicy, która umożliwiłaby maksymalizację wydajności procesu szlifowania.

Z wykorzystaniem kół wykonanych w ramach niniejszej pracy planuje się ponadto badania wpływu falistości zębów na odchyłkę kinematyczną, a także badania NVH w tym zakresie. Ich uzupełnieniem byłaby optymalizacja opracowanej przekładni pod kątem ograniczenia drgań oraz generowanego hałasu. Przewiduje się również dalsze badania w zakresie doboru najlepszych parametrów kondycjonowania ściernicy w zależności od uzyskiwanych parametrów powierzchni. Obejmą one także określenie najniższego poziomu chropowatości możliwego do uzyskania na rzeczywistych kołach.

Spis rysunków

Rys. 2-1 Przekładnia stożkowa napędzająca wirnik ogonowy śmigłowca (opracowanie na podstawie [1])....14
Rys. 2-2 Ilustracja płaskiej zębatki pierścieniowej oraz zależności jej średnicy od kąta współpracy (opracowanie na podstawie [2]) 16
Rys. 2-3 Uproszczone przedstawienie metod: z podziałem przerywanym po lewej oraz z podziałem ciągłym po prawej z zaznaczonymi środkami obrotu oraz ich kierunkiem, koronowego(opracowanie na podstawie [12])....17
Rys. 2-4 Podział konstrukcyjno-technologiczny stożkowych kół zębatych o kołowo-łukowej linii zęba (opracowanie na podstawie [2]) 24
Rys. 2-5 Charakterystyka odtaczania, obróbki wgłębnej oraz ruchu mimośrodowego (opracowano na podstawie [29] 26
Rys. 2-6 Przykładowy ślad współpracy na stronie wklęsłej po lewej oraz wypukłej [69] 36
Rys. 2-7 Schemat z zaznaczonymi kierunkami przemieszczeń kół względem siebie dla przykładu zębnika o lewym kierunki linii zęba 37
Rys. 3-1 Schemat przebiegu realizacji pracy 55
Rys. 4-1 Szlifierka Klingelnberg G27 [106] 59
Rys. 4-2 Układ osi Szlifierki Klingelnberg G27 na podstawie dokumentacji technicznej obrabiarki 60
Rys. 4-3 Zamodelowane stanowisko szlifierskie 60
Rys. 4-4 Urządzenie Klingenberg P40 oraz końcówka pomiarowa wykorzystana do pomiarów [107]....61
Rys. 4-5 Stanowisko do pomiaru profilometrem oraz fotografia pokazująca przebieg pomiaru w ramach pracy koła zamocowane w uchwycie trójszczękowym na podzielnicy 62
Rys. 4-6 Mikroskop różnicowania ogniskowego Alicona InfiniteFocus G4 [108].....63
Rys. 4-7 Stanowisko do badań kontrolnych Klinglenberg TS-30 [107] 63
Rys. 4-8 Przygotowany do kontroli zębnik i koło z uchwytami mocującymi i elementami pośrednimi....64
Rys. 4-9 Ściernice w rozmiarach od lewej 4,5" , 5" oraz 5,5" 65

Rys. 4-10 Obciągacz wykorzystany w trakcie realizacji badań 66
Rys. 4-11 Obiekt badań dla obróbki zgrubnej 67
Rys. 4-12 Obiekt badań dla obróbki wykańczającej 67
Rys. 4-13 Zdjęcia ściernicy przed i po obróbce oraz wiórów wraz ze skalą 69
Rys. 4-14 Układ chłodzenia ściernicy dla koła K58 71
Rys. 4-15 Układ chłodzenia ściernicy dla koła K30 71
Rys. 4-16 Kontrola kolizji układu chłodzenia dla ściernicy 5" z przedmiotem obrabianym, dysz nr 4 jest niewidoczna na tym ujęciu 72
Rys. 4-17 Przebieg procesu szlifowania głębokiego (opracowanie własne na podstawie [2]). 73
Rys. 4-18 Przebieg procesu szlifowania wykańczającego (opracowanie własne na podstawie [1]). 74
Rys. 4-19 Struktura planu FCCCD 77
Rys. 5-1 Model przekładni w obudowie 84
Rys. 5-2 Schemat odchyłek montażowych w pozycji VH2 Σ=90º 86
Rys. 5-3 Schemat odchyłek montażowych w pozycji VH2 Σ=100º 86
Rys. 5-4 Charakterystyka przykładowego śladu współpracy wg DIN 3965 (po lewej) oraz punktu rzeczywistego śladu współpracy. 90
Rys. 5-5 Wymiary śladu współpracy wg DIN 3965 102
Rys. 5-6 Algorytm akceptacji otrzymanych wyników topografii wraz z przebiegiem postępowania 104
Rys. 5-7 Kolizja ściernic 4,5” z przedmiotem obrabianym metodą 5-CUT 111
Rys. 5-8 Zarys przebiegu ściernic 4,5" 111
Rys. 5-9 Zależność stosunku promienia narzędzia skrawającego do długości stożka podziałowego w stosunku do rozmiaru ściernicy z zaznaczoną granicą w poziomie 0,71 134
Rys. 5-10 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów bez obciążenia w zależności od położenia śladu współpracy 136
Rys. 5-11 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów pod obciążeniem dla zębnika w zależności od położenia śladu współpracy 136
Rys. 5-12 Zestawienie odchyłki kinematycznej wszystkich wariantów pod obciążeniem dla koła w zależności od położenia śladu współpracy 137

