



UNIWERSYTET TECHNOLOGICZNO-PRZYRODNICZY
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

ROZPRAWY NR 151

Tadeusz Leppert

**KSZTAŁTOWANIE TOCZENIEM
WARSTWY WIERZCHNIEJ
W WARUNKACH SKRAWANIA NA SUCHO
LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM
I SMAROWANIEM OSTRZA**

BYDGOSZCZ – 2011

REDAKTOR NACZELNY
prof. dr hab. inż. Janusz Prusiński

REDAKTOR DZIAŁOWY
prof. dr hab. inż. Henryk Tylicki

OPINIODAWCY
prof. dr inż. Mieczysław Feld
prof. dr hab. inż. Bogdan Kruszyński

OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE
mgr Michał Górecki, mgr inż. Daniel Morzyński

© Copyright
Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
Bydgoszcz 2011

Praca powstała przy wsparciu projektu
„Realizacja II etapu Regionalnego Centrum Innowacyjności”
współfinansowanego ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego
w ramach Regionalnego Programu Operacyjnego
Województwa Kujawsko-Pomorskiego na lata 2007-2013

ISSN 0209-0597

Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
ul. Ks. A. Kordeckiego 20, 85-225 Bydgoszcz, tel. 52 3749482, 3749426
e-mail: wydawucz@utp.edu.pl <http://www.wu.utp.edu.pl>

Wyd. I. Nakład 120 egz. Ark. aut. 10,6. Ark. druk. 10,5. Zamówienie nr 7/2011
Oddano do druku i druk ukończono w sierpniu 2011 r.
Uczelniany Zakład Małej Poligrafii UTP Bydgoszcz, ul. Ks. A. Kordeckiego 20

Spis treści

Wstęp.....	5
Wykaz ważniejszych oznaczeń.....	7
1. Stan rozwoju techniki skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza	9
1.1. Znaczenie chłodzenia i smarowania w procesie skrawania.....	9
1.2. Determinanty rozwoju skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem.....	11
1.3. Technologiczne uwarunkowania skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem	15
2. Zjawiska fizyczne w procesie toczenia na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza	26
2.1. Siła skrawania	26
2.2. Temperatura skrawania	31
2.3. Tworzenie i kształt wiórów	38
2.4. Zużycie i trwałość ostrza	45
3. Właściwości warstwy wierzchniej kształtowanej w warunkach toczenia na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza	57
3.1. Struktura geometryczna	57
3.2. Mikrostruktura	63
3.3. Naprężenia własne	69
4. Posumowanie dotychczasowego stanu rozwoju techniki i badań toczenia na sucho lub z minimalnych chłodzeniem i smarowaniem ostrza	84
5. Celowość i zakres badań	88
6. Metodyka badań	89
7. Badania fizycznych zjawisk procesu toczenia na sucho lub z minimalnym smarowaniem ostrza	98
7.1. Siła skrawania	98
7.2. Kształt wiórów	105
7.3. Zużycie ostrza	110
8. Badania stanu/cech warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho lub z minimalnym smarowaniem ostrza	114
8.1. Chropowatość i falistość	114
8.2. Udział materiałowy profilu chropowatości.....	120
8.3. Topografia warstwy wierzchniej	125
8.4. Struktura metalograficzna	132
8.5. Mikrotwardość	135
8.6. Naprężenia własne	137
9. Posumowanie	147
Literatura	156
Streszczenia	166

Wstęp

Kształtowanie pożądanych właściwości warstwy wierzchniej w procesie skrawania należy do ważnych problemów technologii maszyn. Powstająca w procesie kształtowania powierzchni obrabianego przedmiotu warstwa wierzchnia (WW) ma istotny wpływ na właściwości eksploatacyjne wytworzonej części – wytrzymałość, odporność na zużycie zmęczeniowe lub korozję.

Potwierdzone badaniami szkodliwe oddziaływanie wielu procesów wytwarzania na środowisko, w tym także obróbki skrawaniem powoduje, że poszukiwane są sposoby wyeliminowania lub ograniczenia w możliwie największym stopniu, czynników stwarzających zagrożenie dla środowiska naturalnego i stanowiska pracy. W kształtowaniu powierzchni skrawaniem najczęściej czynnikiem o największym znaczeniu ekologicznym są stosowane ciecze chłodząco smarujące. Wysokie koszty zakupu i eksploatacji cieczy chłodząco-smarujących, a także problemy z ich utylizacją skłaniają do podejmowania działań zmierzających do ich wyeliminowania lub, jeśli to niemożliwe, ograniczenia.

W wielu ośrodkach naukowych na świecie [2, 33, 107, 153] prowadzone są badania zmierzające do opracowania warunków skrawania pozwalających uzyskać wymaganą dokładność wymiarową i jakość powierzchni, a także zmniejszenia kosztów obróbki, bez stosowania cieczy chłodząco-smarujących, tzw. skrawanie na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i/lub smarowaniem (MQCL) w ilościach nieprzekraczających 50 ml cieczy na godzinę. Ponadto, poszukiwane są inne sposoby pozwalające zmniejszyć temperaturę skrawania i zwiększyć trwałość narzędzi (chłodzenie ciekłym azotem, sprężonym powietrzem, stosowanie składników poprawiających skrawalność materiałów lub pokryć ostrza zmniejszających tarcie i zwiększających odporność na podwyższone temperatury skrawania). Z rezygnacją lub ograniczeniem cieczy obróbkowych wiąże się konieczność zrekompensowania wielu ich oddziaływań, istotnych w procesie kształtowania powierzchni, z których najważniejsze to: zmniejszenie temperatury skrawania, zmniejszenie pracy tarcia między ostrzem a przedmiotem obrabianym, zwiększenie trwałości ostrza, zmniejszenie niekorzystnych zmian w warstwie wierzchniej, łamanie i transport wiórów, zabezpieczenie przed korozją i inne. Ich znaczenie uzależnione jest od sposobu obróbki, właściwości materiału obrabianego i odporności na zużycie materiału ostrza. Rozwój inżynierii materiałowej oraz obróbki skrawaniem w coraz szerszym zakresie umożliwił toczenie, frezowanie i obróbkę otworów wielu materiałów konstrukcyjnych, w tym trudnoskrawalnych i o podwyższonej twardości, bez stosowania cieczy obróbkowej lub tylko w minimalnych ilościach

Większość badań obróbki skrawaniem na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem, a także z zastosowaniem cieczy obróbkowych, dotyczy zużycia ostrza z uwzględnieniem odpowiedniego materiału i powłoki ostrza skrawającego. Badania nad wyeliminowaniem lub ograniczeniem ilości cieczy chłodząco-smarującej w procesie skrawania zmierzają do określenia warunków skrawania, w których możliwe byłoby uzyskanie takich samych dokładności i struktury geometrycznej powierzchni, jak w warunkach konwencjonalnego stosowania cieczy chłodząco-smarujących. Wyeliminowanie lub zminimalizowanie dopływu cieczy chłodząco-smarującej do strefy skrawania, jak wykazują badania, może w znaczny sposób wpłynąć na proces i cechy war-

stwy wierzchniej, od których zależy żywotność i niezawodność wytwarzanych części. Zapewnienie pożądanych, ze względów użytkowych dla danego materiału obrabianego i sposobu obróbki, cech jakościowych warstwy wierzchniej wymaga doboru nie tylko odpowiedniego narzędzia i parametrów skrawania, ale także odpowiednich warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Nieliczne są prace, przedstawiające całościowo wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na proces kształtowania i właściwości warstwy wierzchniej.

