



POLITECHNIKA KOSZALIŃSKA
WYDZIAŁ MECHANICZNY
KATEDRA INŻYNIERII PRODUKCJI



ROZPRAWA DOKTORSKA

**BADANIA WPŁYWU ZINTEGROWANEJ METODY
CHŁODZENIA ZIMNYM POWIETRZEM
I ODŚRODKOWEGO SMAROWANIA AEROZOLEM
OLEJOWYM STREFY OBRÓBKI NA PRZEBIEG
I WYNIKI PROCESU SZLIFOWANIA WALCOWYCH
POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH**

**RESEARCH ON INFLUENCE OF INTEGRATED METHOD OF COOLING
THE GRINDING ZONE WITH COLD AIR AND CENTRIFUGAL
LUBRICATING WITH OIL AEROSOL ON THE RUN AND RESULTS OF
INTERNAL CYLINDRICAL GRINDING PROCESS**

Mgr inż. Seweryn Kieraś

Promotor: dr hab. inż. Krzysztof Nadolny
Profesor Politechniki Koszalińskiej

Koszalin, 2018

Spis treści

Wykaz ważniejszych symboli i akronimów	6
1. WPROWADZENIE	10
2. ANALIZA LITERATURY W ZAKRESIE WYTYCZONYM TEMATEM PRACY	12
2.1. Płyny chłodząco-smarujące stosowane w procesach szlifowania.....	12
2.1.1. Podstawowe zadania płynów chłodząco-smarujących w procesie szlifowania	14
2.1.2. Podział i charakterystyka płynów chłodząco-smarujących.....	14
2.1.2.1. Płyny chłodząco-smarujące niemieszalne z wodą	15
2.1.2.2. Wodne płyny chłodząco-smarujące	15
2.1.2.3. Wodne emulsje olejowe	15
2.1.2.4. Roztwory wodne	16
2.1.3. Dodatki używane w płynach chłodząco-smarujących	16
2.2. Konwencjonalne metody doprowadzania płynów chłodząco-smarujących do strefy szlifowania	17
2.2.1. Metoda zalewowa.....	19
2.2.2. Strumieniowo-ciśnieniowe doprowadzanie płynu chłodząco-smarującego	20
2.2.3. Strumieniowo-ciśnieniowe pozastrefowe doprowadzanie płynu chłodząco-smarującego	23
2.2.4. Dysze trzewikowe	24
2.2.5. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego	26
2.2.5.1. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez wrzeciono szlifierskie i ściernicę	26
2.2.5.2. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w korpusie ściernicy i pory ściernicy	27
2.2.5.3. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w korpusie i przestrzenie pomiędzy segmentami ściernymi	28
2.2.5.4. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w przekładce rozdzielającej ściernice elementarne	30

2.2.5.5. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego z użyciem systemu odśrodkowego strefowego podawania płynu chłodząco-smarującego	32
2.3. Metody minimalizowania wydatku płynów chłodząco-smarujących.....	34
2.3.1. Smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (MQL)	37
2.3.2. Chłodzenie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (MQC)	49
2.3.3. Metoda minimalnego wydatku płynu chłodząco-smarującego o obniżonej temperaturze (MQCL).....	49
2.3.4. Chłodzenie schłodzonym sprężonym powietrzem (CAG).....	51
2.3.5. Smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze	58
2.3.6. Hybrydowa metoda smarowania z minimalnym wydatkiem oleju wraz z jednoczesnym podawaniem schłodzonego sprężonego powietrza w procesie szlifowania powierzchni płaskich (MQL+CAG).....	61
2.3.7. Metoda chłodzenia kriogenicznego.....	63
2.4. Szlifowanie na sucho	66
2.5. Wnioski	71
3. HIPOTEZA, CELE, PROBLEMY BADAWCZE I ZAKRES PRACY	75
3.1. Hipoteza pracy	75
3.2. Cele pracy	75
3.2.1. Cel poznawczy	75
3.2.2. Cel metodyczny.....	75
3.2.3. Cel użytkowy.....	75
3.3. Problemy badawcze	76
3.3.1. Główny problem badawczy.....	76
3.3.2. Szczegółowe problemy badawcze.....	76
3.4. Zakres pracy	77
3.5. Obiekt badań	78

4.	CHARAKTERYSTYKA INNOWACYJNEJ METODY CHŁODZENIA I SMAROWANIA STREFY SZLIFOWANIA INTEGRUJĄCEJ ODSRODKOWE SMAROWANIE Z MINIMALNYM WYDATKIEM METODĄ MQL ORAZ CHŁODZENIE STRUMIENIEM SCHŁODZONEGO SPRĘŻONEGO POWIETRZA	79
4.1.	Istota metody	79
4.2.	Charakterystyka dysz CAG	84
4.3.	Wnioski	93
5.	BADANIA SYMULACYJNE PRZEPŁYWU CZYNNIKÓW CHŁODZĄCO-SMARUJĄCYCH W PROCESIE SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH	94
5.1.	Cel badań symulacyjnych	95
5.2.	Charakterystyka stacji roboczej i oprogramowania zastosowanych do obliczeń	96
5.3.	Założenia i uproszczenia	97
5.4.	Charakterystyka geometrycznego modelu symulowanego układu	97
5.5.	Dyskretyzacja modelu geometrycznego	101
5.6.	Warunki przebiegu symulacji	109
5.7.	Modele matematyczne zastosowane w symulacji	120
5.7.1.	Model wymiany ciepła	120
5.7.2.	Model turbulencji przepływu (płyn w fazie ciągłej – powietrze)	120
5.7.3.	Model turbulencji przepływu (płyn w fazie rozproszonej – olej)	121
5.8.	Wyniki badań symulacyjnych	122
5.8.1.	Wyniki badań symulacyjnych - warunki przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania	122
5.8.2.	Wyniki badań symulacyjnych – warunki termiczne w strefie szlifowania	128
5.9.	Analiza wyników badań symulacyjnych	134
5.9.1.	Analiza warunków przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania	135
5.9.2.	Analiza warunków termicznych w strefie szlifowania	138
5.10.	Wnioski	143
6.	BADANIA DOŚWIADCZALNE PROCESU SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH Z ZASTOSOWANIEM INNOWACYJNEJ METODY CHŁODZENIA I SMAROWANIA STREFY OBRÓBKII	145
6.1.	Cel badań doświadczalnych	145

6.2. Charakterystyka stanowiska badawczego	145
6.3. Charakterystyka systemów pomiarowych	146
6.3.1. Stanowisko do pomiarów stykowych struktury geometrycznej powierzchni obrobionych.....	146
6.3.2. Stanowisko do pomiarów bezstykowych struktury geometrycznej czynnej powierzchni ściernicy metodą triangulacji laserowej	147
6.3.3. Stanowisko do rejestracji obrazów czynnej powierzchni ściernicy oraz powierzchni obrobionej metodą mikroskopii optycznej	148
6.3.4. Stanowisko do pomiaru naprężeń w warstwie wierzchniej metodą dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego	150
6.3.5. Kamera termowizyjna TESTO 890.....	152
6.3.6. Stanowisko do pomiaru prędkości przepływu strumienia schłodzonego sprężonego powietrza generowanego przez badane dysze CAG.....	153
6.4. Metodyka badań doświadczalnych	154
6.5. Wyniki badań doświadczalnych i ich analiza	159
6.5.1. Ocena efektywności procesu szlifowania	160
6.5.2. Ocena warunków termicznych procesu szlifowania na podstawie pomiarów metodą termowizji w podczerwieni	163
6.5.3. Ocena chropowatości powierzchni obrobionej	172
6.5.4. Ocena stanu naprężeń w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych.....	178
6.5.5. Ocena stanu czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu.....	182
6.6. Wnioski	193
7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI.....	196
7.1. Wnioski poznawcze	196
7.2. Wnioski metodyczne.....	198
7.3. Wnioski użytkowe.....	199
7.4. Wnioski do dalszych badań.....	200
Bibliografia.....	201
Spis rysunków	212
Spis tabel	221
Streszczenie	223
Abstract	224

Wykaz ważniejszych symboli i akronimów

A_d	– powierzchnia przekroju poprzecznego dyszy, mm ²
A_{el}	– powierzchnia powierzchni elementu skończonego, mm ²
a_e	– głębokość szlifowania, mm
A_{otw}	– sumaryczne pole powierzchni przekroju otworów w modelu trzpienia szlifierskiego, mm ²
C	– wartość stała opisująca dany typ elementu skończonego, -
C_p	– pojemność cieplna, kJ/kgK
d_{otw}	– średnica pojedynczego otworu w trzpieniu szlifierskim, mm
E	– moduł sprężystości podłużnej Younga
F	– siła szlifowania, N
F'	– właściwa siła szlifowania, N/mm
F_t	– składowa styczna siły szlifowania, N
$F't$	– wartość składowej stycznej właściwej siły szlifowania, N/mm
F'/F'_n	– współczynnik tarcia, –
F_n	– składowa normalna siły szlifowania, N
$F_{n\ avg}$	– wartość średni składowej normalnej siły szlifowania, N
G	– wskaźnik szlifowania, –
h_{tc}	– współczynnik wymiany ciepła, W·m ⁻² K ⁻¹
l_k	– długość krawędzi elementu skończonego, mm
n_{otw}	– liczba otworów w trzpieniu szlifierskim, szt.
P	– wartość mocy szlifowania, W
p_{PCS}	– ciśnienie doprowadzanego płynu chłodząco-smarującego, MPa
p_{SSP}	– ciśnienie doprowadzanego schłodzonego sprężonego powietrza, MPa
q	– stosunek prędkości v_s/v_w , –
Q_{el}	– wartość parametru jakości elementu skończonego, –
q_{kss}	– ilość ciepła przepływającego przez płyn chłodząco-smarujący, W/mm ²
Q_{PCS}	– natężenie przepływu płynu chłodząco-smarującego, l/min
q_s	– ilość ciepła przepływającego przez ściernicę, W/mm ²
q_{span}	– ilość ciepła przepływającego przez powstające wióry, W/mm ²
q_t	– całkowita ilość ciepła przepływającego przez układ, W/mm ²
q_w	– ilość ciepła przepływającego przez przedmiot obrabiany, W/mm ²
Q_w	– wydajność ubytkowa szlifowania, mm ³ /s

Q'_w	– właściwa wydajność ubytkowa szlifowania, $\text{mm}^3/\text{s} \cdot \text{mm}$
Ra	– średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości, μm
R_{SGR}	– parametr opisujący chropowatość powierzchni ściany (w symulacji przepływu) w odniesieniu do ziaren piasku (ang. <i>sand-grain roughness</i>), mm
Rz	– wysokość profilu chropowatości według 10 punktów, μm
R_{max}	– wysokość profilu chropowatości według 10 punktów, μm
Sa	– średnie arytmetyczne odchylenie chropowatości powierzchni, μm
Sdr	– współczynnik rozwinięcia powierzchni, %
Sds	– gęstość wierzchołków nierówności powierzchni, $1/\text{mm}^2$
Sm	– średni odstęp profilu chropowatości, μm
Sk	– wysokość chropowatości rdzenia, μm
St	– całkowita wysokość nierówności powierzchni, μm
T	– temperatura, $^{\circ}\text{C}$
t_s	– czas szlifowania, s
t_{SSP}	– wartość temperatury mierzona na wylocie dyszy CAG, $^{\circ}\text{C}$
$T_{dPO \max}$	–maksymalna temperatura domeny przedmiotu obrabianego, $^{\circ}\text{C}$
$T_{dPO \min}$	– minimalna temperatura domeny przedmiotu obrabianego, $^{\circ}\text{C}$
$T_{dS \max}$	– maksymalna temperatura domeny ściernicy, $^{\circ}\text{C}$
$T_{dS \min}$	– minimalna temperatura domeny ściernicy, $^{\circ}\text{C}$
T_{CPS}	– temperatura czynnej powierzchni ściernicy, $^{\circ}\text{C}$
T_{dS}	– temperatura czynnej powierzchni ściernicy, $^{\circ}\text{C}$
T_G	– temperatura powierzchni granicy (w symulacji przepływu), $^{\circ}\text{C}$
T_{GCPS}	– temperatura powierzchni granicy czynnej powierzchni ściernicy, $^{\circ}\text{C}$
T_{GPO}	– temperatura powierzchni granicy przedmiotu obrabianego, $^{\circ}\text{C}$
T_{PO}	– temperatura przedmiotu obrabianego, $^{\circ}\text{C}$
T_{ST}	– temperatura statyczna (w symulacji przepływu), $^{\circ}\text{C}$
T_z	– zewnętrzna temperatura graniczna (w symulacji przepływu), $^{\circ}\text{C}$
ν	– lepkość kinematyczna, mm^2/s
ν_{air}	– prędkość wypływu powietrza, m/s
ν_{dS}	– prędkość obwodowa domeny ściernicy (w symulacji przepływu), m/s
ν_{dPO}	– prędkość obwodowa domeny przedmiotu obrabianego (w symulacji przepływu), m/s
V_{el}	– objętość elementu skończonego, mm^3
ν_{fa}	– prędkość posuwu osiowego stołu szlifierki, mm/s

V'_m	– właściwy ubytek materiału, mm ³ /mm
V_w	– ubytek materiału, mm ³
V_s	– zużycie objętościowe ściernicy, mm ³
α_{CAG}	– kąt nachylenia końcówek przewodu dyszy CAG doprowadzającej schłodzone sprężone powietrze (w symulacji przepływu), °
α_{SSP}	– kąt nachylenia końcówek przewodu doprowadzającego schłodzone sprężone powietrze, °
v_{PCS}	– prędkość wypływu płynu chłodząco-smarującego, m/s
v_s	– prędkość obwodowa ściernicy, m/s
v_{SSP}	– prędkość wypływu schłodzonego sprężonego powietrza, m/s
Δa	– średnie arytmetyczne pochylenie profilu chropowatości, °
ΔP	– przyrost mocy szlifowania, W
ε	– wartość współczynnika emisyjności, –
θ_{CPS}	– temperatura czynnej powierzchni ściernicy, °C
θ_{PO}	– temperatura przedmiotu obrabianego, °C
σ	– odchylenie standardowe
σ_x	– naprężenia własne w warstwie wierzchniej przedmiotu obrobionego w kierunku osi x, MPa
σ_y	– naprężenia własne w warstwie wierzchniej przedmiotu obrobionego w kierunku osi y, MPa
σ_w	– wartość naprężeń własnych, MPa
φ	– kąt podawania PCS, °
λ	– współczynnik przenikalności cieplnej, W/mm ² ·K

Akronimy

CAG	– dysze chłodzonego sprężonego powietrza (ang. <i>Cold Air Guns</i>)
CAMQL	– smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze (ang. <i>Cooled Air Minimum Quantity Lubrication</i>)
CFD	– obliczeniowa mechanika płynów (ang. <i>Computational Fluid Dynamics</i>)
CNT	– nanorurki węglowe (ang. <i>Carbon Nanotubes</i>)
cBN	– regularny azotek boru (ang. <i>Cubic Boron Nitride</i>)
CPS	– czynna powierzchnia ściernicy

DG	– szlifowanie na sucho (ang. <i>Dry Grinding</i>)
EP	– oleje hipoidalne (ang. <i>Extreme Pressure</i>)
HSS	– stale szybko tnące (ang. <i>High Speed Steels</i>)
LN ₂	– ciekły azot (ang. <i>Liquid Nitrogen</i>)
MES	– metoda elementów skończonych
MMOB	– model matematyczny obiektu badań
MOS	– metoda objętości skończonych
MRS	– metoda różnic skończonych
MQC	– chłodzenie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (ang. <i>Minimum Quantity Cooling</i>)
MQCL	– metoda minimalnego wydatku płynu chłodząco-smarującego (ang. <i>Minimum Quantity Cooling Lubrication</i>)
MLQ	– smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (ang. <i>Minimum Quantity Lubrication</i>)
MLQ+CAG	– hybrydowa metoda smarowania z minimalnym wydatkiem oleju wraz z jednoczesnym podawaniem schłodzonego sprężonego powietrza w procesie szlifowania powierzchni płaskich (ang. <i>Minimum Quantity Lubrication + Cold Air Guns</i>)
NDG	– metoda smarowania z minimalnym wydatkiem PCS (ang. <i>Near Dry Grinding</i>)
PCS	– płyn chłodząco-smarujący
PO	– przedmiot obrabiany
PPD	– przekrój poprzeczny dyszy
SSP	– schłodzone sprężone powietrze
WEO	– wodna emulsja olejowa
W	– warstwa wierzchnia

1. WPROWADZENIE

Większa część energii wykorzystanej do procesu szlifowania zostaje przekształcona w ciepło. Wysokie temperatury w strefie obróbki mogą być przyczyną przyspieszonego zużywania się narzędzi ściernych oraz powstawania defektów szlifierskich, takich jak:

- przypalenia materiału obrabianego,
- zmiany jego struktury krystalicznej,
- zmniejszenie wytrzymałości zmęczeniowej,
- powstanie rys i mikropęknięć,
- zniekształcenia oraz niedokładności na powierzchni obrobionej,
- zalepiania czynnej powierzchni ściernicy wiórami materiału obrabianego.

Zastosowanie w procesie szlifowania czynników chłodząco-smarujących pozwala przeciwdziałać tym negatywnym zjawiskom, a ponadto pozwala też zwiększyć parametry wpływające na wydajność szlifowania i wpływa na zmniejszenie tarcia wierzchołków skrawających aktywnych ziaren ściernych o niezdefiniowanej geometrii i często ujemnym kącie natarcia o powierzchnię obrabianego przedmiotu.

Aktualnie przemysł światowy odznacza się tendencją do produkcji skomplikowanych elementów, o małych tolerancjach wymiarowych i parametrach chropowatości, przy jak najniższych kosztach i dbałości o środowisko [ZAB17B]. Niektóre procesy obróbki skrawaniem, w tym szlifowanie, wymagają stosowania płynów chłodząco-smarujących dla odpowiedniego chłodzenia i smarowania strefy obróbki oraz dla uzyskania pożądaných efektów realizacji procesu. Niewystarczające smarowanie i chłodzenie może powodować znaczne zwiększenie temperatury w strefie obróbki, a to może doprowadzić do powstawania defektów szlifierskich, błędów kształtu przedmiotu obrobionego (PO) oraz ogólnego pogorszenia jakości technologicznej wytwarzanej części

Wiele typów płynów chłodząco-smarujących i ich oparów ma negatywny wpływ na zdrowie operatorów maszyn oraz na środowisko. Ponadto, koszty eksploatacji płynów chłodząco-smarujących stanowią około 7-17% całkowitych kosztów produkcji, co stanowi relatywnie dużą wartość. Negatywne aspekty stosowania płynów chłodząco-smarujących przyczyniły się do zintensyfikowania prac zmierzających do rozwoju metod minimalizacji ich wydatku w procesach szlifowania. Mimo że istnieje wiele różnych metod doprowadzania płynów chłodząco-smarujących do strefy obróbki to postęp i rozwój techniki, a także coraz większa dbałość o środowisko i tendencja do ograniczenia kosztów produkcyjnych powodują, że dąży się do jak najbardziej precyzyjnego dostarczenia jak najmniejszej ilości płynu

chłodząco-smarującego bezpośrednio do strefy kontaktu aktywnych ziaren skrawających z powierzchnią przedmiotu obrabianego.

Stosowanie znanej metody smarowania strefy obróbki z minimalnym wydatkiem MQL (ang. *Minimum Quantity Lubrication*) w procesach szlifowania charakteryzuje się bardzo skutecznym smarowaniem strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią PO, czego efektem jest szereg zaobserwowanych korzyści odnotowanych w badaniach takich jak: ograniczenie siły F i mocy P szlifowania, zmniejszenie wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej (WW) powierzchni obrobionej oraz zmniejszenie wartości chropowatości powierzchni obrobionej i wydłużenie okresu trwałości ściernicy. Należy jednak podkreślić, że w metodzie MQL funkcja chłodzenia jest o wiele mniej skuteczna niż przy zastosowaniu metody chłodzenia zalewowego. Analiza literatury pod tym kątem zainspirowała do podjęcia badań dotyczących poprawy warunków procesu szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych z użyciem smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL w połączeniu z doprowadzaniem do strefy szlifowania strumienia schłodzonego sprężonego powietrza (SSP) generowanego przez dyszę CAG (ang. *Cold Air Gun*). Tak zmodyfikowana metoda powinna w znacznym stopniu wpłynąć na zmniejszenie ograniczeń smarowania z minimalnym wydatkiem (MQL) w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych.

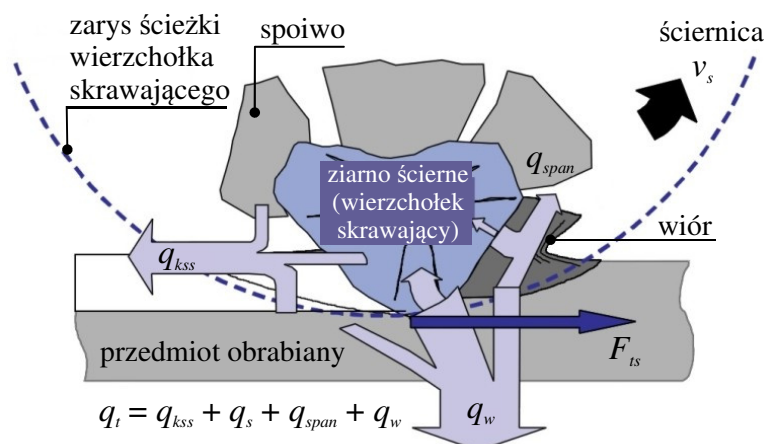
W niniejszej pracy przedstawiono stan wiedzy i techniki w zakresie metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z podziałem na metody konwencjonalne oraz metody minimalizowania wydatku czynników chłodzących, smarujących i antyadhezyjnych (rozdział 2.). Analiza ta była podstawą do zdefiniowania hipotezy, celów, problemów badawczych i zakresu pracy (zamieszczonych w rozdziale 3.) oraz opracowania założeń innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, opisaną szczegółowo w rozdziale 4. Cele rozprawy doktorskiej osiągnięto na drodze badań symulacyjnych opisanych w rozdziale 5. oraz badań doświadczalnych procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, przedstawionych szczegółowo w rozdziale 6. Uzyskane wyniki badań i analiz stanowiły podstawę do sformułowania wniosków końcowych z podziałem na wnioski poznawcze, metodyczne i utylitarne, a także wyznaczenie kierunków dalszych badań, zawartych w rozdziale 7. niniejszej pracy.

2. ANALIZA LITERATURY W ZAKRESIE WYTYCZONYM TEMATEM PRACY

W niniejszym rozdziale opisano kryteria podziału płynów chłodząco-smarujących (PCS), uwzględniając ich charakterystykę, a także przedstawiono dodatki używane do modyfikacji właściwości PCS. Scharakteryzowano konwencjonalne metody doprowadzania PCS, poczynwszy od metody zalewowej, poprzez metodę strumieniowo-ciśnieniowego doprowadzenia PCS oraz metodę doprowadzenia PCS z użyciem dysz trzewikowych, na odśrodkowym doprowadzeniu PCS przez ściernice kończąc. W odniesieniu do konwencjonalnych metod doprowadzania PCS do strefy szlifowania, w dalszej części przedstawione zostały metody umożliwiające minimalizację wydatku doprowadzanego do strefy szlifowania PCS. W ostatniej części niniejszego rozdziału zestawiono wnioski, które nasunęły się po przeanalizowaniu literatury kierunkowej z tego zakresu.

2.1. Płyny chłodząco-smarujące stosowane w procesach szlifowania

Proces szlifowania wiąże się ze znacznym zwiększeniem wartości temperatury w strefie obróbki. Rozkład ciepła, które powstaje w obszarach odkształczanych ma charakter nierównomierny (rys. 1), co wpływa na zwiększenie naprężeń cieplnych zarówno w ściernicy jak i w przedmiocie obrabianym. Większa część energii wykorzystanej do procesu szlifowania przekształcona zostaje w ciepło, z czego około 75% przekazywane zostaje do wióra, 18% energii przetworzone zostaje w ciepło w miejscu styku narzędzia z wiórem a pozostałą jej część stanowi ciepło pochłonięte przez przedmiot obrabiany bądź energia przetworzona w ciepło w miejscu styku narzędzia z przedmiotem obrabianym [SHE09]. Ponieważ przestrzeń międzyziarnowa (przestrzeń, którą zapelniają powstające wióry) jest stosunkowo mała a utrzymanie zdolności skrawnej na wysokim poziomie wymaga, aby była ona wolna i sprawnie wspomagała transport produktów szlifowania ze strefy obróbki, stosuje się w większości przypadków PCS. Głównymi jednak powodami stosowania PCS są: smarowanie strefy kontaktu ściernicy z materiałem obrabianym oraz jej chłodzenie. Chłodzenie pozwala skutecznie zwiększyć parametry wpływające na wydajność szlifowania a smarowanie wpływa na zmniejszenie tarcia ostrzy o niezdefiniowanej geometrii i często ujemnym kącie natarcia [KLO09].



Rys. 1. Schemat podziału energii i przepływu ciepła w procesie szlifowania, gdzie: q_t – całkowita ilość przepływającego przez układ ciepła, q_{kss} – ilość ciepła przepływającego przez PCS, q_s – ilość ciepła przepływającego przez ściernicę, q_{span} – ilość ciepła przepływającego przez powstające wióry, q_w – ciepło parowania [KLO09]

Istotne właściwości PCS w obróbce skrawaniem [OCZ86, BRU96]:

- smarność,
- zdolność chłodzenia,
- zdolność wypłukiwania i zwilżania,
- zdolność przenoszenia ciśnienia (pojemność ciśnieniowa),
- antykorozyjność,
- lepkość,
- odporność na starzenie,
- bakteriobójczość,
- zdolność emulgowania,
- niespienialność,
- zdolność oddzielania zanieczyszczeń i filtracyjność,
- niereaktywność z metalami, tworzywami i farbami,
- zdolność do regeneracji,
- zapach,
- antytoksyczność,
- nierozkładalność,
- nierozwarstwialność,
- niepalność i brak skłonności wybuchowej.

Tak duża liczba zróżnicowanych cech jest bardzo trudna do uzyskania, dlatego w praktyce stosuje się wiele różnych płynów, których właściwości są dostosowywane indywidualnie do każdego przypadku obróbki [OCZ86, REZ77, ZIM82].

2.1.1. Podstawowe zadania płynów chłodząco-smarujących w procesie szlifowania

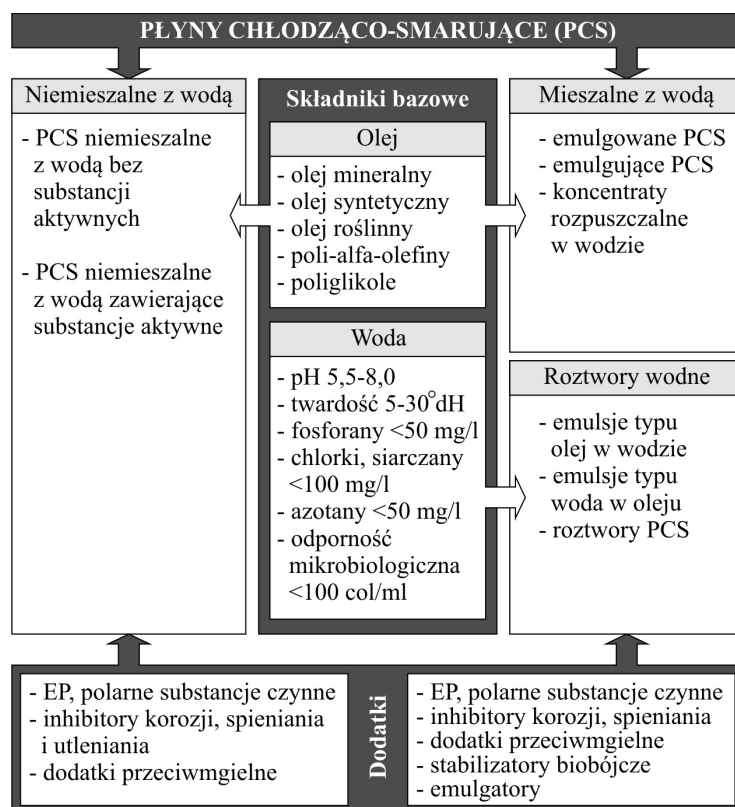
Poniżej przedstawiono podstawowe zadania płynów chłodząco-smarujących w procesie szlifowania [OCZ86]:

- tworzenie stabilnej warstewki smaru, która zmniejsza tarcie między ziarnem ściernym i przedmiotem obrabianym (PO) oraz między spoiwem i PO,
- chłodzenie powierzchni PO i czynnej powierzchni ściernicy (CPS), poprzez przejmowanie i odprowadzanie ciepła,
- zwilżanie i czyszczenie ściernicy,
- zabezpieczenie antykorozyjne obrabiarki i materiału obrabianego,
- przeciwdziałanie rozwojowi bakterii, spienianiu się itp.

Dobór odpowiedniego PCS jest bardzo istotny dla poprawnego procesu szlifowania, gdyż zróżnicowane właściwości biologiczne, fizyczne i chemiczne PCS wpływają w znacznym stopniu na jego przebieg [OCZ86, PET76, CHU80].

2.1.2. Podział i charakterystyka płynów chłodząco-smarujących

Podstawowym i kluczowym kryterium podziału PCS jest występowanie w nim wody [OCZ86, KÖN80, ZIM82, TÖN80]. Na rysunku 2 przedstawiono ogólne zestawienie głównych typów PCS, które stosuje się we wszystkich procesach skrawania, także w szlifowaniu.



Rys. 2. Podział i skład płynów chłodząco-smarujących stosowanych w procesach szlifowania [BRÜ96]

2.1.2.1. *Płyny chłodząco-smarujące niemieszalne z wodą*

Bazowym składnikiem PCS niemieszalnych z wodą są oleje mineralne, które charakteryzują się doskonałymi właściwościami smarnymi. W zależności od szczegółowej specyfikacji, ich lepkość kinematyczna w temperaturze 40°C wynosi $\nu = 20-60 \text{ mm}^2/\text{s}$. To wartość ponad pięćdziesiąt razy większa od lepkości wody. Ponadto, oleje mineralne charakteryzują się właściwościami antykorozyjnymi a przy ich użytkowaniu nie ma konieczności stosowania substancji grzybobójczych czy inhibitorów korozji w celu ochrony obrabiarki i PO, z uwagi na ich jałowy charakter. PCS bazujące na olejach mineralnych nie są pozbawione wad. Niekiedy wymagają one dodatkowego stosowania substancji zapobiegających powierzchniowemu spienianiu się. Oleje mineralne charakteryzują się nienajlepszym działaniem chłodzącym. Pojemność cieplna olejów wynosi zaledwie około 1,95 kJ/(kg·K), natomiast ich przewodność cieplna to około 0,13 W/(m·K) [KÖN80]. Dla polepszenia smarnych właściwości olejów i ich zdolności do absorpcji ciśnienia stosuje się chemicznie aktywne oleje hipoidalne (ang. *Extreme Pressure*) lub substancje wiążące film smarujący, dodając je do oleju bazowego [OCZ86, MAR07].

2.1.2.2. *Wodne płyny chłodząco-smarujące*

Do wodnych płynów chłodząco-smarujących zalicza się wodne emulsje olejowe oraz inne roztwory wodne.

2.1.2.3. *Wodne emulsje olejowe*

Emulsjami nazywa się układy dyspersyjne, powstające podczas mieszania dwóch nie mieszających się ze sobą cieczy, przy czym fazą rozpraszającą jest woda a fazą rozproszoną olej [OCZ86]. Wodna emulsja olejowa (WEO) powstaje po rozcieńczeniu koncentratu olejowego (wzbogaconego o dodatki) wodą. WEO stosuje się jako PCS wówczas, kiedy bardziej istotne niż smarujące, są właściwości chłodzące płynu a kwestia ekonomii procesu jest równie ważna. Równomierne zmieszanie się oleju w całej objętości wody umożliwiając tzw. emulgatory. Zawartość oleju w emulsji wynosi z reguły 1-5% a jej właściwości fizyczne są wyraźnie korzystniejsze niż właściwości wody. WEO charakteryzują się blisko dwukrotnie większą, niż w przypadku oleju, właściwą pojemnością cieplną, która wynosi 4,18 kJ/(kg·K). Przewodność cieplna emulsji wynosi 0,63 W/(m·K) i jej wartość również jest znacznie wyższa niż dla oleju [KÖN80].

W zależności od wielkości kropelek oleju (odpowiedniego doboru emulgatora) wyróżnia się emulsje:

- o dużych cząstkach fazy rozproszonej (kropelki oleju o wielkości 1-10 μm),
- o drobnych cząstkach fazy rozproszonej (kropelki oleju o wielkości 0,1-1 μm),
- koloidalnie rozproszone (kropelki oleju o wielkości mniejszej niż 0,001 μm).

Przezroczystość płynu maleje, wraz ze zwiększeniem wielkości cząstek fazy rozproszonej (kropelek oleju). Stosowanie PCS o drobnych cząstkach fazy pozwala na obserwowanie przebiegu procesu obróbki w strefie styku narzędzia z PO, co w przypadku procesu szlifowania jest szczególnie istotne.

2.1.2.4. *Roztwory wodne*

W skład nie emulgujących, wodnych PCS wchodzi: wodne roztwory substancji powierzchniowo-aktywnych, elektrolity oraz zawiesiny. Roztwory wodne używane w procesie szlifowania składają się w ponad 90% z wody. W praktyce przyjęło się również stosowanie zestawów kombinowanych, w skład których wchodzi wodne roztwory soli i dodatków powierzchniowo-aktywnych jednocześnie. Roztwory wodne mogą, lecz nie muszą, zawierać olej mineralny, którego brak świadczy o przeznaczeniu PCS bardziej do chłodzenia i wypłukiwania produktów szlifowania ze strefy obróbki, niż do smarowania. Używanie roztworów wodnych jako PCS pozwala uniknąć problemów związanych z powstawaniem piany. Roztwory wodne charakteryzują się mniej korzystnymi właściwościami smarującymi oraz większą odpornością na działanie mikroorganizmów, w porównaniu do emulsji [MAN76, OCZ86, ZWI79].

2.1.3. **Dodatki używane w płynach chłodząco-smarujących**

W celu lepszego spełnienia wszystkich wymagań stawianych PCS stosowane są w ich składzie odpowiednie dodatki. Wpływają one na różne właściwości PCS i powinny być aktywowane poprzez wysokie ciśnienie oraz temperatury występujące w procesie szlifowania [BRIN00, IRRE96, SCHU02]. Dodatki można podzielić na następujące grupy:

- dodatki zmieniające właściwości fizyczne PCS (np. ulepszacze wskaźnika lepkości),
- dodatki zmieniające właściwości chemiczne PCS (np. inhibitory utleniania),
- dodatki aktywne tribologicznie, to jest takie, które zmieniają warunki tarcia: dodatki polaryzujące, modyfikatory tarcia, dodatki przeciwwzużyciowe, dodatki smarne typu *extreme pressure* (EP).

Do grupy dodatków polaryzujących należą przede wszystkim substancje tłuszczowe pochodzenia roślinnego i zwierzęcego, jak również syntetyczne estry. Częstki polarne tłuszczu osadzają się stosunkowo mocno na powierzchni metalu w wyniku adsorpcji elektrostatycznej. Ze względu na dwubiegunowy charakter cząsteczek, wytwarza się kilka warstw o dobrej wytrzymałości na ciśnienie.

Z metalami, które działają jako katalizatory, zachodzi dodatkowa reakcja chemiczna z powierzchnią metalu. Spowodowana jest ona zwiększeniem ciepła i ciśnienia wynikającym z procesu, szczególnie w przypadku kwasów tłuszczowych. Powstałe metaliczne mydła działają jako bardzo lepkie, półstałe filmy smarujące. Zakres temperatur, w którym dodatki polarne są aktywne kończy się na około 130°C.

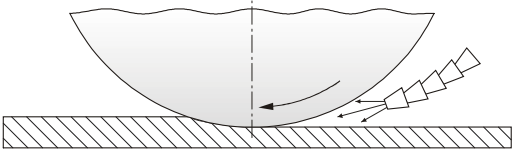
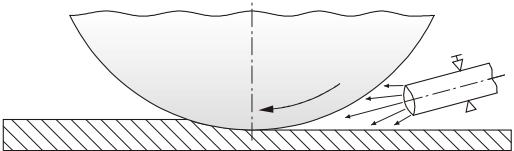
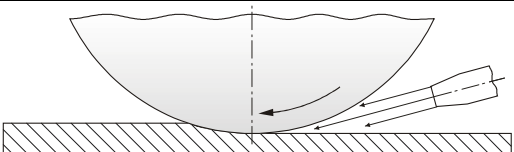
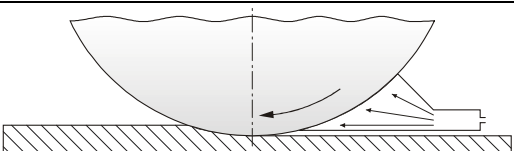
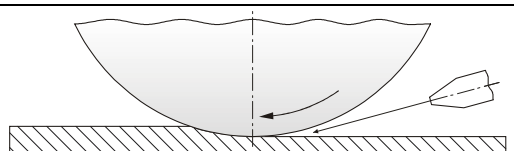
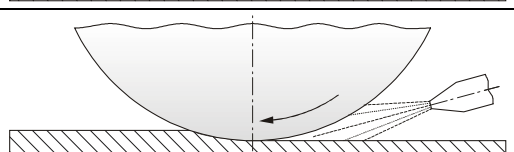
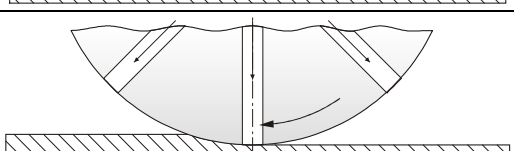
Przy wyższych obciążeniach, na przykład przy pracy z materiałami trudno skrawalnymi, używane są dodatki typu EP w postaci fosforu (do około 700°C) lub związków siarki (do powyżej 1000°C). Chlor, dotychczas często stosowany (do około 500°C) nie jest już więcej używany ze względów ekologicznych. Jego miejsce zastępują dodatki polimerowe lub, w pewnym stopniu, dodatki estrowe [LING88].

2.2. Konwencjonalne metody doprowadzania płynów chłodząco-smarujących do strefy szlifowania

Zarówno wydajność jak i sposób doprowadzenia PCS do strefy szlifowania mają istotny wpływ na efekt procesu szlifowania. Zaprojektowano wiele różnych typów dysz w celu sprostania licznym wymogom dotyczącym sposobu aplikacji PCS do strefy szlifowania (tab. 1). Ogólnie rzecz biorąc istnieją trzy kryteria podziału typów układów dysz [HEIN99]:

- ze względu na funkcję (zalewające, nie zalewające),
- ze względu na metodę skupienia (dysze o strumieniu swobodnym, dysze o strumieniu skupionym, dysze spiętrzające – ang. *swell nozzle*, dysze rozpylające),
- ze względu na geometrię dyszy (dysze w kształcie ściętej rury – ang. *squeezed pipe*, dysze igłowe – ang. *needle nozzle*, dysze trzewikowe – ang. *shoe nozzle*).

Tab. 1. Podstawowe sposoby doprowadzenia PCS do strefy szlifowania [BRI99]

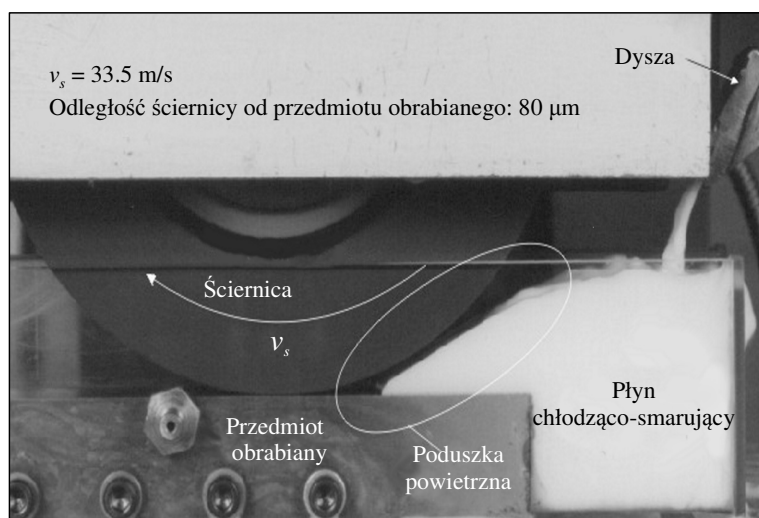
Szkic doprowadzenia PCS		Sposób doprowadzenia PCS		Wydatek
Dysze zalewowe		Dysze konwencjonalne	Segmentowym przewodem giętkim	$\uparrow\uparrow$ Q_{PCS}
			Przewodem rurowym	
			Dyszą strumienia swobodnego	
			Hydroaerodynamicznie dyszą w kształcie trzewika	$\uparrow$ Q_{PCS}
			Dyszą strumieniowo-ciśnieniową	$\uparrow$ Q_{PCS} lub Q_{PCS} $\downarrow$
			Dyszą rozpylającą	Q_{PCS} $\downarrow\downarrow$
			Przez ściernicę	$\uparrow$ Q_{PCS} lub Q_{PCS} $\downarrow$
$\uparrow\uparrow$ bardzo duży		$\uparrow$ duży		$\downarrow$ mały
				$\downarrow\downarrow$ bardzo mały

Podstawowym zadaniem wszystkich typów dysz jest doprowadzanie PCS do strefy szlifowania. Dysza realizuje to zadanie poprzez skupienie i skierowanie strumienia PCS jak również przez jego przyśpieszenie. Zaobserwować można korzystny wpływ na wydajność chłodzenia poprzez skoncentrowanie strumienia płynu, co wiąże się ze zminimalizowaniem zaburzeń przepływu przez ostre krawędzie na wylocie z dyszy lub przez wydłużony, równoległy wylot z dyszy. Ponadto, konieczne jest osiągnięcie minimalnej prędkości przepływu, co uzyskuje się poprzez zmniejszenie powierzchni przekroju poprzecznego na wylocie dyszy w celu zwilżania CPS za pomocą PCS [MAR04].

2.2.1. Metoda zalewowa

Metoda zalewowa jest powszechnie stosowanym sposobem dostarczenia PCS do strefy szlifowania w przypadku szlifierek różnego typu. PCS tłoczony jest za pomocą pompy i kierowany do strefy szlifowania przez dyszę ze szczelinowym otworem. Prędkości wypływu płynu chłodząco-smarującego osiągają wartości rzędu $v_{PCS} = 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Wraz ze zwiększeniem powierzchni styku pomiędzy PO a ściernicą, szerokości ściernicy i gęstości struktury ściernicy a także wraz ze zmniejszaniem się wielkości ziaren ściernicy, intensywność dostarczania PCS powinna się zwiększać. Ponadto, im większe wymagania dotyczące jakości powierzchni, im większa złożoność kształtu PO i cieńsze jego ścianki (w przypadku przedmiotu wydrążonego), tym intensywność doprowadzenia PCS musi być większa. W przypadku szlifowania walcowego oraz szlifowania powierzchni płaskich obwodem ściernicy wydatek płynu nie powinien być mniejszy niż 8-10 l/min. Przy szlifowaniu bezkłowym wartość wydatku PCS nie powinna być mniejsza niż 3-6 l/min na każde 10 mm długości styku CPS z powierzchnią obrabianą, natomiast w przypadku szlifowania czołowego powierzchni płaskich, wartość ta powinna wynosić 10-15 l/min dla każdych 10 mm szerokości pierścienia lub segmentu ściernego [OCZ86].

Znaczny wpływ na efektywność działania PCS w postaci swobodnego strumienia doprowadzanego z niską prędkością do strefy szlifowania wywiera wirujący strumień powietrza, którego źródłem jest obracająca się ściernica [RAP84, REZ77]. Jest to zjawisko tzw. poduszki powietrznej (rys. 3), która otacza ściernicę wokół jej obwodu a już przy prędkości obwodowej ściernicy $v_s = 20 \text{ m/s}$ powoduje odchylenie i rozpylenie strumienia płynu [LAU81].



Rys. 3. Poduszka powietrzna przy doprowadzaniu chłodziwa w szlifowaniu [BRI99]

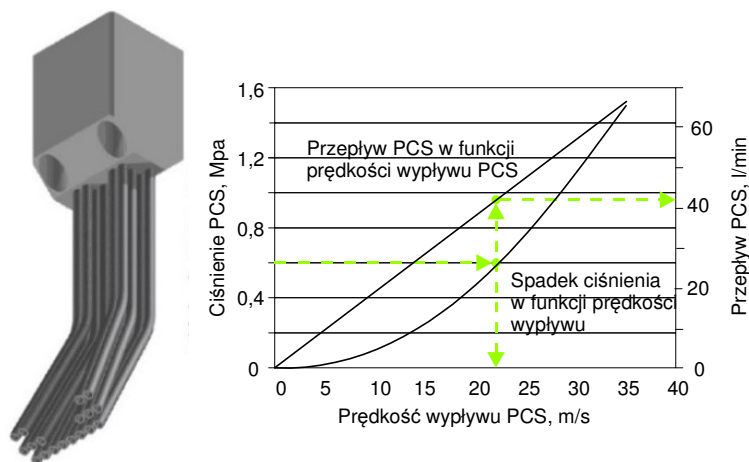
Poduszka powietrzna jest dla PCS główną przeszkodą, która podczas szlifowania utrudnia jego współdziałanie z CPS oraz ogranicza dostęp PCS do strefy skrawania. Zwiększenie ciśnienia doprowadzanego PCS jest jednym ze skutecznych sposobów zapobiegania temu zjawisku. Ponadto opracowano jeszcze inne metody eliminacji poduszki powietrznej takie jak: stosowanie dysz trzewikowych, dysz strumieniowo-ciśnieniowych, pozastrefowe doprowadzanie PCS, czy też doprowadzanie PCS odśrodkowo poprzez ściernicę [OCZ86, MAR04]. Zwiększenie ciśnienia PCS, a co się z tym wiąże, zwiększenie prędkości wypływu PCS z dyszy, może odbywać się poprzez zmniejszenie przekroju poprzecznego dyszy podającej PCS [CZE00].

2.2.2. Strumieniowo-ciśnieniowe doprowadzanie płynu chłodząco-smarującego

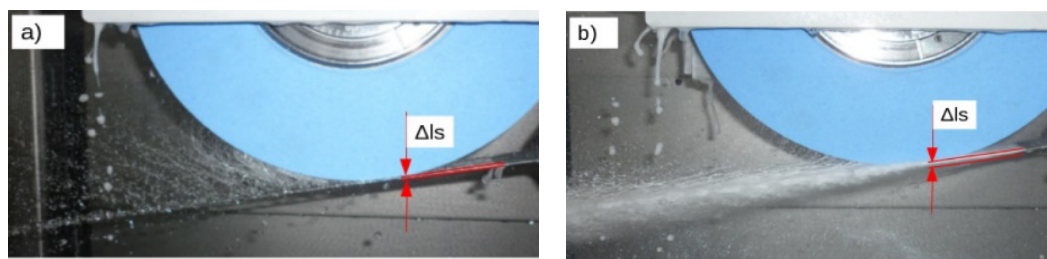
Metoda strumieniowo-ciśnieniowego doprowadzenia PCS różni się od konwencjonalnej metody doprowadzania płynu za pomocą swobodnego strumienia tylko zwiększonym ciśnieniem PCS do wartości przekraczającej 1-1,5 MPa. Zwiększone ciśnienie pozwala na zwiększenie prędkości doprowadzanego płynu, a tym samym na pokonanie oporów strumienia powietrza. Dzięki temu PCS przenika do strefy szlifowania a intensywność smarowania i odprowadzania ciepła ze szlifowanej powierzchni wyraźnie się zwiększa [OCZ86]. W celu uzyskania lepszych efektów oddziaływania płynu należy dobrać minimalną odległość dyszy od ściernicy oraz ustalić kąt ustawienia dyszy względem ściernicy [LAU81, OCZ86]. Strumień PCS powinien być skierowany stycznie do powierzchni obwodowej ściernicy, natomiast wartość jego prędkości wypływu v_{PCS} powinna oscylować w okolicach wartości prędkości obwodowej ściernicy v_s . Gdy warunek ten nie jest zachowany i różnica pomiędzy v_{PCS} i v_s jest znaczna, wówczas laminarny przepływ strumienia PCS w punkcie styku zmienia się w przepływ turbulentny a sam strumień ulega odchyleniu od ściernicy [OCZ86]. Istnieje wiele typów dysz do strumieniowo-ciśnieniowego doprowadzania PCS. Jednym z nich są dysze igłowe (rys. 4), które w bardzo precyzyjny sposób doprowadzają PCS do strefy szlifowania.

Autorzy badań [BAB14] w swojej pracy wykazali, że prawidłowy dobór wartości prędkości wypływu PCS z dysz ma bardzo duże znaczenie dla uzyskiwanych efektów procesu szlifowania. Przy niskich prędkościach wypływu, na skutek napięcia powierzchniowego i fal osiowych następuje rozwarstwienie strugi PCS (rys. 5a). Zwiększanie prędkości wypływu PCS przyczynia się do poprawy chłodzenia w strefie szlifowania oraz do zmniejszenia chropowatości powierzchni PO. Prędkość wypływu PCS musi mieć wartość na tyle dużą, aby móc w odpowiednim stopniu wypełnić pory ściernicy. Jednak podawanie PCS ze zbyt dużą

prędkością powoduje rozproszenie strugi chłodziwa, czego skutkiem może być niewystarczająco efektywne wypełnienie porów ściernicy PCS (rys. 5b) [BAB14].

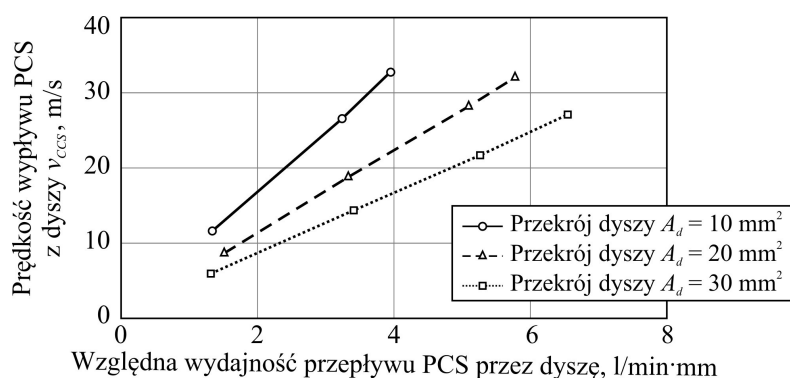


Rys. 4. Widok i charakterystyka zespołu dysz igłowych [BAB14]



Rys. 5. Widok strumienia PCS podawanego zestawem dysz igłowych przy prędkości wypływu: a) $v_{PCS} = 10$ m/s, b) $v_{PCS} = 30$ m/s [BAB14]

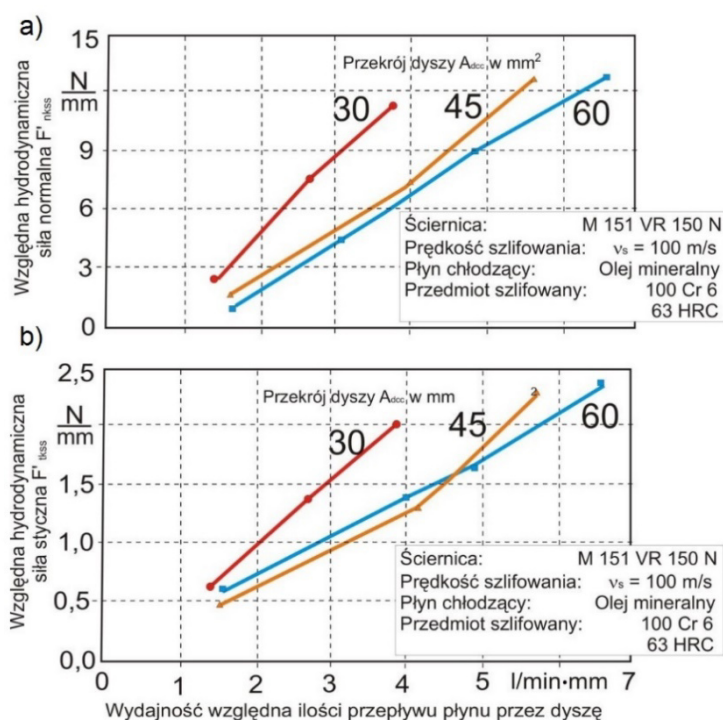
Autorzy w pracy [CZE00] dokonali analizy zmienności parametrów podczas podawania PCS przy użyciu dysz o przekroju poprzecznym $A_d = 30, 45$ oraz 60 mm^2 (rys. 6).



Rys. 6. Wykres zależności wydajności względnej ilości przepływu PCS przez dyszę od prędkości wypływu płynu i przekroju dyszy [CZE00]

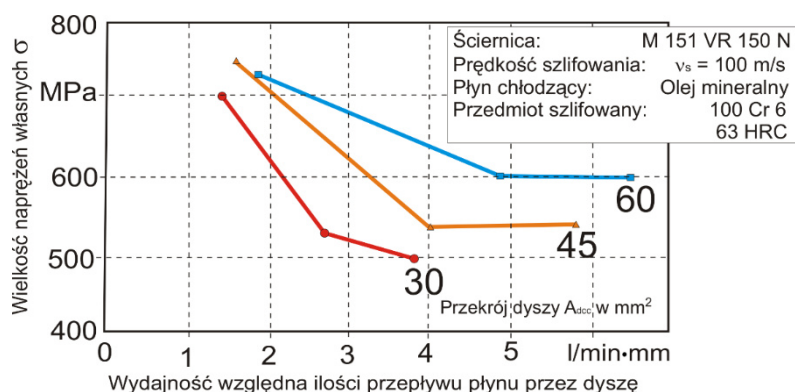
Zależność z rysunku 6 przedstawia, jak bardzo zmniejszenie przekroju poprzecznego dyszy A_d wpływa na zwiększenie prędkości wypływu PCS. Redukcja wielkości pola powierzchni przekroju poprzecznego dyszy (PPD) z 60 do 30 mm^2 pozwala osiągnąć blisko dwukrotnie większą prędkość wypływu PCS, co wiąże się ze zwiększeniem efektywności

oddziaływania PCS w strefie szlifowania. Główną przyczyną tak znacznej poprawy skuteczności jest zwiększenie ilości PCS przedostającego się przez poduszkę powietrzną do strefy kontaktu CPS z powierzchnią obrabianą. Jednoczesne zwiększenie ilości wypływu PCS z dyszy oraz jego ilości może doprowadzić do zwiększenia wartości siły hydrodynamicznej występującej pomiędzy PO a CPS. Siła ta wynika z przepływu PCS przez strefę szlifowania i ma istotny wpływ na spadek wydajności szlifowania [CZE00]. Na rysunku 7 przedstawiona została zależność pomiędzy wartością siły hydrodynamicznej F' a wartością pola powierzchni PPD A_d oraz prędkością wypływu PCS v_{PCS} .



Rys. 7. Wykres zależności wydajności względnej ilości przepływu PCS przez dyszę od względnej hydrodynamicznej a) normalnej, b) stycznej, siły F' [CZE00]

Zwiększenie siły hydrodynamicznej uwarunkowane jest wartością prędkości wypływu PCS z dyszy, im jest ona większa, tym większa jest wartość siły F' . Stosowanie dysz o zmiennym przekroju poprzecznym pozwala na zmniejszenie rozciągających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotu po szlifowaniu. Ponadto stosowanie dyszy tego typu umożliwia wydłużenie okresu trwałości ściernicy oraz zmniejszenie wartości parametrów chropowatości. Rysunek 8 przedstawia wykres zależności prędkości wypływu PCS od wielkości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej PO.



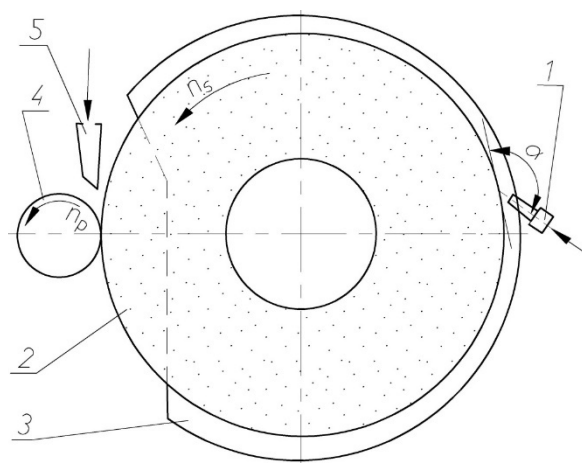
Rys. 8. Wykres zależności prędkości wypływu płynu od wielkości naprężeń własnych w przedmiocie obrabianym [CZE00]

W pracy [CZE00] wykazano, że wartość naprężeń własnych maleje wraz ze zmniejszeniem wartości powierzchni przekroju poprzecznego dyszy A_d . W tym konkretnym przypadku najkorzystniejsze warunki chłodzenia uzyskano stosując dyszę o przekroju poprzecznym wynoszącym $A_d = 30 \text{ mm}^2$. Warto podkreślić, że zwiększenie ilości oraz prędkości wypływu PCS dostarczanego do strefy szlifowania, wynikające z zastosowania dyszy o większym przekroju poprzecznym, zgodnie z wynikami badań opisanych w pracy [CZE00], może wpływać na pogorszenie warunków odprowadzania ciepła ze strefy szlifowania, co wykazują badania [CZE00]. Prawdopodobnie, w przypadku przeprowadzanych badań, wartość ciśnienia wypływu PCS była na tyle duża, że strumień nabrał cech przepływu turbulentnego.

2.2.3. Strumieniowo-ciśnieniowe pozastrefowe doprowadzanie płynu chłodząco-smarującego

Strumieniowo-ciśnieniowe pozastrefowe doprowadzanie PCS do strefy szlifowania doskonale spełnia swoje zadanie przy szlifowaniu wewnętrznych i zewnętrznych powierzchni walcowych a także przy szlifowaniu bezkłowym [OCZ86]. Metoda ta polega na doprowadzeniu PCS pod ciśnieniem na CPS (poza strefę szlifowania) przy użyciu jednej lub większej liczby dysz rozmieszczonych na linii obwodu ściernicy (rys. 9).

Skierowanie strumienia PCS o odpowiedniej sile w ten sposób pozwala na oczyszczenie porów oraz ziaren ściernicy z produktów procesu szlifowania. Umożliwia to ograniczenie intensywności zjawiska zalepiania CPS. Na powierzchni ściernicy, która zwilżana jest za pomocą PCS, wytwarzają się warstewki smarujące, które przemieszczają się do strefy szlifowania. Jeśli doprowadzenie PCS pod ciśnieniem odbywa się przez nieruchomą, wielkokanałową dyszę (1 na rys. 9) to natężenie przepływu może osiągnąć na tyle wysoki poziom, że ściernica (2), spod osłony (3), będzie ze sobą zabierała wystarczający strumień PCS do strefy szlifowania.



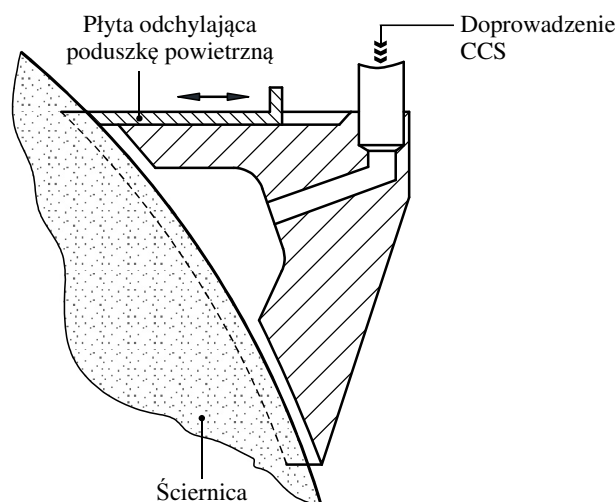
Rys. 9. Schemat doprowadzania cieczy sposobem strumieniowo-ciśnieniowym pozastrefowym: 1, 5 – dysze PCS; 2 – ściernica; 3 – osłona ściernicy; 4 – przedmiot obrabiany [OCZ86]

W przypadku ściernic o szerokości większej niż 50 mm natężenie przepływu cieczy doprowadzanej przez dyszę nieruchomą (1) może być niewystarczające. Wówczas należy zastosować pomocnicze chłodzenie PO za pomocą swobodnego strumienia dostarczanego przez dyszę szczelinową (5). W tym konkretnym wypadku ciśnienie płynu chłodząco-smarującego p_{PCS} wynosi około 2-3 MPa a średnica otworów wylotowych nieruchomej, wielokanałowej dyszy mieści się w zakresie 0,5-0,6 mm. Zalecane parametry dla wszystkich dysz ruchomych to: trzy otwory wylotowe o średnicy 0,9-1,0 mm każdy, przykładowa prędkość wypływu płynu chłodząco-smarującego $v_{PCS} = 2$ m/s dla wartości ciśnienia płynu chłodząco-smarującego $p_{PCS} = 3$ MPa i więcej, kąt ustawienia dysz $\alpha = 90-120^\circ$. Odległość pomiędzy wylotem dyszy a CPS powinna być jak najmniejsza [OCZ86].

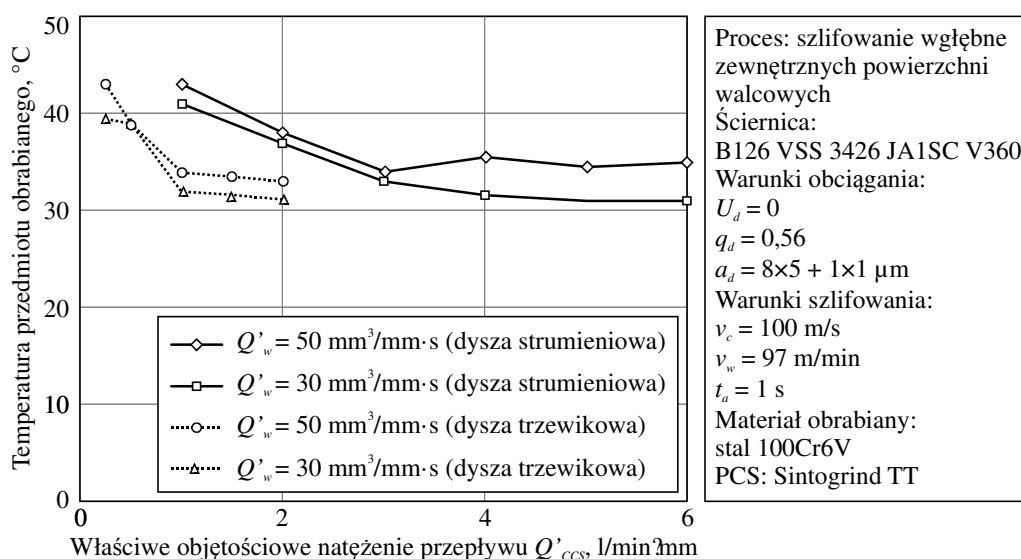
2.2.4. Dysze trzewikowe

Dysze trzewikowe to alternatywne rozwiązanie konstrukcyjne łączące elementy odpowiadające za odchylenie obracającej się poduszki powietrznej oraz bardzo skuteczne rozprowadzanie płynu w strefie kontaktu PCS z CPS. Dysze tego typu są dokładnie dopasowane kształtem do profilu CPS i otaczają ściernicę z trzech stron (rys. 10).

Obracająca się poduszka powietrzna jest odchylana od CPS na wlocie dyszy umożliwiając całkowite zwilżenie powierzchni ściernicy płynem chłodząco-smarującym w wewnętrznej komorze dyszy trzewikowej. Obrót ściernicy napędza PCS do prędkości obwodowej ściernicy v_s . Całkowita ilość dostarczonego PCS może być ograniczona do objętości niezbędnej do wypełnienia całej przestrzeni porów powierzchni ściernicy, ponieważ dalsze dostarczanie wykazuje tylko nieznaczny wpływ na parametry procesu (rys. 11).



Rys. 10. Schemat przylegania dyszy trzewikowej do powierzchni obwodowej ściernicy [KLO09]



Rys. 11. Wpływ objętościowego natężenia przepływu PCS na temperaturę przedmiotu obrabianego [BEC01]

Stosowanie dysz trzewikowych, umożliwia ograniczenie wydatku PCS nawet o 90% w porównaniu do chłodzenia z użyciem metody zalewowej, dzięki mniejszej wartości ciśnienia jego podawania [BUC96].

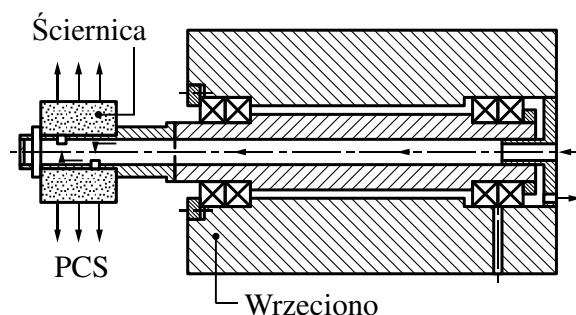
Geometria dyszy trzewikowej jest określona przez zarys obwodu ściernicy, dlatego wraz ze zmianą wielkości ściernicy wymagane jest równoczesne dostosowanie kształtu dyszy trzewikowej. Z tego powodu elastyczność stosowania takich dysz jest ograniczona. Liczne badania dowodzą, że podawanie PCS z użyciem dysz trzewikowych umożliwia zredukowanie zużycia ściernic oraz ogranicza termiczną degradację warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego, przy zmniejszonym natężeniu przepływu PCS w porównaniu z wydatkiem stosowanym w metodzie zalewowej [TAW90, HEIN99, BEC01].

2.2.5. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego

Nieco inną koncepcją doprowadzenia PCS jest podawanie go do strefy szlifowania od wewnątrz ściernicy [NAD12]. Metoda odśrodkowego doprowadzenia PCS odznacza się większą skutecznością doprowadzania PCS do strefy szlifowania w porównaniu do metody zalewowej a jej stosowanie zalecane jest w przypadku szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych. Najkorzystniejsze efekty stosowania metody odśrodkowego doprowadzania PCS do strefy szlifowania odnotowano podczas procesu szlifowania otworów nieprzelotowych, otworów o znacznej długości a także w sytuacji ograniczonej przestrzeni pomiędzy PO a trzpieniem ściernicy [OCZ86].

2.2.5.1. *Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez wrzeciono szlifierskie i ściernicę*

W przypadku metody odśrodkowego doprowadzenia płynu chłodząco-smarującego poprzez wrzeciono i ściernicę, PCS tłoczony jest pompą poprzez otwór we wrzecionie, po czym przenika przez otwory promieniowe do porów ściernicy (rys. 12). Przedostanie się płynu przez pory ściernicy i jego wypłynięcie na CPS wspomagane są siłami odśrodkowymi, wywołanymi ruchem obrotowym ściernicy. Osłonięcie powierzchni czołowych ściernicy umożliwia doprowadzenie większej ilości PCS do powierzchni obwodowej ściernicy. Doprowadzenie płynu za pośrednictwem porów możliwe jest tylko w przypadku ściernic ze spoiwem ceramicznym, gdyż tylko te odznaczają się przelotowym charakterem porów. Natężenie przepływu PCS rośnie wraz ze zwiększeniem wielkości ziarna ściernego i otwartością struktury ściernicy, wynika to z większej objętości porów, co wpływa na spadek dławienia przepływu [SAL82].



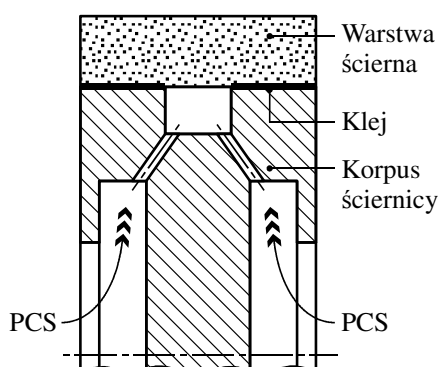
Rys. 12. Przykład odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez wrzeciono szlifierskie i ściernicę do strefy szlifowania przy szlifowaniu otworów [OCZ86]

PCS należy poddać dokładnej filtracji, aby uniknąć zatykania się porów ściernicy. Dopuszczalna koncentracja mechanicznych zanieczyszczeń w płynie nie może przekraczać 0,03%, natomiast przy szlifowaniu ściernicami drobnoziarnistymi wartość ta powinna być

jeszcze mniejsza. Zachowanie tego warunku jest ważne zarówno, ze względu na utrzymanie odpowiedniego natężenia przepływu płynu, jak i w celu uniknięcia niewyrównoważeń strukturalnych, zwiększających drgania układu wrzeciona, do którego dochodzi przy zatykaniu się porów ściernicy [OCZ86, ZAB16]. W metodzie tej, jako PCS stosuje się zazwyczaj oleje mineralne wzbogacone o dodatki EP. Stosując WEO, należy zapewnić natężenie przepływu umożliwiające utrzymanie w porach ściernicy ciśnienia PCS rzędu 0,05-0,15 MPa [SAL82, REZ77].

2.2.5.2. *Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w korpusie ściernicy i pory ściernicy*

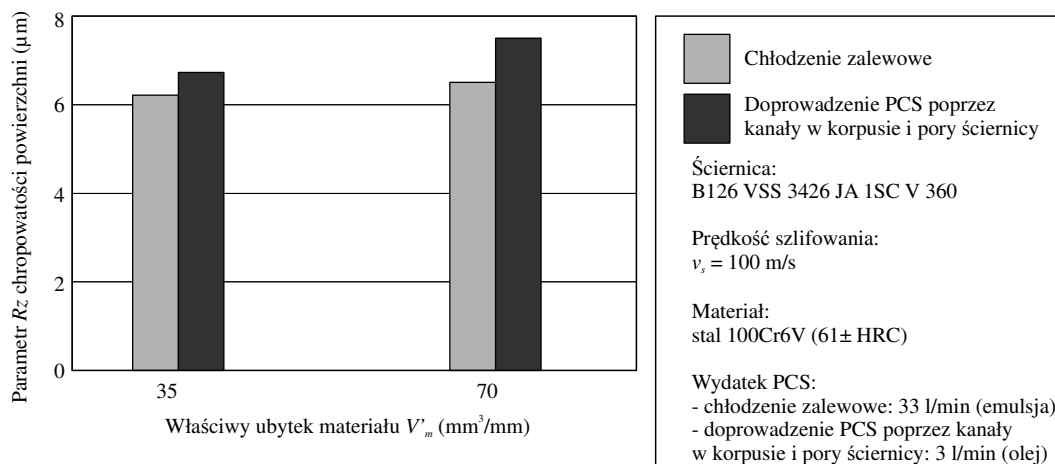
Metoda odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez kanały w korpusie ściernicy wykorzystywana jest podczas procesów szlifowania z użyciem ściernic z regularnego azotku boru (cBN– ang. *Cubic Boron Nitride*). W metodzie tej PCS podawany jest do pierścieniowych rowków usytuowanych w metalowym uchwycie ściernicy, skąd za pośrednictwem specjalnych otworów promieniowych (kanałów) dostaje się do nasypu ściernego a następnie przy udziale siły odśrodkowej przedostaje się na powierzchnię ściernicy (rys. 13) [KLO98a, SIE13].



Rys. 13. Przykład odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez kanały w korpusie ściernicy i pory ściernicy [KLO98a]

Ten sposób doprowadzania PCS zapewnia równomierne jego podawanie na całej powierzchni zewnętrznej ściernicy, gdyż spoiwo stosowane w ściernicach z cBN wpływa na dużą nasiąkliwość ściernicy. Metoda ta jako PCS najczęściej wykorzystuje oleje szlifierskie. Autorzy badań [KLO98b] porównali wyniki pomiarów chropowatości powierzchni uzyskanych podczas procesu szlifowania z chłodzeniem metodą zalewową do wyników uzyskanych podczas szlifowania z chłodzeniem poprzez doprowadzenie PCS przez kanały w korpusie i pory ściernicy. Ilość PCS doprowadzanego poprzez pory ściernicy została na potrzeby badań ograniczona do 3,0 l/min, jednak trafiał on bezpośrednio do strefy

szlifowania, co pozwoliło na osiągnięcie niższych wartości chropowatości powierzchni obrobionej niż w przypadku metody zalewowej i wydatku 33,0 l/min (rys. 14).



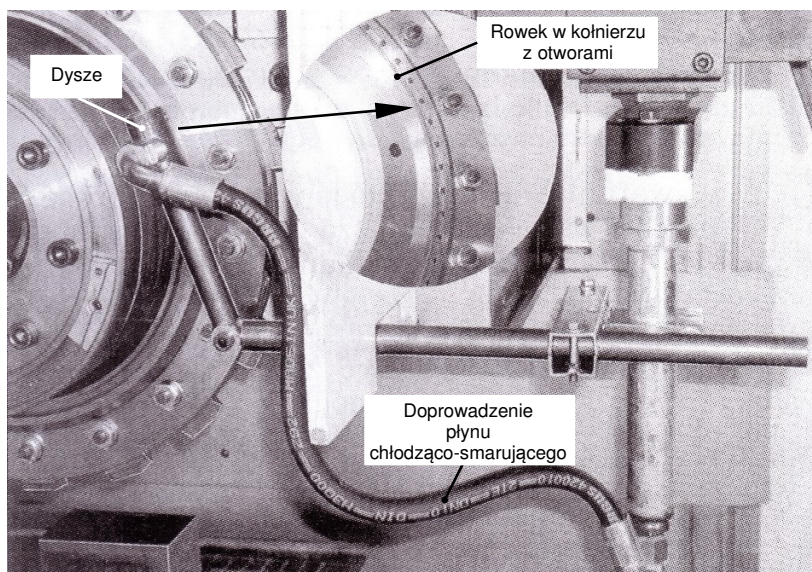
Rys. 14. Wykres porównujący wartość parametru R_z chropowatości powierzchni obrobionej przy różnych wydatkach płynu chłodząco-smarującego i różnych metodach chłodzenia [KLO98b]

Metoda doprowadzania PCS przez pory ściernicy pozwala na uzyskanie niższych wartości chropowatości powierzchni po szlifowaniu przy znacznej, nawet 90-cio procentowej redukcji wydatku PCS [KLO98a, SIE13].

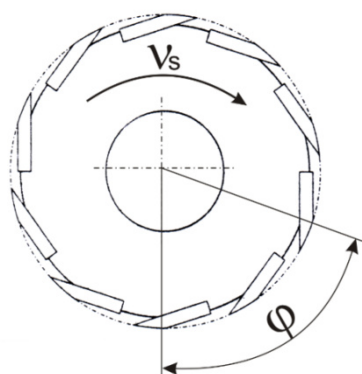
2.2.5.3. *Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w korpusie i przestrzenie pomiędzy segmentami ściernymi*

Odśrodkowe doprowadzenie PCS poprzez kanały w korpusie i przestrzenie pomiędzy segmentami jest kolejnym rozwiązaniem zwiększającym efektywność dostarczania PCS do strefy szlifowania przy zmniejszonym jego wydatku. Przykładem zastosowania takiej metody jest ściernica o budowie segmentowej T-Tool-Profil (rys. 15) [TAW01, TAW02, TAW03].

W segmentowych ściernicach tego typu jako ścierniwo stosować można cBN lub diament używając żywicznego, ceramicznego lub metalowego spoiwa. W metodzie tej PCS podawany jest do rowka w kołnierzu uchwytu ściernicy za pomocą dysz zalewowych pod niewielkim ciśnieniem (rzędu 0,1-0,2 MPa), skąd pod wpływem siły odśrodkowej wytworzonej przez obracającą się ściernicę, wypychany jest przez otwory umieszczone między segmentami ściernymi. Odpowiednia regulacja i ustawienie dysz tak, aby PCS dostawał się bezpośrednio do strefy styku ściernicy z PO, pozwala na uzyskanie dobrych warunków smarowania i chłodzenia. Regulacja odległości dysz od miejsca styku ściernicy z PO odbywa się w zależności od prędkości szlifowania tak, aby transport PCS następował z wyprzedzeniem o kąt φ (rys. 16) [SIE13, TAW02].



Rys. 15. Ściernica segmentowa T-Tool-Profil z systemem dysz wtryskujących płyn chłodząco-smarujący do okrągłego rowka w kołnierzu i poprzez wykonane w nim otwory do przestrzeni między segmentami ściernicy [TAW02]

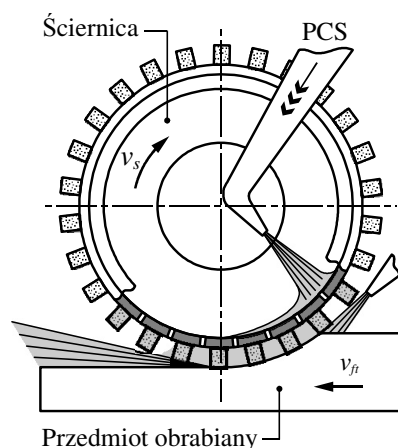


Rys. 16. Kąt ϕ podawania PCS w metodzie [wykorzystującej narzędzie T-TOOL [TAW02]

Autorzy badań [TAW03] wykazują, że stosowanie ściernic typu T-Tool-Profil pozwala na redukcję wydatku PCS w porównaniu do metody chłodzenia zalewowego nawet o 95%. Ponadto użycie segmentowych ściernic tego typu umożliwia zmniejszenie siły szlifowania o 40-50% i zapotrzebowanie na moc nawet do 70% [SIE13, TAW03].

Inne rozwiązanie uchwytu ściernicy charakteryzującej się systemem doprowadzenia PCS do strefy szlifowania przez kanały w metalowym korpusie i dalej przez segmenty ściernic przedstawiają autorzy pracy [SUT90a, SUT90b, OCZ00]. Ściernica, zaprojektowana z przeznaczeniem do głębokiego szlifowania ceramiki, dostarcza PCS, który podawany jest do wewnętrznej części uchwytu i dalej poprzez kanały w uchwycie i segmenty ściernic, bezpośrednio w miejsce jej styku z PO (rys. 17).

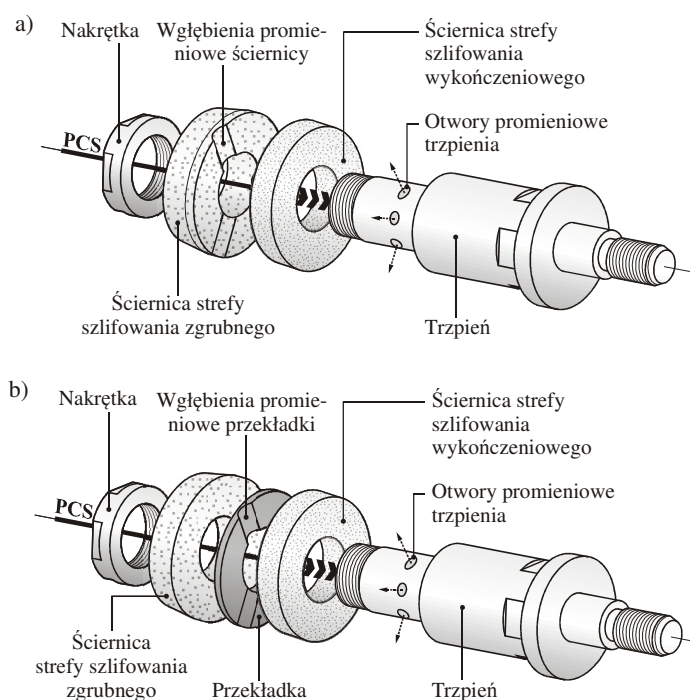
Badania ściernic o takiej konstrukcji wykazały możliwość zredukowania wartości naprężeń własnych σ_w a także temperatury na powierzchni PO w odniesieniu do chłodzenia metodą zalewową [SIE13].



Rys. 17. System odśrodkowego doprowadzenia PCS do strefy szlifowania poprzez kanały w korpusie ściernicy i przestrzenie pomiędzy segmentami ściernicy a) widok ogólny; b) przekrój poprzeczny A-A [OCZ00]

2.2.5.4. *Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego poprzez kanały w przekładce rozdzielającej ściernice elementarne*

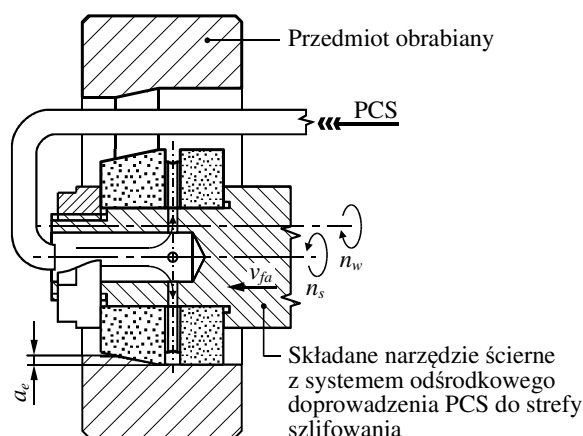
Kolejną, efektywną metodą odśrodkowego doprowadzenia PCS do strefy szlifowania jest jego podawanie poprzez kanały w przekładce rozdzielającej ściernice elementarne. Metoda ta może być stosowana w przypadku narzędzi składanych z kilku ściernic elementarnych i polega na doprowadzeniu PCS od wewnątrz trzpienia szlifierskiego, poprzez specjalne kanały, w miejsce kontaktu PCS z powierzchnią PO. Rysunek 18 przedstawia schemat rozwiązania konstrukcyjnego, umożliwiającego zastosowanie tej metody.



Rys. 18. Schemat budowy ściernicy składanej z systemem odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez kanały ukształtowane w ściernicy (a) lub w przekładce pomiędzy ściernicami elementarnymi (b) [NAD11]

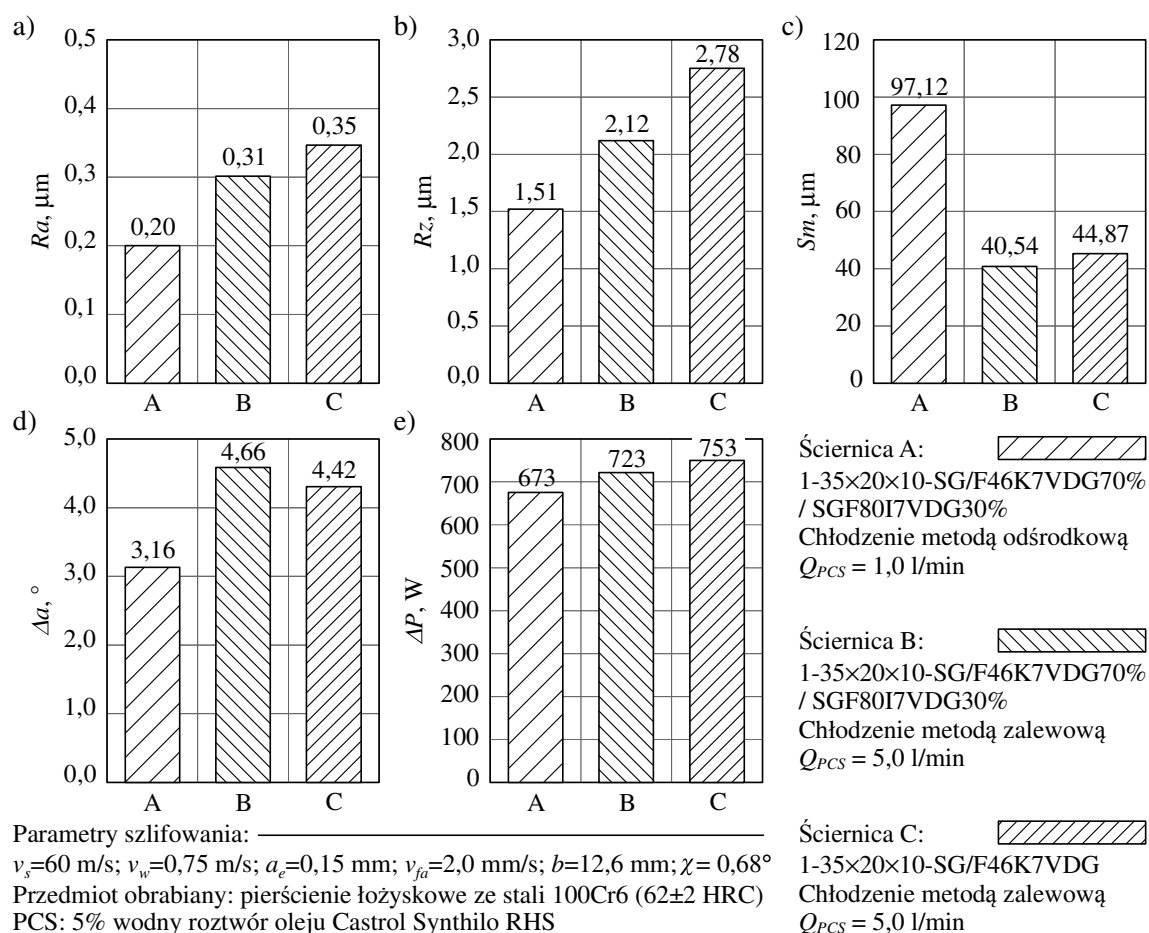
Taki sposób dostarczania PCS znajduje zastosowanie przede wszystkim w przypadku procesu jednoprzęściowego szlifowania otworów. Na parametry wpływu PCS można oddziaływać zmieniając przekładki, których charakterystyka może się różnić w zależności od liczby, kształtu oraz wielkości kanałów doprowadzających PCS [NAD11a,NAD11b].

Ponieważ w procesie szlifowania jednoprzęściowego z użyciem ściernic składanych największe obciążenie ściernicy występuje w obszarze pomiędzy stożkową strefą szlifowania zgrubnego a walcową strefą szlifowania wykończeniowego, właśnie w tym rejonie usytuowana została przekładka (rys. 19) wyposażona w kanały dystrybuujące PCS [NAD15].



Rys. 19. Przekrój poprzeczny strefy szlifowania ściernicą składaną [NAD15]

Badania przeprowadzone przez autorów tego rozwiązania [NAD15] w zakresie jednoprzęściowego szlifowania otworów wykazały, że zastosowanie ściernicy tego typu przyczyniło się do ograniczenia zalepień CPS. Metoda ta pozwoliła na doprowadzenie większej części podawanego PCS do strefy szlifowania, co wpłynęło na możliwość pięciokrotnej redukcji wydatku PCS w porównaniu z chłodzeniem metodą zalewową, nie pogarszając jakościowych i energetycznych parametrów procesu szlifowania. Ponadto wyniki obróbki zmodyfikowaną ściernicą składaną wykazują, iż wykorzystanie opisywanej metody w korzystnych warunkach (przy wydatku PCS równym 1,0 l/min) umożliwiło ponad 30% obniżenie wartości chropowatości powierzchni w porównaniu do wyników uzyskanych ściernicą o strefowo zróżnicowanej budowie i ściernicą pozbawioną droбноziarnistej strefy szlifowania wykończeniowego przy podawaniu PCS metodą zalewową (z wydatkiem 5,0 l/min) (rys. 20). Zmniejszenie poboru mocy P szlifowania w przypadku procesu z użyciem ściernicy składanej było stosunkowo niewielkie i wynosiło 7-11% (rys. 20e) [NAD15].

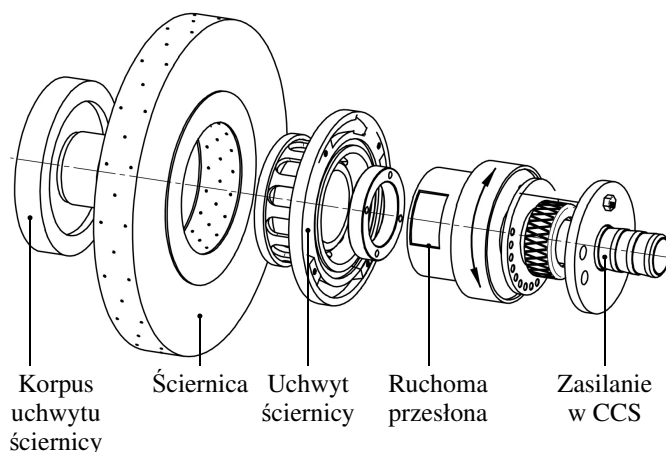


Rys. 20. Porównanie wyników szlifowania ściernicą składaną (A), ściernicą o strefowo zróżnicowanej budowie (B) i ściernicą wykonaną w całości z ziaren SG™ o numerze 46 (C): a) średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości Ra ; b) wysokość profilu chropowatości według 10 punktów Rz ; c) średni odstęp profilu chropowatości Sm ; d) średnie arytmetyczne pochylenie profilu chropowatości Δa ; e) zwiększenie mocy szlifowania ΔP

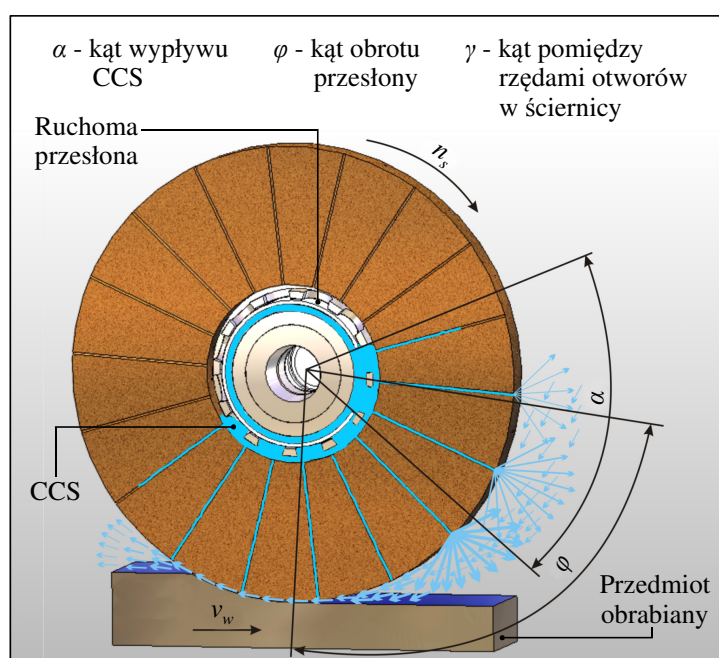
2.2.5.5. Odśrodkowe doprowadzenie płynu chłodząco-smarującego z użyciem systemu odśrodkowego strefowego podawania płynu chłodząco-smarującego

System odśrodkowego, strefowego doprowadzania PCS do strefy szlifowania, dzięki modernizacji układu doprowadzającego PCS do uchwytu ściernicy oraz zastosowaniu przesłony ograniczającej wpływ PCS wyłącznie do określonego rejonu narzędzia, pozwala skierować strumień PCS bezpośrednio do strefy styku CPS z przedmiotem obrabianym. Modernizacji na etapie produkcji poddana została również ściernica, w której ukształtowano kanały promieniowe. Schemat konstrukcyjny systemu tego typu został przedstawiony na rysunku 21.