Rys. 5-13 Wskaźniki wytrzymałościowe S_H i S_F wg norm DIN i ISO dla wszystkich wariantów 138
Rys. 5-14 Zestawienie wskaźników wytrzymałościowych pod obciążeniem w zależności od położenia zgodnie z normą FVA 139
Rys. 5-15 Obrabiarki CNC wykorzystane do produkcji półfabrykatów 143
Rys. 5-16 Półfabrykaty wybranych reprezentatywnych kół eksperymentalnych 143
Rys. 5-17 Charakterystyczne przypadki występujących przypaleń w trakcie szlifowania stożkowych kół zębatych 145
Rys. 5-18 Parametry graniczne obróbki wgłębnej dla konfiguracji koła K58 146
Rys. 5-19 Parametry graniczne obróbki wgłębnej dla konfiguracji koła K30 147
Rys. 5-20 Pomiary mocy w fazie szlifowania wgłębnego 149
Rys. 5-21 Pomiar mocy w fazie odtaczania 149
Rys. 5-22 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 8 od momentu uruchomienia wrzeciona 150
Rys. 5-23 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 18 od momentu uruchomienia wrzeciona 151
Rys. 5-24 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1,5°/s po lewej oraz 3,5°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba 152
Rys. 5-25 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości odtaczania dla stosunku prędkości szlifowania wgłębnego na poziomie 10 mm/min po lewej oraz 30 mm/min po prawej na maksymalną moc wrzeciona 153
Rys. 5-26 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1,5°/s po lewej oraz 3,5°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba 154
Rys. 5-27 Pomiary mocy w fazie szlifowania wgłębnego 155
Rys. 5-28 Pomiary mocy w fazie odtaczania 155
Rys. 5-29 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 8 od momentu uruchomienia wrzeciona 156
Rys. 5-30 Charakterystyka przebiegu zmierzonych parametrów w funkcji czasu obrabianego wrębu w strefie 18 od momentu uruchomienia wrzeciona 157

Rys. 5-31 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1°/s po lewej oraz 3°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba 158
Rys. 5-32 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości odtaczania dla stosunku prędkości szlifowania wgłębnego na poziomie 2 mm/min po lewej oraz 4 mm/min po prawej na maksymalną moc wrzeciona 159
Rys. 5-33 Wpływ prędkości szlifowania oraz prędkości szlifowania wgłębnego dla stosunku prędkości odtaczania na poziomie 1°/s po lewej oraz 3°/s po prawej na odchyłkę kwadratową topografii boku zęba 159
Rys. 5-34 Pomiary mocy w fazie odtaczania podczas obróbki wykańczającej dla koła K58 163
Rys. 5-35 Przebieg obróbki wykańczającej w strefie 2 164
Rys. 5-36 Przebieg obróbki wykańczającej w strefie 18 165
Rys. 5-37 Powierzchnia zęba w strefie 2 Ra=0,3523 μm..... 166
Rys. 5-38 Powierzchnia zęba w strefie 10 Ra=0,7382 μm..... 166
Rys. 5-39 Wpływ prędkości szlifowania oraz stosunku prędkości q_d dla $v_w = 10\ [°/\mathrm{s}\,]$ na średnią arytmetyczną odchylenia profilu od linii średniej..... 167
Rys. 5-40 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 20\ [\mathrm{m}/\,\mathrm{s}]$ na średnią wysokość największych nierówności profilu .. 168
Rys. 5-41 Wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości W_t w stosunku prędkości $q_d$dla K58..... 168
Rys. 5-42 Wyniki pomiarów chropowatości Ra w zależności od stosunku prędkości qd dla K58..... 169
Rys. 5-43 Pomiary mocy w fazie odtaczania podczas obróbki wykańczającej dla koła K30 172
Rys. 5-44 Przebieg obróbki wykańczającej w dwóch cyklach, przygotowaniu powierzchni i cyklu właściwym w strefie 18. 172
Rys. 5-45 Przebieg obróbki wykańczającej w dwóch cyklach, przygotowaniu powierzchni i cyklu właściwym w strefie 2. 173
Rys. 5-46 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 18\ [\mathrm{m}/\,\mathrm{s}\,]$ na średnią arytmetyczną odchylenia profilu od linii średniej 174

Rys. 5-47 Wpływ prędkości odtaczania v_w oraz stosunku prędkości q_d dla $v_s = 18\ [\mathrm{m/s}]$ na średnią wysokość największych nierówności profilu..175
Rys. 5-48 Wartości pomiarów całkowitej wysokości profilu falistości W_t w stosunku prędkości q_d dla K30 175
Rys. 5-49 Wyniki pomiarów chropowatości Ra w zależności od stosunku prędkości qddla K30 176
Rys. 5-50 Algorytm przebiegu procesu obróbki i pomiarów 177
Rys. 5-51 Pomiar koła oraz zębnika.....178
Rys. 5-52 Zmierzone wartości po obróbce zgrubnej oraz przewidywana geometria po wprowadzeniu korekt w kolejnym cyklu obróbki 178
Rys. 5-53 Zmierzone wartości po obróbce wykańczającej oraz przewidywana geometria po wprowadzeniu korekt w kolejnym cyklu obróbki 179
Rys. 5-54 Wyniki pomiarów topografii po obróbce zgrubnej (po lewej) i wykańczającej (po prawej) dla koła duplex 100 5".....180
Rys. 5-55 Topografia koła oraz zębnika wariantu 90 5-Cut.....180
Rys. 5-56 Topografia koła oraz zębnika wariantu 100 5-cut.....181
Rys. 5-57 Topografia koła oraz zębnika wariantu 90 Duplex 181
Rys. 5-58 Topografia koła oraz zębnika wariantu 100 Duplex 181
Rys. 5-59 Kontrola dokładności montażu na szlifierce Klingelnberg G27.....182
Rys. 5-60 Przekrój elementów montażowych uchwytów stanowiska kontrolnego 183
Rys. 5-61 Przekładnia 90 5-CUT zamontowania w uchwytach montażowych 183
Rys. 5-62 Zamontowana przekładnia wraz z czujnikiem zegarowym o rozdzielczości 0,01 mm 184