W technologii maszyn sposobem kształtowania powierzchni większości części maszyn jest toczenie. Proces toczenia realizowany jest jak dotąd ze znacznym udziałem cieczy chłodząco-smarującej podawanej do strefy skrawania w dużych ilościach. Z tego względu zagadnienie wyeliminowania lub ograniczenia cieczy chłodząco-smarującej ma istotne znaczenie dla zwiększenia ekonomiczności obróbki oraz poprawy ekologicznych warunków toczenia.

Praca jest próbą podsumowania dotychczasowego stanu badań, dotyczącego zagadnienia kształtowania właściwości warstwy wierzchniej w warunkach toczenia na sucho i z minimalnym dopływem medium chłodząco-smarującego do strefy skrawania, a także przedstawienia własnego wkładu w rozwój wiedzy obróbki skrawaniem oraz wytyczenia kierunków dalszych badań w tym obszarze. Dla pełnego zobrazowania wymienionego zagadnienia w rozprawie przedstawiono analizę obecnego poziomu rozwoju techniki skrawania na sucho oraz z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem.

Przeprowadzona analiza literatury w zakresie tematyki pracy pozwoliła na sformułowanie tezy i określenie zakresu badań. Zasadniczym celem było zbadanie wpływu wyeliminowania cieczy chłodząco-smarującej (skrawanie na sucho) lub podawania jej w minimalnej ilości w postaci mgły olejowej (skrawanie z minimalnym smarowaniem – MQL) na wybrane zjawiska procesu toczenia oraz właściwości warstwy wierzchniej po toczeniu stali C45 i austenitycznej stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 w porównaniu z konwencjonalnym dopływem emulsji. Stwierdzono, że wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej, podawanej do strefy skrawania w konwencjonalny sposób, jest możliwe i celowe, ale uzyskanie porównywalnych lub korzystniejszych właściwości warstwy wierzchniej wymaga zastosowania odpowiednich parametrów skrawania.

W pracy przedstawiono wyniki i analizę badań dotychczas niepublikowanych, a także rozwinięto zagadnienia przedstawione we wcześniejszych pracach naukowych.

Wykaz ważniejszych oznaczeń i skrótów

ν_0	–	główny kąt natarcia [°],
ζ_0	–	główny kąt przyłożenia [°],
ζ_0'	–	pomocniczy kąt przyłożenia [°],
ρ_r	–	kąta przystawienia [°],
ζ_s	–	kąt pochylenia krawędzi skrawającej [°],
ΔT	–	redukcja temperatury [°K],
a_p	–	głębokość skrawania [mm],
c	–	poziom cięcia [μm],
C_p	–	pojemność cieplna właściwa [J/K],
F	–	całkowita siła skrawania [N],
f	–	posuw [mm/obr],
F_c	–	składowa główna [N],
F_f	–	składowa posuwowa [N],
F_p	–	składowa odporowa [N],
KB	–	największa odległość tylnej krawędzi rowka zużycia od początkowego położenia głównej krawędzi skrawającej [mm],
KB'	–	największa odległość tylnej krawędzi rowka zużycia od początkowego położenia pomocniczej krawędzi skrawającej [mm],
KF	–	odległość krawędzi rowka zużycia od głównej krawędzi skrawającej [mm],
KF'	–	odległość krawędzi rowka zużycia od pomocniczej krawędzi skrawającej [mm],
KT	–	największa głębokości rowka [mm],
L	–	entalpia parowania [kJ/mol],
M	–	masa cieczy [kg],
M	–	masa wyparowanej cieczy [kg],
m	–	współczynnik sposobu skrawania, $m = 1$ dla toczenia,
$Mr1$	–	udział materiałowy wierzchołków profilu chropowatości [%],
$Mr2$	–	udział materiałowy wgłębień profilu chropowatości [%],
n_1, n_2, k	–	stałe doświadczalne,
n_c	–	współczynnik powłoki ostrza,
N_{NDM}	–	współczynnik uwzględniający wpływ MQL,
p	–	graniczny poziom istotności,
Q	–	ciepło odprowadzone przez konwekcję [J],
Q_l	–	ciepło odprowadzone przez konwekcję i odparowanie [J],
Ra	–	parametr chropowatości powierzchni (średnia arytmetyczna rzędnych profilu) [μm],
Rk	–	głębokość rdzenia chropowatości [μm],
Rku	–	współczynnik nachylenia profilu chropowatości,
$Rmr(c)$	–	udział materiałowy profilu chropowatości [%],
r_n	–	promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej [μm],
Rpk	–	zredukowana wysokość wzniesień [μm],
Rsk	–	współczynnik asymetrii profilu chropowatości,
Rvk	–	zredukowana głębokość wgłębień [μm],
r_e	–	promień zaokrąglenia wierzchołka ostrza [μm],
$\sin^2\Phi$	–	metoda pomiaru naprężeń,

- s_1, s_2 – stałe sprężystości,
- T – trwałość ostrza [min],
- T_R – trwałość ostrza po 1 min pracy ostrza [min],
- VB_B – średnia szerokość pasma zużycia powierzchni przyłożenia [mm],
- VB_B' – średnia szerokość pasma zużycia pomocniczej powierzchni przyłożenia [mm],
- VB_{max} – największa szerokość pasma zużycia powierzchni przyłożenia [mm],
- VB_c – szerokość pasma zużycia naroża [mm],
- v_c – prędkość skrawania [m/min],
- v_{cmax} – maksymalna prędkość skrawania dla zabiegu przecinania [m/min],
- v_R – referencyjna prędkość skrawania dla 1 min trwałości ostrza [m/min],
- Wa – parametr falistości powierzchni (średnia arytmetyczna rzędnych profilu) [μm],
- σ_{ob} – naprężenia własne obwodowe [MPa],
- σ_{os} – naprężenia własne osiowe [MPa],
- E – toczenie z udziałem emulsji [l/h],
- MQCL – minimalne chłodzenie i smarowanie [ml/h],
- MQL – minimalne smarowanie [ml/h],
- S – toczenie na sucho,
- SEM – elektronowy mikroskop skaningowy,
- XRD – dyfraktometria rentgenowska.