Idea opisywanej metody polega, na tym, że PCS podawany z układu zasilania do dozownika przepływa przez otwór w kątowno ruchomej przesłonie i uchwyt ściernicy do jej otworów, a następnie przez otwory do strefy szlifowania. Rysunek 22 przedstawia schemat ideowy wpływu PCS podczas procesu szlifowania [SIE16].



Rys. 21. Schemat konstrukcyjny systemu odśrodkowego, strefowego podawania PCS przedstawiający wpływ PCS w procesie szlifowania obwodowego [KAR05, KAR06]



Rys. 22. Schemat ideowy wpływu PCS podczas procesu szlifowania z użyciem systemu odśrodkowego strefowego podawania PCS [KAR05, KAR06]

Najistotniejszą rolę w opisywanym systemie odgrywa przesłona o możliwości kątowej regulacji. Zmienny kąt położenia zlokalizowanego w niej otworu może być ustawiony w taki sposób, aby PCS dostawał się przed oraz bezpośrednio do strefy styku ściernicy z PO. Autorzy [KAR05, KAR06] w swoich badaniach wykorzystali ściernice z ziarnami z elektrokorundu szlachetnego i ze spoiwa ceramicznego. Wyniki przeprowadzonych przez nich prób wykazują blisko dwukrotne zwiększenie ilości PCS doprowadzonego do strefy szlifowania, przy zastosowaniu przesłony, w odniesieniu do wyników uzyskanych bez jej użycia. Zarówno kąt ustawienia przesłony φ jak i prędkość szlifowania v_s , istotnie wpływają na ilość PCS doprowadzonego do strefy szlifowania (tab. 2).

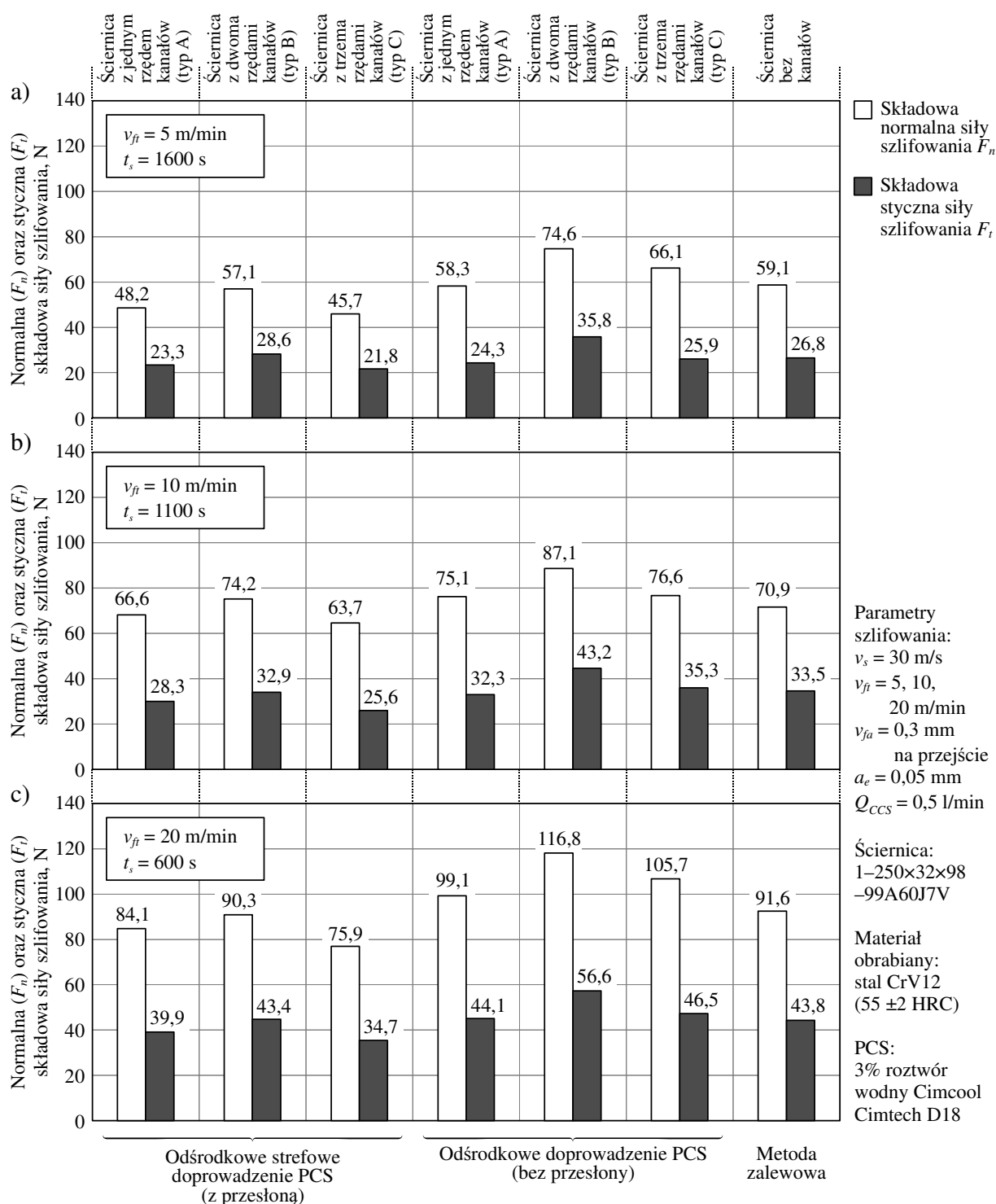
Tab. 2. Wpływ wartości kąta φ na wartość składowej normalnej siły szlifowania F_n (średnia wartość z pięciu powtórzeń) oraz na natężenie przepływu PCS Q_{GF} w strefie szlifowania [SIE16]

Kąt szczeliny φ (°)	Średnia wartość składowej normalnej siły szlifowania F_{nav} (N)	Natężenie wypływu płynu chłodząco-smarującego w strefie szlifowania Q_{PCS} (l/min)					
		Chłodzenie z użyciem przesłony ze szczeliną ograniczającą wypływ PCS			Chłodzenie bez użycia przesłony ze szczeliną ograniczającą wypływ PCS		
		$v_s = 7,5$ m/s	$v_s = 15$ m/s	$v_s = 30$ m/s	$v_s = 7,5$ m/s	$v_s = 15$ m/s	$v_s = 30$ m/s
0	-	0,98	0,69	0,54	570	460	390
15	70	-	-	-			
30	66	0,82	0,79	0,63			
45	62	-	-	-			
60	55	0,76	0,70	0,67			
75	47	-	-	-			
90	42	0,68	0,61	0,73			
105	56	-	-	-			
120	65	0,61	0,56	0,61			
Parametry szlifowania w pomiarach składowej normalnej siły szlifowania F_n : $v_s = 7,5; 15; 30$ (m/s), $v_{ft} = 10$ m/min; $a_e = 0,05$ mm; $v_{fa} = 0,3$ mm na przejście; $Q_{PCS} = 2,0$ l/min; Parametry szlifowania w pomiarach Q_{PCS} : $v_s = 7,5; 15; 30$ m/s; Ściernica: z trzema rzędami kanałów							

Wykorzystanie systemu strefowego odśrodkowego doprowadzenia PCS do strefy szlifowania pozwala istotnie ograniczyć wydatek PCS, nie pogarszając w znacznym stopniu warunków termicznych w strefie obróbki. Stwierdzono, że minimalna dopuszczalna ilość PCS podawanego do strefy szlifowania wynosi 0,5 l/min a dalsze, nawet pięciokrotne zwiększanie jego wydatku pozwala na obniżenie temperatury PO zaledwie o 1°C. Ponadto, warto zaznaczyć, że zastosowanie metody z użyciem odśrodkowego strefowego systemu doprowadzania PCS odznacza się podobnymi, a w niektórych przypadkach nawet mniejszymi wartościami składowej normalnej i stycznej siły szlifowania, przy blisko 10-rotnie mniejszym wydatku PCS w porównaniu do metody zalewowej (rys. 23) [SIE16].

2.3. Metody minimalizowania wydatku płynów chłodząco-smarujących

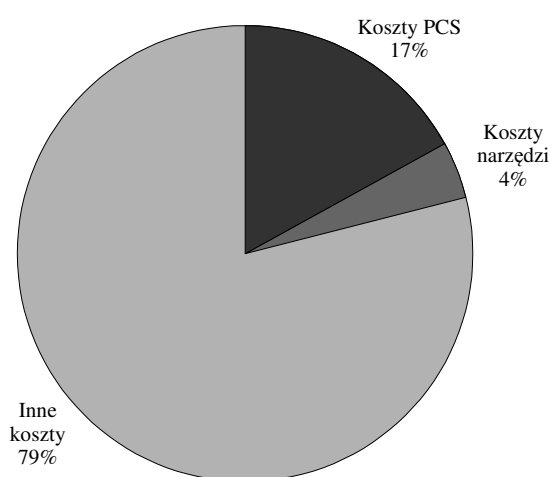
Przemysł na całym świecie wykazuje tendencję do produkcji coraz bardziej wyszukanych, skomplikowanych konstrukcyjnie elementów o złożonych geometriach, bardzo małych tolerancjach wymiarowych oraz bardzo małych parametrach chropowatości, przy uwzględnieniu jak najniższych kosztów produkcji, dbając jednocześnie o środowisko. Jednakże niektóre procesy obróbki skrawaniem, w tym szlifowanie, wymagają stosowania PCS dla odpowiedniego chłodzenia oraz smarowania strefy obróbki, a tym samym dla uzyskania pożądanych efektów realizacji procesu. W procesach tych, niewystarczające smarowanie i chłodzenie może powodować znaczne zwiększenie temperatury w strefie obróbki i w efekcie: przypalenia powierzchniowe, zmiany mikrostrukturalne, zwiększenie naprężeń, błędy kształtu oraz ogólne pogorszenie jakości wyrobu [MAL89, GUO99, ZAB17].



Rys. 23. Maksymalne wartości składowej normalnej (F_n) oraz składowej stycznej (F_t) siły szlifowania odnotowane podczas badania analizowanych metod doprowadzania PCS do strefy szlifowania: a) $v_{fr} = 5 \text{ m/min}$ oraz $t_g = 1600 \text{ s}$; b) $v_{fr} = 10 \text{ m/min}$ oraz $t_g = 1100 \text{ s}$; c) $v_{fr} = 20 \text{ m/min}$ oraz $t_g = 600 \text{ s}$ [SIE16a]

PCS często są uylizowane niewłaściwie, bądź w ogóle. Usuwane ich bezpośrednio do środowiska, przy wzrastającej świadomości ekologicznej społeczeństwa i coraz bardziej restrykcyjnych regulacjach ekologicznych nie jest poprawną praktyką [WEB99]. Ponadto wiele PCS i ich oparów ma negatywny wpływ na zdrowie operatorów maszyn, którzy

narażeni są na stały z nimi kontakt. Te negatywne aspekty stosowania PCS przyczyniły się do obecnego trendu minimalizacji ich wydatku w procesach obróbki skrawaniem. Taka tendencja wymusiła zintensyfikowanie badań mających na celu zredukowanie ilości PCS biorącej udział w procesach produkcyjnych, a tym samym przedostających się do środowiska. W związku z tym niezbędne są dalsze analizy konsekwencji minimalizacji wydatku PCS na ostateczny stan obrabianych elementów [KOV95, WEB95, FRE06, HON01, MAN15]. Względy ekologiczne, ekonomiczne oraz zwiększenie wydajności szlifowania są kluczowe dla ograniczenia ilości PCS dostarczanego do strefy szlifowania. Koszty eksploatacji PCS (w którego skład wchodzi ich zużywanie, filtrowanie, i utylizacja) stanowią od około 7% do około 17% całkowitych kosztów produkcji (rys. 24) [WEIN04].



Rys. 24. Udział kosztów PCS w całkowitym koszcie produkcji: a) koszty PCS, b) koszty narzędzi, c) inne koszty [WER97]

W samych Niemczech około 800 000 t PCS jest zużywane w ciągu roku. Jest on kwalifikowany do specjalnej grupy składowania odpadów, co jest bardzo kosztowne [KLO96, KLO97, OCZ98, WER97]. Opracowano wiele metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania, które pozwalają na ograniczenie wydatku PCS, takich jak smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego, chłodzenie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego, metoda minimalnego wydatku płynu chłodząco-smarującego o obniżonej temperaturze, metoda chłodzenia schłodzonym sprężonym powietrzem, smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze, hybrydowa metoda smarowania z minimalnym wydatkiem olejowym wraz z jednoczesnym podawaniem schłodzonego sprężonego powietrza w procesie szlifowania powierzchni płaskich, metoda kriogeniczna. Poniżej zawarto opisy wyżej wymienionych metod.

2.3.1. Smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (MQL)

Metoda MQL (ang. *Minimum Quantity Lubrication*) ma na celu ograniczenie wydatku PCS. W dyszach MQL, PCS pod wpływem energii sprężonego powietrza natryskiwany jest w postaci aerozolu na CPS. Tylko cienka warstewka PCS pokrywa powierzchnię ściernicy przed jej wejściem do strefy kontaktu z powierzchnią PO. Metoda MQL odznacza się dużym potencjałem aplikacyjnym. Przykładem może być wstępne szlifowanie ściernicami ze spoiwem cBN [HEIN99].

Skuteczność smarowania w procesie szlifowania bywa bardzo ograniczona, chyba że PCS dostaje się bezpośrednio do strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią przedmiotu obrabianego. Całkowite wyeliminowanie PCS i przeprowadzanie procesu szlifowania na sucho jest możliwe, jednak wiąże się to z wysokim zapotrzebowaniem na energię i dużym ryzykiem defektów cieplnych na powierzchni obrobionej oraz znaczącym ograniczeniem okresu trwałości ściernicy, nawet przy zmniejszonej wydajności ubytkowej szlifowania. Jest to spowodowane niekorzystną geometrią ziaren skrawających w procesie szlifowania, oraz problemem dyfuzji ciepła w strefie szlifowania, co przekłada się na znaczne zwiększenie temperatury CPS oraz na pogorszenie jakości powierzchni PO a także obniżenie wydajności procesu [AND74, MAL07, JIN08]. W źródłach literaturowych [SIL05, SIL07, TAW09] często można napotkać opis metody smarowania z minimalnym wydatkiem PCS jako bardzo istotnej alternatywy dla szlifowania na sucho i określenie jej jako techniki NDG (ang. *Near Dry Grinding*). Nawet niewielka ilość PCS dostająca się do strefy kontaktu między PO a CPS może korzystnie wpływać na efektywność procesu szlifowania. Takie podejście było podstawą do opracowania systemów MQL mających na celu zmniejszenie zagrożenia dla środowiska oraz obniżenie kosztów utylizacji, poprzez ograniczenie ilości stosowanych PCS [ROW09].

Jak sama nazwa wskazuje, obróbka MQL charakteryzuje się bardzo małą ilością PCS biorącą udział w procesie obróbki (wydatek rzędu 7,2-97,2 ml/h, blisko 1000 razy mniej niż przy konwencjonalnej metodzie zalewowej), który dostarczany jest precyzyjnie do strefy kontaktu CPS z powierzchnią obrabianą (rys. 25) [SAD10, TAW11].



Rys. 25. Widok ogólny strefy szlifowania w procesie realizowanym z doprowadzeniem PCS metodą MQL [KLO98a]

Metoda chłodzenia i smarowania MQL ze względu na korzyści, jakie wnosi do procesu szlifowania plasuje się pomiędzy konwencjonalną techniką chłodzenia zalewowego i procesem szlifowania na sucho. Metoda ta wykorzystuje minimalną ilość PCS, który dostarczany jest w postaci zatamizowanej mieszaniny PCS z wysokociśnieniowym gazem do strefy szlifowania [SIL07]. Wióry powstałe podczas procesu są praktycznie suche, a precyzja doprowadzania PCS do strefy szlifowania w tej metodzie skutecznie wpływa na redukcję jego wydatku, co wiąże się z możliwością zmniejszenia kosztów procesu szlifowania. Zastosowanie metody MQL daje możliwość wyboru spośród większej liczby typów PCS, w tym również mniej szkodliwych (w odniesieniu do konwencjonalnych metod), biodegradowalnych PCS, których bazą mogą być oleje roślinne, estry syntetyczne, alkohole tłuszczowe i inne (np. glikol propylenowy) [CET11, ZHA15, ROS13]. Autorzy badań opisanych w pracy [BAT98, HAF00] wykazali, że negatywny wpływ PCS na środowisko oraz organizm ludzki może być zminimalizowany, jeśli do celów chłodzenia i smarowania wykorzystany zostanie biodegradowalny syntetyczny ester. Zastosowanie związków chemicznych tego typu, podobnie jak alkoholi tłuszczowych, oprócz zalet w aspekcie ekologicznym, takich jak niski stopień skażenia wody oraz ich nietoksyczność, charakteryzuje się korzystnymi właściwościami fizycznymi. Syntetyczne estry charakteryzują się wysoką temperaturą wrzenia i zapłonu, niską lepkością i bardzo dobrymi właściwościami smarnymi oraz antykorozyjnymi. Wadą stosowania jako PCS w metodzie MQL estrów syntetycznych są ich słabe właściwości chłodzące. PCS w postaci alkoholi tłuszczowych charakteryzują się niską temperaturą wrzenia i zapłonu, stosunkowo dużą lepkością i niekorzystnymi właściwościami smarnymi, jednak dużą ich zaletą są dobre właściwości chłodzące.

W metodzie MQL funkcja smarowania zapewniona jest z reguły przez olej, natomiast funkcja chłodzenia odbywa się głównie za sprawą sprężonego powietrza. Ta bardzo mała ilość PCS doprowadzana do strefy szlifowania pozwala w znacznym stopniu ograniczyć tarcie w strefie kontaktu CPS z powierzchnią obrabianą oraz ogranicza adhezję produktów szlifowania do powierzchni ściernicy [PUS10]. Wydajne smarowanie jest zapewnione ponieważ strumień powietrza przenosi krople PCS bezpośrednio do strefy szlifowania, natomiast w przypadku obróbki z użyciem konwencjonalnej metody zalewowej należy stosować szczególne procedury, aby PCS skutecznie dotarł do strefy szlifowania [OLI12].

O ile aerozol powietrzno-olejowy dostarczony do strefy szlifowania charakteryzuje się bardzo dobrymi właściwościami smarującymi, to zdolności chłodzące mieszanki są małe, czego powodem jest mała pojemność cieplna oleju i powietrza oraz mała ilość PCS dostarczanego do strefy obróbki [ŚWI14]. Ilość ciepła redukowanego przez gaz zawarty w mieszance PCS jest bardzo ograniczona a jego możliwość przewodzenia ciepła jest niewystarczająca, by sprawnie chłodzić strefę szlifowania [ZHA14]. Z badań zawartych w pracy [SIL05] wynika, że metoda MQL zapewnia smarowanie na wyższym poziomie niż metoda zalewowa, jednak funkcja chłodzenia strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO jest zdecydowanie mniej skuteczna. Tabela 3 przedstawia wartości pojemności cieplnych czynników stosowanych w metodzie smarowania z minimalnym wydatkiem PCS (MQL) w porównaniu do pojemności cieplnej wody.

Tab. 3. Pojemności cieplne czynników stosowanych w obróbce z minimalnym wydatkiem PCS [WEI04]

Rodzaj medium	Pojemność cieplna C_p , kJ/kgK
Woda	4,18
Olej	1,92
Powietrze	1,04

Aerozol olejowy pokrywa CPS oraz powierzchnię PO, schładzając i nanosząc smarującą warstwę filmu olejowego na obrabianej powierzchni. Pozwala to na zmniejszenie siły tarcia pomiędzy ziarnami ściernymi i powierzchnią obrabianą a także na ograniczenie siły szlifowania F oraz ilości generowanego ciepła [DAV06, PAU08, ROS13].

W pracy [RAB14] autorzy skupiają się na właściwościach mechanicznych stali, przede wszystkim na twardości i jej wpływie na wyniki szlifowania przy użyciu metody MQL. W tym celu przeprowadzono badania procesu szlifowania czterech typów stali: CK45, S305 (stale miękkie), HSS (ang. *High Speed Steels*) i 100Cr6 (stale twarde), a chłodzenie odbywało

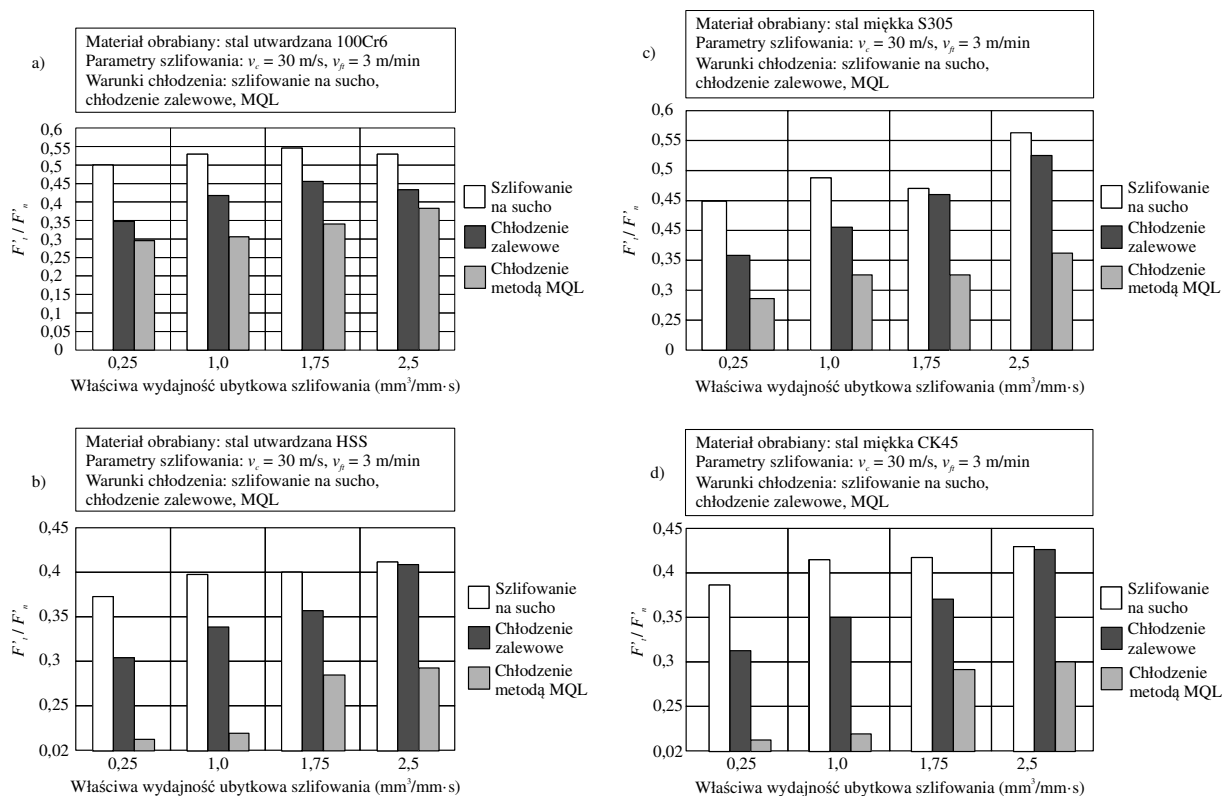
się trzema odmiennymi metodami: z użyciem dyszy zalewowej, bez PCS (na sucho) oraz z zastosowaniem metody MQL. W badaniach [RAB14] wykazano, że duża zdolność penetracyjna aerozolu olejowego może przyczynić się do wytworzenia filmu olejowego na powierzchni PO, którego obecność ma wpływ na uzyskanie dużo mniejszej wartości składowej stycznej siły szlifowania F_t , niż w przypadku szlifowania materiału obrabianego bez użycia PCS. Bardziej efektywne smarowanie zapewnia lepszy poślizg oraz warunki trybologiczne ziarna w układzie CPS-PO [RAB14]. Obniżenie wartości składowej stycznej siły szlifowania F_t przekłada się również na ograniczenie poboru mocy w procesie szlifowania. Jest to spowodowane tym, że składowa styczna siły szlifowania F_t jest główną składową poboru mocy P , co wynika z poniższej zależności:

$$P = F_t \cdot v_s; \quad (1)$$

gdzie: P – pobór mocy, F_t – składowa styczna siły szlifowania, v_s – prędkość obwodowa ściernicy) [PN04, RAB14]. Również autorzy pracy [BAR10, MOR12] w opisanych badaniach procesu precyzyjnego szlifowania powierzchni płaskich wykazali zmniejszenie wartości mocy P oraz siły szlifowania F przy zastosowaniu metody MQL w odniesieniu do wartości zmierzonych w trakcie procesu szlifowania realizowanego w warunkach bez PCS oraz z zastosowaniem chłodzenia zalewowego.

Z kolei Autorzy badań opisanych w pracy [HAF15] zaznaczają, że zastosowanie metody MQL zapewnia efektywne smarowanie i ograniczenie mocy szlifowania, do poziomu porównywalnego z chłodzeniem konwencjonalnym przy użyciu jako PCS emulsji (5% roztworu wodno-olejowego) i przepływie rzędu 5,3 l/min [HAF15]. Analiza rezultatów badań zawartych w pracy [RAB14] wskazuje, że możliwe jest uzyskanie mniejszej wartości współczynnika siły szlifowania F_t/F_n w przypadku zastosowania metody MQL niż z użyciem pozostałych metod chłodzenia strefy szlifowania, dla wszystkich użytych w badaniach materiałów obrabianych (rys. 26), co było możliwe dzięki skutecznemu smarowaniu ziaren ściernych w strefie szlifowania, a tym samym znacznemu zmniejszeniu tarcia.

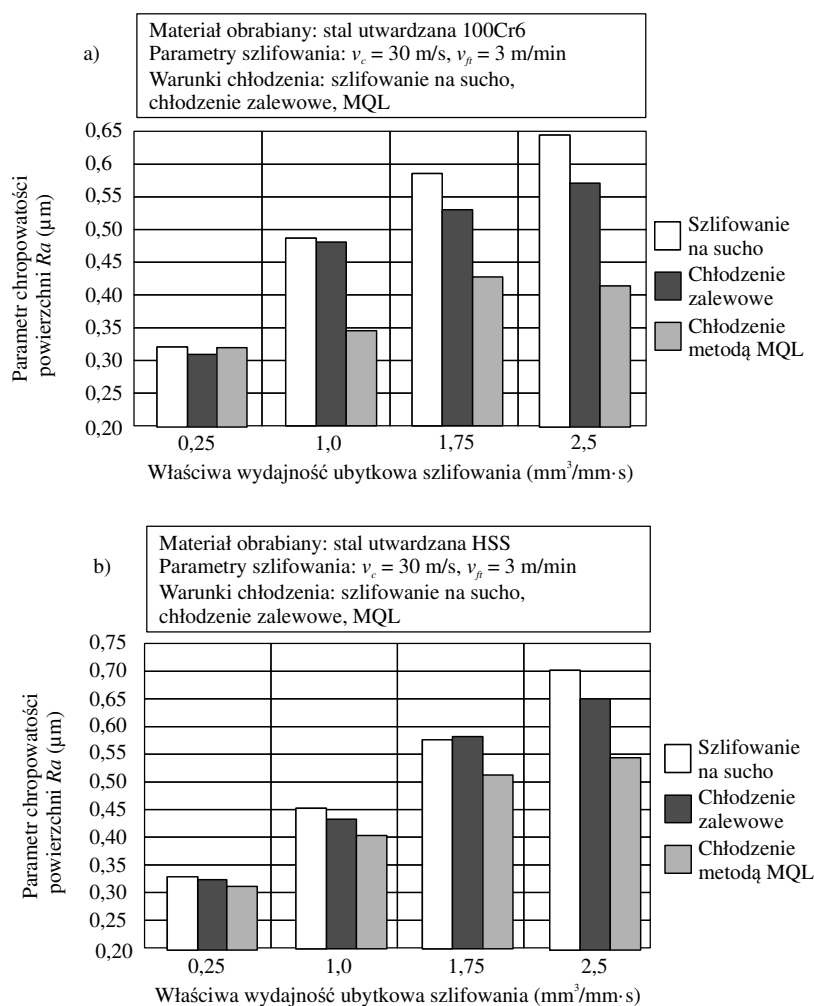
Również autorzy pracy [AND15] w przeprowadzonych badaniach wspomaganego wibracjami procesu oscylacyjnego szlifowania stali BS-534A99 wykazali, że zastosowanie chłodzenia z użyciem metody MQL pozwoliło na ograniczenie normalnej składowej siły szlifowania F_n średnio o 25-50% w odniesieniu do szlifowania na sucho, bez wibracji, co może mieć znaczny wpływ na wydłużenie okresu trwałości ściernicy. Odnotowano również ograniczenie wartości składowej stycznej siły szlifowania F_t o blisko 50% stosując metodę szlifowania oscylacyjnego [AND15].



Rys. 26. Wykres zależności współczynnika siły szlifowania F_t/F_n od właściwej wydajności ubytkowej szlifowania dla przedmiotów obrabianych wykonanych: a) ze stali twardej 100Cr6, b) ze stali twardej HSS c) ze stali miękkiej S305, d) ze stali miękkiej CK45, przy zastosowaniu trzech różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [RAB14]

Badania zawarte w pracach [TAW09, SAD09] wskazują, że zarówno wartość składowej stycznej siły szlifowania F_t jak i wartość współczynnika siły szlifowania F_t/F_n dla procesu z użyciem metody MQL uległy znacznemu zmniejszeniu [TAW09]. Badania autorów pracy [BRU13] wykazują, że zastosowanie metody MQL podczas szlifowania stali 16MnCr5 (wydatek 4 ml/min oleju estrowego i 11 ml/min oleju mineralnego) pozwala na ograniczenie do 1/3 wartość składowej stycznej F_t i składowej normalnej F_n siły szlifowania, co było to możliwe kosztem zwiększenia wartości chropowatości do nawet 50%.

W badaniach zawartych w pracy [RAB14] powierzchnie obrobione stali twardych po szlifowaniu z zastosowaniem metody MQL odznaczały się najmniejszą wartością parametru R_a chropowatości (rys. 27). Mogło być to spowodowane mniejszym tarcie i większą wartością składowej normalnej siły szlifowania F_n w odniesieniu do innych metod chłodzenia i smarowania strefy obróbki [OCZ86, PN02]. Również w badaniach zawartych w pracy [TAW09] wykazano, że użycie metody MQL wpłynęło na zmniejszenie wartości parametru R_a chropowatości powierzchni obrobionej w odniesieniu do pozostałych metod chłodzenia i smarowania zastosowanych w badaniach.



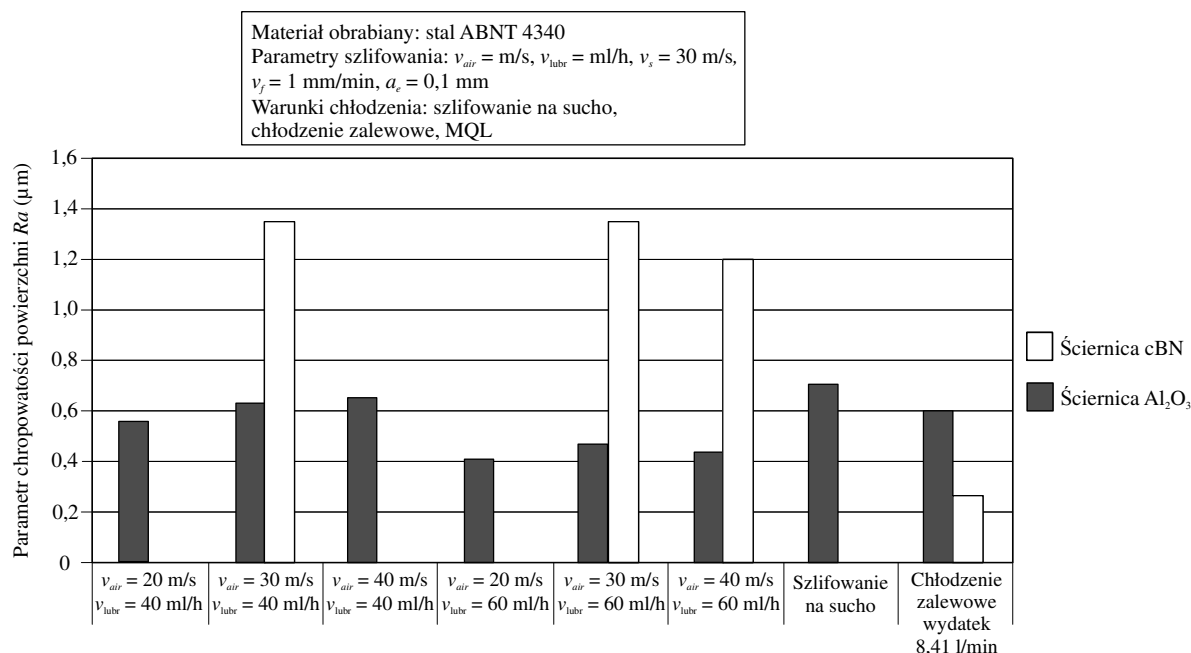
Rys. 27. Wykres zależności parametru chropowatości powierzchni R_a od wydajności szlifowania dla stali twardych: a) 100Cr6, b) HSS, przy zastosowaniu trzech różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [RAB14]

Badania zawarte w pracy [RAB14] wykazały, że stale miękkie poddane procesowi szlifowania z użyciem metody MQL charakteryzują się gorszą jakością powierzchni obrobionej i większą wartością parametru R_a chropowatości powierzchni po procesie szlifowania. Powodem zwiększenia chropowatości powierzchni obrobionej mogła być mniejsza wartość składowej normalnej siły szlifowania F_n oraz większa odkształcalność plastyczna stali miękkiej. Wyniki badań mogą wskazywać na ograniczenie użyteczności tej metody do szlifowania wyłącznie stali twardych [RAB14, SIL13, TAW10].

Z kolei w pracach [BAR10, MOR12] autorzy wykazują, że ogólne warunki temperaturowe oraz chropowatość powierzchni obrobionej są bardziej korzystne przy zastosowaniu metody MQL niż w przypadku szlifowania na sucho, jednak nie są aż tak dogodne, jak w przypadku chłodzenia zalewowego [BAR10, MOR12].

Opisane w pracy [HAF15] wyniki badań wskazują, że użycie metody MQL pozwala na znaczne ograniczenie zużycia ściernicy, jednak wartość uzyskanej chropowatości powierzchni

jest nieco większa w odniesieniu do chłodzenia metodą zalewową. Wyniki badań opisane w pracy [SIL05, SIL07] wskazują, że przy zastosowaniu metody MQL, użycie ściernic wykonanych z tlenku glinu pozwala uzyskać mniejszą wartość parametru Ra chropowatości powierzchni PO w porównaniu do ściernic z regularnego azotku boru (rys. 28).



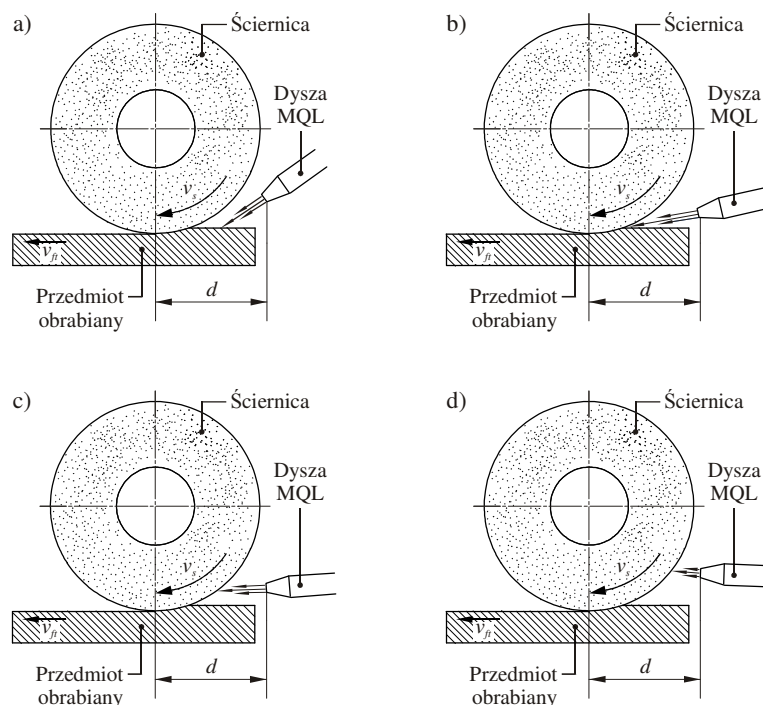
Rys. 28. Porównanie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni po 90 cyklach użycia ściernicy z tlenku glinu i regularnego azotku boru przy zastosowaniu metody chłodzenia zalewowego oraz z użyciem metody MQL [SIL05, SIL07]

W procesach szlifowania z użyciem metody zalewowej sytuacja jest odwrotna i bardziej korzystne, z uwagi na możliwość uzyskania mniejszej wartości parametru Ra chropowatości powierzchni PO, jest stosowanie ściernic z cBN [SIL05, SIL07].

Zastosowanie metody MQL może przyczyniać się do ograniczenia zjawisk związanych ze zużywaniem się aktywnych wierzchołków skrawających powodując, że zachowują one swoją ostrość w dłuższym okresie czasu pracy w odniesieniu do szlifowania na sucho a niekiedy również w odniesieniu do szlifowania z użyciem chłodzenia zalewowego (przy szlifowaniu stali twardych). Może mieć to wpływ na zmniejszenie powierzchni przekroju poprzecznego wiórów uzyskanych w procesie szlifowania z użyciem tej metody, a także na poprawę morfologii powierzchni PO [RAB14].

Autorzy badań opisanych w pracy [TAW10] skupili się na wpływie parametrów aerozolu olejowego, uzyskanego za pomocą techniki MQL, na proces szlifowania utwardzanej stali 100Cr6. Badania wykazały, że kąt ustawienia wylotu dyszy doprowadzającej PCS w postaci aerozolu olejowego ma istotny wpływ na parametry szlifowania. Dowiedziono poprawę skuteczności doprowadzenia PCS do strefy szlifowania,

a co się z tym wiąże, skuteczności smarowania strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO w przypadku ustawienia dyszy naprzeciwko ściernicy, pod kątem około $10-0^\circ$ w odniesieniu do powierzchni przedmiotu obrabianego (rys. 29c).



Rys. 29. Różne pozycje usytuowania dyszy MQL podczas procesu szlifowania: a) dysza skierowana na przedmiot obrabiany; b) dysza skierowana na strefę kontaktu powierzchni PO z CPS; c) dysza skierowana pod kątem w stronę ściernicy; d) dysza skierowana w stronę ściernicy [TAW10]

Na poprawę właściwości chłodzenia i smarowania wpłynęło również zwiększenie ciśnienia podawania PCS oraz jego natężenia przepływu przez dyszę. Wartość chropowatości powierzchni i składowej stycznej siły szlifowania F_t były największe w przypadku podawania aerozolu olejowego na powierzchnię obrabianą. Badania wykazały, że odległość dyszy MQL od szlifowanego materiału stanowi istotny parametr pozwalający wpłynąć na poprawę skuteczności smarowania PO i CPS przez aerozol powietrzno-olejowy, co przenosi się na poprawę warunków realizacji procesu szlifowania. Ponadto autorzy przytaczanych badań wskazują, że ściernice o większych ziarnach i większej porowatości posiadają mniejszą liczbę ziaren aktywnych i odznaczają się mniejszym zużyciem powierzchniowym, co pozwala uznawać je za najlepiej dostosowane do stosowania wraz z metodą MQL.

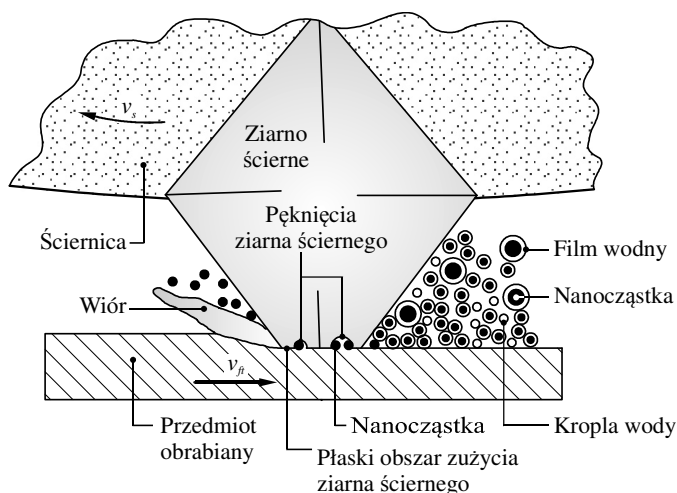
Również autorzy badań opisanych w pracy [TAW09] potwierdzają potencjał zastosowania metody MQL w szlifowaniu elementów ze stali 100Cr6. Wyniki doświadczeń wskazują na dużą skuteczność smarowania strefy styku powierzchni PO z CPS z użyciem metody MQL. Zastosowanie metody MQL w tym przypadku pozwala na bardziej swobodny poślizg wiórów po powierzchni ściernicy, co może wpłynąć zarówno na zmniejszenie tarcia

między powstającymi podczas szlifowania wiórami a powierzchnią PO, jak i na ułatwienie usuwania produktów szlifowania ze strefy szlifowania [TAW09].

Stosowanie metody MQL, pozwala uniknąć istotnych zalepień porów ściernicy a smarowanie odbywa się na całym obwodzie ściernicy, co zapewnia lepszy poślizg na styku ziarna z powierzchnią PO [SIL05]. Jednak badania autorów pracy [LI08, WAN13] wykazują, że podobnie jak w przypadku szlifowania na sucho, stosując metodę MQL trudno uzyskać powierzchnię o dobrej jakości i tym samym uniknąć powstawania przypaleń szlifierskich. Zastosowanie innowacyjnej techniki chłodzenia strefy szlifowania za pośrednictwem dyszy podającej PCS wzbogacony o nanocząsteczki (wielkość 50 nm) dwusiarczku molibdenu (MoS_2) wpłynęło na poprawę odprowadzania ciepła ze strefy szlifowania, a także na polepszenie właściwości smarnych PCS.

Gwałtowny rozwój nauk związanych z nanomateriałami znalazł również swoje odzwierciedlenie w procesach szlifowania. Dodanie nanocząsteczek w postaci Al_2O_3 , MoS_2 , CNT (ang. *Carbon Nanotubes*) lub diamentu do PCS pozwala na uzyskanie jego nowej formy. Nanocząsteczki będące dodatkami do PCS odznaczają się dużą przewodnością ciepła i zaawansowaną charakterystyką tribologiczną. PCS wzbogacony o nanocząsteczki charakteryzuje się zmienionymi właściwościami przewodzenia ciepła i inną, w odniesieniu do metody MQL, drogą wymiany ciepła, zmniejszając energię szlifowania i obniżając temperaturę powierzchni PO [ZHA15].

Nanocząsteczki występujące w PCS charakteryzują się sferycznym kształtem a ich główną rolą jest smarowanie strefy szlifowania. Dzięki kulistej formie, ich obecność w strefie kontaktu między powierzchnią PO a aktywnymi ziarnami skrawającymi porównywana jest z efektem zastosowania łożysk kulkowych (rys. 30) [CON12].



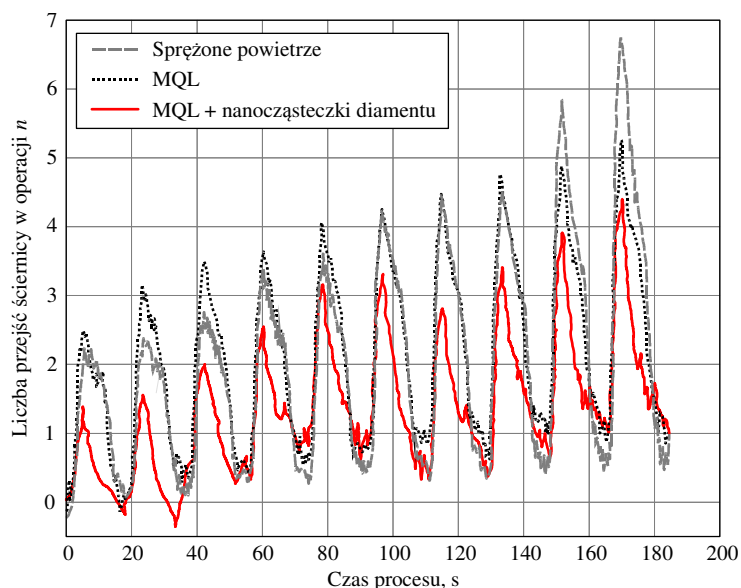
Rys. 30. Realizacja funkcji chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z zastosowaniem PCS z nanocząsteczkami w metodzie MQL [CON12]

Teoria wymiany ciepła wskazuje, że ciała stałe odznaczają się większą możliwością wymiany ciepła niż ciecze, których transfer ciepła z kolei jest bardziej efektywny, niż w przypadku gazów [ZHA13]. Bazując na tej teorii, do biodegradowalnego oleju dodaje się nanocząsteczki, czego efektem jest otrzymanie zmodyfikowanego PCS, który podobnie jak standardowy PCS w technice MQL, podawany jest do strefy szlifowania w zatamizowanej postaci, pod wysokim ciśnieniem gazu [ZHA15]. Oprócz standardowych dla metody MQL funkcji, wysokociśnieniowy gaz odpowiada za doprowadzenie PCS bogatego w nanocząsteczki, które pozwalają w pewnym stopniu zwiększyć możliwość odprowadzania ciepła ze strefy szlifowania i wpływają na poprawę jakości powierzchni PO [ZHA12, ZHA13, ZHA15]. Badania wykazały, że PCS bazujące na nanocząsteczkach odznaczają się właściwościami pozwalającymi zredukować tarcie oraz zużycie ściernicy [CHO11, HWA06].

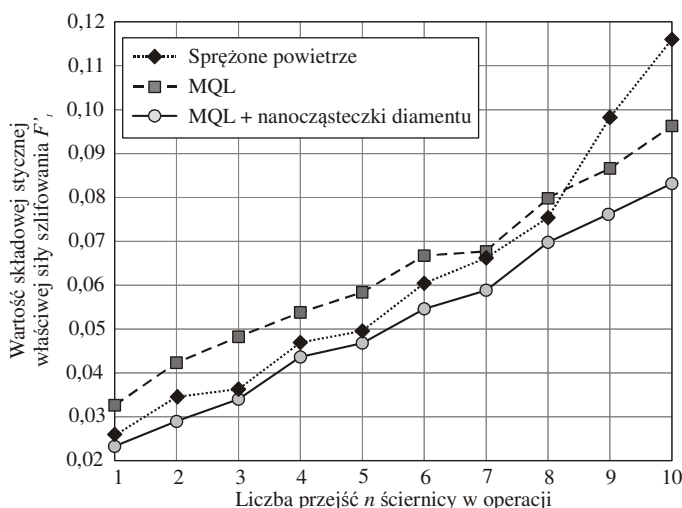
Autorzy badań opisanych w pracy [LEE15] dokonali porównania skuteczności chłodzenia i smarowania strefy szlifowania przy wykorzystaniu sprężonego powietrza, standardowej metody MQL oraz metody MQL, w której PCS wzbogacony był o nanocząsteczki diamentu. Na rysunku 31 przedstawiono zwiększenie wartości temperatury mierzonej pod powierzchnią PO, w procesie szlifowania, w zależności od długości procesu i liczby przejść narzędzia ściernego.

Największa wartość temperatury, dla każdej z badanych metod, zarejestrowana została dla dziesiątego, ostatniego przejścia narzędzia, z powodu ciepła zgromadzonego w próbce po poprzednich przejściach a także postępującego zużycia ściernicy. Najmniej intensywne zwiększenie wartości temperatury zarejestrowane zostało w przypadku zastosowania metody MQL, w której do PCS dodano diamentowe nanocząsteczki. Podczas ostatnich przejść narzędzia i zarazem w najbardziej wymagającym etapie procesu, najbardziej intensywne zwiększenie temperatury odnotowano w procesie z użyciem chłodzenia sprężonym powietrzem.

Analizując wykres zamieszczony na rysunku 32, zauważyć można podobną tendencję wartości składowej stycznej siły szlifowania F_t do wartości zwiększenia temperatury T w funkcji czasu szlifowania t_s . Znaczne zmniejszenie temperatury w procesie szlifowania z użyciem metody MQL i PCS z nanocząsteczkami diamentu może być spowodowane zmniejszeniem wartości składowej stycznej siły szlifowania F_t . Wiąże się to z intensyfikacją bezpośredniego smarowania w strefie obróbki, dzięki tribo-filmowi powstającemu za sprawą diamentowych nanocząsteczek [LEE15].



Rys. 31. Wykres zmierzonego zwiększenia wartości temperatury w zależności od czasu procesu i liczby przejść narzędzia dla trzech różnych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania [LEE15]

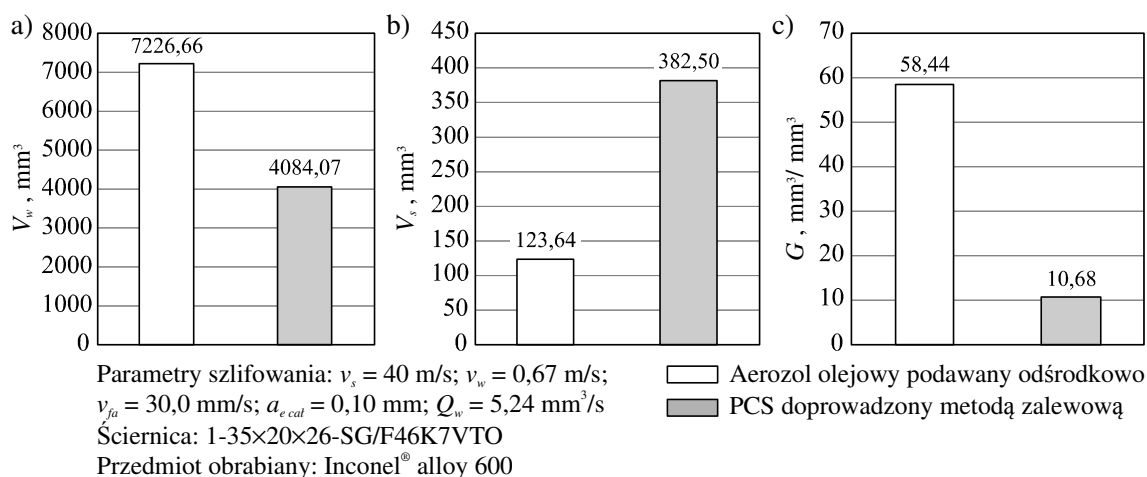


Rys. 32. Zmierzona wartość składowej stycznej siły szlifowania F_t w zależności od liczby przejść n ściernicy w operacji, dla trzech różnych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania [LEE15]

Ogólnosiwiatowy trend minimalizacji wydatku PCS podczas obróbki oraz ograniczenia występujące w procesach szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych skłoniły autorów badań opisanych w pracy [NAD13] do opracowania innowacyjnej metody odśrodkowego dostarczania PCS z minimalnym wydatkiem do strefy szlifowania [NAD16]. W metodzie tej aerozol powietrzno-olejowy podawany jest odśrodkowo, od wewnątrz trzpienia szlifierskiego poprzez ściernicę. Zestaw MQL wyposażony został w sześciodyskową głowicę dookólną ZR-K360°.

Głowica została przystosowana do przemieszczania się wraz z posuwowym ruchem ściernicy a przewody doprowadzające olej i sprężone powietrze zostały poprowadzone wewnątrz wrzeciona PO do czoła ściernicy [NAD13]. Na rysunku 33 przedstawiono wykresy

przedstawiające wartości ubytku materiału V_w , zużycia objętościowego ściernicy V_s oraz wskaźnika szlifowania $G = V_w / V_s$, wyznaczone dla ściernicy pracującej w warunkach odśrodkowego podawania aerozolu olejowego metodą MQL oraz dla ściernicy pracującej przy chłodzeniu zalewowym.



Rys. 33. Parametry opisujące okres trwałości badanych ściernic: a) ubytek materiału V_w ; b) zużycie objętościowe ściernicy V_s ; c) wskaźnik szlifowania $G = V_w / V_s$ [NAD13]

Zastosowanie tego innowacyjnego sposobu dostarczenia PCS do strefy szlifowania pozwoliło na uzyskanie właściwego poziomu realizacji funkcji smarnej przez PCS. Warunki, jakie stworzyła ta metoda w strefie kontaktu ziaren ściernych z PO pozwoliły na ograniczenie objętościowego zużycia ściernicy, dzięki skutecznemu i bezpośredniemu doprowadzeniu aerozolu olejowego do strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią PO. Dobre smarowanie pozwoliło ograniczyć udział tarcia stępionych wierzchołków skrawających, co wpłynęło na wydłużenie czasu pracy ściernicy w odniesieniu do procesu z zastosowaniem metody zalewowej. Minimalizacja wydatku PCS przyczyniła się do ograniczenia funkcji chłodzącej, co spowodowało zwiększenie wartości temperatury PO do wartości rzędu 300°C , jednak nie przyczyniło się to do powstawania przypaleń szlifierskich na powierzchni obrobionej. Pomimo znacznie podwyższonej wartości temperatury PO przy stosowaniu metody ze zminimalizowanym wydatkiem PCS w odniesieniu do metody zalewowej, temperatury ściernicy zarówno podczas procesu szlifowania jak i po jego zakończeniu były porównywalne.

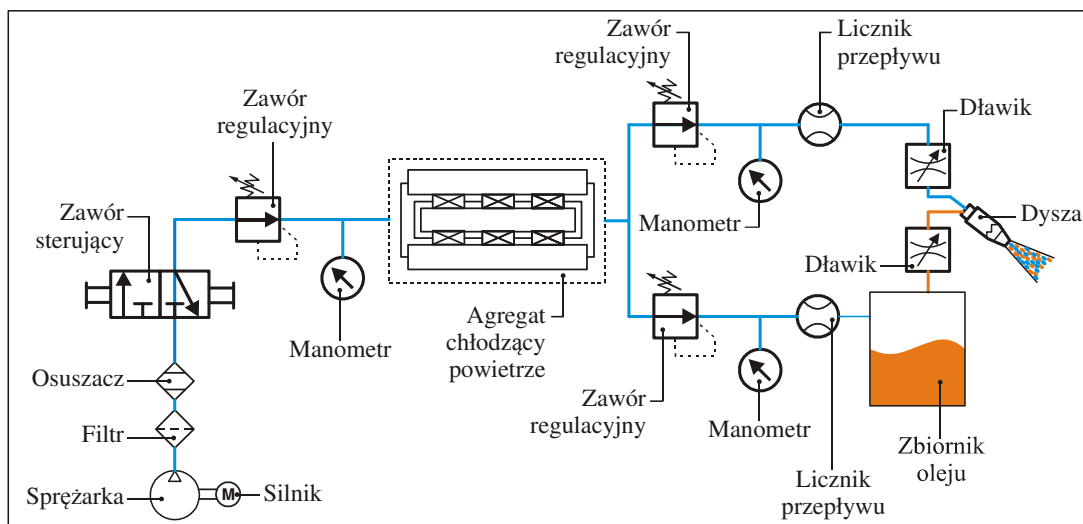
Wartości chropowatości powierzchni obrobionej wyrażonej parametrem Ra oraz mocy szlifowania P , pomimo innych warunków w strefie kontaktu ziaren ściernych z powierzchnią PO, były porównywalne dzięki skutecznemu, precyzyjnemu doprowadzeniu PCS do strefy szlifowania [NAD13].

2.3.2. Chłodzenie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego (MQC)

W przypadku konieczności zapewnienia odpowiedniego chłodzenia, jako PCS zamiast oleju stosuje się wodne emulsje olejowe. Znajdują one zastosowanie w przypadku, gdy chłodzenie nie może być realizowane za pośrednictwem oleju. W odniesieniu do tej metody autorzy pracy [WEI04] używają terminu obróbki z minimalnym wydatkiem cieczy chłodzącej MQC (ang. *Minimum Quantity Cooling*). Właściwości smarne emulsji są wyraźnie gorsze niż oleju, jednak mimo to, ich poziom jest wyższy niż podczas stosowania, jako PCS wody i powietrza. Wydatek PCS w procesach z użyciem metody MQC wynosi najczęściej od 10 do 50 ml/h [WEI04]. Autorzy pracy [PRI15] w przeprowadzonych badaniach skuteczności chłodzenia strefy obróbki podczas procesu toczenia stali trudno skrawalnych stosowali metodę MQC w warunkach natężenia przepływu PCS od 6,5 do 115 ml/h. Przeprowadzone badania wykazały, że chłodzenie strefy obróbki z użyciem metody MQC przy użyciu emulsji pozwala na zwiększenie trwałości narzędzia w odniesieniu do zastosowania aerozolu wodnego jako PCS. Ponadto wykazano, że zwiększenie natężenia przepływu aerozolu również miało wpływ na ograniczenie zużycia ściernicy [PRI15]. Obróbka z udziałem MQC stosowana jest znacznie rzadziej niż ta, z udziałem MQL, jednak metoda ta ma znaczny potencjał w zakresie problematyki wpływu temperatury na charakterystykę narzędzia oraz PO podczas procesów szlifowania bez udziału PCS. Jak dotąd stosowanie metody MQC nie znalazło szerokiego zastosowania w przemyśle, dlatego też zagadnienie to nie jest jeszcze tak dobrze zbadane, jak pozostałe metody minimalizowania wydatku PCS [KLO03, ŚWI14].

2.3.3. Metoda minimalnego wydatku płynu chłodząco-smarującego o obniżonej temperaturze (MQCL)

Metoda smarowania z minimalnym wydatkiem schłodzonego PCS (ang. *Minimum Quantity Cooling Lubrication*) polega na doprowadzeniu specjalnego oleju (rzadziej emulsji) w środowisku niskiej temperatury do strefy szlifowania [ŚWI14]. Wykorzystywane w tej metodzie PCS muszą odznaczać się niskim współczynnikiem lepkości i małą gęstością w ujemnych temperaturach. Według informacji zawartych w literaturze kierunkowej, wartość temperatury powietrza, którego zadaniem jest transport kropli PCS wynosi od -30 do -35°C, co wpływa również na zmniejszenie temperatury PCS. Metoda MQCL umożliwia zarówno smarowanie w strefie obróbki jak i chłodzenie PO i narzędzia z minimalnym wydatkiem PCS. Jak dotąd metoda MQCL używana była w procesach skrawania, jednak wykazuje potencjał zastosowania jej również w procesach szlifowania [ŚWI14, ZHA12]. Na rysunku 34 przedstawiony został schemat budowy systemu podawania PCS za pomocą metody MQCL.



Rys. 34. Schemat budowy systemu podawania PCS za pomocą metody MQCL [ZHA12]

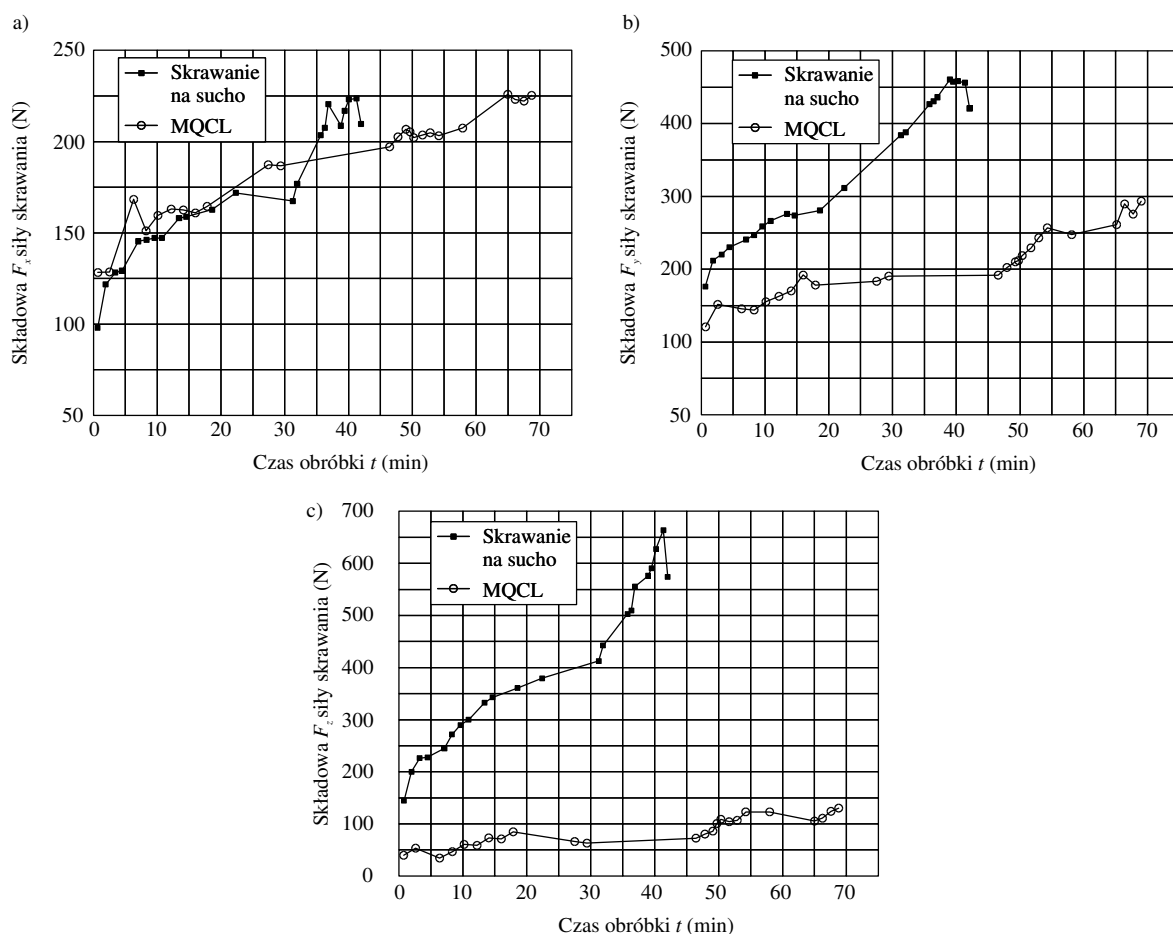
Do strefy szlifowania doprowadzana jest bardzo mała ilość PCS (około 8 ml/h [ZHA12]) i odbywać się to może z wykorzystaniem pomocniczego medium transportującego (w postaci np. sprężonego powietrza) lub bez niego. Metoda bez asysty medium pomocniczego (ang. *airless system*) polega na tym, że pompa, za pośrednictwem przewodów i kanałów dostarcza PCS do narzędzia w następujących w krótkich odstępach czasu serii precyzyjnie odmierzonych kropli. Sposób polegający na użyciu pomocniczego medium charakteryzuje się tym, że PCS jest atomizowany do dyszy w celu wytworzenia bardzo małych kropli, które następnie podawane są do strefy szlifowania w postaci aerozolu [AOY02, MACH97]. Używając jako PCS oleju wykorzystuje się jego dobre właściwości smarujące, które pozwalają na redukcję tarcia i zjawiska adhezji pomiędzy PO, CPS oraz wiórami obrabianego materiału. W rezultacie ilość ciepła powstałego w wyniku tarcia zostaje ograniczona a PO i ściernica są utrzymane w niższej temperaturze, niż w przypadku obróbki na sucho [CHA98].

Wpływ bezpośredniego chłodzenia strefy szlifowania mieszanką powietrzno-olejową jest stosunkowo niewielki z uwagi na niską pojemność cieplną oleju ($C_{p,olej} = 1,92 \text{ kJ/kgK}$) i powietrza ($C_{p,powietrze} = 1,04 \text{ kJ/kgK}$) oraz małą ilość medium biorącego udział w procesie. Z powodu słabych właściwości chłodzących mieszanek powietrzno-olejowych znajdują one głównie zastosowanie jako medium w metodzie MQL. Emulsje i woda jako medium wykorzystywane są w technice MQCL znacznie rzadziej i znajdują zastosowanie przeważnie wtedy, gdy istotne jest chłodzenie narzędzia lub PO wydajniej, niż może to zapewnić olej.

Operacje, w których wykorzystuje się emulsje, wodę lub powietrze (zimne lub w stanie ciekłym) są kwalifikowane jako metoda MQC ponieważ emulsje zapewniają znacznie niższy poziom smarowania niż olej lecz większy niż woda i powietrze.

Autorzy badań opisanych w pracach [ZHA12] i [MAR13] wykazują korzystne zmniejszenie wartości parametrów chropowatości powierzchni obrobionej (do ponad 20%) przedmiotów wykonanych ze stali węglowej – porównując do metody obróbki z chłodzeniem sprężonym powietrzem bez użycia PCS, z powodu obniżenia temperatury powietrza transportującego olej. W porównaniu do metody obróbki na sucho, długość pracy narzędzia przy zastosowaniu metody MQCL wydłużyła się o 52%, głównie w wyniku zmniejszenia wartości siły szlifowania F (rys. 35) [ŚWI14].

W literaturze, za pomocą akronimu MQCL opisane są również inne metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania, polegające na doprowadzeniu do strefy szlifowania PCS na bazie emulsji, w postaci aerozolu olejowego [MAR15, MAR16, MAR17].



Rys. 35. Wykresy zależności długości pracy narzędzia od wartości siły skrawającej w różnych warunkach skrawania (skrawanie na sucho, skrawanie przy pomocy metody MQCL): a) F_x ; b) F_y ; c) F_z [ZHA12]

2.3.4. Chłodzenie schłodzonym sprężonym powietrzem (CAG)

Metoda chłodzenia strefy obróbki za pomocą strumienia schłodzonego sprężonego powietrza stanowi wciąż rozwijającą się dziedzinę badań naukowych i zastosowań technicznych. W terminologii anglojęzycznej dysze używane w tej metodzie określane są

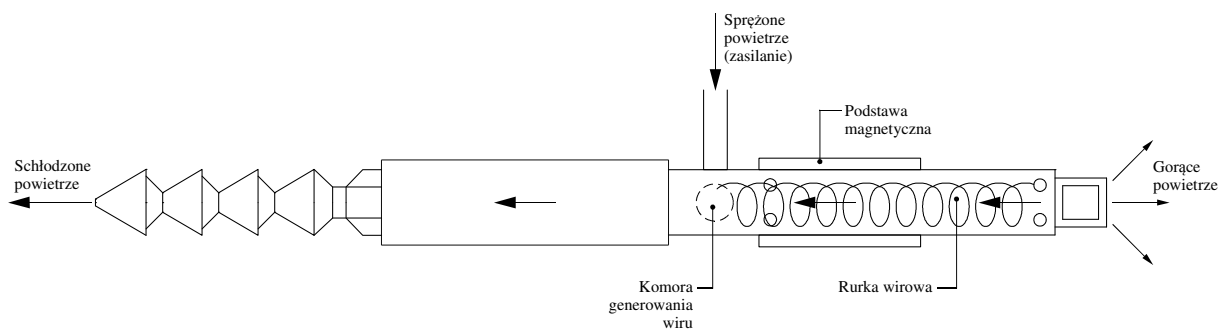
akronimem CAG (ang. *Cold Air Guns*). W literaturze polskojęzycznej spotkać się natomiast można z opisem tej metody za pomocą akronimu SSP (Schłodzone Sprężone Powietrze). Metoda ta używana jest w procesach obróbki skrawaniem oraz w szlifowaniu [WÓJ07a, WÓJ07b, WÓJ08, LEE11, LIU12].

W przemyśle występują procesy, które wykluczają używanie PCS, ponieważ wymagają utrzymania PO w stanie suchym. W takiej sytuacji doprowadzenie strumienia powietrza pozwala na polepszenie chłodzenia podczas procesu szlifowania bez użycia PCS. Występująca w strumieniu powietrza para wodna może mieć pozytywny wpływ na właściwości chłodzące strefy szlifowania. Para wodna poprawia skuteczność chłodzenia i zapewnia niewielkie smarowanie zwłaszcza, gdy chłodzenie odbywa się w środowisku powietrza a nie azotu [HOW90].

Minimalizacja wydatku PCS biorącego udział w procesie szlifowania z zastosowaniem dysz CAG może powodować zwiększenie temperatury PO oraz powstawaniu defektów cieplnych [KAW90]. Wspomaganie procesów szlifowania podawaniem strumienia schłodzonego sprężonego powietrza może wpłynąć na znaczne obniżenie temperatury w strefie szlifowania i pozwolić ograniczyć lub całkowicie wyeliminować powstawanie defektów cieplnych [CHO02, NGU03].

Podstawowa zaleta chłodzenia strefy szlifowania z użyciem dysz CAG polega na zastosowaniu powietrza jako medium chłodzącego, co wiąże się z wyeliminowaniem kosztów związanych z pozyskaniem i utylizacją PCS. Ponadto urządzenia służące do pozyskiwania i dostarczania schłodzonego sprężonego powietrza do strefy szlifowania odznaczają się nieskomplikowaną budową, niewielkim kosztem zakupu i łatwością obsługi. Dysza CAG jest urządzeniem, które pozwala wytworzyć strumień zimnego sprężonego powietrza [BRU92]. Przykładem dyszy tego typu jest dysza firmy Vortec (USA), której schemat przedstawiony został na rysunku 36.

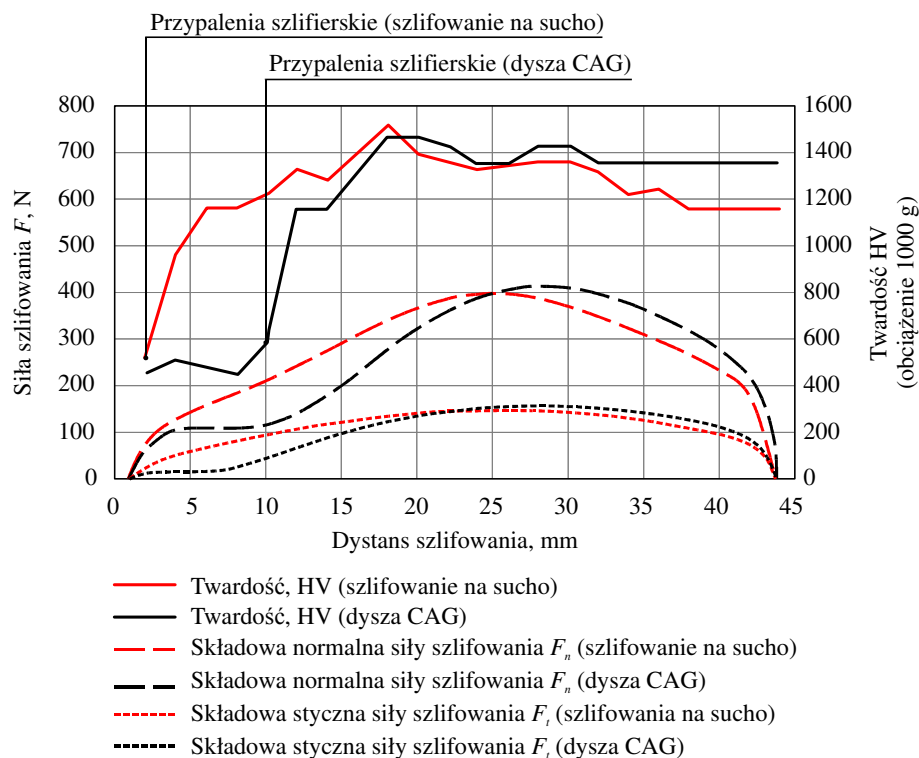
Dysze CAG, dzięki zastosowaniu w ich konstrukcji rurek wirowych (ang. *vortex tubes*) pozwalają rozdzielić strumień sprężonego powietrza na zimny i gorący, bez konieczności stosowania elementów ruchomych. Gorące powietrze, będące produktem ubocznym, odprowadzane jest do otoczenia, natomiast strumień schłodzonego sprężonego powietrza doprowadza się do strefy szlifowania [DYSZ].



Rys. 36. Schemat przykładowej dyszy CAG produkowanej przez firmę Vortec (USA) [CHO01]

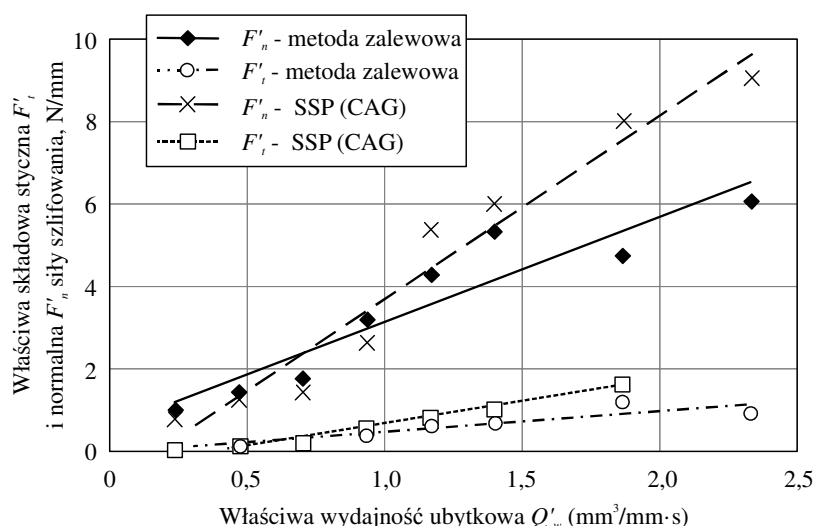
Schłodzone sprężone powietrze uzyskane za pomocą dysz CAG może osiągnąć temperaturę do 50°C niższą w odniesieniu do wartości temperatury powietrza zasilającego urządzenie [DYSZ].

W badaniach opisanych w pracy [CHO02, NGU03] wykazano, że zastosowanie metody chłodzenia z użyciem dyszy CAG pozwala zapobiec powstawaniu zmian w strukturze warstwy wierzchniej materiału obrabianego w postaci przypaleń (rys. 37). Ponadto odnotowano zmniejszenie siły szlifowania w odniesieniu do metody obróbki na sucho, jednak z powodu braku środka smarnego i gromadzenia się w PO energii w postaci ciepła, usuwanie materiału obrabianego ze zwiększoną głębokością (powyżej $d = 15 \mu\text{m}$) powodowało powstawanie przypaleń szlifierskich [CHO02, NGU03].



Rys. 37. Wykres przedstawiający momenty powstawania przypaleń, siły szlifowania oraz twardość powierzchni obrabianej po procesie obróbki szlifowaniem z użyciem dyszy CAG oraz przy szlifowaniu na sucho [NGU03]

Z kolei badania zawarte w pracy [RAM03] wykazały zmniejszenie wartości siły szlifowania podczas procesu szlifowania w warunkach doprowadzania strumienia SSP (o ciśnieniu 0,3 MPa, temperaturze powietrza T na wylocie dyszy w granicach od -30°C do -35°C , natężeniu przepływu $0,4 \text{ m}^3/\text{min}$) w porównaniu do szlifowania z zastosowaniem metody chłodzenia zalewowego, przy właściwej wydajności ubytkowej szlifowania do $Q'_w = 1,6 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ dla stali S45C i do $Q'_w = 1 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ dla stali SS304 (rys. 38).



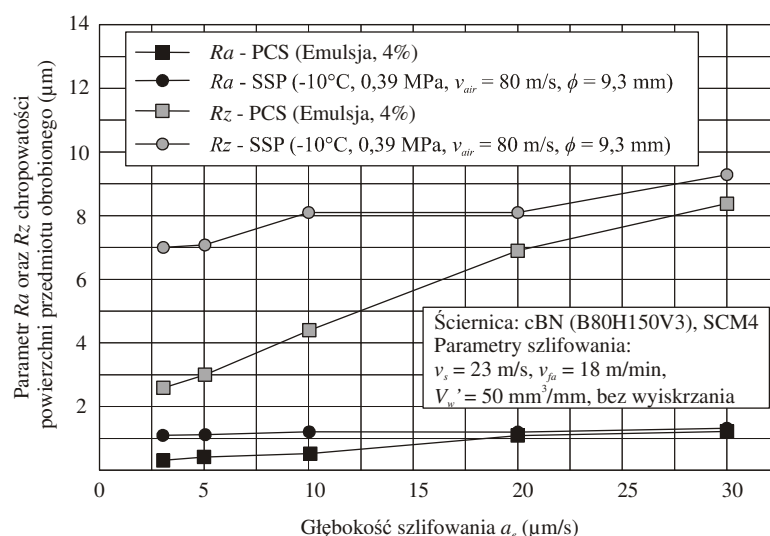
Rys. 38. Wykres zmiany wartości składowej stycznej i normalnej siły szlifowania w zależności od właściwej wydajności ubytkowej Q'_w przy zastosowaniu dwóch różnych metod chłodzenia [RAM03]

W badaniach zawartych w pracy [RAM03] wykazano, że użycie dysz CAG pozwoliło na niewielkie zmniejszenie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej w przypadku szlifowania stali S45C, jednak po szlifowaniu stali SS304 z użyciem tych dysz, wartość parametru Ra chropowatości powierzchni PO się zwiększyła.

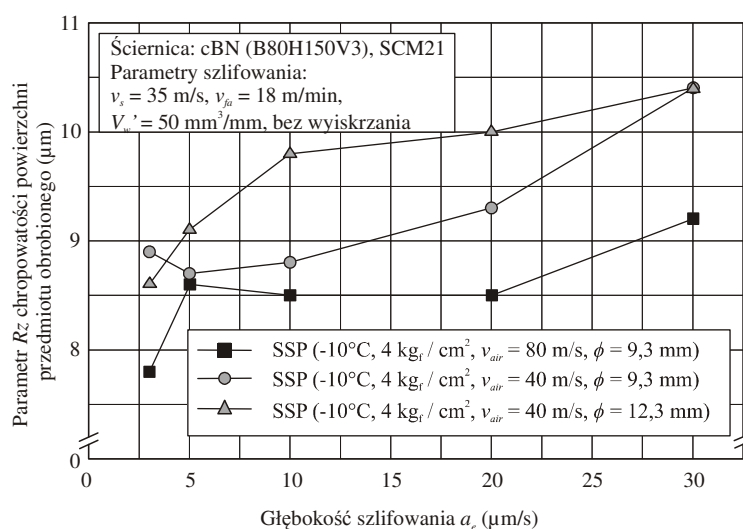
Autorzy pracy [CHO01] w przeprowadzonych badaniach wykazali, że zastosowanie PCS w celu wspomaganie procesu szlifowania pozwala uzyskać mniejszą wartość parametrów chropowatości Ra oraz Rz , niż w przypadku wspomaganie procesu samym schłodzonym sprężonym powietrzem, co przedstawione zostało na wykresie wpływu głębokości szlifowania na parametry chropowatości (rys. 39).

Większa wartość parametrów chropowatości Ra oraz Rz w przypadku chłodzenia strefy szlifowania z użyciem dyszy CAG mogła być spowodowana brakiem smarowania i bardzo ograniczoną możliwością oczyszczania powierzchni PO i CPS, w porównaniu do procesów wykorzystujących PCS. Ponadto wykazano, że stosowanie zwężki redukującej średnicę otworu wylotowego dyszy o mniejszej średnicy ($\varnothing = 9,3 \text{ mm}$) i zwiększona prędkość wypływu schłodzonego sprężonego powietrza ($v_{SSP} = 80 \text{ m/s}$) pozwala uzyskać powierzchnię o mniejszej wartości parametru Rz chropowatości niż w przypadku stosowania zwężki

redukującej średnicę otworu wylotowego dyszy o większej średnicy ($\phi = 12,3$ mm) i mniejszej wartości prędkości wypływu SSP ($v_{SSP} = 40$ m/s) (rys. 40) [CHO01, CHO02, NGU03].

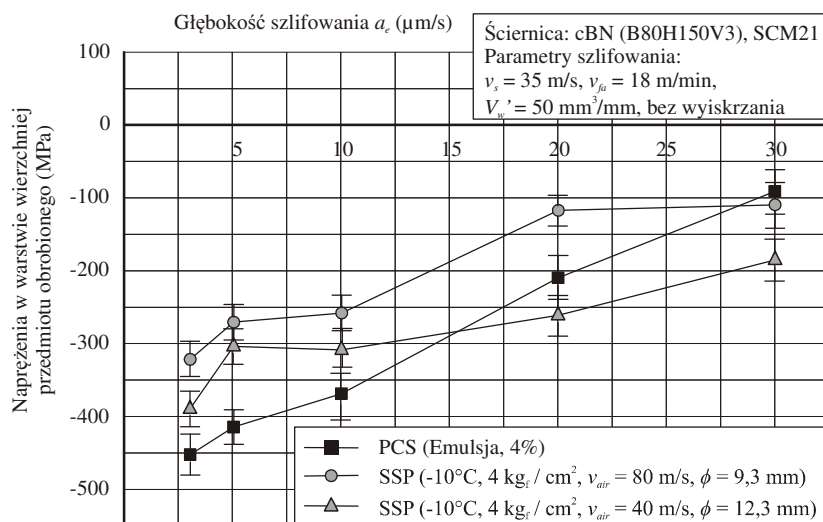


Rys. 39. Wykres zależności parametrów Ra i Rz chropowatości powierzchni obrabianej od głębokości szlifowania z użyciem PCS oraz SSP [CHO01]



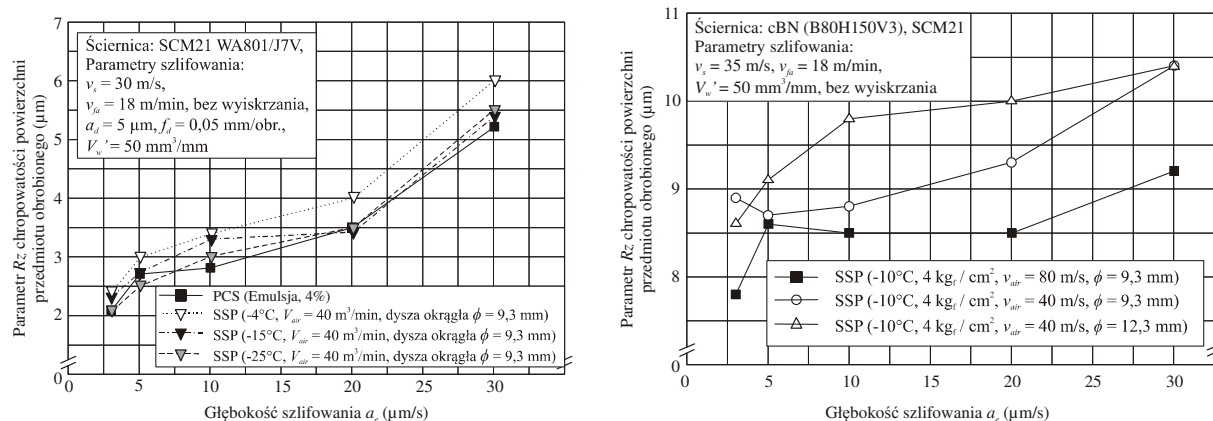
Rys. 40. Wykres zależności parametru Rz chropowatości powierzchni obrabianej od głębokości szlifowania dla trzech różnych konfiguracji dyszy CAG [CHO01]

W procesie szlifowania z użyciem metody chłodzenia zalewowego, naprężenia ściskające były większe niż w przypadku chłodzenia z użyciem dyszy CAG [CHO01, RAM03]. W badaniach opisanych w pracy [CHO01] odnotowano, że zmiana naprężeń przy chłodzeniu strefy szlifowania za pomocą schłodzonego sprężonego powietrza była mniejsza niż przy użyciu PCS, kiedy nastąpiła zmiana głębokości szlifowania z 3 do 30 um (rys. 41) [CHO01].



Rys. 41. Wykres zależności naprężeń szczątkowych występujących wewnątrz powierzchni obrobionej od głębokości szlifowania w przypadku chłodzenia zalewowego oraz SSP

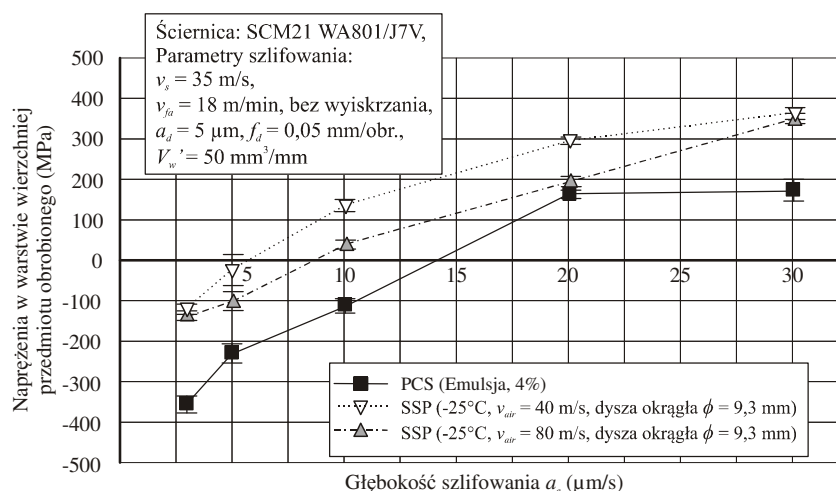
W pracy [CHO02b] autorzy przeprowadzili badania wpływu podawania schłodzonego sprężonego powietrza na proces szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych z użyciem ściernicy z ziarnami ściernymi z cBN oraz Al_2O_3 . Wykazano, że wraz ze zmniejszeniem wartości temperatury strumienia schłodzonego sprężonego powietrza oraz zwiększeniem jego prędkości wypływu, zmniejsza się wartość parametrów Ra i Rz chropowatości powierzchni obrobionej, a także ograniczeniu ulega zjawisko powstawania defektów cieplnych przedmiotu obrobionego (rys. 42).



57

Rys. 42. Wykres przedstawiający wpływ temperatury SSP (a) oraz prędkości wypływu SSP z dyszy (b) na wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej po szlifowaniu z użyciem ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [CHO02b]

Ponadto zaobserwowano, że wraz ze zwiększeniem prędkości wypływu schłodzonego sprężonego powietrza z dyszy, zmniejsza się wartość naprężeń rozciągających występujących w warstwie wierzchniej przedmiotu po szlifowaniu (rys. 43) [CHO02b].



Rys. 43. Wykres przedstawiający wpływ prędkości wypływu SSP z dyszy na wartość naprężeń w warstwie wierzchniej powierzchni PO [CHO02b]

Prezentowane w pracy [NGU03] badania wykazują, że już niewielki dodatek aerozolu w postaci olejów roślinnych do strumienia schłodzonego sprężonego powietrza pozwala na przeprowadzenie procesu szlifowania ze zwiększoną głębokością bez występowania przypaleń i przy uzyskaniu jakości powierzchni obrobionej zbliżonej do tej, uzyskiwanej w procesie szlifowania z udziałem PCS. Możliwości oczyszczania powierzchni PO i CPS, mimo dodatku niewielkiej ilości aerozolu olejowego, są w dalszym ciągu znacznie ograniczone, w porównaniu do procesów z zastosowaniem PCS, czego efektem jest nieznacznie większa wartość uzyskiwanej chropowatości powierzchni obrobionej. Ponadto odnotowano wyraźną kierunkowość profili naprężeń własnych (naprężenia ściskające w kierunku zgodnym z kierunkiem posuwu ściernicy oraz naprężenia rozciągające w kierunku prostopadłym do kierunku szlifowania) w elementach powierzchni obrobionej przy użyciu dysz CAG z dodatkiem olejów roślinnych. Powodem tego zjawiska może być nierównomierność strumienia ciepła wytwarzanego przez przepływ schłodzonego sprężonego powietrza [CHO02, NGU03].

Również autorzy pracy [YUI99] wykazują pozytywny wpływ niewielkiej ilości (wydatek do 8,6 cm³/h) dodatku olejów roślinnych na warunki procesu szlifowania z asystą schłodzonego sprężonego powietrza. Zastosowanie olejów roślinnych pozwoliło osiągnąć nawet o 10% mniejszą wartość siły szlifowania i porównywalną wartość nierówności powierzchni, w odniesieniu do wyników uzyskanych z zastosowaniem konwencjonalnego chłodzenia za pomocą oleju. Wartość wskaźnika szlifowania G z zastosowaniem metody chłodzenia z użyciem dyszy CAG i z dodatkiem olejów roślinnych zwiększyła się blisko dwukrotnie, w porównaniu do procesu realizowanego z zastosowaniem chłodzenia metodą zalewową PCS w postaci oleju [YUI99].

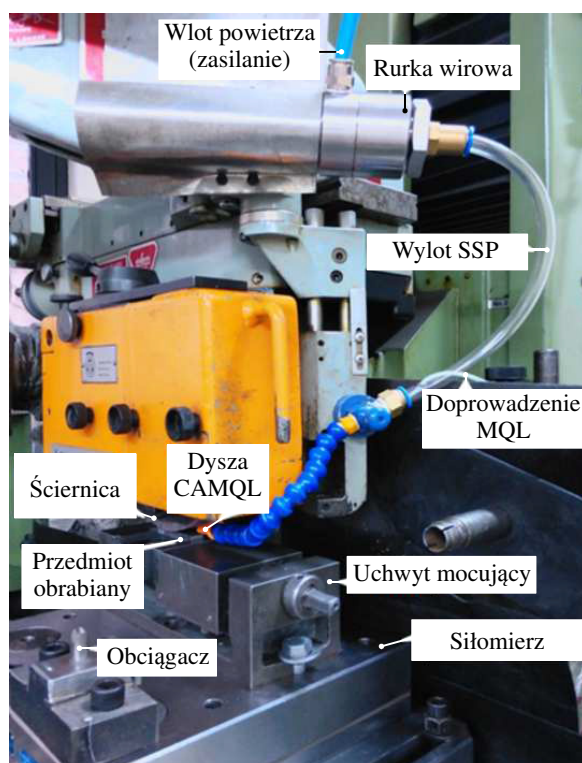
Autorzy pracy [LEE11] dokonali optymalizacji procesu mikroszlifowania z zastosowaniem metody chłodzenia z użyciem schłodzonego sprężonego powietrza. Optymalizacja procesu pozwoliła na ograniczenie właściwej siły szlifowania F' i zmniejszenie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej, jednocześnie maksymalizując właściwą wydajność ubytkową szlifowania Q'_w , wskazując tym samym na duży potencjał tej metody chłodzenia strefy szlifowania.

Chłodzenie strefy szlifowania przy użyciu dysz CAG w bardzo skuteczny sposób pozwala zminimalizować występowanie defektów szlifierskich na powierzchni obrobionej, a ponadto ich stosowanie umożliwia zmniejszenie negatywnego oddziaływania na środowisko PCS, co jest zbieżne z obecnym trendem rozwoju technik wytwarzania [CHO01]. Wyniki badań zawarte w pracach [CHO02, NGU03] wskazują na bardzo duży potencjał stosowania metody chłodzenia z użyciem dysz CAG, w połączeniu z metodami chłodzenia strefy szlifowania z minimalnym wydatkiem PCS, co stanowi godny uwagi kierunek badań.