Spis tabel

Tab. 2-1 Opis operacji metody dwustronno-jednostronnej 21
Tab. 2-2 Charakterystyka błędów montażowych 37
Tab. 2-3 Zalecane wartości odchyłek kinematycznych opracowane na podstawie ISO 22849:2011 [69] 40
Tab. 2-4 Wpływ czynnik makrogeometrii na parametry koła (opracowanie własne na podstawie [2] 41
Tab. 2-5 Opracowanie przekładni w zależności od klasy wykonania wg[73] 43
Tab. 4-1 Parametry przekładni badawczej 56
Tab. 4-2 Parametry geometryczne i materiałowe koła K58 57
Tab. 4-3 Składy materiałowe 64
Tab. 4-4 Specyfikacja ściernicy 65
Tab. 4-5 Zbiór parametrów obróbki zgrubnej 74
Tab. 4-6 Zbiór parametrów obróbki wykańczającej 75
Tab. 4-7 Macierz eksperymentu szlifowania wgłębnego na kole K58 80
Tab. 4-8 Macierz eksperymentu szlifowania wgłębnego na kole K30 81
Tab. 4-9 Macierz eksperymentu szlifowania wykańczającego na kole K58 82
Tab. 4-10 Macierz eksperymentu szlifowania wykańczającego na kole K30 83
Tab. 5-1 Wybrane parametry obliczeniowe analizowanej przekładni 85
Tab. 5-2 Porównanie wyznaczonych odchyłek montażowych 85
Tab. 5-3 Macierz wariantów konstrukcyjno-technologicznych 87
Tab. 5-4 Warunki brzegowe przyjęte do projektu przekładni 88
Tab. 5-5 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru LB 91
Tab. 5-6 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru LB 91
Tab. 5-7 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru HB 93
Tab. 5-8 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru HB 93
Tab. 5-9 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru dv 95
Tab. 5-10 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru dv 95

Tab. 5-11 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru $d\alpha$ 97
Tab. 5-12 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru $d\alpha$ 97
Tab. 5-13 Zmiany topografii oraz śladu współpracy w zależności od zmiany parametru $d\beta$ 99
Tab. 5-14 Wybrane parametry w zależności od zmiany parametru $d\beta$ 100
Tab. 5-15 Wpływ parametrów topografii wraz z wymiarami sterującymi 102
Tab. 5-16 Warianty wykonywane metodą 5-CUT o kącie współpracy 90º 104
Tab. 5-17 Położenie nominalne W1 - ściernica d_w=4,5" 105
Tab. 5-18 Położenie VH2 W1 - ściernica d_w=4,5" 106
Tab. 5-19 Położenie nominalne W2 - ściernica d_w=5” 107
Tab. 5-20 Położenie VH2 W2 - ściernica d_w=5" 108
Tab. 5-21 Położenie nominalne W3 - ściernica d_w=5,5" 109
Tab. 5-22 Położenie VH2 W3 - ściernica d_w=5,5" 110
Tab. 5-23 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu 111
Tab. 5-24 Warianty wykonywane metodą DUPLEX o kącie współpracy 90º 112
Tab. 5-25 Położenie nominalne W7 - ściernica d_w=4,5" 113
Tab. 5-26 Położenie VH2 W7- ściernica d_w=4,5" 114
Tab. 5-27 Położenie nominalne W8 - ściernica d_w=5" 115
Tab. 5-28 Położenie VH2 W8 - ściernica d_w=5" 116
Tab. 5-29 Położenie nominalne W9 - ściernica d_w=5,5" 117
Tab. 5-30 Położenie VH2 W9 - ściernica d_w=5,5" 118
Tab. 5-31 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu 119
Tab. 5-32 Warianty wykonywane metodą 5-CUT o kącie współpracy 100º 119
Tab. 5-33 Położenie nominalne W4 - ściernica d_w=4,5" 120
Tab. 5-34 PołożenieVH2 W4 - ściernica d_w=4,5" 121
Tab. 5-35 Położenie nominalne W5 - ściernica d_w=5" 122
Tab. 5-36 Położenie nominalne VH2 - ściernica d_w=4,5" 123
Tab. 5-37 Położenie nominalne W6 - ściernica d_w=5,5" 124
Tab. 5-38 Położenie nominalne W6 - ściernica d_w=5,5" 125
Tab. 5-39 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu 126
Tab. 5-40 Warianty wykonywane metodą DUPLEX o kącie współpracy 100º 126

Tab. 5-41 Położenie nominalne W10 - ściernica d_w=4,5" 127
Tab. 5-42 Położenie VH2 W10 - ściernica d_w=5,5" 128
Tab. 5-43 Położenie nominalne W11 - ściernica d_w=5" 129
Tab. 5-44 Położenie VH2 W11 - ściernica d_w=5" 130
Tab. 5-45 Położenie nominalne W12 - ściernica d_w=5,5" 131
Tab. 5-46 Położenie VH2 W12 - ściernica d_w=5,5" 132
Tab. 5-47 Przyjęte modyfikacje topografii boku zębnika w zależności od wariantu ... 133
Tab. 5-48 Wybrane warianty przekładni do fizycznego wykonania 141
Tab. 5-49 Wartości obciążeń wrzeciona 145
Tab. 5-50 Plan eksperymentu obróbki zgrubnej koła K58 wraz z wynikami 148
Tab. 5-51 Plan eksperymentu obróbki zgrubnej koła K30 wraz z wynikami 154
Tab. 5-52 Wybrane parametry czasu obróbki zgrubnej kół K58 oraz K30 160
Tab. 5-53 Wyniki zmierzonych parametrów chropowatości dla obróbki wykańczającej zgodnie z przyjętym planem badań dla koła K58 163
Tab. 5-54 Wyniki zmierzonych parametrów chropowatości dla obróbki wykańczającej zgodnie z przyjętym planem badań dla koła K30 171
Tab. 5-55 Korekcje dobrane dla obróbki zgrubnej Duplex 100 179
Tab. 5-56 Korekcje dobrane dla obróbki wykańczającej Duplex 100 179
Tab. 5-57 Tabela parametrów pozycji wraz ze zmierzoną wartością luzu normalnego 184
Tab. 5-58 Zestawienie śladów współpracy dla przekładni wykonanej metodą 5-Cut (W2 - 5” 90 º) 185
Tab. 5-59 Zestawienie śladów współpracy dla przekładni wykonanej metodą 5-CUT (W5 - 5” 100 º) 186

Spis załączników

1. Rysunek zębnika wariantu W2 90-5-CUT
2. Rysunek koła wariantu W2 90-5-CUT
3. Rysunek zębnika wariantu W5 100-5-CUT
4. Rysunek koła wariantu W5 100-5-CUT
5. Rysunek zębnika wariantu W8 90-5-DUPLEX
6. Rysunek koła wariantu W8 90-5-DUPLEX
7. Rysunek zębnika wariantu W11 100-DUPLEX
8. Rysunek koła wariantu W11 100-DUPLEX
9. Rysunek uchwytu do szlifowania kół na Klingelnberg G27
10. Rysunek uchwytu montażowego dla koła na Klingelnberg TS-30

Załączniki umieszczono w powyższej kolejności na końcu niniejszej pracy za sekcją ze streszczeniami w języku polskim i angielskim.