1. STAN ROZWOJU TECHNIKI SKRAWANIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM I SMAROWANIEM OSTRZA

1.1. Znaczenie chłodzenia i smarowania w procesie skrawania

Pozytywny wpływ zastosowania cieczy chłodząco-smarujących w skrawaniu metali po raz pierwszy zakomunikował w 1907 roku F. Taylor, który zauważył, że doprowadzając znaczne ilości wody w obszar skrawania, można zwiększyć prędkość skrawania o 33% bez pogorszenia trwałości ostrza [12,149]. Od tego czasu kontynuowany jest proces rozwoju różnych płynów obróbkowych i zakresu ich stosowania, optymalnych dla obrabianego materiału i sposobu obróbki. Postęp obróbki skrawaniem związany jest nierozdzielnie z doskonaleniem metod stosowania płynów obróbkowych. Powszechnie stosowanymi płynami obróbkowymi są ciecze chłodząco-smarujące, które spełniają szereg różnorodnych zadań [19,57,75,142,144,166]:

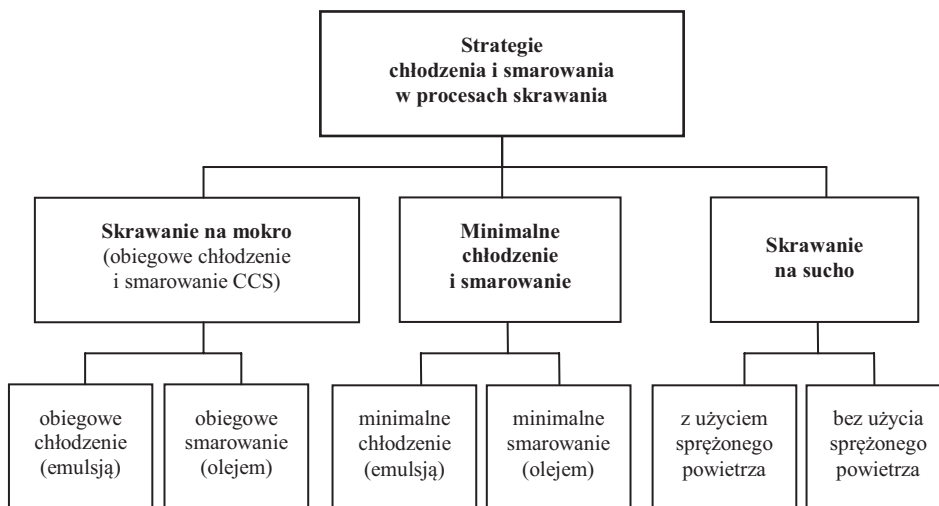
- € zmniejszają pracę tarcia,
- € redukują i odprowadzają ciepło ze strefy skrawania,
- € przeciwdziałają dyfuzji pierwiastków materiału skrawanego i ostrza,
- € przeciwdziałają adhezji i powstawaniu narostu,
- € zmniejszają zużycie ostrza i zwiększają trwałość ostrza,
- € zmniejszają wytrzymałość materiału skrawanego (efekt Rebintera),
- € umożliwiają zwiększanie dokładności kształtu i wymiaru obrobionego przedmiotu,
- € umożliwiają uzyskanie wymaganej struktury geometrycznej powierzchni, właściwości fizycznych warstwy wierzchniej oraz zmniejszenie niekorzystnych zmian w warstwie wierzchniej,
- € ułatwiają łamanie i odprowadzanie wiórów,
- € oczyszczają i zabezpieczają przed korozją przedmioty obrabiane, oprzyrządowanie, narzędzia i elementy obrabiarki,
- € zwiększają produktywność wytwarzania.

Głównym celem stosowania cieczy chłodząco-smarujących w procesie skrawania jest chłodzenie i smarowanie strefy skrawania, co przyczynia się do zmniejszenia temperatury skrawania i tarcia między stykającymi się powierzchniami, a także odprowadzenia wiórów i pyłu z obszaru skrawania [12,53,75,142]. Działanie chłodzące cieczy obróbkowych jest szczególnie istotne w zakresie wysokich prędkości skrawania, kiedy to utrudniony jest dostęp cieczy do strefy skrawania. Oddziaływanie cieczy chłodząco-smarującej na stan warstwy wierzchniej ukształtowanej w takich warunkach jest ograniczone [12,52], tym niemniej może wywierać pozytywny wpływ w zakresie średnich i małych prędkości skrawania poprzez zwiększenie tendencji do zwińnięcia wióra i redukcję lub wyeliminowanie narostu. Chłodzące działanie cieczy dodatkowo redukuje odkształcenia cieplne obrabianego przedmiotu i zwiększa dokładność i powtarzalność wymiarów. Natomiast funkcja smarowania odgrywa ważną rolę w zakresie niskich prędkości skrawania, przeciwdziałając tarcia i powstawaniu narostu, co przyczynia się do poprawy chropowatości obrobionej powierzchni. Funkcja ta jest szczególnie istotna w przypadku skrawania stopów aluminium, stali nierdzewnych i innych trudnoskrawal-

nych materiałów, gdy występuje intensywnie narost lub przywieranie materiału skrawanego do ostrza [144].

W odniesieniu do cech warstwy wierzchniej głównym zadaniem cieczy obróbkowych jest redukcja generowanego ciepła i eliminowanie lub ograniczenie jego niepożądanego wpływu na strukturę geometryczną i właściwości fizykochemiczne warstwy wierzchniej [75]. Zmniejszenie temperatury skrawania przyczynia się do zwiększenia trwałości ostrza, dzięki zmniejszeniu adhezji między wiórem a ostrzem oraz zmniejszenia dyfuzji jego składników. Jednak zredukowanie temperatury skrawania, wywołuje wzrost wytrzymałości na ścinanie w warstwie skrawanej, z czym wiąże się wzrost siły skrawania i w konsekwencji może wystąpić przyspieszone zużycie ostrza oraz pogorszenie jakości powierzchni. Dobór optymalnej cieczy chłodząco-smarującej dla danego sposobu obróbki i materiału obrabianego jest zagadnieniem złożonym. Wymaga on, bowiem uwzględnienia szeregu czynników technologicznych, takich jak: parametry skrawania (prędkość skrawania, posuw i głębokość skrawania), cechy materiału i geometrii ostrza, a także dokładności obróbki i właściwości warstwy wierzchniej oraz warunków kształtowania i odprowadzania wiórów z przestrzeni obróbkowej [12,142]. Tym niemniej ciecz chłodząco-smarująca w procesie skrawania może być niewskazana ze względów technologicznych, mających na uwadze trwałość ostrzy wykonanych z materiałów wrażliwych na szoki cieplne występujące w warunkach stosowania cieczy chłodząco-smarującej, szczególnie w skrawaniu przerywanym lub warunkach występowania wysokich temperatur skrawania, a także w przypadku wymagań wysokiej czystości powierzchni niektórych przedmiotów niemożliwych do uzyskania w warunkach skrawania z konwencjonalnym chłodzeniem i smarowaniem [19, 122].