2.3.5. Smarowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze

Pomimo bardzo dobrych właściwości smarujących w procesie szlifowania, metoda MQL nie jest w stanie zapewnić tak skutecznego chłodzenia PO oraz ściernicy, jakie zapewnia chłodzenie zalewowe. Fakt ten stanowi główne ograniczenie w rozpowszechnieniu stosowania metody MQL w procesie szlifowania [HAD12]. Autorzy pracy [SAB16] w przeprowadzonych badaniach dokonali oceny możliwości szlifowania powierzchni stali CK45 stosując metodę CAMQL (ang. *Cooled Air Minimum Quantity Lubrication*), która polega na doprowadzeniu do strefy szlifowania mieszanki sprężonego schłodzonego powietrza (dostarczonego przez dyszę CAG) oraz aerozolu olejowego (dostarczonego przez dyszę MQL) za pośrednictwem jednej dyszy CAMQL, w której dochodzi do zmieszania się obydwu czynników (rys. 44).

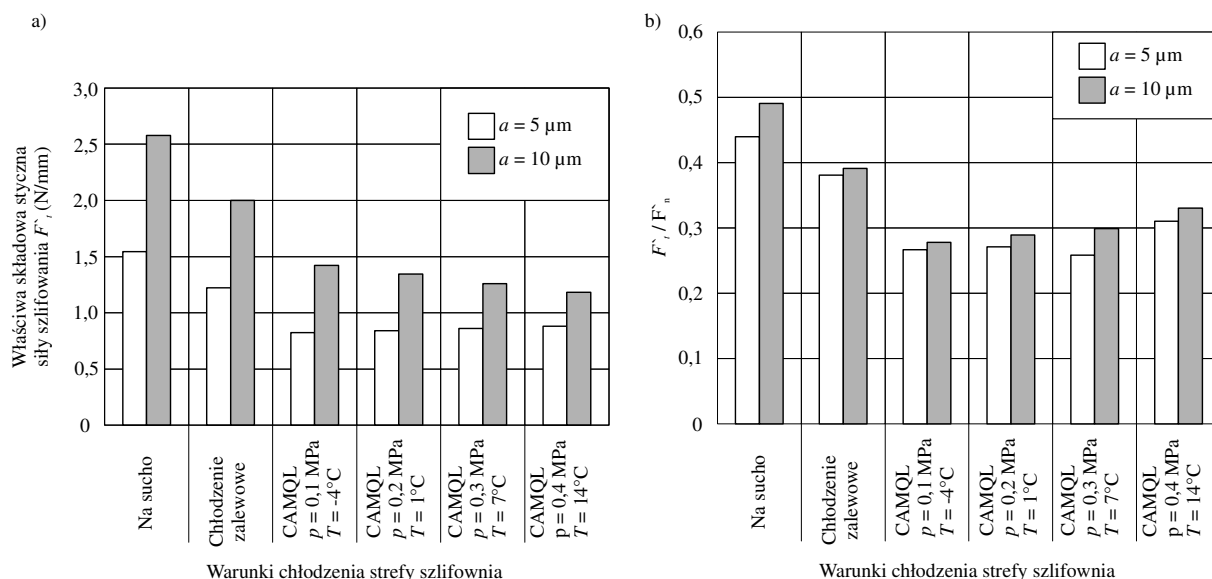
Wyniki przeprowadzonych badań wskazują na to, że wartość współczynnika przenikania ciepła dla SSP była zbliżona do wartości współczynnika przenikania ciepła dla PCS stosowanego w metodzie CAMQL czyli dla aerozolu olejowego wytwarzanego przez strumień SSP podawany z dyszy CAG. Wskazuje to na mniejszy udział (około 5%) aerozolu olejowego w funkcji chłodzenia strefy szlifowania.



Rys. 44. Widok stanowiska do badań procesu szlifowania z zastosowaniem metody smarowania z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze [SAB16]

Autorzy pracy [SAB16] zaznaczają, że zastosowanie schłodzonego sprężonego powietrza do metody MQL, a tym samym poprawa skuteczności chłodzenia strefy szlifowania, może w znacznym stopniu wpłynąć na zmniejszenie ograniczeń w stosowaniu metody MQL w szlifowaniu. Metoda CAMQL może być z powodzeniem stosowana w procesach szlifowania stali miękkich, natomiast jej szerszy rozwój wymaga dalszych badań [SAB16].

Wyniki symulacji komputerowej przeprowadzonej przez autorów pracy [SAB16], były zbieżne z wynikami badań doświadczalnych i wskazują zgodnie, że wartość współczynnika przenikania ciepła zwiększa się wraz ze wzrostem wartości ciśnienia dostarczanego do strefy szlifowania SSP z powodu większej ekspansji strumienia powietrza. Ponadto wykazano, że dostarczenie PCS do strefy kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią obrabianą przy użyciu metody CAMQL pozwoliło na zmniejszenie wartości składowej stycznej właściwej siły szlifowania F'_t (rys. 45a) a także współczynnika tarcia F'_t/F'_n (rys. 45b), zarówno w odniesieniu do szlifowania na sucho, jak i do chłodzenia zalewowego, co było następstwem skutecznego smarowania strefy szlifowania.



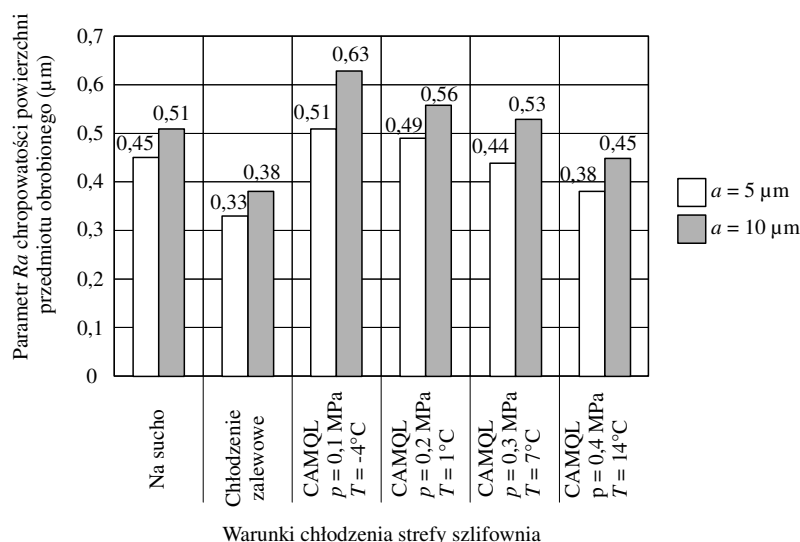
Rys. 45. Wykres zależności a) składowej stycznej siły szlifowania F'_t , b) współczynnika tarcia F'_t/F'_n , od użytej metody chłodzenia strefy szlifowania [SAB16]

Wartość temperatury strumienia SSP dostarczanego do strefy szlifowania była zmienna i wynosiła od -4°C (dla ciśnienia strumienia SSP o wartości $0,1 \text{ MPa}$) do 14°C (dla ciśnienia strumienia SSP o wartości $0,4 \text{ MPa}$). Dodatkowe doprowadzenie PCS z użyciem dyszy typu MQL pozwoliło na zmniejszenie wartości temperatury o nawet 19%, w porównaniu do chłodzenia strefy szlifowania wyłącznie z użyciem dyszy typu CAG. Pomimo tego, że w badaniach nie zaobserwowano znaczących różnic wartości współczynnika tarcia dla różnych warunków dostarczania PCS do strefy szlifowania metodą CAMQL, odnotowano niewielkie zmniejszenie wartości wskaźnika szlifowania G , przy mniejszej wartości ciśnienia SSP doprowadzanego do strefy szlifowania. Większa wartość ciśnienia SSP prowadzi do zmniejszenia skuteczności smarowania strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO, z powodu doprowadzania do strefy szlifowania kropli oleju o mniejszej średnicy oraz z powodu skuteczniejszego generowania aerozolu olejowego w otaczającym powietrzu [TAW10].

Ze względu na działanie PCS w strefie szlifowania, warstwy pośrednie, które tworzą się na styku pomiędzy powierzchnią obrabianą i startymi wierzchołkami aktywnych ziaren skrawających, wpływają na zmniejszenie wartości tarcia i rozdzielanie warstw międzyfazowych, co wpływa na skuteczność usuwania wiórów ze strefy szlifowania [ROW93].

Badania zawarte w pracy [SAB16] wykazały, że najkorzystniejszymi parametrami procesu (ze względu na największą wartość współczynnika przenikalności cieplnej λ) było doprowadzenie schłodzonego do temperatury 14°C strumienia SSP do strefy szlifowania pod ciśnieniem $0,4 \text{ MPa}$. Taki dobór parametrów pozwolił na zapewnienie skutecznego

chłodzenia strefy szlifowania, co przyczyniło się do uzyskania mniejszej wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej w porównaniu do tej, uzyskanej w procesie szlifowania na sucho oraz zbliżonej do powierzchni obrobionej uzyskanej w procesie szlifowania z użyciem metody zalewowej (rys. 46).



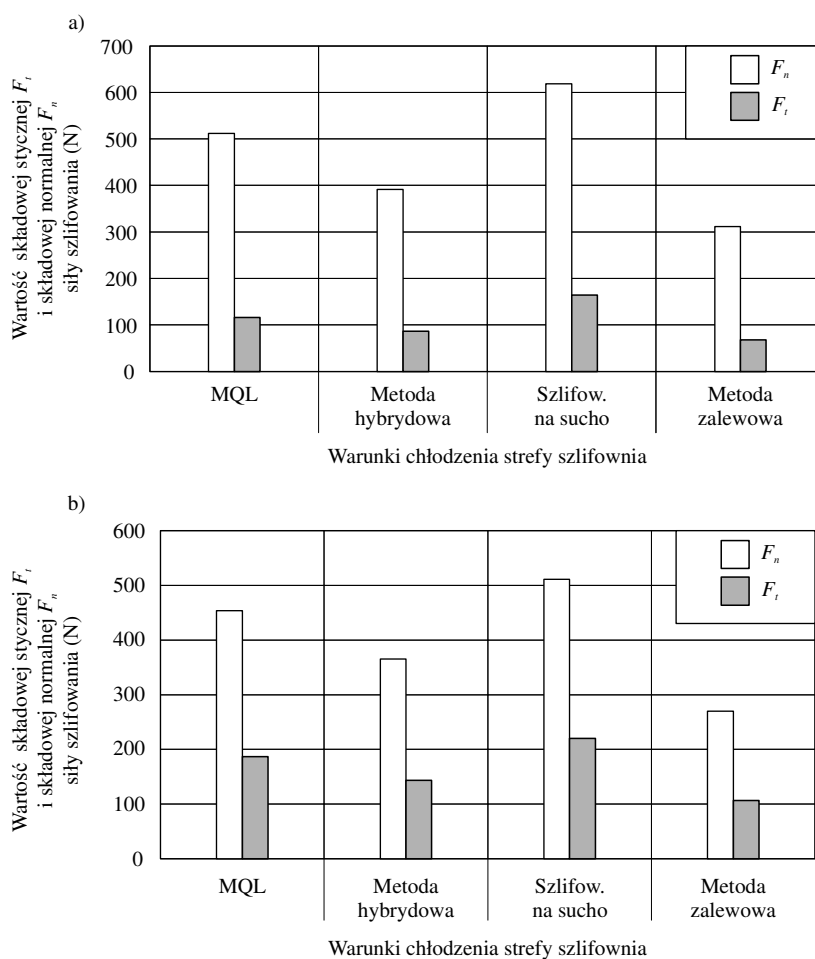
Rys. 46. Wykres wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej w zależności od użytej metody chłodzenia strefy szlifowania [SAB16]

W każdym innym przypadku doboru parametrów PCS w przeprowadzonym procesie szlifowania z zastosowaniem metody CAMQL, odnotowano zwiększenie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej, w odniesieniu do wyników otrzymanych po przeprowadzeniu procesu szlifowania na sucho oraz z użyciem metody chłodzenia zalewowej. Mogło to być związane z mechanizmem formowania wiórów podczas szlifowania ciągłych stali w stanie miękkim, a także z niewystarczająco długim czasem oddziaływania strumienia powietrza na strefę szlifowania oraz małą wartością współczynnika przenikalności cieplnej λ powietrza [SAB16].

2.3.6. Hybrydowa metoda smarowania z minimalnym wydatkiem oleju wraz z jednoczesnym podawaniem schłodzonego sprężonego powietrza w procesie szlifowania powierzchni płaskich (MQL+CAG)

Innym sposobem zwiększenia skuteczności chłodzenia strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO przy zastosowaniu metody MQL, jest jednoczesne dostarczenie do strefy szlifowania schłodzonego sprężonego powietrza za pomocą odrębnej dyszy CAG [ŚWI14] oznaczone w niniejszej pracy skrótowo jako MQL+CAG. W pracy [ŚWI14] przeprowadzono badania wpływu stosowania metody MQL wraz z jednoczesnym podawaniem sprężonego schłodzonego powietrza, na proces szlifowania powierzchni płaskich. Badania przeprowadzono przy stałej wartości ciśnienia i temperatury schłodzonego sprężonego

powietrza. Wartość ciśnienia podawanego SSP wynosiła $p_{SSP} = 0,6$ MPa, co pozwoliło osiągnąć najmniejszą wartość temperatury mierzonej na wylocie dyszy SSP ($T_{SSP} = -20^{\circ}\text{C}$), a odległość wylotu dyszy SSP od strefy styku CPS z powierzchnią PO wynosiła 15 mm. Badania opisane w pracy [ŚWI14] wykazały obniżenie wartości siły szlifowania stali 100Cr6 (przy głębokości szlifowania $a_e = 0,05$ mm) o blisko 25% w odniesieniu do procesu szlifowania z użyciem samej metody MQL i o około 40% w porównaniu do szlifowania na sucho (rys. 47a). Stosując metodę MQL+CAG w tych samych warunkach procesu szlifowania stali HS 18-0-1, odnotowano zmniejszenie wartości siły szlifowania średnio o około 30% w porównaniu do procesu szlifowania na sucho i o blisko 20% w odniesieniu do procesu szlifowania z użyciem metody MQL (rys. 47b) [ŚWI14].



Rys. 47. Wartości średnie składowej stycznej F_t i składowej normalnej F_n siły szlifowania stali 100Cr6 (a), HS 18-0-1 (b), dla głębokości szlifowania $a_p = 0,05$ mm, przy zastosowaniu różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [ŚWI14]

Ponadto odnotowano, że przeprowadzenie procesu szlifowania z użyciem metody MQL+CAG pozwala otrzymać w warstwie wierzchniej powierzchni obrobionej, naprężenia ściskające o korzystnej wartości, które mogą mieć pozytywny wpływ na odporność

powierzchni PO na zużycie. W pracy [ŚWI14] wykazano również, że metoda MQL+CAG pozwala na uzyskanie zbliżonej wartości parametrów Ra oraz Rz chropowatości powierzchni obrobionej do wartości uzyskanych po procesie szlifowania z chłodzeniem zalewowym.

Przeprowadzone pomiary mikrotopografii powierzchni obrobionej PO wskazują na to, że parametry mikrotopografii powierzchni uzyskanej po szlifowaniu metodą MQL+CAG są bardzo zbliżone do tych, uzyskanych po szlifowaniu z użyciem metody zalewowej. Wskazuje to na małą chropowatość i dużą nośność powierzchni obrobionej po szlifowaniu z użyciem obydwóch metod, co może wpływać na wolniejsze zużycie ściernie uzyskanych powierzchni [ŚWI14].

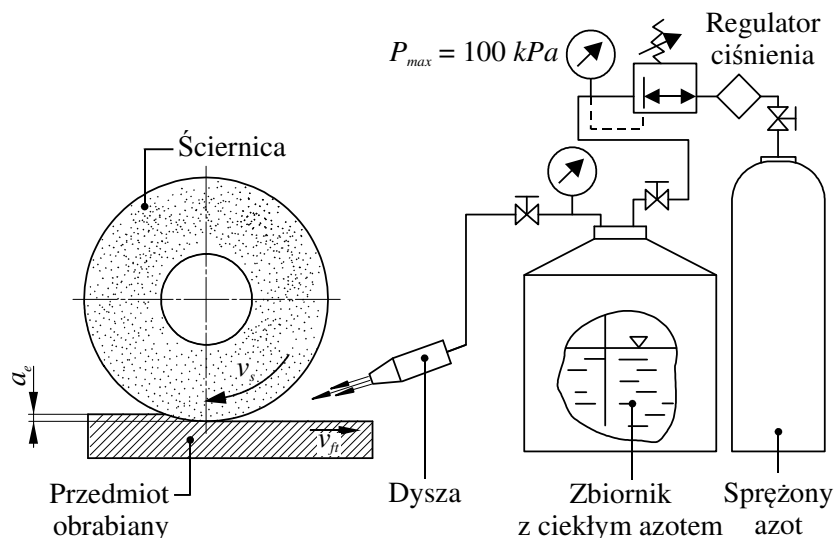
2.3.7. Metoda chłodzenia kriogenicznego

Kriogenika to dziedzina, która obejmuje właściwości i zastosowanie materiałów w środowisku ekstremalnie niskich temperatur. Przyjmuje się, że gaz jest kriogeniczny, jeśli może być przekształcony w płyn pod wpływem odbierania od niego ciepła i przez obniżanie jego temperatury do bardzo niskich wartości. Granica kriogeniczności nie została ściśle określona, jednak jako graniczną przyjmuje się wartość temperatury poniżej około -150°C [BIL99]. Metoda chłodzenia kriogenicznego należy do alternatywnych metod chłodzenia strefy szlifowania, której stosowanie pozwala na zmniejszenie wydatku PCS biorącego udział w procesie szlifowania [MAR07]. Podstawowym medium chłodzącym w tej metodzie jest ciekły azot LN_2 (ang. *Liquid Nitrogen*) – bezpieczny i przyjazny dla środowiska gaz, który w blisko 78% objętości wchodzi w skład powietrza atmosferycznego [VEN11]. LN_2 otrzymuje się poprzez skraplanie oraz frakcjonujące parowanie powietrza atmosferycznego [CHO07, ŚWI14]. Temperatura topnienia czystego azotu wynosi -210°C (taką wartość ciekły azot utrzymuje podczas powolnego wrzenia), natomiast temperatura wrzenia wynosi około -198°C [MAN14].

Stosowanie LN_2 jako medium chłodzącego w metodzie chłodzenia kriogenicznego charakteryzuje się dużą dostępnością czynnika, łatwą obsługą oraz stosunkowo małą ilością niezbędnego osprzętu wymaganego do uzyskania PCS, a dzięki obojętności azotu dla środowiska oraz zdrowia człowieka, nie ma konieczności stosowania dodatkowych środków bezpieczeństwa [MAN14, WIL04]. Na rysunku 48 przedstawiono schemat przykładowego układu do pozyskiwania i doprowadzania LN_2 do strefy szlifowania.

Autorzy pracy [CHA85] w badaniach rozpoznawczych dotyczących metody chłodzenia kriogenicznego z użyciem LN_2 w procesie szlifowania wykazali jego korzystny wpływ na

zmniejszenie wartości składowych siły szlifowania oraz poprawę jakości powierzchni obrobionej (ograniczenie defektów powierzchni w postaci mikropęknięć).



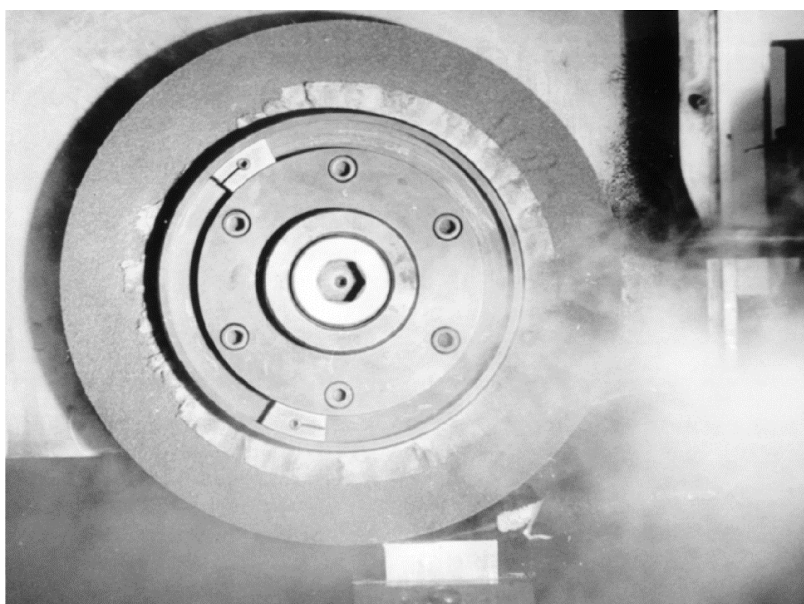
Rys. 48. Schemat przedstawiający źródło oraz sposób doprowadzenia LN_2 do strefy szlifowania [NGU06]

Wyniki badań zawarte w pracy [PAU93] wskazują, że zastosowanie chłodzenia kriogenicznego z użyciem LN_2 do procesów szlifowania stali znacząco wpływa na zmniejszenie temperatury w strefie szlifowania i potwierdziły wcześniejsze badania zawarte w pracy [CHA85]. Drastyczne zmniejszenie wartości temperatury w strefie szlifowania i utrzymanie jej na odpowiednio niskim poziomie ma istotny wpływ na zmniejszenie wartości szczytowych naprężeń rozciągających i ogólną poprawę parametrów w procesie szlifowania stali z użyciem chłodzenia kriogenicznego. Zjawisko utleniania i powstawania przypaleń powierzchni PO w procesie szlifowania z zastosowaniem metody chłodzenia kriogenicznego zostało całkowicie wyeliminowane, podobnie jak powstawanie pęknięć na powierzchni PO, deformacji plastycznych oraz wrywanie ziaren ściernych [PAU93, PAU95].

Ponadto, autorzy pracy [PAU93] zaznaczają, że w procesie szlifowania z użyciem LN_2 , usuwany materiał ma postać krótkich, pokruszonych wiórów o strukturze płytkowej, co wiąże się z mniejszym zapotrzebowaniem na energię właściwą a korzyści wynikające ze stosowania chłodzenia kriogenicznego są większe dla większych wartości dosuwu wglębnego i dla materiałów obrabianych charakteryzujących się większą ciągliwością [PAU93, PAU95].

Stosowanie metody kriogenicznej może jednak wpływać na zwiększenie wartości parametru Ra określającego chropowatość powierzchni przedmiotu obrobionego, w odniesieniu do szlifowania z użyciem chłodzenia zalewowego, a w niektórych przypadkach również w odniesieniu do szlifowania na sucho [PAU93].

Autorzy pracy [NGU06] wykazują, że gdy do strefy szlifowania doprowadza się LN_2 , jego duża szybkość parowania zwiększa się jeszcze bardziej, z powodu turbulentnego przepływu powietrza wytwarzanego przez obrót ściernicy. W rezultacie doprowadzenie PCS do strefy szlifowania jest znacznie ograniczone a do strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO dostaje się tylko niewielka ilość PCS. Autorzy badań opisanych w pracy [NGU06] wykazują, że odprowadzanie ciepła z powodu wrzenia LN_2 jest skuteczne tylko w pobliżu strefy szlifowania. Z tego powodu w strefie szlifowania ma miejsce zwiększenie wartości temperatury, czego konsekwencją jest intensywne parowanie LN_2 (rys. 49) [NGU06].



Rys. 49. Widok ogólny strefy szlifowania przy zastosowaniu metody chłodzenia kriogenicznego z użyciem LN_2 (widoczne rozległe parowanie LN_2) [NGU06]

Ponadto LN_2 jest stosunkowo kosztownym PCS, z tego powodu metoda chłodzenia kriogenicznego powinna być stosowana w procesach szlifowania elementów maszyn o zwiększonych wymaganiach dokładnościowych lub jakościowych, które są poddawane dużym obciążeniam i których defekt wiązałby się z dużymi stratami. Stosowanie chłodzenia kriogenicznego w takich szczególnych przypadkach pozwala na ekonomiczne uzasadnienie używania tej metody. Ponadto strumień LN_2 powinien być odpowiednio kontrolowany i podawany tylko w chwili kontaktu CPS z powierzchnią PO, co pozwoliłoby na minimalizację wydatku relatywnie drogiego PCS [PAU93, WIL04].

W pracy [HOF98] autorzy wykazują, że chłodzenie strefy szlifowania z zastosowaniem metody kriogenicznej w połączeniu z jednoczesnym doprowadzeniem do strefy szlifowania oleju estrowego za pośrednictwem metody MQL, może mieć znaczny wpływ na wydłużenie okresu trwałości ściernicy [MAR07, ROW09].

Autorzy pracy [PRU16] w przeprowadzonych badaniach potwierdzają pozytywny wpływ stosowania metody chłodzenia kriogenicznego z użyciem LN_2 na wydłużenie okresu trwałości ściernicy przy jednoczesnym zwiększeniu wartości wskaźnika szlifowania G , poprawie wskaźnika szlifowania (w porównaniu do wyników uzyskanych w warunkach chłodzenia strefy szlifowania przy użyciu emulsji podawanej metodą zalewową), dzięki doskonałym właściwościom chłodzącym metody. Zwiększenie wartości wskaźnika szlifowania G spowodowane jest zdaniem autorów zwiększeniem wytrzymałości spoiwa ściernicy w takich warunkach. Ponadto, w badaniach doświadczalnych wykazano, że stosowanie LN_2 jako PCS może mieć wpływ na zwiększenie wartości parametrów (R_a , R_z , R_{max}) chropowatości powierzchni PO oraz na zmniejszenie wydajności procesu szlifowania z użyciem ściernic z ziarnami ściernymi Al_2O_3 i ze spoiwem ceramicznym. Wykazano również, że stosowanie metody chłodzenia kriogenicznego wpływa na zwiększenie mocy pobieranej przez wrzeciono szlifierki, w odniesieniu do procesu szlifowania z zastosowaniem chłodzenia zalewowego i użyciem oleju jako PCS [PRU16].

Z przeanalizowanej literatury wynika, że metoda chłodzenia kriogenicznego pozwala zmniejszyć wydatek bezpiecznego dla środowiska PCS, charakteryzującego się dużą dostępnością [MAN14, WIL04]. Stosowanie tej metody może wpływać przede wszystkim na ograniczenie, a nawet eliminację powstawania defektów powierzchni obrobionej a także na zmniejszenie wartości siły szlifowania oraz szczytkowych naprężeń rozciągających na powierzchni obrobionej [CHA85, PAU93, PAU95]. Stosowane metody chłodzenia kriogenicznego może także wpływać na wydłużenie okresu trwałości ściernicy [MAR07, ROW09]. Wykazano również, że szlifowanie z użyciem metody chłodzenia kriogenicznego może wpływać na zwiększenie parametrów R_a , R_z oraz R_{max} chropowatości powierzchni obrobionej, oraz na zwiększenie poboru mocy przez szlifierkę. Chłodzenie kriogeniczne jest stosunkowo kosztowną metodą chłodzenia w procesie szlifowania i nie jest równie skuteczna dla wszystkich typów ściernic [PRU16].

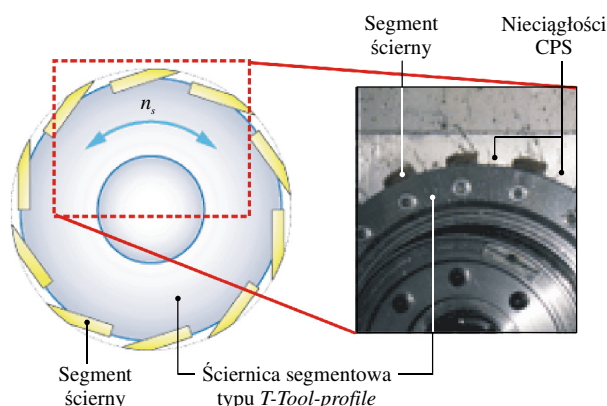
2.4. Szlifowanie na sucho

Procesy szlifowania na sucho są jednymi z najkorzystniejszych pod względem ekologicznym. Technika ta jest jednak bardzo trudna w realizacji, ze względu na charakter operacji szlifowania, która charakteryzuje się dużym strumieniem energii cieplnej przekazywanej do obrabianej powierzchni. Typową metodą redukcji i eliminacji użycia PCS jest ograniczenie powstawania ciepła podczas przeprowadzania procesu obróbki. Wszelkie zmiany parametrów szlifowania takich, jak głębokość szlifowania, prędkość posuwu, czy

prędkość obrotowa szlifowania, jak również zmiany parametrów ściernicy takich, jak wielkość i rodzaj ziaren ściernych, rodzaj spoiwa, twardość i porowatość mogą mieć duży wpływ na powstawanie ciepła [TAW06].

W procesie szlifowania bez użycia PCS można rozróżnić trzy podstawowe grupy stosowanych metod szlifowania na sucho. Pierwsza grupa to metody skupiające się na generowanym cieple oraz na formowaniu wiórów, starając się zoptymalizować proces w celu wyeliminowania źródeł powstawania defektów cieplnych (opisywana poniżej metoda szlifowania z użyciem ściernic T-Tool oraz T-Tool profile). Druga grupa to metody, w których ciepło przenoszone jest do ściernicy lub wiórów zamiast do PO, dzięki czemu unika się negatywnego wpływu temperatury na jakość powierzchni obrabianej (opisana w dalszej części pracy metoda szlifowania z użyciem ściernic o nieciągłej czynnej powierzchni). Trzecia grupa to metody, które dążą do transferu ciepła generowanego pomiędzy CPS i PO za pomocą innego medium niż PCS [TAW06].

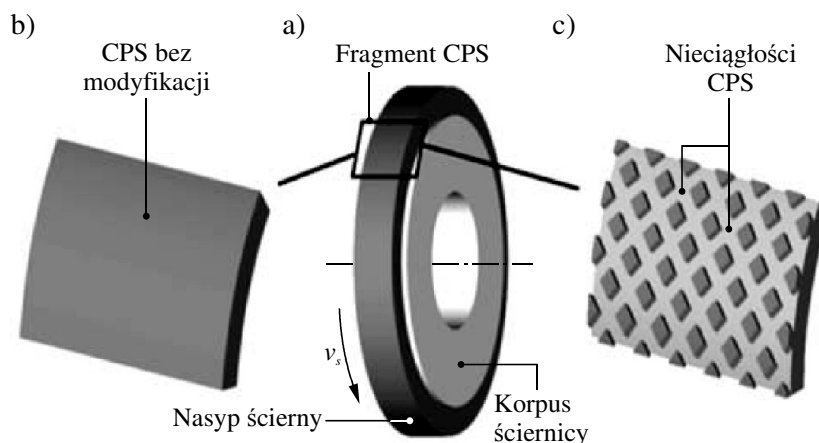
W procesie konwencjonalnego szlifowania biorą udział miliony ziaren ściernych poprzez ich kontakt z powierzchnią obrabianą w każdej sekundzie, jednak tylko część z tych ziaren odgrywa realną rolę w procesie usuwania materiału, natomiast pozostałe generują tylko ciepło tracąc i powodując odkształcenia sprężyste i plastyczne [TAW00]. W procesie szlifowania na sucho formowanie wióra powinno być optymalizowane tak, aby tarcie i generowane ciepło były możliwie jak najmniejsze. Kontakt pomiędzy ziarnami, które nie biorą rzeczywistego udziału w procesie szlifowania, a powierzchnią obrabianą powinien być ograniczony do minimum. Autorzy prac [TAW00, TAW04] opracowali specjalną ściernicę, którą nazwali jako T-Tool oraz T-Tool profile (rys. 50) [TAW00, TAW04].



Rys. 50. Widok ściernicy segmentowej typu T-Tool-profil [TAW02]

Bazując na idei ograniczenia liczby krawędzi skrawających przystosowano ściernicę poprzez nadanie specyficznej struktury jej czynnej powierzchni, co pozwoliło zwiększyć szansę udziału każdej powierzchni skrawającej we właściwym procesie szlifowania. Nadanie

nowej struktury CPS wpływa na zmianę grubości wiórów do optymalnej wartości, która zależy od właściwości materiału, wielkości ziaren ściernych oraz parametrów szlifowania. Optymalizacja grubości wióra odgrywa kluczową rolę w różnych metodach szlifowania, a zwłaszcza w technice szlifowania na sucho. W pracy [TAW06] opisano ściernicę charakteryzującą się specjalnie przystosowaną strukturą czynnej powierzchni (rys. 51). Nieciągła powierzchnia charakteryzuje się bardzo krótką drogą kontaktu pomiędzy CPS a PO, jednak zastosowanie takiej metody jest skuteczne.

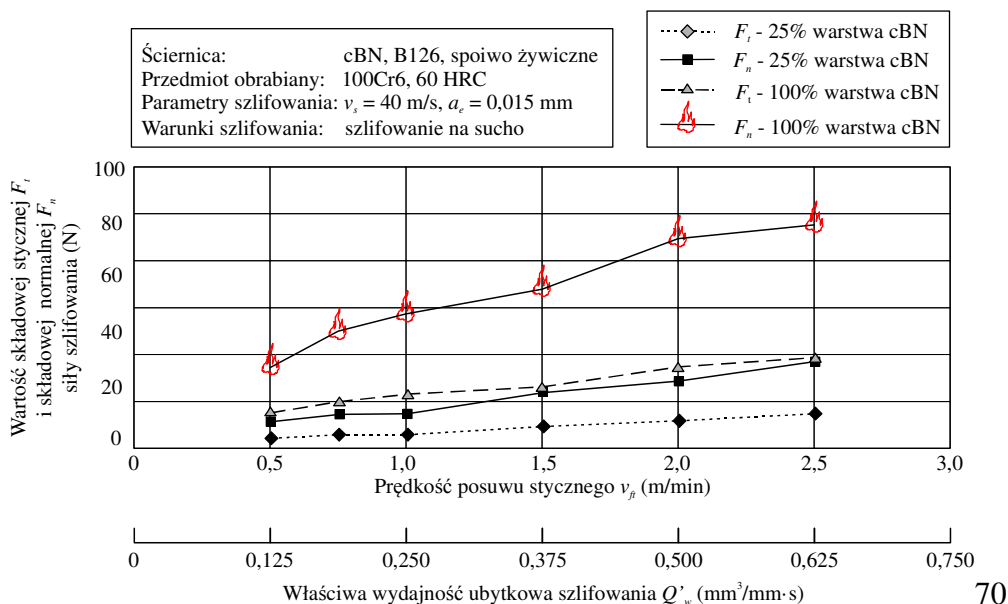


Rys. 51. Widok porównawczy struktur CPS: a) widok ogólny ściernicy, b) widok struktury standardowej CPS, c) widok przygotowanej do badań powierzchni ściernicy o nieciągłej czynnej powierzchni [TAW06]

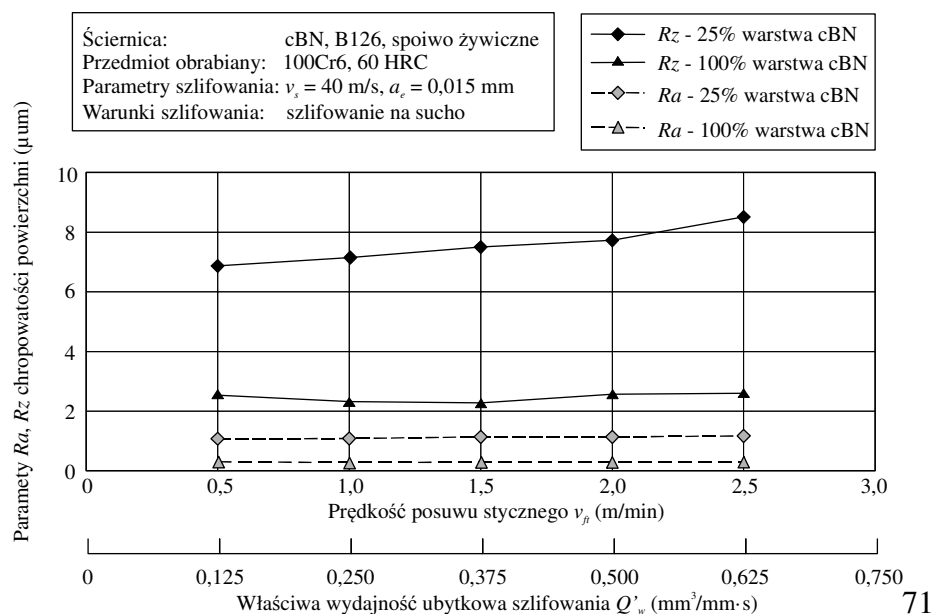
Podczas procesu szlifowania z użyciem ściernicy o nieciągłej czynnej powierzchni, energia cieplna ma odpowiednio dużo czasu na rozprzestrzenienie się a następnie na rozproszenie, co pozwala na obniżenie wartości temperatury na powierzchni PO. Ponadto powstała na powierzchni CPS przestrzeń zostaje wypełniana przez wióry, co przyczynia się do zmniejszenia tarcia pomiędzy wiórem a powierzchnią obrabianą, w porównaniu do procesu przeprowadzanego ściernicą konwencjonalną. Wióry rozgrzane do wysokiej temperatury, które przenoszą część ciepła ze strefy kontaktu CPS z PO, mają mniejszą szansę na transfer tego ciepła ponownie do powierzchni PO. Temperatura procesu szlifowania jest obniżona, ponieważ wartość całej energii cieplnej przekazanej do PO jest znacznie mniejsza. Na rysunku 52 przedstawiono zależność składowych siły szlifowania od właściwej wydajności ubytkowej szlifowania Q'_w dla stałej głębokości szlifowania $a_e = 0,015$ mm i prędkości obwodowej ściernicy $v_s = 40$ m/s.

Wartości siły towarzyszącej szlifowaniu z użyciem ściernicy o zmodyfikowanej powierzchni czynnej są znacznie niższe niż w przypadku ściernic standardowych. Na wykresie (rys. 52) zaznaczone zostały punkty, w których pojawiły się przypalenia szlifierskie na powierzchni przedmiotu obrabianego (dla wartości posuwu 1 m/min i więcej), podczas

stosowania ściernic standardowych. Po zastosowaniu ściernicy ze zmodyfikowaną makrogeometrią czynnej powierzchni, przypalenia nie występowały [TAW06]. Na rysunku 53 przedstawiono wykres zależności parametrów chropowatości Ra oraz Rz uzyskany po szlifowaniu powierzchni w funkcji właściwej wydajności ubytkowej szlifowania Q'_w w przypadku zastosowania ściernicy standardowej oraz zmodyfikowanej.



Rys. 52. Zmiany wartości składowych siły szlifowania w zależności od wydajności szlifowania dla standardowej i zmodyfikowanej ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [TAW06]



Rys. 53. Zmiany wartości parametrów Ra i Rz chropowatości uzyskanej powierzchni w zależności od wydajności szlifowania dla standardowej i zmodyfikowanej ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [TAW06]

Chropowatość powierzchni obrobionej w przypadku ściernicy standardowej była wyraźnie mniejsza i może być to w niektórych przypadkach wadą opisywanej metody, jednak

w wielu zastosowaniach przemysłowych uzyskana za jej pośrednictwem wartość parametrów chropowatości jest do przyjęcia. Większa chropowatość spowodowana jest mniejszą liczbą aktywnych wierzchołków skrawających, co z jednej strony wpływa pozytywnie na ograniczenie tarcia w procesie szlifowania a z drugiej strony wpływa na zwiększenie przekrojów poprzecznych warstw skrawanych przypadających na pojedynczy wierzchołek aktywny i skutkuje generowaniem powierzchni o większej chropowatości. Chropowatość można zmniejszyć przeprowadzając proces szlifowania przy ustawieniu zerowej głębokości szlifowania, czyli tzw. wyiskrzania powierzchni (ang. *sparking-out*), jednak wiąże się to z dodatkową stratą czasu i zmniejszeniem wydajności ubytkowej szlifowania [TAW06].

Autorzy pracy [MAH14] przeprowadzili badania siły szlifowania i temperatury PO w procesie szlifowania oscylacyjnego stali 4140 na sucho oraz z użyciem PCS, przy częstotliwości drgań przedmiotu obrabianego poniżej częstotliwości ultradźwiękowej. Kierunek drgań PO był zgodny z kierunkiem działania składowej normalnej siły szlifowania a maksymalna amplituda drgań wynosiła 45 μm . Badania wykazały, że wprowadzenie drgań PO pozwoliło zmniejszyć wartość siły szlifowania w procesie szlifowania na sucho nawet o 30%. Wyniki badań sugerują, że wspomaganie procesu szlifowania na sucho drganiami PO wpływa na ograniczenie strumienia ciepła przekazywanego do PO nawet o 42%, jednak nie jest tak skuteczne, jak dostarczenie PCS do strefy kontaktu ziaren ściernych z powierzchnią obrabianą [MAH14].

W pracy [STA13] autorzy opisali badania procesu szlifowania wgłębnego krzywek ze stali 100Cr6 w stanie utwardzonym przy użyciu ściernicy wielkoporowej typu Elbor LKV z ziarnami cBN o dużej wielkości 160/125 i spoiwem ceramicznym. Wykazano, że proces szlifowania może być przeprowadzany zarówno z niewielką ilością PCS jak i na sucho, bez występowania defektów szlifierskich, w zakresie współczynnika q (relacji prędkości obrotowej ściernicy do prędkości obrotowej PO) pomiędzy 60 a 180 i posuwie wgłębnym pomiędzy 2 a 20 $\mu\text{m}/\text{obr. PO}$ oraz właściwej objętościowej wydajności szlifowania do 14,13 $\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$. Badania sugerują również, że nagrzewanie się PO w większym stopniu zależy od mocy szlifowania a w mniejszym od długości trwania procesu. Z kolei na zmniejszenie mocy szlifowania większy wpływ miało zmniejszanie prędkości obrotowej PO niż zmniejszenie wartości dosuwu wgłębnego. Wpływ wartości dosuwu i prędkości obrotowej PO na wartość temperatury PO był analogiczny, do wpływu tychże parametrów na wartość mocy szlifowania. Zbadana w pracy [STA13] metoda z przejściem wyiskrzającym (które symuluje kształtowanie obwiedniowe obrabianej krzywki) zapewnia ograniczenie czasu procesu półtora raza w odniesieniu do procesów szlifowania konwencjonalnego, włączając

w to proces z chłodzeniem zalewowym. Ponadto badania wykazały brak zmian strukturalnych i przemian fazowych oraz defektów szlifierskich w strukturze warstwy wierzchniej PO, które mogłyby zajść podczas szlifowania a dokładność kształtu oraz wartość parametru Ra chropowatości były zadowalające [STA13].

2.5. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonej analizy materiałów źródłowych sformułowano szereg wniosków szczegółowych zamieszczonych poniżej.

1. Proces szlifowania wiąże się ze znacznym zwiększeniem temperatury w strefie szlifowania, dlatego w większości przypadków stosuje się PCS, w celu zapewnienia stabilnych warunków procesu i powtarzalności jego wyników.
2. Duża liczba zróżnicowanych cech charakteryzujących PCS spowodowała, że dostępnych jest wiele ich odmian i bardzo istotny jest dobór odpowiedniego PCS do konkretnego procesu szlifowania w zależności od tego, czy główną rolą PCS ma być chłodzenie strefy szlifowania, smarowanie strefy kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią PO, czy czyszczenie ściernicy i zabezpieczenie antykorozyjne obrabiarki i materiału obrabianego. Ponadto brany jest pod uwagę aspekt ekonomiczny.
3. W celu poprawy właściwości PCS stosuje się różnego rodzaju dodatki, które mogą wpływać na zmianę fizycznych i chemicznych właściwości PCS a także na zmianę warunków tarcia występującego pomiędzy CPS a powierzchnią PO.
4. Istnieje wiele różnych typów dysz dostarczających PCS do strefy szlifowania. Ich zasadniczym celem jest jak najbardziej skuteczne doprowadzenie PCS do strefy kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią PO.
5. Istnienie wiele metod doprowadzenia PCS do strefy szlifowania, jednak postęp i rozwój techniki, a także coraz większa dbałość o środowisko i tendencja do ograniczenia kosztów produkcyjnych powodują, że dąży się do jak najbardziej precyzyjnego dostarczenia jak najmniejszej ilości PCS bezpośrednio do strefy szlifowania.
6. W metodach doprowadzania PCS do strefy kontaktu CPS z powierzchnią PO pod zwiększonym ciśnieniem, bardzo istotnymi parametrami są: wartość ciśnienia, prędkość wypływu PCS z dyszy, kąt nachylenia dyszy względem strefy kontaktu ziaren skrawających z powierzchnią PO oraz odległość dyszy od PO a także pole przekroju powierzchni dyszy doprowadzającej PCS. Jednoczesne zwiększenie

- szybkości wypływu PCS oraz jego ilości może prowadzić do zwiększenia wartości siły hydrodynamicznej F' , występującej pomiędzy powierzchnią PO a CPS, co może wpłynąć na zmniejszenie wydajności szlifowania.
7. Niektóre metody doprowadzania PCS do strefy szlifowania odznaczają się dużą skutecznością precyzji dostarczenia PCS do strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią PO a także małym wydatkiem PCS biorącego udział w procesie szlifowania, jednak charakteryzują się ograniczoną możliwością ich stosowania (np. metody odśrodkowego doprowadzania PCS lub dysze trzewikowe).
 8. Modyfikacje budowy i dostosowywanie ściernic do podawania przez nie PCS metodą odśrodkową może wpływać na: ograniczenie wydatku PCS biorącego udział w procesie, zmniejszenie wartości siły szlifowania F i poboru mocy szlifowania P , a także na zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej, ograniczenie zalepień CPS i ogólną poprawę efektywności szlifowania w odniesieniu do metody zalewowej, głównie w przypadku szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych.
 9. Stosowanie metody MQL w procesach szlifowania charakteryzuje się bardzo skutecznym smarowaniem strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią PO, czego efektem jest szereg zaobserwowanych korzyści odnotowanych w badaniach takich jak: ograniczenie siły F i mocy P szlifowania, zmniejszenie wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej powierzchni obrobionej oraz zmniejszenie wartości chropowatości powierzchni obrobionej i wydłużenie okresu trwałości ściernicy, jednak w metodzie MQL funkcja chłodzenia jest o wiele mniej skuteczna niż przy zastosowaniu chłodzenia zalewowego.
 10. Z przeanalizowanych źródeł literaturowych wynika, że stosowanie metody MQL jest bardziej korzystne w przypadku procesów szlifowania stali twardych, ponieważ stale miękkie po procesie szlifowania z użyciem metody MQL odznaczały się zwiększoną wartością chropowatości powierzchni obrobionej i większym stopniem odkształceń plastycznych.
 11. Ogólne warunki temperaturowe oraz chropowatość powierzchni obrobionej w procesie szlifowania z użyciem metody MQL są bardziej korzystne niż w przypadku szlifowania na sucho, jednak nie są tak dogodne, jak w przypadku używania metody chłodzenia zalewowego, ze względu na wielokrotnie mniejszy

- wydatek PCS w metodzie MQL, co wpływa również na ograniczone możliwości usuwania wiórów ze strefy szlifowania.
12. Z przytoczonych wyników badań wynika, że stosowanie ściernic wykonanych z ziaren ściernych Al_2O_3 podczas procesu szlifowania z użyciem metody MQL jest bardziej korzystne niż stosowanie ściernic wykonanych z ziaren cBN i może wpływać na zmniejszenie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej, natomiast w procesie szlifowania z użyciem metody chłodzenia zalewowego zależność jest odwrotna.
 13. W celu poprawy właściwości smarnych i chłodzących PCS stosowanych w metodzie MQL możliwe jest stosowanie dodatków w postaci nanocząsteczek, które odznaczają się zaawansowanymi właściwościami trybologicznymi i dużą przewodnością ciepła.
 14. Metoda chłodzenia strefy szlifowania za pomocą strumienia schłodzonego sprężonego powietrza z użyciem dysz CAG stanowi wciąż rozwijającą się dziedzinę badań i zastosowań technicznych. Stosowanie dysz CAG może znaleźć zastosowanie w procesach, w których nie można stosować PCS oraz wówczas, gdy konieczne jest zwiększenie skuteczności chłodzenia strefy szlifowania w celu eliminacji powstawania defektów szlifierskich oraz zmian w strukturze warstwy wierzchniej PO po szlifowaniu.
 15. Stosowanie dysz CAG w celu chłodzenia strefy szlifowania pozwala zmniejszyć wartość siły szlifowania F (w warunkach szlifowania do głębokości $d = 15 \mu m$) oraz ograniczyć wartość parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej w procesie szlifowania stali S45C, a także zmniejszyć wartość naprężeń rozciągających wewnątrz warstwy wierzchniej PO, na skutek zwiększenia prędkości wypływu SSP z dyszy.
 16. Większa wartość ciśnienia schłodzonego sprężonego powietrza doprowadzanego do strefy szlifowania w towarzystwie aerozolu olejowego może prowadzić do zmniejszenia skuteczności smarowania strefy kontaktu aktywnych wierzchołków skrawających z powierzchnią PO, z powodu doprowadzenia kropli oleju o mniejszej średnicy.
 17. Przeanalizowane wyniki badań wskazują na duży potencjał stosowania metody chłodzenia strefy szlifowania z użyciem dysz CAG w połączeniu z metodami smarowania z minimalnym wydatkiem PCS (głównie z metodą MQL), co może

w znacznym stopniu wpłynąć na zmniejszenie ograniczeń w stosowaniu metody MQL w procesie szlifowania.

18. Stosowanie metody CAMQL, przy odpowiednim doborze parametrów, pozwala na uzyskanie zbliżonych wartości parametrów Ra i Rz chropowatości powierzchni obrobionej w porównaniu do wyników uzyskanych w procesie szlifowania z użyciem metody chłodzenia zalewowego, przy wielokrotnie mniejszym wydatku PCS.
19. Stosowanie metody chłodzenia kriogenicznego w procesach szlifowania może mieć wpływ na zmniejszenie wartości siły szlifowania F i ograniczenie występowania defektów powierzchni obrobionej w postaci mikropęknięć oraz zmniejszenie naprężeń własnych występujących w warstwie wierzchniej, jednak dane zawarte w literaturze nie są zgodne, co do wpływu stosowania metody chłodzenia kriogenicznego na temperaturę w strefie szlifowania. Ponadto, pomimo dużej dostępności LN_2 metoda ta jest relatywnie kosztowna i jej użycie wymaga uzasadnienia ekonomicznego.
20. Proces szlifowania na sucho należy do najkorzystniejszych pod względem ekologicznym z uwagi na brak PCS biorącego w nim udział, jednak wymaga on ścisłej kontroli ciepła generowanego w wyniku kontaktu CPS z powierzchnią PO poprzez ograniczenie tarcia i dystrybucję ciepła do wiórów i ściernicy.

3. HIPOTEZA, CELE, PROBLEMY BADAWCZE I ZAKRES PRACY

Wnioski z analizy materiałów źródłowych zawarte w podrozdziale 2.5 pozwoliły na sprecyzowanie hipotezy, celów, problemów naukowych i zakresu niniejszej rozprawy doktorskiej.

3.1. Hipoteza pracy

Należy oczekiwać, że zastosowanie metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, umożliwiającej uzupełnienie metody smarowania z minimalnym wydatkiem o funkcję chłodzenia, wpłynie korzystnie na przebieg i wyniki procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, w odniesieniu do metody odśrodkowego smarowania MQL, metody chłodzenia SSP, metody zalewowej oraz szlifowania na sucho.

3.2. Cele pracy

3.2.1. Cel poznawczy

Głównym celem poznawczym pracy jest analiza zjawisk elementarnych zachodzących w strefie szlifowania w trakcie realizacji procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych z zastosowaniem innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania łączącej odśrodkowe podawanie aerozolu olejowego metodą MQL oraz podawanie sprężonego schłodzonego powietrza dyszami CAG.

3.2.2. Cel metodyczny

Celem metodycznym niniejszej pracy jest opracowanie założeń teoretycznych i ich praktyczna weryfikacja w odniesieniu do innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem (bazującej na znanej metodzie MQL, jednak eliminującej jej wady dotyczące braku skutecznego chłodzenia strefy szlifowania) oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, zapewniającej uzyskanie oczekiwanej jakości powierzchni obrobionej przy jednoczesnym, znacznym ograniczeniu wydatku płynu chłodząco-smarującego.

3.2.3. Cel użytkowy

Cel użytkowy rozprawy dotyczy opracowania wytycznych do zastosowania w praktyce przemysłowej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z minimalnym wydatkiem

pływu chłodząco-smarującego, w procesach szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych.

3.3. Problemy badawcze

Problemy badawcze sformułowane zostały w formie pytań badawczych z podziałem na problem główny oraz problemy szczegółowe.

3.3.1. Główny problem badawczy

W jakim stopniu zastosowanie metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania, integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, wpłynie na przebieg i wyniki procesu szlifowania otworów w odniesieniu do metody zalewowej, metody MQL, szlifowania na sucho oraz stosowania wyłącznie dysz CAG?

3.3.2. Szczegółowe problemy badawcze

1. Jaką charakterystyką pracy odznaczają się dysze CAG generujące strumień schłodzonego sprężonego powietrza?
2. Jaki jest rozkład wektorów prędkości przepływu powietrza i aerozolu olejowego w strefie obróbki procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych w zależności od prędkości szlifowania, zmian geometrii trzpienia szlifierskiego (liczby otworów) oraz orientacji końcówek przewodu doprowadzającego SSP?
3. Jaki jest rozkład temperatury w objętości ściernicy i przedmiotu obrabianego w trakcie szlifowania z zastosowaniem opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki w zależności od prędkości szlifowania, zmian geometrii trzpienia szlifierskiego (liczby otworów) oraz orientacji końcówek przewodu doprowadzającego SSP?
4. W jaki sposób zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania wpływa na efektywność procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych (w tym głównie na okres trwałości ściernicy), w odniesieniu do innych metod chłodzenia?
5. W jaki sposób zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania wpływa na warunki termiczne procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, w odniesieniu do innych metod chłodzenia?
6. W jaki sposób zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania wpływa na chropowatość powierzchni przedmiotu obrobionego

w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, w odniesieniu do innych metod chłodzenia?

7. W jaki sposób zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania wpływa na stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotu obrobionego w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, w odniesieniu do innych metod chłodzenia?
8. W jaki sposób zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania wpływa na stan czynnej powierzchni ściernicy po procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, w odniesieniu do innych metod chłodzenia?

3.4. Zakres pracy

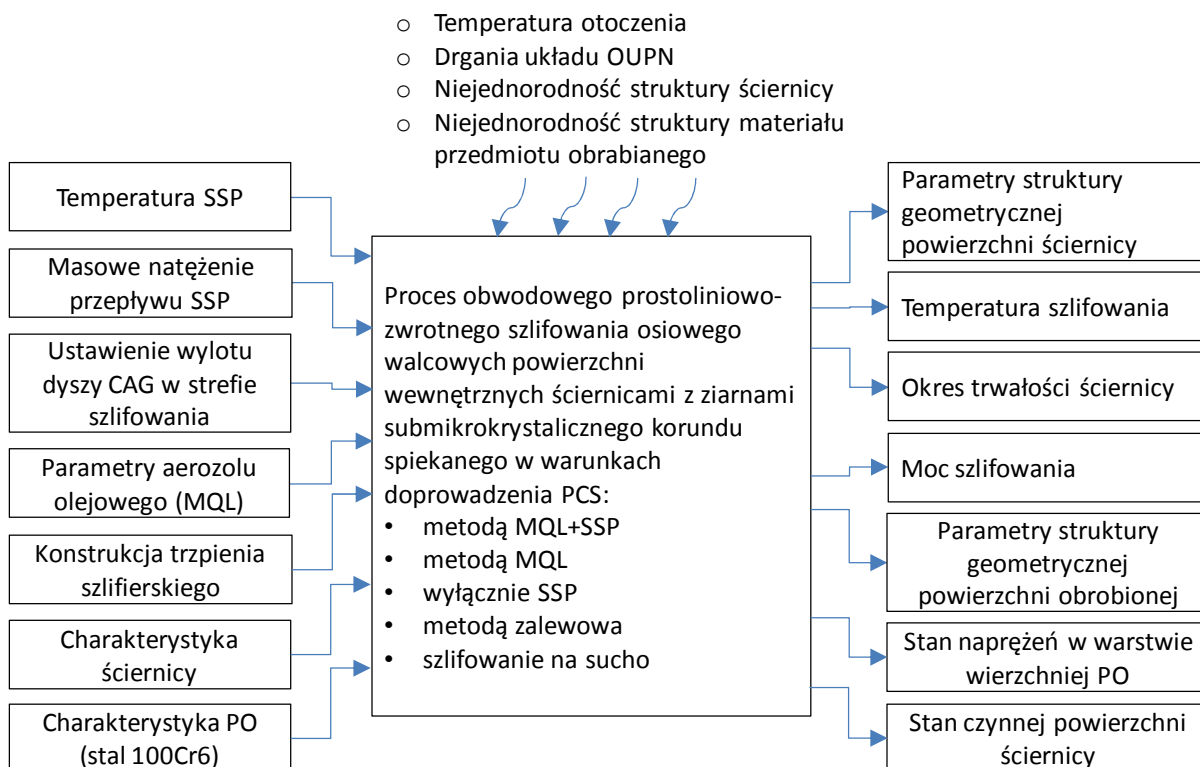
Do osiągnięcia celu pracy oraz rozwiązania zdefiniowanych problemów badawczych zaplanowano przeprowadzenie następujących prac.

1. Wykonanie analizy stanu wiedzy i techniki w zakresie wyznaczonym tematem pracy oraz sporządzenie wniosków pozwalających na sprecyzowanie hipotezy, celów, problemów badawczych i zakresu rozprawy doktorskiej.
2. Zdefiniowanie hipotezy, celów, problemów badawczych i zakresu rozprawy doktorskiej.
3. Opracowanie charakterystyki pracy dysz CAG oraz określenie ich skuteczności chłodzenia.
4. Opracowanie modelu komputerowego oraz przeprowadzenie badań symulacyjnych przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania z zastosowaniem obliczeniowej dynamiki płynów CFD (ang. *Computational Fluid Dynamics*) wspomaganej metodą elementów skończonych, w celu określenia najkorzystniejszych parametrów geometrycznych i kinematycznych rozpatrywanego układu.
5. Przeprowadzenie statystycznej analizy wyników badań symulacyjnych oraz opracowanie modeli matematycznych obiektu badań pozwalających na wnioskowanie o wpływie parametrów wejściowych symulacji na szukane czynniki wyjściowe.
6. Skonfigurowanie stanowiska do badań doświadczalnych szlifowania zgodnie z wytycznymi wynikającymi z rezultatów badań symulacyjnych.

7. Przeprowadzenie badań doświadczalnych procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych z zastosowaniem opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania, mających na celu określenie wpływu zmiennych warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki na okres trwałości ściernicy oraz inne wybrane parametry opisujące przebieg i rezultaty procesu szlifowania.
8. Przeprowadzenie szczegółowej analizy wyników badań doświadczalnych na podstawie pomiarów wielkości wyjściowych procesu szlifowania uzyskanych przy zastosowaniu zaawansowanych metod pomiarowych (profilometrii stykowej, profilometrii optycznej wykorzystującej triangulację laserową, mikroskopii cyfrowej, termowizji w podczerwieni oraz na podstawie pomiaru stanu naprężeń metodą dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego).
9. Sformułowanie wniosków poznawczych, metodycznych i użytkowych oraz określenie kierunków dalszych badań.

3.5. Obiekt badań

Na rysunku 54 przedstawiono schematycznie wielkości wejściowe, wyjściowe oraz zakłócenia w odniesieniu do obiektu badań.



Rys. 54. Schemat obiektu badań

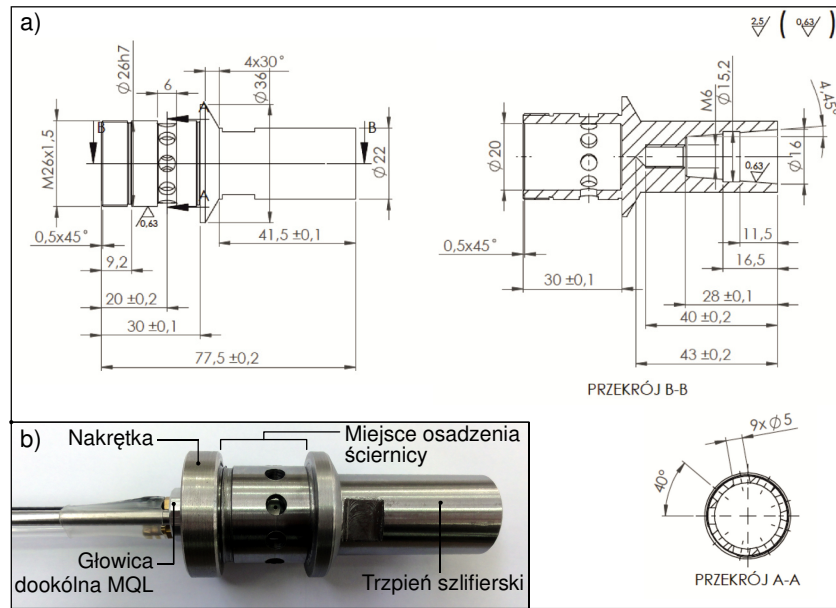
4. CHARAKTERYSTYKA INNOWACYJNEJ METODY CHŁODZENIA I SMAROWANIA STREFY SZLIFOWANIA INTEGRUJĄCEJ ODŚRODKOWE SMAROWANIE Z MINIMALNYM WYDATKIEM METODĄ MQL ORAZ CHŁODZENIE STRUMIENIEM SCHŁODZONEGO SPRĘŻONEGO POWIETRZA

Hybrydowa metoda chłodzenia i smarowania strefy obróbki integrująca odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem SSP określona akronimem CAOM (ang. *Cold Air and Oil Mist*) jest jednym ze sposobów, umożliwiających zwiększenie skuteczności chłodzenia podczas procesu szlifowania z użyciem metody MQL. Znaczące wspomaganie funkcji chłodzenia metody MQL, przy zachowaniu małego wydatku PCS jest najistotniejszą zaletą stosowania takiego sposobu smarowania i jednoczesnego chłodzenia strefy szlifowania. Analiza literatury w tym zakresie wykazała, że stosowanie metody CAOM w procesach szlifowania pozwala zarówno zmniejszyć wartość siły szlifowania F , jak i zwiększyć wartość wskaźnika szlifowania G , a także uniknąć powstawania niekorzystnych zmian w strukturze WW PO w postaci defektów szlifierskich [CHO02, NGU03, ŚWI14, STA18A, STA18B, YUI99].

Jak dotąd, taki sposób smarowania i jednoczesnego chłodzenia strefy szlifowania opisywano jedynie dla procesu szlifowania powierzchni kształtowych, walcowych powierzchni zewnętrznych i powierzchni płaskich. Szereg wykazanych w literaturze zalet stosowania metody CAOM był podstawą do podjęcia dalszych badań w zakresie skuteczności jej stosowania w procesie szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych. W efekcie opracowano metodę, w której połączono opatentowany sposób odśrodkowego podawania aerozolu olejowego przez ściernicę z odpowiednio ustawioną dyszą CAG doprowadzającą strumień SSP [KIE15A, KIE15B, KIE16A - KIE16D, KIE17, NAD17].

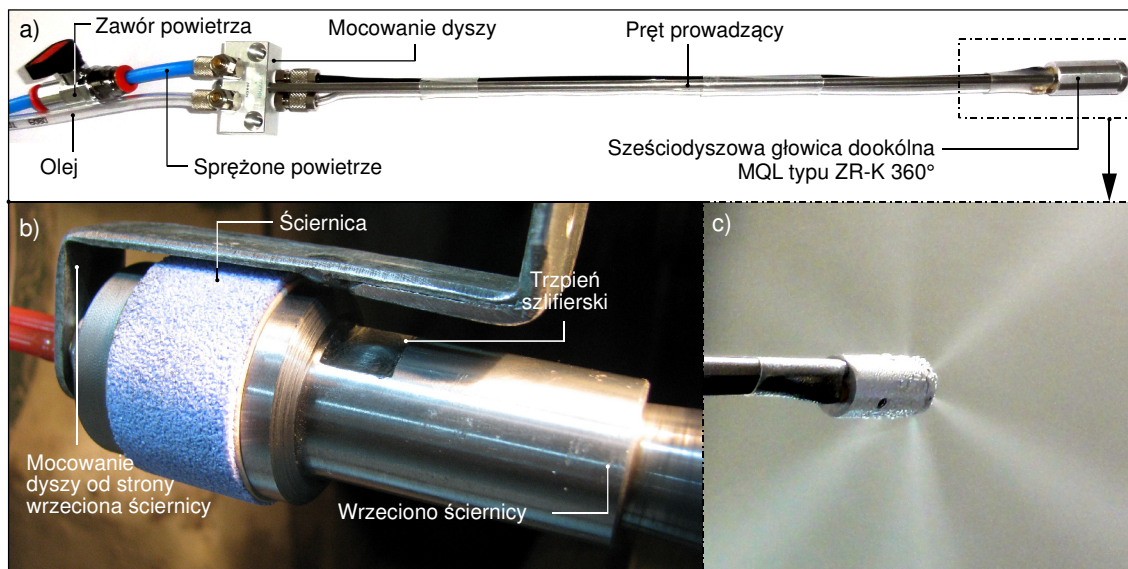
4.1. Istota metody

Opracowana metoda chłodzenia i smarowania strefy szlifowania w głównej mierze bazuje na opatentowanym systemie smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL podawanym do strefy szlifowania przez ściernicę. Wspomniany system polega na podawaniu aerozolu olejowego odśrodkowo, od wewnątrz specjalnego trzpienia szlifierskiego (rys. 55) przez ściernicę, z użyciem sześciodyszowej głowicy dookólnej ZR-K 360° do strefy szlifowania [NAD16, NAD13, NAD15B].



Rys. 55. System odśrodkowego podawania aerozolu powietrzno-olejowego do ściernicy małowabarytowej: a) rysunek techniczny trzpienia szlifierskiego; b) widok głowicy MQL umieszczonej wewnątrz trzpienia szlifierskiego

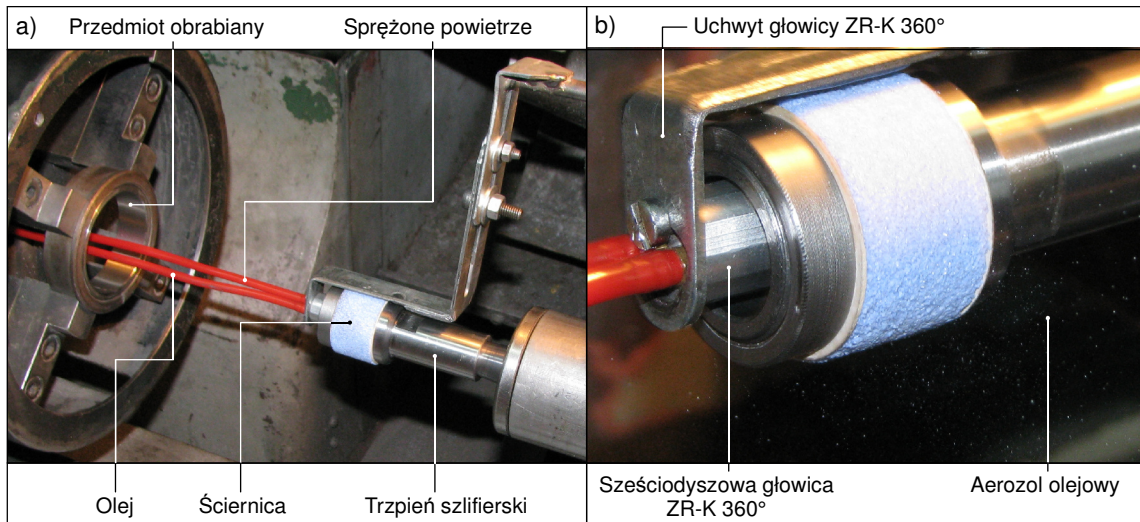
Elementy składowe zestawu MQL wyposażonego w dookólną głowicę ZR-K 360° przedstawiono na rysunku 56a. Widok ogólny systemu MQL zamontowanego w przestrzeni roboczej obrabiarki przedstawiono na rysunku 56b. Widok dookólnej głowicy sześciodykowej podczas podawania aerozolu olejowego przedstawiono na rysunku 56c.



Rys. 56. System odśrodkowego podawania aerozolu olejowego do ściernicy małowabarytowej: a) standardowy zestaw MQL wyposażony w dookólną głowicę typu ZR-K 360°; b) widok systemu zamontowanego MQL w przestrzeni roboczej szlifierki c) widok dookólnej głowicy sześciodykowej podczas podawania aerozolu olejowego

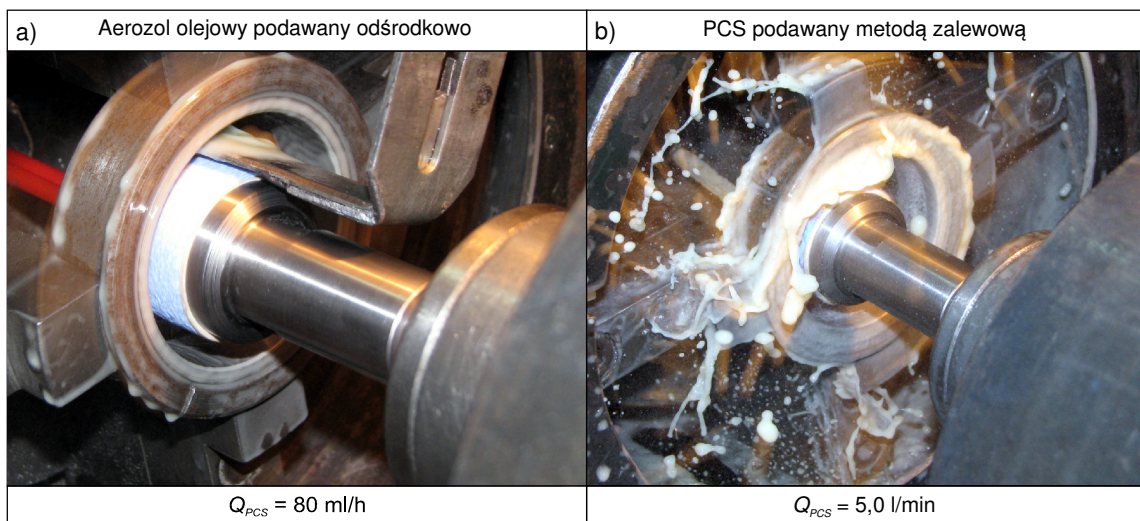
W celu umożliwienia głowicy ZR-K 360° poruszanie się ruchem posuwowym wraz ze ściernicą, jej mocowanie zostało specjalnie zmodyfikowane. Na rysunku 57 przedstawiony

został sposób doprowadzenia sprężonego powietrza oraz oleju z użyciem przewodów poprowadzonych wewnątrz wrzeciona przedmiotu obrabianego, do czoła ściernicy (rys. 57a) oraz sposób zamocowania głowicy ZR K 360° (rys. 57b).



Rys. 57. Sposób doprowadzenia sprężonego powietrza oraz oleju z użyciem przewodów poprowadzonych wewnątrz wrzeciona przedmiotu obrabianego, do czoła ściernicy: a) widok obszaru roboczego; b) sposób zamocowania głowicy ZR K 360°

Na rysunku 58 przedstawiono widok porównania przebiegu procesu szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych z użyciem metody smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL podawanego do strefy szlifowania przez ściernicę (rys. 58a) z metodą chłodzenia zalewowego (rys. 58b), z uwzględnieniem wydatku PCS Q_{PCS} poszczególnych metod.



Rys. 58. Widok strefy obróbki w procesie szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych: a) przy zastosowaniu systemu odśrodkowego doprowadzenia aeroszolu olejowego; b) przy doprowadzaniu PCS z użyciem metody zalewowej [NAD13]

Proces szlifowania z użyciem metody MQL poza bardzo umiarkowaną skutecznością chłodzenia, wiąże się z występowaniem problemu odprowadzania produktów szlifowania ze strefy obróbki, przez bardzo ograniczony wydatek PCS doprowadzanego do strefy szlifowania. Wskutek tego, niewypłukane wióry mogą trafiać ponownie do strefy kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią PO powodując zalepienia CPS oraz ogólnie zaburzając proces obróbki. Opracowana metoda łączy w sobie opatentowaną metodę innowacyjnego systemu smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL podawanego do strefy szlifowania przez ściernicę wraz z dodatkowym doprowadzeniem strumienia SSP, przy użyciu dyszy CAG. Stosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania oprócz wspomagania funkcji chłodzenia metody MQL pozwala na zwiększenie skuteczności odprowadzania produktów szlifowania ze strefy obróbki. W celu poprawy warunków procesu szlifowania, w opisanej metodzie dysza CAG wyposażona została w dwuwylotowy przewód, którego jedna końcówka skupiała strumień SSP przed strefę szlifowania, druga zaś miała za zadanie skierowanie strumienia SSP bezpośrednio za strefę szlifowania. Do budowy stanowiska badawczego zastosowano komponenty układu odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego (rys. 55 i 56):

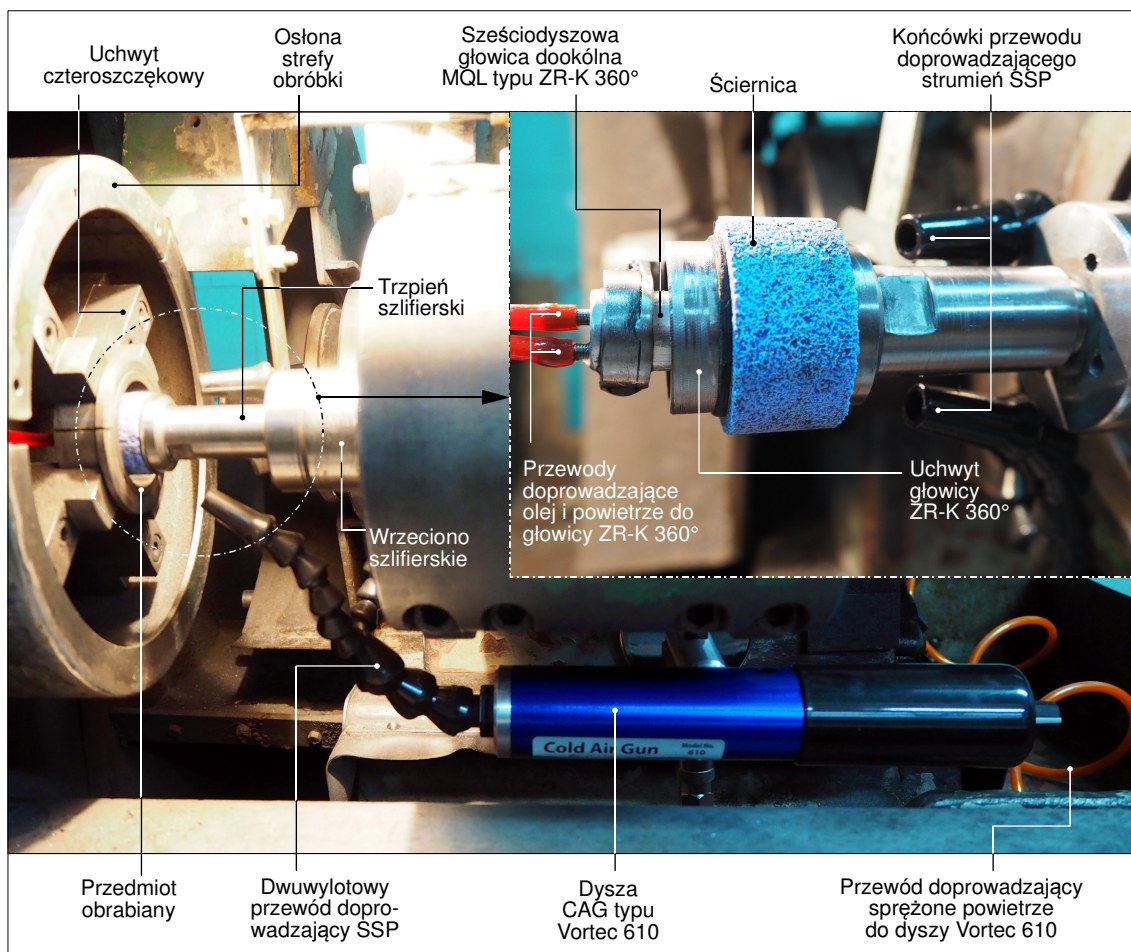
- trzpień szlifierski charakteryzujący się specjalną konstrukcją,
- sześciodyszowa głowica dookólna MQL typu ZR-K 360°,
- układ zasilający głowicę MQL w sprężone powietrze oraz olej od strony wrzeczona PO,
- układu umożliwiający nieruchome zamocowanie głowicy ZR-K 360° wewnątrz obracającego się trzpienia, na którym zamocowano ściernicę;
- ściernica ceramicznej o wymiarach 40×20×26 mm dostosowana do współpracy z drążonym trzpieniem szlifierskim.

Czynnikiem smarującym zastosowanym w opracowanej metodzie był olej Cimtech[®] MQL firmy CIMCOOL[®] Fluid Technology (grupa Milacron LLC).

Ponadto, w okolicy strefy obróbki szlifierki usytuowana została dysza CAG typu Vortec 610 wyposażona w dwuwylotowy elastyczny przewód umożliwiający precyzyjne skierowanie strumienia SSP w ściśle określony obszar strefy szlifowania. Średnica pojedynczego otworu końcówki przewodu dyszy CAG wynosiła $\varnothing 6,3$ mm. Dysza CAG była zasilana sprężonym powietrzem o ciśnieniu roboczym $p = 0,6$ MPa. Ustawienie pokrętki regulacji dyszy CAG w pozycji średniej umożliwiało obniżenie temperatury powietrza przy wylocie z przewodu do blisko -5°C . Tak nastawiona dysza Vortec 610 podawała strumień SSP z sumarycznym

wydatkiem (obliczonym dla dwóch wylotów) $Q_{SSP} = 49,8 \text{ dm}^3/\text{min}$ ($0,00083 \text{ m}^3/\text{s}$). Szczegółowa charakterystyka dyszy CAG została opisana w podrozdziale 4.2.

Widok strefy obróbki szlifierki RUP-28P (opisanej w podrozdziale 6.2) wyposażonej we wszystkie komponenty niezbędne do realizacji procesu szlifowania zgodnie z założeniami opisywanej metody przedstawiono na rysunku 59.



Rys. 59. Widok strefy obróbki w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych przy zastosowaniu metody chłodzenia i smarowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem SSP

Zakres badań dotyczących metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem SSP podzielony został na dwie części. Pierwsza część dotyczyła badań symulacyjnych, których celem było określenie najkorzystniejszych parametrów geometrycznych i kinematycznych rozpatrywanego układu pod względem przepływu PCS (aerozolu olejowego i SSP) oraz wymiany ciepła (rozdział 5). Z przeanalizowanych w badaniach symulacyjnych wariantów wybrano najkorzystniejszy, który następnie poddano badaniom doświadczalnym, które polegały na analizie okresu

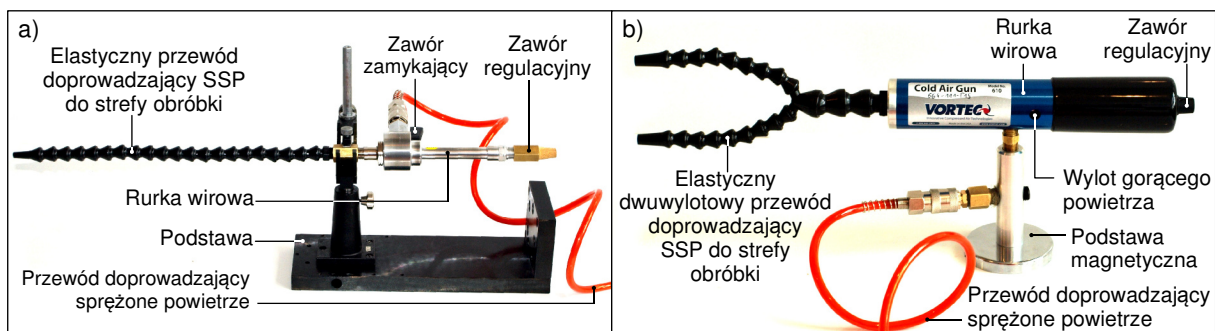
trwałości ściernic i uzyskanych wyników procesu szlifowania realizowanego z zastosowaniem opracowanej metody w odniesieniu do czterech referencyjnych metod chłodzenia i smarowania strefy obróbki (rozdział 6). W kolejnym podrozdziale przedstawiono szczegółową charakterystykę dysz CAG, których badania przeprowadzono w celu wyboru urządzenia o właściwościach bardziej odpowiadających wymogom stosowania opracowanej metody w procesie szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych.

4.2. Charakterystyka dysz CAG

Do badań wytypowano dwie typowe dysze CAG renomowanych producentów: WNT 6910.15.3-7 oraz Vortec 610. Do zasilania badanych dysz stosuje się przefiltrowane sprężone powietrze. Zastosowanie w obydwóch dyszach rurek wirowych umożliwia generowanie strumienia SSP o temperaturze poniżej 0°C, natomiast występowanie zaworu regulacyjnego w konstrukcji badanych dysz umożliwia sterowanie wartością temperatury i objętości strumienia SSP [KIE15A, KIE16A, VOR18, WNT18].

Zakres pracy dyszy WNT 6910.15.3-7 mieści się w zakresie 0,3-0,7 MPa. Według danych producenta dysza WNT pozwala otrzymać strumień SSP o temperaturze około -40°C, a wartość mocy chłodzenia dyszy osiąga do 733 W. W warunkach doprowadzenia powietrza zasilającego o ciśnieniu 0,69 MPa oraz temperatury +21°C wydatek powietrza wynosi 425 l/min [WNT18]. Dyszę WNT 6910.15.3-7 wyposażono dodatkowo w stabilną podstawę oraz elastyczny jednowylotowy przewód doprowadzający SSP do strefy obróbki (rys. 60a).

Dysza Vortec 610, jak podaje producent, charakteryzuje się wydajnością chłodzenia w granicach 264 W, przy wydatku powietrza rzędu 57-425 l/min. Ponadto dysza Vortec 610 umożliwia wytworzenie strumienia SSP o temperaturze do nawet 55,6°C mniejszej w porównaniu z temperaturą powietrza, które zasila dyszę [VOR18]. W skład wyposażenia dyszy Vortec 610 wchodził elastyczny dwuwylotowy przewód służący do doprowadzania SSP do strefy obróbki i podstawa magnetyczna, umożliwiająca łatwą instalację dyszy w obszarze roboczym szlifierki (rys. 60b).



Rys. 60. Elementy funkcjonalne badanych dysz CAG: a) dysza WNT 6910.15.3-7; b) dysza Vortec 610

W tabeli 4 przedstawiono dane producenta dyszy WNT 6910.15.3-7 dotyczące temperatury powietrza mierzonej w miejscu efektywnego wylotu z dyszy. Natomiast w tabeli 5 przedstawiono dane producenta dotyczące wybranych parametrów dyszy Vortec 610.

Tab. 4. Dane producenta dotyczące temperatury powietrza mierzonej w miejscu efektywnego wylotu z dyszy WNT 6910.15.3-7 [WNT18]

Wartość ciśnienia powietrza zasilającego (MPa)	Temperatura powietrza na wylocie dyszy (°C)		
	Udział zimnego powietrza 25 %	Udział zimnego powietrza 50 %	Udział zimnego powietrza 75 %
0,3	-31	-22	-6
0,4	-35	-35	-8
0,5	-39	-28	-10
0,6	-42	-31	-11
0,7	-46	-34	-13

Tab. 5. Dane producenta dotyczące wybranych parametrów dyszy Vortec 610 [VOR18]

Moc chłodzenia (W)	Wydatek powietrza (l/min)	Najmniejsza osiągnięta wartość temperatury (°C)	Natężenie przepływu powietrza (l/min)	Masa urządzenia (kg)
264	425	-23	57-425	1,4

W celu weryfikacji danych producentów i określenia rzeczywistego efektu chłodzącego uzyskanego na powierzchni ściernicy, wynikającego z zastosowania dysz podających SSP, przeprowadzono badania doświadczalne. Ponadto określono charakterystykę bezwładności cieplnej oraz wyznaczono objętościowe natężenie przepływu powietrza w badanych dyszach CAG. Pomiary temperatury przeprowadzono przy zastosowaniu kompletnego planu eksperymentu bez powtórzeń ($n = 1$). W przypadku pomiarów objętościowego natężenia

przepływu również zastosowano plan kompletny, z tą różnicą, że liczba powtórzeń pomiarów wynosiła $n = 5$.

Termogramy umożliwiające ocenę skuteczności chłodzenia powierzchni ściernicy przy zastosowaniu badanych dwóch dysz CAG zostały zarejestrowane za pomocą kamery termowizyjnej Testo 890 produkcji firmy Testo AG (opisanej w podrozdziale 6.3.5). W zarejestrowanych termogramach wydzielano każdorazowo obszar pomiarowy w wybranym fragmencie uzyskanego wyniku pomiaru. W pomiarach stosowano różne wartości współczynnika emisyjności ε w zależności od rodzaju ocenianej powierzchni. Przyjęto wartość $\varepsilon = 0,94$ dla powierzchni ściernicy [TOE18] oraz $\varepsilon = 0,95$ dla czarnego tworzywa sztucznego [EVM18], z którego wykonane były elastyczne przewody wylotowe dysz CAG.

Pomiary prędkości przepływu strumienia SSP generowanego przez badane dysze CAG odbywały się przy użyciu anemometru Testo 440 (Testo AG), szczegółowo opisanego w podrozdziale 6.3.6.

W pierwszej części badań dokonano określenia charakterystyki bezwładności temperaturowej rozpatrywanych dysz CAG. W tym celu co 30 s rejestrowano termogramy przedstawiające rozkład temperatury badanych dysz w czasie $t = 15$ min, przy różnych ustawieniach pokrętki zaworu regulacyjnego (minimum, średnio, maksimum). Ogółem rejestrowano po 31 termogramów dla każdej serii pomiarów.

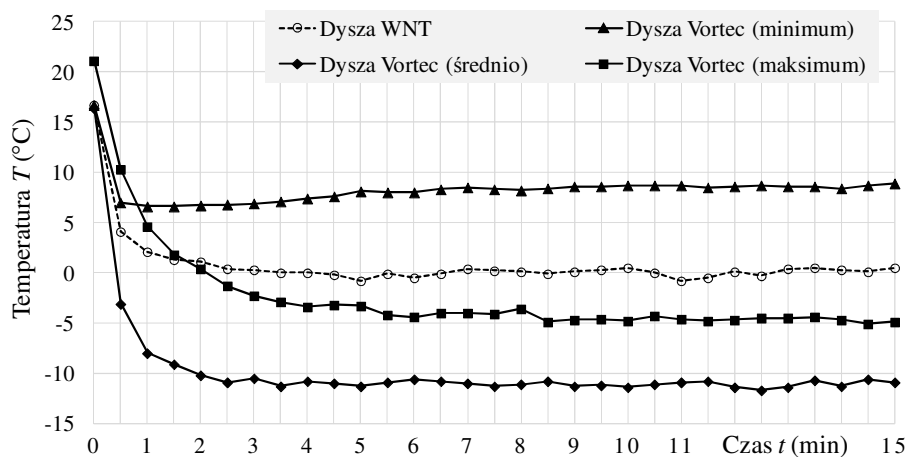
W kolejnym etapie prac przeprowadzono pomiary skuteczności schładzania powierzchni ściernicy z użyciem badanych dysz CAG, również na podstawie termogramów zarejestrowanych z użyciem kamery termowizyjnej Testo 890. Wylot elastycznych przewodów doprowadzających strumień SSP skierowany był pod kątem prostym do bocznej powierzchni nieruchomej ściernicy o oznaczeniu technicznym 1–250×32×98–99A60J7V. W celu określenia wpływu odległości podawania strumienia SSP na temperaturę schładzanego obiektu sporządzono termogramy w warunkach odsunięcia wylotu dysz od powierzchni bocznej ściernicy o 10, 20 i 30 mm. Rejestracji termogramów dokonywano w czasie $t = 10$ min w odstępach co 30 s, przy czym pomiar rozpoczynano po upływie 15 minut od rozpoczęcia działania dyszy w celu osiągnięcia warunków ustalonych.

Trzeci etap badań dotyczył pomiarów wartości objętościowego natężenia przepływu strumienia SSP generowanego przez badane dysze. W przypadku każdej z analizowanych dysz CAG producent wyposażył ją w przewód elastyczny innego typu. W rezultacie odznaczały się one różną średnicą otworów wylotowych, jak również różną ich liczbą. Dysza WNT 6910.15.3 7 miała przewód jednowylotowy o średnicy końcówki $\varnothing 3,0$ mm, natomiast

dysza Vortec 610 wyposażona została w przewód dwuwylotowy o średnicy końcówki wynoszącej $\varnothing 6,3$ mm. Sumaryczne pole przekroju wylotu dla dyszy WNT wynosiło $7,1 \text{ mm}^2$ a dla dyszy Vortec (sumując wartości dla dwóch końcówek) aż $62,3 \text{ mm}^2$. W celu porównania skuteczności chłodzenia obu typów dysz konieczne było uzupełnienie uzyskanych wyników pomiarów temperatury określeniem objętościowego natężenia przepływu (w m^3/s) stanowiącego iloczyn prędkości przepływu SSP na wylocie dyszy (wyrażonej w m/s) i jej pola przekroju (w m^2). Do pomiaru prędkości wypływu SSP zastosowano anemometr Testo 440.