Bibliografia

[1] „Five Core Applications of Spiral Bevel Gears”, https://www.chamolgear.com/. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://www.chamol gear.com/spiral-bevel-gear-applications/

[2] J. Klingelnberg, Red., *Bevel Gear: Fundamentals and Applications*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. doi: 10.1007/978-3-662-43893-0.

[3] I. Tsiafis, P. Mamouri, i K. Kyriakidis, „Design of a spiral bevel gear acc. to ISO 23509:2006 standards”, *MATEC Web Conf.*, t. 318, s. 01020, 2020, doi: 10.1051/matecconf/202031801020.

[4] F. L. Litvin i A. Fuentes, *Gear geometry and applied theory*, 2nd ed. Cambridge (GB): Cambridge university press, 2004 doi: https://doi.org/10.1017/CBO9780511547126

[5] Z. Wójcik, *Przekładnie stożkowe systemów - Oerlikon, Klingelnberg, Saratow i Modul: konstrukcja i technologia*. Rzeszów: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2004.

[6] Z. Wójcik, *Przekładnie stożkowe systemu Gleason: konstrukcja i technologia*. Rzeszów: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2004.

[7] Z. Wójcik, *Przekładnie stożkowe: konstrukcja i technologia*, Wydanie I. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1984.

[8] T. Sałaciński, *Podstawy symulacji kształtowania i współpracy powierzchni zębów przekładni zebatych stożkowych*, t. 200. w Prace naukowe Politechniki Warszawskiej, vol. 200. Warszawa: Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2003.

[9] A. Marciniec, *Synteza i analiza zazębień przekładni stożkowych o kołowo-łukowej linii zęba*. Rzeszów: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2003.

[10] P. Skawinski, *Integracja projektowania i wytwarzania kół zębatych stożkowych o zebach kołowo-łukowych*. w Prace naukowe Politechniki Warszawskiej, no. 236. Warszawa: Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2010.

[11] H. J. Stadtfeld, *Gleason Kegelradtechnologie: Ingenieurwissenschaftliche Grundlagen und modernste Herstellungsverfahren für Winkelgetriebe*, 2., neu Bearbeitete Auflage. Tübingen: expert verlag GmbH, 2017.

[12] Q. Fan, „Kinematical Simulation of Face Hobbing Indexing and Tooth Surface Generation of Spiral Bevel and Hypoid Gears,” Journal of Mechanical Design, t. 132, nr 2, s. 021008, luty 2010. doi: 10.1115/1.4000965.

[13] C. Efstathiou i N. Tapoglou, „A novel CAD-based simulation model for manufacturing of spiral bevel gears by face milling”, *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, t. 33, s. 277–292, maja 2021, doi: 10.1016/j.cirpj.2021.04.004.

[14] M. Kamratowski, J. Brimmers, i T. Bergs, „Validation of a Planar Penetration Calculation for Face Hobbing Generating of Bevel Gears”, *Procedia CIRP*, t. 118, s. 477–482, 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.06.082.

[15] M. Kolivand i A. Kahraman, „A load distribution model for hypoid gears using ease-off topography and shell theory”, *Mech. Mach. Theory*, t. 44, nr 10, s. 1848–1865, paź. 2009, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2009.03.009.

[16] Z.-H. Fong, „Mathematical Model of Universal Hypoid Generator With Supplemental Kinematic Flank Correction Motions”, *J. Mech. Des.*, t. 122, nr 1, s. 136–142, mar. 2000, doi: 10.1115/1.533552.

[17] Y.-P. Shih i Z.-H. Fong, „Flank Modification Methodology for Face-Hobbing Hypoid Gears Based on Ease-Off Topography”, *J. Mech. Des.*, t. 129, nr 12, s. 1294–1302, grud. 2007, doi: 10.1115/1.2779889.

[18] Q. Fan, „Computerized Modeling and Simulation of Spiral Bevel and Hypoid Gears Manufactured by Gleason Face Hobbing Process”, *J. Mech. Des.*, t. 128, nr 6, s. 1315–1327, lis. 2006, doi: 10.1115/1.2337316.

[19] M. A. Hotait, “A Theoretical and Experimental Investigation on Bending Strength and Fatigue Life of Spiral Bevel and Hypoid Gears”, Ph.D. dissertation, Dept. of Mechanical Engineering, The Ohio State University, Columbus, OH, USA, 2011.

[20] “Bevel and hypoid gear geometry,” ISO Standard 23509:2016, 2016.

[21] T. J. Maiuri, „Spiral Bevel and Hypoid Gear Cutting Technology Update”, w AGMA Technical Paper 05FTM07, Alexandria, VA, USA: American Gear Manufacturers Association, 2005.

[22] H. J. Stadtfeld, „Bevel Gear Cutting Methods”, w Gleason Bevel Gear Technology, Rochester, NY, USA: The Gleason Works, 2014.

[23] A. Fuentes-Aznar, R. Ruiz-Orzaez, i I. Gonzalez-Perez, „Numerical approach for determination of rough-cutting machine-tool settings for fixed-setting face-milled spiral bevel gears”, *Mech. Mach. Theory*, t. 112, s. 22–42, cze. 2017, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2017.01.010.

[24] R. Wirthlin, KIMoS Advanced Training, Zurich, Szwajcaria: Klingelnberg AG, Training Center, dokumentacja wewnętrzna / materiały szkoleniowe.

[25] H. J. Stadtfeld, Guidelines for Modern Bevel Gear Grinding, Rochester, NY, USA: The Gleason Works, maj 2008.

[26] S. Artz, „Understanding Bevel Gear Grinding,” Gear Technology, t. 41, nr 5, s. 28–34, lip. 2024.

[27] H. J. Stadtfeld, „What to Know About Bevel Gear Grinding,” Gear Technology, t. 22, nr 5, s. 44–51, wrz. 2005.

[28] „Potentials for Process Monitoring in Bevel Gear Grinding,” Gear Technology, t. 38, nr 5, s. 44–47, lip. 2021.