Oddziaływanie cieczy chłodząco-smarujących zależy w dużym stopniu od ich właściwości fizykochemicznych oraz sposobu doprowadzenia do obszaru skrawania. W praktyce przemysłowej stosowane są strategie chłodzenia i smarowania strefy skrawania przedstawione na rysunku 1.1.



Rys. 1.1. Strategie chłodzenia i smarowania procesu skrawania [124]

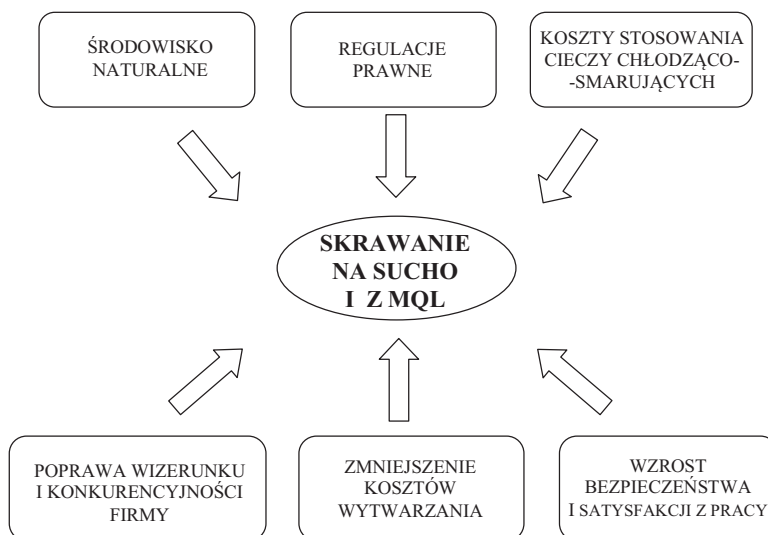
Porównanie przydatności poszczególnych strategii chłodzenia i smarowania strefy skrawania wymaga stosowania szeregu kryteriów oceny uwzględniających spełnianie funkcje, jak: koszty zakupu, eksploatacji i likwidacji, a także względy ekologiczne i zdrowotne. Praktyczne znaczenie kryteriów wynika ze specyfiki warunków skrawania. Skrawanie na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem w porównaniu z konwencjonalnym chłodzeniem obiegowym wykazuje wiele cech pozytywnych uzasadniających ich stosowanie w przemyśle. Niedostatkami tych metod chłodzenia i smarowania jest niewystarczające działanie chłodzące oraz trudności z usuwaniem wiórów. Ponadto ograniczenia dla skrawania na sucho mogą wynikać z właściwości materiału obrabianego (ciągliwość, mała przewodność cieplna, reaktywność z tlenem) oraz dokładności wymiaru i jakości obrabianej powierzchni, powstawania narostu czy niekorzystnego kształtu wiórów. Strategią przejściową na drodze do skrawania na sucho jest strategia minimalnego chłodzenia i smarowania. Jest ona stosowana, kiedy całkowite wyeliminowanie cieczy obróbkowej nie pozwala na uzyskanie zadawalających rezultatów obróbki. Zastosowanie sprężonego powietrza umożliwia przejęcie niektórych funkcji cieczy chłodząco-smarujących, szczególnie dotyczących usuwania wiórów [52,109,123].

1.2. Determinanty rozwoju skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem

W ubiegłym stuleciu główny nacisk w badaniach procesów produkcyjnych stosowanych w przemyśle maszynowym położony był na znalezienie rozwiązań technicznych umożliwiających zwiększenie wydajności, ekonomiczności i dokładności wytwarzanych wyrobów. Zagadnienia wpływu stosowanych technologii na środowisko naturalne nie znajdowały właściwego zainteresowania badaczy technologii wytwarzania lub uwzględniane były fragmentarycznie [21]. Wzrastająca świadomość o negatywnych skutkach procesów produkcyjnych wpłynęła w wielu krajach świata na wprowadzenie regulacji legislacyjnych ograniczających stosowanie niektórych procesów lub ich całkowitą eliminację oraz opracowanie krajowych i międzynarodowych standardów dotyczących zanieczyszczeń i bezpieczeństwa miejsca pracy [21,122]. Spowodowało to wzrost kosztów wytwarzania, związanych głównie z zapobieganiem i usuwaniem ich negatywnych skutków dla otoczenia. Obecnie działania proekologiczne wymuszają poszukiwanie nowych rozwiązań umożliwiających minimalizację, a docelowo eliminację źródeł szkodliwych produktów procesów produkcyjnych, poprzez udoskonalenie dotychczasowo stosowanych i opracowanie nowych technologii wytwarzania w pełni uwzględniających wymagania ekologiczne. Działania te powinny być poprzedzone pogłębioną analizą aspektów technologicznych, ekonomicznych i ekologicznych procesów wytwarzania, mając na uwadze poszukiwanie między nimi kompromisu oraz optymalnych rozwiązań [21,57,75,93].

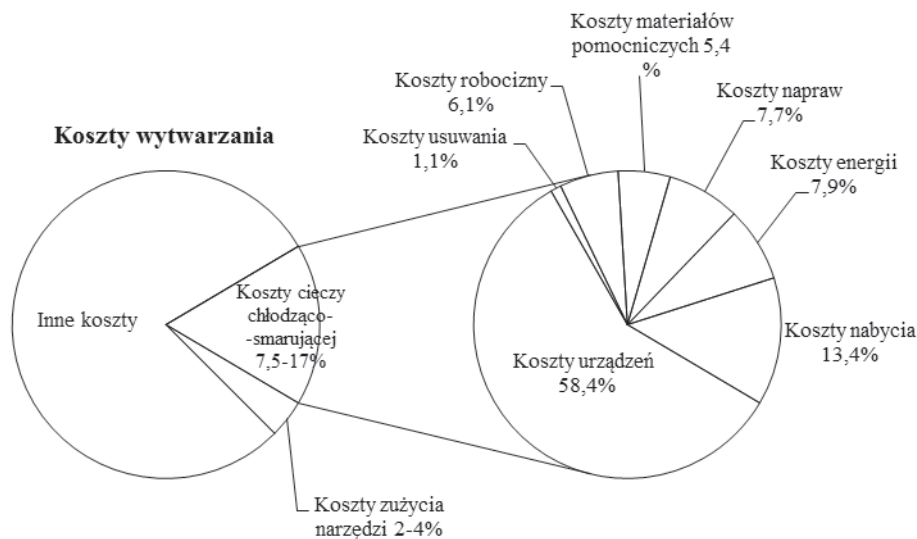
Spośród technik wytwarzania procesy skrawania znajdują szerokie zastosowanie w przemyśle ze względu na ich udział w produkcji części maszyn i urządzeń. Czynnikiem o największym znaczeniu ekologicznym w obróbce skrawaniem są stosowane powszechnie ciecze chłodząco-smarujące, które w powiązaniu z wysokimi kosztami ich zakupu, użytkowania i utylizacji, są przedmiotem badań zmierzających do ich ograniczenia (skrawanie z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem) lub docelowo, całkowitego wyeliminowania (skrawanie na sucho). Postęp w zakresie minimalizacji negatywnych oddziaływań procesów skrawania na środowisko naturalne zarówno w bezpośred-

nim otoczeniu stanowiska pracy, jak i zakładu, wymaga dogłębnej analizy czynników warunkujących przebieg i wyniki procesu skrawania [20,75]. Praktyczne stosowanie i upowszechnienie tych technik skrawania w przemyśle umożliwi osiągnięcie korzyści ekonomicznych, ekologicznych i społecznych (rys. 1.2).