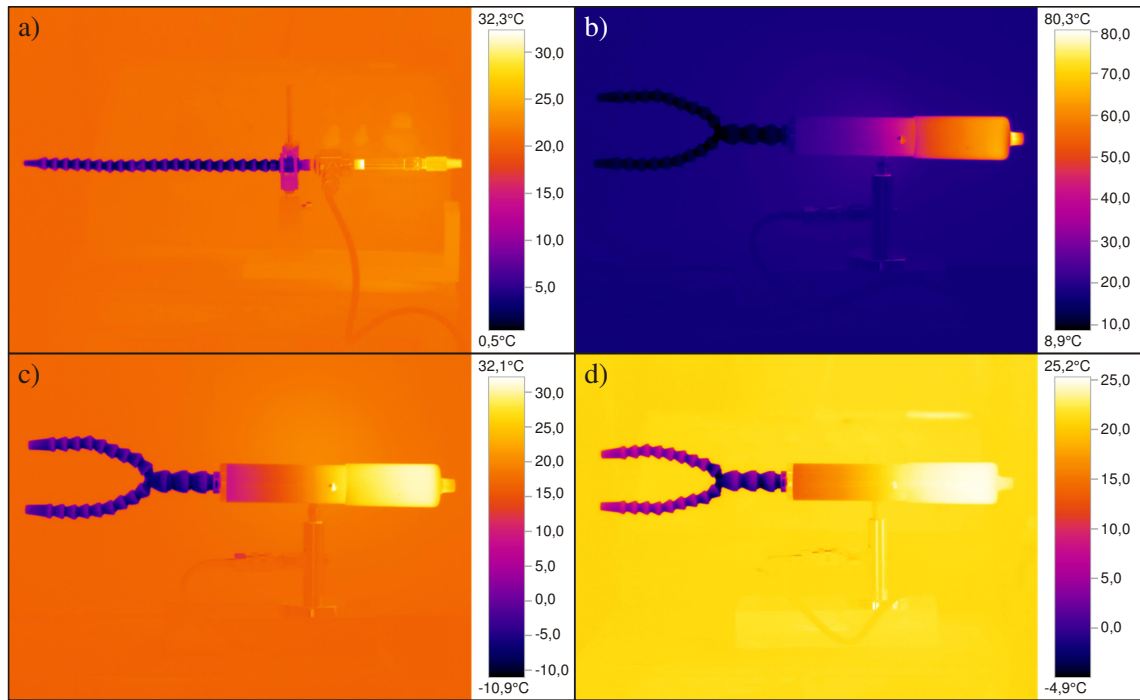
We wszystkich próbach wartość ciśnienia powietrza zasilającego dysze była stała i wynosiła $0,6 \text{ MPa}$.

Przeprowadzone pomiary charakterystyki bezwładności cieplnej badanych dysz CAG wykazały, że najkrótszym czasem początkowego ustalenia temperatury (około 45 s) odznaczała się dysza Vortec przy ustawieniu pokrętki zaworu regulacyjnego w pozycji minimum umożliwiającej generowanie najcieplejszego strumienia SSP (rys. 61). Początkowe ustalenie temperatury dyszy Vortec, przy ustawieniu generowania najzimniejszego strumienia SSP (maksimum) trwało najdłużej spośród wszystkich badanych ustawień dysz – około 4,5 min. Warto zauważyć, że temperatura dyszy Vortec przy ustawieniu pokrętki regulacji w pozycji minimum, obniża się relatywnie szybko, jednak po osiągnięciu temperatury granicznej (około $6,6^\circ\text{C}$), następowała dalsza stabilizacja parametrów, czego efektem jest ogrzewanie się układu nawet do około 5 minut po rozruchu dyszy.



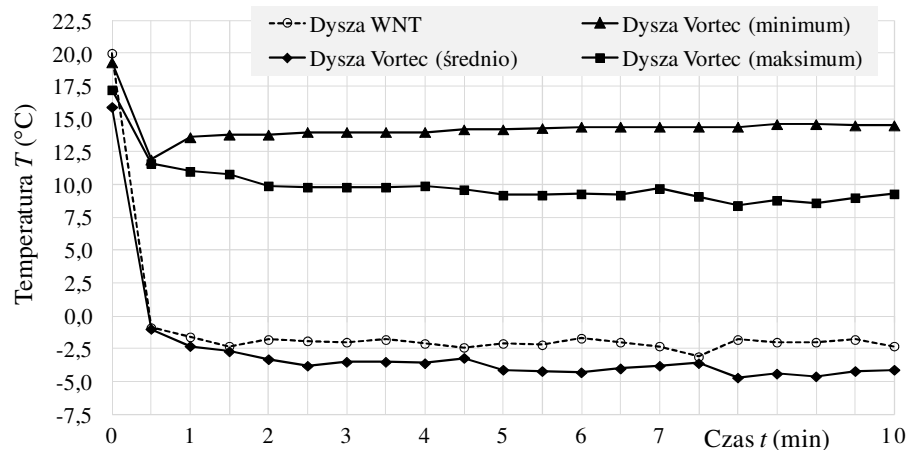
Rys. 61. Wykres bezwładności cieplnej badanych dysz CAG w czasie $t = 15 \text{ min}$

Rysunek 62 przedstawia termogramy zarejestrowane podczas pomiaru bezwładności cieplnej badanych dysz CAG po czasie $t = 15$ minut.



Rys. 62. Termogramy zarejestrowane podczas pomiaru bezwładności cieplnej badanych dysz CAG (stan po $t = 15$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)

Na rysunku 63 przedstawiono zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min, przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o wartość $l = 10$ mm.

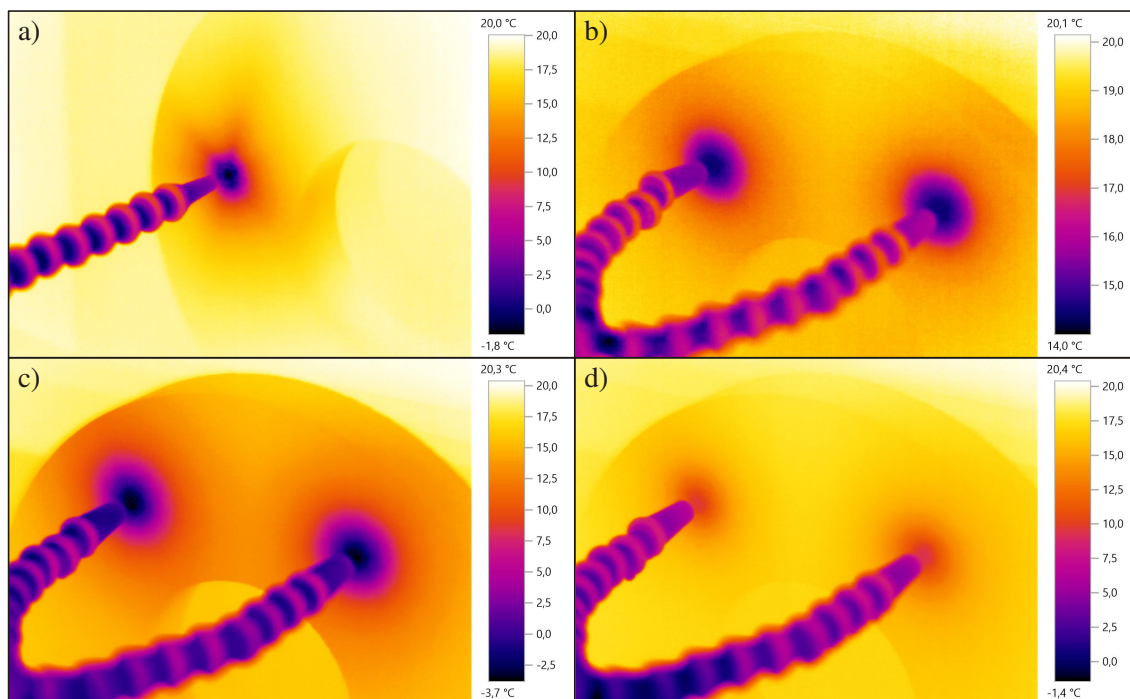


Rys. 63. Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 10 mm

Niewielka odległość, z której doprowadzano strumień SSP pozwoliła osiągnąć najmniejsze wartości temperatury schładzanej powierzchni ściernicy. Minimalna zarejestrowana wartość temperatury powierzchni ściernicy wynosiła blisko -5°C , po ponad 8 minutach chłodzenia z użyciem dyszy Vortec, przy ustawieniu pokręła zaworu regulacyjnego w pozycji średniej. Nieco mniejszą skutecznością chłodzenia odznaczała się

dysza WNT, która w warunkach doprowadzania strumienia SSP na powierzchnię boczną ściernicy odsuniętą o 10 mm umożliwiła jej schłodzenie do blisko $-2,5^{\circ}\text{C}$.

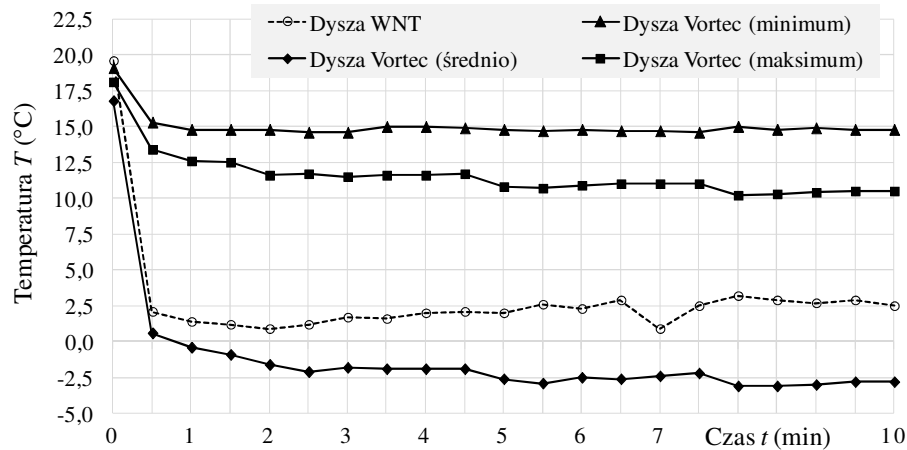
Rysunek 64 prezentuje zbiór termogramów zarejestrowanych podczas pomiaru zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min, podczas chłodzenia z użyciem badanych dysz CAG, odsuniętych od schładzanej powierzchni o odległość $l = 10$ mm.



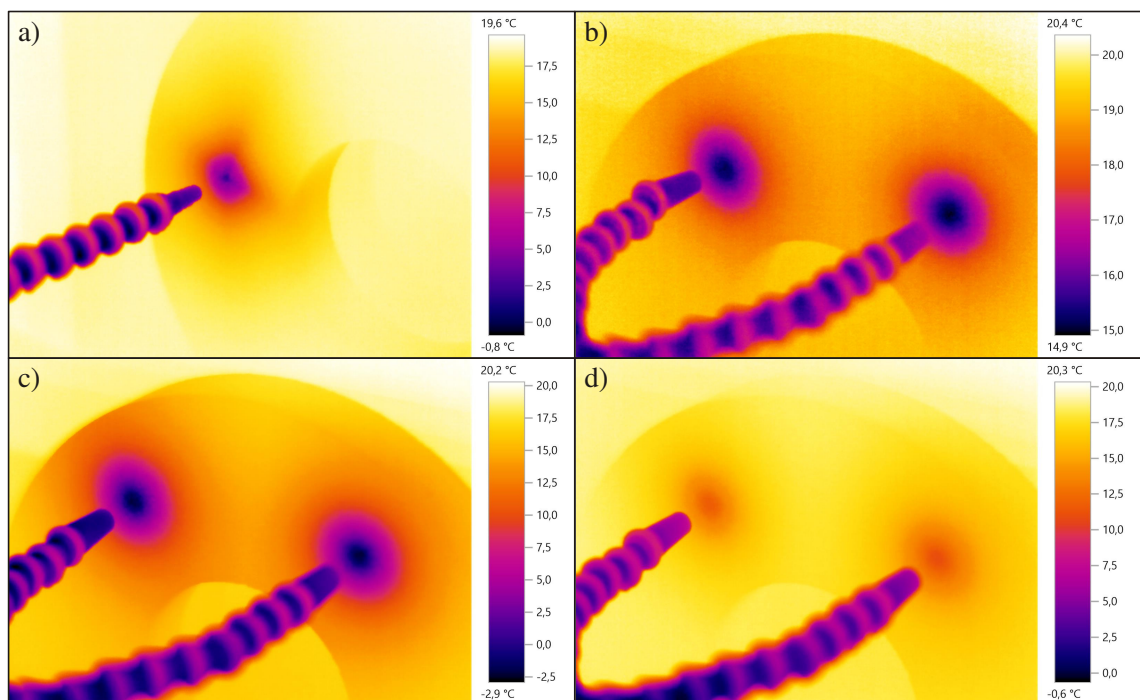
Rys. 64. Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 10$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)

Wykres zamieszczony na rysunku 65 przedstawia zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min, przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o odległość $l = 20$ mm. Dwukrotne zwiększenie odległości l wylotu dyszy od schładzanej powierzchni ściernicy miało istotny wpływ na skuteczność jej chłodzenia. Jedynie dysza Vortec, przy ustawieniu pokrętła regulacji w pozycji średniej, umożliwiła osiągnięcie temperatury na schładzanej powierzchni ściernicy poniżej 0°C . Zaobserwowano ponadto, że czas chłodzenia powierzchni ściernicy z użyciem dyszy Vortec ma wyraźny wpływ na obniżenie jej temperatury – najmniejszą temperaturę odnotowano po około 8 minutach chłodzenia.

Na rysunku 66 zestawiono termogramy zarejestrowane w trakcie pomiaru zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min, podczas chłodzenia z użyciem badanych dysz CAG odsuniętych od schładzanej powierzchni o odległość $l = 20$ mm.



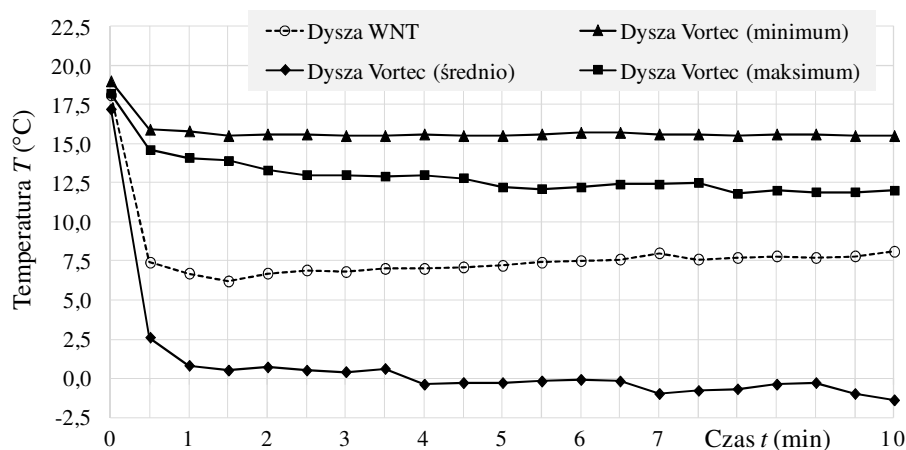
Rys. 65. Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 20 mm



Rys. 66. Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 20$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)

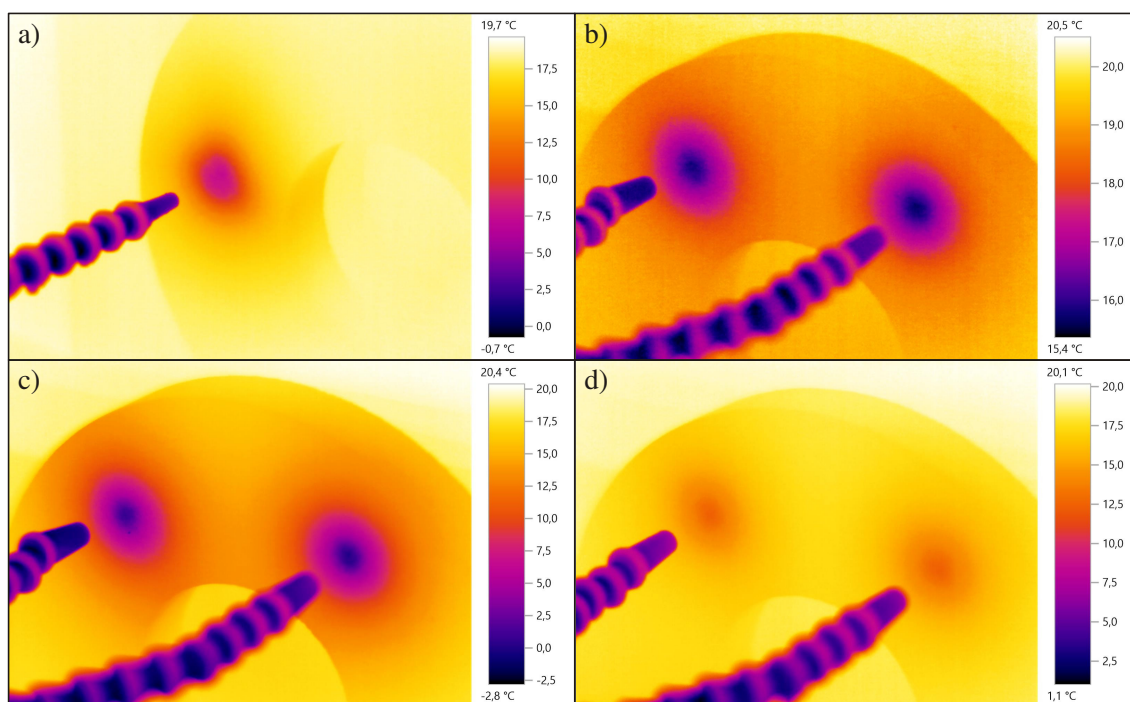
Kolejny rysunek (rys. 67) przedstawia wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min, przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o odległość $l = 30$ mm. Odsunięcie wylotu dyszy od schładzanej powierzchni ściernicy o 30 mm miało na celu zbadanie skuteczności chłodzenia rozpatrywanych dysz CAG w warunkach trudnego dostępu przewodu doprowadzającego strumień SSP w okolice strefy szlifowania. W tych warunkach dysza Vortec, przy ustawieniu pokrętła regulacji w pozycji średniej wykazała się zdecydowanie najbardziej skuteczną możliwością chłodzenia i po około 4 minutach pracy pozwoliła na osiągnięcie temperatury poniżej 0°C na schładzanej

powierzchni ściernicy. W warunkach odsunięcia wylotu dyszy o 30 mm od powierzchni ściernicy dysza WNT umożliwiła obniżenie temperatury schładzanej powierzchni do $6,2^{\circ}\text{C}$ ($t = 1,5$ min), po czym nastąpiło powolne zwiększanie wartości temperatury powierzchni ściernicy do około 8°C ($t = 7$ min).



Rys. 67. Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 30 mm

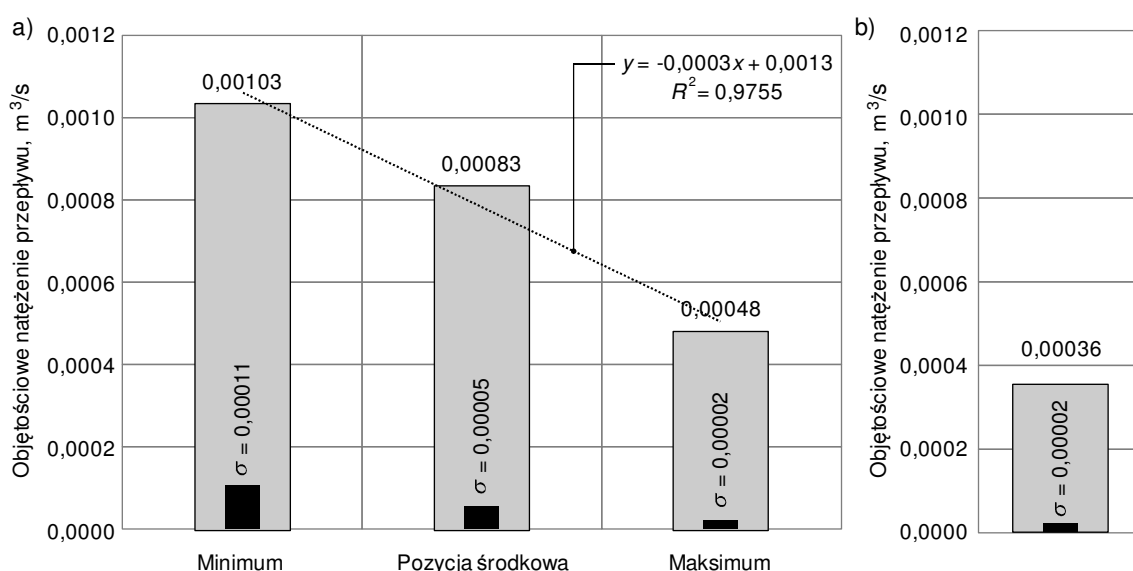
Rysunek 68 przedstawia termogramy zarejestrowane po czasie $t = 10$ min, podczas chłodzenia dyszami CAG odsuniętymi od schładzanej powierzchni ściernicy o odległość $l = 30$ mm.



Rys. 68. Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 30$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)

Chłodzenie powierzchni ściernicy z użyciem dyszy Vortec przy ustawieniu pokrętła regulacji w pozycjach skrajnych (ustawienie minimum oraz maksimum) nie było wystarczająco skuteczne. Różnice wartości temperatury schładzanej powierzchni z użyciem dyszy Vortec, przy ustawieniu w pozycji minimum oraz maksimum były niewielkie. Mała skuteczność obniżania temperatury przy zastosowaniu dyszy Vortec i ustawieniu pokrętła regulacji w pozycji maksimum mogła być spowodowana ograniczoną wartością objętościowego natężenia przepływu generowanego strumienia SSP.

Rysunek 69 przedstawia wykres wartości objętościowego natężenia przepływu badanych dysz CAG w zależności od ustawienia pokrętła zaworu regulującego udział ciepłego i schłodzonego powietrza w strumieniu sprężonego powietrza. Uzyskane wyniki pomiarów wykazały większe wartości objętościowego natężenia przepływu dla dyszy Vortec we wszystkich badanych konfiguracjach w odniesieniu do wartości wyznaczonej dla dyszy WNT.



Rys. 69. Wykres wartości objętościowego natężenia przepływu dwóch badanych dysz CAG: a) dyszy Vortec przy trzech różnych ustawieniach pokrętła zaworu regulacyjnego; b) dyszy WNT (σ – odchylenie standardowe)

Duża liczba producentów dysz CAG może wpływać na trudność wyboru urządzenia o poszukiwanych parametrach. Przeprowadzone badania efektywności chłodzenia powierzchni ściernicy z użyciem dysz CAG pozwoliły porównać charakterystyki temperaturowe wybranych dysz, przy różnych ich ustawieniach. Dysze CAG mają szansę na rozpowszechnienie ich stosowania w wybranych procesach szlifowania.

4.3. Wnioski

Przedstawiona charakterystyka opracowanej metody oraz analiza pracy dysz CAG pozwoliły na sformułowanie poniższych wniosków szczegółowych.

1. Nie zaobserwowano wyraźnego wpływu odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni, na czas początkowego ustalenia temperatury schładzanej powierzchni ściernicy, który w przypadku badanych dysz wynosił około 2,5 min.
2. Wraz ze zwiększeniem odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni zmniejsza się efektywność chłodzenia powierzchni z użyciem dysz CAG, jednak wpływ ten jest najmniejszy w przypadku chłodzenia z użyciem dyszy Vortec przy ustawieniu pokrętki regulującej dyszy w pozycji średniej.
3. Zmiana ustawienia pozycji pokrętki zaworu regulacyjnego dysz CAG, poza zmianą temperatury SSP wpływa również na jego objętościowe natężenie przepływu, a tym samym na zmianę ilości cząsteczek powietrza biorących udział w chłodzeniu.
4. W przeprowadzonych badaniach porównawczych korzystniejsze wyniki badań uzyskano dla dyszy CAG Vortec 610, dla której zmierzono wartość około -5°C . W tych samych warunkach zastosowanie dyszy WNT 6910.15.3-7 pozwoliło na schłodzenie powierzchni ściernicy do około $-2,5^{\circ}\text{C}$. Należy jednak podkreślić, że na uzyskane wyniki wpływ miały różnice w budowie elastycznych przewodów doprowadzających SSP do strefy obróbki, dlatego dokonano dodatkowych pomiarów objętościowego natężenia przepływu czynnika chłodzącego.

5. BADANIA SYMULACYJNE PRZEPŁYWU CZYNNIKÓW CHŁODZĄCO-SMARUJĄCYCH W PROCESIE SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH

Rozwój szybkich komputerów w XX wieku miał bardzo duży wpływ na sposób, w jaki zasady mechaniki płynów oraz termodynamiki stosuje się obecnie w celu rozwiązywania problemów projektowych w nowoczesnej technice inżynierskiej. Na przestrzeni ostatnich przeszło 50 lat nastąpił istotny wzrost znaczenia nowej metodologii służącej do rozwiązywania złożonych problemów z zakresu mechaniki płynów oraz wymiany ciepła znanej powszechnie jako obliczeniowa dynamika płynów CFD (ang. *Computational Fluid Dynamics*) [TAN94].

Jednym z ważniejszych celów dziedziny modelowania z użyciem metody CFD jest szersze zrozumienie procesów fizycznych, które występują podczas przepływu płynów zarówno wokół, jak i wewnątrz wyznaczonych obiektów. Procesy te związane są z działaniem i wzajemnym oddziaływaniem zjawisk takich jak rozpraszanie, dyfuzja, konwekcja, fale uderzeniowe, turbulencje oraz występowanie powierzchni poślizgowych i warstw granicznych. W zagadnieniach aerodynamiki wszystkie wspomniane zjawiska opisuje się równaniami ścisłości Navier`a-Stokes`a. Wiele z najistotniejszych aspektów tych relacji ma charakter nieliniowy, czego konsekwencją jest brak analitycznego rozwiązania. Uzasadnia to stosowanie numerycznego rozwiązywania powiązanych cząstkowych równań różniczkowych. Wykazano, że stosowanie metod numerycznych do rozwiązywania cząstkowych równań różniczkowych ukazuje przybliżenie, które w efekcie może zmieniać formę podstawowych cząstkowych równań różniczkowych. Powstałe w ten sposób równania, które faktycznie rozwiązywane są w sposób numeryczny, często określane są mianem zmodyfikowanych cząstkowych równań różniczkowych. Z powodu, iż nie są one dokładnie takie same, jak te w postaci oryginalnej, równania zmodyfikowane mogą symulować wspomniane wcześniej zjawiska fizyczne występujące podczas przepływu, jednak w sposób, który nie jest identycznie taki sam, jak dokładne rozwiązanie podstawowego cząstkowego równania różniczkowego. Matematycznie, różnice te z reguły określa się jako błędy zaokrąglenia, jednak teoria związana z numeryczną analizą mechaniki płynów została opracowana głównie przez naukowców specjalizujących się w badaniu fizyki przepływu płynów i w efekcie błędy te są identyfikowane z konkretnym zjawiskiem fizycznym, na które mają silny wpływ. Mówi się, że metody numeryczne odznaczają się znaczną „sztuczną lepkością” lub, że są wysoce dyspersyjne. Oznacza to, że błędy spowodowane aproksymacją

numeryczną skutkują tym, że zmodyfikowane cząstkowe równania różniczkowe posiadają dodatkowe warunki, które można zidentyfikować za pomocą zjawiska dyssypacji lub dyspersji. Identyfikacja błędu w procesie fizycznym, czy też sprowadzanie błędu do konkretnego procesu fizycznego są akceptowalne przy założeniu, że błąd w inżynierskim ujęciu pozostaje mały. Większość metod numerycznych stosowanych w praktyce do rozwiązywania nierozproszonych równań Eulera tworzy zmodyfikowane cząstkowe równanie różniczkowe w formie rozproszonej, jednakże ich prawidłowa interpretacja i zastosowanie umożliwia uzyskanie bardzo przydatnych informacji [ZIN99]. Współcześnie oprogramowanie służące do przeprowadzania symulacji CFD, w celu przeprowadzenia dyskretyzacji cząstkowych równań różniczkowych najczęściej bazuje na metodach: objętości skończonych (MOS), elementów skończonych (MES) oraz różnic skończonych (MRS) [KNO].

5.1. Cel badań symulacyjnych

Głównym celem przeprowadzenia badań symulacyjnych było uzyskanie informacji, które umożliwiłyby wybór możliwie najkorzystniejszych, pod względem przepływu PCS oraz wymiany ciepła, parametrów rozpatrywanego układu. Symulację przeprowadzono dla różnych wariantów:

- geometrii trzpienia szlifierskiego (rozmieszczenia otworów na jego obwodzie),
- kąta nachylenia końcówek dyszy CAG doprowadzających SSP do strefy szlifowania,
- wartości prędkości obrotowej ściernicy.

Zestawienie wyników różnych wariantów symulacji miało umożliwić wybór najkorzystniejszej konfiguracji badanego układu, bez konieczności przeprowadzania analogicznych, rzeczywistych badań porównawczych. Ponadto celem badań symulacyjnych było wyznaczenie modeli matematycznych obiektu badań (MMOB) opisujących wpływ zmiennych wejściowych na wybrane parametry wynikowe symulacji.

Drugorzędny cel przeprowadzenia badań symulacyjnych miał charakter poznawczy. Wykonanie badań symulacyjnych miało na celu przedstawienie wizualizacji dwufazowego przepływu PCS w skomplikowanym układzie odśrodkowego podawania aerozolu olejowego poprzez otwartą strukturę bardzo szybko obracającej się warstwy porowatej (ściernicy), przy dodatkowym doprowadzeniu SSP z użyciem dyszy zewnętrznej.

5.2. Charakterystyka stacji roboczej i oprogramowania zastosowanych do obliczeń

Badania symulacyjne zostały przeprowadzone przy użyciu stacji roboczej Dell Precision T7500 Workstation (rys. 70) zaopatrzonej w system operacyjny Windows 7 Professional 64 bit oraz pakiet specjalistycznego oprogramowania ANSYS® 18.1.



Rys. 70. Widok stacji roboczej Dell T7500 użytej do badań symulacyjnych [DEV]

Dokładna specyfikacja stacji roboczej Dell T7500 została przedstawiona w tabeli 6.

Tab. 6. Specyfikacja sprzętowo-programowa stacji roboczej Dell T7500 [INT, DELL]

Cecha	Specyfikacja
Procesor	2x Intel Xeon 5690 (6 rdzeni, 12 wątków na każdy procesor); Litografia: 32 nm Gniazdo: FCLGA1366 Nazwa kodowa: Westmere Częstotliwość bazowa: 3,46 GHz; Częstotliwość w trybie turbo: 3,73 GHz; Pamięć podręczna cache: 12 MB SmartCache; Szybkość magistrali: 6,4 GT/s QPI; Technologia Hyper-Threading; Zestaw instrukcji: 64 bit Rozszerzony zestaw instrukcji: Intel SSE4.2
Mikroukład	Intel 5520 chipset
Pamięć operacyjna RAM	DDR3 24 GB Pamięć o architekturze trójkanałowej
Układ graficzny	NVIDIA Quadro NVS 295; Litografia: 65 nm
System operacyjny	Windows 7 Professional 64-Bit, SP1
Specjalistyczny system do obliczeń CFD	Pakiet oprogramowania ANSYS® w wersji 18.1

5.3. Założenia i uproszczenia

Założenia i uproszczenia przyjęte podczas realizacji symulacji przepływu zostały przedstawione w tabeli 7.

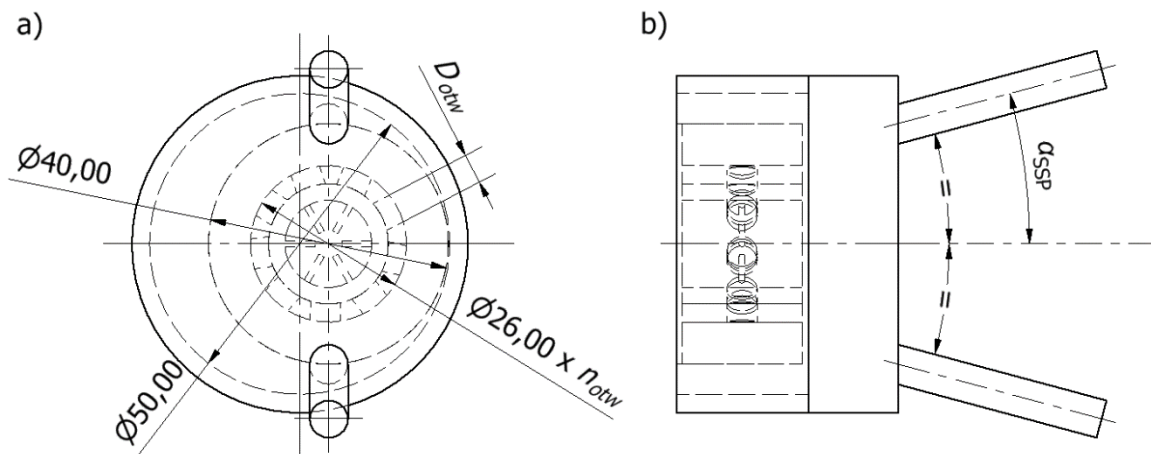
Tab. 7. Założenia i uproszczenia przyjęte w symulacji

Założenia	Uproszczenia
Sumaryczne pole powierzchni przekroju otworów w trzpieniu szlifierskim $A_{otw} = 176,7 \text{ mm}^2$ dla każdego z rozpatrywanych wariantów geometrycznych;	Ograniczono liczbę wariantów geometrycznych symulacji;
Ściernica odsunięta jest od powierzchni PO o 0,2 mm;	Pominięto występowanie zjawiska tarcia i zagadnień kontaktowych pomiędzy CPS a powierzchnią przedmiotu obrabianego;
CPS oraz powierzchnia czołowa ściernicy od strony doprowadzania SSP są chropowate ($R_{SGR} = 0,425 \text{ mm}$);	Wszystkie pozostałe ściany zamodelowano jako gładkie,
Uwzględniono tylko ruch główny obrotowy ściernicy i ruch podstawowy posuwowy (przeciwbieżny obrót) PO;	Pominięto posuw osiowy ściernicy v_{fo} oraz posuw promieniowy ściernicy v_{fr} w celu uproszczenia kinematyki układu i skrócenia czasu obliczeń symulacyjnych;
Brak wpływu otoczenia na przepływ powietrza oraz aerozolu olejowego;	Uwzględniono tylko objętość otoczenia w postaci powietrza bez przeszkód;
Powietrze odznacza się właściwościami gazu doskonałego;	Oddziaływania międzycząsteczkowe sprowadzają się tylko do odpychania w momencie doskonale sprężystych zderzeń; Cząsteczki znajdują się w ciągłym chaotycznym ruchu a ich objętość jest znikoma w odniesieniu do objętości gazu;
Masa powietrza oraz aerozolu olejowego jest relatywnie niewielka;	Pomija się wpływ przyśpieszenia ziemskiego na przepływ czynników w rozpatrywanym układzie;
Wymiana ciepła odbywa się za pośrednictwem konwekcji wymuszonej i przewodzenia ciepła;	Pomija się udział zjawiska promieniowania w rozpatrywanym przypadku wymiany ciepła;
Zakłada się, że źródłem ciepła jest zewnętrzna powierzchnia ściernicy ($T_{CPS} = 80^\circ\text{C}$) oraz wewnętrzna powierzchnia PO ($T_{PO} = 180^\circ\text{C}$);	Pomija się wpływ innych ewentualnych źródeł ciepła, takich jak elementy obrabiarki lub źródła światła w pomieszczeniu;
Zakłada się, że ściany końcówek dysz CAG oraz otworów w dyszy doprowadzającej aerozol olejowy są izolowane;	Pomija się wymianę ciepła pomiędzy otoczeniem a ścianami końcówek dyszy CAG oraz ścianami otworów dyszy doprowadzającej aerozol olejowy;
Jako materiał ściernicy przyjmuje się Al_2O_3 o strukturze porowatej.	Pomija się udział materiału spoiwa w symulacji.
Przyjęto stałą wartość stosunku prędkości obwodowej ściernicy do prędkości obwodowej PO $q = \frac{v_{ds}}{v_{dPO}} = 60$	Wartość v_{ds} zmieniano wraz z wartością v_{dPO} przy zachowaniu stałej wartości q .

5.4. Charakterystyka geometrycznego modelu symulowanego układu

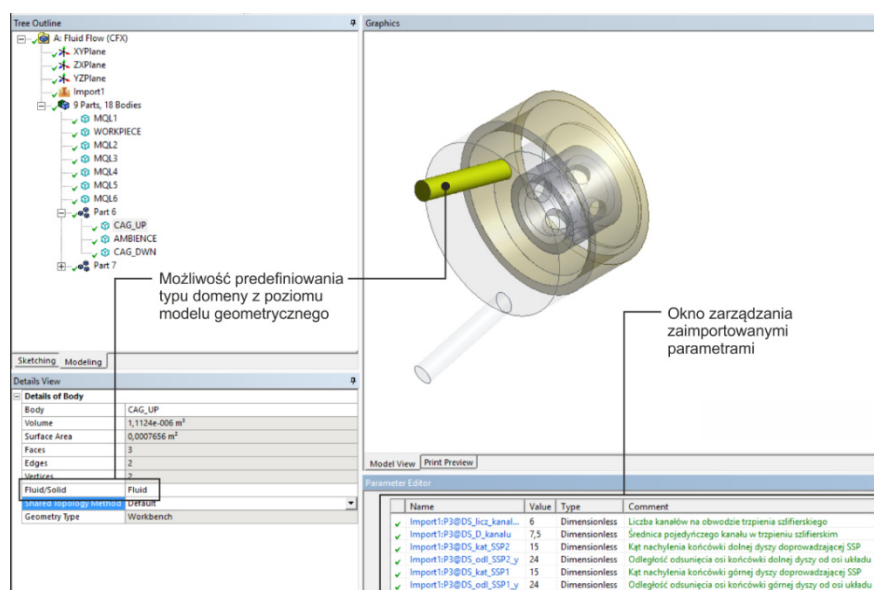
Model geometryczny układu zastosowanego do przeprowadzenia symulacji został w pierwszym etapie wstępnie przygotowany w programie AUTODESK® Inventor

Professional 2016, będącym typowym programem typu CAD (ang. *Computer Aided Design*), umożliwiającym zamodelowanie projektowanego elementu jako cyfrowego modelu trójwymiarowego. Kluczowe wymiary rozpatrywanego w pracy modelu geometrycznego (kąt nachylenia dysz doprowadzających SSP względem osi Z α_{SSP} , liczbę otworów w trzpieniu szlifierskim n_{otw} oraz ich średnicę d_{otw}) poddano parametryzacji, w celu umożliwienia późniejszej automatycznej propagacji zmian w objętości bryły. Na rysunku 71 przedstawiono dwa widoki zamodelowanego układu w formie widoku z przodu (rys. 71a) oraz z boku (rys. 71b) z zaznaczonymi parametrami. Wyjściowy model geometryczny przygotowany w programie AUTODESK® Inventor wraz z kluczowymi parametrami został następnie zaimportowany do programu ANSYS® Design Modeler będącego modułem środowiska ANSYS® Workbench.



Rys. 71. Widok ogólny (a) oraz rzut boczny (b) układu zamodelowanego w programie AUTODESK® Inventor 2016 Professional

Program ANSYS® Design Modeler jest narzędziem służącym do prawidłowego przygotowania geometrii w zakresie obliczeń numerycznych. Poza funkcją ogólnej redukcji złożoności modelu program przede wszystkim pozwala na wydzielenie domeny płynów i ciał stałych w geometrii, co jest istotne w późniejszym podziale modelu bryłowego na elementy skończone [MES]. Import modelu wraz z przypisanymi parametrami wymiarowymi umożliwił dalszą modyfikację geometrii z poziomu programu ANSYS® Design Modeler (rys. 72), co odbywało się przy zastosowaniu środowiska ANSYS® Workbench, bez konieczności ponownej edycji modelu bryłowego z poziomu programu AUTODESK® Inventor Professional 2016.



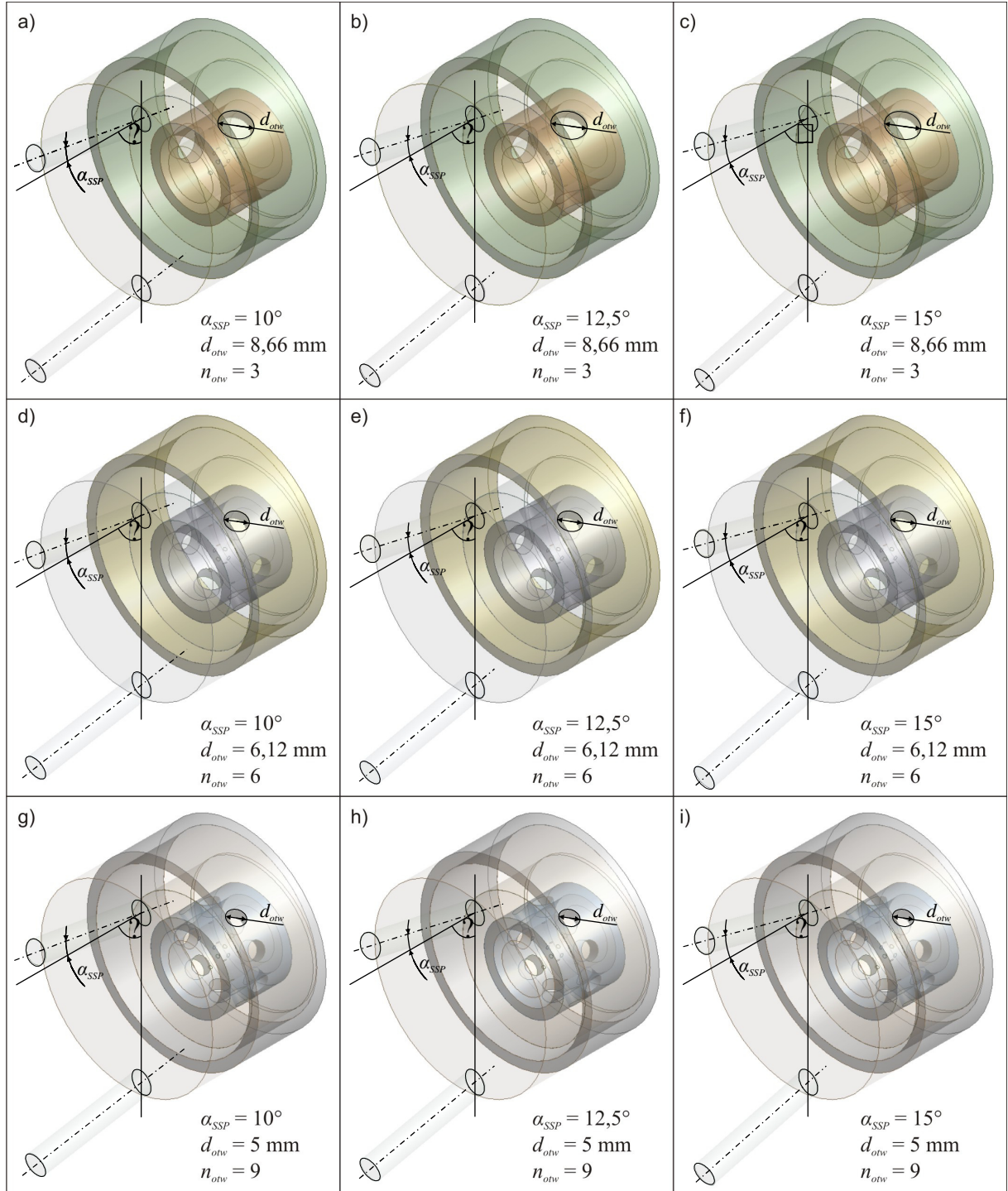
Rys. 72. Widok okna przestrzeni roboczej programu ANSYS® Design Modeler z opisem istotnych opcji

Zastosowanie interfejsu wymiany i edycji parametrów umożliwiło sprawne wygenerowanie dziesięciu modeli bryłowych o zróżnicowanym układzie geometrycznym (rys. 73), które w dalszej części poddane zostały dyskretyzacji i badaniom symulacyjnym.

Poprzez zmianę parametrów kąta nachylenia końcówek dyszy CAG, liczby otworów w trzpieniu szlifierskim oraz ich średnicy (przy zachowaniu stałej wartości sumarycznego pola powierzchni otworów w trzpieniu szlifierskim), program ANSYS® Design Modeler umożliwił przygotowanie następujących wariantów modelu geometrycznego (rys. 73):

- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 8,66$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 3$ (rys. 73a);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 8,66$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 3$ (rys. 73b);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 8,66$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 3$ (rys. 73c);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 6,12$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 6$ (rys. 73d);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 6,12$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 6$ (rys. 73e);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 6,12$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 6$ (rys. 73f);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 5$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 9$ (rys. 73g);

- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 5$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 9$ (rys. 73h);
- nachylenie końcówek dyszy SSP $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, średnica otworu w trzpieniu szlifierskim $d_{otw} = 5$ mm, liczba otworów w trzpieniu szlifierskim $n_{otw} = 9$ (rys. 73i).



Rys. 73. Widok izometryczny dziewięciu wariantów geometrycznych układu poddawanej symulacji: a) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; b) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; c) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; d) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; e) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; f) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; g) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$; h) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$; i) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$

5.5. Dyskretyzacja modelu geometrycznego

Dyskretyzacja (podział na elementy skończone) modelu jest jednym z najistotniejszych kroków symulacji komputerowej. Analityczne rozwiązania cząstkowych równań różniczkowych obejmują wyrażenia w formie, w której otrzymuje się szereg zmiennych zależnych opisujących domenę w sposób ciągły. W przeciwieństwie do rozwiązań analitycznych, rozwiązania numeryczne mogą opisywać wynik tylko w dyskretnych punktach domeny, czyli w zbiorze nieciągłych punktów tzw. siatki (ang. *grid*). Określenie właściwej siatki dla przepływu przez domenę o określonej geometrii jest poważnym problemem. Kwestia generowania siatki ma istotne znaczenie dla całej symulacji CFD ponieważ jej rodzaj zastosowany dla danego problemu może wpłynąć na uzyskanie prawidłowego końcowego wyniku obliczeń numerycznych [THO82, THO85, AND].

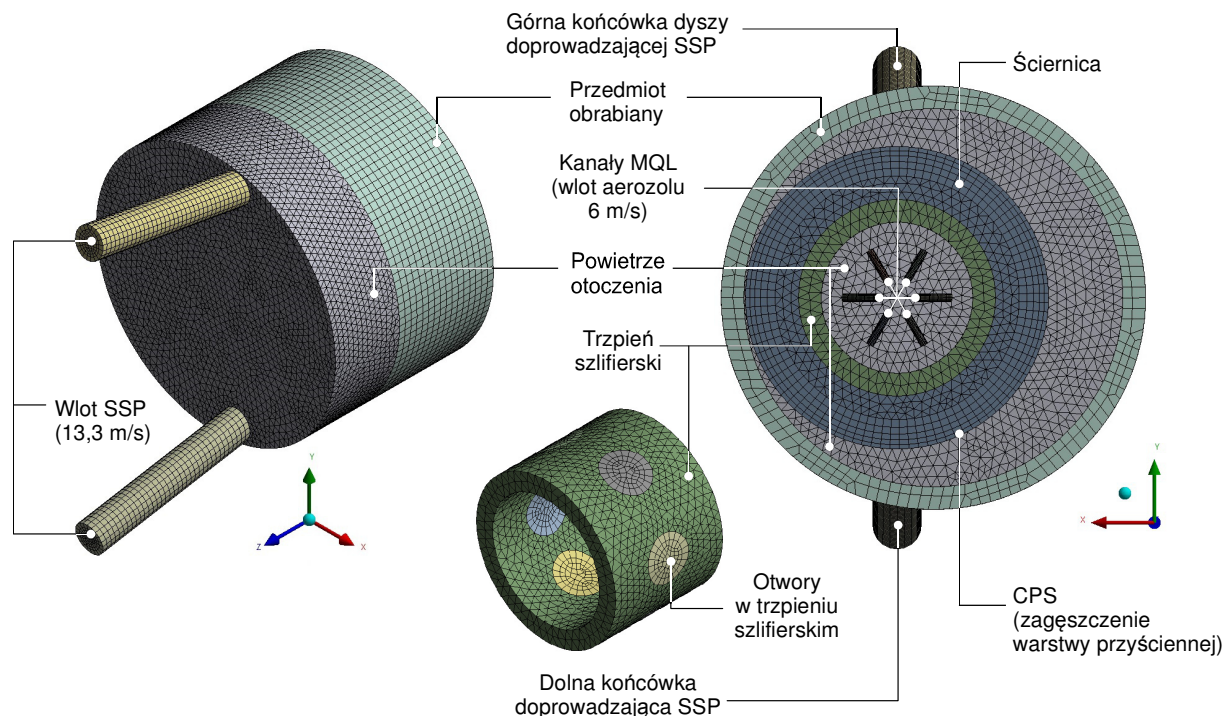
Do dyskretyzacji dziewięciu wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu (uzyskanych poprzez zmianę parametrów modelu wyjściowego w programie Design Modeler) użyty został program ANSYS® Meshing, wchodzący w skład platformy ANSYS® Workbench 18.1. W tabeli 8 przedstawiono najważniejsze parametry siatki zastosowanej w badaniach symulacyjnych.

Poszczególne bryły rozpatrywanego układu podzielone zostały na elementy skończone w sposób zróżnicowany zarówno pod względem typu elementu jak i jego wielkości (rys. 74). Bryły regularnych ciał stałych (geometria przedmiotu obrabianego) oraz płynów ograniczonych ścianą cylindryczną (geometria końcówek dyszy SSP, kanałów dyszy doprowadzającej aerozol olejowy i kanałów w trzpieniu szlifierskim) zostały podzielone na sześciennie elementy skończone (ang. *hexahedrons*). Zastosowanie elementów sześciennych pozwoliło na dyskretyzację brył o mniej skomplikowanej geometrii z udziałem relatywnie małej liczby elementów i węzłów (w odniesieniu do siatki złożonej z elementów czworosiecznych), co wpłynęło również na ograniczenie czasu trwania obliczeń symulacyjnych. Pozostałe bryły o bardziej złożonej geometrii, strukturze i przewidywanej charakterystyce przepływu (geometria trzpienia szlifierskiego, ściernicy oraz geometria powietrza otoczenia) zostały podzielone na elementy czworosieczne (ang. *tetrahedrons*), które odznaczają się większą możliwością dopasowania do geometrii o skomplikowanych kształtach, co jednak może wpłynąć na większe zapotrzebowanie na moc obliczeniową stacji roboczej.

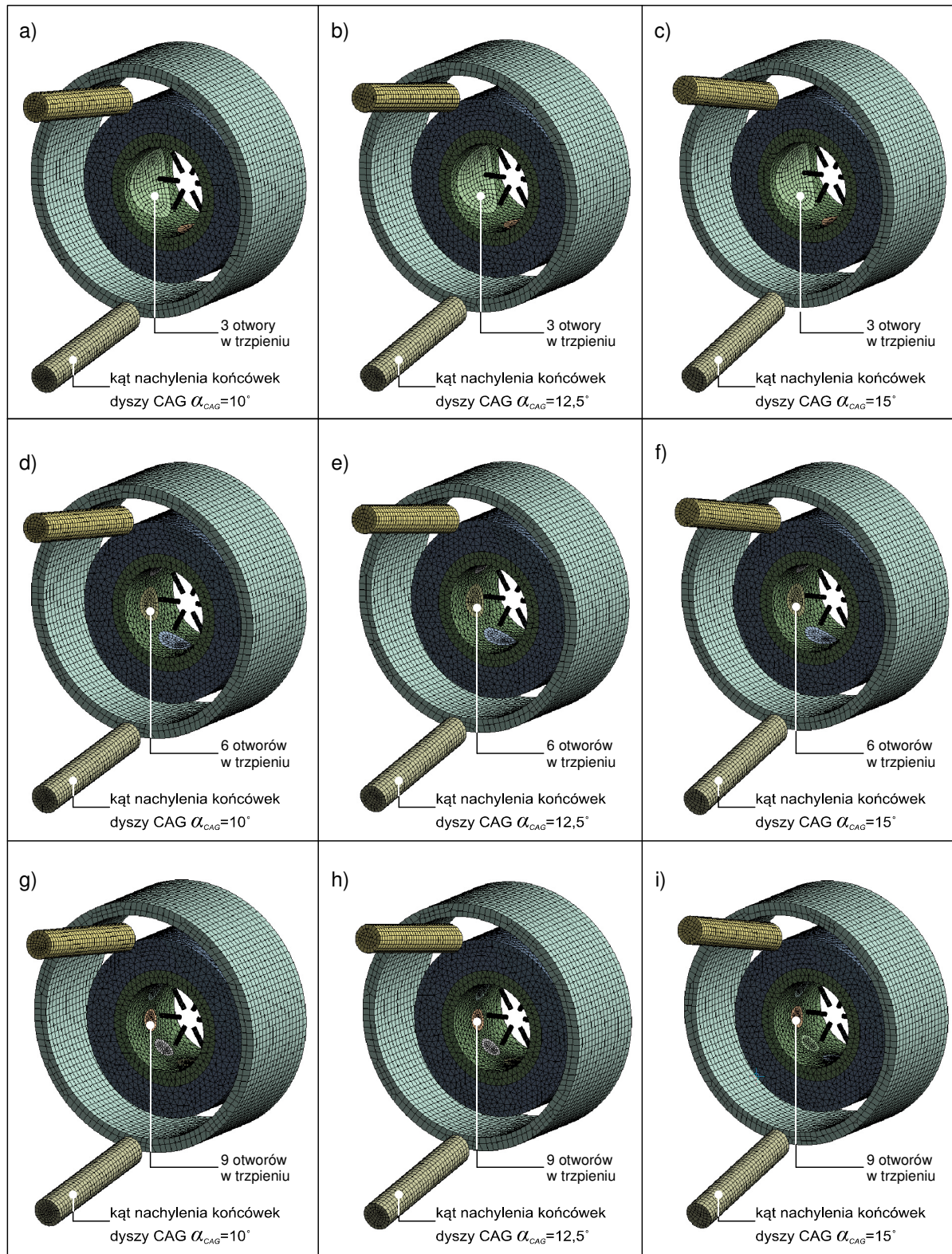
Dla wszystkich dziewięciu rozpatrywanych wariantów geometrycznych układu zbudowane zostały modele dyskretne o możliwie najbardziej zbliżonych do siebie właściwościach siatki (rys. 75), jednak różniących się nieznacznie od siebie pod względem jej struktury.

Tab. 8. Zestawienie parametrów siatki elementów skończonych modelu

Nazwa cechy opisującej siatkę	Wartość
Sposób tworzenia siatki w oparciu o fizykę określonego typu analizy (ang. <i>physics preference</i>)	CFD
Wybór typu solwera (ang. <i>solver preference</i>)	CFX
Porządek elementów (ang. <i>element order</i>)	Liniowy (ang. <i>linear</i>)
Funkcja rozmiaru (ang. <i>size function</i>)	Krzywa (ang. <i>curvature</i>)
Środek relewancji (ang. <i>relevance center</i>)	Zgrubny (ang. <i>coarse</i>)
Przejście (ang. <i>transition</i>)	Powolne (ang. <i>slow</i>)
Środek kąta rozpiętości (ang. <i>span angle center</i>)	Precyzyjny (ang. <i>fine</i>)
Wartość kąta normalnego krzywizny (ang. <i>curvature normal angle</i>)	18°
Minimalna wielkość elementu (ang. <i>minimal size</i>)	5,7902e-2 mm
Maksymalna wielkość płaszczyzny elementu (ang. <i>maximum face size</i>)	1,40 mm
Maksymalna wielkość elementu czworobocznego (ang. <i>maximum tetra size</i>)	1,40 mm
Tempo wzrostu (ang. <i>growth rate</i>)	1,20
Wymiar zniekształcenia elementu (ang. <i>defeature size</i>)	2,8951e-2 mm
Minimalna długość krawędzi elementu (ang. <i>minimum Edge length</i>)	3,14080 mm
Docelowa skośność elementów (ang. <i>target skewness</i>)	0,9
Stopień wygładzania (ang. <i>smoothing</i>)	Wysoki (ang. <i>high</i>)



Rys. 74. Opis poszczególnych brył dyskretnego modelu układu rozpatrywanego w symulacji: a) kompletny widok izometryczny modelu; b) kompletny widok modelu od tyłu; c) izometryczny widok trzpienia szlifierskiego i usytuowanych w nim otworów



Rys. 75. Widok ogólny dziewięciu wariantów modelu dyskretnego (z wyłączoną widocznością bryły powietrza otoczenia dla lepszej widoczności), wariant: a) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; b) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; c) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$; d) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; e) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; f) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$; g) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; h) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; i) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$

Zróznicowanie w strukturze siatki poszczególnych wariantów geometrycznych układu wynikało z różnych wartości kąta nachylenia brył odzwierciedlających końcówki dysz doprowadzających SSP oraz z różnej liczby i średnicy otworów w trzpieniu szlifierskim. W konsekwencji zmianie uległy objętości brył modelu. Zestawienie parametrów złożoności siatki wszystkich wariantów geometrycznych przedstawiono w tabeli 9.

Tab. 9. Zestawienie właściwości siatki w zależności od wariantu geometrycznego modelu

Wariant geometryczny modelu		Parametr złożoności siatki	
Liczba otworów na obwodzie trzpienia szlifierskiego	Kąt nachylenia dysz SSP	Liczba elementów	Liczba węzłów
3	10	334972	92769
	12,5	332469	91645
	15	331659	91361
6	10	355312	97239
	12,5	349753	95381
	15	349561	95526
9	10	367551	100119
	12,5	363216	98483
	15	362811	98615

W celu uzyskania wyników symulacji o dużej dokładności istotne było monitorowanie parametrów jakości utworzonej siatki elementów skończonych z użyciem wbudowanego w interfejs programu ANSYS® Meshing narzędzia Mesh Metrics. Zróznicowanie w strukturze modeli dyskretnych wpłynęło również na wartość parametrów opisujących jakość siatki. Narzędzie do analizy parametrów siatki umożliwiło pomiar wartości parametrów opisanych poniżej.

Jakość elementu (ang. *element quality*) – dostarcza złożone dane dotyczące jakości elementów wyrażone w zakresie wartości od 0 do 1 (przy założeniu, że wartość 1 oznacza idealny kwadrat w przypadku elementów płaskich oraz idealny sześcian w przypadku elementów trójwymiarowych a wartość 0 wskazuje na zerową objętość elementu). W przypadku elementów płaskich (trójkąty i czworoboki) dane bazują na relacji powierzchni do sumy kwadratów długości krawędzi według poniższego wzoru:

$$Q_{el} = C \left(\frac{A_{el}}{\sum (l_k)^2} \right); \quad (3.1)$$

gdzie:

Q_{el} – wartość parametru jakości elementu skończonego, –;

C – wartość stała dla danego typu elementu skończonego, –;

A_{el} – pole powierzchni elementu skończonego, mm²;

l_k – długość krawędzi elementu skończonego, mm.

Wartości opisujące jakość elementów trójwymiarowych bazują na relacji objętości elementu skończonego do pierwiastka kwadratowego z sześcienu sumy kwadratów długości krawędzi elementów, według poniższego wzoru:

$$Q_{el} = C \left(\frac{V_{el}}{\sqrt{[\sum (l_k)^2]^3}} \right); \quad (3.2)$$

gdzie:

V_{el} – objętość elementu skończonego, mm³.

Każdy z powszechnie stosowanych typów elementu odznacza się inną wartością stałej C (tab. 10).

Tab. 10. Wartość stałej C w zależności od typu zastosowanego w modelu dyskretnym elementu

Typ elementu	Wartość stałej C
Trójkątny (ang. <i>triangle</i>)	6,92820323
Czworoboczny (ang. <i>quadrangle</i>)	4,0
Czworościenny (ang. <i>tetrahedron</i>)	124,70765802
Sześcienny (ang. <i>hexagon</i>)	41,56921938
Klinowy (ang. <i>wedge</i>)	62,35382905
Ostrosłup (ang. <i>pyramid</i>)	96

Współczynnik proporcji (ang. *aspect ratio*) – parametr współczynnika proporcji obliczany jest w zależności od typu elementu (tab. 11).

Tab. 11. Sposób obliczania parametru współczynnika proporcji w zależności od typu zastosowanego elementu

Typ elementu	Sposób obliczenia
Trójkątny (ang. <i>tri</i>)	Oblicza się relację pola powierzchni trójkąta do maksymalnej długości krawędzi każdego elementu. Wartości są skalowane, więc współczynnik kształtu równy 1 odpowiada idealnie regularnemu elementowi, natomiast współczynnik kształtu 0 oznacza, że element ma obszar zerowy.
Czworoboczny (ang. <i>quad</i>)	Z każdego z czterech węzłów elementu czworobocznego wyprowadzane są dwa wektory, na bazie których powstaje równoległobok. Obszar każdego równoległoboku jest dzielony przez długość każdego wektora składowego podniesioną do kwadratu, aby uzyskać 8 możliwych proporcji. Minimalną uzyskaną wartość współczynnika przyjmuje się jako współczynnik proporcji elementu.
Czworościenny (ang. <i>tetra</i>)	Oblicza się relację między objętością elementu a promieniem kuli opisanej na elemencie podniesionej do potęgi 3. Wartości są skalowane, tak że współczynnik kształtu równy 1 odpowiada idealnie regularnemu elementowi, podczas gdy współczynnik kształtu 0 oznacza, że element ma zerową objętość.
Sześcienny (ang. <i>hexa</i>)	Współczynnik kształtu definiowany jest długością najkrótszej krawędzi elementu podzieloną przez wielkość najdłuższej krawędzi elementu.

Współczynnik Jakobiana (ang. *Jacobian ratio*) – jest obliczany i sprawdzany dla wszystkich elementów poza trójkątnymi i czworościennymi elementami liniowymi (nie

posiadającymi węzłów środkowych) lub posiadającymi węzły środkowe usytuowane idealnie w środku. Duża wartość współczynnika wskazuje na to, że mapowanie pomiędzy przestrzenią elementów a przestrzenią rzeczywistą jest obliczeniowo niewiarygodna.

Współczynnik wypaczenia (ang. *warping factor*) – obliczany jest dla niektórych czworobocznych elementów poszycia a także czterobocznych powierzchni elementów sześciennych, klinów i ostrosłupów. Duża wartość współczynnika może wskazywać na stan, w którym formowanie elementu bazowego może być problematyczne lub wskazywać na występowanie wad w generowanej siatce.

Odchyłka równoległości (ang. *parallel deviation*) – obliczana jest w sposób ignorujący węzły środkowe, przy czym wektory jednostkowe definiowane są w przestrzeni wzdłuż dostosowanej do spójnego kierunku krawędzi każdego elementu. Dla każdej pary przeciwległych krawędzi obliczany jest iloczyn punktowy wektorów jednostkowych a następnie kąt (w stopniach), którego cosinus jest tym iloczynem punktowym. Z dwóch otrzymanych kątów ten większy przyjmuje się jako wartość odchyłki równoległości. Najkorzystniejszym przypadkiem jest ten, w którym wartość odchyłki równoległości wynosi 0° .

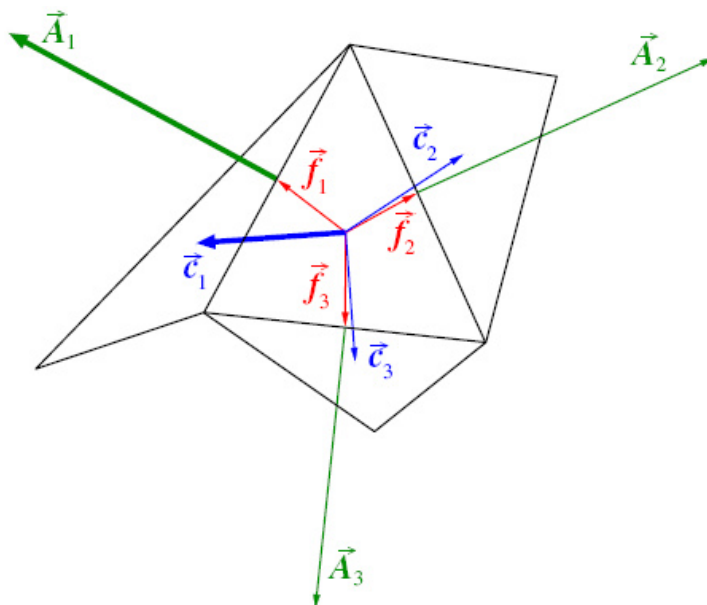
Największy kąt narożnika (ang. *maximum corner angle*) – największa wartość kąta pomiędzy sąsiednimi krawędziami obliczany jest za pomocą pozycji węzłów narożnych w przestrzeni trójwymiarowej. Węzły środkowe (jeśli występują) są ignorowane. Najkorzystniejsza wartość wynosi 60° dla elementu o geometrii trójkąta równobocznego.

Skośność (ang. *skewness*) – jest jednym z podstawowych parametrów charakteryzujących jakość siatki, który dostarcza informacje o tym, jak kształt danego elementu zbliżony jest do kształtu wzorcowego (np. równobocznego lub równokątnego). Zestawienie przyjętej jakości elementu w zależności od wartości parametru jego skośności przedstawiono w tabeli 12.

Tab. 12. Przyjęta jakość elementu w zależności od wartości parametru skośności

Przedział wartości parametru skośności	Jakość elementu
1	zdegenerowana
0,9 – <1	zła
0,75-0,9	niska
0,5-0,75	zadowalająca
0,25-0,5	dobra
>0-0,25	znakomita
0	idealna (element równoboczny)

Jakość ortogonalna (ang. *orthogonal quality*) – parametr obliczany jest przy użyciu wektorów normalnych do powierzchni elementu (A_1, A_2, A_3 na rys. 76), wektorów poprowadzonych ze środka ciężkości elementu do środka ciężkości każdego z sąsiednich elementów siatki (c_1, c_2, c_3 na rys. 76) oraz wektorów poprowadzonych ze środka ciężkości elementu do środków każdej z powierzchni elementu (f_1, f_2, f_3 na rys. 76).



Rys. 76. Wektory używane do obliczenia parametru jakości ortogonalnej dla pojedynczego elementu

Charakterystyczna długość (ang. *characteristic length*) – wielkość używana do obliczenia kroku czasowego, który spełnia warunki Couranka-Friedrichsa-Lewego dla danej konfiguracji analizy.

Symulacje przepływów wielofazowych zwykle odznaczają się dużą wrażliwością na jakość elementów i wymagają stosowania siatki o znacznie lepszej jakości w porównaniu do symulacji przepływów jednofazowych. Kompleksowa kontrola parametrów jakościowych siatki pozwoliła na uzyskanie spójnego modelu dyskretnego o charakterystyce umożliwiającej skuteczne przeprowadzenie symulacji dwufazowej. W tym celu przede wszystkim skupiono się na kontroli wartości parametrów: jakości elementów (ang. *element quality*), skośności elementów (ang. *skewness*) oraz współczynnika kształtu elementów (ang. *aspect ratio*), którego wartość monitorowano tak, aby w każdym z przygotowanych modeli dyskretnych nie przekraczała wartości 2. Zestawienie średniej wartości parametrów jakości siatki dla poszczególnych wariantów geometrycznych modelowanego układu przedstawiono w tabeli 13.

Tab. 13. Zestawienie wartości średnich parametrów opisujących jakość siatki poszczególnych wariantów geometrycznych

9			6			3			Liczba otworów na obwodzie trzpienia szlifierskiego	Wariant geometryczny modelu
15	12,5	10	15	12,5	10	15	12,5	10	Kąt nachylenia dysz SSP	
0,83898	0,83902	0,8374	0,84041	0,83995	0,83766	0,84244	0,84265	0,83987	Jakość elementów	Parametr jakości siatki (wartość średnia)
1,8504	1,852	1,8578	1,8449	1,8492	1,8573	1,8386	1,8411	1,8515	Współczynnik kształtu	
1,0333	1,0332	1,0338	1,0335	1,0344	1,0344	1,0329	1,0324	1,0341	Współczynnik Jakobiana (MAPDL)	
0,97998	0,98021	0,97961	0,97998	0,97974	0,97939	0,98037	0,98052	0,97947	Współczynnik Jakobiana (węzły narożne)	
0,87902	0,87748	0,87699	0,87648	0,87532	0,87586	0,87387	0,87339	0,87144	Współczynnik Jakobiana (Punkty Gaussa)	
6,6377e-3	7,0561e-3	7,0881e-3	6,7305e-3	7,3436e-3	7,1114e-3	7,3045e-3	7,0996e-3	7,1262e-3	Współczynnik wypaczenia	
9,9826	9,6831	10,096	9,9561	9,8402	10,258	9,4606	9,2835	10,025	Odchyłka równoległości	
94,91	94,856	94,944	94,808	94,894	94,944	94,579	94,609	94,725	Największy kąt narożnika (°)	
0,21817	0,21912	0,21976	0,21616	0,21841	0,21899	0,21287	0,21349	0,21514	Skośność	
0,78963	0,78844	0,788	0,79171	0,78962	0,78915	0,795	0,7943	0,79306	Jakość ortogonalna	
0,72122	0,72057	0,71619	0,73631	0,73515	0,72934	0,75655	0,75534	0,75144	Charakterystyczna długość (mm)	

5.6. Warunki przebiegu symulacji

Utworzony w programie ANSYS® Meshing model dyskretny został zaimportowany do programu ANSYS® CFX 18.1 w celu przypisania domen do każdej z jego brył oraz ustalenia typów granic. Ponadto w programie ANSYS® CFX 18.1 wprowadzone zostały warunki ogólne symulacji a także warunki początkowe poszczególnych domen.

W symulacji uwzględniono zarówno ruch główny obrotowy domeny ściernicy jak i ruch podstawowy posuwowy (przeciwbieżny obrót) domeny PO [PN03]. Przyjęto stałą wartość stosunku prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} do prędkości obwodowej domeny PO v_{dPO} według poniższego wzoru:

$$q = \frac{v_{ds}}{v_{dPO}} = 60 \quad (3.3)$$

W zależności od wariantu symulacji, wartość prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} zmieniano wraz z wartością prędkości obwodowej PO v_{dPO} przy zachowaniu stałej wartości q , jak przedstawiono w tabeli 14.

Tab. 14. Prędkość obwodowa domeny przedmiotu obrabianego w zależności od prędkości obwodowej domeny ściernicy przy stałym stosunku prędkości q

Prędkość obwodowa domeny ściernicy v_{ds} , m/s	Prędkość obwodowa domeny przedmiotu obrabianego v_{dPO} , m/s	Stosunek prędkości q
40	0,66	60
50	0,83	
60	1,00	

Właściwości płynów i ciał stałych zastosowanych w symulacji przedstawione zostały w tabeli 15.

Tab. 15. Właściwości płynów i ciał stałych użytych w symulacji

Ciało stałe / płyn	Model	Morfologia
Powietrze	Gaz idealny z biblioteki ANSYS®	Płyn w fazie ciągłej
Olej	Zdefiniowany model oleju: Cimtech MQL firmy Cimcool	Rozproszony płyn; Rozmiar kropli 0,002 mm
Stal	Domyślny model stali z biblioteki ANSYS®	Ciało stałe w fazie ciągłej
Tritlenek diglinu (Al_2O_3)	Zdefiniowany model: Al_2O_3	Ciało stałe w fazie ciągłej

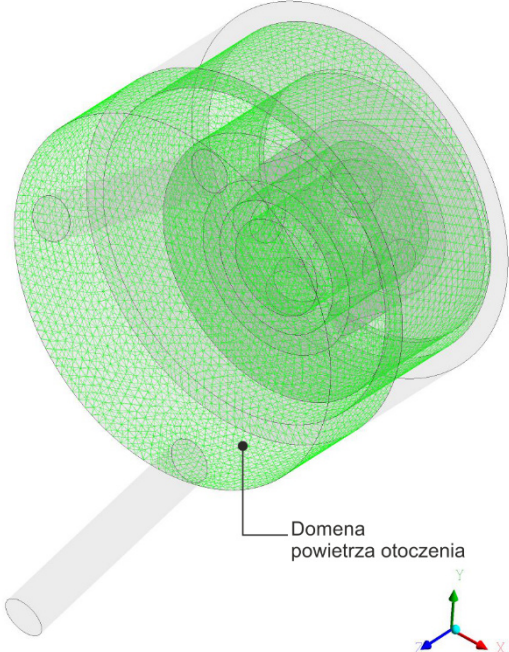
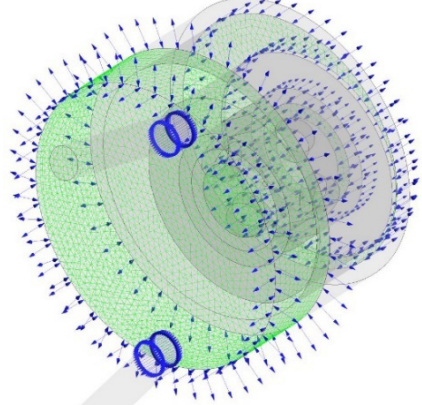
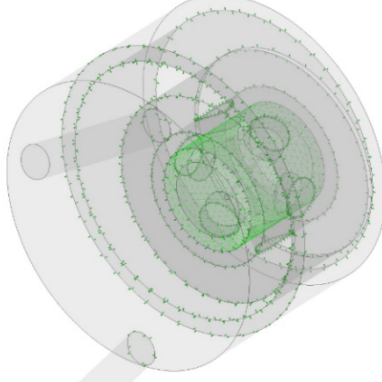
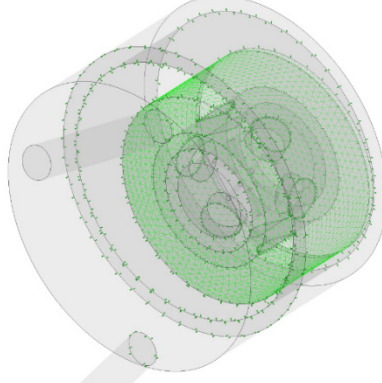
Ogólne ustawienia dotyczące charakterystyki i właściwości symulacji zostały przedstawione w tabeli 16.

Tab. 16. Ogólne ustawienia właściwości symulacji

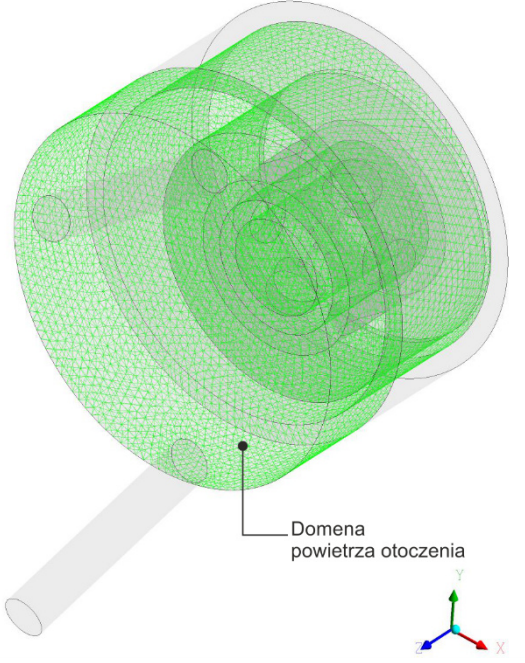
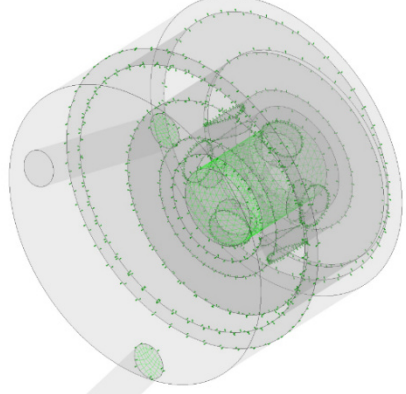
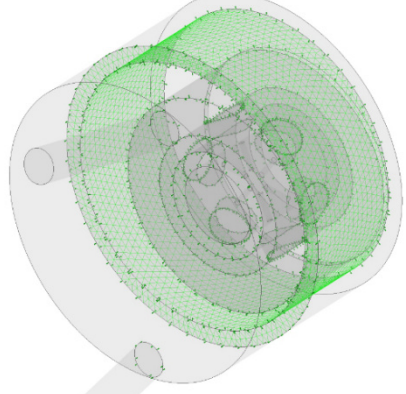
Właściwość	Ustawienie
Typ analizy	Analiza w stanie ustalonym (ang. <i>steady state</i>)
Krok czasowy dla płynów	Fizyczny krok czasowy: $3 \cdot 10^{-5}$, s
Krok czasowy dla ciał stałych	Automatyczny
Model wielofazowy	Dwie niejednorodne fazy
Model wymiany ciepła	Niejednorodny model energii całkowitej
Model turbulencji fazy ciągłej	Model transportu naprężeń ścinających – SST (ang. <i>shear stress transport</i>)
Model turbulencji fazy rozproszonej	Model oparty na równaniu zerowym fazy rozproszonej (ang. <i>dispersed phase zero equation</i>)
Wartość ciśnienia odniesienia	101325 Pa
Model wpływu grawitacji	Brak wpływu grawitacji
Stopień intensywności turbulencji	Średni (intensywność 5%)
Warunek przepływu	Poddźwiękowy

Szczegółowa charakterystyka użytych w symulacji domen oraz ich granic została przedstawiona w tabelach 17-23.

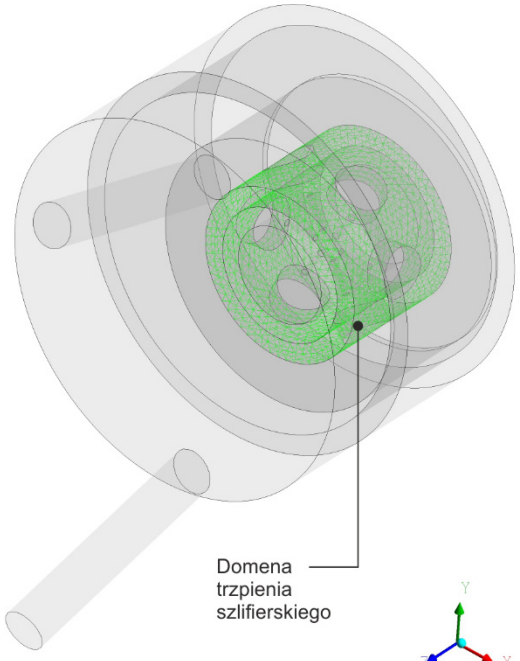
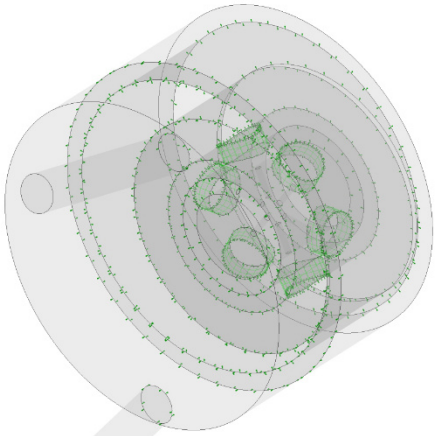
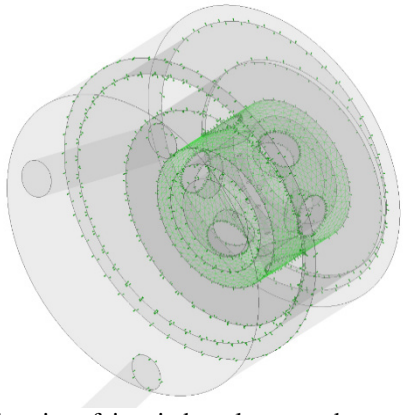
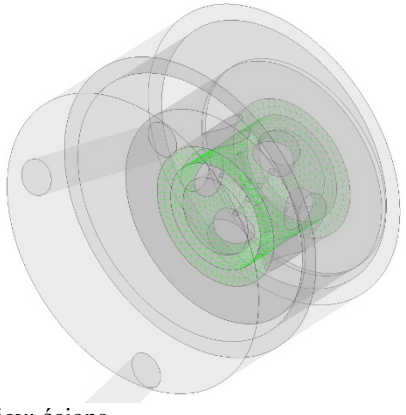
Tab. 17. Charakterystyka domeny powietrza otoczenia oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Typ domeny: płyn Obrót domeny: nie (domena nieruchoma) Warunki początkowe: Udział fazy powietrza: 100% Udział fazy oleju: 0% Wartość ciśnienia względnego: 0 MPa Temperatura powietrza: 18°C	 Typ granicy: otwarty Wartość ciśnienia względnego: 0 MPa Kierunek przepływu: normalny do granicy Temperatura powierzchni granicy $T_G = 18^\circ\text{C}$  Typ granicy: interfejs między płynami  Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą

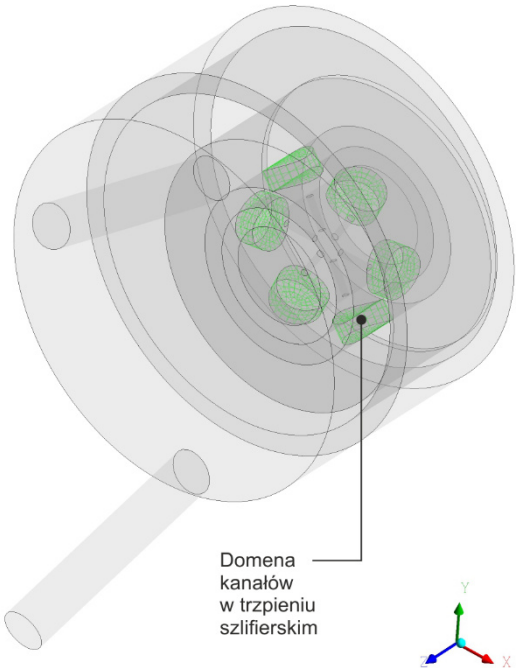
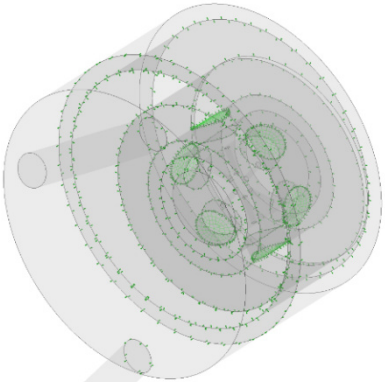
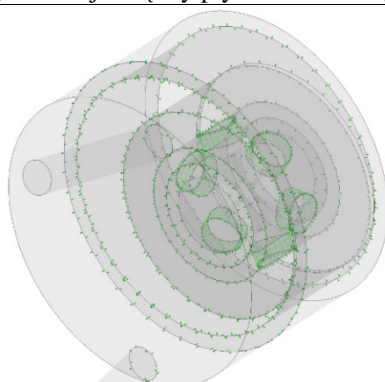
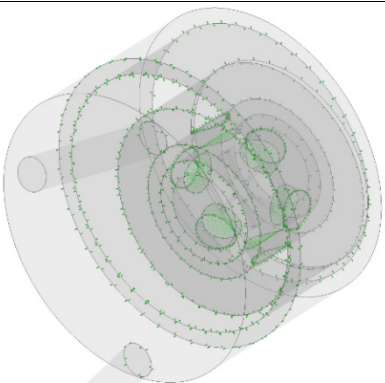
Tab. 17. Charakterystyka domeny powietrza otoczenia oraz jej granic użytych w symulacji – *ciąg dalszy*

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena powietrza otoczenia	 Typ granicy: interfejs między płynami
	 Typ granicy: interfejs między płynem a ciałem stałym, ściana gładka, bez poślizgu Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynów

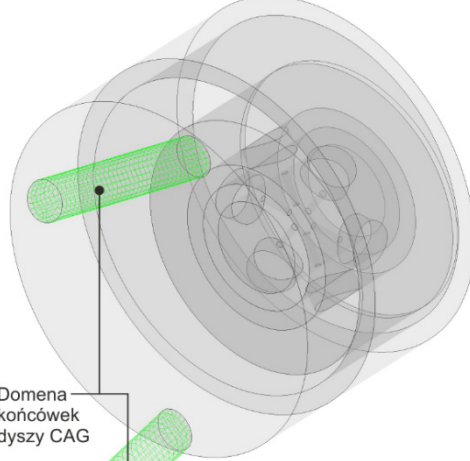
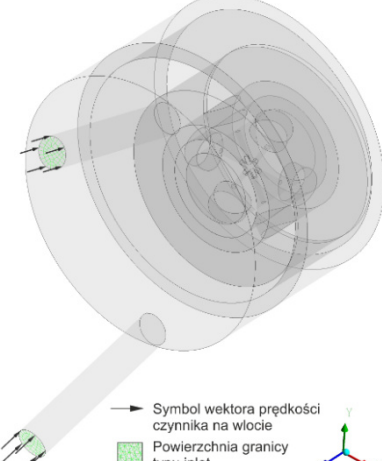
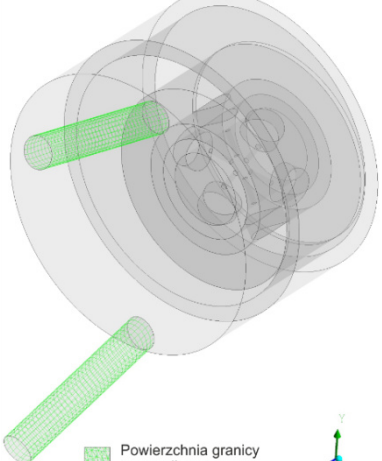
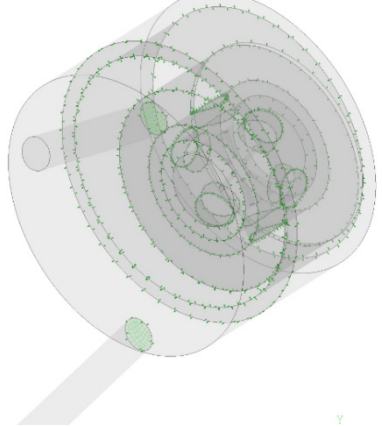
Tab. 18. Charakterystyka domeny trzpienia szlifierskiego oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena trzpienia szlifierskiego Typ domeny: ciało stałe Materiał: stal Obrót domeny: tak Prędkość obrotu: 2000 rad/s; 2500 rad/s 3000 rad/s (w zależności od wariantu symulacji) Oś obrotu: oś Z	 Typ granicy: interfejs między płynem a ciałem stałym
	 Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą
	 Typ granicy: ściana Współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 50 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ \text{C}$

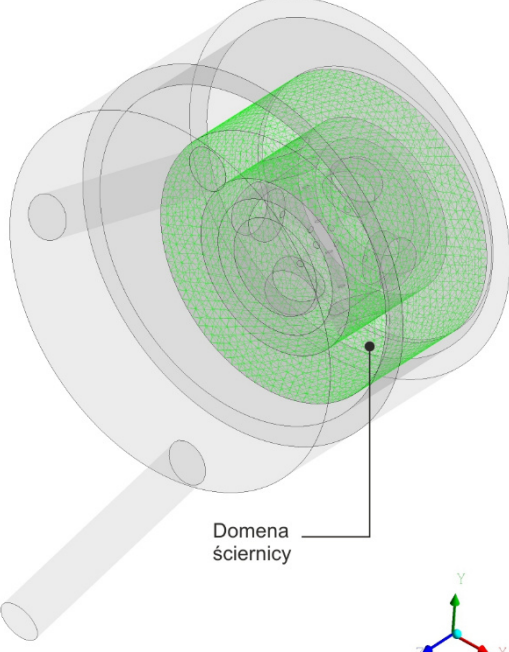
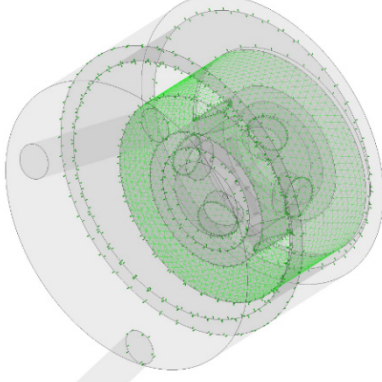
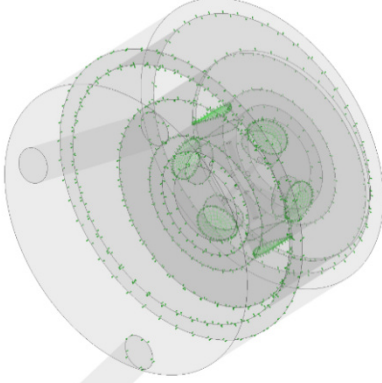
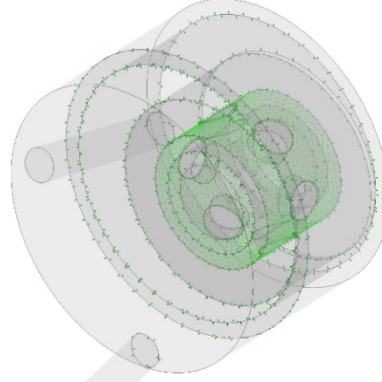
Tab. 19. Charakterystyka domeny kanałów w trzpieniu szlifierskim oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena kanałów w trzpieniu szlifierskim Typ domeny: płyn Obrót domeny: tak Prędkość obrotu: 2000 rad/s; 2500 rad/s 3000 rad/s (w zależności od wariantu symulacji) Oś obrotu: oś Z	 Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą
	 Typ granicy: interfejs między płynem a ciałem stałym ściana gładka, bez poślizgu Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynów
	 Typ granicy: interfejs między płynami

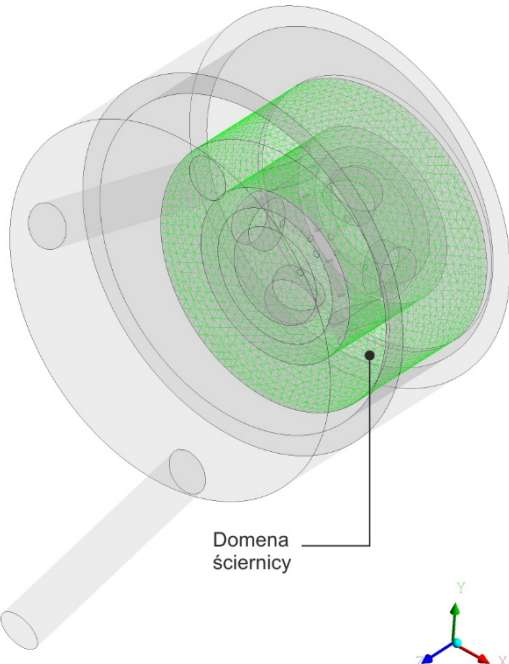
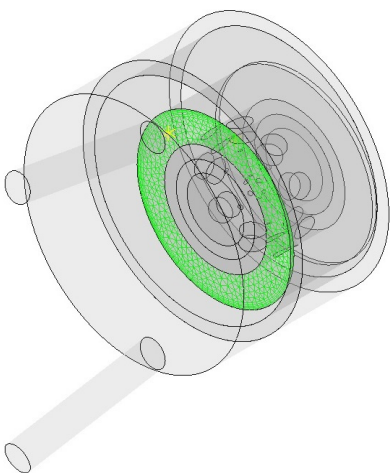
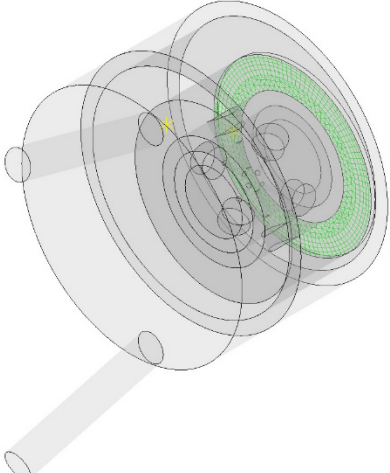
Tab. 20. Charakterystyka domeny końcówek dyszy CAG oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena końcówek dyszy CAG  Typ domeny: płyn Obrót domeny: nie (domena nieruchoma) Warunki początkowe: Udział fazy powietrza: 100% Udział fazy oleju: 0% Wartość ciśnienia względnego automatycznie Temperatura powietrza: automatyczna z podaną wartością: -2°C	 Symbol wektora prędkości czynnika na wlocie Powierzchnia granicy typu inlet  Typ granicy: wlot Prędkość normalna do powierzchni: 13,3 m/s Wymiana ciepła: temperatura statyczna $T_{ST} = -2^{\circ}\text{C}$ Udział fazy powietrza: 100% Udział fazy oleju: 0%
	 Powierzchnia granicy typu wall  Typ granicy: ściana gładka, bez poślizgu Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynów Wymiana ciepła: adiabatyczna
	 Typ granicy: interfejs między płynami

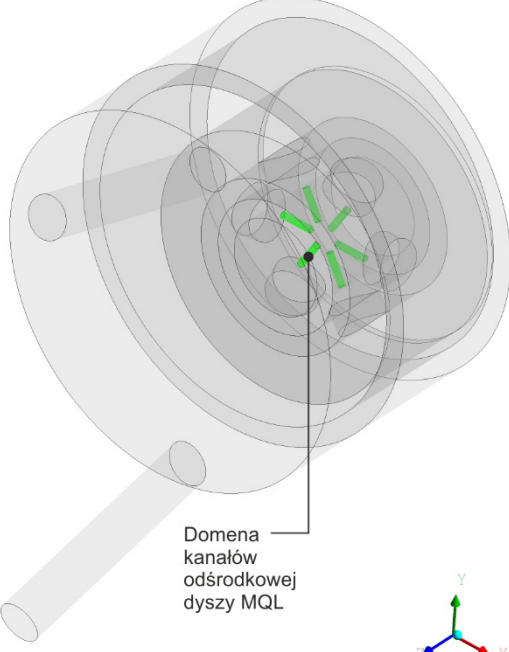
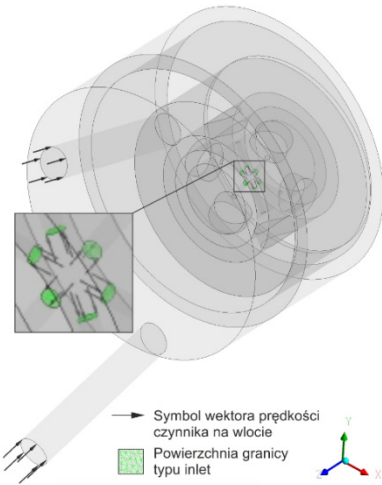
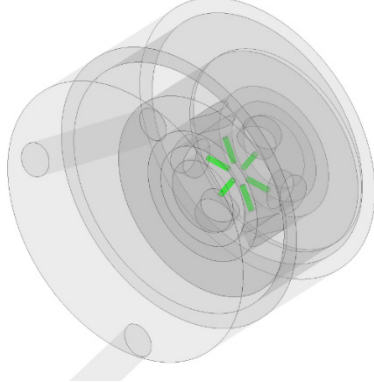
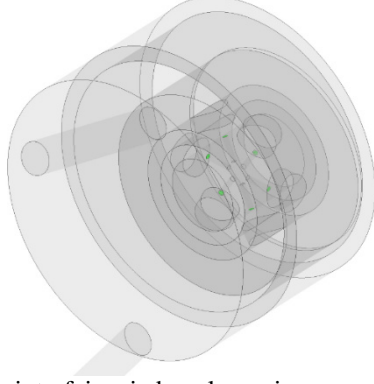
Tab. 21. Charakterystyka domeny ściernicy oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Typ domeny: porowata Materiał: Al_2O_3 Obrót domeny: tak Prędkość obrotu: 2000 rad/s; 2500 rad/s; 3000 rad/s (w zależności od wariantu symulacji) Oś obrotu: oś Z Właściwości domeny porowatej: Charakterystyka porowatości powierzchni: Izotropowa Wartość porowatości objętościowej: 39% Model strat: izotropowy Typ strat prędkości: prędkość właściwa Przepuszczalność: $2,249 \text{ m}^2$ Współczynnik strat: $0,782 \text{ m}^{-1}$ Model kontaktu powierzchniowego: uwzględnia udział objętościowy materiałów Gęstość powierzchni międzyfazowej: 5000 m^{-1} Międzyfazowy współczynnik wymiany ciepła: $500 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$	 Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą Typ ściany: chropowata ($R_{SGR} = 0,425 \text{ mm}$), bez poślizgu Wymiana ciepła: współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 300 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ\text{C}$ Źródło ciepła: strumień o wartości $h_f = 55000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ Temperatura powierzchni granicy: $T_{GCPs} = 80^\circ\text{C}$ (wynikająca ze źródła ciepła)
	 Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą Wymiana ciepła: współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 350 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ\text{C}$
	 Typ granicy: interfejs między ciałem stałym a domeną porowatą Typ ściany: gładka, bez poślizgu Wymiana ciepła: współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 300 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ\text{C}$ Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynu

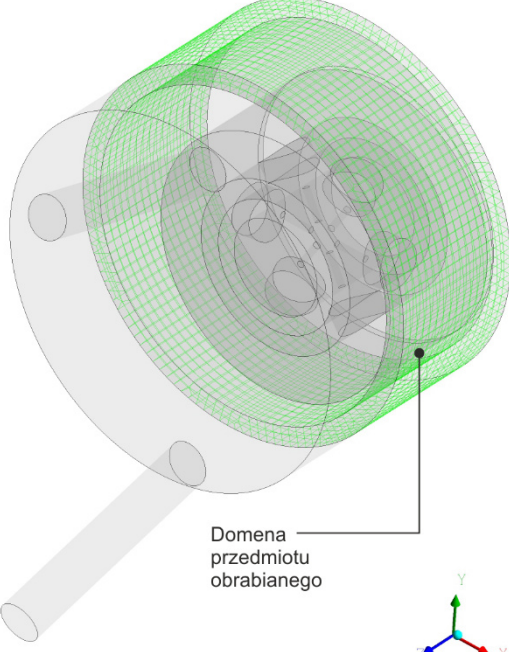
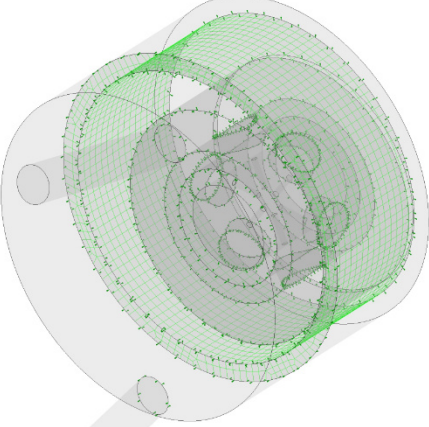
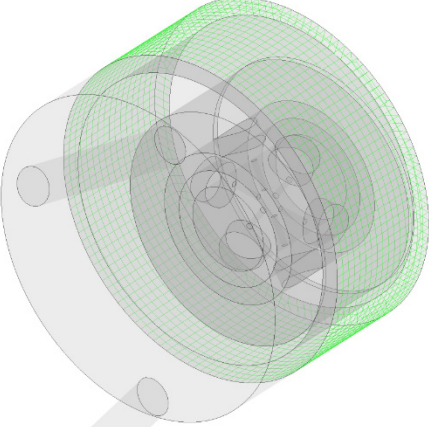
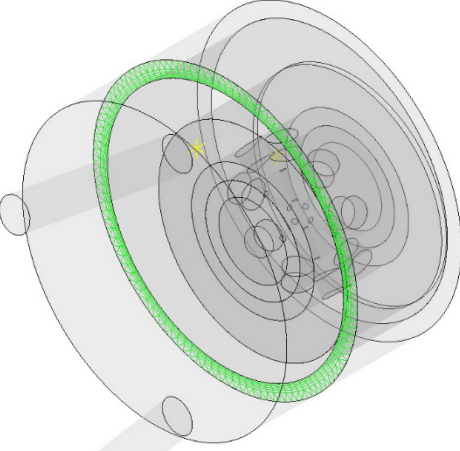
Tab. 21. Charakterystyka domeny ściernicy oraz jej granic użytych w symulacji – *ciąg dalszy*

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena ściernicy	 Typ granicy: interfejs między płynem a domeną porowatą Typ ściany: chropowata ($R_{SGR} = 0,425 \text{ mm}$), bez poślizgu Wymiana ciepła: współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 600 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 3^\circ \text{C}$ Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynu  Typ granicy: ściana chropowata ($R_{SGR} = 0,425 \text{ mm}$), bez poślizgu Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynów Wymiana ciepła: współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 100 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ \text{C}$

Tab. 22. Charakterystyka domeny kanałów dyszy MQL oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena kanałów odśrodkowej dyszy MQL  Typ domeny: płyn Obrót domeny: nie (domena nieruchoma)	 Symbol wektora prędkości czynnika na wlocie Powierzchnia granicy typu inlet Typ granicy: wlot Prędkość normalna do powierzchni: 6 m/s Wymiana ciepła: temperatura statyczna $T_{ST} = 18^{\circ}\text{C}$ Udział fazy powietrza: 90% Udział fazy oleju: 10%
	 Typ granicy: ściana gładka, bez poślizgu Model kontaktu: zależny od udziału objętościowego płynu Wymiana ciepła: adiabatyczna
	 Typ granicy: interfejs między płynami

Tab. 23. Charakterystyka domeny przedmiotu obrabianego oraz jej granic użytych w symulacji

Obszar i właściwości domeny	Granice domeny
 Domena przedmiotu obrabianego Typ domeny: ciało stałe Materiał: stal Obrót domeny: tak Prędkość obrotu: -33,33 rad/s; -41,67 rad/s; -50 rad/s (w zależności od wariantu symulacji) Oś obrotu: oś Z	 Typ granicy: interfejs między płynem a ciałem stałym; Źródło ciepła: strumień energii o wartości $h_f = 45000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ Temperatura powierzchni granicy: $T_{GCPS} = 180^\circ\text{C}$ (wynikająca ze źródła ciepła)
	 Typ granicy: ściana gładka, bez poślizgu Wymiana ciepła Zewnętrzna temperatura graniczna $T_z = 18^\circ\text{C}$ Współczynnik wymiany ciepła $h_{tc} = 100 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$
	 Typ granicy: interfejs między płynem a ciałem stałym

5.7. Modele matematyczne zastosowane w symulacji

W celu przeprowadzenia badań symulacyjnych z dużą dokładnością, zastosowane zostały poniższe modele matematyczne opisujące wymianę ciepła (opisany w podrozdziale 5.7.1), turbulencję przepływu płynu w fazie ciągłej (opisany w podrozdziale 5.7.2) oraz turbulencję przepływu płynu w fazie rozproszonej (opisany w podrozdziale 5.7.3).