[29] M. Solf, C. Löpenhaus, i T. Bergs, „Einfluss der elastischen Nachgiebigkeit auf die Kraft beim tauchenden Kegelradschleifen”, *Forsch. Im Ingenieurwesen*, t. 83, nr 3, s. 741–750, wrz. 2019, doi: 10.1007/s10010-019-00326-9.

[30] P. Zyzak i P. Kobiela, „Strategy of profile dividing gear grinding on Höfler grinding machines”, *Mechanik*, nr 10, s. 873–875, paź. 2017, doi: 10.17814/mechanik.2017.10.132.

[31] Y. Wang, W. Zhang, i Y. Liu, „Analysis model for surface residual stress distribution of spiral bevel gear by generating grinding”, *Mech. Mach. Theory*, t. 130, s. 477–490, grud. 2018, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2018.08.027.

[32] S. Mazuru, S. Scaticailov, i I. Stingaci, „Grinding of the gears with high depth processing”, *MATEC Web Conf.*, t. 112, s. 01019, 2017, doi: 10.1051/matecconf/201711201019.

[33] K. Kucharski, „Characteristics of the abrasives used in grinding of spiral bevel gears,” w InterTechDOC: Interdyscyplinarne badania młodych naukowców, Gliwice, Polska: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2024, s. 288–299.

[34] M. Martin, P. Plainte, i E. Mundt, „Teaming Up to Solve Bevel Gear Grinding Application Challenges,” Gear Technology, t. 38, nr 5, s. 44–47, lip. 2021.

[35] J. F. G. Oliveira, E. J. Silva, C. Guo, i F. Hashimoto, „Industrial challenges in grinding”, *CIRP Ann.*, t. 58, nr 2, s. 663–680, 2009, doi: 10.1016/j.cirp.2009.09.006.

[36] D. Graham, „Advances in Abrasive Technology for Grinding Gears from Solid,” Gear Solutions, t. 11, nr 12, s. 38–43, gru. 2013.

[37] A. Cannella, „Gear Grinding Today,” Gear Technology, t. 34, nr 4, s. 22–26, maj/cze. 2017.

[38] A. Cannella, „Cutting Down on Setup Time,” Gear Technology, t. 35, nr 4, s. 16–21, cze. 2018.

[39] T. Zaborowski i R. Ochenduszko, „Grinding burns in the technological surface of the gear teeth of the cylindrical gears”, *Mechanik*, nr 10, s. 882–884, paź. 2017, doi: 10.17814/mechanik.2017.10.135.

[40] B. Gu, Y. Wang, R. Tan, i W. Zhang, „Research on the calculation method of grinding temperature field of spiral bevel gear based on generative machining," Journal of Physics: Conference Series, t. 2761, nr 1, s. 012009, 2024. doi: 10.1088/1742-6596/2761/1/012009.

[41] M. C. Shaw i A. Vyas, „Heat-Affected Zones in Grinding Steel", *CIRP Ann.*, t. 43, nr 1, s. 279–282, 1994, doi: 10.1016/S0007-8506(07)62213-6.

[42] N. Liu, J. Han, X. Tian, L. Xia, M. Li, i R. Xue, „Research on grinding force prediction of spiral bevel gear based on generalized regression neural network and undeformed grinding chips", *Eng. Appl. Artif. Intell.*, t. 156, s. 111301, wrz. 2025, doi: 10.1016/j.engappai.2025.111301.

[43] H. J. Stadtfeld, „Grinding Wheel Wear, Dressing, Tip Advance and Work Phase Angle Adjustment after Corrections," Gear Technology, t. 37, nr 1, s. 46–54, sty./lut. 2020.

[44] M. Neslušan, J. Baďurová, A. Mičietová, i M. Čiliková, „Performance of Norton Quantum Grinding Wheels", *Key Eng. Mater.*, t. 686, s. 125–130, lut. 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.686.125.

[45] J. Kauffman, S. E.-M. G. P. October 03, i 2023, „Abrasive wheel advances", Aerospace Manufacturing and Design. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://www.aerospacemanufacturinganddesign.com/article/abrasive-wheel-advances/

[46] C. Guo, S. Ranganath, D. McIntosh, i A. Elfizy, „Virtual high performance grinding with CBN wheels", *CIRP Ann.*, t. 57, nr 1, s. 325–328, 2008, doi: 10.1016/j.cirp.2008.03.071.

[47] P.Plainte, "Why Select Gear Grinding with cBN?," Gear Technology, t. 35, nr 8, s. 46–49, lis./gru. 2018.

[48] W. Kacalak, D. Lipiński, F. Szafraniec, i P. Koszalińska, „Kierunki rozwoju narzędzi i technologii obróbki oraz podstawy optymalizacji procesów obróbki ściernej. Przemysł 4.0," w Kierunki rozwoju narzędzi i technologii obróbki oraz podstawy optymalizacji procesów obróbki ściernej, Koszalin, Polska: Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, 2018, rozdz. 1.

[49] W. Graf, „Cubitron II: Precision-Shaped Grain (PSG) Turns the Concept of Gear Grinding Upside Down | Gear Solutions Magazine Your Resource to the Gear Industry". Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://gearsolutions.com/features/cubitron-ii-precision-shaped-grain-psg-turns-the-concept-of-gear-grinding-upside-down/

[50] M. Jaster, „Making Room for Productivity and Quality Requirements in Gear Grinding," Gear Technology, t. 38, nr 3, s. 22–25, maj 2021.

[51] Ziwei Z., Zhiyong W., Yu Z., i Kai W. U., „Multi-objective optimization of generating grinding process parameters for spiral bevel gears”, *Manuf. Technol. Amp Mach. Tool*, nr 7, s. 183–191, lip. 2026, doi: 10.19287/j.mtmt.1005-2402.2026.07.020.

[52] W. Li, L. Liu, W. Tan, L. Wan, i H. Liu, „Surface integrity and process parameters optimization in generating grinding of spiral bevel gears”, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, t. 140, nr 5–6, s. 2513–2537, wrz. 2025, doi: 10.1007/s00170-025-16293-1.

[53] L. Johnstone, „A critical study of high efficiency deep grinding,” Ph.D. dissertation, School of Applied Sciences, Cranfield University, Cranfield, UK, 2002.