Rys. 1.2. Uwarunkowania i korzyści skrawania na sucho [166]

Wzrost kosztów związanych z zakupem, przechowywaniem i dostarczaniem do stanowisk roboczych oraz recyklingiem i składowaniem zużytych cieczy obróbkowych, a także wymagania ekologiczne i zdrowotne [49,52,57,91,118,122,124,142,] określone w licznych uregulowaniach prawnych powodują, że coraz częściej stosowane są alternatywne sposoby pozwalające wyeliminować lub ograniczyć negatywne skutki stosowania konwencjonalnych cieczy w obróbce skrawaniem oraz związane z nimi nakłady finansowe. Ich wartość według oceny według autorów prac [6,12,19,20,41,75,141,144,166] wynosi od 7 do 17% kosztów wytworzenia części, podczas gdy wartość kosztów narzędziowych wynosi od 2 do 4%. Podział kosztów wytwarzania na poszczególne ich składniki przedstawiono na rys. 1.3. Koszty związane ze stosowaniem cieczy obróbkowych w znacznym stopniu zależą od sposobu i jakości obróbki, rodzaju obrabiarki, wielkości i złożoności systemu zasilania, a także właściwości i skłonności do odparowania płynów obróbkowych. Znaczne różnice kosztów wskazują na istniejący potencjał ewentualnych oszczędności oraz konieczność poszukiwania możliwych rozwiązań umożliwiających ich zrealizowanie [21,57,166]. Przewiduje się, że poziom kosztów związanych ze stosowaniem cieczy obróbkowych będzie rósł wraz z wprowadzeniem coraz bardziej restrykcyjnych przepisów dotyczących ochrony środowiska [144].



Rys. 1.3. Podział kosztów związanych z użytkowaniem cieczy chłodząco-smarujących w koscie wytworzenia przedmiotu [21,122]

Stosowanie cieczy obróbkowych stwarza potencjalne zagrożenia dla pracowników obsługi, miejsca pracy, jakości obrabianych przedmiotów i narzędzi. Bezpośredni i długotrwały kontakt obsługi obrabiarki z cieczą chłodząco-smarującą prowadzić może do poważnych problemów zdrowotnych dotyczących skóry, układu oddechowego i sprzyja chorobom nowotworowym [21,87-90,110]. Złożone zjawiska tribologiczne i reakcje chemiczne zachodzące w wysokich temperaturach w strefie skrawania powodują emisję szkodliwych substancji i produktów skrawania przenikających do otoczenia w postaci mieszaniny drobnych cząsteczek materiału obrabianego i narzędzia, oparów cieczy i składników otoczenia [21,49]. Szkodliwość cząsteczek znajdujących się w powietrzu jest tym większa, im mniejsze są ich rozmiary [74]. Badania porównawcze zanieczyszczenia powietrza podczas toczenia żeliwa z udziałem cieczy chłodząco-smarującej i na sucho wykazały, że w czasie toczenia na mokro w powietrzu może być od 12 do 80 razy więcej zanieczyszczeń niż podczas skrawania na sucho [147]. Według amerykańskich przepisów U.S. Occupational Safety and Health Administration (OSHA) dopuszczalna zawartość zanieczyszczeń w powietrzu nie powinna przekraczać 5 mg/m^3 , a wg U.S. National Institute for Occupational Safety and Health (NIOSH) wynosi ona $0,5 \text{ mg/m}^3$ [121]. Badania przeprowadzone w przemyśle motoryzacyjnym w U.S.A. wykazały obecność mgły olejowej w powietrzu w ilości $20-90 \text{ mg/m}^3$ w przypadku konwencjonalnego/obfitego dopływu cieczy obróbkowej [15]. Z kolei niemieckie normy bezpieczeństwa dopuszczają zawartość zanieczyszczeń w powietrzu w postaci aerozoli w ilości od 5 mg/m^3 do 20 mg/m^3 w zależności od rodzaju mgły olejowej [135]. Z tych względów obrabiarki przystosowane do techniki minimalnego chłodzenia i smarowania powinny być wyposażone w instalację wentylacyjną/ssącą [19].

Poza poprzednio wymienionymi, nowe metody chłodzenia i smarowania oraz kompozycja składników płynów obróbkowych muszą spełniać wymagania ekologiczne miejsca pracy, zakładu czy środowiska naturalnego określone w normach i przepisach zakła-

dowych lub w ustawodawstwie krajowym, względnie w normie ISO 14000 [142,144]. Podejmowane w tym względzie prace [20,52,61,75,111,123,124,133,134,142,144] ukie-
runkowane są na:

- € modyfikację składu cieczy chłodząco-smarujących poprzez:
 - zastosowanie kompozycji bez zawartości składników szkodliwych dla środowiska (Pb, S, chloroparafiny, dodatki EP),
 - stosowanie składników syntetycznych,
 - preferencję komponentów naturalnych,
 - stosowanie materiałów ulegających biodegradacji,
 - stosowanie materiałów o dłuższym okresie życia,
 - stosowanie olei wielofunkcyjnych,
- € redukcję ilościową cieczy poprzez:
 - programowane zasilanie,
 - zoptymalizowane dozowanie,
 - nadzorowany przepływ,
 - podawanie w minimalnych ilościach (w mniejszych niż 50 ml h⁻¹),
 - wewnętrzny przepływ przez narzędzie,
 - zewnętrznie kontrolowany przepływ za pomocą specjalnego oprzyrządowania do-
zującego,
 - całkowite wyeliminowanie (obróbka na sucho),
- € stosowanie mediów obróbkowych w postaci innej niż ciecze:
 - stosowanie cieczy zmieszanej z powietrzem,
 - sprężone powietrze lub schłodzony gaz (system kriogeniczny),
 - środki smarne w stanie stałym,
 - narzędzia impregnowane.

Obróbka na sucho ma wiele zalet: redukuje szoki termiczne, obniża koszty związane z zakupem i eksploatacją cieczy obróbkowych, redukuje koszty systemu zasilania, wytwarzania i oczyszczania wiórów, zmniejsza koszty materiałowe, ogranicza zagrożenia zdrowotne obsługi, zmniejsza zanieczyszczenie otoczenia stanowiska pracy i ekosfery. Tym niemniej w warunkach skrawania, w których występuje znaczna adhezja wióra do narzędzia, intensywne zużycie ostrza czy deformacje cieplne przedmiotu wykraczające poza tolerancje wymiaru i kształtu, możliwości całkowitego wyeliminowanie cieczy obróbkowych są ograniczone [20].