5.7.1. Model wymiany ciepła

Jako model wymiany ciepła zastosowano równanie energii całkowitej opisane wzorem:

$$\frac{\partial(\rho h_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U h_{tot}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \nabla \cdot (U \cdot \tau) + U \cdot S_M + S_E, \quad (3.4)$$

gdzie:

h_{tot} – entalpia całkowita, związana z entalpią statyczną $h(T,p)$ wyrażoną wzorem:

$$h_{tot} = h + \frac{1}{2} U^2; \quad (3.5)$$

$\nabla \cdot (U \cdot \tau)$ – praca związana z naprężeniami lepkości (modelowanie wewnętrznego ogrzewania poprzez lepkość w płynie, pomijalne w większości przepływów);

$U \cdot S_M$ – praca związana z zewnętrznymi źródłami pędu (wartość pomijalna).

5.7.2. Model turbulencji przepływu (płyn w fazie ciągłej – powietrze)

Jako model turbulencji przepływu przyjęto dwurównaniowy model lepkości turbulentnej SST (ang. *Shear-Stress Transport model*), który został opracowany w 1994 roku przez F. R. Mentera i opiera się na modelu $k-\omega$. Model SST w skuteczny sposób łączy w sobie dokładność i solidność formułowania modelu $k-\omega$ w obszarach przyściennych z niezależnością swobodnego strumienia modelu $k-\varepsilon$ formułowanego w dalszych obszarach (oddalonych od ścian). Jest to możliwe poprzez konwersję modelu $k-\varepsilon$ do modelu $k-\omega$. Model SST jest zbliżony do standardowego modelu $k-\omega$ ale uwzględnia poniższe udoskonalenia:

- zarówno standardowy model $k-\omega$ oraz przekształcony model $k-\varepsilon$ są mnożone przez funkcję mieszania i dodawane razem;
- funkcja mieszania jest zaprojektowana tak, aby przyjmowała wartość 1 w obszarach przyściennych i aktywowała standardowy model $k-\omega$, natomiast w obszarach oddalonych od powierzchni ścian, funkcja mieszania przyjmuje wartość 0, co powoduje aktywację przekształconego modelu $k-\varepsilon$;
- model SST uwzględnia wyrażenie tłumienia wtórnej dyfuzji krzyżowej w równaniu ω .
- zmodyfikowane wyrażenie lepkości turbulentnej uwzględniające przenoszenie turbulentnych naprężeń ścinających;
- inne stałe modelowania.

Przedstawione cechy modelu SST sprawiają, że jest on bardziej dokładny i niezawodny dla szerszej klasy przepływów w odniesieniu do standardowego modelu $k-\omega$.

Nazwa modelu SST (model transportu naprężeń ścinających) wynika z tego, że zawarte w nim wyrażenie lepkości turbulentnej jest modyfikowane w celu uwzględnienia transportu głównych turbulentnych naprężeń ścinających. Zastosowanie równania $k-\omega$ w wewnętrznych częściach warstwy granicznej czynią model bezpośrednio użytecznym w obszarze aż do ściany, przez lepka podwarstwę. Stąd też model SST może być stosowany jako model turbulencji dla małej liczby Reynoldsa (ang. *Low-Re model*), bez dodatkowych funkcji tłumienia. Funkcja umożliwiająca przełączanie modelu SST pomiędzy równaniem $k-e$ a równaniem $k-\omega$ pozwala na uzyskanie poprawnych wyników zarówno w strefie przyściennej jak i warstwach wewnętrznych strumienia.

Poniżej przedstawione zostały równania transportu modelu SST $k-\omega$:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_k - Y_k + S_k ; \quad (3.6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega ; \quad (3.7)$$

gdzie:

k – energia kinetyczna turbulencji;

ω – właściwa szybkość rozpraszania (energii kinetycznej turbulencji k na wewnętrzną energię cieplną);

$\tilde{G}_k$ – generowanie energii kinetycznej turbulencji wynikającej z gradientów wartości średniej prędkości przepływu;

G_ω – generowanie ω ;

Γ_k – efektywny współczynnik dyfuzji dla k ;

Γ_ω – efektywny współczynnik dyfuzji dla ω ;

Y_k – rozproszenie k spowodowane turbulencją;

Y_ω – rozproszenie ω spowodowane turbulencją;

D_ω – wyrażenie dyfuzji krzyżowej;

S_k – dane warunki źródłowe dla k ;

S_ω – dane warunki źródłowe dla ω .

5.7.3. Model turbulencji przepływu (płyn w fazie rozproszonej – olej)

Jako model turbulencji przepływu oleju (płynu w fazie rozproszonej) przyjęto model równania zerowego fazy rozproszonej (ang. *dispersed phase zero equation model*) opisany wzorem:

$$v_{td} = \frac{v_{tc}}{\sigma} \Rightarrow \mu_{td} = \frac{\rho_d}{\rho_c} \frac{\mu_{tc}}{\sigma}; \quad (3.8)$$

gdzie: σ – turbulentna liczba Prandtla odnosząca wartość kinematycznej lepkości wiru fazy rozproszonej v_{td} do wartość kinematycznej lepkości wiru fazy ciągłej v_{tc} .

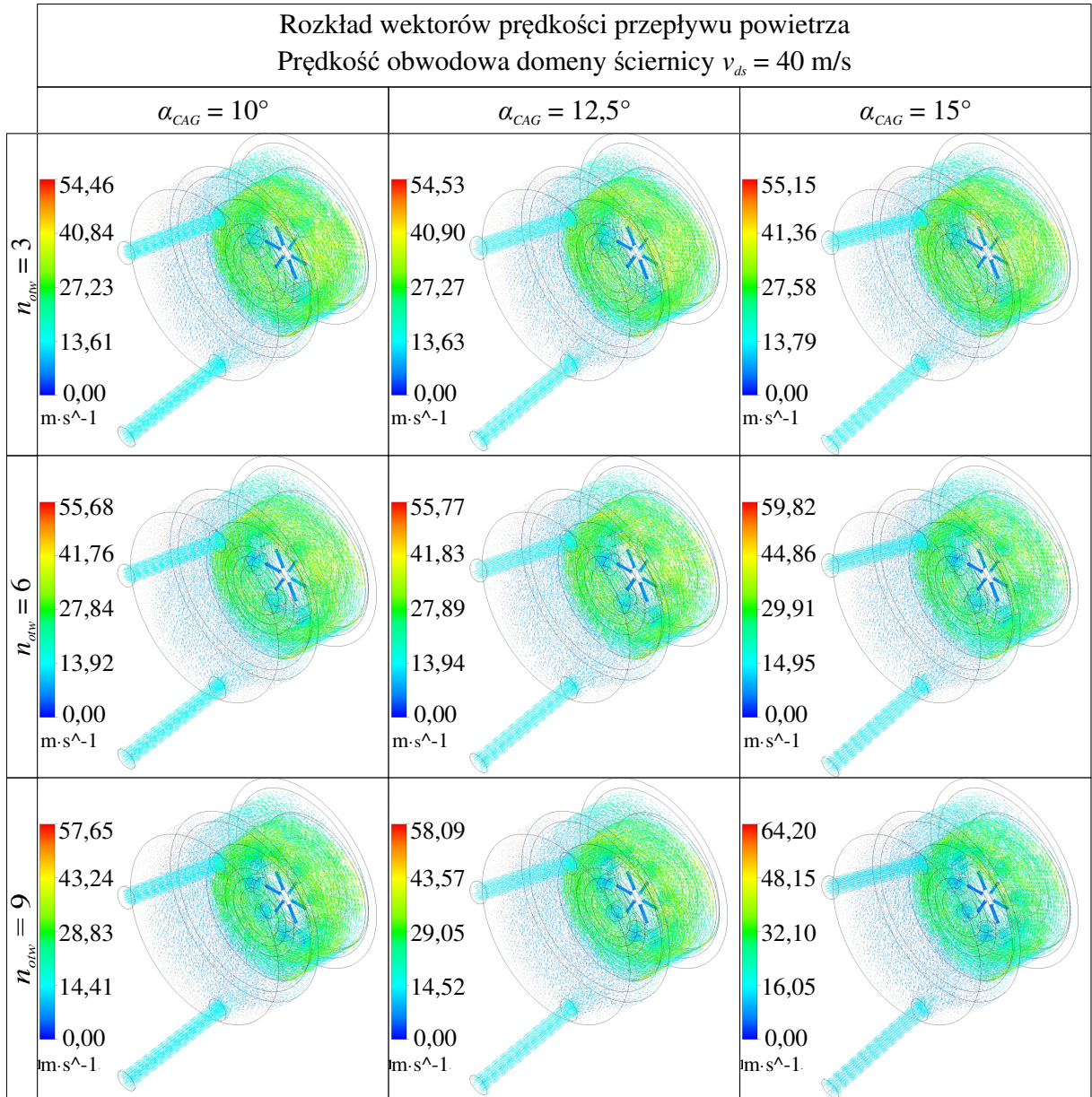
5.8. Wyniki badań symulacyjnych

Przeprowadzone badania symulacyjne pozwoliły uzyskać szereg wyników opisujących charakterystykę modelowanego procesu przepływu czynników chłodząco-smarujących w układzie podawanego odśrodkowo do strefy szlifowania (przez otwory w trzpieniu szlifierskim i dalej przez przestrzenie międzyziarnowe ściernicy) aerozolu olejowego wraz z jednoczesnym chłodzeniem strefy szlifowania z użyciem zewnętrznej dyszy CAG doprowadzającej SSP. W pracy skupiono się na analizie wyników dotyczących warunków przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania (opisanej w podrozdziale 5.8.1) oraz analizie wyników dotyczących warunków termicznych w strefie szlifowania (opisanej w podrozdziale 5.8.2).

5.8.1. Wyniki badań symulacyjnych - warunki przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania

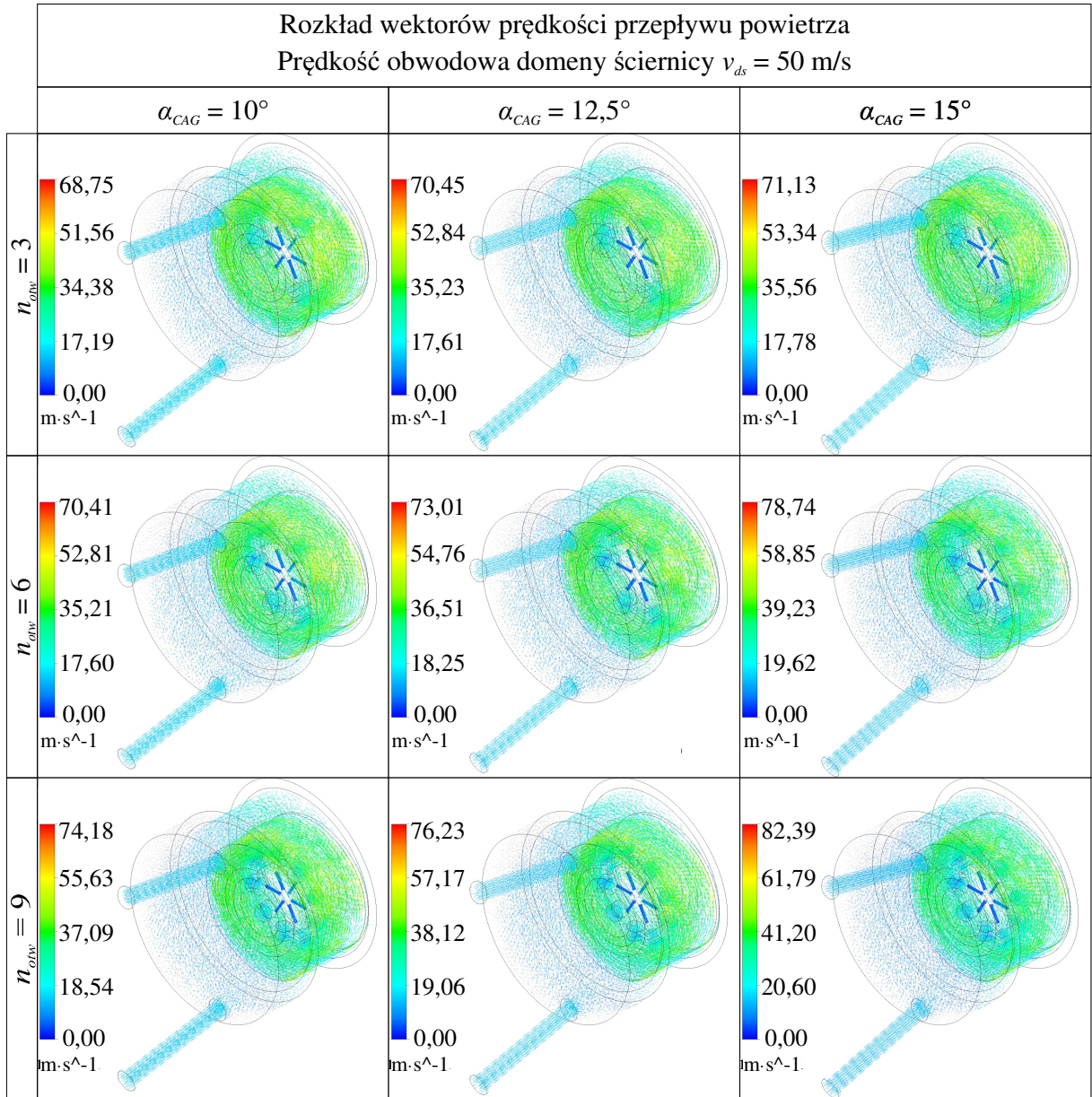
Badania symulacyjne rozpatrywanego układu w dziewięciu różnych wariantach geometrycznych, dla trzech różnych wartości prędkości obwodowej ściernicy (40, 50, 60 m/s) oraz PO (0,66, 0,83, 1,0 m/s) umożliwiły uzyskanie wyników dotyczących warunków przepływu PCS w strefie szlifowania.

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s zostały przedstawione na rysunku 77.



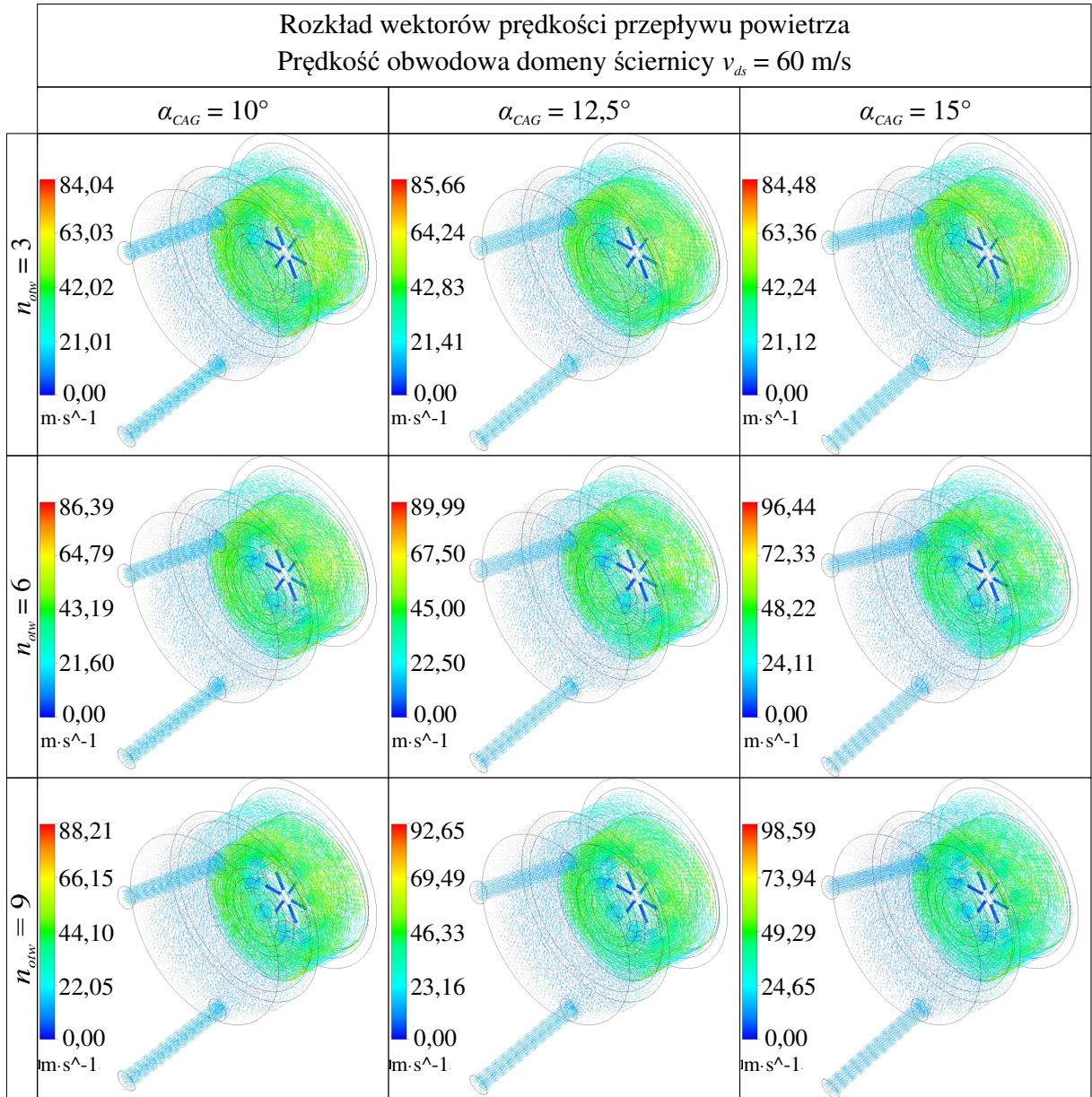
Rys. 77. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s zostały przedstawione na rysunku 78.



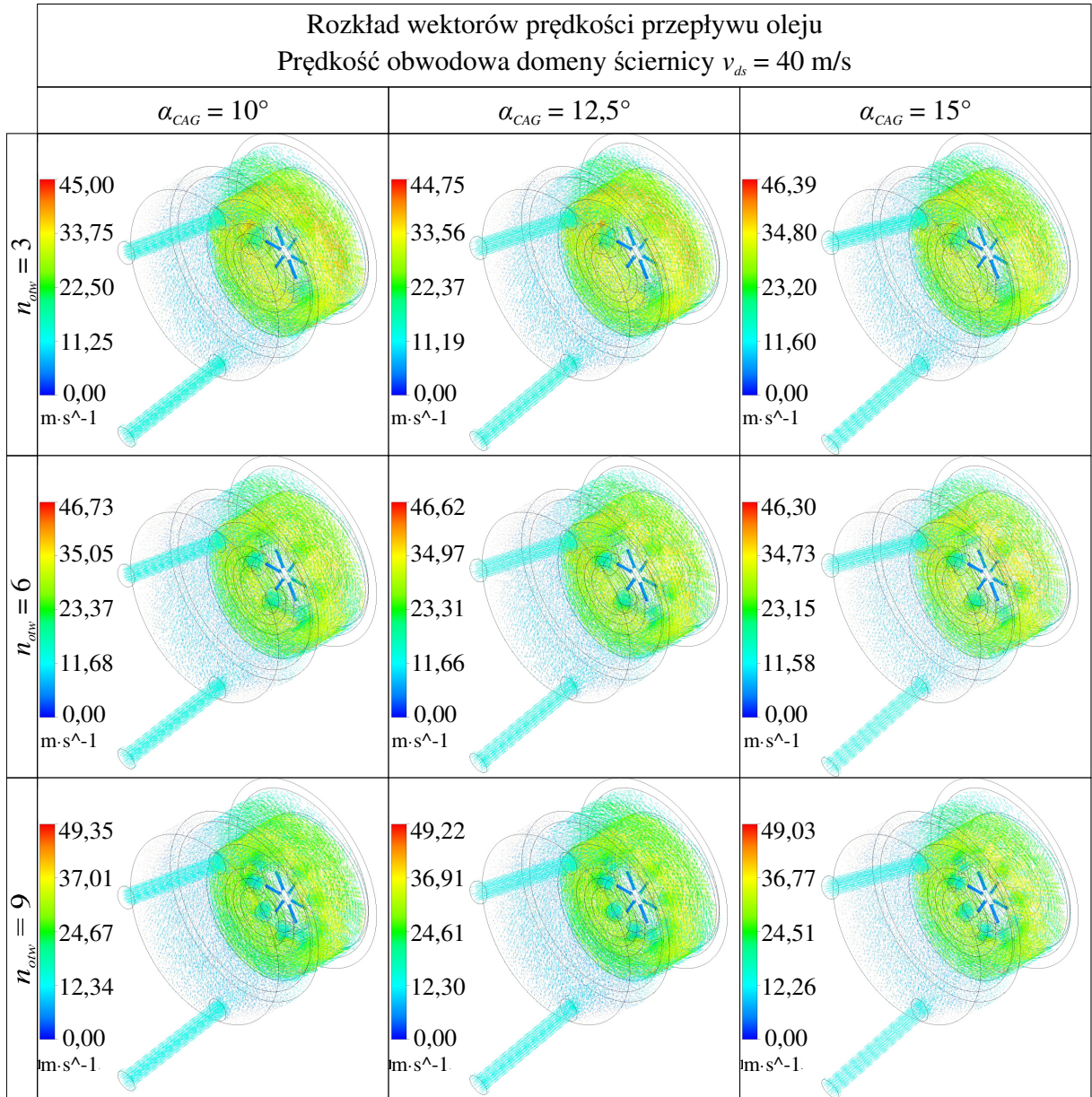
Rys. 78. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s zostały przedstawione na rysunku 79.



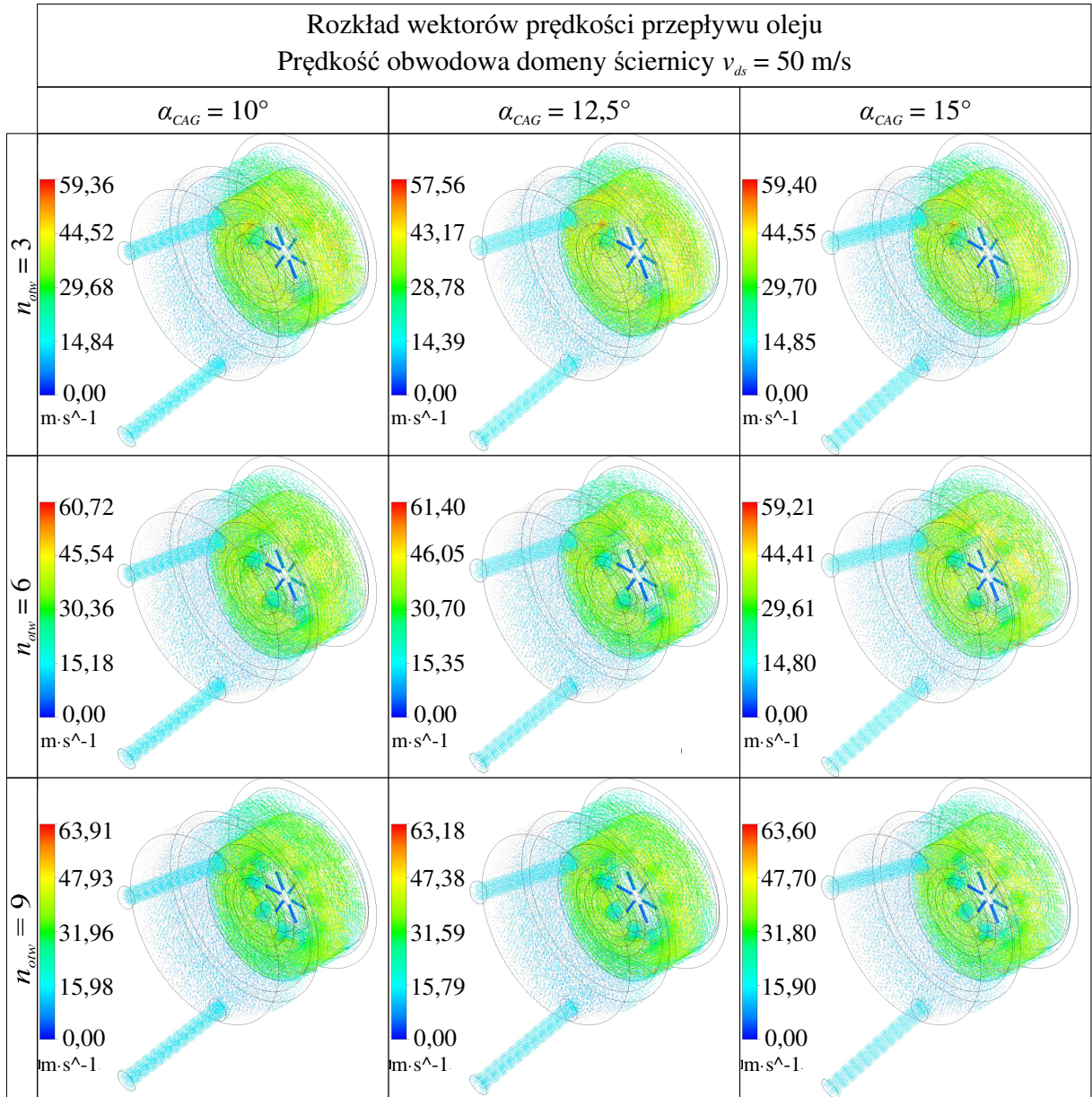
Rys. 79. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu cząstek oleju w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s zostały przedstawione na rysunku 80.



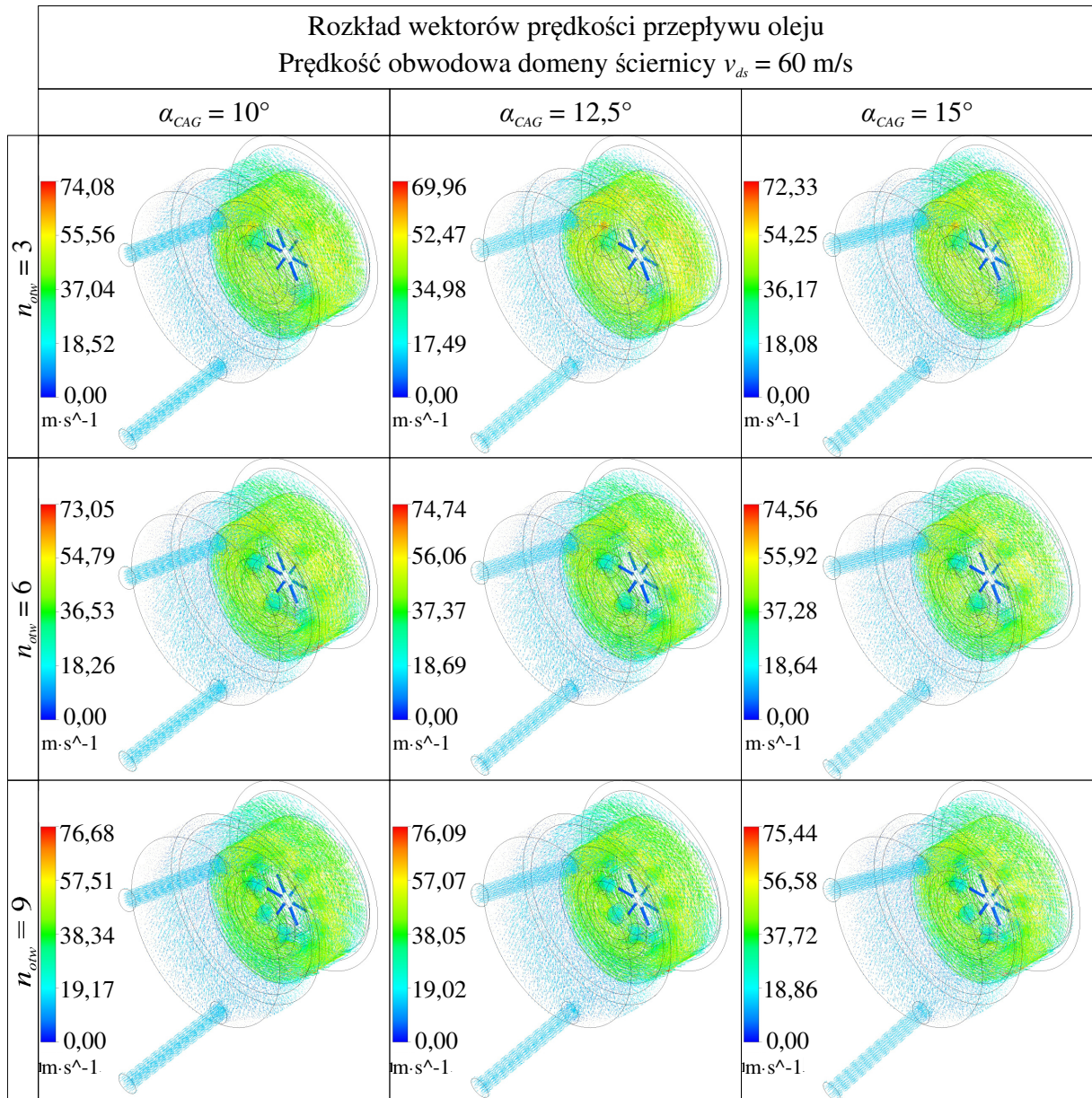
Rys. 80. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu cząstek oleju w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s zostały przedstawione na rysunku 81.



Rys. 81. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład wektorów prędkości przepływu cząstek oleju w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s zostały przedstawione na rysunku 82.



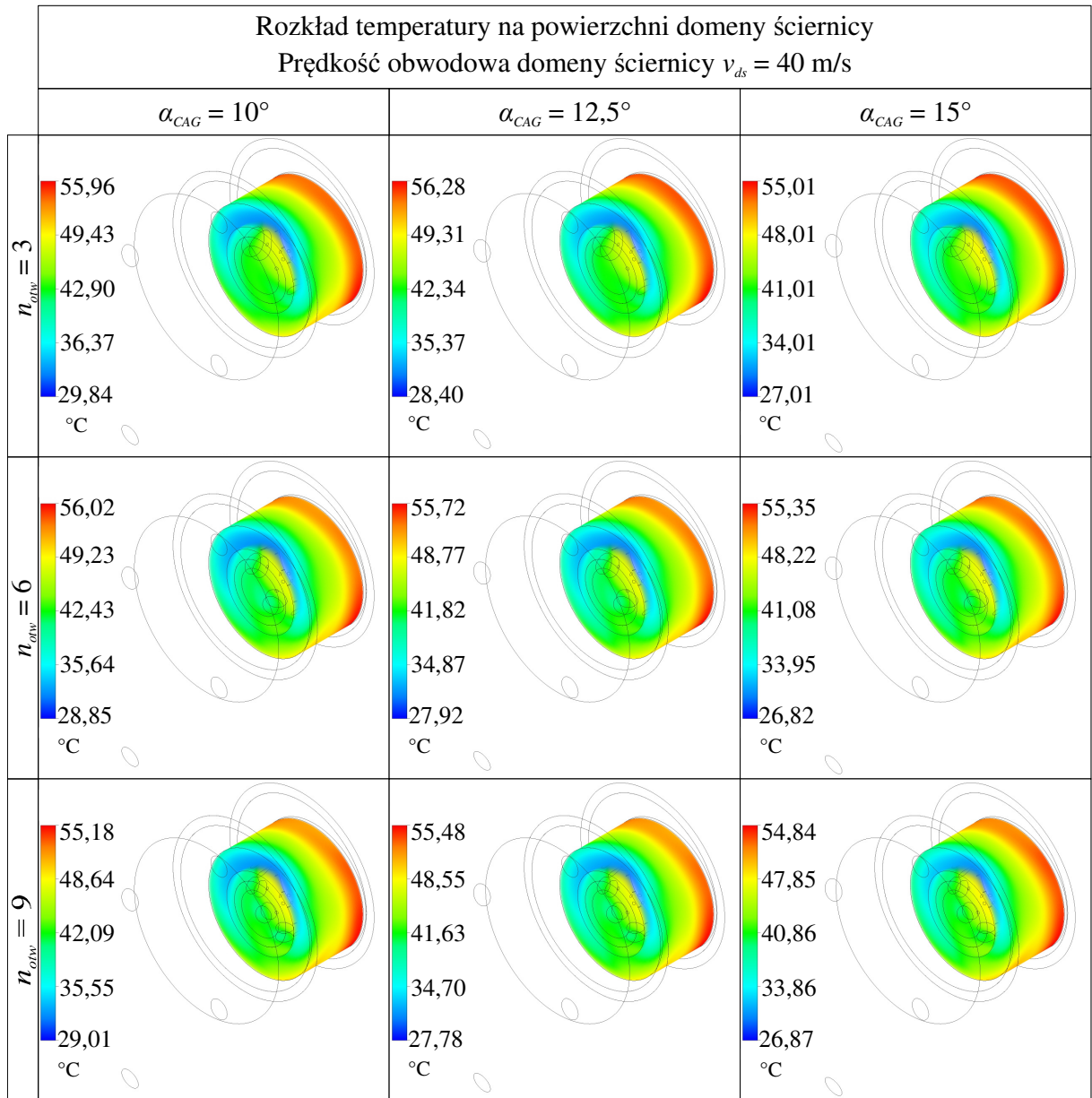
Rys. 82. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60 \text{ m/s}$

5.8.2. Wyniki badań symulacyjnych – warunki termiczne w strefie szlifowania

Przeprowadzone badania symulacyjne rozpatrywanego układu w dziewięciu różnych wariantach geometrycznych, dla trzech różnych wartości prędkości obwodowej ściernicy (40, 50, 60 m/s) oraz PO (0,66, 0,83, 1,0 m/s) umożliwiły również uzyskanie wyników dotyczących warunków termicznych panujących w strefie szlifowania. Uzyskane wyniki umożliwiły dokonanie analizy rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy oraz PO.

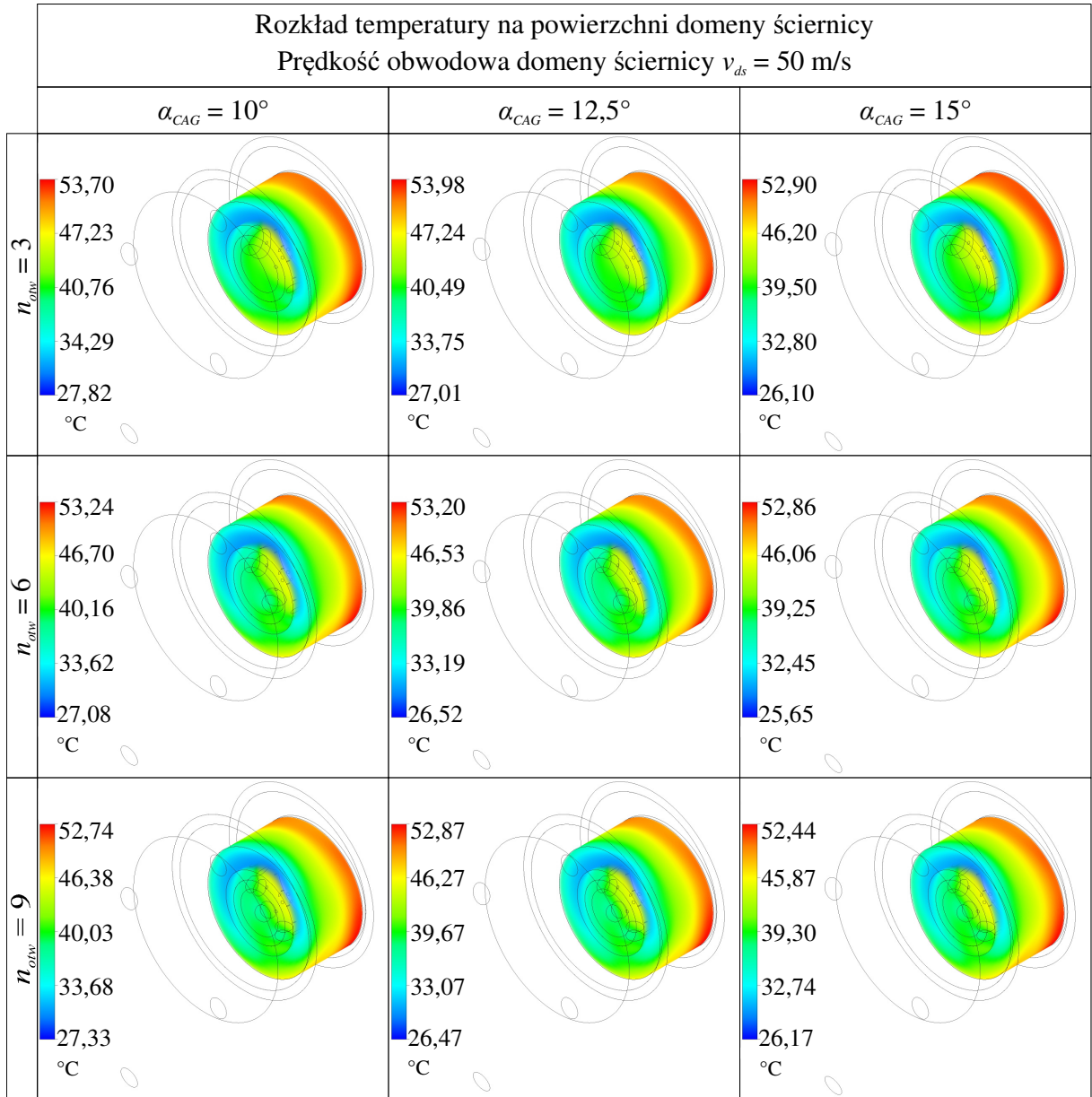
Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny ściernicy w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9

otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$ dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s zostały przedstawione na rysunku 83.



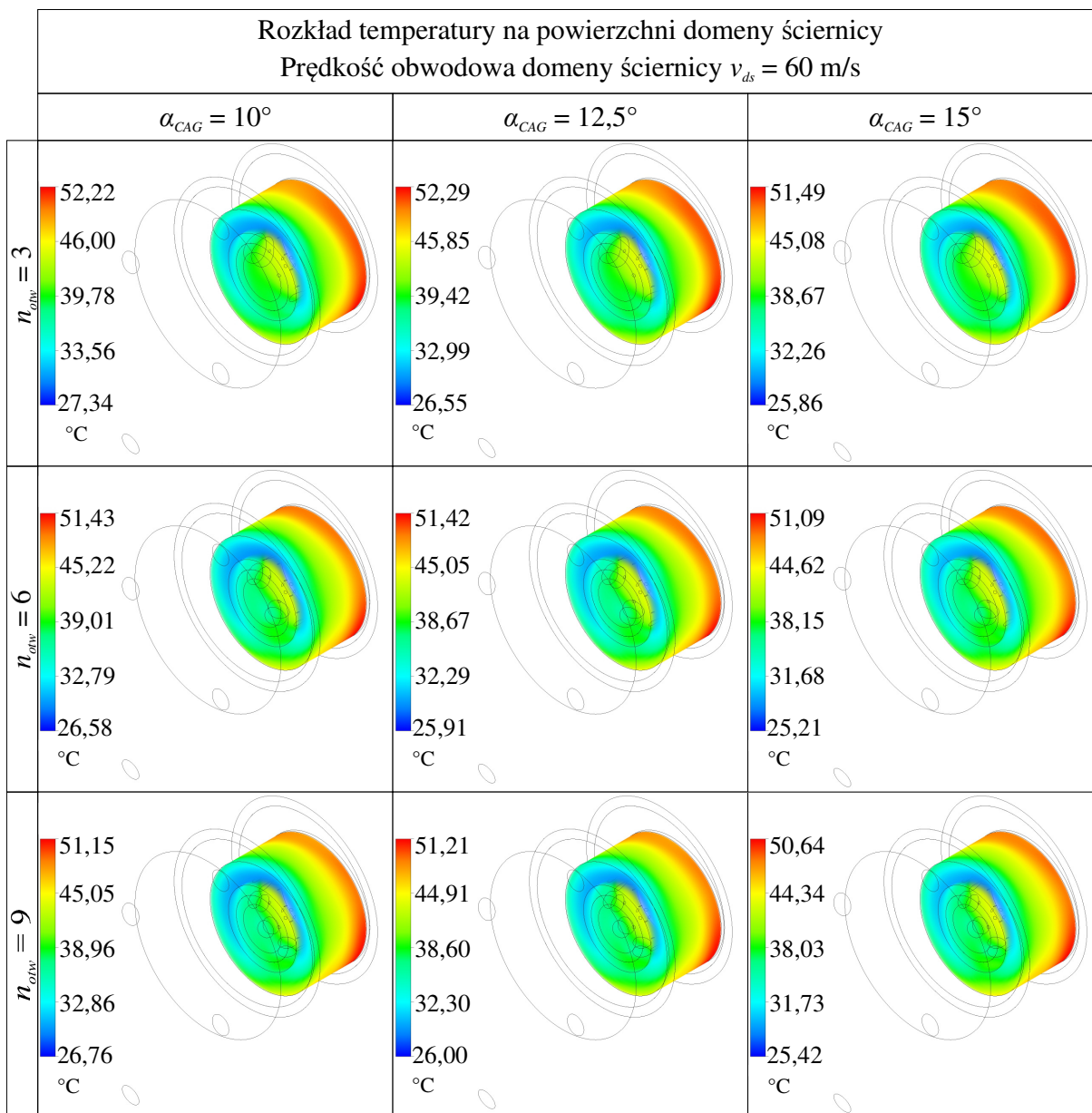
Rys. 83. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny ściernicy w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$ dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s zostały przedstawione na rysunku 84.



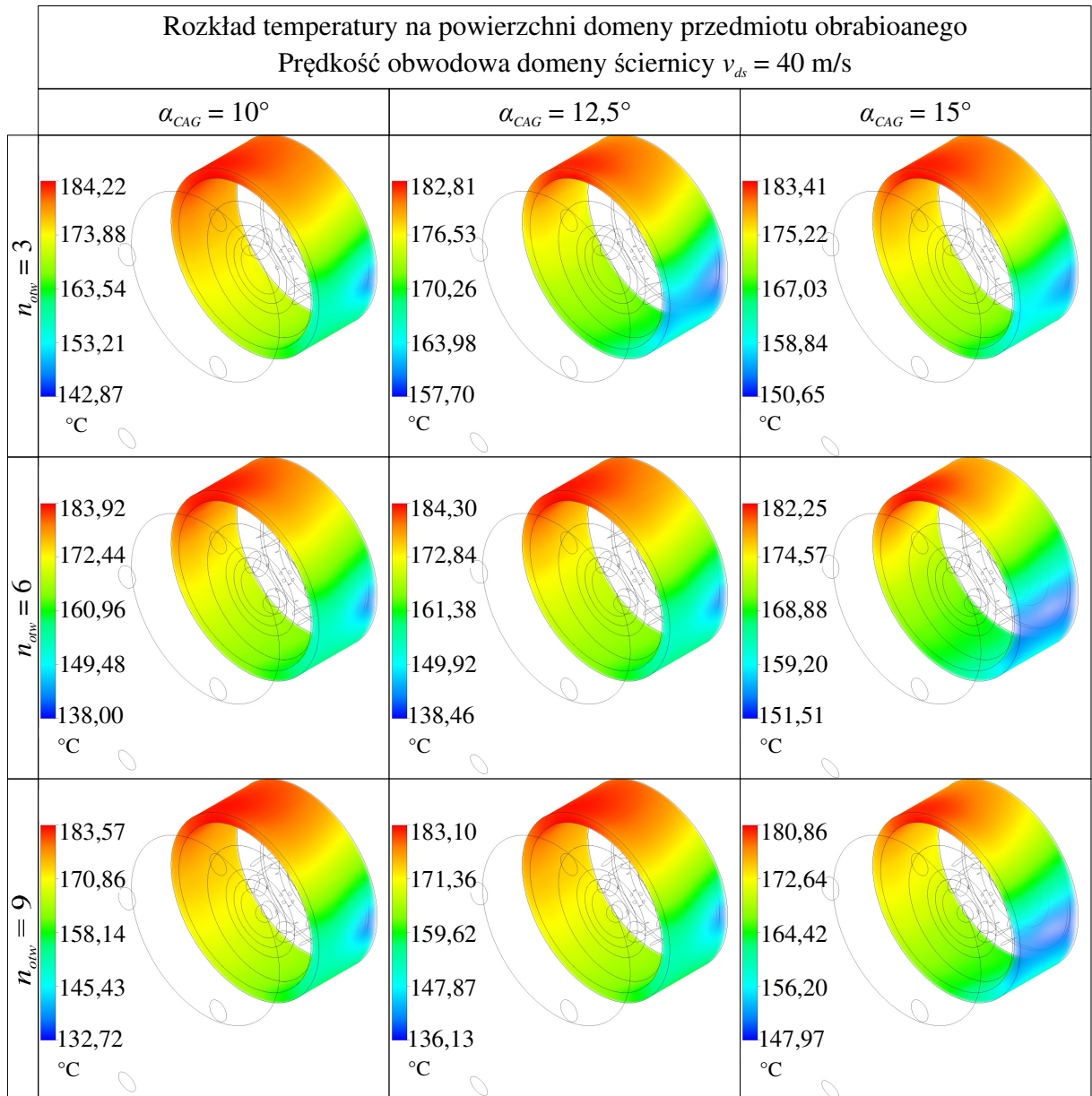
Rys. 84. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny ściernicy w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s zostały przedstawione na rysunku 85.



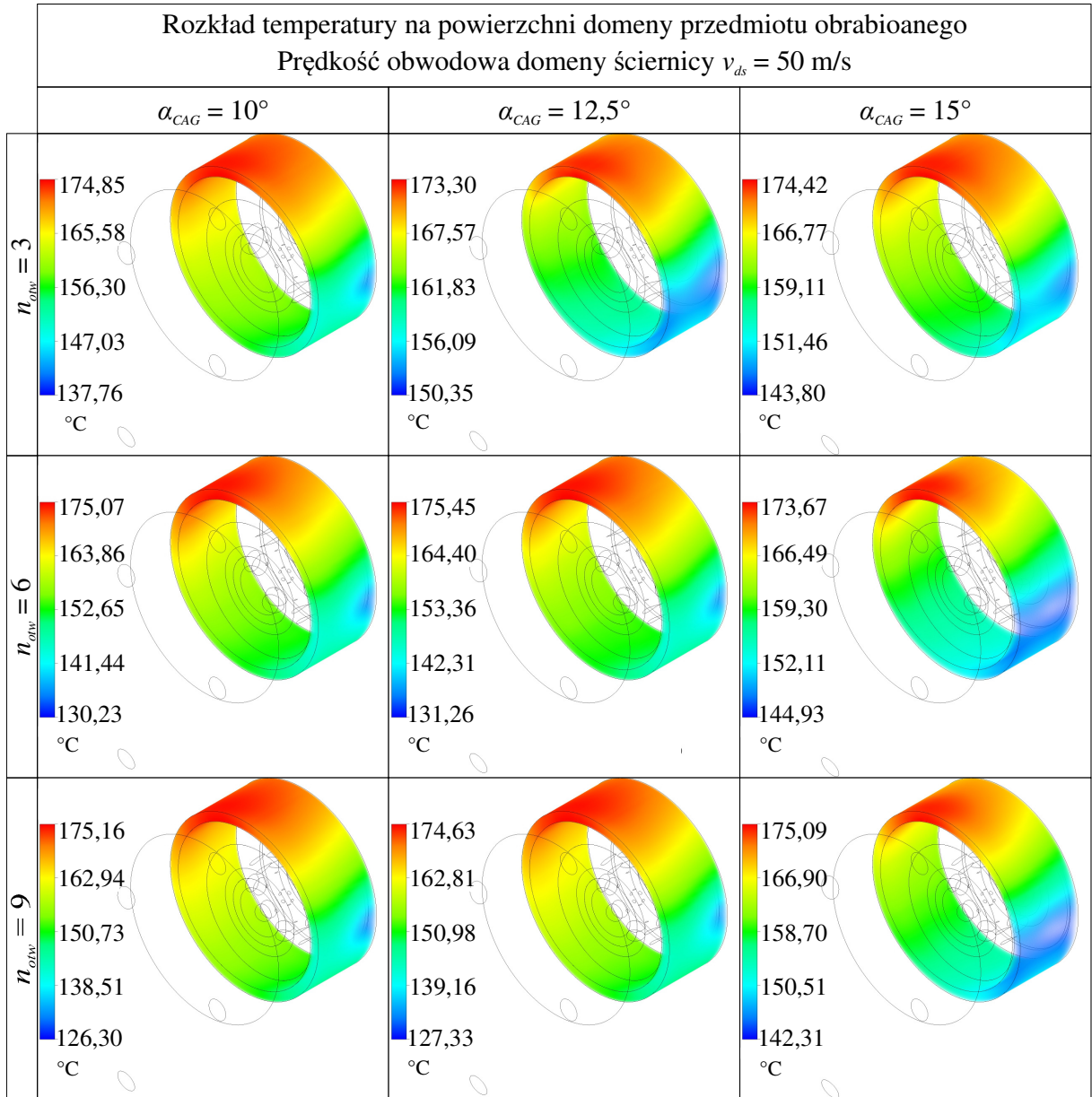
Rys. 85. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny PO w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s zostały przedstawione na rysunku 86.



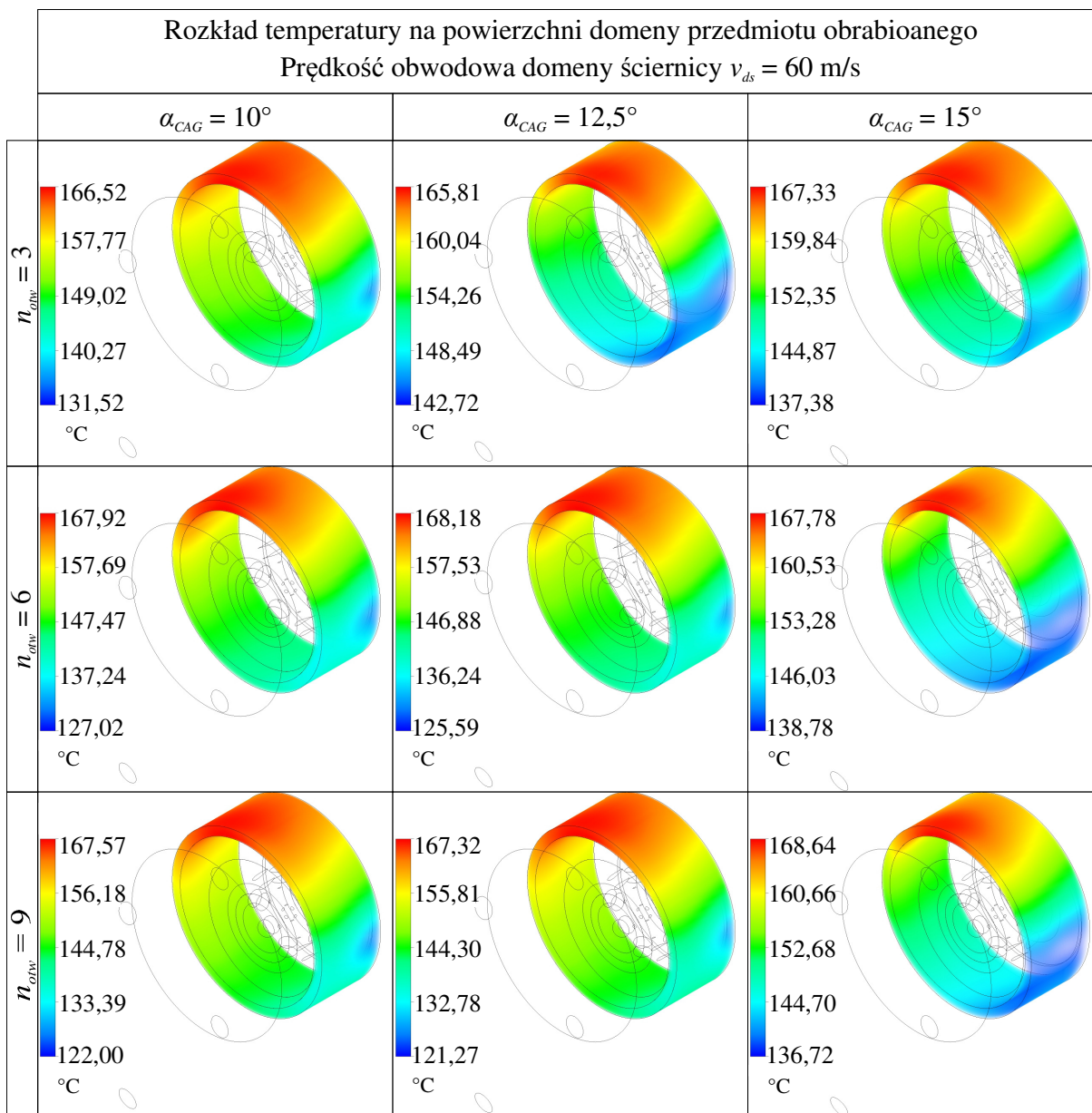
Rys. 86. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny PO w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s zostały przedstawione na rysunku 87.



Rys. 87. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s

Wyniki przedstawiające rozkład temperatury na powierzchni domeny PO w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych (3, 6 oraz 9 otworów w domenie trzpienia szlifierskiego, przy zmiennym kącie nachylenia końcówek dyszy CAG w zakresie $\alpha_{CAG} = \{10^\circ, 12,5^\circ, 15^\circ\}$) dla prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s zostały przedstawione na rysunku 88.



Rys. 88. Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s

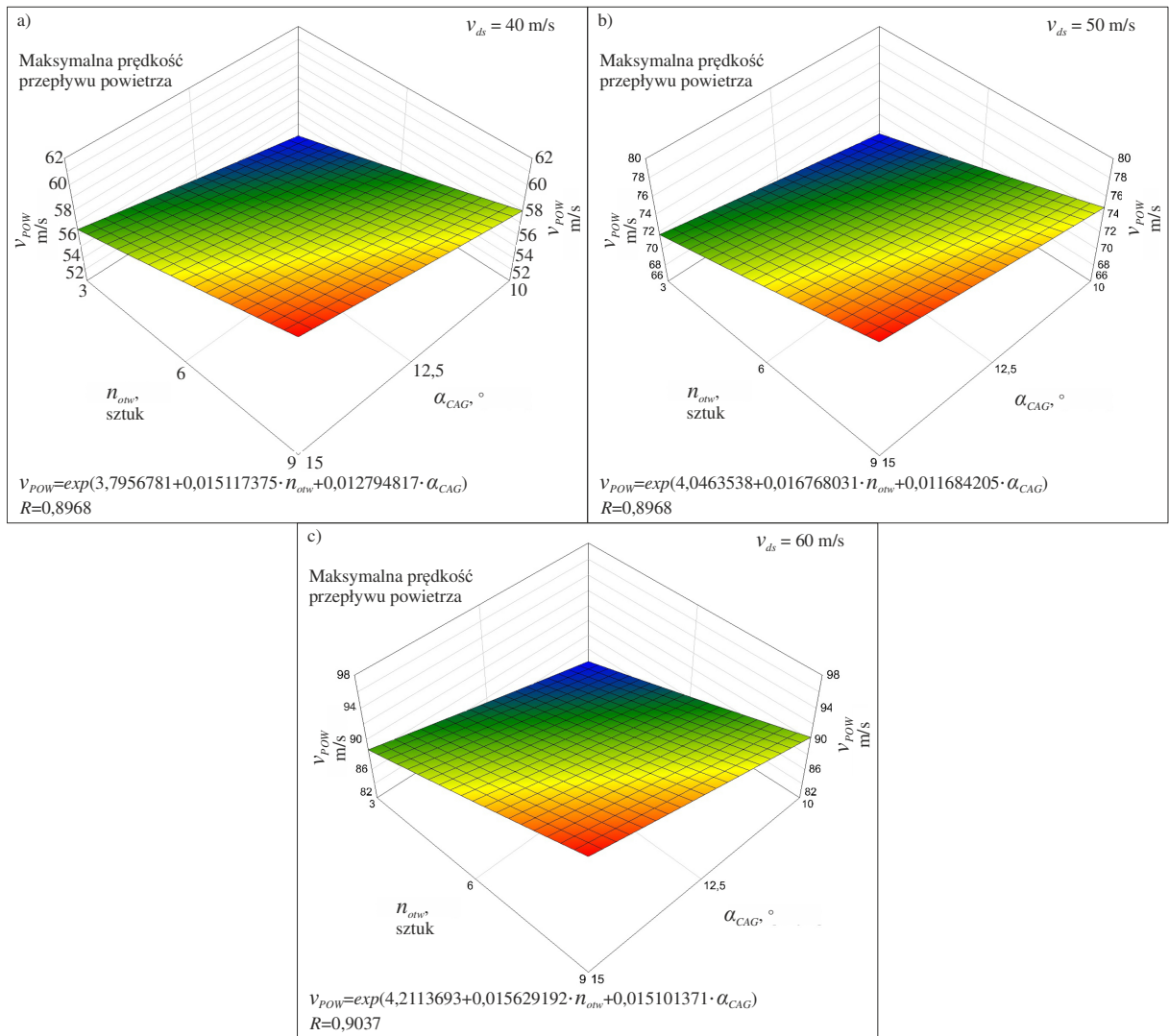
5.9. Analiza wyników badań symulacyjnych

Badania symulacyjne przeprowadzone zostały zgodnie z planem eksperymentu, co umożliwiło wyznaczenie osiemnastu modeli matematycznych obiektu badań (MMOB), opisujących sześć badanych parametrów (maksymalna prędkość przepływu powietrza v_{POW} , maksymalna prędkość przepływu oleju v_{OLEJ} , maksymalną i minimalną temperaturę domeny ściernicy $T_{ds \max}$ i $T_{ds \min}$, oraz maksymalną i minimalną temperaturę domeny PO $T_{dPO \max}$ i $T_{dPO \min}$) dla trzech różnych wartości prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} . W planie eksperymentu założono, że modele matematyczne opisane będą z użyciem funkcji wykładniczej pierwszego stopnia, bez interakcji. W tym celu posłużono się programem

Experiment Planner. Dla każdego z MMOB uzyskano wartość współczynnika korelacji wielowymiarowej R , który umożliwił ocenę adekwatności modelu. W celu analizy porównawczej wyników badań symulacyjnych sporządzono wykresy zestawiające wyniki dziewięciu wariantów geometrycznych dla trzech różnych wartości prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} (ogółem 27 wariantów symulacyjnych).

5.9.1. Analiza warunków przepływu czynników chłodząco-smarujących w strefie szlifowania

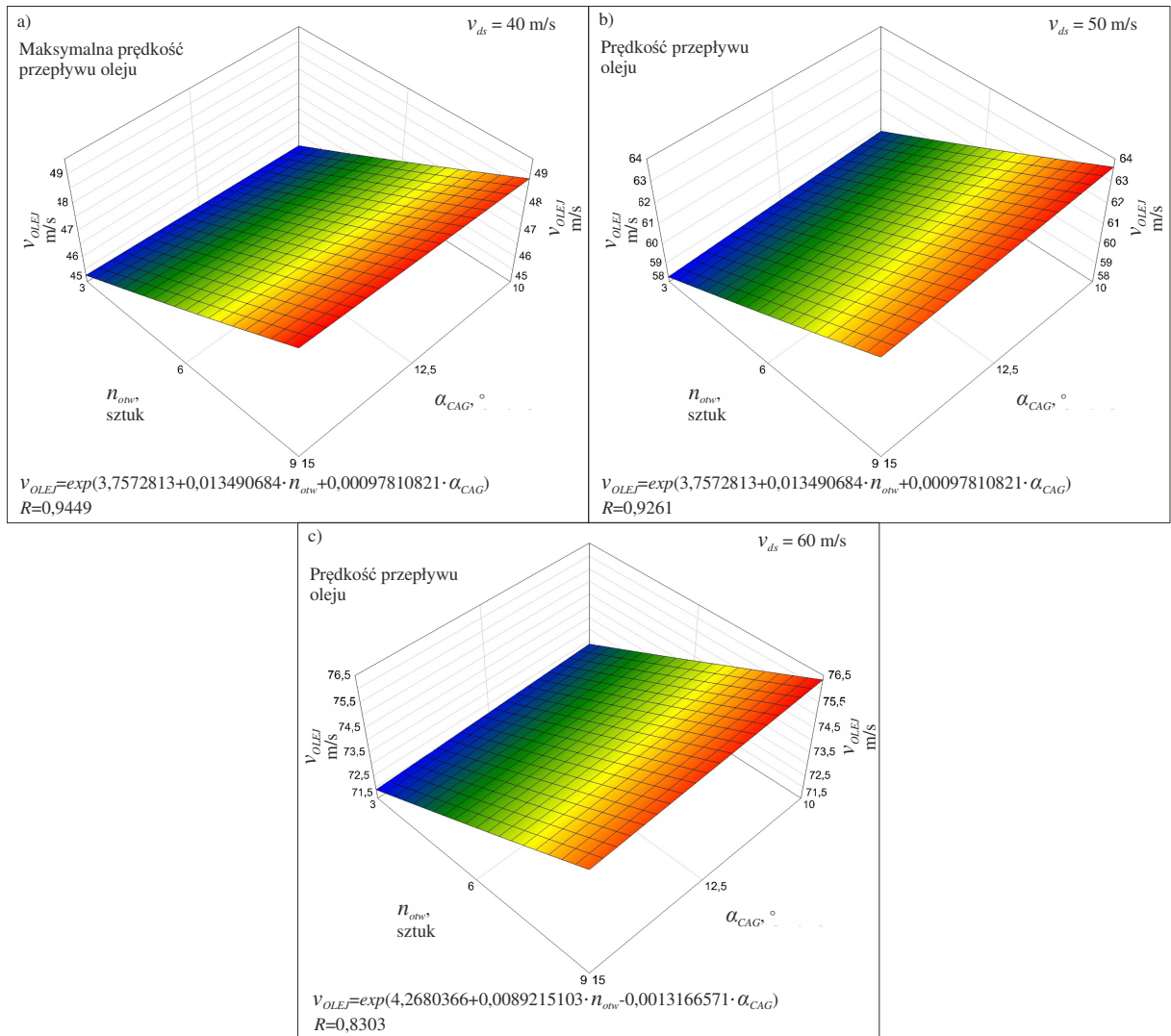
Na rysunku 89 przedstawiono zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu powietrza v_{POW} w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s (rys. 89a), $v_{ds} = 50$ m/s (rys. 89b) oraz $v_{ds} = 60$ m/s (rys. 89c).



Rys. 89. Zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}

Wyniki badań symulacyjnych wykazały, że zarówno liczba otworów w trzpieniu szlifierskim, jak i kąt nachylenia końcówek dyszy CAG mają bezpośredni wpływ na warunki przepływu cząstek powietrza w strefie szlifowania. Największą maksymalną prędkość przepływu powietrza dla wszystkich wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} odnotowano w przypadku wariantów geometrycznych z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim oraz końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem 15° (64,20 m/s dla $v_{ds}=40$ m/s, 82,39 m/s dla $v_{ds}=50$ m/s i 98,59 m/s dla $v_{ds}=60$ m/s). Najmniejszą z kolei wartość maksymalnej prędkości przepływu powietrza, również dla wszystkich trzech wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} , odnotowano w przypadku geometrycznego wariantu układu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim oraz końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem 10° (54,46 m/s dla $v_{ds}=40$ m/s 68,75 m/s dla $v_{ds}=50$ m/s i 84,08 m/s dla $v_{ds}=60$ m/s). Prędkość przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie wyraźnie zwiększała się wraz ze zwiększaniem prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} , czego powodem było bardziej intensywne wymuszenie przepływu przez szybciej obracającą się domenę porowatą ściernicy. Również większa wartość kąta nachylenia końcówek dyszy CAG oraz większa liczba otworów w trzpieniu szlifierskim sprzyjały większej wartości prędkości przepływu powietrza. Końcówki dyszy CAG nachylone pod większym kątem doprowadzały strumień SSP skierowany w znacznej części na szybko obracającą się, domenę ściernicy, co mogło powodować bardziej intensywne rozpędzanie cząstek powietrza przez bardzo szybko obracającą się, chropowatą powierzchnię czołową domeny ściernicy. Z kolei większa liczba otworów w trzpieniu szlifierskim miała istotny wpływ na lokalne zwiększenie prędkości przepływu powietrza, czego powodem była mniejsza wartość pola przekroju powierzchni pojedynczego otworu, przez który odbywał się przepływ powietrza.

Na rysunku 90 przedstawiono zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu oleju v_{OLEJ} w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s (rys. 90a), $v_{ds} = 50$ m/s (rys. 90b) oraz $v_{ds} = 60$ m/s (rys. 90c)



Rys. 90. Zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu oleju w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}

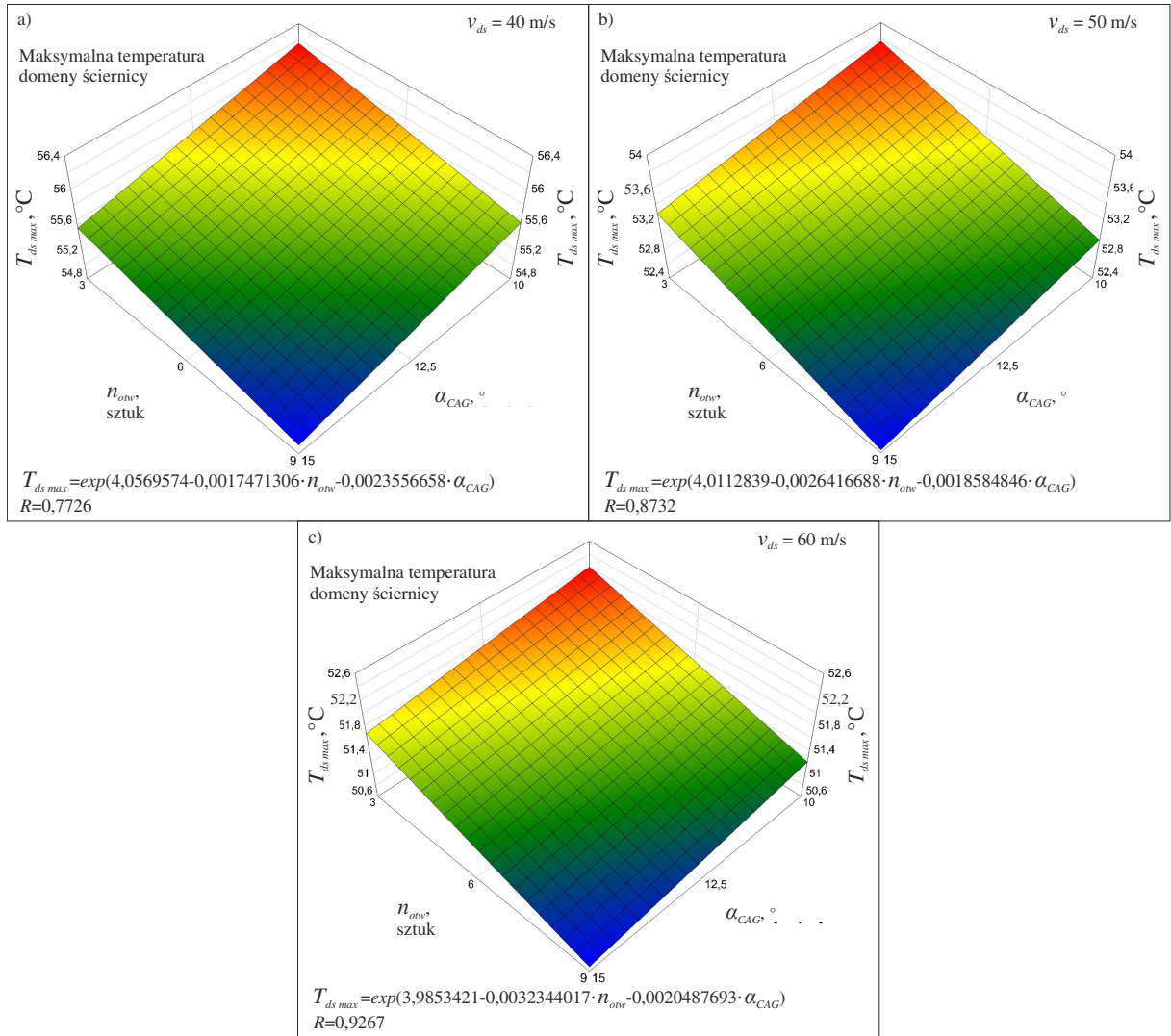
Przeprowadzone badania symulacyjne wykazały, że liczba otworów w trzpieniu szlifierskim oraz kąt nachylenia końcówek dyszy CAG mają wpływ również na warunki przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania. Największą maksymalną prędkość przepływu cząstek oleju wśród wszystkich rozpatrywanych wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} odnotowano w przypadku wariantów geometrycznych z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim oraz końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem 10° (49,35 m/s dla $v_{ds} = 40 \text{ m/s}$, 63,91 m/s dla $v_{ds} = 50 \text{ m/s}$ i 76,68 m/s dla $v_{ds} = 60 \text{ m/s}$). Najmniejszą z kolei wartość maksymalnej prędkości przepływu cząstek oleju, również dla wszystkich trzech wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} odnotowano w przypadku geometrycznego wariantu układu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim oraz końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem $12,5^\circ$ (44,75 m/s dla $v_{ds} = 40 \text{ m/s}$ 57,56 m/s dla $v_{ds} = 50 \text{ m/s}$ i 69,96 m/s dla $v_{ds} = 60 \text{ m/s}$). Podobnie jak w przypadku prędkości

przepływu powietrza, prędkość przepływu cząstek oleju w rozpatrywanym układzie wyraźnie zwiększała się wraz ze zwiększaniem prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} , co spowodowane było tym, że cząstki oleju znajdujące się w przestrzeni otworów trzpienia szlifierskiego oraz w przestrzeni międzyziarnowej domeny ściernicy napędzane były w większym stopniu, przez szybciej obracające się domeny ściernicy oraz otworów trzpienia szlifierskiego. Również większa liczba otworów w trzpieniu szlifierskim, a co za tym idzie mniejsze pole powierzchni przekroju pojedynczego otworu A_{otw} , przez który odbywał się przepływ miała wpływ na większą prędkość przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania. Końcówki dyszy CAG nachylone pod kątem 10° umożliwiały doprowadzenie strumienia SSP w sposób, który dodatkowo napędzał cząstki oleju, co przyczyniło się do zwiększenia maksymalnej prędkości przepływu oleju w rozpatrywanym układzie.

5.9.2. Analiza warunków termicznych w strefie szlifowania

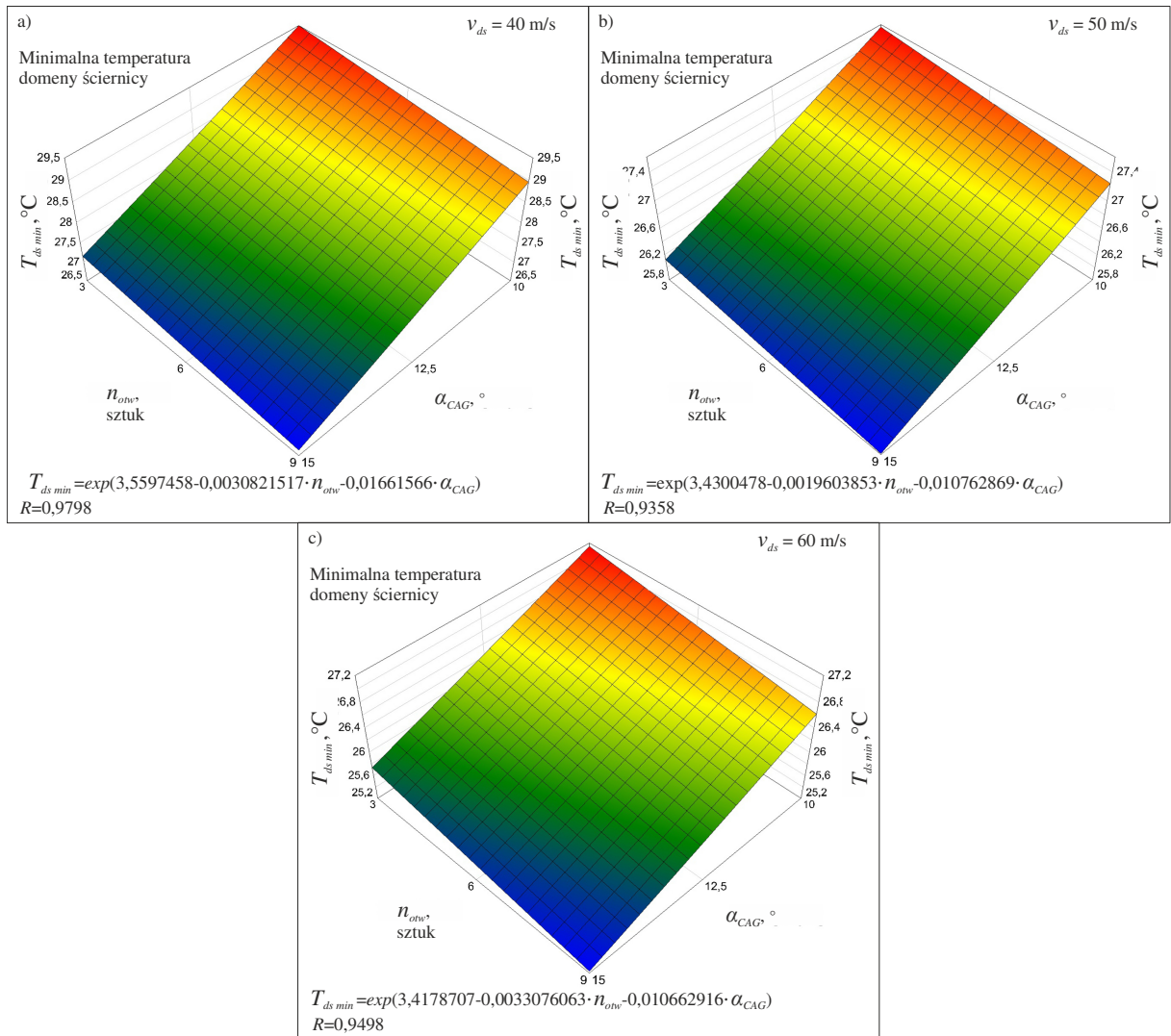
W badaniach rozpatrywano zmiany wartości temperatury w objętości ściernicy oraz przedmiotu obrabianego. Podobnie jak w przypadku wpływu na warunki przepływu w strefie szlifowania, zmiana zarówno liczby otworów w domenie trzpienia szlifierskiego n_{otw} , oraz kąta nachylenia końcówek dyszy CAG α_{CAG} miały istotny wpływ na warunki termiczne w strefie szlifowania.

Na rysunku 91 przedstawiono zestawienie wyników maksymalnej wartości temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40\text{ m/s}$ (rys. 91a), $v_{ds} = 50\text{ m/s}$ (rys. 91b) oraz $v_{ds} = 60\text{ m/s}$ (rys. 91c).



Rys. 91. Zestawienie wyników maksymalnej temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}

Na rysunku 92 przedstawiono zestawienie wyników minimalnej wartości temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40\ m/s$ (rys. 92a), $v_{ds} = 50\ m/s$ (rys. 92b) oraz $v_{ds} = 60\ m/s$ (rys. 92c).

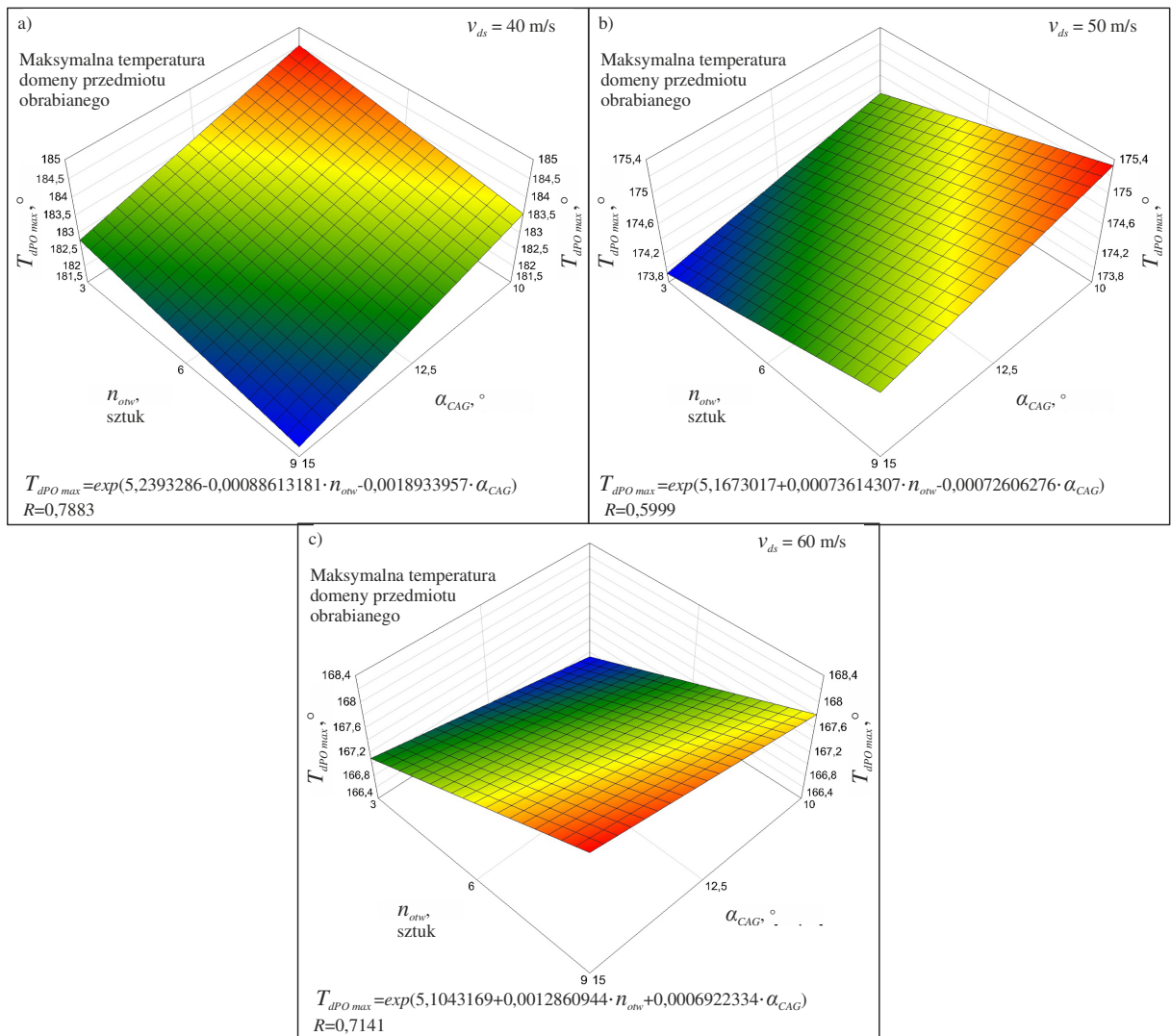


Rys. 92. Zestawienie wyników minimalnej temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}

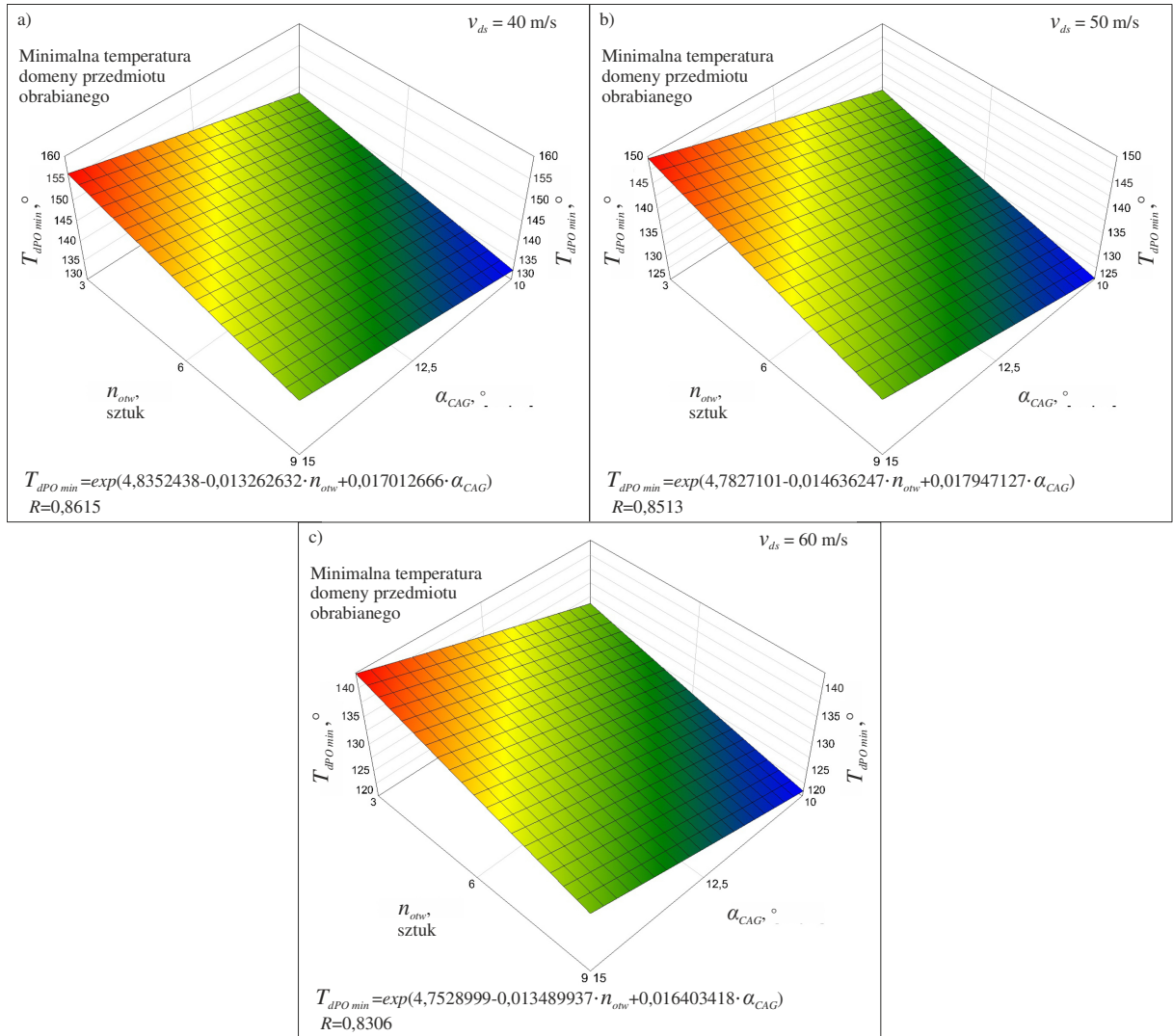
Największą maksymalną wartość temperatury domeny ściernicy ($T_{ds\ max} = 56,28^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu układu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim, końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem $12,5^{\circ}$, przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40\ m/s$, natomiast najmniejszą maksymalną temperaturę domeny ściernicy ($T_{ds\ max} = 50,64^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu układu z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim, końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem 15° , przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60\ m/s$. Największą minimalną wartość temperatury domeny ściernicy ($T_{ds\ min} = 29,84^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim, przy nachyleniu końcówek dyszy CAG pod kątem 10° , natomiast najmniejszą minimalną wartość temperatury domeny ściernicy ($T_{ds\ min} = 25,21^{\circ}C$) zarejestrowano w przypadku wariantu z sześcioma otworami w trzpieniu szlifierskim, przy kącie nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG}=15^{\circ}$. Badania symulacyjne

wykazały tendencję do zmniejszania wartości temperatury domeny ściernicy T_{ds} wraz ze zwiększeniem liczby otworów w trzpieniu szlifierskim oraz zwiększaniu wartości kąta nachylenia końcówek dyszy CAG α_{CAG} .