[54] X. Z. Ming, H. Z. Yan, G. Q. He, i X. H. Kong, „Grinding Process Parameters Optimization and Surface Performance Analysis of Spiral Bevel Gear Based on the Orthogonal Test”, *Adv. Mater. Res.*, t. 479–481, s. 1634–1640, lut. 2012, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.479-481.1634.

[55] Aerospace Bevel Gears, AGMA Information Sheet 937-A12, American Gear Manufacturers Association, Alexandria, VA, USA, 2012

[56] J. Thomas, „Hard-Finishing Spiral Bevel Gears,” Gear Technology, t. 28, nr 3, s. 62–69, maj 2011.

[57] R. Schalaster, „Fine Grinding on Klingelnberg Bevel Gear Grinding Machines,” Gear Technology, t. 36, nr 4, s. 44–48, cze. 2019.

[58] H. J. Stadtfeld, „MicroPulse and MicroShift for Ground Bevel Gearsets,” Gear Technology, t. 34, nr 5, s. 52–60, lip. 2017.

[59] S. Strunk, „Surface Structure Shift for Ground Bevel Gears,” Gear Technology, t. 34, nr 4, s. 54–65, cze. 2017.

[60] I. Tsiafis, P. Mamouri, i S. Kompogiannis, „Design and manufacturing of spiral bevel gears using CNC milling machines”, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, t. 393, s. 012066, sie. 2018, doi: 10.1088/1757-899X/393/1/012066.

[61] C. S. Wang *et al.*, „Study on the Simplification of Spiral Bevel Gear Grinding Model”, *Mater. Sci. Forum*, t. 861, s. 108–114, lip. 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.861.108.

[62] Calculation of load capacity of bevel gears — Part 1: Introduction and general influence factors, ISO Standard 10300-1:2014, 2014

[63] „Bevel gear strength rating: The appropriate combination of FEM with rating standards | Gear Solutions Magazine Your Resource to the Gear Industry”. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://gearsolutions.com/features/bevel-gear-strength-rating-the-appropriate-combination-of-fem-with-rating-standards/

[64] Z. Liu, F. Li, Z. Xu, i Q. He, „Semi-analytical loaded tooth contact analysis method for spiral bevel gears”, *Int. J. Mech. Sci.*, t. 253, s. 108329, wrz. 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108329.

[65] M. Vivet, D. Mundo, T. Tamarozzi, i W. Desmet, „An analytical model for accurate and numerically efficient tooth contact analysis under load, applied to face-milled spiral bevel gears”, *Mech. Mach. Theory*, t. 130, s. 137–156, grud. 2018, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2018.08.016.

[66] K. Rong, J. Tang, Z. Tian, B. Song, H. Li, i H. Ding, „A novel accurate- efficient loaded contact analysis method for hypoid gears based on ease-off topography discretization and TE-interference assessment”, *Mech. Mach. Theory*, t. 209, s. 106012, lip. 2025, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2025.106012.

[67] E. Grabovic, „Design and optimization of gears for automotive applications: Spiral bevel, hypoid, and rack-and-pinion gear drives,” Ph.D. dissertation, Dept. of Civil and Industrial Engineering, University of Pisa, Pisa, Włochy, 2022.

[68] Q. Wang, C. Zhou, L. Gui, i Z. Fan, „Optimization of the loaded contact pattern of spiral bevel and hypoid gears based on a kriging model”, *Mech. Mach. Theory*, t. 122, s. 432–449, kwi. 2018, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2018.01.008.

[69] Design recommendations for bevel gears, ISO Technical Report 22849:2011, 2011.

[70] V. V. Simon, „Machine-Tool Settings to Reduce the Sensitivity of Spiral Bevel Gears to Tooth Errors and Misalignments”, *J. Mech. Des.*, t. 130, nr 8, s. 082603, sie. 2008, doi: 10.1115/1.2936903.

[71] M. Molaie, F. S. Samani, i F. Pellicano, „Spiral Bevel Gears Nonlinear Vibration Having Radial and Axial Misalignments Effects”, *Vibration*, t. 4, nr 3, s. 666–678, sie. 2021, doi: 10.3390/vibration4030037.

[72] M. Vivet, T. Tamarozzi, W. Desmet, i D. Mundo, „On the modelling of gear alignment errors in the tooth contact analysis of spiral bevel gears”, *Mech. Mach. Theory*, t. 155, s. 104065, sty. 2021, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2020.104065.

[73] D. Jelaska, *Gears and gear drives*. Chichester, West Sussex , Hoboken: John Wiley & Sons, 2012.

[74] „F. L. Litvin i H.-T. Lee, „Generation and tooth contact analysis of spiral bevel gears with predesigned parabolic functions of transmission errors,” NASA Technical Memorandum 101445, AVSCOM Technical Report 88-C-032, 1989.

[75] B. Song, J. Chen, Z. Zhou, K. Rong, J. Zhao, i H. Ding, „Sensitive misalignment oriented loaded contact pressure regulation model for spiral bevel gears”, *Mech. Mach. Theory*, t. 188, s. 105410, paź. 2023, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2023.105410.

[76] M. Gabiccini, A. Bracci, i M. Guiggiani, „Robust Optimization of the Loaded Contact Pattern in Hypoid Gears With Uncertain Misalignments”, 2010, doi: 10.1115/1.4001485.

[77] G. I. Sheveleva, A. E. Volkov, i V. I. Medvedev, „Algorithms for analysis of meshing and contact of spiral bevel gears”, *Mech. Mach. Theory*, t. 42, nr 2, s. 198–215, lut. 2007, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2006.02.009.

[78] X. Hepeng, D. Xiaozhong, i X. Aijun, „Meshing Performance Analysis of Spiral Bevel Gears Based on Assembly Misalignment”, w *Proceedings of the 7th International Conference on Education, Management, Information and Computer Science (ICEMC 2017)*, Shenyang, China: Atlantis Press, 2017. doi: 10.2991/icemc-17.2017.68.

[79] S. Tilak, „Design, analysis and inspection of spiral bevel and hypoid gears using tooth contact analysis programs,” M.Sc. thesis, Dept. of Mechanical Engineering, The Ohio State University, Columbus, OH, USA, 1990.