Ze względu na potencjał rozwojowy i korzyści możliwe do uzyskania w wyniku wyeliminowania cieczy chłodząco-smarującej, obróbka na sucho jest przedmiotem badań wielu instytucji naukowych i międzynarodowych projektów badawczych [2,12,20,33,94,107,109,124,153]. Prezentuje znaczące walory konkurencyjności dla przedsiębiorstw, w których została wdrożona i opanowana technicznie. Wynikają one z możliwości uzyskania znacznych redukcji kosztów dotyczących eksploatacji cieczy chłodząco-smarujących, ograniczenia zagrożeń zdrowotnych, obniżenia kosztów przetworzenia wiórów w pełnowartościowy materiał oraz nakładów inwestycyjnych związanych z zakupem obrabiarki.

1.3. Technologiczne uwarunkowania skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem

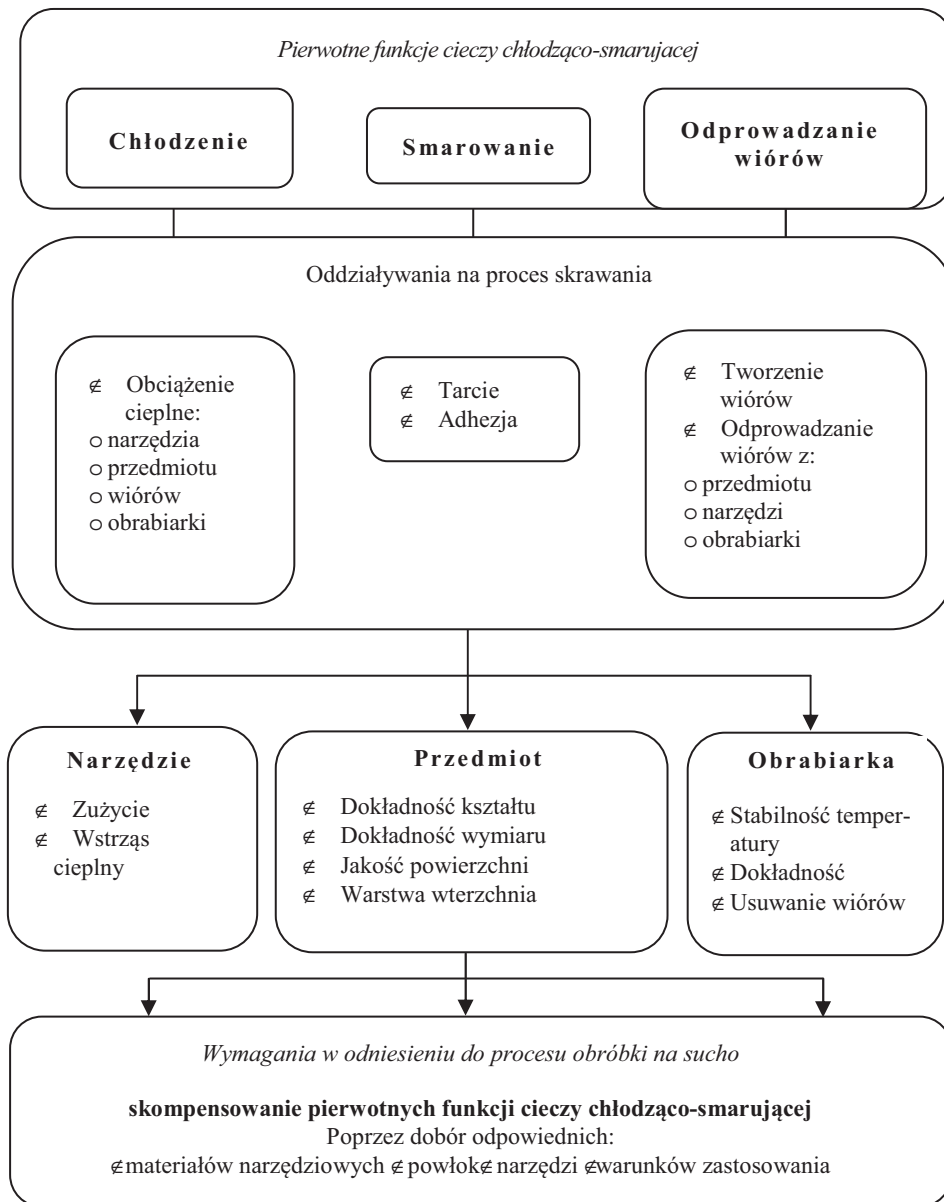
Mimo że skrawanie z zastosowaniem cieczy chłodząco-smarującej zwane skrawaniem na mokro dominuje w procesach kształtowania materiałów konstrukcyjnych, względy ekonomiczne i ekologiczne sprawiają, że skrawanie bez udziału cieczy (na sucho, dry cutting, Trockenbearbeitung) oraz z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem (minimal quantity cooling and lubrication MQCL, Minimalmengenkuhlschmierung) znajduje coraz szersze zastosowanie w kształtowaniu powierzchni części maszyn (tab. 1.1).

Tabela 1.1. Zakres zastosowania skrawania na sucho i z MQL [166]

Proces \ Materiał	Aluminium		Stale		Żeliwo
	stopy odlewnicze	stopy do przeróbki plastycznej	wysokostopowe	konstrukcyjne	
wiercenie	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
rozwiercanie	MQL	MQL	MCL	MCL	MQL
gwintowanie	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
głębokie wiercenie	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
frezowanie	MQL /sucho	MQL	sucho	sucho	sucho
toczenie	MQL /sucho	MQL /sucho	sucho	sucho	sucho
frezowanie uzębień			sucho	sucho	sucho
cięcie	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
przeciąganie			MQL	MQL /sucho	sucho

Podwaliny dla przemysłowego stosowania skrawania na sucho stworzone zostały na początku lat 90. biegego wieku w wyniku rozwoju nowych materiałów narzędziowych i powłok zwiększających ich wytrzymałość i odporność na zużycie w wysokich temperaturach, a także modyfikacji geometrii ostrza, konstrukcji obrabiarek oraz składu chemicznego materiałów obrabianych [75,123].