Na rysunku 93 przedstawiono zestawienie wyników maksymalnej wartości temperatury powierzchni domeny PO $T_{dPO\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s (rys. 93a), $v_{ds} = 50$ m/s (rys. 93b) oraz $v_{ds} = 60$ m/s (rys. 93c), natomiast na rysunku 94 przedstawiono zestawienie wyników minimalnej wartości temperatury powierzchni domeny PO $T_{dPO\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s (rys. 94a), $v_{ds} = 50$ m/s (rys. 94b) oraz $v_{ds} = 60$ m/s (rys. 94c).



Rys. 93. Zestawienie wyników maksymalnej temperatury powierzchni domeny przedmiotu obrabianego $T_{dPO\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}



Rys. 94. Zestawienie wyników minimalnej temperatury powierzchni domeny przedmiotu obrabianego $T_{dPO\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}

Największą minimalną wartość temperatury powierzchni domeny PO ($T_{dPO\ min} = 157,70^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu układu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim, końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem $12,5^{\circ}$, przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40\ m/s$, natomiast najmniejszą minimalną temperaturę powierzchni domeny PO ($T_{dPO\ min} = 121,27^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu układu z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim, końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem $12,5^{\circ}$, przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60\ m/s$. Z kolei największą maksymalną wartość temperatury powierzchni domeny PO ($T_{dPO\ max} = 184,30^{\circ}C$) odnotowano w przypadku wariantu układu z sześcioma otworami w trzpieniu szlifierskim, końcówkami dyszy CAG nachylonymi pod kątem $12,5^{\circ}$, przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40\ m/s$. Najmniejszą maksymalną wartość temperatury powierzchni domeny PO ($T_{dPO\ max} = 165,81^{\circ}C$) odnotowano w przypadku

wariantu układu z trzema otworami w trzpieniu szlifierskim, przy kącie nachylenia dysz CAG $\alpha_{CAG}=12,5^\circ$. Wysoce skuteczne schłodzenie powierzchni PO w wariancie z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim, przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s i kącie nachylenia końcówek dyszy CAG $12,5^\circ$ wiąże się z bardzo dużą prędkością początkową aerozolu olejowego, który szybciej oraz w bardziej równomierny sposób rozprowadzany jest po powierzchni PO, co wiąże się z szybszym i bardziej skutecznym odbieraniem ciepła od wewnętrznej powierzchni domeny PO. W przypadku MMOB opisującego parametr minimalnej temperatury domeny PO tendencja dla wszystkich trzech wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} była jednakowa i odznaczała się tym, że wartość minimalnej temperatury domeny PO malała wraz ze zwiększeniem liczby otworów w trzpieniu szlifierskim oraz zmniejszeniem wartości kąta nachylenia końcówek dyszy CAG. W przypadku modelu opisującego parametr maksymalnej temperatury domeny PO tendencja była inna dla każdego z trzech wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} . Różnica w wartości maksymalnej wartości temperatury PO pomiędzy różnymi wariantami symulacji dla poszczególnych prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} sięgała zaledwie 1%, natomiast brak jednakowego trendu zmiany tego parametru dla wszystkich wariantów prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} mógł wynikać zarówno z niedokładności MMOB jak i ewentualnych, niewielkich różnic pomiędzy modelem symulacyjnym i rzeczywistym przebiegiem zjawiska wymiany ciepła.

5.10. Wnioski

Przeprowadzenie badań symulacyjnych pozwoliło uzyskać informacje, które umożliwiły wybór najkorzystniejszych, pod względem przepływu PCS oraz wymiany ciepła, parametrów rozpatrywanego układu, bez konieczności przeprowadzania analogicznych, doświadczalnych badań porównawczych. Na podstawie wyników badań symulacyjnych wyznaczono MMOB opisujące wpływ zmiennych wejściowych (liczba otworów w trzpieniu szlifierskim n_{otw} i kąt nachylenia końcówek dyszy CAG α_{CAG}) na wybrane parametry wynikowe symulacji. Przeprowadzenie badań symulacyjnych z użyciem oprogramowania typu CFD pozwoliło na uzyskanie wizualizacji dwufazowego przepływu PCS w skomplikowanym układzie odśrodkowego podawania aerozolu olejowego poprzez otwartą strukturę bardzo szybko obracającej się domeny porowatej (ściernicy), przy dodatkowym doprowadzeniu SSP z użyciem dyszy zewnętrznej. Parametryzacja modelu umożliwiła przeprowadzenie symulacji w dziewięciu różnych wariantach geometrycznych rozpatrywanego układu, dla trzech różnych wartości prędkości obwodowej domeny ściernicy

v_{ds} . W kolejnym etapie dokonano porównania otrzymanych wyników, w celu zawężenia dalszych badań doświadczalnych. Z przeprowadzonych badań symulacyjnych wynikają poniższe wnioski szczegółowe.

1. Badania symulacyjne wykazały, że zarówno liczba otworów w trzpieniu szlifierskim n_{otw} , jak i kąt nachylenia końcówek dyszy CAG α_{CAG} , mają istotny wpływ na prędkość przepływu PCS oraz warunki termiczne w strefie szlifowania.
2. Wyniki badań symulacyjnych wskazują na to, że większa liczba otworów w trzpieniu szlifierskim (z badanego zakresu) ma wpływ na zwiększenie maksymalnej prędkości przepływu PCS (prędkość przepływu powietrza v_{POW} i prędkość przepływu oleju v_{OLEJ}) w strefie szlifowania z powodu lokalnego zwiększenia prędkości przepływu cząstek oleju i powietrza w objętości otworów trzpienia szlifierskiego, czego powodem była mniejsza wartość pola przekroju powierzchni pojedynczego otworu, przez który odbywał się przepływ PCS.
3. Warianty układu z dziewięcioma otworami w trzpieniu szlifierskim pozwoliły na znaczne obniżenie temperatury PO, co wynikało z bardziej równomiernego rozprowadzania aerozolu olejowego na obwodzie wewnętrznej powierzchni walcowej domeny PO, w odniesieniu do wariantów z sześcioma i trzema otworami w trzpieniu szlifierskim.
4. Nachylenie końcówek dyszy CAG pod kątem 15° wpływa na koncentrację większej części strumienia SSP o dużej prędkości na powierzchni ściernicy, co umożliwia zwiększenie skuteczności jego chłodzenia. Nachylenie końcówek dyszy CAG pod kątem 10° wpływa na koncentrację większej części strumienia SSP na powierzchni PO, co umożliwia zwiększenie skuteczności chłodzenia przedmiotu.
5. Wraz ze zwiększaniem prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds} (w badanym zakresie) zwiększeniu ulegała maksymalna prędkość przepływu PCS w strefie szlifowania oraz skuteczność chłodzenia zarówno domeny ściernicy, jak i PO.
6. Mniejsza prędkość przepływu aerozolu olejowego przez przestrzenie międzyziarnowe przekłada się na mniej skuteczne odbieranie ciepła z bryły ściernicy.
7. Przeprowadzone badania symulacyjne pozwoliły na precyzyjny dobór warunków doprowadzania PCS do strefy szlifowania na potrzeby dalszych badań doświadczalnych procesu szlifowania otworów.

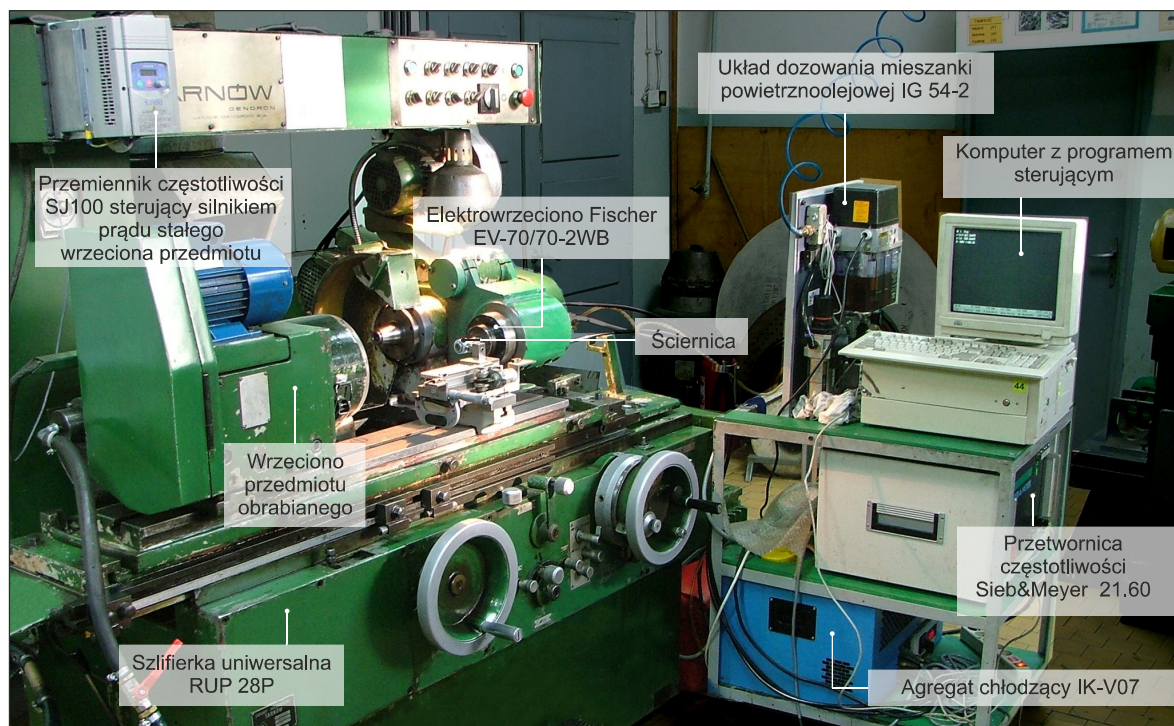
6. BADANIA DOŚWIADCZALNE PROCESU SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH Z ZASTOSOWANIEM INNOWACYJNEJ METODY CHŁODZENIA I SMAROWANIA STREFY OBRÓBK

6.1. Cel badań doświadczalnych

Celem badań doświadczalnych było określenie wpływu zastosowania metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza na przebieg oraz wyniki procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych w stali 100Cr6, w odniesieniu do innych metod chłodzenia i smarowania oraz do szlifowania na sucho.

6.2. Charakterystyka stanowiska badawczego

Stanowisko, na którym przeprowadzono doświadczalne badania wpływu zastosowania opracowanej metody w procesie szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych zostało zbudowane w oparciu o szlifierkę uniwersalną RUP-28P (rys. 95). Stanowisko dodatkowo zostało wyposażone w przyrządy i urządzenia pomiarowe, system odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego do strefy szlifowania oraz dyszę CAG doprowadzającą SSP do strefy obróbki.



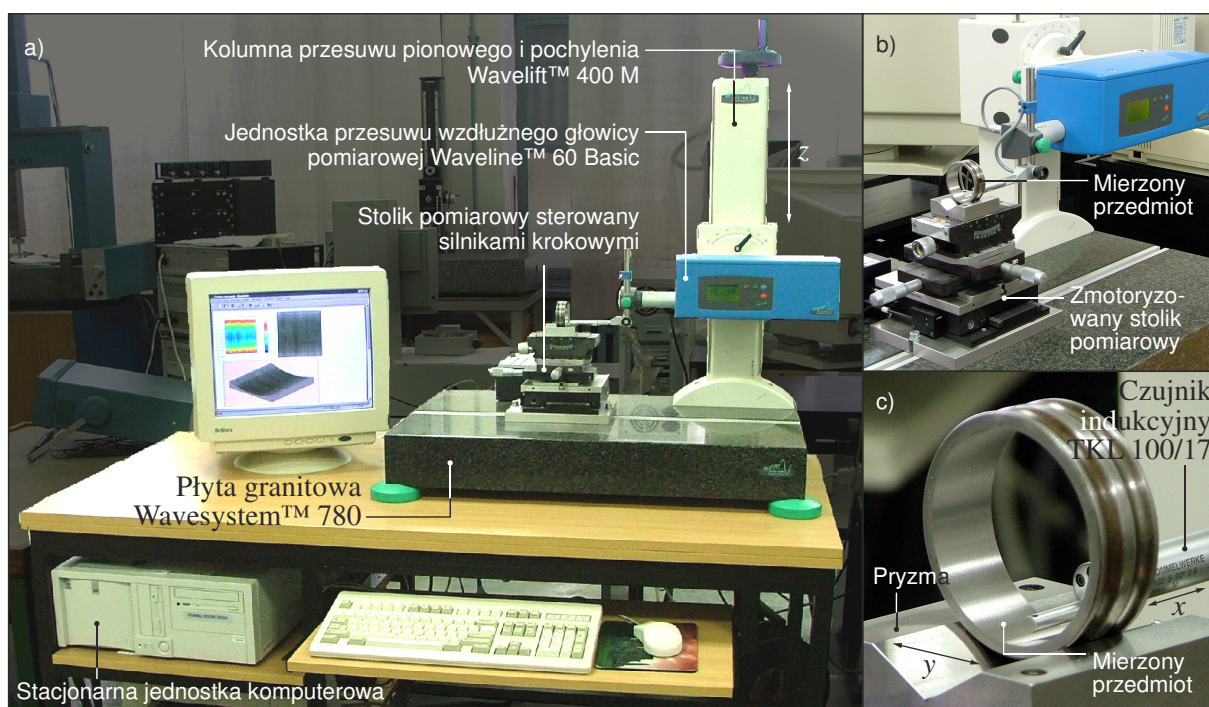
Rys. 95. Widok stanowiska badawczego wyposażonego w szlifierkę RUP-28P (producent: Zakłady Mechaniczne Tarnów SA)

6.3. Charakterystyka systemów pomiarowych

W celu przeprowadzenia analizy warunków podczas procesu szlifowania oraz oceny stanu CPS i powierzchni PO, przygotowano stanowiska pomiarowe opisane w kolejnych podrozdziałach (6.3.1 do 6.3.6).

6.3.1. Stanowisko do pomiarów stykowych struktury geometrycznej powierzchni obrobionych

Stanowisko służące do stykowych pomiarów struktury geometrycznej PO (rys. 96) wyposażono w profilometr stykowy Hommel-Tester T8000 firmy Hommelwerke GmbH wraz z jednostką przesuwu wzdłużnego głowicy pomiarowej Waveline 60 Basic.



Rys. 96. Stanowisko służące do pomiaru profili chropowatości oraz mikrotopografii powierzchni przedmiotów obrobionych metodą stykową wyposażone w profilometr Hommel-Tester T8000 firmy Hommelwerke GmbH: a) widok ogólny stanowiska pomiarowego; b), c) widok obszaru pomiarowego

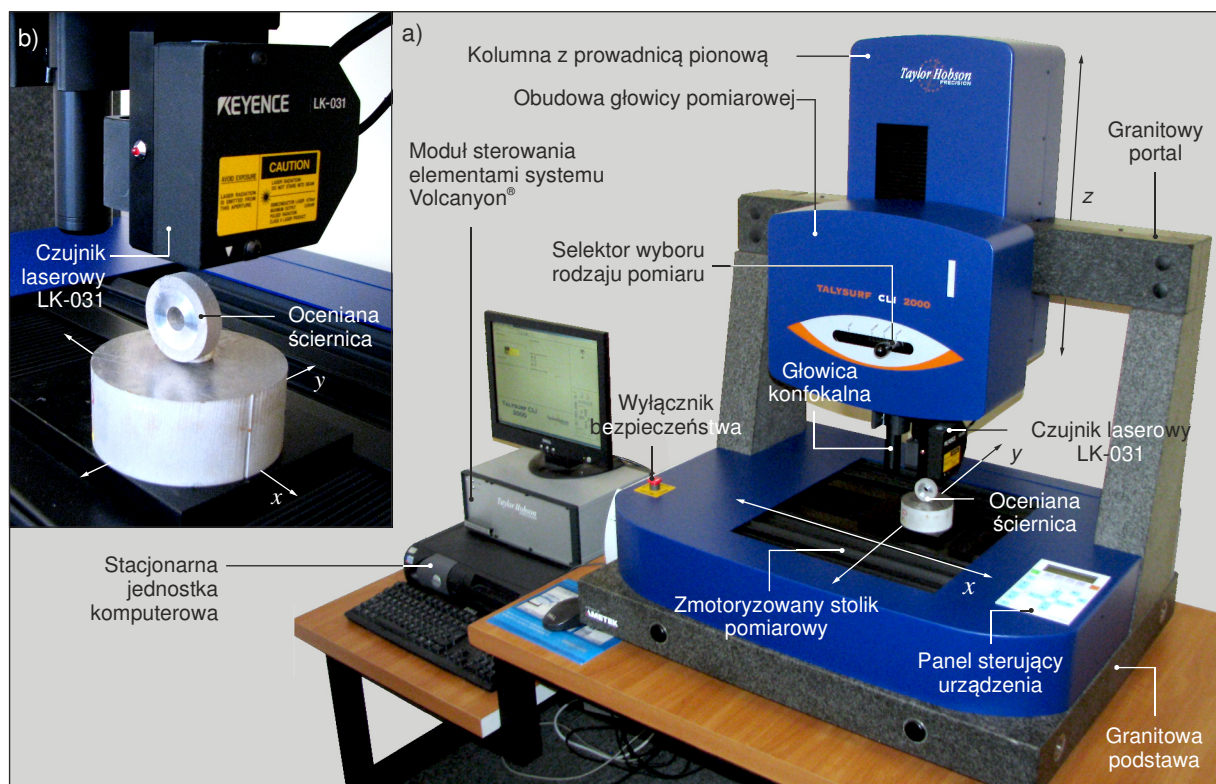
Do pomiarów struktury geometrycznej wewnętrznych powierzchni walcowych pierścieni po szlifowaniu użyto czujnika indukcyjnego TKL 100/17 wyposażonym w diamentowe ostrze odwzorowujące o kształcie ostrosłupa i kącie wierzchołkowym równym 90° oraz promieniu wierzchołka $r = 2,5 \mu\text{m}$.

Do badań wykorzystano oprogramowanie Turbo Roughness for Windows w wersji 3.1 oraz HommelMap Basic w wersji 3.1.0, umożliwiające sterowanie głowicą pomiarową oraz dokonywanie pomiarów. W celu analizy i wizualizacji mikrotopografii powierzchni zarejestrowanych podczas badań użyto program TalyMap Silver 4.1.2, wykorzystujący

Mountain Technology™ firmy Digital Surf, który umożliwił obliczenie wartości parametrów chropowatości powierzchni na podstawie wprowadzonych danych wejściowych.

6.3.2. Stanowisko do pomiarów bezstykowych struktury geometrycznej czynnej powierzchni ściernicy metodą triangulacji laserowej

Do pomiarów bezstykowych struktury geometrycznej CPS metodą triangulacji laserowej zużyto system pomiarowy Talysurf CLI 2000 brytyjskiej firmy Taylor-Hobson Ltd. (rysunku 97), o budowie modułowej.



Rys. 97. Stanowisko służące do pomiarów bezstykowych struktury geometrycznej CPS metodą triangulacji laserowej, wyposażone w wielogłowicowy system pomiarowy Talysurf CLI 2000 firmy Taylor-Hobson Ltd.: a) widok ogólny; b) obszar pomiarowy [NAD11B, NAD11C]

Urządzenie wyposażono w podstawę w formie granitowej płyty wraz z portalem, na którym zamontowano prowadnicę pionową (umożliwiającą ruch w osi z) i obudowę głowicy pomiarowej z gniazdami do mocowania opcjonalnych sond pomiarowych. Za realizację ruchu roboczego w osiach x i y odpowiada zmotoryzowany stolik pomiarowy umieszczony w płycie.

System Talysurf CLI 2000 umożliwia wykonywanie pomiarów topografii powierzchni w układzie dwu i trójwymiarowym. Ponadto pomiar może być realizowany w oparciu o trzy metody, stosowane w zależności od zadania pomiarowego:

- metodę optyczną – konfokalną, z wykorzystaniem zjawiska aberracji chromatycznej CLA (ang. Chromatic Length Aberration),
- metodę optyczną – wykorzystującą triangulację laserową,
- metodę stykową – pomiar z użyciem czujnika indukcyjnego.

W tabeli 24 przedstawiono ogólną charakterystykę powyższych metod.

Tab. 24. Charakterystyka metod wykorzystywanych z użyciem systemu pomiarowego Talysurf CLI 2000 firmy Taylor-Hobson Ltd. [TAY05]

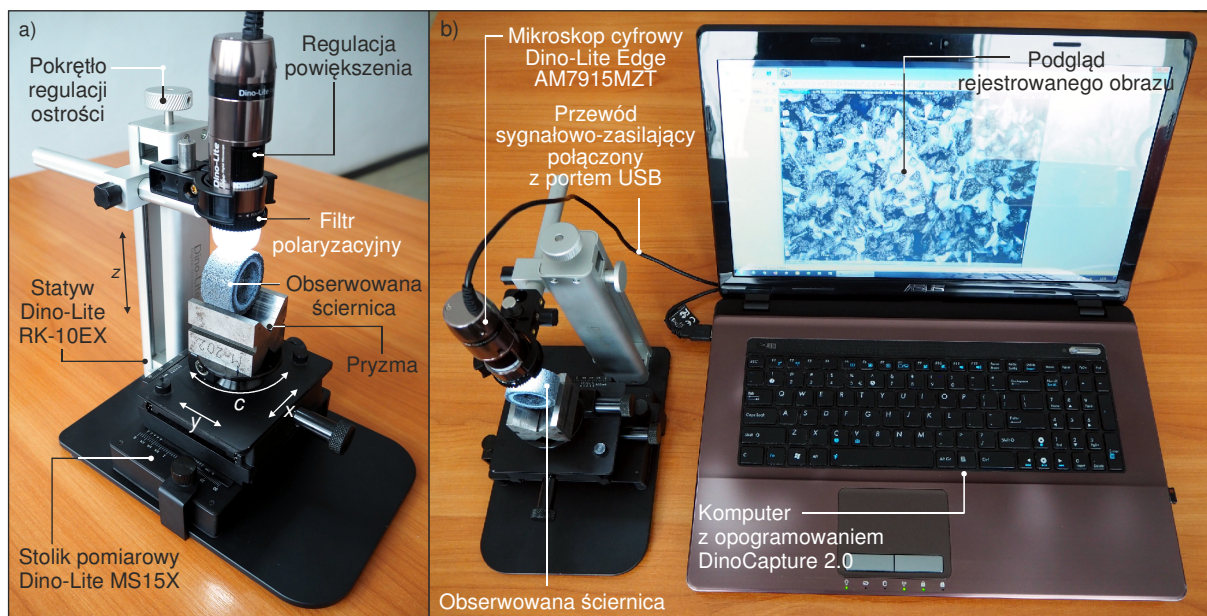
Metoda pomiaru	Zakres pomiarowy	Rozdzielczość pomiaru	Zalety metody
Stykowa	0,1 mm	2 nm	Duża rozdzielczość i dokładność pomiarów
	2,5 mm	40 nm	
Optyczna konfokalna	3 mm	100 nm	Duża rozdzielczość i dokładność pomiarów, relatywnie krótki czas oceny
	1 mm	30 nm	
	300 μ m	10 nm	
Optyczna triangulacja laserowa	10 mm	1 μ m	Szeroki zakres pomiarowy, duża efektywność
	30 mm	3 μ m	

W przeprowadzonych badaniach posłużono się metodą triangulacji laserowej, w celu zapewnienia poprawnej rejestracji mikrotopografii czynnej powierzchni ściernic, odznaczających się otwartą strukturą. Realizacja pomiarów triangulacyjnych odbywała się z użyciem bezstykowego czujnika laserowego LK-031 firmy Keyence (rys. 97b), współpracującego z kontrolerem LK-2001 tej samej firmy. Taka konfiguracja umożliwiła przeprowadzenie pomiarów o rozdzielczości rzędu 1 μ m.

Dostarczone przez producenta oprogramowanie umożliwiło wykonanie pomiarów (Talyscan CLI2000 w wersji 2.6.1) oraz przeprowadzenie wizualizacji i analizy zarejestrowanych danych (TalyMap Silver w wersji 4.1.2 wykorzystujący Mountains Technology™ firmy Digital Surf.) Ponadto producent dostarczył również moduł służący do sterowania poszczególnymi elementami systemu (Volcanyon®).

6.3.3. Stanowisko do rejestracji obrazów czynnej powierzchni ściernicy oraz powierzchni obrobionej metodą mikroskopii optycznej

W celu obserwacji CPS oraz powierzchni PO wykorzystano stanowisko wyposażone w cyfrowy mikroskop pomiarowy Dino-Lite Edge AM7915MZT firmy ANMO Electronics Co. z dedykowanym oprogramowaniem DinoCapture 2.0 (rys. 98).



Rys. 98. Elementy składowe stanowiska do rejestracji obrazów czynnej powierzchni ściernicy oraz powierzchni obrobionej metodą mikroskopii optycznej wyposażonego w cyfrowy mikroskop pomiarowy Dino-Lite Edge AM7915MZT firmy ANMO Electronics Co.: a) widok mikroskopu; b) widok stanowiska

Mikroskop pomiarowy Dino-Lite Edge AM7915MZT pozwolił zarejestrować cyfrowe obrazy o rozdzielczości 5 Mpx (2592×1944 pixeli) w świetle widzialnym w powiększeniu od 10× do 230×. Urządzenie ponadto umożliwia rejestrację sekwencji wideo (30 klatek na sekundę). Zasilanie mikroskopu odbywa się za pośrednictwem przewodu sygnałowego podłączonego do portu USB komputera klasy PC. Źródłem światła w mikroskopie AM7915MZT stanowi osiem zintegrowanych diod LED (ang. *Light-Emitting Diode*) z funkcją sterowania intensywnością oświetlenia FLC (ang. *Flexible LED Control*).

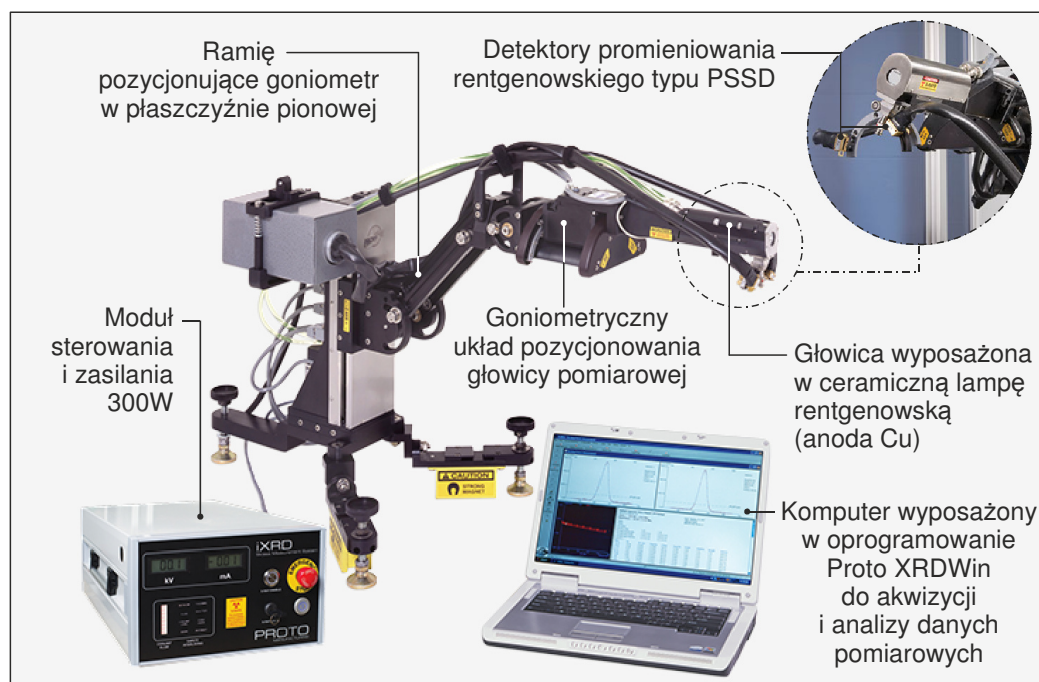
Oprogramowanie DinoCapture 2.0, pozwala na rejestrację obrazów mikroskopowych w trybie rozszerzonej głębi ostrości EDOF (ang. *Extended Depth of Field*), co zapewnia uzyskiwanie wyraźnych obrazów nawet w przypadku bardzo nierównych powierzchni. Oprogramowanie posiada ponadto funkcję rejestracji obrazów w trybie rozszerzonego zakresu dynamicznego EDR (ang. *Extended Dynamic Range*), która pozwala wyeksponować jaśniejsze lub ciemniejsze obszary zarejestrowanego obrazu (poprzez nałożenie na siebie obrazów zarejestrowanych z różnym czasem ekspozycji). Parametry techniczne mikroskopu pomiarowego Dino-Lite Edge AM7915MZT przedstawiono w tabeli 25.

Tab. 25. Zestawienie parametrów technicznych cyfrowego mikroskopu pomiarowego Dino-Lite Edge AM7915MZT firmy ANMO Electronics Co [DIN18]

Oświetlenie	Źródło światła	LED
	Barwa światła	Biała
	Liczba diod	8
	Możliwość przełączania diod	Tak
	Polaryzator	Tak (liniowy)
	Filtr podczerwieni	Tak (powyżej 650 nm)
Obiektów	Powiększenie	10-230×
	Pole obserwacji	1,8 × 1,3 mm
	Typ obiektywu	Szkło z warstwą antyrefleksyjną
Matryca	Typ matrycy	CMOS
	Rozdzielczość	5 Mpx (2592 × 1944 pixeli)
	Klatki na sekundę	30 klatek/s

6.3.4. Stanowisko do pomiaru naprężeń w warstwie wierzchniej metodą dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego

Do przeprowadzenia pomiarów stanu naprężeń własnych w WW powierzchni PO po procesie szlifowania zastosowano dyfraktometr promieniowania rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. (rys. 99), wyposażony w lampę wraz z anodą miedzaną emitującą wiązkę promieniowania charakterystycznego CrK_α o długości fali $\lambda = 0,154 \text{ nm}$ i średnicy 2 mm.



Rys. 99. Widok ogólny dyfraktometru rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. [PRO18]

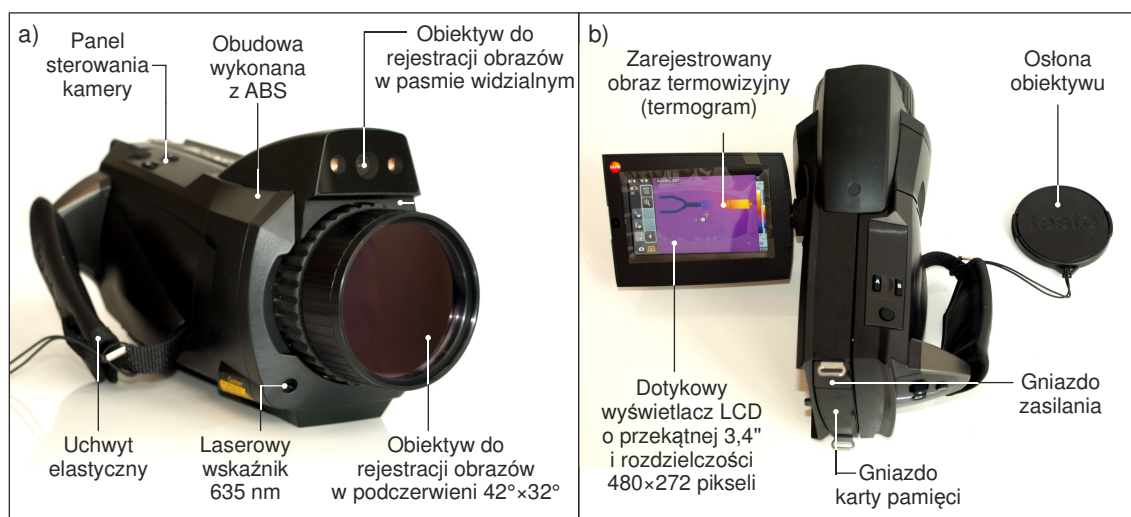
Zasilanie i sterowanie dyfraktometru Proto iXRD odbywało się poprzez samodzielny moduł 300W z wysokonapięciowym zasilaczem, który wyposażony był w system chłodzenia lampy rentgenowskiej i systemy elektroniczne wymagane do sterowania. Moduł 300W wyposażony był w przedni panel z wyświetlaczem, na którym podawane były istotne parametry, takie jak informacje o przepływie chłodziwa, napięciu (w kV) i natężeniu zasilania (w mA) oraz o stanie lampy rentgenowskiej. Do rejestrowania i przetwarzania danych pomiarowych użyto specjalistycznego oprogramowania Proto XRDWin w wersji 2.0. Dane techniczne dyfraktometru promieniowania rentgenowskiego Proto iXRD zawarto w tabeli 26.

Tab. 26. Podstawowe dane techniczne dyfraktometru rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. [PRO18]

Wymiary gabarytowe (długość × szerokość × wysokość)	400 × 300 × 200 mm
Moc	300 W
Obszar mapowania (x, y)	100 × 100 mm
Oś ogniskowania (z)	100 mm
Zakres zmian kąta φ	0-360°
Geometria	ISO (ω), zmodyfikowane nachylenie boczne (ψ)
Lampa rentgenowska	metalowo-ceramiczna o średnicy 30 mm
Chłodzenie lampy rentgenowskiej	zintegrowany recyrkulacyjny wymiennik ciepła typu ciec-z-powietrze
Wiązka promieniowania rentgenowskiego	o przekroju okrągłym i średnicy 2 mm
Detektory promieniowania rentgenowskiego	opatentowane dwupozycyjne czułe detektory scyntylacyjne typu PSSD
Szerokość detektora (2θ)	standardowa 18,4°, rozszerzona 29,5°
Ogniskowanie	ręczne i automatyczne
Filtry promieniowania rentgenowskiego	filtry $K\beta$ wiązki dyfrakcyjnej
Oprogramowanie	XRDWin 2.0
Zakres temperatury pracy	od 0°C do 35°C, wilgotność bez kondensacji
Zasilanie	90-240 V, 50/60 Hz, jednofazowe
Zgodność z normami	ASTM E915, ANSI N43.2, CE

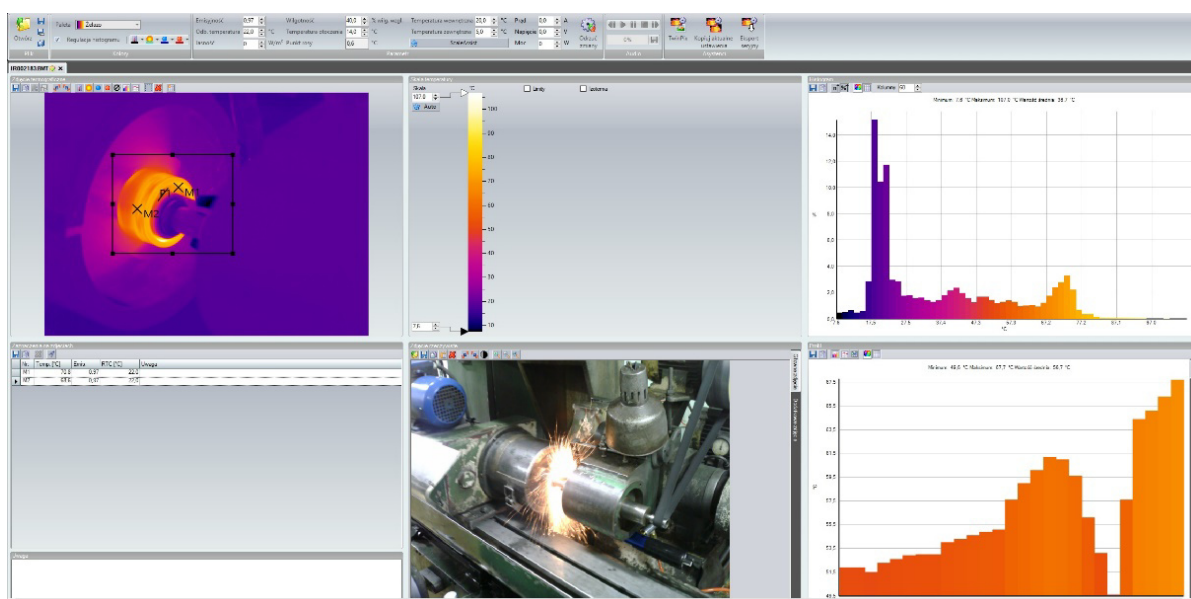
6.3.5. Kamera termowizyjna TESTO 890

Kamera termowizyjna TESTO 890 firmy Testo AG pozwoliła na rejestrację obrazów termowizyjnych (termogramów). Otrzymane termogramy umożliwiły przeprowadzenie analizy warunków termicznych zarówno podczas procesu szlifowania, jak i podczas badania charakterystyki dysz CAG. Widok kamery termowizyjnej TESTO 890 przedstawiono na rysunku 100.



Rys. 100. Kamera termowizyjna Testo 890: a) widok z przodu; b) widok z góry z otwartym interfejsem użytkownika [TES18A]

Do przeprowadzenia analizy termogramów zarejestrowanych za pomocą kamery TESTO 890 wykorzystano dostarczone przez producenta urządzenia oprogramowanie Testo IIRSoft w wersji 4.3, którego obszar roboczy przedstawiono na rysunku 101.



Rys. 101. Widok obszaru roboczego programu IIRSoft 4.3 służącego do analizy termogramów zarejestrowanych kamerą termowizyjną Testo 890

Dane techniczne termowizyjnej kamery TESTO 890 przedstawiono w tabeli 27.

Tab. 27. Dane techniczne kamery termowizyjnej Testo 890 [94]

Dane obrazu termowizyjnego	
Rodzaj detektora	640 × 480 pikseli
Czułość termiczna (NETD)	< 40 mK przy +30°C
Pole widzenia/ minimalna odległość ogniskowa	42° × 32° / 0,1 m
Rozdzielczość geometryczna (IFOV)	1,13 mrad (42° × 32°)
Częstotliwość odświeżania obrazu	33 Hz
Ustawienie ostrości	automatyczne / manualne
Zakres spektralny	7,5 do 14 μm
Dane obrazu rejestrowanego w paśmie widzialnym	
Pole widzenia / minimalna odległość ogniskowa	3,1 Mpix / 0,5 m
Dane pomiarowe	
Zakres temperatury (przełączalny)	–30 do +100°C 0 do +350°C +350°C do +1200°C
Dokładność	±2°C (±2%) mierzonej wartości
	±3°C mierzonej wartości w zakresie –30 do –22°C
Ustawienia emisyjności	0,01 do 1

6.3.6. Stanowisko do pomiaru prędkości przepływu strumienia schłodzonego sprężonego powietrza generowanego przez badane dysze CAG

Do pomiaru prędkości przepływu strumienia SSP generowanego przez badane dysze CAG zastosowano anemometr TESTO 440 firmy Testo AG przedstawiony na rysunku 102, którego dane techniczne zawarto w tabeli 28.



Rys. 102. Widok ogólny anemometru Testo 440 [FAR18]

6.4. Metodyka badań doświadczalnych

Badania doświadczalne opracowanej metody zostały przeprowadzone dla procesu prostoliniowo-zwrotnego szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych. W badaniach procesu szlifowania użyto ściernice o oznaczeniu technicznym 1 40×20×26 SG/F46L7VTO wykonane z użyciem ceramicznego spoiwa szklanokrystalicznego przez zespół prof. Daniela Herman w Katedrze Fizyki Technicznej i Nanotechnologii Wydziału Technologii i Edukacji Politechniki Koszalińskiej [HER97, HER98, HER04, NAD15C, PN603]. Proces szlifowania przeprowadzono na stanowisku badawczym wyposażonym w szlifierkę uniwersalną RUP 28P (opisaną w podrozdziale 6.2). Podczas przeprowadzanych badań proces szlifowania przeprowadzono na wewnętrznej powierzchni pierścieni wykonanych ze stali 100Cr6 o twardości 50 ± 2 HRC. Stal 100Cr6 to stal (tzw. łożyskowa) służąca między innymi do produkcji pierścieni łożysk tocznych, które nie pracują w warunkach podwyższonej temperatury oraz nie są narażone na działanie środowiska korozyjnego. Wybrane właściwości fizyczne stali 100Cr6 przedstawiono w tabeli 28.

Tab. 28. Wybrane właściwości fizyczne stali 100Cr6

Parametr	Wartość	Jednostka
Gęstość ρ	7400	kg/m ³
Granica plastyczności $R_{p0,2}$	≥ 500	MPa
Twardość po hartowaniu i odpuszczaniu 100°C	64	HRC
Twardość po hartowaniu i odpuszczaniu 150°C	63	HRC
Twardość po hartowaniu i odpuszczaniu 200°C	62	HRC
Twardość po hartowaniu i odpuszczaniu 250°C	59	HRC
Wytrzymałość na rozciąganie po wyżarzaniu sferoidyzującym R_m	570-720	MPa
Wytrzymałość na rozciąganie po utwardzaniu cieplnym R_m	590-780	MPa
Wydłużenie A_{10}	≥ 5	%

Badania doświadczalne zostały przeprowadzone dla pięciu różnych odmian warunków smarowania i chłodzenia strefy obróbki. Innowacyjną metodę chłodzenia i smarowania strefy obróbki integrującą odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza (oznaczenie skrótowe: *metoda odśrodkowego MQL+SSP*) odniesiono do czterech poniższych odmian warunków szlifowania:

- metoda odśrodkowego smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL (oznaczenie skrótowe: *metoda odśrodkowego MQL*);
- chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza (oznaczenie skrótowe: *chłodzenie strumieniem SSP*);
- chłodzenie i smarowanie strumieniem WEO podawanej z użyciem metody zalewowej (oznaczenie skrótowe: *metoda zalewowa*);
- szlifowanie bez udziału czynników chłodząco-smarujących (oznaczenie skrótowe: *szlifowanie na sucho*).

Szczegółowy opis parametrów oraz komponentów użytych podczas badań szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych z użyciem opracowanej metody przedstawiono

w rozdziale 4, w którym opisano charakterystykę badanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania.

Jednym z kryteriów oceny poszczególnych odmian szlifowania był okres trwałości ściernicy, którego zakończenie określano w oparciu o obserwację:

- wartości mocy szlifowania,
- wykrywania przypaleń na powierzchni PO
- stopnia zalepienia CPS.

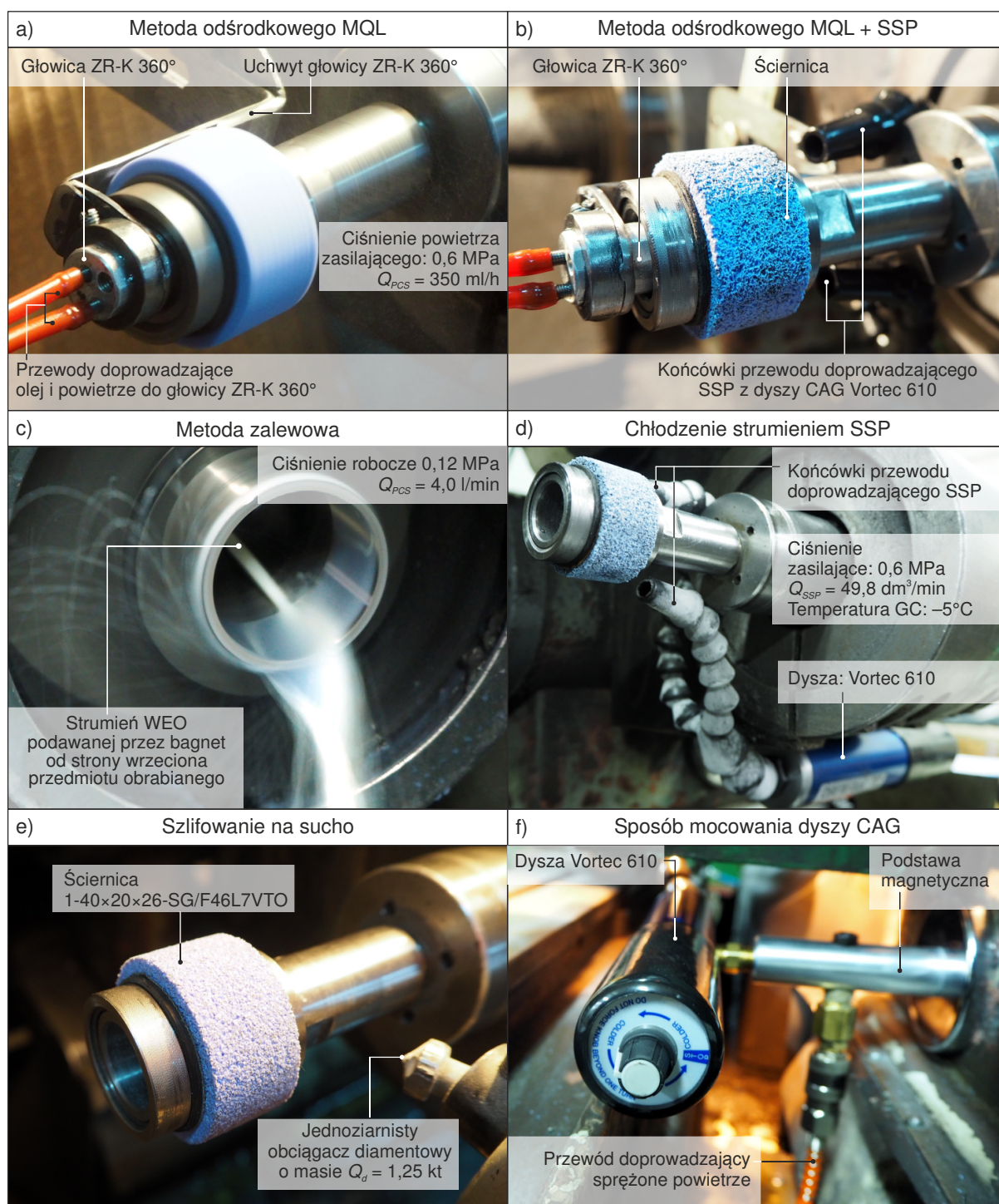
W trakcie przeprowadzania badań doświadczalnych rejestrowano:

- przyrost mocy szlifowania ΔP ,
- objętościowe zużycie ściernicy V_s ,
- ubytek materiału V_w ,
- wpływ zmiennych warunków chłodzenia i smarowania w procesie szlifowania na temperaturę ściernicy i PO (rejestracja termogramów obszaru roboczego z użyciem kamery termowizyjnej opisanej w podrozdziale 6.3.5.)

Po zakończeniu procesu obróbki:

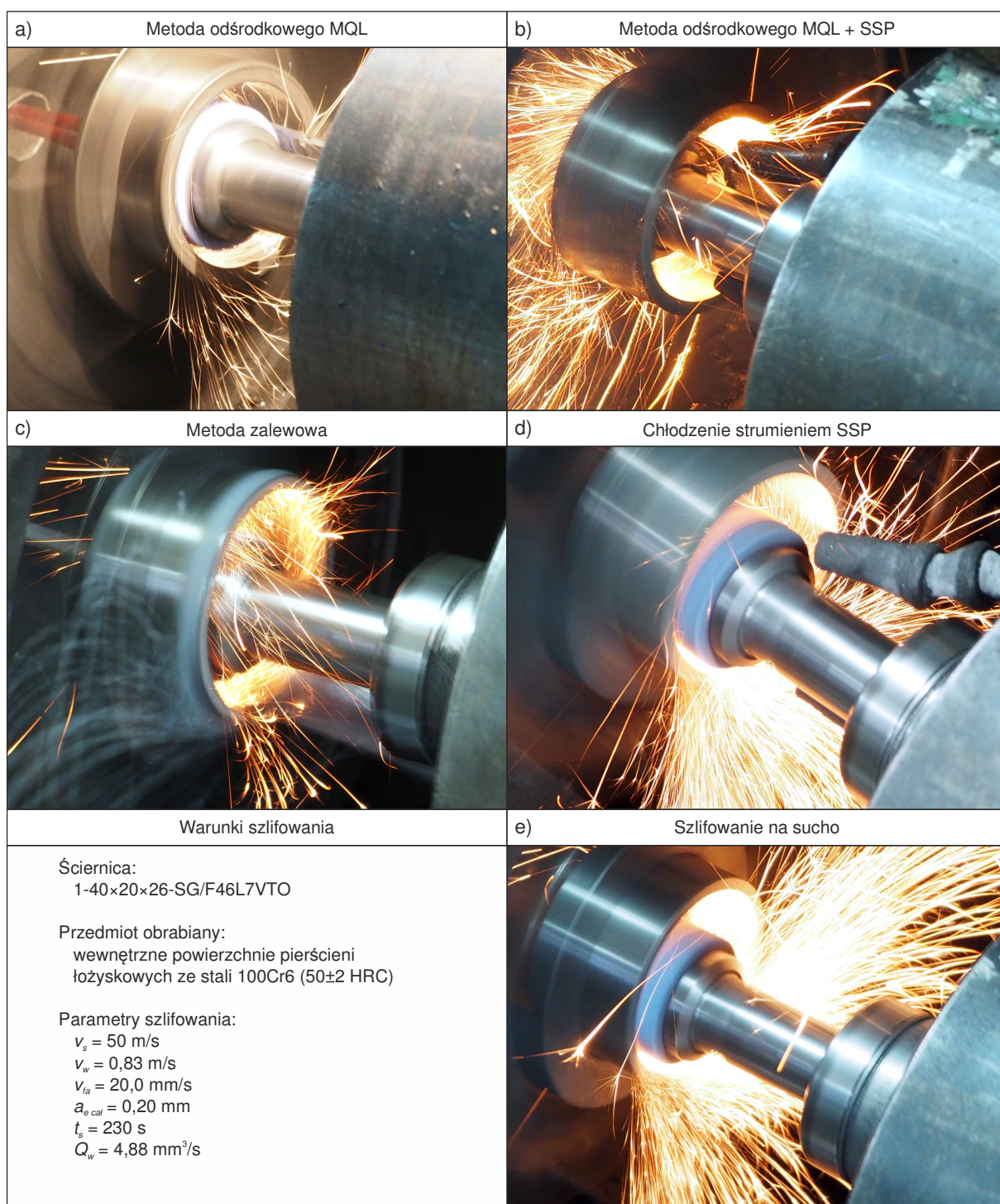
- wyznaczano wartość wskaźnika szlifowania G ,
- wyznaczano szereg parametrów chropowatości powierzchni obrobionej (za pomocą profilometru stykowego opisanego w podrozdziale 6.3.1.),
- dokonano oceny stanu CPS po szlifowaniu (pomiar i analiza mikrotopografii powierzchni metodą triangulacji laserowej opisanej w podrozdziale 6.3.2.).

Na rysunku 103 przedstawiono zestawienie widoków strefy obróbki dla pięciu badanych metod chłodzenia i smarowania z uwzględnieniem komponentów niezbędnych do realizacji procesu szlifowania.



Rys. 103. Widok strefy obróbki dla pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania: a) metoda odśrodkowego MQL; b) metoda odśrodkowego MQL+SSP; c) metoda zalewowa; d) chłodzenie strumieniem SSP; e) szlifowanie na sucho (bez czynników chłodząco-smarujących); f) sposób mocowania dyszy CAG w przestrzeni roboczej szlifierki

Zestawienie widoków strefy obróbki podczas procesu szlifowania dla pięciu badanych metod chłodzenia i smarowania przedstawiono na rysunku 104.



Rys. 104. Widok strefy obróbki podczas procesu szlifowania dla pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania: a) metoda odśrodkowego MQL; b) metoda odśrodkowego MQL+SSP; c) metoda zalewowa; d) chłodzenie strumieniem SSP; e) szlifowanie na sucho (bez czynników chłodząco-smarujących); f) sposób mocowania dyszy CAG w przestrzeni roboczej szlifierki

Charakterystykę przyjętych do badań teoretycznych warunków szlifowania w badaniach dla wszystkich pięciu odmian procesu przedstawiono w tabeli 29.

Tab. 29. Szczegółowa charakterystyka warunków szlifowania przyjętych do badań doświadczalnych

Proces	Prostoliniowo-zwrotne, obwodowe szlifowanie walcowych powierzchni wewnętrznych				
Szlifierka	Szlifierka uniwersalna RUP 28P produkcji Zakładów Mechanicznych Tarnów SA				
Ściernica	1-40×20×26-SG/F46L7VTO				
Parametry obciążania	Obciążacz: jednoziarnisty obciążacz diamentowy o masie $Q_d = 1,25$ kt, $n_{sd} = 12\ 000$ obr./min, $v_{fd} = 10$ m/s, $a_d = 0,0125$ mm, $i_d = 12$				
Parametry szlifowania	$v_s = 50$ m/s, $v_w = 0,83$ m/s, $v_{fa} = 20,0$ mm/s, $a_e = 0,01$ mm, $a_{e\ cat} = 0,20$ mm, $t_s = 230$ s; $Q_w = 4,88$ mm ³ /s				
Przedmiot obrabiany	Wewnętrzne powierzchnie pierścieni łożyskowych ze stali 100Cr6 (50±2 HRC), średnica wew.: $d_w = 51$ mm, szerokość: $b_w = 35$ mm				
Chłodzenie i smarowanie	Odśrodkowy MQL + SSP	Odśrodkowy MQL	SSP	Metoda zalewowa	Na sucho
Czynnik smarujący	Aerozol powietrzno-olejowy podawany odśrodkowo	Aerozol powietrzno-olejowy podawany odśrodkowo	–	5% wodny roztwór oleju Castrol Syntilo RHS podawany metodą zalewową z ciśnieniem roboczym 0,12 MPa i wydatkiem $Q_{PCS} = 4,0$ l/min	–
	Głowica ZR-K 360°	Głowica ZR-K 360°			
	Ciśnienie powietrza zasilającego: 0,6 MPa	Ciśnienie powietrza zasilającego: 0,6 MPa			
	Olej Cimtech® MQL	Olej Cimtech® MQL			
	$Q_{PCS} = 350$ ml/h	$Q_{PCS} = 350$ ml/h			
Czynnik chłodzący	Schłodzone sprężone powietrze	–	Schłodzone sprężone powietrze		
	Dysza: Vortec 610		Dysza: Vortec 610		
	Ciśnienie zasilające: 0,6 MPa		Ciśnienie zasilające: 0,6 MPa		
	$Q_{SSP} = 49,8$ dm ³ /min		$Q_{SSP} = 49,8$ dm ³ /min		
	Temperatura podawanego GC: –5°C		Temperatura podawanego GC: –5°C		

6.5. Wyniki badań doświadczalnych i ich analiza

Opis i analiza wyników badań doświadczalnych zostały podzielone na poniższe etapy opisane szczegółowo w poszczególnych podrozdziałach:

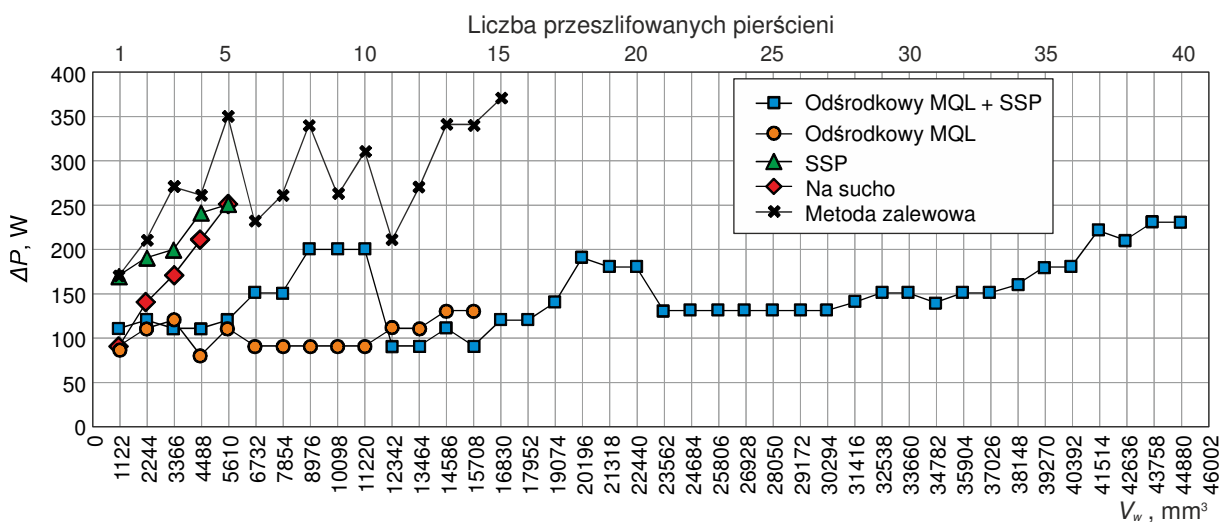
- ocena efektywności procesu szlifowania (przeprowadzona na podstawie wartości średniej mocy szlifowania P_{sr} , zużycia objętościowego ściernicy V_s

oraz ubytku materiału V_w i wskaźnika szlifowania G – opisana w podrozdziale 6.5.1.);

- ocena warunków temperaturowych procesu szlifowania (przeprowadzona na podstawie analizy termogramów zarejestrowanych przy użyciu metody termowizji – opisana w podrozdziale 6.5.2.);
- analiza chropowatości powierzchni obrobionej (przeprowadzona na podstawie mikrotopografii zmierzonych za pomocą metodą profilometrii stykowej – opisana w podrozdziale 6.5.3.);
- ocena stanu naprężeń występujących w WW przedmiotów obrobionych wyznaczonego z użyciem metody dyfrakcji rentgenowskiej (opisanej w podrozdziale 6.5.4.);
- ocena stanu CPS badanych po procesie szlifowania (na podstawie mikrotopografii zmierzonych metodą triangulacji laserowej oraz obrazów zarejestrowanych cyfrowym mikroskopem pomiarowym – podrozdział 6.5.5.).

6.5.1. Ocena efektywności procesu szlifowania

Przebieg zmiany wartości mocy szlifowania P w zależności od liczby przeszlifowanych pierścieni dla pięciu odmian procesu przedstawiony został na rysunku 105.



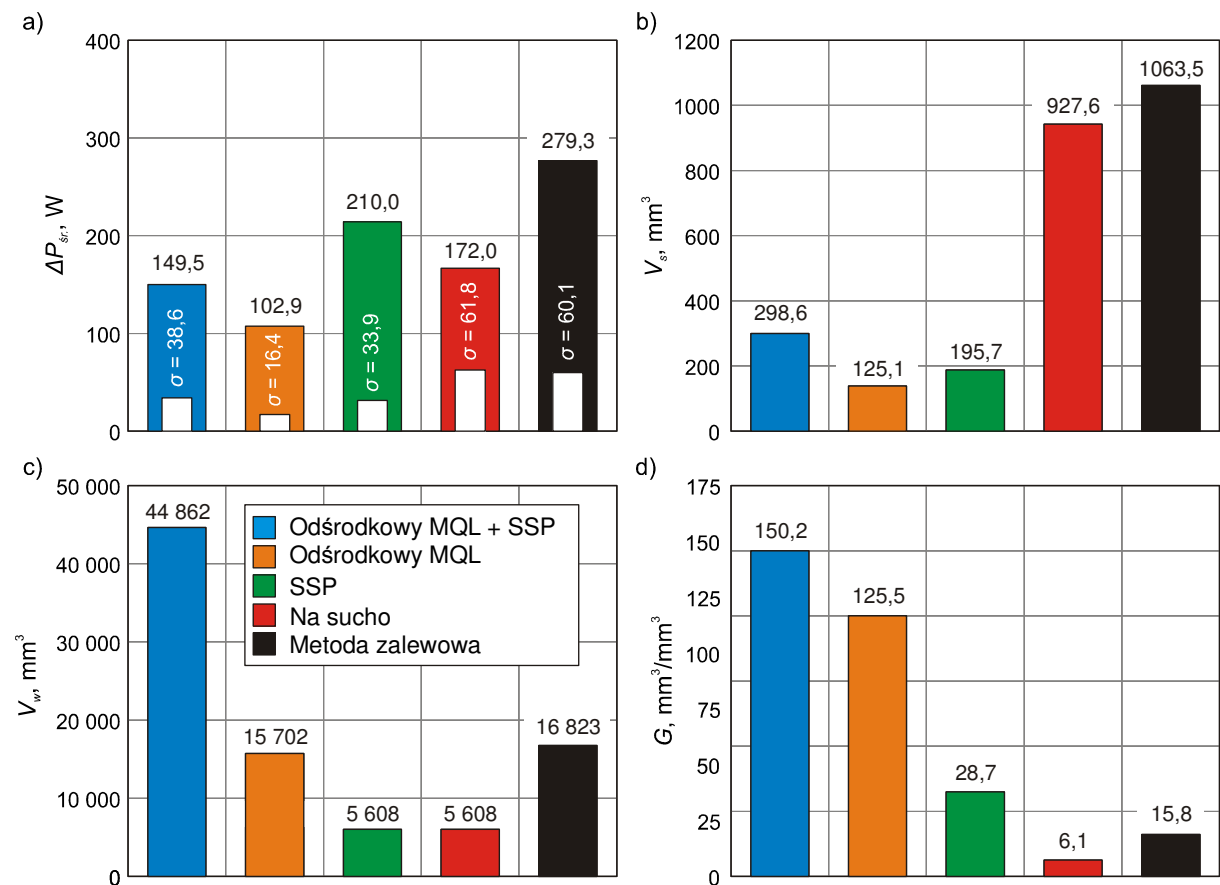
Parametry szlifowania: $v_s = 50$ m/s, $v_w = 0,83$ m/s, $v_a = 20,0$ mm/s, $a_s = 0,01$ mm, $a_{e,cal} = 0,20$ mm, $t_s = 230$ s; $Q_w = 4,88$ mm³/s
 Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO | Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC)

Rys. 105. Przebieg zmiany wartości mocy szlifowania P w zależności od liczby przeszlifowanych pierścieni

Analiza wyników wartości mocy szlifowania P wykazała, że proces szlifowania z użyciem opracowanej metody pozwolił uzyskać najdłuższy okres trwałości ściernicy, czego efektem była możliwość skutecznego prowadzenia procesu aż do pierścienia nr 40 ($V_w = 44\,862$ mm³), po szlifowaniu którego stwierdzono rozrost zalepień na CPS. Okres

trwałości ściernicy podczas szlifowania z zastosowaniem odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego wynosił 14 pierścieni ($V_w = 15\,702\text{ mm}^3$) a zakończenie okresu trwałości ściernicy nastąpiło z powodu znacznego rozrostu zalepień na jej czynnej powierzchni. Szlifowanie z użyciem metody zalewowej pozwoliło na przeszlifowanie 15 pierścieni ($V_w = 16\,823\text{ mm}^3$), po czym na powierzchni obrobionej zaobserwowano przypalenia szlifierskie świadczące o zakończeniu okresu jej trwałości. Proces szlifowania przeprowadzany zarówno na sucho, jak i w warunkach doprowadzania do strefy obróbki jedynie strumienia SSP odznaczał się najkrótszym okresem trwałości ściernicy, wynoszącym zaledwie 5 pierścieni ($V_w = 5\,608\text{ mm}^3$), po czym na powierzchni obrobionej powstały przypalenia szlifierskie.

Wykresy zmiany parametrów opisujących okres trwałości badanych ściernic (V_s , V_w , G) dla pięciu różnych wariantów chłodzenia i smarowania strefy obróbki przedstawiono na rysunku 106.



Parametry szlifowania: $v_s = 50\text{ m/s}$, $v_w = 0,83\text{ m/s}$, $v_{fa} = 20,0\text{ mm/s}$, $a_e = 0,01\text{ mm}$, $a_{e,cal} = 0,20\text{ mm}$, $t_s = 230\text{ s}$; $Q_w = 4,88\text{ mm}^3/\text{s}$
 Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO | Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 ($50 \pm 2\text{ HRC}$)

Rys. 106. Zmiany wartości: a) średniej mocy szlifowania P_{sr} wraz z odchyleniem standardowym σ ; b) ubytku materiału V_w ; c) zużycia objętościowego ściernicy V_s ; d) wskaźnika szlifowania $G = V_w / V_s$

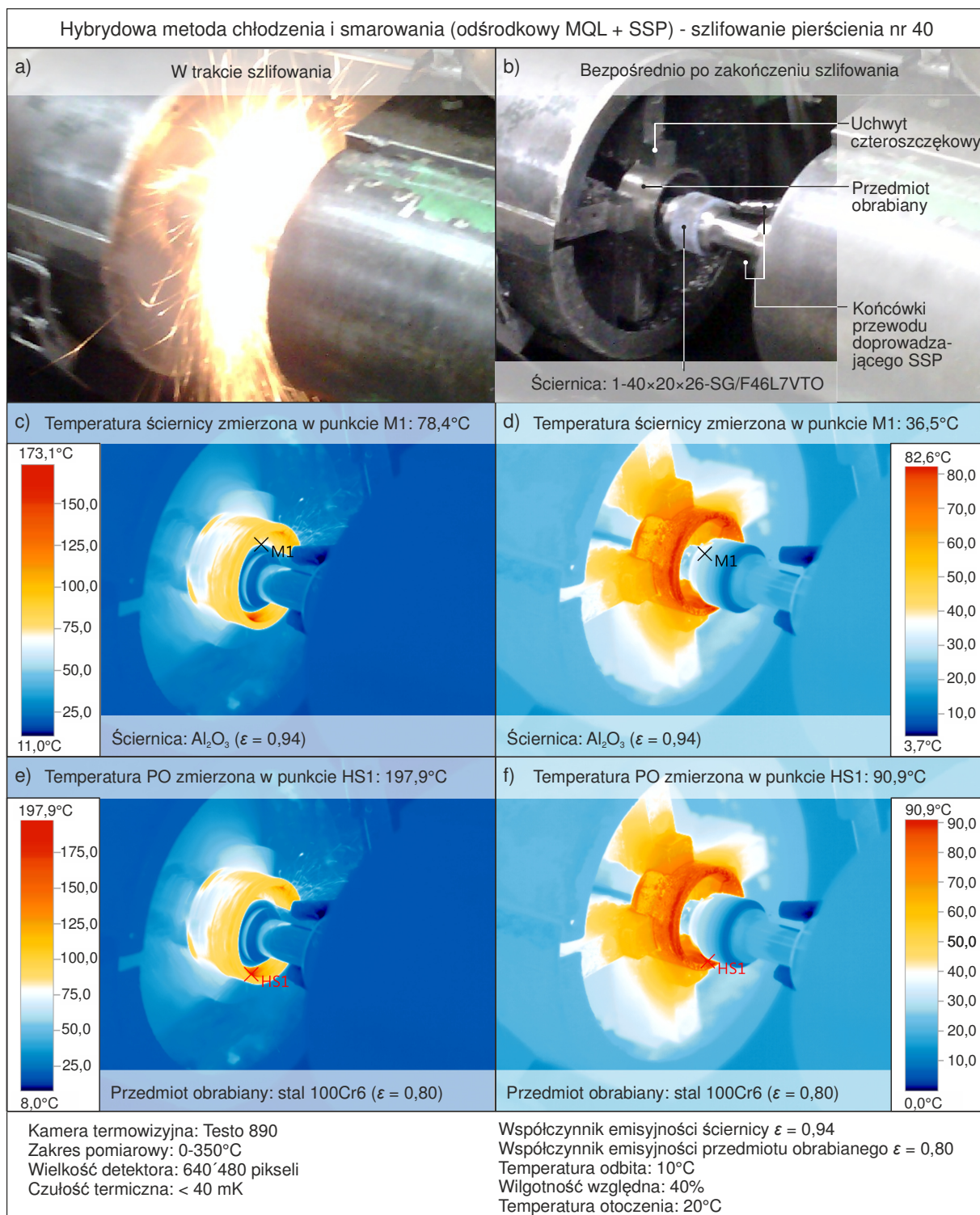
Wartość wskaźnika szlifowania G wyznaczono odnosząc objętość usuniętego materiału obrabianego do całkowitego zużycia objętościowego poszczególnych ściernic w całym okresie trwałości. Przeprowadzone badania doświadczalne wykazały, że dla przyjętych parametrów i układu procesu szlifowania najkorzystniejsze wartości parametrów opisujących okres trwałości badanych ściernic (rys. 106a-e), uzyskać można, stosując zaproponowaną metodę chłodzenia i smarowania strefy obróbki integrującą odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza. Duża precyzja doprowadzenia do strefy szlifowania PCS (aerozolu olejowego w sposób odśrodkowy oraz strumienia SSP skierowanego przed oraz bezpośrednio za strefę szlifowania) skutecznie wpłynęła na poprawę warunków tribologicznych w strefie kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią PO. Opracowana metoda chłodzenia i smarowania umożliwiła 2,7-krotne wydłużenie okresu trwałości ściernicy w porównaniu do metody zalewowej (pomimo wielokrotnie większego wydatku PCS) oraz metody odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego. Okres trwałości ściernicy w przypadku procesu szlifowania na sucho oraz szlifowania z doprowadzaniem samego strumienia SSP był blisko 8-krotnie krótszy w porównaniu do opracowanej metody chłodzenia i smarowania.

Wartość średnia przyrostu mocy szlifowania ΔP_{sr} wynosiła najwięcej (279,3 W) w przypadku szlifowania z użyciem metody zalewowej, najmniej natomiast w przypadku szlifowania z użyciem metody odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego (102,9 W). Podczas procesu szlifowania z użyciem opracowanej metody wartość średnia przyrostu mocy szlifowania ΔP_{sr} wynosiła 149,5 W (przy najdłuższym okresie trwałości ściernicy), co było wartością bardziej korzystną również w porównaniu do szlifowania na sucho (172,0 W) oraz szlifowania z doprowadzeniem SSP (210,0 W). Korzystne wyniki przy użyciu opracowanej metody mogą być efektem skutecznego doprowadzania PCS do strefy szlifowania i ograniczenia wpływu tarcia stępionych wierzchołków ściernicy z powierzchnią PO. Dodatkowe podawanie strumienia SSP, skierowanego przed oraz bezpośrednio za strefę obróbki umożliwiało stabilizację warunków termicznych w strefie szlifowania, tym samym ograniczając zużycie ściernic wierzchołków aktywnych ziaren ściernych, których zdolność skrawna była zachowywana w dłuższym okresie. Zarówno strumień SSP jak i aerozol olejowy doprowadzony powodowały ograniczenie wydatku mocy wynikającego z tarcia. Następujący postęp zużycia ściernicy podczas procesu szlifowania z użyciem opracowanej metody przejawiał się stopniowym zwiększaniem wydatku mocy szlifowania (rys. 105).

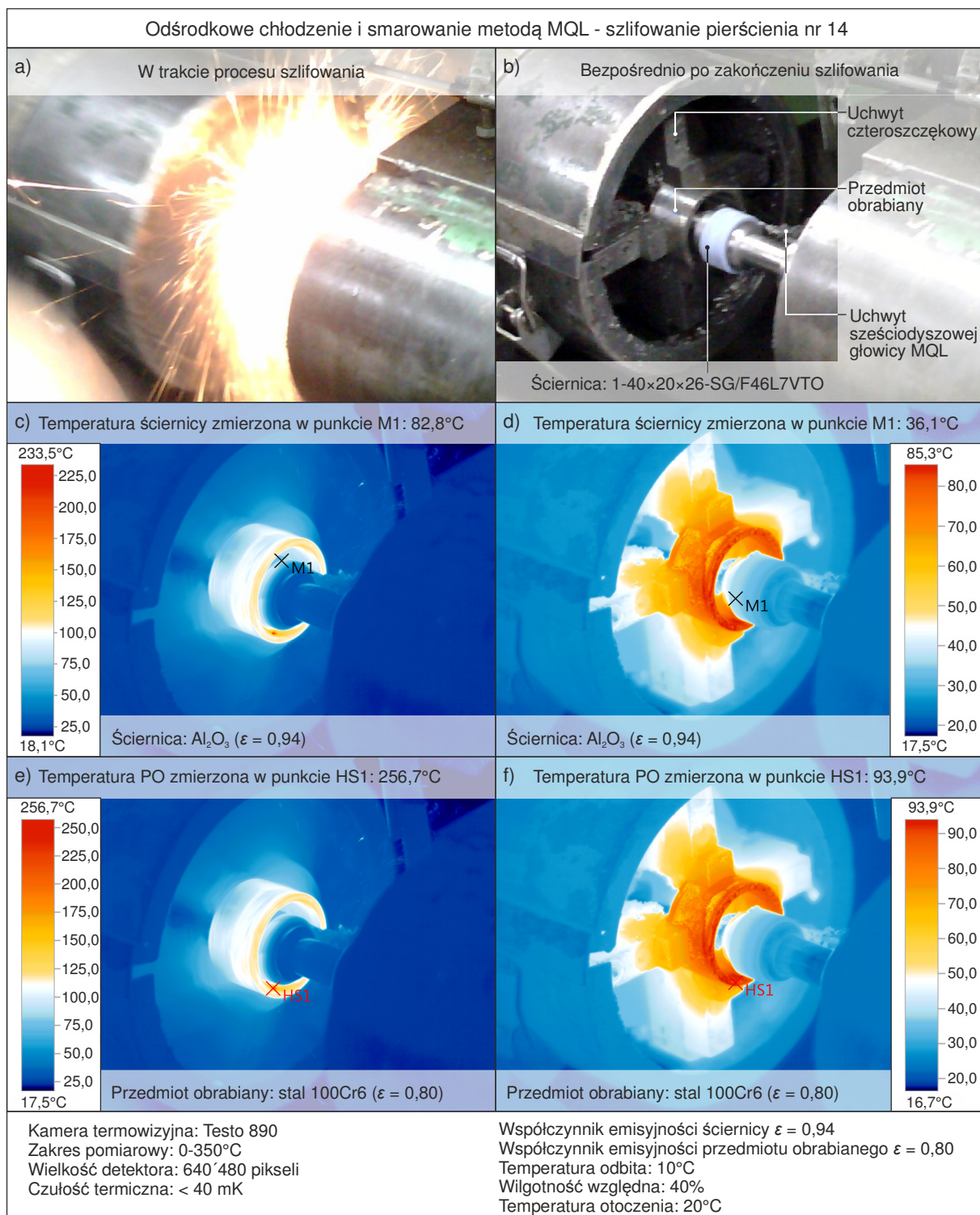
6.5.2. Ocena warunków termicznych procesu szlifowania na podstawie pomiarów metodą termowizji w podczerwieni

Oceny warunków termicznych procesu szlifowania dokonano w oparciu o termogramy zarejestrowane z użyciem kamery termowizyjnej dla każdej odmiany warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki podczas procesu szlifowania. Rejestracji obrazu termowizyjnego dokonywano przez cały czas trwania procesu obróbki, co około 10 sekund. W ten sposób zarejestrowano łącznie 2230 termogramów (po kilkadziesiąt obrazów przedstawiających warunki termiczne w trakcie szlifowania jednego pierścienia). Szczegółowej analizie poddawano termogramy o największej temperaturze odnotowanej dla każdego przejścia roboczego. Ponadto, w celu przeprowadzenia dodatkowej analizy warunków termicznych strefy obróbki, bez zakłóceń wynikających z oddziaływania PCS rejestrowano termogramy bez ich udziału, bezpośrednio po procesie szlifowania, zaraz po zatrzymaniu ruchu obrotowego ściernicy i PO. Podczas analizy pomiarów termowizyjnych uwzględniono różne wartości współczynnika emisyjności ε odnoszącego się do ilości energii emitowanej przez obiekt w stosunku do ilości wypromieniowywanej przez ciało czarne. Dla materiału ściernicy przyjęto wartość współczynnika emisyjności charakterystyczną dla szkła oraz Al_2O_3 – $\varepsilon = 0,94$, natomiast dla materiału PO przyjęto $\varepsilon = 0,80$ – wartość współczynnika odpowiadającą powierzchni stali w temperaturze 93°C (wartość podawana jest w zakresie od 0,75 do 0,85 - przyjęto wartość średnią z tego zakresu) [TOE18].

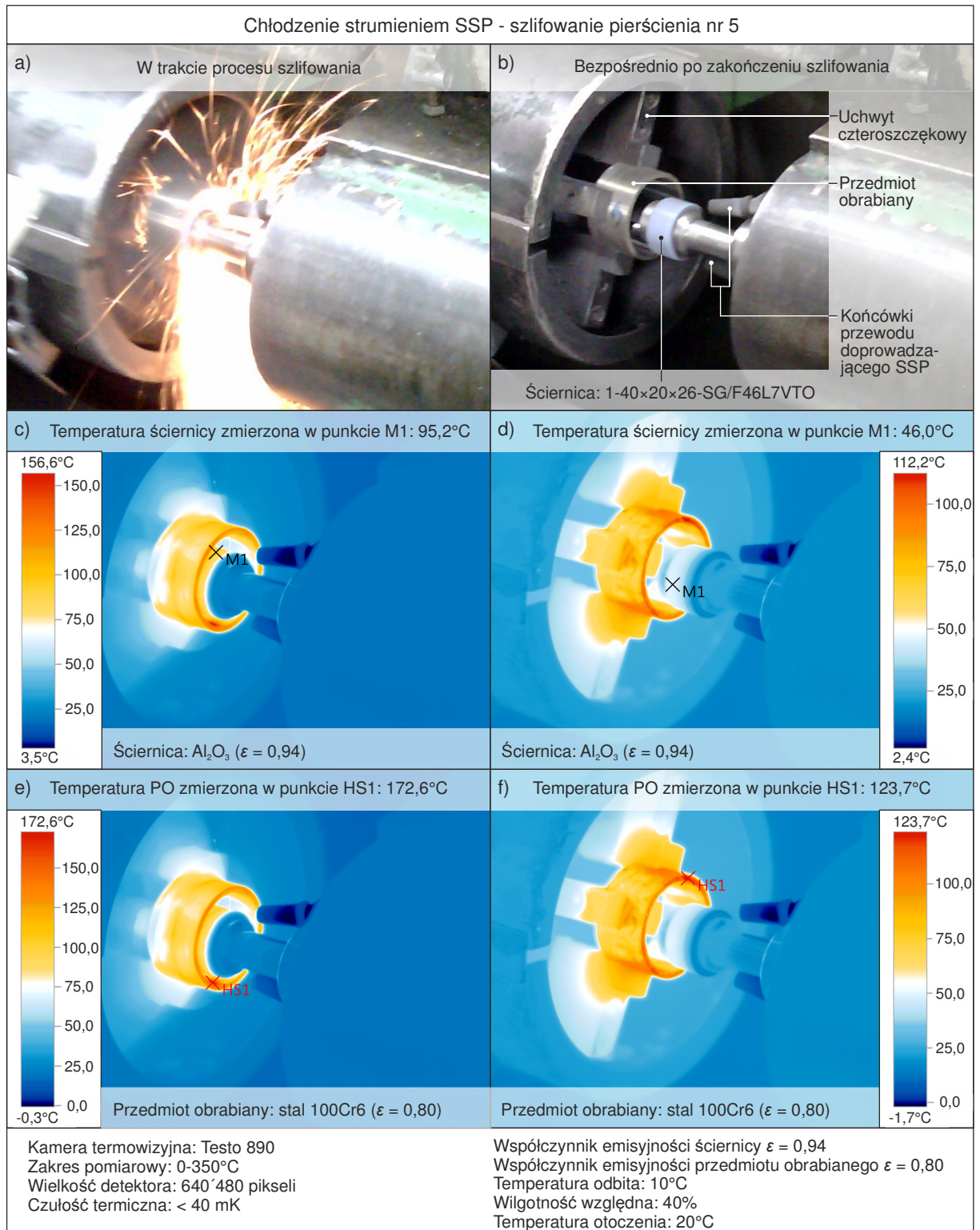
Widoki strefy obróbki wraz z termogramami zarejestrowanymi za pomocą kamery termowizyjnej w trakcie oraz bezpośrednio po procesie szlifowania ostatniego pierścienia w okresie trwałości danej ściernicy, dla pięciu badanych odmian metod chłodzenia i smarowania przedstawiono na rysunkach 107-111.



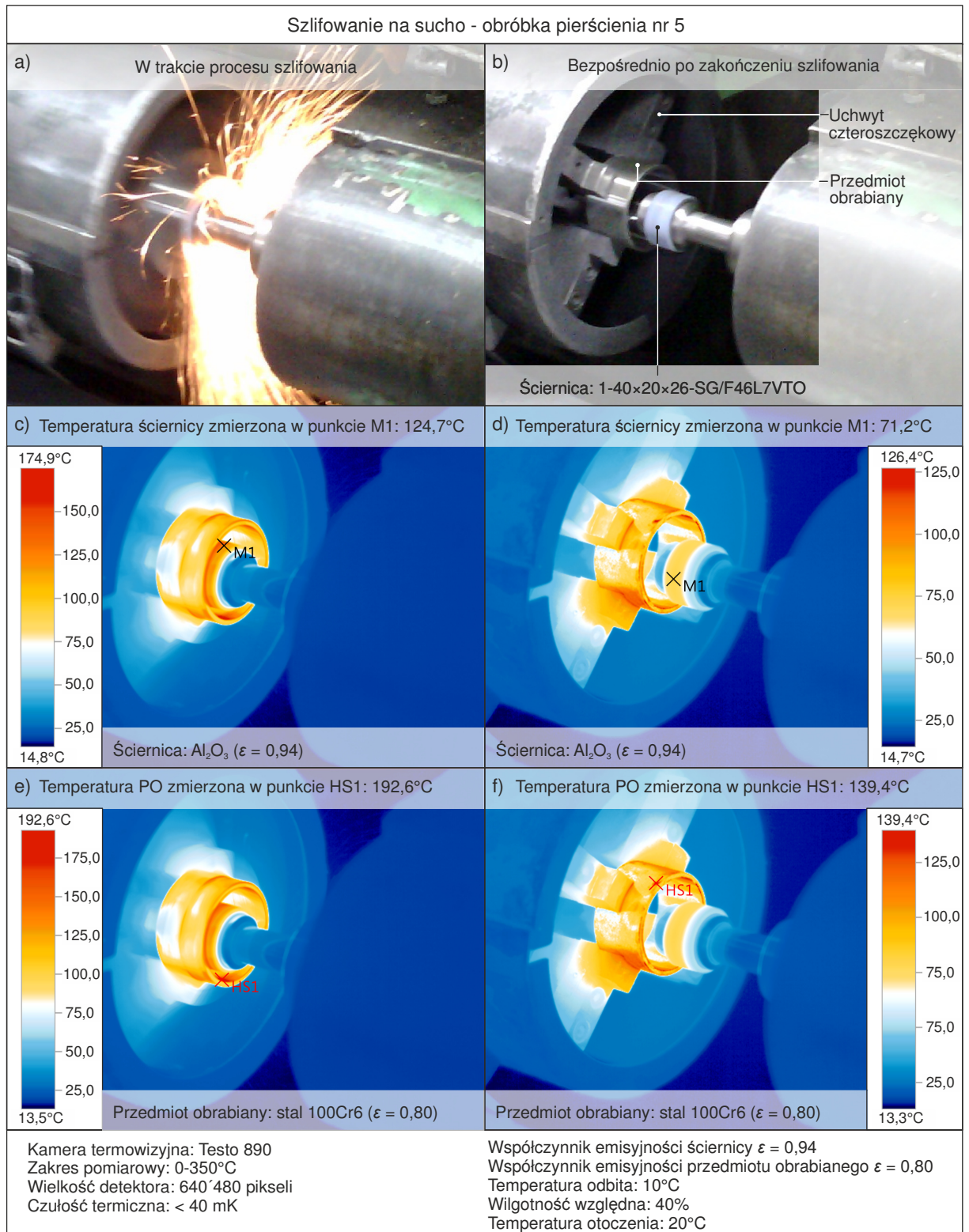
Rys. 107. Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP) – pierścień nr 40



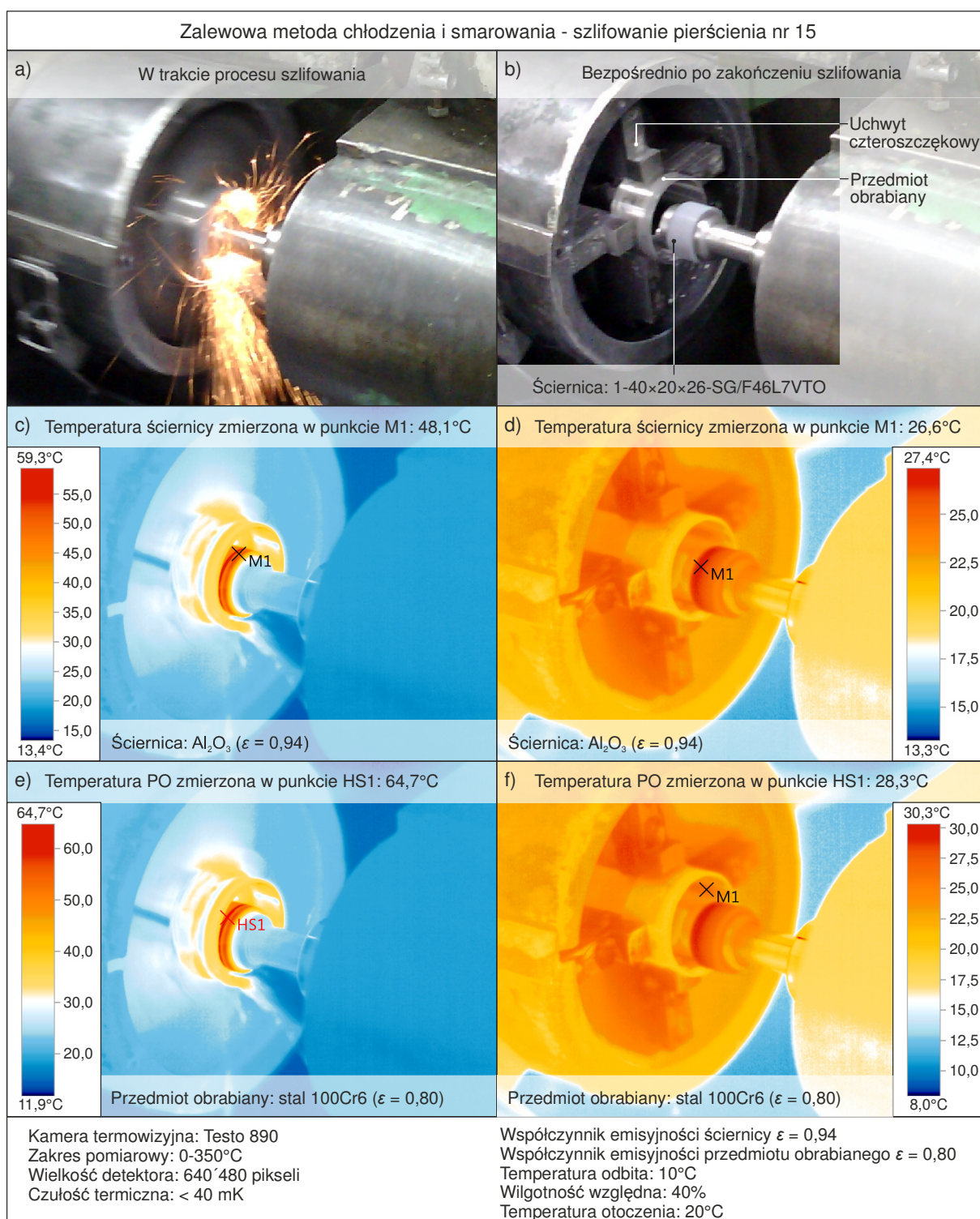
Rys. 108. Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach odśrodkowego chłodzenia i smarowania metodą MQL – pierścień nr 14



Rys. 109. Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia strefy obróbki z użyciem strumienia schłodzonego sprężonego powietrza – pierścień nr 5

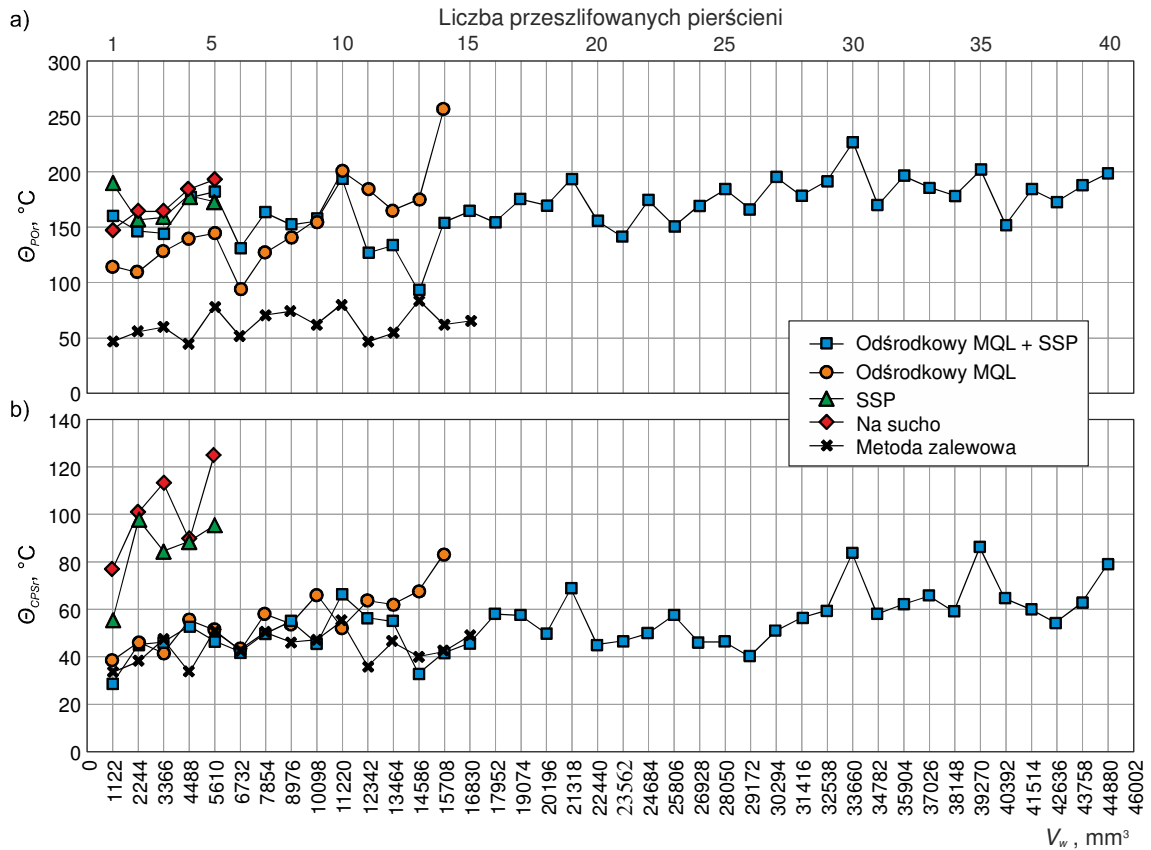


Rys. 110. Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach szlifowania na sucho (bez PCS) – pierścień nr 5



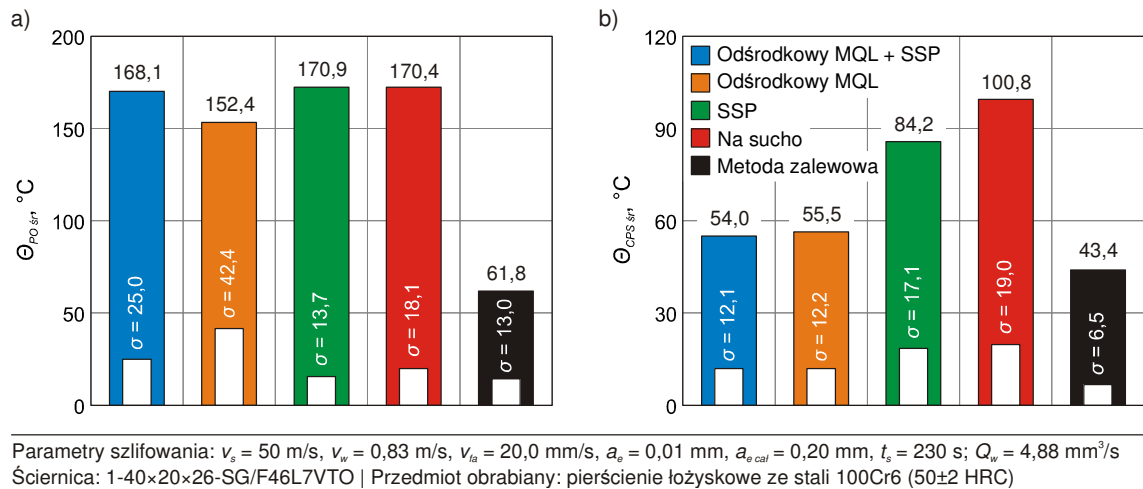
Rys. 111. Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia i smarowania strefy obróbki z użyciem metody zalewowej – pierścień nr 15

Na rysunku 112 przedstawiono wykres zmiany temperatury PO θ_{PO} (rys. 112a) oraz ściernicy θ_{CPS} (rys. 112b) w trakcie trwania procesu szlifowania, w całym okresie trwałości ściernic pracujących w warunkach pięciu rozpatrywanych odmian metod chłodzenia i smarowania.