[80] P. Skawiński, „Neural classifiers in recognizing of the tooth contact of spiral and hypoid Gleason bevel gears,” Advances in Manufacturing Science and Technology, t. 36, nr 2, s. 51–62, 2012

[81] V. V. Simon, „Design and Manufacture of Spiral Bevel Gears With Reduced Transmission Errors”, *J. Mech. Des.*, t. 131, nr 4, s. 041007, kwi. 2009, doi: 10.1115/1.3087540.

[82] Y. Fu, Y. Zhuo, X. Zhou, B. Wan, H. Lv, i Z. Wang, „Theoretical and Experimental Study on Contact Characteristics of Spiral Bevel Gears under Quasi-Static and Large Loading Conditions”, *Appl. Sci.*, t. 10, nr 15, s. 5109, lip. 2020, doi: 10.3390/app10155109.

[83] X. Cao, X. Deng, i B. Wei, „A novel method for gear tooth contact analysis and experimental validation”, *Mech. Mach. Theory*, t. 126, s. 1–13, sie. 2018, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2018.04.002.

[84] P.-Y. Wang i Z.-H. Fong, „Adjustability improvement of face-milling spiral bevel gears by modified radial motion (MRM) method”, *Mech. Mach. Theory*, t. 40, nr 1, s. 69–89, sty. 2005, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2004.05.011.

[85] Y. Liu, L. Chen, i G. Li, „Multi-Point Control for Face-Milled Spiral Bevel Gears with a Predesigned Fourth-Order Motion Curve”, *Machines*, t. 12, nr 1, s. 34, sty. 2024, doi: 10.3390/machines12010034.

[86] J. Pisula, M. Płocica, i T. Sałaciński, „Ocena jakości współpracy projektowanej pary stożkowej z użyciem autorskiego systemu wspomagania projektowania,” Mechanik, t. 91, nr 12, s. 1064–1066, 2018. doi: 10.17814/mechanik.2018.12.193.

[87] S. Peng, H. Ding, G. Zhang, J. Tang, i Y. Tang, „New determination to loaded transmission error of the spiral bevel gear considering multiple elastic deformation evaluations under different bearing supports”, *Mech. Mach. Theory*, t. 137, s. 37–52, lip. 2019, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2019.03.013.

[88] J. Pisula i M. Płocica, „Wpływ wybranych parametrów technologicznych obróbki zębnika na jakość kinematyczną przekładni stożkowej o kołowo-łukowej linii zęba,” Zeszyty Naukowe. Transport / Politechnika Śląska, z. 83, s. 183–190, 2014.

[89] M.Vivet, A. Acinapura, D. Dooner, D. Mundo, T. Tamarozzi, i W. Desmet, „Loaded tooth contact analysis of spiral bevel gears with kinematically correct motion transmission,” w Proceedings of the International Gear Conference 2018, 2018, s. 223–232.

[90] A. Artoni, M. Kolivand, i A. Kahraman, „An Ease-Off Based Optimization of the Loaded Transmission Error of Hypoid Gears”, *J. Mech. Des.*, t. 132, nr 1, s. 011010, sty. 2010, doi: 10.1115/1.4000645.

[91] Design recommendations for bevel gears, ISO Technical Report 22849:2011, 2011.

[92] H. J. Stadtfeld, „The Hunting Tooth and its Effect on Break-In,” Gear Technology, t. 37, nr 6, s. 18, sie. 2020.

[93] A. Skoć i E. Świtoński, *Przekładnie zębate: zasady działania, obliczenia geometryczne i wytrzymałościowe*. Warszawa: Wydawnictwo WNT - Wydawnictwo Naukowe PWN, 2017.

[94] M. Shuai i Z. Yidu, „Spiral bevel gear true tooth surface precise modeling and experiments studies based on machining adjustment parameters”, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci.*, t. 229, nr 14, s. 2524–2533, paź. 2015, doi: 10.1177/0954406214562632.

[95] P. Chen, S. Wang, F. Li, i H. Zou, „A direct preset method for solving ease-off tooth surface of spiral bevel gear”, *Mech. Mach. Theory*, t. 179, s. 105123, sty. 2023, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2022.105123.

[96] M. Jaster, „Spin City: Grinding Wheel Technology Focuses on Speed, Efficiency and Time Savings,” Gear Technology, t. 35, nr 8, s. 22–26, lis./gru. 2018.

[97] Á. Álvarez, A. Calleja, M. Arizmendi, H. González, i L. N. Lopez De Lacalle, „Spiral Bevel Gears Face Roughness Prediction Produced by CNC End Milling Centers”, *Materials*, t. 11, nr 8, s. 1301, lip. 2018, doi: 10.3390/ma11081301.

[98] Code of inspection practice — Part 6: Bevel gear measurement methods, ISO Technical Report 10064-6:2009, 2009.

[99] V. V. Simon, „Multi-objective optimization of hypoid gears to improve operating characteristics”, *Mech. Mach. Theory*, t. 146, s. 103727, kwi. 2020, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2019.103727.

[100] L. Winkelmann, J. Holland, i R. Nanning, „Superfinishing Motor Vehicle Ring and Pinion Gears,” w AGMA Technical Paper 04FTM13, Alexandria, VA, USA: American Gear Manufacturers Association, 2004.

[101] Y. Wang *et al.*, „Roughness model for tooth surfaces of spiral bevel gears under grinding”, *Mech. Mach. Theory*, t. 104, s. 17–30, paź. 2016, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2016.05.016.

[102] E. Schmidt, „Gear Grinding is Getting Easier, Better, Faster, Stronger,” Gear Technology, t. 32, nr 4, s. 44–51, cze. 2015.

[103] J. L. Qiu, R. R. Zhao, Y. J. Wang, W. Zhao, i J. C. Li, „Research on the V/H Inspection of Spiral Bevel Gear before Heat Treatment”, *Appl. Mech. Mater.*, t. 483, s. 166–169, grud. 2013, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.483.166.

[104] H. Adibi, S. M. Rezaei, i A. A. D. Sarhan, „Analytical modeling of grinding wheel loading phenomena”, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, t. 68, nr 1–4, s. 473–485, wrz. 2013, doi: 10.1007/s00170-013-4745-z.