Brak cieczy chłodząco-smarującej w skrawaniu na sucho powoduje, że ich podstawowe funkcje chłodzenia, smarowania i odprowadzania wiórów z przestrzeni roboczej obrabiarki nie są realizowane, z czego wynikają podstawowe wady tej metody i niekorzystne zmiany warunków skrawania (rys. 1.4). Wyeliminowanie chłodzenia i smarowania wpływa na podniesienie temperatury skrawania, przyspiesza zużycie ostrza, zmienia strukturę i zwiększa naprężenia własne w warstwie wierzchniej, zmniejsza dokładność wymiarów i kształtu obrobionego przedmiotu, pogarsza chropowatość obrobionej powierzchni, zmienia warunki kształtowania i postać tworzącego się wióra a także stwarza problemy z gorącymi wiórami i pomiarem gorących przedmiotów [57,75,122,124,142]. Wysoka temperatura przyczynia się do nadtapiania wiórów, które przywierają do ostrza i przedmiotu. Zanik funkcji smarowania powoduje wzrost pracy tarcia na powierzchni natarcia i przyłożenia, zwiększa adhezję wióra do narzędzia, co powoduje przywieranie, zapychanie przestrzeni wiórowej i utrudnia odprowadzenie wiórów. Wióry w wysokich temperaturach skrawania stają się bardziej podatne na odkształcenia, wykazują skłonność do przyjmowania postaci wstęgowej i splątanej. Brak cieczy w procesie skrawania powoduje miejscowe nagrzewanie elementów obrabiarki przez gorące wióry, a w konsekwencji odkształcenia termiczne układu OUPN.



Rys. 1.4. Oddziaływania i wymagania skrawania na sucho [123]

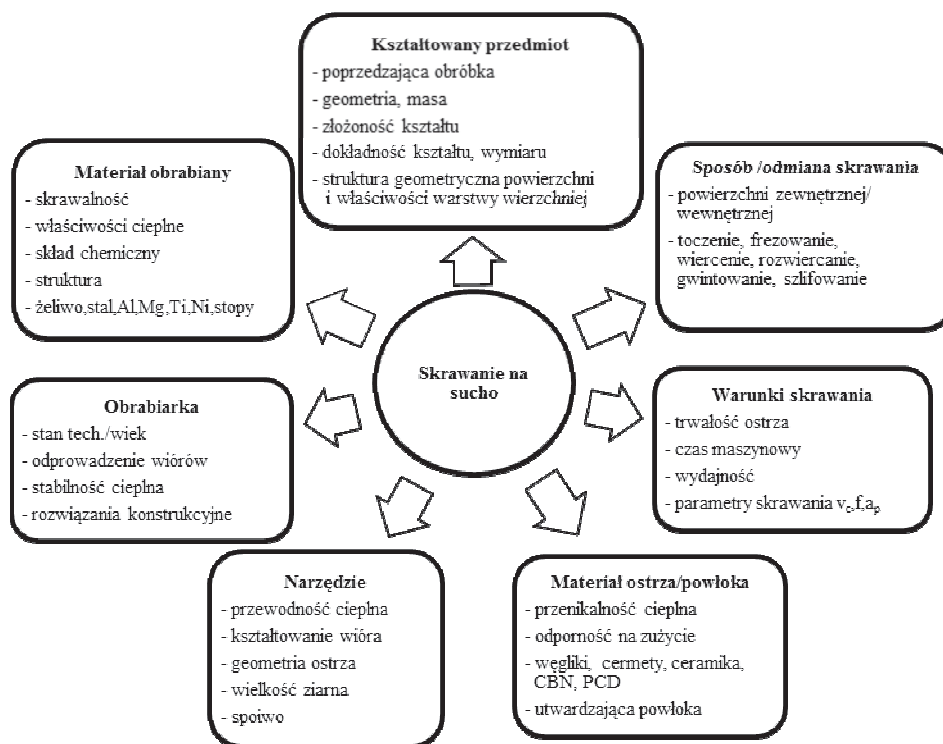
Zapewnienie wąskich tolerancji wymiarów i kształtu oraz zmniejszenie zużycia ostrza w skrawaniu na sucho, szczególnie z wysokimi prędkościami skrawania, wymaga redukcji ilości ciepła przenikającego do przedmiotu obrabianego i narzędzia. W tym celu stosowane są pośrednie sposoby obniżenia temperatury skrawania, takie jak [144]:

- € chłodzenie narzędzia poniżej płytki skrawającej bez bezpośredniego dopływu cieczy do strefy skrawania,

- € chłodzenie wewnętrzne poprzez system odparowania, doprowadzający ciecz o odpowiednich właściwościach, która ulega odparowaniu poniżej płytki skrawającej (woda),
- € stosowanie systemów kriogenicznych z chłodziwem kriogenicznym wewnątrz narzędzia, np. azotem,
- € chłodzenie termoelektryczne,
- € stosowanie narzędzi i materiałów obrabianych generujących mniejsze temperatury skrawania.

Metody te są szczególnie zalecane, kiedy dominującym rodzajem zużycia jest zużycie dyfuzyjne [57,75]. Wyeliminowanie cieczy obróbkowej posiada ponadto konsekwencje ekologiczne w postaci zwiększonego zanieczyszczenia obrabiarki i jej otoczenia pyłem i drobnymi wiórami [112].

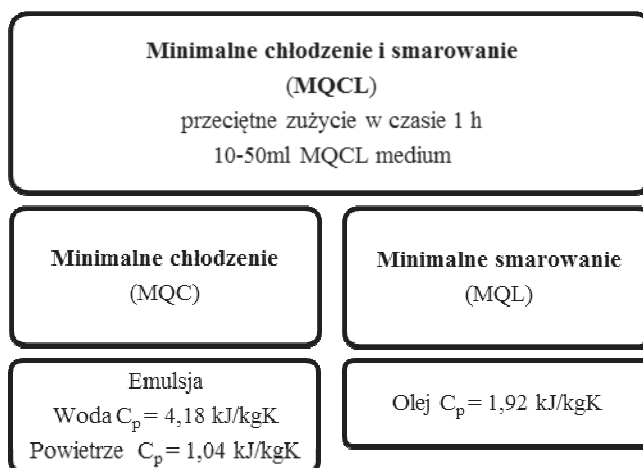
Wymienione skutki wyeliminowania cieczy chłodząco-smarującej stanowią główne wady skrawania na sucho i są przeszkodą w praktycznym stosowaniu. Zrekompensowanie podstawowych funkcji cieczy chłodząco-smarującej wiąże się z poznaniem i analizą złożonych zależności występujących w procesie skrawania, uwarunkowanych właściwościami i doбором czynników przedstawionych na rysunku 1.5 i opisanych w dalszej części pracy. Istotna jest również możliwość wykonania bez stosowania cieczy obróbkowej wszystkich zabiegów występujących w realizowanej operacji.



Rys. 1.5. Czynniki wpływające na proces skrawania na sucho [75,119]

Badania i doświadczenia przemysłowe pokazują, że całkowite wyeliminowanie płynów obróbkowych w obróbce niektórych materiałów obrabianych czy sposobów obróbki

jest obecnie niemożliwe bez obniżenia trwałości ostrza, jakości i wydajności obróbki oraz warunków odprowadzenia wiórów [75]. Alternatywą pod względem ekonomicznym i ekologicznym, w warunkach trudnych do zastosowania skrawania na sucho jest obróbka z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem, która w szczególnych przypadkach sposobów obróbki i materiałów obrabianych spełnia wymagania technologiczne i może wypełnić lukę między konwencjonalnym stosowaniem cieczy chłodząco-smarujących a skrawaniem na sucho. Skrawanie z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem, określane też, jako quasi obróbka na sucho charakteryzuje się małą ilością doprowadzonego środka chłodząco-smarującego do strefy skrawania, która według przyjętej definicji nie przekracza 50 ml na godzinę [20,52,57,142,166]. Mimo tak przyjętej definicji, skrawanie z większą ilością medium chłodząco-smarującego (500 ml/h) również uważane jest, jako obróbka z MQCL [35]. W technice MQCL podstawowym środkiem do wytworzenia aerozolu są syntetyczne estry i alkohole tłuszczowe, natomiast znacznie rzadziej stosowane są emulsje lub woda (rys. 1.6).