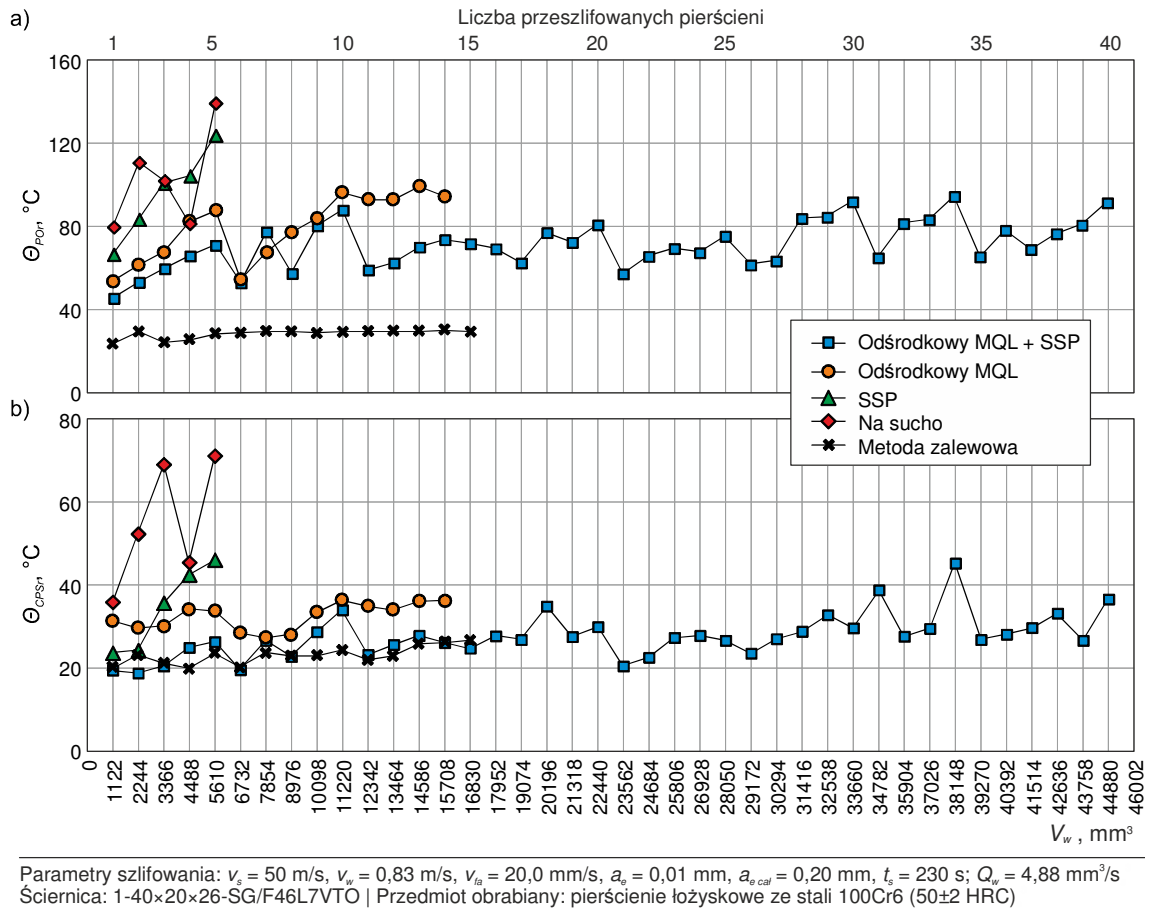
Rys. 112. Zmiany wartości temperatury przedmiotu obrabianego Θ_{PO} (a) i czynnej powierzchni ściernicy Θ_{CPSr} (b) zarejestrowane w trakcie procesu szlifowania z użyciem pięciu odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki

Na rysunku 113 w formie wykresu przedstawiono wyznaczone średnie wartości temperatury PO Θ_{POSr} (rys. 113a) oraz temperatury ściernicy Θ_{CPSr} występujące w trakcie trwania procesu szlifowania (rys. 113b).



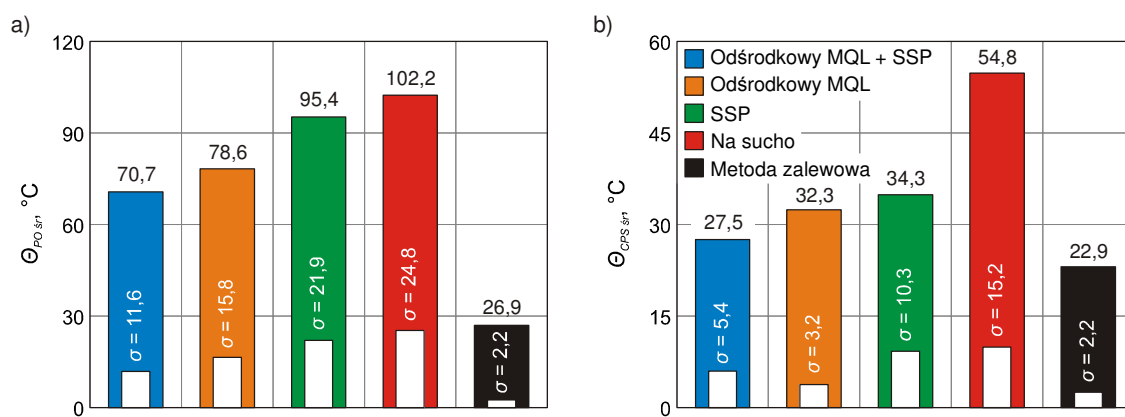
Rys. 113. Zmiany średniej wartości temperatury przedmiotu obrabianego Θ_{POsr} (a) oraz czynnej powierzchni ściernicy Θ_{CPSr} (b) z uwzględnieniem odchylenia standardowego σ zarejestrowane w trakcie procesu szlifowania

Na rysunku 114 przedstawiono wykres zmiany temperatury PO Θ_{PO} (rys. 114a) oraz ściernicy Θ_{CPS} (rys. 114b) bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania, w całym okresie trwałości ściernic, które pracowały w warunkach pięciu rozpatrywanych odmian metod chłodzenia i smarowania.



Rys. 114. Zmiany wartości temperatury przedmiotu obrabianego Θ_{PO} (a) i czynnej powierzchni ściernicy Θ_{CPS} (b) zarejestrowane bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania z użyciem pięciu odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki

Na rysunku 115 w formie wykresu przedstawiono wyznaczone średnie wartości temperatury PO Θ_{POSr} (rys. 115a) oraz temperatury ściernicy Θ_{CPSr} występujące bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (rys. 115b).



Parametry szlifowania: $v_s = 50$ m/s, $v_w = 0,83$ m/s, $v_{ta} = 20,0$ mm/s, $a_g = 0,01$ mm, $a_{g\ cal} = 0,20$ mm, $t_s = 230$ s; $Q_w = 4,88$ mm³/s
 Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO | Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC)

Rys. 115. Zmiany średniej wartości temperatury przedmiotu obrabianego $\Theta_{PO\ \acute{s}r}$ (a) oraz czynnej powierzchni ściernicy $\Theta_{CPS\ \acute{s}r}$ (b) z uwzględnieniem odchylenia standardowego σ zarejestrowane bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania

Przeprowadzona analiza warunków termicznych zarejestrowanych w trakcie procesu szlifowania w przypadku pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania strefy obróbki (rys. 112) wykazała, że najmniejsze średnie wartości temperatury PO ($\Theta_{PO\ \acute{s}r} = 61,8^\circ\text{C}$, rys. 113a) oraz CPS ($\Theta_{CPS\ \acute{s}r} = 43,4^\circ\text{C}$, rys. 113b) uzyskano podczas procesu szlifowania z użyciem metody zalewowej. Obróbka z zastosowaniem pozostałych czterech odmian warunków chłodzenia i smarowania wiązała się ze znacznie większą wartością średnią temperatury PO (od $152,4^\circ\text{C}$ do $170,9^\circ\text{C}$ – rys. 113a). Należy uwzględnić jednak, że relatywnie duże wartości temperatury PO, dla wszystkich badanych wariantów poza metodą zalewową, zarejestrowane w trakcie procesu szlifowania mogły być wynikiem dużego snopu utleniających się wiórów w postaci iskier, emitowanych ze strefy obróbki i zakłócających wyniki pomiaru bezstykową metodą termowizyjną (rys. 107a, 108a, 109a, 110a). Znacznie większy wydatek PCS towarzyszący metodzie zalewowej wpłynął na znaczne ograniczenie występowania iskier (rys. 111a). Najmniejszą wartość średnią temperatury CPS odnotowano w przypadku chłodzenia i smarowania z użyciem metody zalewowej ($\Theta_{CPS\ \acute{s}r} = 43,4^\circ\text{C}$), jednak nieco większą wartością tego parametru odznaczała się opracowana metoda ($\Theta_{CPS\ \acute{s}r} = 54,0^\circ\text{C}$) oraz metoda odśrodkowego MQL ($\Theta_{CPS\ \acute{s}r} = 55,0^\circ\text{C}$). Podczas szlifowania z chłodzeniem za pomocą strumienia SSP wartość średnia temperatury CPS wynosiła $\Theta_{CPS\ \acute{s}r} = 84,2^\circ\text{C}$, a w procesie szlifowania na sucho najwięcej – aż $100,8^\circ\text{C}$. Analiza wyników wykazała, że przeprowadzenie procesu szlifowania w warunkach chłodzenia i smarowania z zastosowaniem opracowanej metody umożliwiło zmniejszenie wartości temperatury ściernicy w odniesieniu do szlifowania na sucho aż o blisko 50%. Podobny rezultat odnotowano w przypadku odśrodkowego podawania aerozolu olejowego bez dodatkowego doprowadzenia strumienia SSP.

Analiza wartości temperatury powierzchni PO oraz CPS rejestrowanej bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania wykazała natomiast korzystny wpływ doprowadzania do strefy obróbki dodatkowego strumienia SSP (rys. 114, 115). W takich warunkach najmniejszą wartość temperatury PO ($\theta_{POsr} = 26,9^{\circ}\text{C}$) oraz CPS ($\theta_{CPSsr} = 22,9^{\circ}\text{C}$) wyznaczono również w przypadku metody chłodzenia zalewowego. Z uwagi jednak na wydatek szkodliwych PCS oraz ogólny stopień negatywnego oddziaływania na środowisko naturalne, jako najkorzystniejszą można uznać nowo opracowaną metodę chłodzenia i smarowania. Doprowadzenie dodatkowego strumienia SSP i jego skierowanie w kluczowych obszarach obróbki wspomaga metodę MQL i wpływa na obniżenie o około 30% wartości $\theta_{POsr} = 70,7^{\circ}\text{C}$ i o około 50% wartości $\theta_{CPSsr} = 27,5^{\circ}\text{C}$ porównując do rezultatów uzyskanych podczas procesu szlifowania na sucho ($\theta_{POsr} = 102,2^{\circ}\text{C}$ i $\theta_{CPSsr} = 54,8^{\circ}\text{C}$) – rys. 115b.

Przedstawione w analizie, korzystne wyniki dotyczące warunków termicznych w strefie obróbki uzyskano, poprzez zestawienie ze sobą wartości średnich opisywanych parametrów temperatury PO oraz CPS, które wyznaczono dla okresów trwałości ściernicy znacznie różniących się od siebie. Uzyskane rezultaty pomiarów termowizyjnych potwierdzają możliwość uzyskania stabilnych warunków termicznych w strefie obróbki podczas procesu szlifowania w długich okresach pracy ściernicy przy zastosowaniu metody odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego przy jednoczesnym podawaniu strumienia SSP do strefy szlifowania.

6.5.3. Ocena chropowatości powierzchni obrobionej

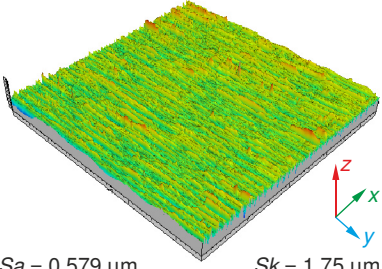
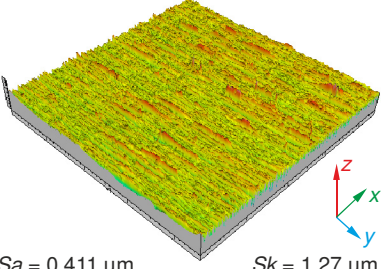
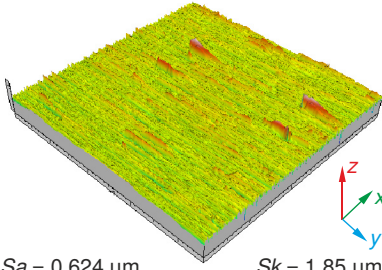
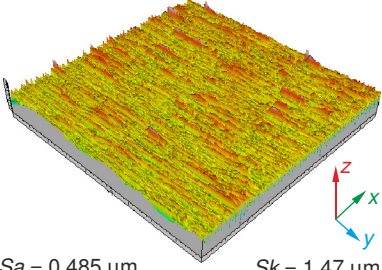
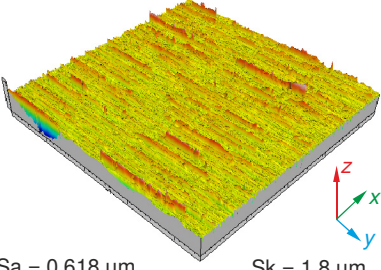
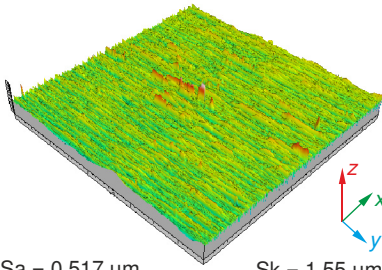
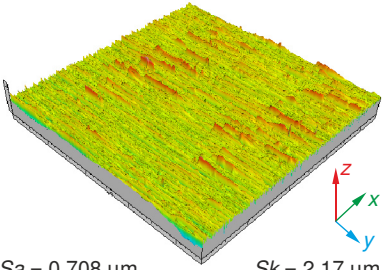
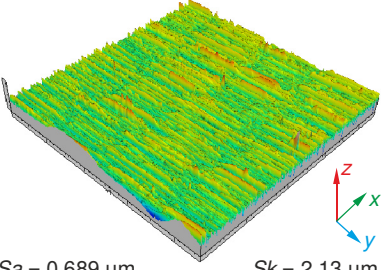
Na rysunkach 116 oraz 117 przedstawiono wyniki pomiarów i analizy dotyczącej struktury geometrycznej powierzchni obrobionych w procesie szlifowania dla pięciu różnych odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki. Oprócz przedstawienia mikrotopografii zawarto również zbiory wartości wybranych parametrów opisujących charakterystykę powierzchni. Analizy przedstawione na rysunkach dotyczą co piątej powierzchni ze zbioru przedmiotów obrobionych daną ściernicą w okresie jej trwałości, co oznacza, że w przypadku:

- a) innowacyjnej metody (metoda odśrodkowego MQL + SSP) analizie poddano pierścienie:
 - nr 5 (rys. 116a),
 - nr 10 (rys. 116b),
 - nr 15 (rys. 116c),
 - nr 20 (rys. 116d),

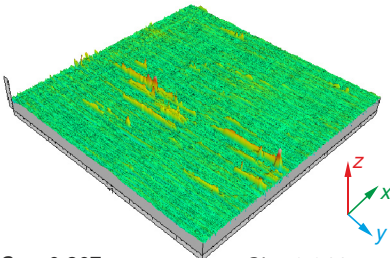
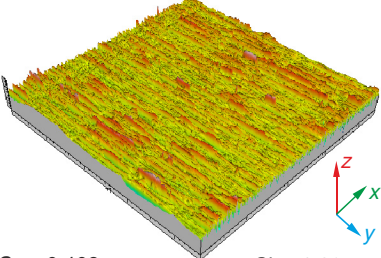
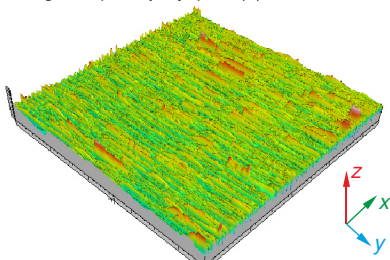
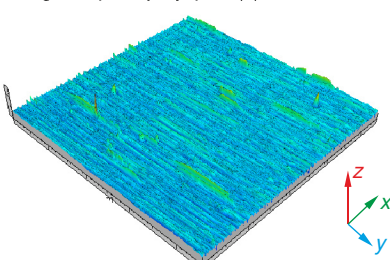
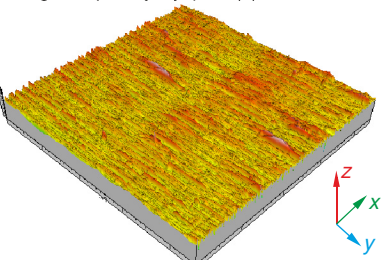
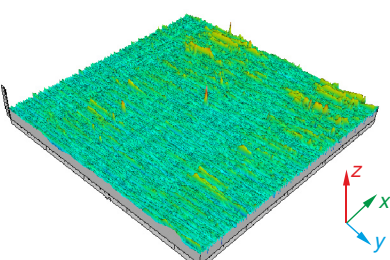
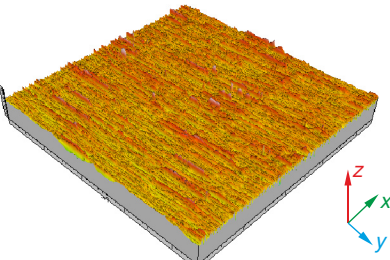
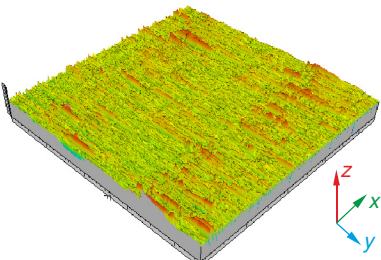
- nr 25 (rys. 116e),
 - nr 30 (rys. 116f),
 - nr 35 (rys. 116g)
 - nr 40 (rys. 116h);
- b) metody odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego MQL analizie poddano pierścienie:
- nr 5 (rys. 117a),
 - nr 10 (rys. 117b),
 - nr 14 (rys. 117c) ponieważ okres trwałości tej ściernicy zakończono na pierścieniu nr 14;
- c) metody chłodzenia z użyciem strumienia SSP analizie poddano pierścień nr 5 (rys. 117d);
- d) szlifowania na sucho analizie poddano pierścień nr 5 (rys. 117e);
- e) metody chłodzenia zalewowego analizie poddano pierścienie:
- nr 5 (rys. 117f),
 - nr 10 (rys. 117g),
 - nr 15 (rys. 117h).

W przeprowadzonych badaniach analizie poddano zbiór wybranych parametrów opisujących strukturę geometryczną powierzchni obrobionych, którego zestawienie wartości przedstawiono na rysunku 118, w którego skład wchodziły następujące parametry [PN87]:

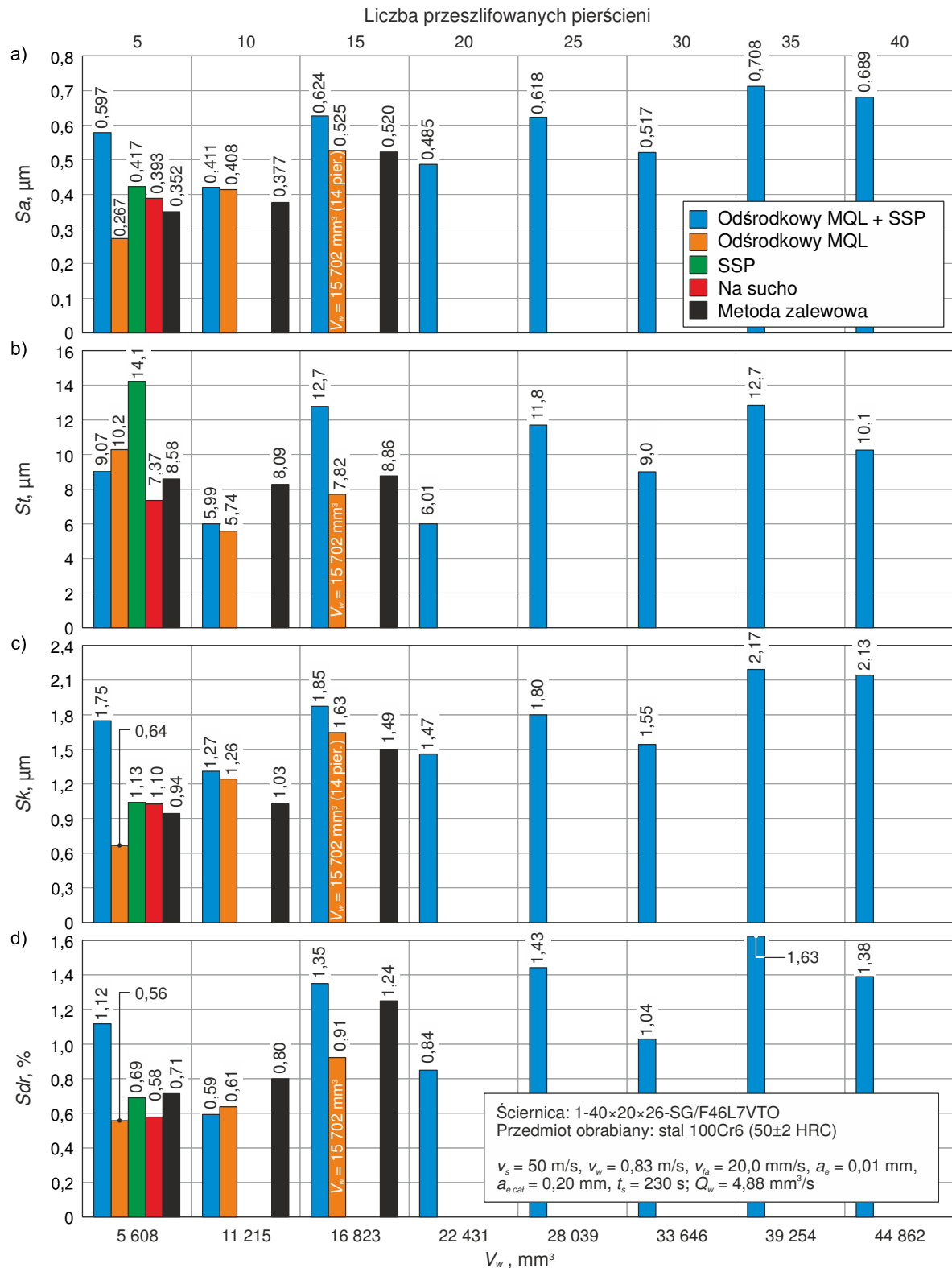
- Sa - zmiana średniego arytmetycznego odchylenia chropowatości powierzchni (rys. 118a),
- St - wysokości nierówności powierzchni (rys. 118b),
- Sk - wysokości chropowatości rdzenia (rys. 118c),
- Sdr - współczynnik rozwinięcia powierzchni (rys. 118d).

Warunki procesu szlifowania	a) $V_w = 5\,608\text{ mm}^3$	b) $V_w = 11\,215\text{ mm}^3$
Parametry szlifowania: $v_s = 50\text{ m/s}$ $v_w = 0,83\text{ m/s}$ $v_{fa} = 20,0\text{ mm/s}$ $a_e = 0,01\text{ mm}$ $a_{e\,cal} = 0,20\text{ mm}$ $t_s = 230\text{ s}$ $Q_w = 4,88\text{ mm}^3/\text{s}$ Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC) Chłodzenie i smarowanie: odśrodkowy MQL + SSP	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×9,07 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 46513 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,195 nm  $Sa = 0,579\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,75\text{ }\mu\text{m}$ $St = 9,07\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,12\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×5,99 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 37788 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,158 nm  $Sa = 0,411\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,27\text{ }\mu\text{m}$ $St = 5,99\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,586\%$
c) $V_w = 16\,823\text{ mm}^3$	d) $V_w = 22\,431\text{ mm}^3$	e) $V_w = 28\,039\text{ mm}^3$
Wymiary (x, y, z): 4550×4520×12,7 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 45836 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,278 nm  $Sa = 0,624\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,85\text{ }\mu\text{m}$ $St = 12,7\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,35\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×6,01 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 44059 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,136 nm  $Sa = 0,485\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,47\text{ }\mu\text{m}$ $St = 6,01\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,844\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×11,8 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 43909 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,268 nm  $Sa = 0,618\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,8\text{ }\mu\text{m}$ $St = 11,8\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,43\%$
f) $V_w = 33\,646\text{ mm}^3$	g) $V_w = 39\,254\text{ mm}^3$	h) $V_w = 44\,862\text{ mm}^3$
Wymiary (x, y, z): 4550×4520×9,0 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 46334 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,194 nm  $Sa = 0,517\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,55\text{ }\mu\text{m}$ $St = 9,0\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,04\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×12,7 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 48272 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,263 nm  $Sa = 0,708\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 2,17\text{ }\mu\text{m}$ $St = 12,7\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,63\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×10,1 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 42970 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,234 nm  $Sa = 0,689\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 2,13\text{ }\mu\text{m}$ $St = 10,1\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,38\%$

Rys. 116. Mikrotopografie oraz wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni przedmiotów obrobionych (a-h) w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP)

Warunki procesu szlifowania	a) Metoda odśrodkowego MQL $V_w = 5\,608\text{ mm}^3$	b) Metoda odśrodkowego MQL $V_w = 11\,215\text{ mm}^3$
Parametry szlifowania: $v_s = 50\text{ m/s}$ $v_w = 0,83\text{ m/s}$ $v_{fa} = 20,0\text{ mm/s}$ $a_e = 0,01\text{ mm}$ $a_{e\,cal} = 0,20\text{ mm}$ $t_s = 230\text{ s}$ $Q_w = 4,88\text{ mm}^3/\text{s}$ Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC)	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×10,2 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 48948 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,208 nm  $Sa = 0,267\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 0,644\text{ }\mu\text{m}$ $St = 10,2\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,557\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×5,74 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 24311 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,236 nm  $Sa = 0,408\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,26\text{ }\mu\text{m}$ $St = 5,74\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,615\%$
c) Metoda odśrodkowego MQL $V_w = 15\,702\text{ mm}^3$	d) Chłodzenie strumieniem SSP $V_w = 5\,608\text{ mm}^3$	e) Szlifowanie na sucho $V_w = 5\,608\text{ mm}^3$
Wymiary (x, y, z): 4550×4520×7,82 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 49863 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,157 nm  $Sa = 0,525\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,63\text{ }\mu\text{m}$ $St = 7,82\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,913\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×14,1 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 43632 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,324 nm  $Sa = 0,417\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,13\text{ }\mu\text{m}$ $St = 14,1\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,686\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×7,37 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 44869 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,164 nm  $Sa = 0,393\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,1\text{ }\mu\text{m}$ $St = 7,37\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,577\%$
f) Metoda zalewowa $V_w = 5\,608\text{ mm}^3$	g) Metoda zalewowa $V_w = 11\,215\text{ mm}^3$	h) Metoda zalewowa $V_w = 16\,823\text{ mm}^3$
Wymiary (x, y, z): 4550×4520×8,58 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 49084 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,175 nm  $Sa = 0,352\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 0,937\text{ }\mu\text{m}$ $St = 8,58\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,709\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×8,09 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 44433 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,182 nm  $Sa = 0,377\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,03\text{ }\mu\text{m}$ $St = 8,09\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 0,798\%$	Wymiary (x, y, z): 4550×4520×8,86 μm Liczba pkt. profilu (x): 3786 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 1,2 μm Liczba profili (y): 227 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 20 μm Liczba pkt. (z): 43220 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,205 nm  $Sa = 0,520\text{ }\mu\text{m}$ $Sk = 1,49\text{ }\mu\text{m}$ $St = 8,86\text{ }\mu\text{m}$ $Sdr = 1,24\%$

Rys. 117. Mikrotopografie oraz wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni przedmiotów obrabianych w warunkach podawania odśrodkowego MQL (a-c), SSP (d), szlifowania na sucho (e) oraz chłodzenia z użyciem metody zalewowej (f-h)

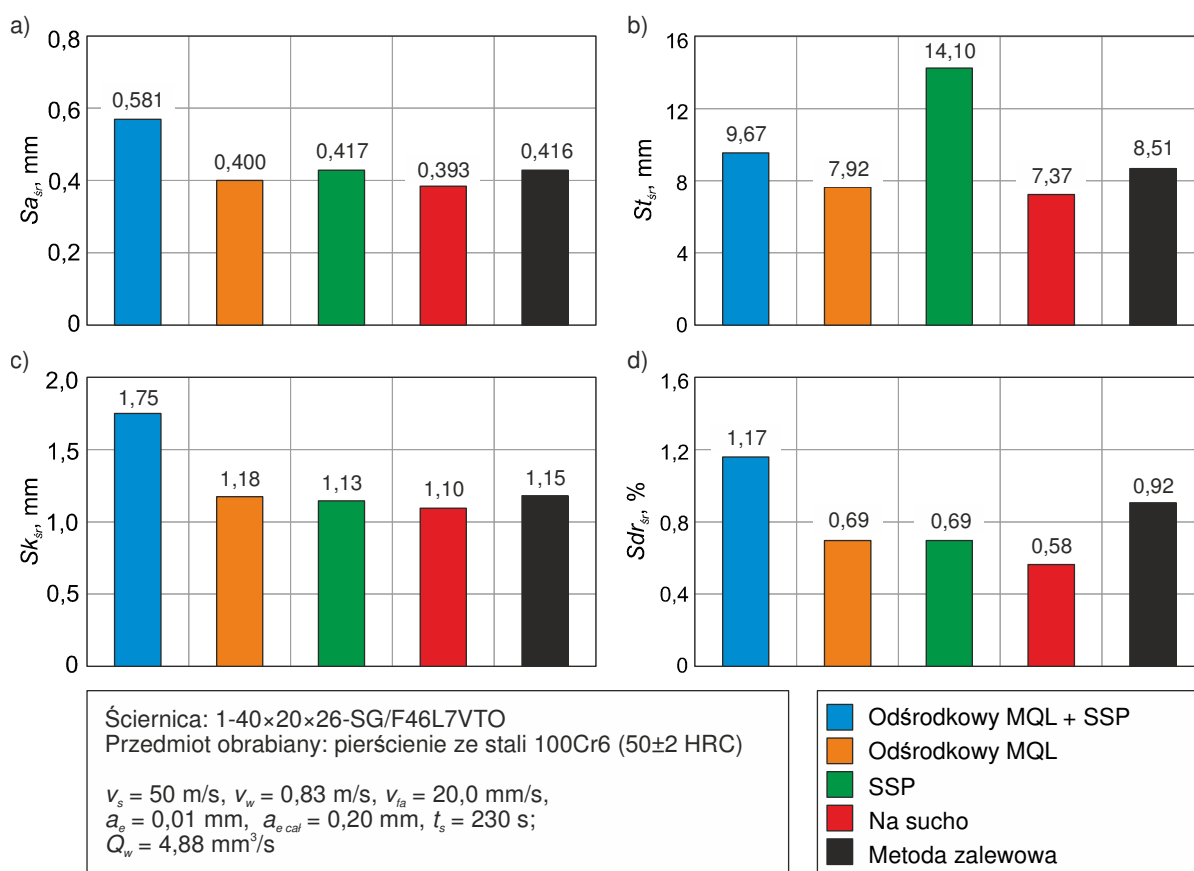


Rys. 118. Parametry struktury geometrycznej powierzchni obrabianej w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) S_a ; b) St ; c) Sk ; d) Sdr

Znormalizowana wartość parametru S_a chropowatości powierzchni obrabianej po szlifowaniu wynosząca $0,63 \mu m$ została przyjęta jako odniesienie [PN87]. Spośród wszystkich przeszlifowanych pierścieni z użyciem analizowanych metod chłodzenia

i smarowania strefy obróbki wartości parametru Sa przekraczające wartość odniesienia zarejestrowano w przypadku pomiarów powierzchni obrobionej pierścienia nr 35 oraz 40 (rys. 118a), przeszlifowanych w warunkach chłodzenia i smarowania z użyciem opracowanej metody, których powierzchnia obrabiana została ukształtowana ściernicą, której okres trwałości zbliżał się do końca. Pomimo zastosowania w badaniach doświadczalnych ściernic o relatywnie dużych ziarnach (nr ziarna 46) umożliwiającym doprowadzenie aerozolu olejowego odśrodkowo, poprzez wolne przestrzenie międzyziarnowe do strefy szlifowania, zdecydowana większość przeanalizowanych powierzchni obrobionych charakteryzowała się strukturą geometryczną powierzchni spełniającą standardowe wymagania stawiane powierzchniom po szlifowaniu. W przeprowadzonych badaniach użyto ściernice wykonane z ziaren submikrokryształicznego korundu spiekane SGTM, które dzięki swojej budowie umożliwiają kształtowanie powierzchni o relatywnie niewielkiej chropowatości [NAD12].

Na rysunku 119 przedstawiono zestawienie wartości średnich analizowanych parametrów struktury geometrycznej powierzchni obrobionych z podziałem na pięć odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy szlifowania.



Rys. 119. Wartości średnie parametrów struktury geometrycznej powierzchni obrobionych dla pięciu odmiennych warunków chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) średnie arytmetyczne odchylenie chropowatości powierzchni Sa ; b) wysokość nierówności powierzchni St ; c) wysokość chropowatości rdzenia Sk ; d) współczynnik rozwinięcia powierzchni Sdr

Znacznie dłuższy okres trwałości ściernicy używanej podczas procesu szlifowania z zastosowaniem opracowanej metody chłodzenia i smarowania wpłynął na zwiększenie wartości średnich parametrów chropowatości (wartości parametru Sa_{sr} większa o blisko 30% w porównaniu do pozostałych wariantów chłodzenia i smarowania strefy obróbki, rys.119a). Wraz ze zwiększaniem objętości usuniętego materiału obrabianego zwiększało się również zużycie ściernicy, czego efektem było wygładzanie wierzchołków aktywnych ziaren ściernych i mostków spoiwa oraz postępujące zalepianie tych wygładzonych powierzchni mikrowiarami. Systematyczne zwiększanie udziału na CPS powierzchni starcia wierzchołków oraz również płaskich powierzchni zalepionych wpłynął na zwiększenie intensywności bruzdowania i tworzenia wypływek czołowych i bocznych, które występowały podczas oddzielania materiału obrabianego w postaci wiórów. Zjawiska te mogły mieć negatywny wpływ na chropowatość powierzchni obrobionej.

6.5.4. Ocena stanu naprężeń w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych

Oceny stanu naprężeń własnych w WW powierzchni PO przy zastosowaniu pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania strefy obróbki dokonano w oparciu o pomiar stanu odkształceń sprężystych metodą dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego. W tym celu użyto dyfraktometru rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. (opisanego szerzej w podrozdziale 6.3.4).

Podczas przeprowadzonych pomiarów napięcie anodowe wynosiło 20 kV, natomiast wartość natężenia prądu anodowego wynosiła 4 mA. Do określenia wartości naprężeń własnych zastosowano metodę $\sin^2\psi$, której podstawowe równanie (6.1) dotyczy płaskiego stanu naprężeń:

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = \frac{1}{2} s_s \sigma_{\varphi} \sin^2\psi + s_1(\sigma_{11} + \sigma_{22}). \quad (6.1)$$

Odształcenie sieci krystalograficznej $\varepsilon_{\varphi,\psi}$, określane wzorem (6.2), wyznaczono dla stałych wartości kąta ψ w zakresie od -30 do 30° :

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = \frac{d_{\varphi,\psi} - d_0}{d_0}, \quad (6.2)$$

gdzie:

$d_{\varphi,\psi}$ – odległość międzypłaszczyznowa ustalonych płaszczyzn sieciowych, zmierzona w kierunku wyznaczonym przez kąty φ i ψ w odkształconej próbce;

d_0 – odległość międzypłaszczyznowa tych samych płaszczyzn sieciowych zmierzona w próbce pozbawionej naprężeń ($\sigma = 0$ MPa).

Odległość d_0 zastąpiono odległością międzypłaszczyznową dla kąta $\psi = 0^\circ$. Z zależności liniowej $\varepsilon_{\phi,\psi} = f(\sin^2\psi)$ wyznaczono wartość współczynnika nachylenia prostej i obliczono wartość naprężenia zgodnie z równaniem (6.3):

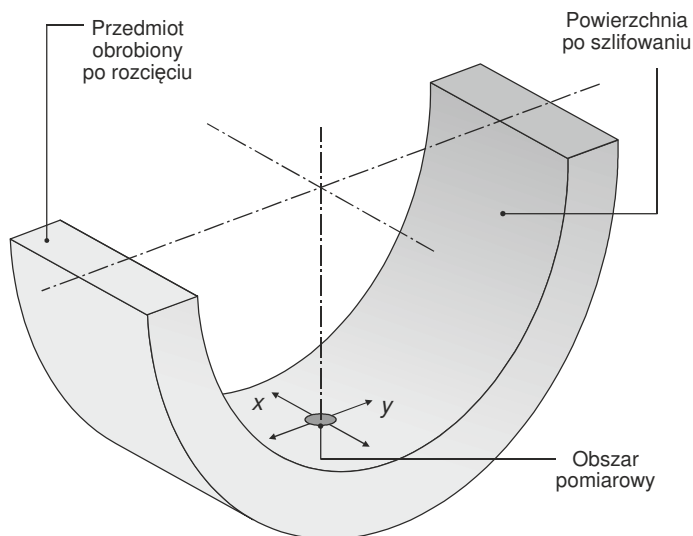
$$\sigma_0 = \left(\frac{E}{1+\nu} \right)_{hkl} \frac{1}{d_0} \left(\frac{\partial d_{\phi,\psi}}{\partial \sin^2\psi} \right), \quad (6.3)$$

gdzie:

E – moduł sprężystości podłużnej Younga (w obliczeniach przyjęto wartość $E = 210$ GPa odpowiadającą stali 100Cr6);

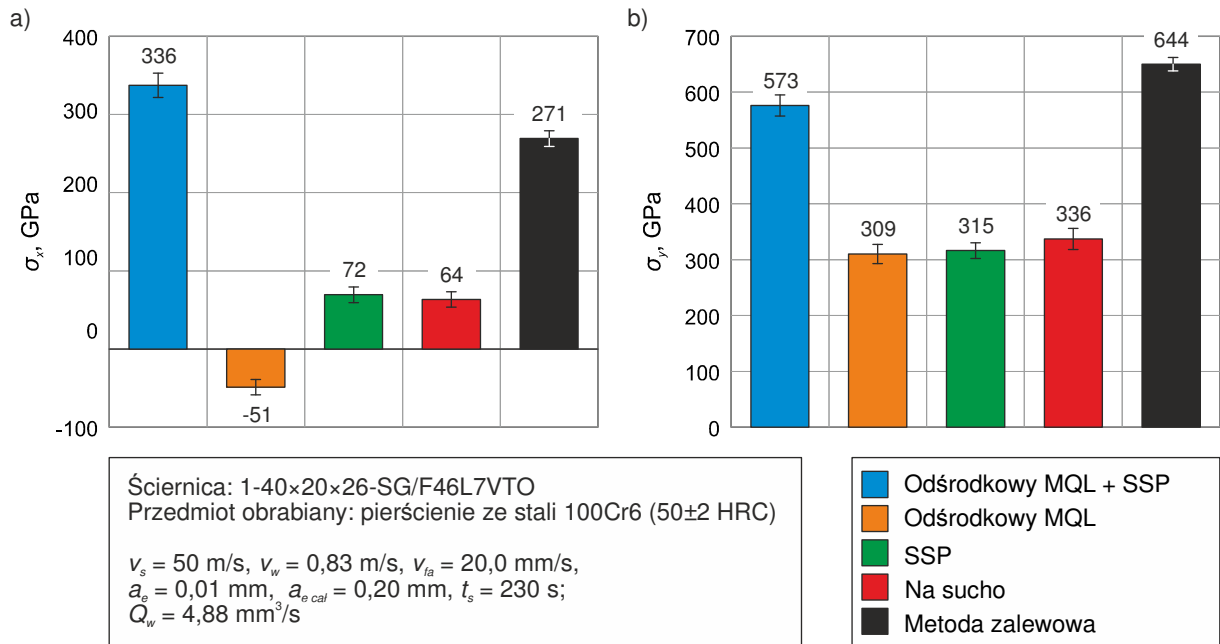
ν – współczynnik Poissona (przyjęto wartość $\nu = 0,30$ odpowiadającą stali 100Cr6).

W celu umożliwienia dostępu głowicy dyfraktometru rentgenowskiego Proto iXRD do wewnętrznej powierzchni walcowej przeszlifowanych pierścieni zostały one rozcięte. Podczas pomiarów określono wartości naprężeń własnych w WW przedmiotu obrobionego w kierunku x i y , przy czym naprężenia σ_x dotyczyły kierunku zgodnego z tworzącą walca opisującego szlifowany pierścień, natomiast naprężenia σ_y dotyczyły kierunku zgodnego z podstawą tego walca (rys. 120) [PN50].



Rys. 120. Schemat przedstawiający kierunki x i y pomiaru naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych

Wykresy zestawiające wartości wyznaczonych naprężeń własnych w WW przedmiotów obrobionych z zastosowaniem pięciu różnych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania przedstawiono na rysunku 121. Wyznaczone wartości naprężeń dotyczą stanu WW na głębokości około $5 \mu\text{m}$.



Rys. 121. Wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrabianych z zastosowaniem pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) w kierunku x ; b) w kierunku y

Analizie pod kątem występujących w WW naprężeń własnych poddano ostatnie pierścienie z każdego cyklu badań, czyli przedmioty obrabiane po różnym czasie pracy ściernic. W związku z tym, w zależności od odmiany warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki pomiary zrealizowano na pierścieniu:

- nr 40 - dla procesu szlifowania z użyciem opracowanej metody chłodzenia i smarowania,
- nr 10 - dla procesu szlifowania z odśrodkowym doprowadzeniem aerozolu olejowego MQL,
- nr 5 - dla procesu szlifowania z chłodzeniem za pomocą strumienia SSP,
- nr 5 - dla procesu szlifowania na sucho (bez PCS),
- nr 15 - dla procesu szlifowania z użyciem metody zalewowej.

Pomiary zaplanowane w ten sposób nie umożliwiają jednoznacznego porównania ze sobą poszczególnych odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki (pomiary byłyby miarodajne w przypadku analizy stanu WW przeprowadzonej po jednakowym czasie obróbki), jednak pozwoliły na dokonanie komplementarnej oceny jakości powierzchni obrabianej dla ostatnich pierścieni obrabianych w okresie trwałości danej ściernicy, który były w dużym stopniu zróżnicowane w zależności od przyjętych warunków chłodzenia i smarowania strefy szlifowania.

Analiza wyników przedstawionych na rysunku 121a wykazała że wartości naprężeń własnych w WW powierzchni obrobionych w kierunku x (zgodnym z posuwem osiowym ściernicy f_a), były znacznie mniejsze, w porównaniu do tych, występujących w kierunku y [PN03]. W przypadku szlifowania w warunkach odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego metodą MQL pomiary wykazały wartość ujemną ($\sigma_x = -51$ GPa), która świadczy o występowaniu naprężeń ściskających uznawanych za korzystne z punktu widzenia eksploatacji powierzchni po szlifowaniu. W pozostałych wariantach warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki wartości naprężeń σ_x były dodatnie i wynosiły od 64 MPa do 336 MPa.

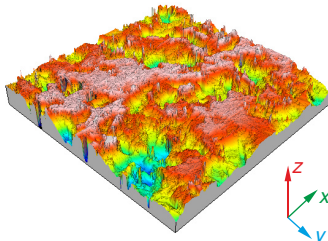
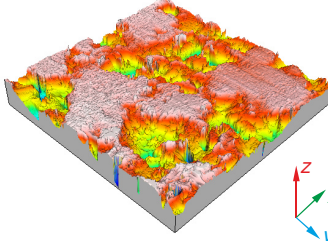
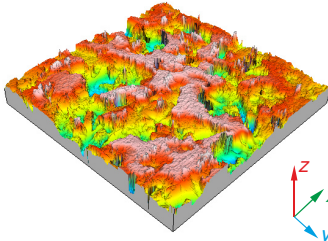
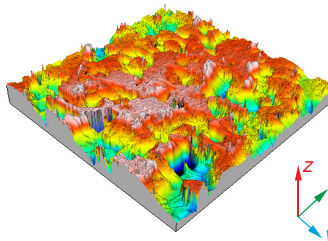
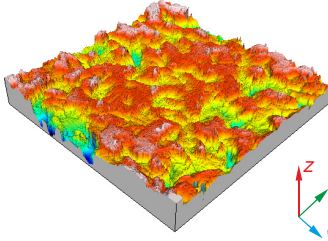
Wyniki przedstawione na rysunku 121b wskazują na występowanie dodatnich wartości naprężeń własnych w WW powierzchni obrobionej w kierunku y (zgodnym z ruchem obrotowym ściernicy) dla wszystkich badanych pierścieni i przyjmują wartości od 309 MPa do 644 MPa. Naprężenia rozciągające zarejestrowane na głębokości około 5 μm od powierzchni uznaje się za niekorzystne w przypadku powierzchni po szlifowaniu. Duże wartości naprężeń rozciągających mogą prowadzić do powstawania mikropęknięć, złuszczenia powierzchni podczas użytkowania, a tym samym do wcześniejszego zużycia elementów konstrukcji. Wartości naprężeń σ_y odnotowanych w przypadku przeprowadzonych badań nie są na tyle duże, aby mogła przyczyniać się bezpośrednio do występowania defektów na powierzchni PO. Ponadto, w opisie wyników procesu szlifowania w warunkach NDG przedstawiano podobny rząd wielkości naprężeń własnych w wielu pracach cytowanych wcześniej w rozdziale 2. niniejszej monografii [CHO02, CZE00, KLO98a, SIE16].

Najkorzystniejszy stan naprężeń w WW powierzchni obrobionych uzyskano w przypadku procesów o najkrótszym okresie trwałości ściernicy, czyli podczas szlifowania w warunkach odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego metodą MQL (pierścień nr 10), szlifowania z chłodzeniem strumieniem SSP (pierścień nr 5) oraz szlifowania na sucho (pierścień nr 5). Wielokrotnie dłuższy okres trwałości uzyskano w przypadku w warunkach chłodzenia metodą zalewową (15 obrobionych pierścieni) oraz w przypadku opracowanej metody chłodzenia i smarowania (40 obrobionych pierścieni). Różnice w wartościach naprężeń własnych w zależności od okresu trwałości ściernic są uzasadnione i wynikają głównie z relacji ilościowej zjawisk cieplnych i odkształceń plastycznych, te z kolei uzależnione są przede wszystkim od warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki oraz od stanu CPS. Duży udział tarcia powstającego na styku wygładzonych wierzchołków aktywnych ziaren ściernych, mostów spoiwa ceramicznego oraz mikro- i makrozalepień produktami szlifowania, występujących na ściernicy o znacznym zużyciu, sprzyja

przekazywaniu większej ilości ciepła do przedmiotu obrabianego. W przypadku stosowania zaproponowanej opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania dodatkowo zachodzi zjawisko intensywnego chłodzenia strumieniem SSP obszaru wokół strefy bezpośredniego styku CPS z powierzchnią obrabianą, porównywalne do warunków chłodzenia z użyciem metody zalewowej. Tak intensywne chłodzenie powierzchni obrobionej może skutkować powstawaniem większych gradientów spadku, w odniesieniu do pozostałych rozpatrywanych wariantów chłodzenia i smarowania strefy obróbki. Takie zjawisko decyduje o powstawaniu naprężeń własnych o większej wartości (rys. 121).

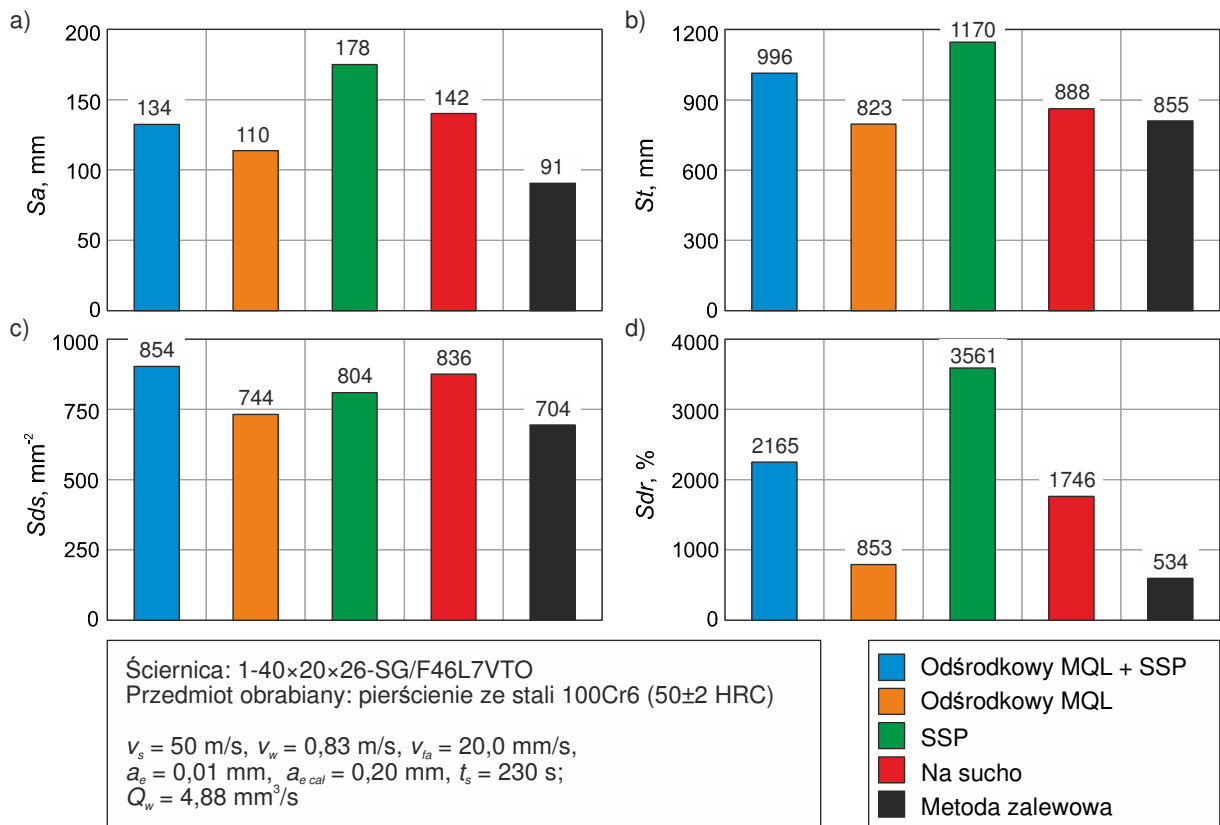
6.5.5. Ocena stanu czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu

Do oceny stanu CPS po szlifowaniu w pięciu różnych odmianach warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki posłużono się pomiarami struktury geometrycznej powierzchni z użyciem systemu pomiarowego Talysurf CLI 2000 (opisanego szerzej w podrozdziale 6.3.2.). Wyniki analiz w formie mikrotopografii przedstawiono na rysunku 122.

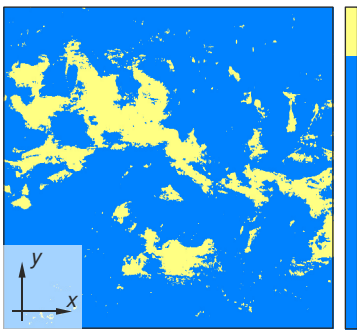
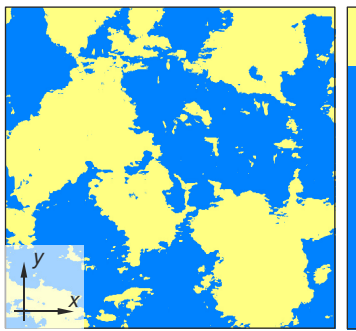
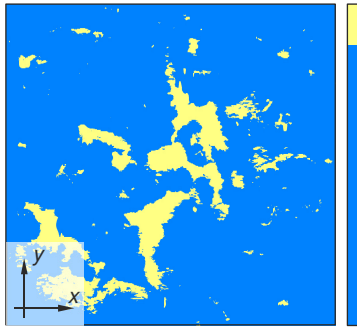
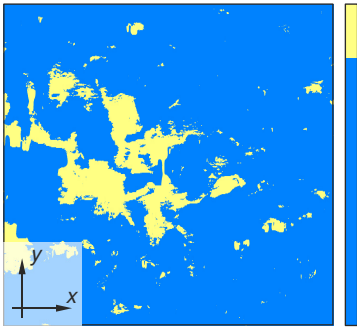
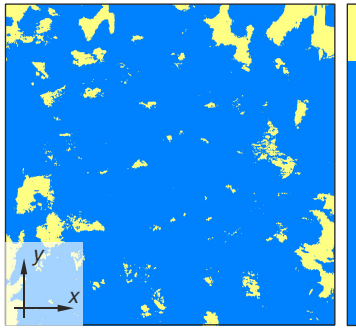
Warunki procesu szlifowania Parametry szlifowania: $v_s = 50 \text{ m/s}$ $v_w = 0,83 \text{ m/s}$ $v_{fa} = 20,0 \text{ mm/s}$ $a_e = 0,01 \text{ mm}$, $a_{e \text{ cal}} = 0,20 \text{ mm}$ $t_s = 230 \text{ s}$ $Q_w = 4,88 \text{ mm}^3/\text{s}$ Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC)	a) Metoda odśrodkowego MQL+SSP Wymiary (x, y, z): 4800×4800×996 μm Liczba pkt. profilu (x): 2401 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 2,0 μm Liczba profili (y): 481 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 10 μm Liczba pkt. (z): 5908 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,169 nm  $Sa = 134 \text{ mm}$ $St = 996 \text{ mm}$ $Sds = 854 \text{ mm}^2$ $Sdr = 2165\%$	b) Metoda odśrodkowego MQL Wymiary (x, y, z): 4800×4800×823 μm Liczba pkt. profilu (x): 2401 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 2,0 μm Liczba profili (y): 481 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 10 μm Liczba pkt. (z): 4879 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,169 nm  $Sa = 110 \text{ mm}$ $St = 823 \text{ mm}$ $Sds = 744 \text{ mm}^2$ $Sdr = 853\%$
c) Chłodzenie strumieniem SSP Wymiary (x, y, z): 4800×4800×1170 μm Liczba pkt. profilu (x): 2401 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 2,0 μm Liczba profili (y): 481 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 10 μm Liczba pkt. (z): 6914 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,169 nm  $Sa = 178 \text{ mm}$ $St = 1170 \text{ mm}$ $Sds = 804 \text{ mm}^2$ $Sdr = 3561\%$	d) Szlifowanie na sucho Wymiary (x, y, z): 4800×4800×888 μm Liczba pkt. profilu (x): 2401 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 2,0 μm Liczba profili (y): 481 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 10 μm Liczba pkt. (z): 5269 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,169 nm  $Sa = 142 \text{ mm}$ $St = 888 \text{ mm}$ $Sds = 836 \text{ mm}^2$ $Sdr = 1746\%$	e) Metoda zalewowa Wymiary (x, y, z): 4800×4800×855 μm Liczba pkt. profilu (x): 2401 Odległość pomiędzy pkt. profilu (x): 2,0 μm Liczba profili (y): 481 Odległość pomiędzy pkt. profilu (y): 10 μm Liczba pkt. (z): 5072 Odległość pomiędzy pkt. (z): 0,169 nm  $Sa = 91 \text{ mm}$ $St = 855 \text{ mm}$ $Sds = 704 \text{ mm}^2$ $Sdr = 534\%$

Rys. 122. Mikrotopografie CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania

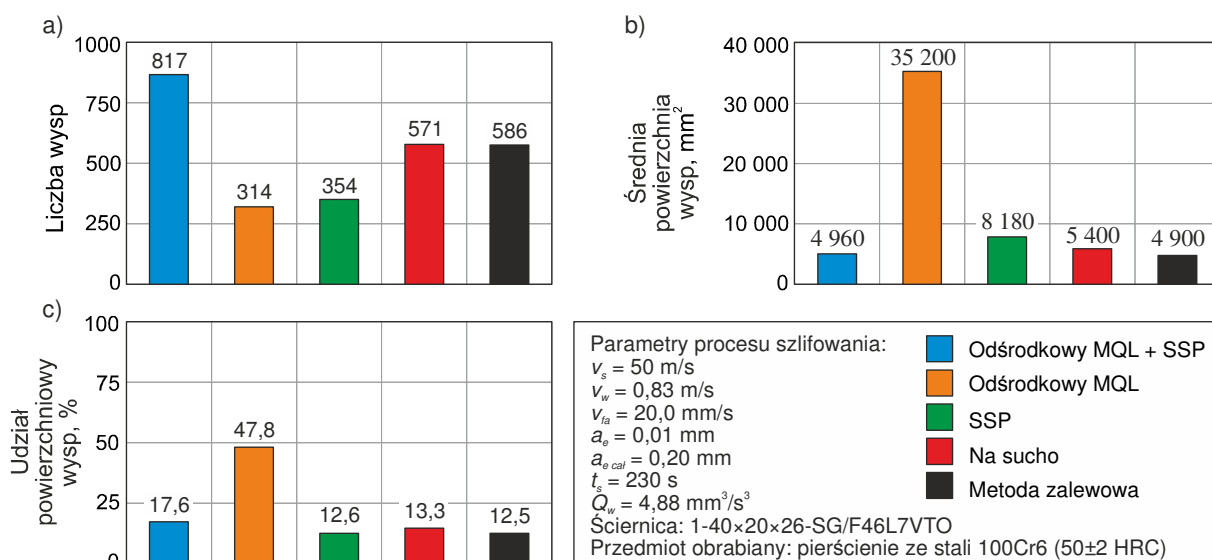
Zestawienie wartości wybranych parametrów struktury geometrycznej CPS po zakończeniu okresu trwałości dla pięciu różnych odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki przedstawiono na rysunku 123. Ponadto, z powodu występowania zalepień oraz wygładzonych wierzchołków ziaren ściernych na czynnych powierzchniach ocenianych ściernic dokonano analizy wysp zarówno pod kątem liczby i powierzchni wysp (rys. 124, 125), jak i pod kątem objętości i wysokości wysp (rys. 126, 127). Przeprowadzenie analizy wysp pozwoliło na wydzielenie elementów na CPS, które znajdowały się powyżej płaszczyzny odcięcia (określonej na poziomie 150 μm od najwyższego punktu mikrotopografii). Ponadto, na rysunkach 128-132 przedstawiono obrazy mikroskopowe stanu pięciu ocenianych CPS po zakończeniu okresu trwałości. Obrazy zarejestrowano cyfrowym mikroskopem pomiarowym Dino-Lite Edge AM7915MZT (charakterystyka opisana w podrozdziale 6.3.3).



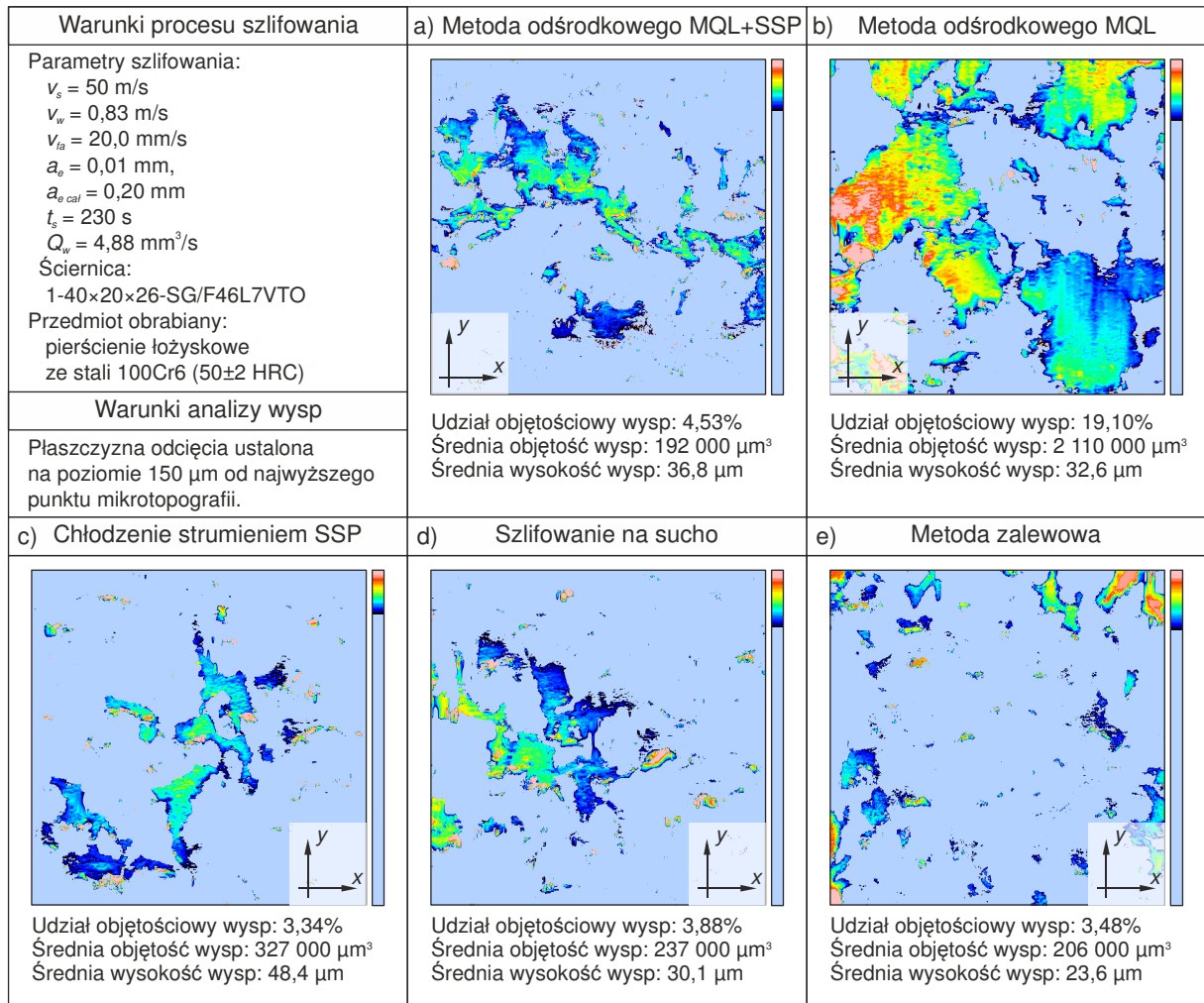
Rys. 123. Wybrane parametry struktury geometrycznej CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania

Warunki procesu szlifowania	a) Metoda odśrodkowego MQL+SSP	b) Metoda odśrodkowego MQL
Parametry szlifowania: $v_s = 50$ m/s $v_w = 0,83$ m/s $v_{fa} = 20,0$ mm/s $a_e = 0,01$ mm $a_{e, \text{cał}} = 0,20$ mm $t_s = 230$ s $Q_w = 4,88$ mm ³ /s Ściernica: 1-40×20×26-SG/F46L7VTO Przedmiot obrabiany: pierścienie łożyskowe ze stali 100Cr6 (50±2 HRC)		
Warunki analizy wysp	Udział powierzchniowy wysp: 17,6% Liczba wysp: 817 Średnia powierzchnia wysp: 4 960 μm ²	Udział powierzchniowy wysp: 47,8% Liczba wysp: 314 Średnia powierzchnia wysp: 35 200 μm ²
Płaszczyzna odcięcia ustalona na poziomie 150 μm od najwyższego punktu mikrotopografii.		
c) Chłodzenie strumieniem SSP	d) Szlifowanie na sucho	e) Metoda zalewowa
		
Udział powierzchniowy wysp: 12,6% Liczba wysp: 354 Średnia powierzchnia wysp: 8 180 μm ²	Udział powierzchniowy wysp: 13,3% Liczba wysp: 571 Średnia powierzchnia wysp: 5 400 μm ²	Udział powierzchniowy wysp: 12,5% Liczba wysp: 586 Średnia powierzchnia wysp: 4 900 μm ²

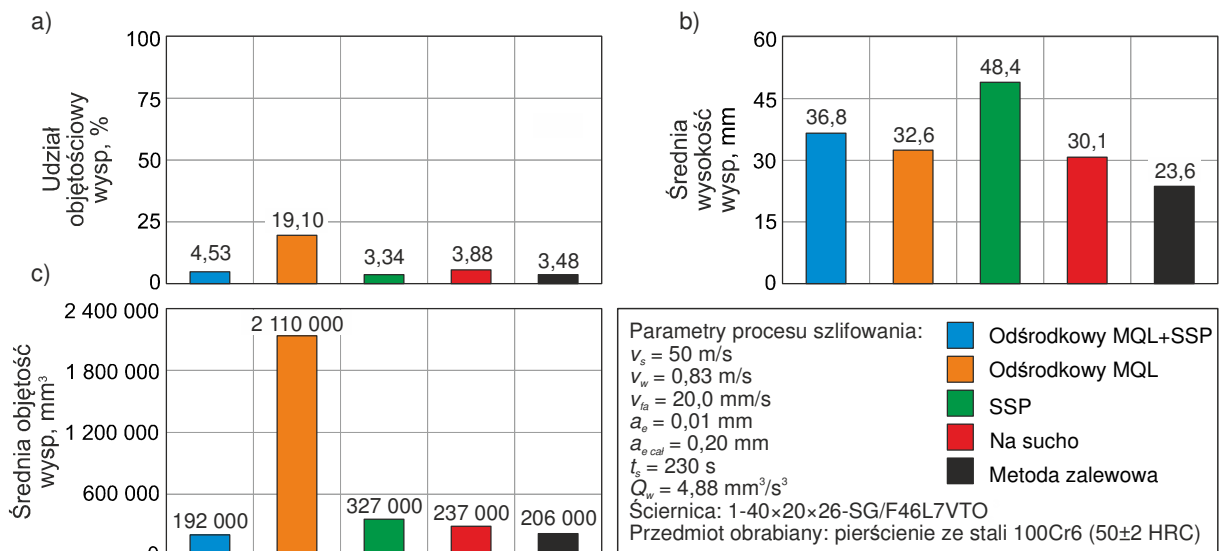
Rys. 124. Wyniki analizy wysp (liczba i powierzchnia wysp) wydzielonych na CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania (a-e)



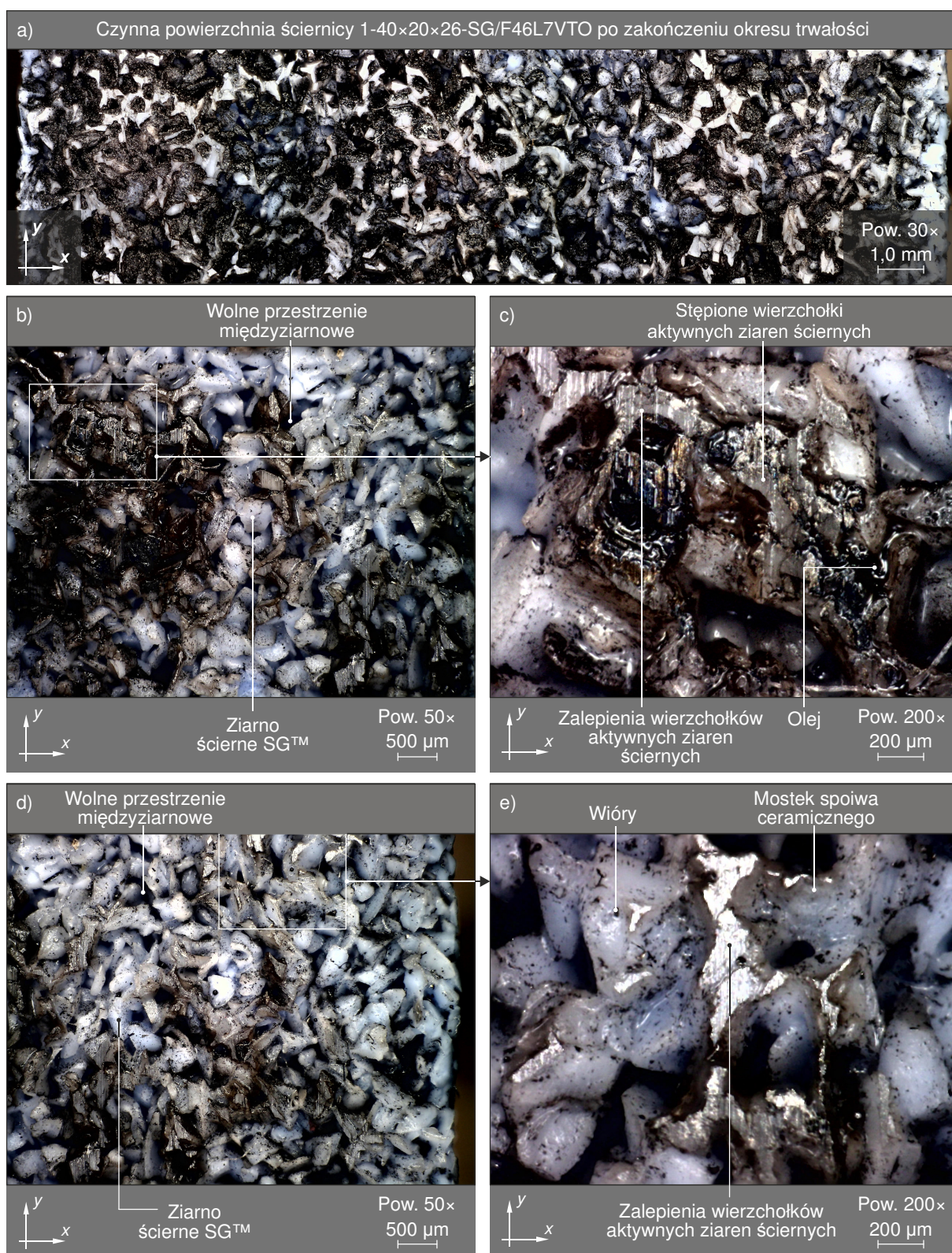
Rys. 125. Zestawienie porównawcze wybranych parametrów charakterystyki wydzielonych wysp pod kątem liczby i powierzchni wysp



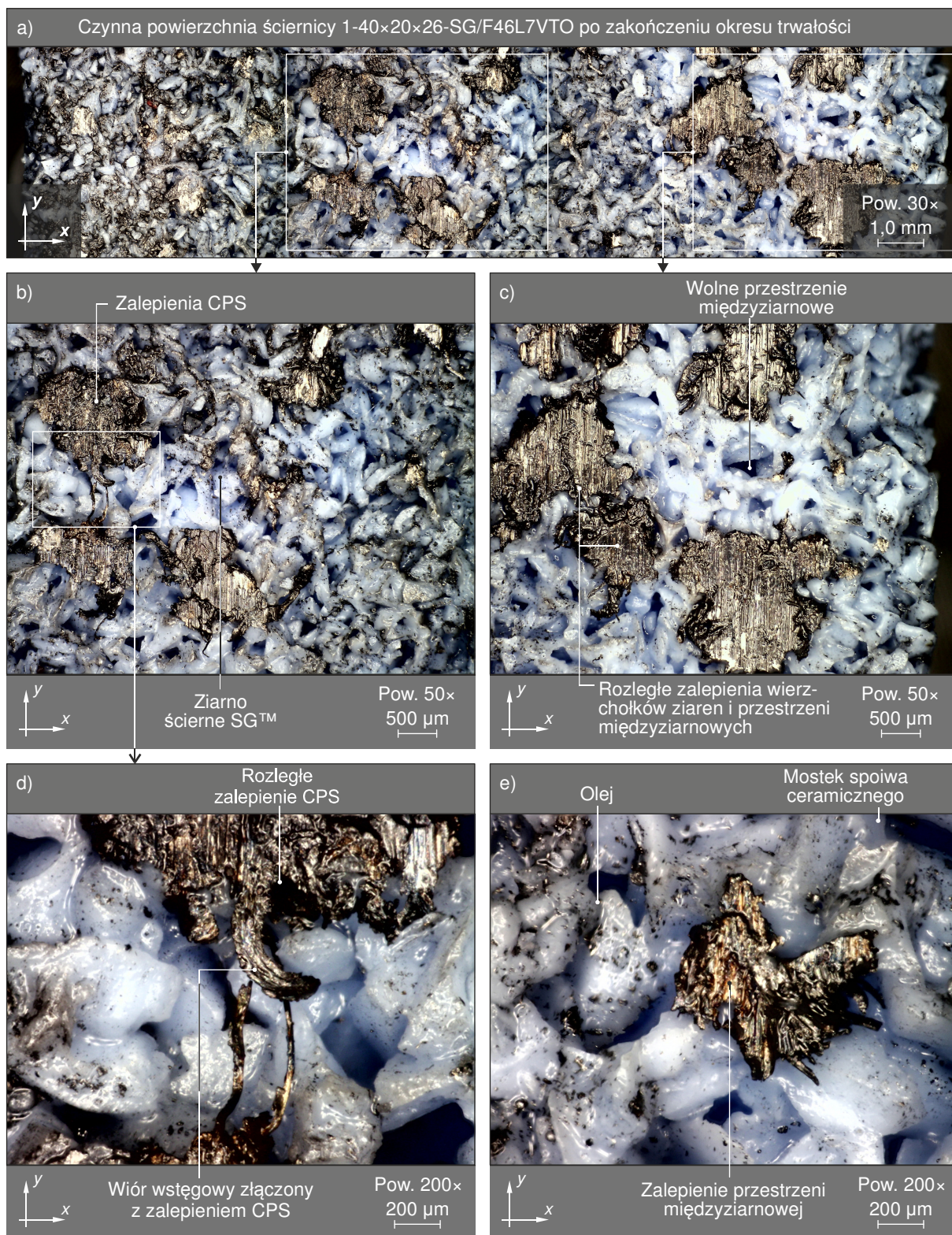
Rys. 126. Wyniki analizy wysp (objętość i wysokość wysp) wydzielonych na CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania (a-e)



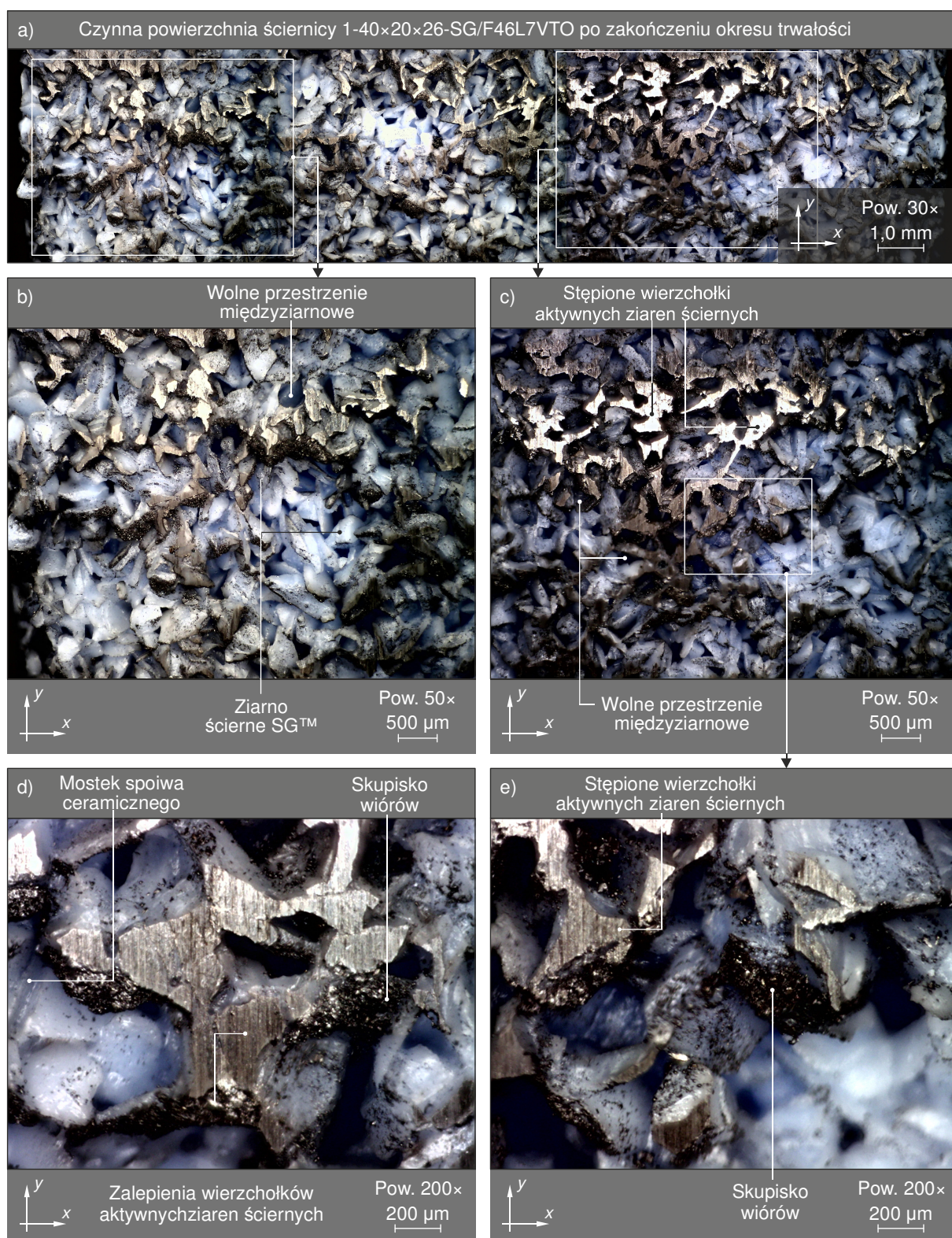
Rys. 127. Zestawienie porównawcze wybranych parametrów charakterystyki wydzielonych wysp pod kątem objętości i wysokości wysp



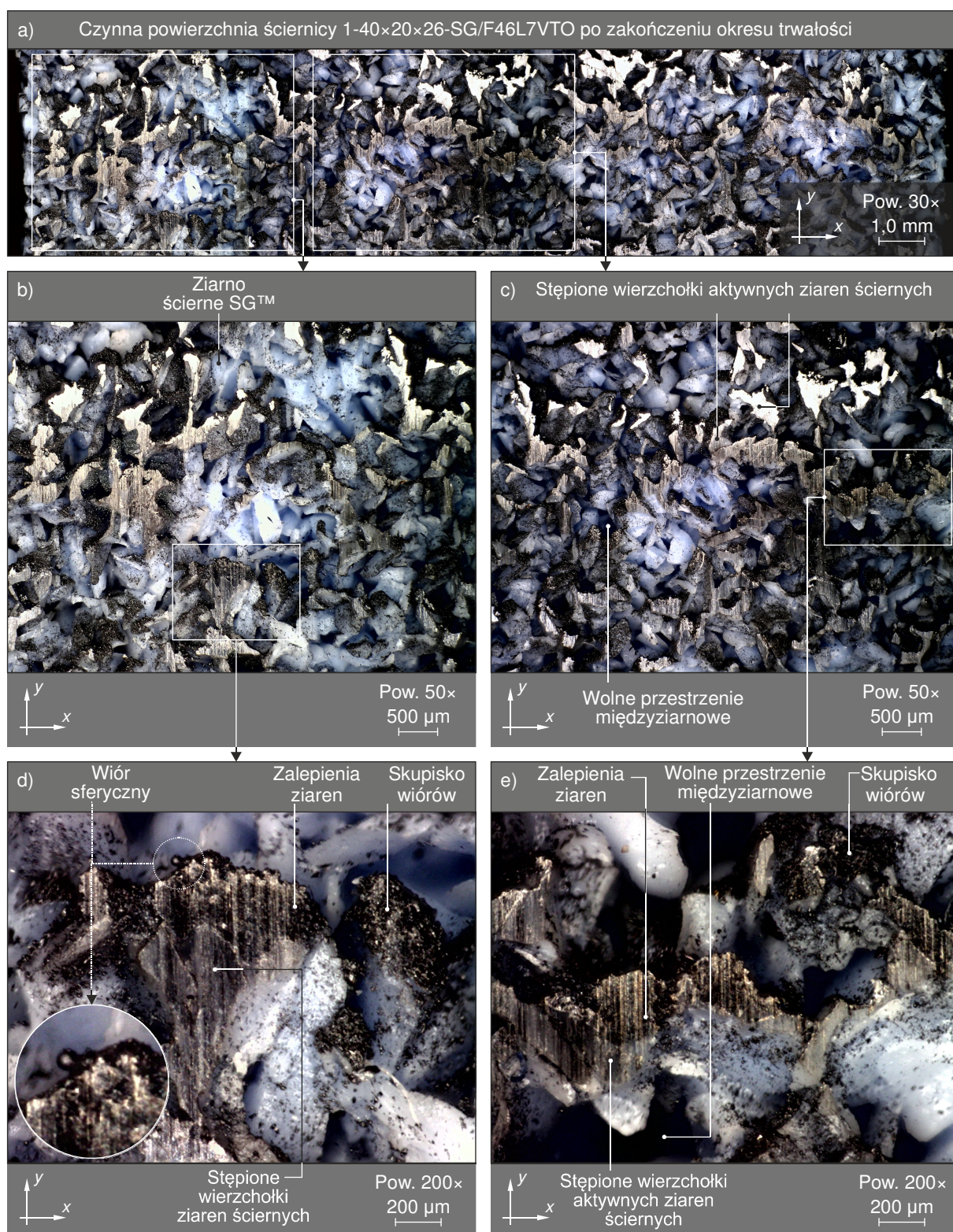
Rys. 128. Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP) zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b, d) pow. 50×; c, e) pow. 200×



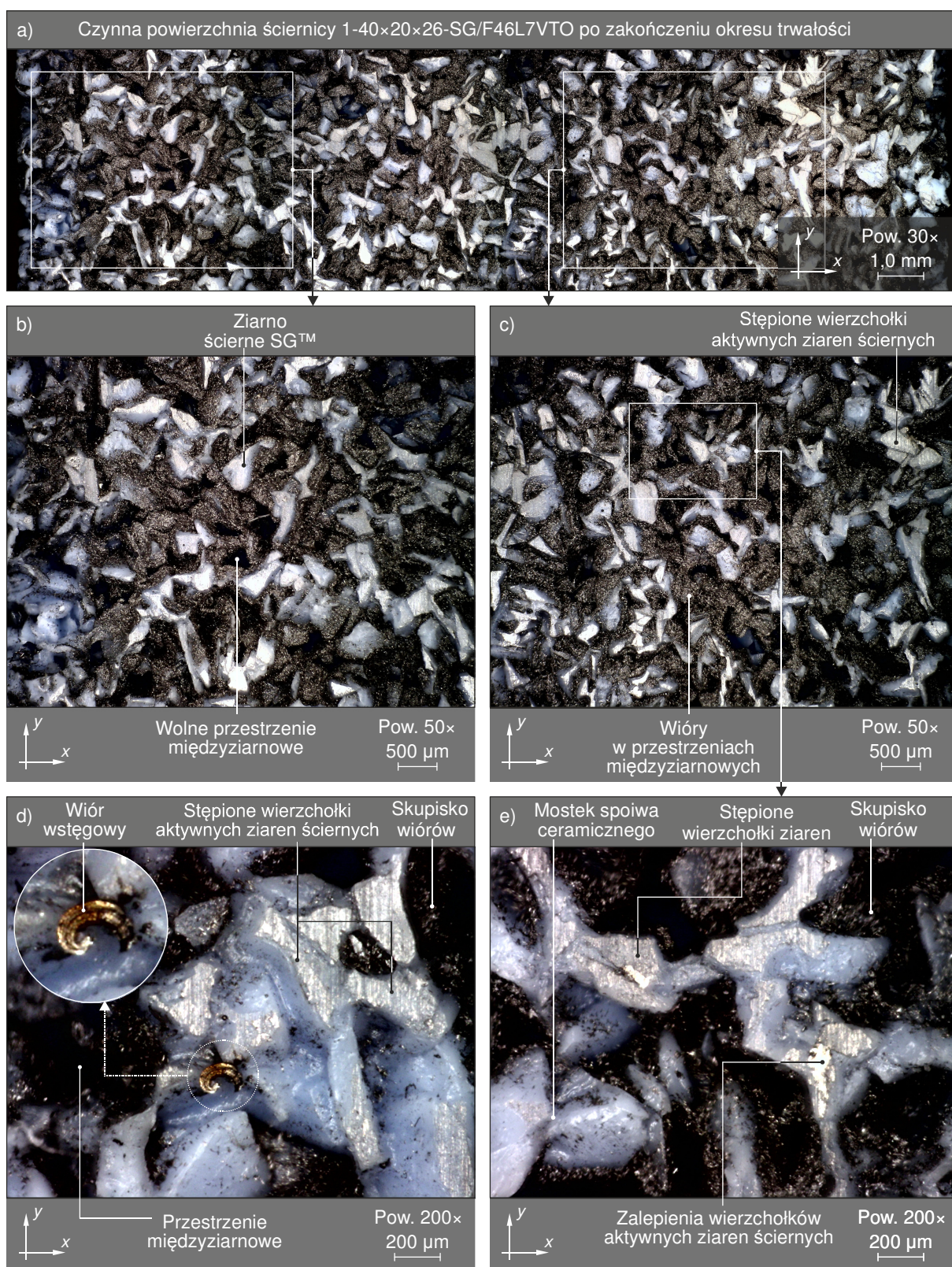
Rys. 129. Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego metodą MQL zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×



Rys. 130. Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia strumieniem SSP zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×



Rys. 131. Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu na sucho zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×



Rys. 132. Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania metodą zalewową zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×

Zestawienie wartości parametrów S_a , S_t , S_{ds} i S_{dr} oraz zaprezentowane mikrotopografie wskazują na zróżnicowaną charakterystykę stanu struktury geometrycznej ocenianych CPS. Na czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu w warunkach

odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego metodą MQL zaobserwować można rozległe zalepienia wierzchołków ziaren i przestrzeni międzyziarnowych (rys. 122b, 124b, 126b), które wpłynęły na uzyskanie relatywnie małych wartości amplitudowych parametrów chropowatości Sa i St , oraz ograniczenie gęstości wierzchołków nierówności powierzchni Sds i małą wartość współczynnika rozwinięcia powierzchni Sdr (rys. 123). Podobne wartości ocenianych parametrów struktury geometrycznej powierzchni odnotowano przy pomiarze CPS po procesie szlifowania w warunkach chłodzenia metodą zalewową, kiedy na CPS nie wykazano rozległych zalepień (rys. 122e, 124e, 126e), widoczne natomiast były wygładzone wierzchołki aktywnych ziaren ściernych a także liczne wióry zalegające w przestrzeniach międzyziarnowych (rys. 132). Miało to wpływ na obniżenie parametru całkowitej wysokości nierówności powierzchni St oraz średniego arytmetycznego odchylenia chropowatości powierzchni Sa , czego efektem były niewielkie wartości parametrów Sds i Sdr (rys. 123).