[105] S. Agarwal, „On the mechanism and mechanics of wheel loading in grinding”, *J. Manuf. Process.*, t. 41, s. 36–47, maja 2019, doi: 10.1016/j.jmapro.2019.03.009.

[106] „Klingelnberg History”. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://klingelnberg.com/en/company/history

[107] „Klingelnberg P40 - WLBKZ”. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://gear-lab.prz.edu.pl/wyposazenie-laboratorium/wspolrzednosciowa-maszyna-pomiarowa-klingelnberg-p40

[108] „Alicona InfiniteFocus G4 KPP PRz”. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostępne na: https://kpp.prz.edu.pl/laboratoria/laboratorium-zaawansowanych-technologii-materialowych

[109] „Bond Selection for Production Grinding,” Norton Abrasives | US and Canada, resources/expertise. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostęp: https://www.nortonabrasives.com/en-us/resources/expertise/bond-selection-production-grinding

[110] Precision Grinding Wheels 2011 Catalogue, Winterthur Technology Group, Zug, Szwajcaria, 2011. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostęp: https://www.winterthurtechnology.com

[111] Technical Solutions for Grinding in the Gear Market, Saint-Gobain Abrasives / Norton Abrasives, Worcester, MA, USA, Technical White Paper, 2015. Dostęp: 18 września 2026. [Online]. Dostęp: nortonabrasives.com

Streszczenie

Rozprawa dotyczy wytwarzania stożkowych przekładni zębatych o zębach kołowo-łukowych szlifowaniem z pełnego materiału w produkcji jednostkowej i małoseryjnej. Celem pracy było określenie parametrów procesu szlifowania zapewniających określone właściwości użytkowe i funkcjonalne przekładni, a pośrednio opracowanie metodyki projektowo-technologicznej dla takiej produkcji. Postawiono tezę, że zintegrowanie projektowania geometrii i topografii uzębienia z doświadczalnym doborem warunków szlifowania oraz korekcją procesu umożliwia technologiczne odtworzenie zaprojektowanego stanu przekładni w stopniu zapewniającym zgodność jej zmierzonych właściwości funkcjonalnych z właściwościami przewidzianymi obliczeniowo.

W programach KISSsoft i KIMOS przeanalizowano dwanaście wariantów różniących się metodą wykonania uzębienia (5-CUT i DUPLEX), kątem osi (90° i 100°) oraz średnicą ściernicy, uwzględniając odchyłki montażowe V-H, syntezę topografii ease-off i analizy TCA/LTCA. Cztery konfiguracje ze ściernicą 5″ zweryfikowano doświadczalnie na szlifierce Klingelnberg G27 według planu centralnego kompozycyjnego. W szlifowaniu wgłębnym badano wpływ prędkości obwodowej ściernicy, posuwu wgłębnego i odtaczania, a w wykańczającym - prędkości obwodowej ściernicy, odtaczania i stosunku prędkości ściernicy do prędkości krążka kondycjonującego.

Na podstawie sygnałów z układu Sinumerik 840D dla fazy odtaczania wyznaczono próg obciążenia wrzeciona ok. 6,2 kW, poniżej którego nie występowały przypalenia szlifierskie, dla fazy wgłębnej wartości graniczne zależały od konfiguracji układu OUPN. Na odchyłkę topografii po szlifowaniu zgrubnym dominujący wpływ miała prędkość odtaczania, a na chropowatość po szlifowaniu wykańczającym - warunki kondycjonowania ściernicy (obniżenie R_a do ok. 52%). Korekcja nastaw po pomiarach międzyoperacyjnych zbliżyła topografię do zaprojektowanej. Wszystkie koła talerzowe spełniły kryteria geometryczne bez przypaleń, dla zębników DUPLEX nie uzyskano zadowalającej topografii strony wklęsłej. Dla przekładni 5-CUT kontrola śladu współpracy w dwóch położeniach potwierdziła przewidywany kierunek zmian śladu oraz zgodność obliczonego i zmierzonego luzu, potwierdzając tezę dla w pełni zweryfikowanych wariantów.

Słowa kluczowe: stożkowe przekładnie zębate, szlifowanie, przypalenia szlifierskie, ease-off, ślad współpracy, odchyłki montażowe V-H

Abstract

The dissertation concerns the manufacture of spiral bevel gears by grinding from solid in single-unit and small-batch production. The aim was to determine the grinding process parameters that ensure the required performance and functional properties of the gear set and, indirectly, to develop a design and manufacturing methodology for such production. The thesis states that integrating the design of tooth geometry and topography with the experimental selection of grinding conditions and process correction enables the designed state of the gear set to be reproduced technologically to a degree that ensures agreement between its measured functional properties and those predicted by calculation.

Using KISSsoft and KIMOS, twelve variants differing in cutting method (5-CUT and DUPLEX), shaft angle (90° and 100°) and grinding wheel diameter were analysed, considering V-H assembly deviations, ease-off topography synthesis and TCA/LTCA analyses. Four configurations with a 5″ wheel were verified experimentally on a Klingelnberg G27 grinding machine according to a central composite design. In plunge grinding, the effects of wheel peripheral speed, plunge feed rate and generating speed were investigated, in finish grinding, those of wheel peripheral speed, generating speed and dresser speed ratio. Signals from the Sinumerik 840D control system were analysed with a dedicated script.

For the generating phase, a spindle load threshold of approx. 6.2 kW was determined, below which no grinding burns occurred, for the plunge phase, the limit values depended on the machine–fixture–tool–workpiece system configuration. Generating speed dominated the topography deviation after rough grinding, and wheel dressing conditions dominated roughness after finish grinding (R_a reduced by up to approx. 52%). In-process measurements and machine setting corrections brought the manufactured topography closer to the design. All ring gears met the geometric criteria without burns, for DUPLEX pinions, a satisfactory concave flank topography was not achieved. For the 5-CUT gear sets, contact pattern inspection in the two positions confirmed the predicted direction of contact pattern shift and the agreement between calculated and measured backlash, confirming the thesis for the fully verified variants.

Keywords: spiral bevel gears, grinding, grinding burns, ease-off topography, contact pattern, V-H assembly deviations