Powierzchnia ściernicy pracującej w warunkach odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego metodą MQL odznaczała się największym, spośród ocenianego CPS, udziałem powierzchniowym (47,8%) i objętościowym (19,1%) wysp, które odpowiadały obszarom zalepionym produktami szlifowania oraz ziarnom ściernym (rys. 124-127). Odnotowano, że na wspomnianej ściernicy występowały nieliczne, lecz rozległe zalepienia (rys. 129), co potwierdziła zdecydowanie największa wartość średniej powierzchni (rys. 125) i średniej objętości wysp (rys. 127) spośród ściernic poddanych analizie. Różnice w przypadku wartości parametrów wysp pozostałych ściernic nie były znaczące, poza liczbą wysp, która była zdecydowanie największa na CPS po szlifowaniu z udziałem opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki (rys. 124), co przy umiarkowanym udziale powierzchniowym (17,6%) objętościowym (4,53%) wysp wpływało na relatywnie małą wartość średnią ich powierzchni ($4\,960\ \mu\text{m}^2$, rys. 125) oraz najmniejszą średnią objętość wysp ($192\,000\ \mu\text{m}^3$, rys. 127). Przedstawione parametry opisujące wyspy świadczą o występowaniu na ocenianej CPS licznych, drobnych obszarów o wypłaszczonej charakterystyce, które mogą stanowić stępienia wierzchołków skrawających podobnie jak mikrozalepienia przy braku rozległych zalepień przestrzeni międzyziarnowych, będący najmniej korzystnym ze względu na trwałość ściernicy oraz jakość powierzchni obrobionej). Obrazy mikroskopowe przedstawione na rysunku 128 potwierdzają powyższą analizę wysp.

Znacząca różnica pomiędzy stanem CPS po procesie szlifowania w warunkach doprowadzenia aerozolu olejowego metodą MQL a stanem CPS po procesie szlifowania z użyciem opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki może być spowodowana wysoką temperaturą oraz obecnością w strefie szlifowania wiórów, które

usuwane są za pomocą strumienia SSP, który dodatkowo pełni funkcję wspomagającą chłodzenie strefy obróbki w opracowanej metodzie. Z powodu utrudnionego odprowadzania produktów szlifowania podczas obróbki w warunkach doprowadzania aerozolu olejowego metodą MQL w obszarze strefy szlifowania gromadzą się wióry, które mogą przyczynić się do intensywnego zalepiania wolnych przestrzeni międzyziarnowych i tworzyć tzw. plamy ciepła na powierzchni ściernicy, co w efekcie może prowadzić do skrócenia okresu trwałości ściernicy oraz wpływać na pogorszenie jakości powierzchni obrobionej (defekty cieplne). Ponadto przedstawione zjawisko może mieć negatywny wpływ na stabilność procesu obróbkowego oraz na powtarzalność uzyskiwanych w nim wyników. Brak doprowadzania strumienia SSP skierowanego przed, oraz bezpośrednio za strefę szlifowania, może skutkować zwiększeniem temperatury obróbki, co stanowi dodatkowy czynnik ułatwiający adhezję wiórów do CPS.

Analiza porównawcza obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w pięciu opisywanych wariantach chłodzenia i smarowania strefy obróbki (rys. 128-132) wykazała znaczną ilość oleju występującego na powierzchni ściernic, które pracowały w warunkach pracy z udziałem systemu odśrodkowego doprowadzenia aerozolu powietrzno-olejowego metodą MQL (metoda odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego – rys. 128 i opracowana metoda chłodzenia i smarowania strefy obróbki – rys. 129). Stanowi to potwierdzenie skuteczności penetracji frakcji oleju przez poprzez otwartą strukturę ściernic użytych w badaniach. Największy udział stępionych wierzchołków skrawających aktywnych ziaren ściernych odnotowano na powierzchni ściernic pracujących w warunkach chłodzenia strumienia SSP (rys. 130) oraz w warunkach szlifowania na sucho (rys. 131), które to warunki sprzyjają generowaniu większego strumienia ciepła w strefie kontaktu CPS z powierzchnią PO wskutek tarcia. Występowanie tego zjawiska skutkuje większym udziałem plastycznego płynięcia ziaren ściernych pod wpływem wysokiej temperatury i ciśnienia, objawiającym się wygładzoną powierzchnią wierzchołków ziaren aktywnych.

Analiza CPS przeprowadzona pod kątem parametrycznej oceny ilościowej oraz wizualnej oceny jakości wykazała, że najlepszym stanem powierzchni ściernicy po zakończeniu jej okresu trwałości, spośród pięciu badanych były te, które pracowały w warunkach chłodzenia i smarowania strefy obróbki z użyciem opracowanej metody oraz metody zalewowej. Istotną kwestią jest wielokrotnie większy (blisko 2,7 krotnie) wydatek PCS w postaci WEO w przypadku chłodzenia z użyciem metody zalewowej ($Q_{PCS} = 4,0$ l/min) w odniesieniu do opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki, która odznaczała się wydatkiem rzędu 350 ml/h.

6.6. Wnioski

Liczne analizy przeprowadzone w zakresie badań doświadczalnych w odniesieniu do wielu kryteriów oceny przebiegu i efektów procesu szlifowania pozwoliły na sformułowanie następujących wniosków szczegółowych.

1. W toku badań doświadczalnych określono, że zastosowanie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania umożliwia przeprowadzenie procesu szlifowania z najdłuższym okresem trwałości ściernicy, spośród porównywanych pięciu wariantów szlifowania. Okres ten był blisko 2,7 dłuższy w odniesieniu do okresu trwałości ściernicy pracującej w warunkach chłodzenia metodą zalewową oraz przy odśrodkowym MQL oraz aż 8 razy dłuższy od czasu pracy ściernic w warunkach podawania jedynie SSP oraz szlifowania na sucho.
2. Przy prowadzeniu procesu szlifowania z użyciem opracowanej metody uzyskano największą wartość wskaźnika szlifowania $G = 150,2 \text{ mm}^3/\text{mm}^3$, co tłumaczyć można precyzyjnym doprowadzeniem czynnika smarującego (aerozolu olejowego) odśrodkowo przez pory ściernicy do strefy szlifowania oraz czynnika chłodzącego (strumienia SSP) kierowanego przed i bezpośrednio za strefę szlifowania.
3. Jednoczesne podawanie aerozolu olejowego i strumienia SSP do strefy szlifowania pozwoliło na ograniczenie tarcia stępionych wierzchołków skrawających ściernicy wynikające ze skutecznego docierania oleju do strefy ich kontaktu z obrabianą powierzchnią, przy jednoczesnym zapewnieniu stabilnych warunków termicznych w strefie obróbki, ograniczając zużycie ściernic wierzchołków aktywnych ziaren ściernych, które zachowywały zdolność skrawną w dłuższym okresie pracy.
4. Uzyskane rezultaty pomiarów termowizyjnych potwierdziły, że możliwe jest uzyskanie stabilnych warunków termicznych w strefie szlifowania w długim okresie pracy ściernicy nie tylko dla metody zalewowej, ale również przy zastosowaniu odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego i jednoczesnym podawaniu SSP do strefy szlifowania.
5. Wyniki pomiarów termowizyjnych temperatury w strefie obróbki wykazały, że spośród grupy metod NDG (odśrodkowy MQL + SSP, odśrodkowy MQL, SSP), jako najkorzystniejszą można uznać nowo opracowaną metodę, w przypadku której uzyskano o około 30% mniejszą wartość $\theta_{POsr} = 70,7^\circ\text{C}$ i o około 50%

mniejszą wartość $\Theta_{CPS_{sr}} = 27,5^{\circ}\text{C}$ w odniesieniu do rezultatów uzyskanych w warunkach szlifowania na sucho.

6. Porównanie parametrów struktury geometrycznej ściernic pracujących w analizowanych warunkach szlifowania wykazało nieco większe wartości tych parametrów w przypadku powierzchni obrobionych przy udziale chłodzenia i smarowania opracowaną metodą, wynikający ze zdecydowanie dłuższego okresu trwałości ściernicy, która wraz z postępującym zużyciem powodowała nasilenie zjawiska bruzdowania i tworzenia wypływek towarzyszących oddzielaniu materiału obrabianego w postaci wiórów, co wpływało negatywnie na chropowatość obrobionej powierzchni.
7. Pomiary naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych przeprowadzone dla ostatnich pierścieni obrobionych w okresie trwałości danej ściernicy wykazały, że w kierunku y , zgodnym z ruchem obrotowym ściernicy, naprężenia własne w warstwie wierzchniej mają znak dodatni i przyjmują wartości od $\sigma_y = 309 \text{ MPa}$ do $\sigma_y = 644 \text{ MPa}$.
8. Wartości rozciągających naprężeń własnych przedmiotów obrobionych w kierunku x , zgodnym z posuwem osiowym ściernicy f_a były znacząco mniejsze ($\sigma_x = 64 \text{ MPa}$ do $\sigma_x = 336 \text{ MPa}$), a w przypadku szlifowania w warunkach odśrodkowego podawania aerozolu olejowego metodą MQL wyniki pomiarów wykazały wartość ujemną ($\sigma_x = -51 \text{ GPa}$) świadczącą o naprężeniach ściskających.
9. Wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych wynikają z różnic w warunkach chłodzenia i smarowania strefy szlifowania – w przypadku opracowanej metody chłodzenia i smarowania (odśrodkowy MQL + SSP) zachodzi zjawisko intensywnego chłodzenia obszaru wokół strefy kontaktu CPS z powierzchnią obrabianą, (zbliżone do warunków chłodzenia metodą zalewową), powodując powstawanie większych gradientów spadku temperatury wywołanych gwałtownym chłodzeniem powierzchni obrobionej, niż ma to miejsce w przypadku pozostałych metod uwzględnionych w porównaniu.
10. Ilościowa i jakościowa ocena CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych wariantach chłodzenia i smarowania strefy obróbki wykazała, że w najlepszym stanie po zakończeniu okresu trwałości są ściernice pracujące przy udziale opracowanej metody (odśrodkowy MQL + SSP) oraz chłodzenia zalewowego.

11. W przypadku CPS szlifującej przy użyciu opracowanej metody (odśrodkowy MQL + SSP) potwierdzono korzystny wpływ udziału strumienia SSP zapobiegającego gromadzeniu się wiórów w strefie szlifowania i ich ponownemu dostawaniu się pomiędzy CPS i powierzchnię obrabianą potwierdzony brakiem rozległych zalepień przestrzeni międzyziarnowych wiórami materiału obrabianego, i to po wielokrotnie dłuższym czasie pracy ściernicy.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Przeprowadzone w szerokim zakresie badania doświadczalne wykazały znaczącą skuteczność integracji odśrodkowego smarowania z minimalnym wydatkiem metodą MQL wraz z metodą chłodzenia z użyciem strumienia SSP w warunkach procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych. Integracja wspomnianych metod pozwala na realizację procesu szlifowania w warunkach skutecznego smarowania strefy kontaktu aktywnych ziaren ściernych z powierzchnią PO, przy jednoczesnym jej chłodzeniu i wydmuchiwananiu produktów szlifowania poza strefę obróbki. Ponadto wykazano, że wspomniana opracowanej metoda odznacza się najlepszym rezultatem spośród pięciu porównywanych doświadczalnie wariantów.

7.1. Wnioski poznawcze

Realizacja prac z wytyczonego zakresu pozwoliła na sformułowanie następujących wniosków poznawczych dotyczących analizy zjawisk elementarnych zachodzących w strefie szlifowania w trakcie realizacji procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych z zastosowaniem opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania.

1. Wyniki przeprowadzonych badań symulacyjnych umożliwiły wizualizację dwufazowego przepływu czynników chłodząco-smarujących w skomplikowanym układzie odśrodkowego doprowadzania aerozolu olejowego poprzez otwartą strukturę bardzo szybko obracającej się warstwy porowatej (ściernicy), przy dodatkowym doprowadzeniu strumienia SSP, odbywającego się przy użyciu zewnętrznej dyszy CAG; Stanowi to ważny aspekt poznawczy i pozwala na dalszy rozwój badań w zakresie optymalizacji tego typu przepływów wielofazowych.
2. Przeprowadzone badania doświadczalne wykazały, że stosowanie metody hybrydowej umożliwiło przeprowadzenie procesu szlifowania z najdłuższym okresem trwałości ściernicy, spośród porównywanych pięciu wariantów szlifowania, który był blisko 2,7 dłuższy w odniesieniu do okresu trwałości ściernicy pracującej w warunkach chłodzenia metodą zalewową oraz przy odśrodkowym MQL oraz aż 8 razy dłuższy od czasu pracy ściernic w warunkach podawania jedynie SSP oraz szlifowania na sucho.
3. W przypadku szlifowania z użyciem opracowanej metody uzyskano największą wartość wskaźnika szlifowania $G = 150,2 \text{ mm}^3/\text{mm}^3$, co tłumaczyć można precyzyjnym doprowadzeniem czynnika smarującego (aerozolu olejowego)

- odśrodkowo przez pory ściernicy do strefy szlifowania oraz czynnika chłodzącego (strumienia SSP) kierowanego przed i bezpośrednio za strefę szlifowania.
4. Zastosowanie jednoczesnego podawania aerozolu olejowego i strumienia SSP pozwoliło na ograniczenie tarcia stępionych wierzchołków skrawających ściernicy wynikające ze skutecznego docierania oleju do strefy ich kontaktu z obrabianą powierzchnią, przy jednoczesnym zapewnieniu stabilnych warunków termicznych w strefie obróbki, ograniczając zużycie ściernic wierzchołków aktywnych ziaren ściernych, które zachowywały zdolność skrawną w dłuższym okresie pracy.
 5. Pomiary temperatury przeprowadzone metodą termowizyjną wykazały, że spośród grupy metod NDG (odśrodkowy MQL + SSP, odśrodkowy MQL, SSP), jako najkorzystniejszą można uznać nowo opracowaną metodę, w przypadku której uzyskano o około 30% mniejszą wartość $\Theta_{PO\dot{s}r} = 70,7^{\circ}\text{C}$ i o około 50% mniejszą wartość $\Theta_{CPS\dot{s}r} = 27,5^{\circ}\text{C}$ w odniesieniu do rezultatów uzyskanych w warunkach szlifowania na sucho.
 6. Porównanie parametrów SGP dla poszczególnych warunków szlifowania wykazało nieco większe ich wartości w przypadku powierzchni obrobionych w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą wynikający ze zdecydowanie dłuższego okresu trwałości ściernicy, która wraz z postępującym zużyciem powodowała nasilenie zjawiska bruzdowania i tworzenia wypyłek towarzyszących oddzielaniu materiału obrabianego w postaci wiórów, co wpływało negatywnie na chropowatość powierzchni obrobionej.
 7. Wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych wynikają z różnic w warunkach chłodzenia i smarowania strefy szlifowania – w przypadku opracowanej metody chłodzenia i smarowania (odśrodkowy MQL + SSP) zachodzi zjawisko intensywnego chłodzenia obszaru wokół strefy kontaktu CPS z powierzchnią obrabianą, (zbliżone do warunków chłodzenia metodą zalewową), powodując powstawanie większych gradientów spadku temperatury wywołanych gwałtownym chłodzeniem powierzchni obrobionej, niż ma to miejsce w przypadku pozostałych metod uwzględnionych w porównaniu.
 8. Szczegółowe analizy stanu czynnej powierzchni ściernic po zakończeniu okresu trwałości w toku badań doświadczalnych procesu szlifowania otworów umożliwiły wykazanie korzystnego wpływu udziału strumienia SSP zapobiegającego gromadzeniu się wiórów w strefie szlifowania i ich ponownemu dostawianiu się pomiędzy CPS i powierzchnią obrabianą – skutkiem tego był brak rozległych

zalepień przestrzeni międzyziarnowych wiórami materiału obrabianego, i to po wielokrotnie dłuższym czasie pracy ściernicy eksploatowanej w warunkach opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki.

7.2. Wnioski metodyczne

Odnosząc się do celu metodycznego pracy sformułowano poniższe wnioski dotyczące innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza.

1. Przy stosowaniu dysz CAG do chłodzenia strefy szlifowania należy uwzględnić ich czas początkowego ustalenia minimalnej temperatury generowanego strumienia schłodzonego powietrza, który w przypadku badanych dysz wynosił około 2,5 min.
2. Na parametry chłodzenia strefy szlifowania przez SSP decydujący wpływ ma temperatura generowanego strumienia powietrza, odległość wlotu dyszy CAG od strefy obróbki, masowe natężenie przepływu SSP oraz kierunek ustawienia wylotu dyszy.
3. Badania symulacyjne wykazały, że korzystniej jest stosować większą liczbę otworów w trzpieniu szlifierskim o mniejszej średnicy ponieważ wpływa to na zwiększenie maksymalnej prędkości przepływu PCS (prędkość przepływu powietrza v_{POW} i prędkość przepływu oleju v_{OLEJ}) w strefie szlifowania z powodu lokalnego zwiększenia prędkości przepływu cząstek oleju i powietrza w objętości otworów trzpienia szlifierskiego.
4. Nachylenie końcówek dyszy CAG pod kątem 15° wpływa na koncentrację większej części strumienia SSP o dużej prędkości na powierzchni ściernicy, co umożliwia zwiększenie skuteczności jego chłodzenia. Nachylenie końcówek dyszy CAG pod kątem 10° wpływa na koncentrację większej części strumienia SSP na powierzchni PO, co umożliwia zwiększenie skuteczności chłodzenia przedmiotu.
5. Wraz ze zwiększaniem prędkości obwodowej ściernicy v_{ds} zwiększeniu ulega maksymalna prędkość przepływu PCS w strefie szlifowania oraz skuteczność chłodzenia zarówno ściernicy, jak i obrabianej powierzchni.

7.3. Wnioski uytylitarne

W odniesieniu do celu uytylitarnego, dotyczącego opracowania wytycznych do zastosowania w praktyce przemysłowej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego, w procesach szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, sformułowano następujące wnioski.

1. Wdrożenie opracowanej metody chłodzenia i smarowania strefy obróbki w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych możliwe jest przy relatywnie niedużych nakładach kosztów związanych z zakupem dookólnej dyszy MQL oraz dyszy CAG.
2. Zarówno dysza MQL, jak i dysza CAG stabilne warunki pracy uzyskują w zakresie ciśnienia powietrza zasilającego odpowiadającego standardowym wartościom używanym w instalacjach przemysłowych (0,6-0,8 MPa).
3. W opracowanej metodzie chłodzenia i smarowania strefy obróbki wymagane jest wprowadzenie dookólnej dyszy MQL do przestrzeni wewnętrznej drążonego trzpienia szlifierskiego, co ogranicza zastosowanie tej metody w przypadku otworów o małych średnicach.
4. Duży wpływ na skuteczność odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego ma struktura oraz grubość ściernicy, przez którą doprowadzany jest czynnik smarujący generowany przez dyszę MQL. W związku z powyższym do prawidłowej realizacji opracowanej metody konieczne jest stosowanie ściernic o bardzo otwartej strukturze, najlepiej zbudowanych z relatywnie dużych ziaren ściernych (w opisanych badaniach zastosowano ściernice z ziarnami nr 46) o niewielkiej grubości ścianki wynikającej z różnicy pomiędzy średnicą zewnętrzną i średnicą otworu wewnętrznego narzędzia.
5. Przy implementacji opracowanej metody w warunkach przemysłowych należy dążyć do minimalizowania długości przewodu doprowadzającego SSP od dyszy CAG do strefy szlifowania.
6. Uzyskanie najkorzystniejszych rezultatów wdrożenia opracowanej metody możliwe jest przy zastosowaniu dwuwylotowego przewodu doprowadzającego strumień SSP, którego końcówki skierowane zostaną bezpośrednio przed oraz za strefę kontaktu ściernicy z powierzchnią obrabianą zapewniając efektywne chłodzenie strefy szlifowania i jednocześnie wydmuchiwanie z niej wiórów oraz innych produktów procesu szlifowania.

7.4. Wnioski do dalszych badań

Realizacja zakresu prac z wytyczonego zakresu pozwoliła na sformułowanie następujących wniosków do dalszych badań.

1. Badania symulacyjne wykazały, że liczba otworów w trzpieniu szlifierskim ma istotny wpływ na prędkość i warunki termiczne w strefie obróbki. W związku z tym, warto rozważyć przeprowadzenie dodatkowej analizy, której celem byłoby zbadanie wpływu zmiany kształtu otworów w trzpieniu szlifierskim, uwzględniając w tym analizę kształtu stożkowego otworów. Otwory o takim kształcie mogłyby wpłynąć na zwiększenie prędkości przepływu PCS w strefie szlifowania.
2. Analiza wyników przeprowadzonych badań wykazała istotne zmiany skuteczności chłodzenia zarówno powierzchni ściernicy, jak i przedmiotu obrabianego w zależności od umiejscowienia wylotu dyszy CAG względem strefy szlifowania. W dalszych badaniach rozważa się analizę wpływu zmiany kształtu wylotu końcówek dyszy CAG oraz ich liczby na warunki termiczne strefy obróbki.
3. Obszerna analiza literatury umożliwiła również poznanie innych metod chłodzenia typu NDG, w tym metodę MQCL. W dalszych badaniach można rozważyć obniżenie temperatury doprowadzanego aerozolu olejowego i przeprowadzić badania rozpoznawcze w formie symulacji typu CFD pod kątem wpływu takiego rozwiązania na warunki termiczne w strefie szlifowania.

Bibliografia

- [AND74] ANDERSON, S., MALKIN, R.B.: Thermal aspects of grinding - Part 1. Energy partitioning. *Int. J. Eng.* 96, 1177e1183, 1974.
- [AND15] ANDRE D. L., BATAKO, V. T.: An experimental investigation into resonance dry grinding of hardened steel and nickel alloys with element of MQL, *Int Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2015) 77:27–41.
- [AOY02] AYOAMA T.: Development of a Mixture Supply System for Machining with Minimal Quantity Lubrication, *Annals of the CIRP*, 51/1:289-292, 2002.
- [AND] JOHN D. ANDERSON, JR.: *Computational Fluid Dynamics, The Basics With Applications*.
- [BAB14] BABIARZ R., ŻYŁKA Ł., PŁODZIEN M.: Badania wpływu parametrów doprowadzenia chłodziwa na proces szlifowania CFG stopu Inconcel, *Mechanik*, 9, 1-3, 2014.
- [BAR10] BARCZAK L. M, BATAKO A. D. L., MORGAN M. N., A study of plane surface grinding under minimum quantity lubrication (MQL) conditions. *International Journal of Machining Tools Manufacture*, 50(11):977–985, 2010.
- [BAH98] BAHETI U., GUO C., MALKIN S.: Environmentally conscious cooling and lubrication for grinding process, *Int Semin Improv Mach Tool Perform* 2:643–654, 1998.
- [BEC01] BECK T.: *Kühlschmierstoffeinsatz beim Schleifen mit cBN*, Ph.D. thesis, RWTH Aachen 2001.
- [BIL99] BILSTEIN R. E.: *A Technological History of the Apollo /Saturn Launch Vehicle*, DIANE Publishing 511, 1999.
- [BRI97] BRINKSMEIER E., BROCKHOFF T., WALTER A.: Minimalmengenschmierungund Trockenbearbeitungbeim Schleifen, *HTM* 52/3: 166-170, Carl HanserVerlag, Munchen, 1997.
- [BRI99] BRINKSMEIER, E., HEINZEL, C., WITTMANN, M.: Friction, cooling and lubrication in grinding, *Annals of the CIRP*, 48/2, 581-598, 1999.
- [BRIN00] BRINKSMEIER E., WALTER A.: Generation of Reaction Layers on Machined Surfaces. *Annals of the CIRP* 49/1/2000.
- [BRU92] BRUNO T.J.: Application of the vortex tube in chemical analysis. *Process Contr. Qual.*, 1992
- [BRU98] G.BRUNNER: SchleifenmitmikrokristallinemAluminiumoxid,Dr.-Ing.Diss., Universität Hannover,Fortschr.-Ber.VDIReihe2,Nr.464,D"usseldorf, VDI Verlag, 1998.
- [BRÜ96] BRÜCHER T.: *Kühlschmierung beam Schleifen keramischer Werkstoffe*. Ph.D. thesis, Technische Universität Berlin, Berlin 1996.
- [BUC96] BÜCKER C., KLOCKE F.: Trockenschleifen – Grenzbetrachtung zur Kühlschmierstoffreduzierung. *Ind.Diam.Rdsch.*, t.30, nr 1, s/ 26-35, 1996.
- [CET11] CETIN M.H., OZCELIK, B., KURAM, E., DEMIRBAS, E.: Evaluation of vegetable based cutting fluids with extreme pressure and cutting parameters in turning of AISI 304L by Taguchi method. *J. Clean. Prod.* 19 (17), 2049-2056, 2011.

- [CHA85] CHATTOPADHYAY A. B., BOSE A., CHATTOPADHYAY A. K.: Improvements in grinding steels by cryogenic cooling, *Precision Eng* 7(2), 93, 1985.
- [CHA98] CHANDRASEKARAN H., THUVANDER A., Modelling Tool Stresses and Temperature Evaluation in Turning using FEM, *Machining Science and Technology*, 1/2: 355-367, 1988.
- [CHO01] CHOI H.Z., LEE S.W., JEONG H.D.: A comparison of the cooling effects of compressed cold air and coolant for cylindrical grinding with cBN wheel, *Journal of Materials Processing Technology* 111 (2001) 265-268.
- [CHO02] CHOI H. Z., LEE S.W., HAE D. J.: The cooling effects of compressed cold air in cylindrical grinding with alumina and cBN wheels. *Journal of Materials Processing Technology* 127 (2002) str. 155–158.
- [CHO07] CHOROWSKI M.: Kriogenika – podstawy i zastosowania, I.P.P.U. MASTA Sp. z o.o. Gdańsk 2007.
- [CHU80] CHUDOBIN L. V.: Osnovy vybora i primenenija SOŽ pri slifovanii. *Vestnik Mašinostroenija*, nr 7, 1980.
- [CZE00] CZENKUSCH, C.: Technologische Untersuchungen und Prozessmodelle zum Rundschleifen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, Fortschrittsberichte VDI Reihe 2, Nr. 530, Dusseldorf, VDI-Verlag, 2000.
- [CON12] CONG M., XIAOJUN T., HONGFU Z., XIANGMING H., ZHIXIONG Z.: Investigation of grinding characteristic using nanofluid Minimum Quantity Lubrication. *International Journal Of Precision Engineering And Manufacturing* Vol. 13, No. 10, pp. 1745-1752
- [DAV06] DAVIM J. P., SREEJITH P. S., GOMES R., PEIXOTO C.: Experimental studies on drilling of aluminium (AA1050) under dry, minimum quantity of lubricant, and flood-lubricated conditions. *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf* 220(10):1605–1611, 2006.
- [EBB00] EBBRELL S., WOOLLEY N.H., TRIDIMAS Y.D., ALLANSON D.R., ROWE W.B.: The effects of cutting fluid application methods on the grinding process, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 40 (2000) 209–223.
- [FRE06] FREDJ N. B., SIDHOM H.: Effects of the cryogenic cooling on the fatigue strength of the AISI 304 stainless steel ground components. *Cryogenics* 46:439–448, 2006.
- [GUO99] GUO, C.: Energy partition and cooling during grinding. 3rd International Machining & Grinding Conference, SME, Cincinnati, Ohio, USA, pp. 1-12, Oct. 4-7, 1999.
- [HAD12] HADAD, M.J., TAWAKOLI, T., SADEGHI M.H., SADEGHI, B.: Temperature and energy partition in minimum quantity lubrication-MQL grinding process. *Int. J. Machine Tools & Manufacture* .54-55, 10-17, 2012.
- [HAF00] HAFENBRAEDL D., MALKIN S.: Environmentally-conscious minimum quantity lubrication (MQL) for internal cylindrical grinding. *Trans N Am Manuf Res Inst SME* 28:149–154, 2000.
- [HAF15] HAFENBRAEDL D., MALKIN S.: Technology environmentally correct for intern cylindrical grinding, *Mach. Met. Mag.* 40–55, 2001.
- [HEIN99] HEINZEL C.: Methoden zur Untersuchung und Optimierung der Kühlschmierung beim Schleifen, Ph.D. dissertation, Universität Bremen 1999.

- [HER97] HERMAN D., PLICHTA J., KARPINSKI T.: Effect of glass-crystalline and amorphous binder application to abrasive tools made of microcrystalline alumina grains type SG. *Wear*, 209 (1997), pp. 213-218.
- [HER98] HERMAN D.: Glass and glass-ceramic binder obtained from waste material for binding alundum abrasive grains into grinding wheels. *Ceramics International*, 24(1998)7, pp. 515-520.
- [HER04] HERMAN D., MARKUL J.: Influence of microstructures of binder and abrasive grain on selected operational properties of ceramic grinding wheels made of alumina. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2004), pp. 511-522.
- [HOF98] HOFFMEISTER H. W., LANGEMEYER A.: Auf dem Weg zum Trockenschleifen. *VDI-Z*, 140(5), 4346, 1998.
- [HON01] HONG S.Y.: Economical and ecological cryogenic machining. *J Manuf Sci Eng* 123:331–338, 2001.
- [HOW90] HOWES TD.: Assessment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids. *Annals of the CIRP*, 39(1), 313-316, 1990.
- [IRRE96] IRRETIER O., JUAN D., HEINZEL C., WALTER A., HASSE B., BAUCKHAGE K., BRINKSMEIER E.: Werkstuckrandschicht gezielt beeinflussen mit Kuhlsmierstoffadditiven, *Der Maschinenmarkt*. Band 102 (1996), Vol.15, pp. 34 – 39
- [JIN08] JIN T., STEPHENSON D. J.: A study of the convection heat transfer coefficients of grinding fluids. *CIRP Ann Manuf Technol* 57(1):367–370, 2008.
- [KAR05] KARPIŃSKI, T., SIENIAWSKI J.: Cylindrical grinding wheel and a mold for its preparation. Polish Patent No. PL 203295, 2005.
- [KAR06] KARPIŃSKI T., SIENIAWSKI, J.: Grinding wheel fixture for provision of grinding fluid in grinding process. Polish Patent No. PL 203395, 2006.
- [KIE15A] KIERAŚ S., NADOLNY K.: Analiza efektywności chłodzenia powierzchni ściernicy z użyciem dysz schłodzonego sprężonego powietrza. *Inżynieria Maszyn*, 20(2015)1, s. 50-64.
- [KIE15B] KIERAŚ S., NADOLNY K., WÓJCIK R.: Aktualny stan wiedzy i techniki w zakresie chłodzenia i smarowania strefy obróbki w procesach szlifowania. *Mechanik*, 88(2015)8-9, s. 204-211.
- [KIE16A] KIERAŚ S., NADOLNY K.: Charakterystyka temperaturowa dysz typu WNT 6910.15.3 7 oraz Vortec 610 schładzających sprężone powietrze. *Mechanik*, 89(2016)10, s. 1328-1329.
- [KIE16B] KIERAŚ S., NADOLNY K.: The potential of use of cold air guns in grinding processes. *International Workshop on Surface Engineering*, 26-29.06.2016, Technical University of Ostrava – VŠB-TUO, Czech Republic
- [KIE16C] KIERAŚ S., NADOLNY K.: Cold air guns – the new generation of cooling devices used in the grinding processes. *International Workshop on Surface Engineering*, 19-21.10.2016, Koszalin University of Technology, Poland
- [KIE16D] KIERAŚ S., NADOLNY K.: Dysze sprężonego schłodzonego powietrza – nowa generacja urządzeń do chłodzenia strefy obróbki w procesach szlifowania. *Materiały XIII*

- Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Nauki pod redakcją M. Fligla i L. Kukielki, Koszalin 2016, s. 125-136.
- [KIE17] KIERAŚ S., NADOLNY K.: Overview of the centrifugal methods of provision the grinding fluid to the grinding zone. *Journal of Mechanical and Energy Engineering*, 1(2017)1, pp. 7-14.
- [KLO96] KLOCKE F., SCHULZ A., GERSCHWILER K.: Saubere Fertigungstechnologien – Ein Wettbewerbsvorteil von morgen? Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik – Aachener Perspektive, AWK Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium. VDI Verlag, Düsseldorf, 1996.
- [KLO97] KLOCKE F., EISENBLATTER G.: Dry Cutting, *Annals of the CIRP*, 46/2, 1997, pp. 519–526.
- [KLO98a] KLOCKE F., BECK T.: Gut geschmiert statt schlecht gekühlt. Kühlschmierstoffreduzierung beim cBN-Hochgeschwindigkeitsschleifen. *Werkstattstechnik*, 1998, t. 88, nr 9/10, s. 400-404.
- [KLO98b] KLOCKE F.: cBN-Schleifscheibe senkt Kühlschmierstoff-Verbrauch. Gleiche Oberflächenqualität mit Innenkühlung. *Ind.Anz.*, 1998, t.120, nr 37, s. 68.
- [KLO03] KLOCKE F., GERSCHWILER K., Minimalmengenschmierung – Systeme, Medien, Einsatzbeispiele und ökonomische Aspekte der Trockenbearbeitung, *Trockenbearbeitung von Metallen*, Proc. of the VDI-Seminar, Stuttgart, Mar. 18: 2.1-2.20, 2003.
- [KLO09] KLOCKE F.: *Manufacturing Processes 2, Grinding, Honing, Lapping*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.
- [KÖN80] KÖNIG W.: *Fertigungsverfahren. Band 2: Schleifen, Honen, Läppen*. Düsseldorf, VDI-Verlag 1980.
- [KOV95] KOVACEVIC R., MOHAN R.: Effect of high speed grinding fluid of surface grinding performance. *SME Technical Paper of the First International Machining and Grinding Conference*, Society of Manufacturing Engineers, pp. 919-931, 1995.
- [LAU81] LAUER-SCHMALTZ H.: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Diamant und cBN Schleifscheiben – Einfluss. *Industrie-Anzeiger*, nr 88, 1981.
- [LEE11a] LEE P. H., LEE S. W.: Experimental characterization of micro-grinding process using compressed chilly air *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51 (2011) str. 201–209.
- [LEE11b] LEE P. H., CHUNG H., LEE S.W.: Optimization of micro-grinding process with compressed air using response surface methodology, *Proc. I Mech E Vol. 225 Part B: J. Engineering Manufacture*.
- [LEE15] LEE P. H., LEE S. W., LIM S. H., LEE S. H., HAN S. K., SHIN S. W.: A Study on Thermal Characteristics of Micro-Scale Grinding Process Using Nanofluid Minimum Quantity Lubrication (MQL). *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* Vol. 16, No. 9, pp. 1899-1909.
- [LI08] LI C.H., HOU Y.L., XIU S.C., CAI G.Q.: Application of lubrication theory to neardry-green grinding feasibility analysis. *Adv. Mater. Res.* 135 (4), 44-46, 2008.
- [LING88] LINGMANN H.: Tendenzen bei Kuhlsmierstoffen, Hohe Anspruche an die Produktsicherheit, *tz fur prakt. Metallbearbeitung* 82 (1988), no. 10, pp. 52 – 54.

- [LIU12] LIU N. M., CHIANG K. T. HUNG C. M.: Modeling and analyzing the effects of air-cooled turning on the machinability of Ti-6Al-4V titanium alloy using the cold air gun coolant system. *Int J Adv Manuf Technol* (2013) 67:1053–1066.
- [MACH97] MACHADO A. R., WALLBANK J.: The Effect of Extremely Low Lubricant Volumes in Machining, *Wear*, 210: 76-82, 1997.
- [MAH14] MAHADDALKAR P. M., MILLER M. H.: Force and thermal effects in vibration-assisted grinding. *Int J Adv Manuf* 71:1117–1122, 2014.
- [MAL89] MALKIN S.: Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, Cap. 5 e 6, pp. 108 a 171, 1989.
- [MAL07] MALKIN S., GUO C.: Thermal analysis of grinding. *CIRP Ann Manuf Technol* 56(2):760–782, 2007.
- [MAN76] MANG T., NEUMANN W.: Beurteilung wassermischbarer Kuhlsmierstoffe, *Der Maschinenmarkt* 82 (1976), no. 75, pp. 1354 – 1357.
- [MAN14] MANIMARAN G., PRADEEP KUMAR M., VENKATASAMY R.: Influence of cryogenic cooling on surface grinding of stainless steel 316. *Cryogenics* 59 (2014) 76-83
- [MAN15] MANIMARAN G., PRADEEP KUMAR M., VENKATASAMY R., Surface modifications in grinding AISI D3 steel using cryogenic cooling. *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* (2015) 37:1357–1363.
- [MAR04] MARINESCU I., ROWE W.B., DIMITROV B., INASAKI I.: Tribology of Abrasive Machining Processes. William Andrew Publishing, Norwich, NY, 2004.
- [MAR07] MARINESCU I.: Handbook of Machining with Grinding Wheels. CRC Boca Raton, London, New York 2007.
- [MAR15] MARUDA R. W., FELDSHTEIN E., LEGUTKO S., KROLCZYK G.: Analysis of contact phenomena and heat exchange in the machining zone under minimum quantity cooling lubrication conditions, *Arab. J. Sci. Eng.* (2015).
- [MAR16] MARUDA R. W., KROLCZYK G., FELDSHTEIN E., PUSAVEC F., SZYDLOWSKI M., LEGUTKO S., SOBCZAK-KUPIEC A.: A study on droplets sizes, their distribution and heat exchange for minimum quantity cooling lubrication (MQCL), *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 100 (2016) 81-92.
- [MAR17] MARUDA R. W.: Wybrane aspekty procesu skrawania i kształtowania technologicznej warstwy wierzchniej po toczeniu wykończeniowym metodą chłodzenia MQCL. Oficyna Wydawnicza Uniwersytetu Zielonogórskiego, Zielona Góra 2017.
- [MOR12] MORGAN M.N., BARCZAK L., BATAKO A.: Temperatures in fine grinding with minimum quantity lubrication (MQL). *Int J Adv Manuf Technol* 60(9–12):951–958, 2012.
- [NAD11] NADOLNY K., PLICHTA J.: Narzędzie ściernie składane z chłodzeniem odśrodkowym i element tego narzędzia. Patent nr PL 209014 (decyzja UP RP z dnia 23.02.2011 r.).
- [NAD11B] NADOLNY K., KAPŁONEK W., ŁUKIANOWICZ CZ.: Laserowe pomiary topografii powierzchni narzędzi ściernych z zastosowaniem systemu pomiarowego CLI 2000. Materiały Konferencyjne IX Szkoły-Konferencji „Metrologia Wspomagana Komputerowo”, Instytut Systemów Elektronicznych, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa, 2011, s. 88.

- [NAD11C] NADOLNY K., KAPŁONEK W., ŁUKIANOWICZ CZ., VALIČEK J.: Laserowe pomiary topografii powierzchni narzędzi ściernych z zastosowaniem systemu pomiarowego CLI 2000. *Przegląd Elektrotechniczny*, 87 (2011) 9a, s. 24-27.
- [NAD12] NADOLNY K.: Podstawy budowy i eksploatacji modyfikowanych ściernic z ziarnami mikrokryształicznego korundu spiekane w procesach szlifowania otworów. Monografia habilitacyjna nr 227, Koszalin 2012.
- [NAD13] NADOLNY K., Wojtewicz M., Sienicki W., Herman D.: Analiza możliwości odśrodkowego chłodzenia metodą MQL w procesie szlifowania otworów. XXXVI Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Baranów Sandomierski 2013 str. 299-310/ *Mechanik* 8-9/2013.
- [NAD15] NADOLNY K.: Small-dimensional sandwich grinding wheels with a centrifugal coolant provision system for traverse internal cylindrical grinding of steel 100Cr6. *Journal of Cleaner Production*, 93(2015), pp. 354-363.
- [NAD15B] NADOLNY K., WOJTEWICZ M., SIENICKI W., HERMAN D.: An analysis of centrifugal MQL supply system potential in the internal cylindrical grinding process. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 15(2015)3, pp. 639-649. DOI: 10.1016/j.acme.2014.08.009.
- [NAD15C] NADOLNY K., HERMAN D.: Effect of vitrified bond microstructure and volume fraction in the grinding wheel on traverse internal cylindrical grinding of Inconel® alloy 600. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 78(2015)5, pp. 905-915. DOI 10.1007/s00170-015-7013-6.
- [NAD16] NADOLNY K., WOJTEWICZ M., SIENICKI W.: Narzędzie ścierne do szlifowania otworów, z doprowadzeniem czynnika chłodząco-smarującego. Patent nr PL 222732 (decyzja UP RP z dnia 10.02.2016 r.).
- [NAD17] NADOLNY K., WÓJCIK R., KIERAŚ S.: Szlifowanie z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego ściernicami z makronieciągłościami czynnej powierzchni. Komisja Inżynierii Powierzchni, Polska Akademia Nauk oddział w Poznaniu, Poznań, 2017.
- [NGU03] NGUYEN T., ZHANG L.C.: An assessment of the applicability of cold air and oil mist in surface grinding *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003), str. 224–230.
- [NGU06] NGUYEN T., ZARUDI I., ZHANG L. C.: Grinding-hardening with liquid nitrogen: Mechanisms and technology. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47 (2007) 97-106.
- [NGU09] NGUYEN, T., ZHANG, L.C.: Performance of a new segmented grinding wheel system. *Int. J. Mach. Tool Manu.*, 49 (2009), 291-296.
- [OCZ86] OCZOŚ K., PORZYCKI J.: Szlifowanie. Podstawy i technika. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne Warszawa 1986.
- [OCZ98] OCZOŚ K.: Obróbka na sucho i ze zminimalizowanym smarowaniem. *Mechanik*, 1998, No. 5–6, pp. 307–318.
- [OLI12] OLIVEIRA D. J., GUERMANDI L. G., BIANCHIA E. C., DINIZ A. E., AGUIAR P. R., CANARIM R.C.: Improving minimum quantity lubrication in cBN grinding using compressed air. *J. Mater. Process. Technol.* 212, 2559-2568, 2012.

- [PAU93] PAUL S., BANDYOPADHYAH P. P., CHATTOPADHYAY A. B.: Effects of cryo-cooling in grinding steels, *J. Mater. Process. Technol.* 37, 791 (1993).
- [PAU95] PAUL S., CHATTOPADHYAY A. B.: A study of effects of cryo-cooling in grinding. *Int J MTM* (1995) 35(1) 109.
- [PAU08] PAULO J. D., *Machining: fundamentals and recent advances*. V.P. Astakhov (Ed.), *Ecological Machining: Near-dry Machining*, Springer-Verlag London Limited, 2008 Chapter 7.
- [PET76] PETERS J., ATRENS S.: An objective method for evaluating grinding coolants. *Annals of the CIRP* 1976, No 1.
- [PN03] PN-92/M-01002/03: Podstawowe pojęcia w obróbce wiórowej i ścierniej – Wielkości geometryczne i kinematyczne w obróbce skrawaniem.
- [PN04] PN-92/M-01002/04: Podstawowe pojęcia w obróbce wiórowej i ścierniej – Siły, energia i moc.
- [PN50] PN-87/M-04250: Warstwa wierzchnia – Terminologia.
- [PN603] PN-ISO 603-4: Narzędzia ściernie spojone – Wymiary, część 4: ściernice do szlifowania płaszczyzn/szlifowania obwodowego.
- [PN87] PN-EN ISO 4287: Specyfikacja geometrii wyrobów – Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa, terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.
- [PRI15] PRIARONE P. C., ROBIGLIO M., SETTINERI L., TEBALDO V.: Effectiveness of minimizing cutting fluid use when turning difficult-to-cut alloys. *Procedia CIRP* 29 (2015) 341-346.
- [PRU16] PRUDVI P. R., AMITAVA G.: Some critical issues in cryo-grinding by a vitrified bonded alumina wheel using liquid nitrogen jet. *Journal of Materials Processing Technology* 229 (2016) 329–337.
- [PUS10] PUSAVEC F., KRAJNIK P., KOPAC J.: Transitioning to sustainable production-Part I: Application on machining technologies. *J. Clean. Prod.* 18, 174-184, 2010.
- [RAB14] RABIEI F., RAHIMI A. R., HADAD M. J. ASHRAFIJOU M.: Performance improvement of minimum quantity lubrication (MQL) technique in surface grinding by modeling and optimization. Elsevier 2014.
- [RAM03] RAMESH K., YEO S. H., ZHONG Z. W., HUANG H.: Ecological grinding with chilled air as coolant. *Proc. Instn Mech. Engrs Vol. 217 Part B: J. Engineering Manufacture*, 2003.
- [RAP84] RAPP W.: Auswahl von Kühlschmierstoffen. *VDI Z.* Nr 7, 1984.
- [REZ77] REZNIKOV A. N.: Abrazivnaja i almaznaja obrabotka materialov. *Masinostroenie Moskwa* 1977.
- [ROS13] ROSIK R.: Badanie wpływu glikolu propylenowego, jako cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem, na wybrane właściwości warstwy wierzchniej w procesie szlifowania. *Rozprawa doktorska*, Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny, Łódź, 2013.

- [ROW93] ROWE W. B., MORGAN M. M., QI H. S., ZHENG H. W.: The effect of deformation on the contact area in grinding. *Annals CIRP* .42 , 409-412, 1993.
- [ROW09] ROWE W. B.: *Principles of Modern Grinding Technology*. William Andrew Publishing, Burlington, USA 2009.
- [SAB16] SABERI A., RAHIMI A. R., PARSA H., ASHRAFIJOU M., RABEI F.: Improvement of grinding process performance by minimum quantity lubrication (MQL) technique –using compressed cold air jet from vortex tube. *Journal of Cleaner Production*, 131(2016), pp. 728-738.
- [SAD09] SADEGHI M. H., HADDAD M. J., TAWAKOLI T., EMAMI M.: Minimal quantity lubrication-MQL in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 44 (5-6), 487-500, 2009.
- [SAD10] SADEGHI M. H., HADAD M. J., TAWAKOLI T., VESALI A., EMAMI M.: An investigation on surface grinding of AISI 4140 hardened steel using minimum quantity lubrication-MQL technique. *Int. J. Mater.* 3, 241e251, 2010.
- [SAL82] SALJIĆ E.: Riefenstahl Kuhlmittelezufuhr durch die Schleifscheibe beim Innenschleifen. *Industrie-Anzeiger* 1982, Nr. 53.
- [SCHU02] SCHULZ J.: Moderne Schleifole – Anforderungen und Möglichkeiten, Mineraloltechnik, Beratungsgesellschaft für Mineralol- Anwendungstechnik mbH, no. 4, April 2002.
- [SHE09] SHEN B., SHIH A. J.: Minimum quantity lubrication (MQL) grinding using vitrified cBN wheels. *Transactions of NAMRI/SME*, vol. 37, 2009, pp. 129-136.
- [SIE13] SIENIAWSKI J.: *Badania efektywności chłodzenia w procesie szlifowania płaszczyzn z użyciem ściernic z otworami technologicznymi i strefowym podawaniem płynu*. Rozprawa Doktorska, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2013.
- [SIE16] SIENIAWSKI J., NADOLNY K.: The effect upon grinding fluid demand and workpiece quality when an innovative zonal centrifugal provision method is implemented in the surface grinding of steel CrV12. *Journal of Cleaner Production*, 113(2016), pp. 960-972. DOI: 10.1016/j.jclepro.2015.11.017.
- [SIE16a] SIENIAWSKI J., NADOLNY K.: Experimental study on grinding wheel radial wear in surface grinding of steel CrV12 using a zonal centrifugal coolant provision system. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part J: Journal of Engineering Tribology*, 230(2016)12, 1452-1461. DOI: 10.1177/1350650116637582.
- [SIL05] SILVA L. R., BIANCHI E. C., CATAI R. E., FUSSE R. Y., FRANCA T.V., AGUIAR P. R.: Study on the behavior of the minimum quantity lubricant MQL-technique under different lubrication and cooling conditions when grinding ABNT 4340 steel, *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* XXVII 192–199, 2005.
- [SIL07] SILVA L. R., BIANCHI E. C., CATAI R. E., FUSSE R. Y., FRANCA T.V., AGUIAR P. R.: Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant – MQL in grinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 47, 412–418, 2007.
- [STA08] STACHURSKI W.: *Praca doktorska pt.: „Wpływ warunków podawania cieczy obróbkowej w strefę obróbki z minimalnym wydatkiem na zużycie frezu ślimakowego”*, Politechnika Łódzka 2008.

- [STA18A] STACHURSKI W., NADOLNY K.: Influence of the condition of the surface layer of a hob cutter sharpened using the MQL-CCA hybrid method of coolant provision on its operational wear. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 98(2018)5-8, pp. 2185-2200. DOI: 10.1007/s00170-018-2379-x.
- [STA18B] STACHURSKI W., SAWICKI J., WÓJCIK R., NADOLNY K.: Influence of application of hybrid MQL-CCA method of applying coolant during hob cutter sharpening on cutting blade surface condition. *Journal of Cleaner Production*, 171(2018), pp. 892-910. DOI: 10.1016/j.jclepro.2017.10.059.
- [STA13] STARKOV V.K., BLAU P., GENTZEN J.: The Study of Dry Grinding of Steel Cams Using Cubic Boron Nitride Tools, *Journal of Superhard Materials*, Vol. 36, No. 2, pp. 117–123, 2014.
- [ŚWI14] ŚWIERCZYŃSKI J.: Wpływ hybrydowego sposobu podawania płynu obróbkowego i sprężonego powietrza na jakość powierzchni uzyskanej w procesie szlifowania. Rozprawa doktorska, Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny, Łódź, 2015.
- [TAN94] TANNEHILL J. C., ANDERSON D. A., PLETCHER H. R.: *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer*, Second Edition, Taylor & Francis, Washington DC, 1994, str. 3-4.
- [TAW90] TAWAKOLI T.: *Hochleistungs-Flachschleifen, Technologie. Verfahrensplanung und wirtschaftlicher. Einsatz*, VDI-Verlag, 1990.
- [TAW00] TAWAKOLI T.: Innovative Werkzeugsysteme zum Schleifen, Abrichten und Fräshen(T-Tool Profil, und T-Tool), III. Seminar “Moderne Schleiftechnologie”, an der FH-Furtwagen, Hrsg. T. Tawakoli, Furtwagen, 13. April 2000.
- [TAW04] TAWAKOLI T.: Öl oder Emulsion als Kühlschmierstoff, 5. Seminar “Moderne Schleiftechnologie und Feinstbearbeitung” in Stuttgart, Hrsg. T. Tawakoli, 13.05.2004.
- [TAW06] TAWAKOLI T., WESTKAEMPER E., RABIEY M.: *Dry gringing by special conditioning*, Springer-Verlag London Limited 2006.
- [TAW09] TAWAKOLI T., HADDAD M. J., SADEGHI M.H., DANESHI A., STOCKERT S., RASIFARD A.: An experimental investigation of the effects of workpiece and grinding. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49, 924-932, 2009.
- [TAW10] TAWAKOLI T. HADAD M.J., SADEGHI M.H.: Influence of oil mist parameters on minimum quantity lubrication – MQL grinding process. *Int. J. Machine Tools & Manufacture* .50, 521–531, 2010.
- [TAW11] TAWAKOLI T., HADAD M., SADEGHI M. H., DANESHI A., SADEGHI, B.: Minimum quantity lubrication in grinding: effects of abrasive and coolant-lubricant types. *J. Clean. Prod.* 19 (17), 2088-2099, 2011.
- [TAY05] TAYLOR HOBSON Ltd., Talysurf CLI 3D Surface Profiling Systems. Product bulletin, 2005.
- [THO82] THOMPSON J. F.: *Numerical Grid Generation*, North-Holland, Nevv York, 1982.
- [THO85] THOMPSON J. F., WARSI Z. V. A, MASTIN C. W.: *Numerical Grid Generation. Foundations and Applications*. North-Holland, New York, 1985.
- [TÖN80] TÖNSHOFF H. K., SCHULZE R.: The effect of the coolant in the sawing of hard stone. *Industrial Diamond Review* 1980, No 7.

- [VEN11] VENKATA R. R.: Advanced modeling and optimization of manufacturing processes. Springer-Verlag, London 2011.
- [VORTE] Materiały ofertowe firmy VORTEC dotyczące dysz CAG.
- [WEB95] WEBSTER J. A., CUI, C. MINDEK JR. R. B.: Grinding fluid application system design. Annals of the CIRP, v. 44, pp. 333-338, 1995.
- [WEB99] WEBSTER J. A.: Optimizing coolant application systems for high productivity grinding. Abrasives Magazine, pp. 34-41, Oct.-Nov., 1999.
- [WEI04] WEINERT K., INASAKI I., SUTHERLAND J. W., WAKABAYASHI T.: Dry machining and minimum quantity lubrication. Annals of the CIRP, tom. 53/2/2004.
- [WER97] Schnell und trocken, Werkst. u. Betr., Vol. 130, No. 5, 1997, pp. 356-357.
- [WIL04] WILCZEK M., BERTLING J., HINTEMANN D.: Optimised technologies for cryogenic grinding, Int. J. Miner. Process. 74S (2004) S425-S434.
- [WÓJ07a] WÓJCIK R.: Wpływ sposobu mocowania i kierunku chłodzenia sprężonym powietrzem na odkształcenia cieplne przedmiotu w procesie szlifowania płaszczyzn. Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji, tom 27 nr 2, 2007.
- [WÓJ07b] WÓJCIK R.: Odkształcenia termiczne w procesie szlifowania płaszczyzn z udziałem sprężonego powietrza. XXX Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Rzeszów 2007.
- [WÓJ08] WÓJCIK R.: Nowe media i sposoby doprowadzania do strefy szlifowania. Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji, 2008.
- [YUI99] YUI A. M. TERASHIMA: Development of coolant-less grinding system. Proceedings of the Thrid International Conference on Abrasive Technology, 1999, p. 394.
- [ZAB16] ZABOROWSKI T., SEREBRIAKOW W.: Zmiany właściwości mechanicznych i fizycznych zębów walcowych kół zębatych po szlifowaniu. Mechanik, nr 10/2016, str. 1394-1395.
- [ZAB17] ZABOROWSKI T., OCHENDUSZKO R.: Przypalenia szlifiarskie w technologicznej warstwie wierzchniej zębów walcowych kół zębatych. Mechanik, nr 10/2017, str. 882-884.
- [ZAB17B] ZABOROWSKI T.: Kształtowanie chropowatości i struktury technologicznej warstwy wierzchniej zębów walcowych kół zębatych. Przegląd Mechaniczny, nr 10/2017, 38-41.
- [ZHA12] ZHANG S., LI J. F., WANG Y. W.: Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. Journal of Cleaner Production Volume: 32, Complete, September, 2012, str. 81-87.
- [ZHA13] ZHANG Q., LI CH., WANG S.: Analysis of cooling characteristic for minimum quantity lubrication with nanoparticles. Manuf. Tech. Mac. Tool 3, 91-96 2013.
- [ZHA14] ZHANG D., LI C., ZHANG Y., JIA D., ZHANG X.: Experimental research on the energy ratio coefficient and specific grinding energy in nanoparticle jet MQL grinding, Int J Adv Manuf Technol (2015) 78:1275-1288.
- [ZHA15] ZHANG Y., Li CH., DONGZHOU J., DONGKUN Z., XIAOWEI Z.: Experimental evaluation of MoS₂ nanoparticles in jet MQL grinding with different types of vegetable oil as base oil, Journal of Cleaner Production 87 (2015) 930-940.

- [ZIM82] ZIMMERMANN D.: Kuhlschmierstoffe fur die Feinbearbeitung. TZ. prakt. Metall bearb. 1982, Nr. 4.
- [ZIN99] ZINGG D. W.: Fundamentals of Computational Fluid Dynamics. Harvard Lomax and Thomas H. Pulliam NASA Ames Research Center, University of Toronto Institute for Aerospace Studies, August 26, 1999.

Źródła elektroniczne

- [DELL] http://www.dell.com/downloads/global/products/precn/Dell_Precision_T7500_Spec_Sheet_en.pdf [dostęp: 10.10.2018].
- [DEV] <https://www.device.pl/dell-precision-690> [dostęp: 10.10.2018].
- [DIN18] http://www.dino-lite.com/products_detail.php?index_id=130 [odczyt: 25.03.2018].
- [DYSZ] www.dyszespecjalne.pl [dostęp: 10.03.2018].
- [EVM18] <http://www.infrared-thermography.com/material-1.htm> [odczyt: 25.03.2018].
- [FAR18] <http://www.farnell.com/datasheets/97870.pdf> [odczyt: 25.03.2018].
- [INT] https://ark.intel.com/pl/products/52576/Intel-Xeon-Processor-X5690-12M-Cache-3_46-GHz-6_40-GTs-Intel-QPI [dostęp: 10.10.2018].
- [KNO] <https://knowledge.autodesk.com/support/cfd/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2014/ENU/SimCFD/files/GUID-12A9AED8-2047-4D3A-BC80-82BE9CF47517-htm.html> [dostęp: 10.10.2018].
- [MES] https://mesco.com.pl/index.php?option=com_content&view=article&id=79:designmodeler&catid=187&Itemid=668&lang=pl [dostęp: 10.10.2018]
- [PRO18] <http://www.protoxrd.com/assets/ixrd.pdf> [odczyt: 10.10.2018].
- [TES18] <https://www.testo.com/pl-PL/kamera-termowizyjna-testo-890-2set/p/0563-0890-V3> [odczyt: 25.03.2018].
- [TOE18] <http://monarchserver.com/Files/pdf/TableofEmissivity.pdf> [dostęp: 10.10.2018].
- [VOR18] <https://www.vortec.com/cold-air-guns> [odczyt: 25.03.2018].
- [WNT18] https://www.wnt.com/mastertool/?fcode=m_ca_bd_catdetail&m_ca_bd_GV_objky=81900100&L=12 [odczyt: 10.10.2018].

Spis rysunków

Rys. 1.	Schemat podziału energii i przepływu ciepła w procesie szlifowania, gdzie: q_t – całkowita ilość przepływającego przez układ ciepła, q_{kss} – ilość ciepła przepływającego przez PCS, q_s – ilość ciepła przepływającego przez ściernicę, q_{span} – ilość ciepła przepływającego przez powstające wióry, q_w – ciepło parowania [KLO09].....	13
Rys. 2.	Podział i skład płynów chłodząco-smarujących stosowanych w procesach szlifowania [BRÜ96].....	14
Rys. 3.	Poduszka powietrzna przy doprowadzaniu chłodziwa w szlifowaniu [BRI99].....	19
Rys. 4.	Widok i charakterystyka zespołu dysz igłowych [BAB14]	21
Rys. 5.	Widok strumienia PCS podawanego zestawem dysz igłowych przy prędkości wypływu: a) $v_{PCS} = 10$ m/s, b) $v_{PCS} = 30$ m/s [BAB14].....	21
Rys. 6.	Wykres zależności wydajności względnej ilości przepływu PCS przez dyszę od prędkości wypływu płynu i przekroju dyszy [CZE00].....	21
Rys. 7.	Wykres zależności wydajności względnej ilości przepływu PCS przez dyszę od względnej hydrodynamicznej a) normalnej, b) stycznej, siły F' [CZE00].....	22
Rys. 8.	Wykres zależności prędkości wypływu płynu od wielkość naprężeń własnych w przedmiocie obrabianym [CZE00]	23
Rys. 9.	Schemat doprowadzania cieczy sposobem strumieniowo-ciśnieniowym pozastrefowym: 1, 5 – dysze PCS; 2 – ściernica; 3 – osłona ściernicy; 4 – przedmiot obrabiany [OCZ86].....	24
Rys. 10.	Schemat przylegania dyszy trzewikowej do powierzchni obwodowej ściernicy [KLO09]	25
Rys. 11.	Wpływ objętościowego natężenia przepływu PCS na temperaturę przedmiotu obrabianego [BEC01]	25
Rys. 12.	Przykład odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez wrzeciono szlifierskie i ściernicę do strefy szlifowania przy szlifowaniu otworów [OCZ86].....	26
Rys. 13.	Przykład odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez kanały w korpusie ściernicy i pory ściernicy [KLO98a].....	27
Rys. 14.	Wykres porównujący wartość parametru R_z chropowatości powierzchni obrobionej przy różnych wydatkach płynu chłodząco-smarującego i różnych metodach chłodzenia [KLO98b].....	28
Rys. 15.	Ściernica segmentowa T–Tool–Profil z systemem dysz wtryskujących płyn chłodząco-smarujący do okrągłego rowka w kołnierzu i poprzez wykonane w nim otwory do przestrzeni między segmentami ściernicy [TAW02]	29
Rys. 16.	Kąt φ podawania PCS w metodzie [wykorzystującej narzędzie T-TOOL [TAW02]	29
Rys. 17.	System odśrodkowego doprowadzenia PCS do strefy szlifowania poprzez kanały w korpusie ściernicy i przestrzenie pomiędzy segmentami ściernicy a) widok ogólny; b) przekrój poprzeczny A-A [OCZ00]	30
Rys. 18.	Schemat budowy ściernicy składanej z systemem odśrodkowego doprowadzenia PCS poprzez kanały ukształtowane w ściernicy (a) lub w przekładce pomiędzy ściernicami elementarnymi (b) [NAD11]	30

Rys. 19.	Przekrój poprzeczny strefy szlifowania ściernicą składaną [NAD15]	31
Rys. 20.	Porównanie wyników szlifowania ściernicą składaną (A), ściernicą o strefowo zróżnicowanej budowie (B) i ściernicą wykonaną w całości z ziaren SG TM o numerze 46 (C): a) średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości Ra ; b) wysokość profilu chropowatości według 10 punktów Rz ; c) średni odstęp profilu chropowatości Sm ; d) średnie arytmetyczne pochylenie profilu chropowatości Δa ; e) zwiększenie mocy szlifowania ΔP	32
Rys. 21.	Schemat konstrukcyjny systemu odśrodkowego, strefowego podawania PCS przedstawiający wpływ PCS w procesie szlifowania obwodowego [KAR05, KAR06]...	33
Rys. 22.	Schemat ideowy wpływu PCS podczas procesu szlifowania z użyciem systemu odśrodkowego strefowego podawania PCS [KAR05, KAR06].....	33
Rys. 23.	Maksymalne wartości składowej normalnej (F_n) oraz składowej stycznej (F_t) siły szlifowania odnotowane podczas badania analizowanych metod doprowadzania PCS do strefy szlifowania: a) $v_{fr} = 5$ m/min oraz $t_g = 1600$ s; b) $v_{fr} = 10$ m/min oraz $t_g = 1100$ s; c) $v_{fr} = 20$ m/min oraz $t_g = 600$ s [SIE16a]	35
Rys. 24.	Udział kosztów PCS w całkowitym koszcie produkcji: a) koszty PCS, b) koszty narzędzi, c) inne koszty [WER97].....	36
Rys. 25.	Widok ogólny strefy szlifowania w procesie realizowanym z doprowadzeniem PCS metodą MQL [KLO98a]	38
Rys. 26.	Wykres zależności współczynnika siły szlifowania F_t/F_n od właściwej wydajności ubytkowej szlifowania dla przedmiotów obrabianych wykonanych: a) ze stali twardej 100Cr6, b) ze stali twardej HSS c) ze stali miękkiej S305, d) ze stali miękkiej CK45, przy zastosowaniu trzech różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [RAB14]	41
Rys. 27.	Wykres zależności parametru chropowatości powierzchni Ra od wydajności szlifowania dla stali twardych: a) 100Cr6, b) HSS, przy zastosowaniu trzech różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [RAB14]	42
Rys. 28.	Porównanie wartości parametru Ra chropowatości powierzchni po 90 cyklach użycia ściernicy z tlenku glinu i regularnego azotku boru przy zastosowaniu metody chłodzenia zalewowego oraz z użyciem metody MQL [SIL05, SIL07]	43
Rys. 29.	Różne pozycje usytuowania dyszy MQL podczas procesu szlifowania: a) dysza skierowana na przedmiot obrabiany; b) dysza skierowana na strefę kontaktu powierzchni PO z CPS; c) dysza skierowana pod kątem w stronę ściernicy; d) dysza skierowana w stronę ściernicy [TAW10].....	44
Rys. 30.	Realizacja funkcji chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z zastosowaniem PCS z nanocząsteczkami w metodzie MQL [CON12].....	45
Rys. 31.	Wykres zmierzonego zwiększenia wartości temperatury w zależności od czasu procesu i liczby przejść narzędzia dla trzech różnych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania [LEE15]	47
Rys. 32.	Zmierzona wartość składowej stycznej siły szlifowania F_t w zależności od liczby przejść n ściernicy w operacji, dla trzech różnych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania [LEE15].....	47
Rys. 33.	Parametry opisujące okres trwałości badanych ściernic: a) ubytek materiału V_w ; b) zużycie	

	objętościowe ściernicy V_s ; c) wskaźnik szlifowania $G = V_w / V_s$ [NAD13].....	48
Rys. 34.	Schemat budowy systemu podawania PCS za pomocą metody MQCL [ZHA12]	50
Rys. 35.	Wykresy zależności długości pracy narzędzia od wartości siły skrawającej w różnych warunkach skrawania (skrawanie na sucho, skrawanie przy pomocy metody MQCL): a) F_x ; b) F_y ; c) F_z [ZHA12]	51
Rys. 36.	Schemat przykładowej dyszy CAG produkowanej przez firmę Vortec (USA) [CHO01] ..	53
Rys. 37.	Wykres przedstawiający momenty powstawania przypaleń, siły szlifowania oraz twardość powierzchni obrobionej po procesie obróbki szlifowaniem z użyciem dyszy CAG oraz przy szlifowaniu na sucho [NGU03]	53
Rys. 38.	Wykres zmiany wartości składowej stycznej i normalnej siły szlifowania w zależności od właściwej wydajności ubytkowej Q'_w przy zastosowaniu dwóch różnych metodach chłodzenia [RAM03].....	54
Rys. 39.	Wykres zależności parametrów Ra i Rz chropowatości powierzchni obrobionej od głębokości szlifowania z użyciem PCS oraz SSP [CHO01]	55
Rys. 40.	Wykres zależności parametru Rz chropowatości powierzchni obrobionej od głębokości szlifowania dla trzech różnych konfiguracji dyszy CAG [CHO01].....	55
Rys. 41.	Wykres zależności naprężeń szczątkowych występujących wewnątrz powierzchni obrobionej od głębokości szlifowania w przypadku chłodzenia zalewowego oraz SSP	56
Rys. 42.	Wykres przedstawiający wpływ temperatury SSP (a) oraz prędkości wypływu SSP z dyszy (b) na wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej po szlifowaniu z użyciem ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [CHO02b]	56
Rys. 43.	Wykres przedstawiający wpływ prędkości wypływu SSP z dyszy na wartość naprężeń w warstwie wierzchniej powierzchni PO [CHO02b]	57
Rys. 44.	Widok stanowiska do badań procesu szlifowania z zastosowaniem metody smarowania z minimalnym wydatkiem płynu chłodząco-smarującego podawanego poprzez schłodzone sprężone powietrze [SAB16]	59
Rys. 45.	Wykres zależności a) składowej stycznej siły szlifowania F'_t , b) współczynnika tarcia F'_t/F'_n , od użytej metody chłodzenia strefy szlifowania [SAB16]	60
Rys. 46.	Wykres wartości parametru Ra chropowatości powierzchni obrobionej w zależności od użytej metody chłodzenia strefy szlifowania [SAB16].....	61
Rys. 47.	Wartości średnie składowej stycznej F_t i składowej normalnej F_n siły szlifowania stali 100Cr6 (a), HS 18-0-1 (b), dla głębokości szlifowania $a_p = 0,05$ mm, przy zastosowaniu różnych metod chłodzenia strefy szlifowania [ŚWI14].....	62
Rys. 48.	Schemat przedstawiający źródło oraz sposób doprowadzenia LN_2 do strefy szlifowania [NGU06]	64
Rys. 49.	Widok ogólny strefy szlifowania przy zastosowaniu metody chłodzenia kriogenicznego z użyciem LN_2 (widoczne rozległe parowanie LN_2) [NGU06].....	65
Rys. 50.	Widok ściernicy segmentowej typu T-Tool-profil [TAW02]	67
Rys. 51.	Widok porównawczy struktur CPS: a) widok ogólny ściernicy, b) widok struktury standardowej CPS, c) widok przygotowanej do badań powierzchni ściernicy o nieciągłej	

	czynnej powierzchni [TAW06]	68
Rys. 52.	Zmiany wartości składowych siły szlifowania w zależności od wydajności szlifowania dla standardowej i zmodyfikowanej ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [TAW06]	69
Rys. 53.	Zmiany wartości parametrów R_a i R_z chropowatości uzyskanej powierzchni w zależności od wydajności szlifowania dla standardowej i zmodyfikowanej ściernicy z ziarnami ściernymi cBN [TAW06]	69
Rys. 54.	Schemat obiektu badań	78
Rys. 55.	System odśrodkowego podawania aerozolu powietrzno-olejowego do ściernicy małogabarytowej: a) rysunek techniczny trzpienia szlifierskiego; b) widok głowicy MQL umieszczonej wewnątrz trzpienia szlifierskiego	80
Rys. 56.	System odśrodkowego podawania aerozolu olejowego do ściernicy małogabarytowej: a) standardowy zestaw MQL wyposażony w dookólną głowicę typu ZR-K 360°; b) widok systemu zamontowanego MQL w przestrzeni roboczej szlifierki c) widok dookólnej głowicy sześciodyskowej podczas podawania aerozolu olejowego	80
Rys. 57.	Sposób doprowadzenia sprężonego powietrza oraz oleju z użyciem przewodów poprowadzonych wewnątrz wrzeciona przedmiotu obrabianego, do czoła ściernicy: a) widok obszaru roboczego; b) sposób zamocowania głowicy ZR K 360°	81
Rys. 58.	Widok strefy obróbki w procesie szlifowania wewnętrznych powierzchni walcowych: a) przy zastosowaniu systemu odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego; b) przy doprowadzaniu PCS z użyciem metody zalewowej [NAD13]	81
Rys. 59.	Widok strefy obróbki w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych przy zastosowaniu metody chłodzenia i smarowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem SSP	83
Rys. 60.	Elementy funkcjonalne badanych dysz CAG: a) dysza WNT 6910.15.3-7; b) dysza Vortec 610	85
Rys. 61.	Wykres bezwładności cieplnej badanych dysz CAG w czasie $t = 15$ min	87
Rys. 62.	Termogramy zarejestrowane podczas pomiaru bezwładności cieplnej badanych dysz CAG (stan po $t = 15$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)	88
Rys. 63.	Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 10 mm	88
Rys. 64.	Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 10$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)	89
Rys. 65.	Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 20 mm	90
Rys. 66.	Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 20$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)	90
Rys. 67.	Wykres zmiany temperatury powierzchni ściernicy w czasie $t = 10$ min przy odsunięciu wylotu dyszy od schładzanej powierzchni o 30 mm	91

Rys. 68.	Termogramy zarejestrowane przy odległości wylotu dyszy od schładzanej powierzchni $l = 30$ mm (stan po $t = 10$ min): a) dysza WNT; b) dysza Vortec (min); c) dysza Vortec (śr.); d) dysza Vortec (max)	91
Rys. 69.	Wykres wartości objętościowego natężenia przepływu dwóch badanych dysz CAG: a) dyszy Vortec przy trzech różnych ustawieniach pokrętła zaworu regulacyjnego; b) dyszy WNT (σ – odchylenie standardowe)	92
Rys. 70.	Widok stacji roboczej Dell T7500 użytej do badań symulacyjnych [DEV]	96
Rys. 71.	Widok ogólny (a) oraz rzut boczny (b) układu zamodelowanego w programie AUTODESK® Inventor 2016 Professional	98
Rys. 72.	Widok okna przestrzeni roboczej programu ANSYS® Design Modeler z opisem istotnych opcji.....	99
Rys. 73.	Widok izometryczny dziewięciu wariantów geometrycznych układu poddawanego symulacji: a) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; b) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; c) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 8,66$ mm, $n_{otw} = 3$; d) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; e) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; f) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 6,12$ mm, $n_{otw} = 6$; g) $\alpha_{SSP} = 10^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$; h) $\alpha_{SSP} = 12,5^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$; i) $\alpha_{SSP} = 15^\circ$, $d_{otw} = 5$ mm, $n_{otw} = 9$	100
Rys. 74.	Opis poszczególnych brył dyskretnego modelu układu rozpatrywanego w symulacji: a) kompletny widok izometryczny modelu; b) kompletny widok modelu od tyłu; c) izometryczny widok trzpienia szlifierskiego i usytuowanych w nim otworów	102
Rys. 75.	Widok ogólny dziewięciu wariantów modelu dyskretnego (z wyłączoną widocznością bryły powietrza otoczenia dla lepszej widoczności), wariant: a) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; b) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; c) 3 otwory w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$; d) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; e) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; f) 6 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$; g) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 10^\circ$; h) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 12,5^\circ$; i) 9 otworów w trzpieniu, kąt nachylenia końcówek dyszy CAG $\alpha_{CAG} = 15^\circ$	103
Rys. 76.	Wektory używane do obliczenia parametru jakości ortogonalnej dla pojedynczego elementu	107
Rys. 77.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s	123
Rys. 78.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s	124
Rys. 79.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu powietrza w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s	125
Rys. 80.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu	

	przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s	126
Rys. 81.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s	127
Rys. 82.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie prędkości przepływu cząstek oleju w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s	128
Rys. 83.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s	129
Rys. 84.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s	130
Rys. 85.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny ściernicy w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s	131
Rys. 86.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 40$ m/s	132
Rys. 87.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 50$ m/s	133
Rys. 88.	Wyniki badań symulacyjnych w zakresie rozkładu temperatury na powierzchni domeny PO w strefie szlifowania dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych rozpatrywanego układu przy prędkości obwodowej domeny ściernicy $v_{ds} = 60$ m/s	134
Rys. 89.	Zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu powietrza w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	135
Rys. 90.	Zestawienie wyników maksymalnej prędkości przepływu oleju w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	137
Rys. 91.	Zestawienie wyników maksymalnej temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	139
Rys. 92.	Zestawienie wyników minimalnej temperatury powierzchni domeny ściernicy $T_{ds\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	140
Rys. 93.	Zestawienie wyników maksymalnej temperatury powierzchni domeny przedmiotu obrabianego $T_{dPO\ max}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	141
Rys. 94.	Zestawienie wyników minimalnej temperatury powierzchni domeny przedmiotu	

	obrabianego $T_{dPO\ min}$ w rozpatrywanym układzie dla dziewięciu różnych wariantów geometrycznych przy trzech różnych wartościach prędkości obwodowej domeny ściernicy v_{ds}	142
Rys. 95.	Widok stanowiska badawczego wyposażonego w szlifierkę RUP-28P (producent: Zakłady Mechaniczne Tarnów SA).....	145
Rys. 96.	Stanowisko służące do pomiaru profili chropowatości oraz mikrotopografii powierzchni przedmiotów obrobionych metodą stykową wyposażone w profilometr Hommel-Tester T8000 firmy Hommelwerke GmbH: a) widok ogólny stanowiska pomiarowego; b), c) widok obszaru pomiarowego.....	146
Rys. 97.	Stanowisko służące do pomiarów bezstykowych struktury geometrycznej CPS metodą triangulacji laserowej, wyposażone w wielogłowicowy system pomiarowy Talysurf CLI 2000 firmy Taylor-Hobson Ltd.: a) widok ogólny; b) obszar pomiarowy [NAD11B, NAD11C].....	147
Rys. 98.	Elementy składowe stanowiska do rejestracji obrazów czynnej powierzchni ściernicy oraz powierzchni obrobionej metodą mikroskopii optycznej wyposażonego w cyfrowy mikroskop pomiarowy Dino-Lite Edge AM7915MZT firmy ANMO Electronics Co.: a) widok mikroskopu; b) widok stanowiska.....	149
Rys. 99.	Widok ogólny dyfraktometru rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. [PRO18].....	150
Rys. 100.	Kamera termowizyjna Testo 890: a) widok z przodu; b) widok z góry z otwartym interfejsem użytkownika [TES18A].....	152
Rys. 101.	Widok obszaru roboczego programu IIRSoft 4.3 służącego do analizy termogramów zarejestrowanych kamerą termowizyjną Testo 890	152
Rys. 102.	Widok ogólny anemometru Testo 440 [FAR18].....	154
Rys. 103.	Widok strefy obróbki dla pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania: a) metoda odśrodkowego MQL; b) metoda odśrodkowego MQL+SSP; c) metoda zalewowa; d) chłodzenie strumieniem SSP; e) szlifowanie na sucho (bez czynników chłodząco-smarujących); f) sposób mocowania dyszy CAG w przestrzeni roboczej szlifierki.....	157
Rys. 104.	Widok strefy obróbki podczas procesu szlifowania dla pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania: a) metoda odśrodkowego MQL; b) metoda odśrodkowego MQL+SSP; c) metoda zalewowa; d) chłodzenie strumieniem SSP; e) szlifowanie na sucho (bez czynników chłodząco-smarujących); f) sposób mocowania dyszy CAG w przestrzeni roboczej szlifierki.....	158
Rys. 105.	Przebieg zmiany wartości mocy szlifowania P w zależności od liczby przeszlifowanych pierścieni	160
Rys. 106.	Zmiany wartości: a) średniej mocy szlifowania P_{sr} wraz z odchyleniem standardowym σ ; b) ubytku materiału V_w ; c) zużycia objętościowe ściernicy V_s ; d) wskaźnika szlifowania $G = V_w / V_s$	161
Rys. 107.	Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP) – pierścień nr 40.....	164

Rys. 108.	Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach odśrodkowego chłodzenia i smarowania metodą MQL – pierścień nr 14.....	165
Rys. 109.	Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia strefy obróbki z użyciem strumienia schłodzonego sprężonego powietrza – pierścień nr 5.....	166
Rys. 110.	Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach szlifowania na sucho (bez PCS) – pierścień nr 5.....	167
Rys. 111.	Widok strefy obróbki (a, b) oraz termogramy zarejestrowane w trakcie trwania (c, e) oraz bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania (d, f) w warunkach chłodzenia i smarowania strefy obróbki z użyciem metody zalewowej – pierścień nr 15.....	168
Rys. 112.	Zmiany wartości temperatury przedmiotu obrabianego θ_{PO} (a) i czynnej powierzchni ściernicy θ_{CPS} (b) zarejestrowane w trakcie procesu szlifowania z użyciem pięciu odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki.....	169
Rys. 113.	Zmiany średniej wartości temperatury przedmiotu obrabianego $\theta_{PO\ sr}$ (a) oraz czynnej powierzchni ściernicy $\theta_{CPS\ sr}$ (b) z uwzględnieniem odchylenia standardowego σ zarejestrowane w trakcie procesu szlifowania	169
Rys. 114.	Zmiany wartości temperatury przedmiotu obrabianego θ_{PO} (a) i czynnej powierzchni ściernicy θ_{CPS} (b) zarejestrowane bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania z użyciem pięciu odmian warunków chłodzenia i smarowania strefy obróbki.....	170
Rys. 115.	Zmiany średniej wartości temperatury przedmiotu obrabianego $\theta_{PO\ sr}$ (a) oraz czynnej powierzchni ściernicy $\theta_{CPS\ sr}$ (b) z uwzględnieniem odchylenia standardowego σ zarejestrowane bezpośrednio po zakończeniu procesu szlifowania.....	171
Rys. 116.	Mikrotopografie oraz wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni przedmiotów obrobionych (a-h) w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP).....	174
Rys. 117.	Mikrotopografie oraz wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni przedmiotów obrobionych w warunkach podawania odśrodkowego MQL (a-c), SSP (d), szlifowania na sucho (e) oraz chłodzenia z użyciem metody zalewowej (f-h)	175
Rys. 118.	Parametry struktury geometrycznej powierzchni obrobionej w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) Sa ; b) St ; c) Sk ; d) Sdr	176
Rys. 119.	Wartości średnie parametrów struktury geometrycznej powierzchni obrobionych dla pięciu odmiennych warunków chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) średnie arytmetyczne odchylenie chropowatości powierzchni Sa ; b) wysokość nierówności powierzchni St ; c) wysokość chropowatości rdzenia Sk ; d) współczynnik rozwinięcia powierzchni Sdr	177
Rys. 120.	Schemat przedstawiający kierunki x i y pomiaru naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych.....	179
Rys. 121.	Wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrobionych z zastosowaniem pięciu porównywanych metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania: a) w kierunku x ; b) w kierunku y	180

Rys. 122.	Mikrotopografie CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania	182
Rys. 123.	Wybrane parametry struktury geometrycznej CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania.....	183
Rys. 124.	Wyniki analizy wysp (liczba i powierzchnia wysp) wydzielonych na CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania (a-e).....	184
Rys. 125.	Zestawienie porównawcze wybranych parametrów charakterystyki wydzielonych wysp pod kątem liczby i powierzchni wysp	184
Rys. 126.	Wyniki analizy wysp (objętość i wysokość wysp) wydzielonych na CPS po szlifowaniu w pięciu odmiennych warunkach chłodzenia i smarowania (a-e).....	185
Rys. 127.	Zestawienie porównawcze wybranych parametrów charakterystyki wydzielonych wysp pod kątem objętości i wysokości wysp	185
Rys. 128.	Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania opracowaną metodą (odśrodkowy MQL + SSP) zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b, d) pow. 50×; c, e) pow. 200×	186
Rys. 129.	Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania odśrodkowego doprowadzenia aerozolu olejowego metodą MQL zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×.....	187
Rys. 130.	Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia strumieniem SSP zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×	188
Rys. 131.	Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu na sucho zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×.....	189
Rys. 132.	Zestawienie obrazów mikroskopowych CPS po szlifowaniu w warunkach chłodzenia i smarowania metodą zalewową zarejestrowanych w powiększeniu: a) pow. 30×; b-c) pow. 50×; d-e) pow. 200×.....	190

Spis tabel

Tab. 1.	Podstawowe sposoby doprowadzenia PCS do strefy szlifowania [BRI99]	18
Tab. 2.	Wpływ wartości kąta φ na wartość składowej normalnej siły szlifowania F_n (średnia wartość z pięciu powtórzeń) oraz na natężenie przepływu PCS Q_{GF} w strefie szlifowania [SIE16].....	34
Tab. 3.	Pojemności cieplne czynników stosowanych w obróbce z minimalnym wydatkiem PCS [WEI04].....	39
Tab. 4.	Dane producenta dotyczące temperatury powietrza mierzonej w miejscu efektywnego wylotu z dyszy WNT 6910.15.3-7 [WNT18].....	85
Tab. 5.	Dane producenta dotyczące wybranych parametrów dyszy Vortec 610 [VOR18].....	85
Tab. 6.	Specyfikacja sprzętowo-programowa stacji roboczej Dell T7500 [INT, DELL]	96
Tab. 7.	Założenia i uproszczenia przyjęte w symulacji	97
Tab. 8.	Zestawienie parametrów siatki elementów skończonych modelu.....	102
Tab. 9.	Zestawienie właściwości siatki w zależności od wariantu geometrycznego modelu.....	104
Tab. 10.	Wartość stałej C w zależności od typu zastosowanego w modelu dyskretnym elementu	105
Tab. 11.	Sposób obliczania parametru współczynnika proporcji w zależności od typu zastosowanego elementu	105
Tab. 12.	Przyjęta jakość elementu w zależności od wartości parametru skośności	106
Tab. 13.	Zestawienie wartości średnich parametrów opisujących jakość siatki poszczególnych wariantów geometrycznych.....	108
Tab. 14.	Prędkość obwodowa domeny przedmiotu obrabianego w zależności od prędkości obwodowej domeny ściernicy przy stałym stosunku prędkości q	109
Tab. 15.	Właściwości płynów i ciał stałych użytych w symulacji	109
Tab. 16.	Ogólne ustawienia właściwości symulacji.....	110
Tab. 17.	Charakterystyka domeny powietrza otoczenia oraz jej granic użytych w symulacji.....	111
Tab. 18.	Charakterystyka domeny trzpienia szlifierskiego oraz jej granic użytych w symulacji....	113
Tab. 19.	Charakterystyka domeny kanałów w trzpieniu szlifierskim oraz jej granic użytych w symulacji	114
Tab. 20.	Charakterystyka domeny końcówek dyszy CAG oraz jej granic użytych w symulacji....	115
Tab. 21.	Charakterystyka domeny ściernicy oraz jej granic użytych w symulacji.....	116
Tab. 22.	Charakterystyka domeny kanałów dyszy MQL oraz jej granic użytych w symulacji	118
Tab. 23.	Charakterystyka domeny przedmiotu obrabianego oraz jej granic użytych w symulacji	119
Tab. 24.	Charakterystyka metod wykorzystywanych z użyciem systemu pomiarowego Talysurf CLI 2000 firmy Taylor-Hobson Ltd. [TAY05].....	148
Tab. 25.	Zestawienie parametrów technicznych cyfrowego mikroskopu pomiarowego Dino-Lite Edge AM7915MZT firmy ANMO Electronics Co [DIN18]	150

Tab. 26.	Podstawowe dane techniczne dyfraktometru rentgenowskiego typu Proto iXRD firmy Proto Manufacturing Inc. [PRO18].....	151
Tab. 27.	Dane techniczne kamery termowizyjnej Testo 890 [94].....	153
Tab. 28.	Wybrane właściwości fizyczne stali 100Cr6.....	155
Tab. 29.	Szczegółowa charakterystyka warunków szlifowania przyjętych do badań doświadczalnych	159

Streszczenie

BADANIA WPŁYWU ZINTEGROWANEJ METODY CHŁODZENIA ZIMNYM POWIETRZEM I ODŚRODKOWEGO SMAROWANIA AEROZOLEM OLEJOWYM STREFY OBRÓBKI NA PRZEBIEG I WYNIKI PROCESU SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH

W niniejszej pracy przedstawiono stan wiedzy i techniki w zakresie metod chłodzenia i smarowania strefy szlifowania z podziałem na metody konwencjonalne oraz metody minimalizowania wydatku czynników chłodzących, smarujących i antyadhezyjnych (rozdział 2.). Analiza ta była podstawą do zdefiniowania hipotezy, celów, problemów badawczych i zakresu pracy (zamieszczonych w rozdziale 3.) oraz opracowania założeń innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, opisaną szczegółowo w rozdziale 4. Hipoteza niniejszej rozprawy doktorskiej została sformułowana w następujący sposób: należy oczekiwać, że zastosowanie metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania integrującej odśrodkowe smarowanie z minimalnym wydatkiem metodą MQL oraz chłodzenie strumieniem schłodzonego sprężonego powietrza, umożliwiającej uzupełnienie metody smarowania z minimalnym wydatkiem o funkcję chłodzenia, wpłynie korzystnie na przebieg i wyniki procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych. Natomiast głównym celem poznawczym pracy była analiza zjawisk elementarnych zachodzących w strefie szlifowania w trakcie realizacji procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych z zastosowaniem innowacyjnej metody chłodzenia i smarowania strefy szlifowania łączącej odśrodkowe podawanie aerozolu olejowego metodą MQL oraz podawanie sprężonego schłodzonego powietrza dyszami CAG. Cele rozprawy doktorskiej osiągnięto na drodze badań symulacyjnych opisanych w rozdziale 5. oraz badań doświadczalnych procesu szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, przedstawionych szczegółowo w rozdziale 6. Uzyskane wyniki badań i analiz stanowiły podstawę do sformułowania wniosków końcowych z podziałem na wnioski poznawcze, metodyczne i użytkowe, a także wyznaczenie kierunków dalszych badań, zawartych w rozdziale 7. niniejszej pracy.

Abstract

RESEARCH ON INFLUENCE OF INTEGRATED METHOD OF COOLING THE GRINDING ZONE WITH COLD AIR AND CENTRIFUGAL LUBRICATING WITH OIL AEROSOL ON THE RUN AND RESULTS OF INTERNAL CYLINDRICAL GRINDING PROCESS

This Ph.D. thesis presents the state of knowledge and techniques in the field of methods of cooling and lubrication of the grinding zone divided into conventional methods and methods of minimizing the expenditure of cooling, lubricating and antiadhesive agents (chapter 2). This analysis was the basis for defining the hypothesis, objectives, research problems and scope of work (presented in chapter 3) and for the development of the innovative method of cooling and lubrication of the grinding zone integrating centrifugal lubrication with the minimum quantity lubrication using the MQL technique and stream of cooled compressed air, described in detail in chapter 4. The hypothesis of this dissertation was formulated as follows: it should be expected that the application of the method of cooling and lubrication of the grinding zone integrating centrifugal lubrication with minimum expenditure of the MQL method and cooling with a stream of cooled compressed air, enabling enrichment of the minimum quantity lubrication method with the cooling function and will have a positive impact on the course and results of the internal cylindrical grinding process. The main goal of the thesis was the analysis of elementary phenomena occurring in the grinding zone during the internal cylindrical grinding process with the use of an innovative method of cooling and lubrication of the grinding zone combining the centrifugal feeding of oil aerosol with the MQL method and the feeding of compressed cooled air with cold air gun nozzles. The goals of the Ph.D. thesis were achieved through simulation studies described in chapter 5. and experimental studies of the internal cylindrical grinding process, presented in detail in chapter 6. The obtained results of the research and analysis formed the basis for formulation of final conclusions divided into cognitive, methodical and utilitarian conclusions, as well as determination of directions of further research, contained in chapter 7 of this work.