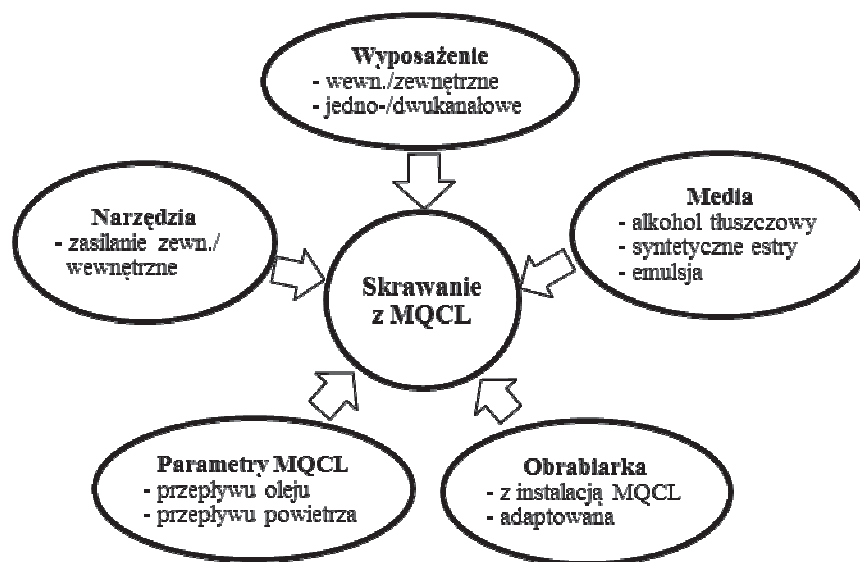


Rys. 1.6. Definicja minimalnego chłodzenia i smarowania oraz właściwości medium chłodząco-smarującego [166]

Uwzględniając rodzaj stosowanego medium i jego przeznaczenie rozróżnia się dwie odmiany tej techniki chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Minimalne smarowanie (minimal quantity lubrication MQL), gdy występuje dominujący wpływ smarowania i minimalne chłodzenie (minimal quantity cooling MQC), kiedy przeważa chłodzenie czynnikiem chłodząco-smarującym dozowanym w minimalnych ilościach. Od rodzaju stosowanego medium zależy, które z wymienionych oddziaływań dominuje. W przypadku stosowania oleju przeważa smarowanie, natomiast chłodzenie wywiera większy wpływ podczas stosowania emulsji. Ze względu na to, że najczęściej stosowanym medium są oleje i ich pochodne, w literaturze minimalne chłodzenie i minimalne smarowanie oznaczone jest akronimem MQL [145,166].

Skuteczność tej metody oraz jej upowszechnienie wymaga dogłębnej analizy, optymalizowania i skoordynowania wszystkich elementów systemu MQCL (rys. 1.7) pod względem technologicznym, ekonomicznym i ekologicznym [4,78,112,122,123, 166].

Wymaganą cechą środków smarnych stosowanych w MQL jest odporność na utlenianie powstałego filmu smarnego, a także stabilność właściwości smarnych w dłuższym czasie oraz biodegradacja.



Rys. 1.7. System minimalnego chłodzenia i smarowania MQCL [166]

Oleje powinny charakteryzować się dobrymi właściwościami smarnymi, odpornością na korozję, niską toksycznością i możliwie najwyższą temperaturą zapłonu ($>150^{\circ}\text{C}$) (tab. 1.2). Właściwości doprowadzanego środka smarnego mają istotny wpływ na zdolność penetracji do krawędzi skrawającej, szczególnie w wysokich prędkościach skrawania. Stosowane są oleje roślinne i ich zmodyfikowane odmiany w postaci syntetycznych estrów, (monoester, diester and polyol ester) lub tłusty alkohol [20,124,142,161,166]. Wybór środka smarnego zależy od sposobu podawania do strefy skrawania, obrabianego materiału, sposobu skrawania i późniejszych operacji wykończeniowych.

Tabela 1.2. Charakterystyka mediów stosowanych w MQL [166]

Charakterystyka cieczy stosowanych w MQL	
Estry syntetyczne modyfikowane chemicznie oleje roślinne	Alkohole tłuszczowe wytwarzane z surowców naturalnych lub olei mineralnych
<ul style="list-style-type: none"> - wysoka temperatura wrzenia i zapłonu oraz niska lepkość - bardzo dobre właściwości smarne - słabe właściwości chłodzące - dobre zabezpieczenie antykorozyjne - odparowuje pozostawiając film olejowy na przedmiocie 	<ul style="list-style-type: none"> - niska temperatura wrzenia i zapłonu, stosunkowo wysoka lepkość - słabe właściwości smarne - dobre właściwości chłodzące dzięki ciepłu parowania - odparowuje niemal bez pozostałości
ulegają biodegradacji, niski stopień skażenia wody, nieszkodliwe toksycznie	

Oleje roślinne i syntetyczne estry stosowane są częściej dzięki dobrym właściwościom smarnym zmniejszającym tarcie i stopień adhezji między narzędziem, wiórem i przedmiotem. Tłusty alkohol zalecany jest w sytuacji, gdy ważniejszy od efektu smarowania jest efekt chłodzenia, jak w przypadku obróbki żeliwa szarego, w którym znajdujący się grafit pełni funkcję czynnika smarnego. Wysoka temperatura zapłonu syntetycznych estrów i niska lepkość powodują, że wyparowują one wolniej od tłustego alkoholu i pozostawiają na przedmiocie cienką warstwę zabezpieczającą obrobioną powierzchnię przed korozją. Efekty zastosowań syntetycznych estrów i tłustego alkoholu przedstawiono w tabeli 1.3.

Tabela 1.3. Główne efekty zastosowań mediów stosowanych w MQL [166]

Syntetyczne estry	Alkohole tłuszczowe
Zastosowanie	
<ul style="list-style-type: none"> - redukcja tarcia - wysoka jakość powierzchni - eliminacja - małe prędkości skrawania - wysokie jednostkowe - smarowanie obrabiarki i oprzyrządowania 	<ul style="list-style-type: none"> - odprowadzenie ciepła - przykłady: cięcie, toczenie i frezowanie żeliwa szarego, skrawanie odlewniczych stopów aluminium

Istotne znaczenie w doborze środków smarnych dla MQL mają względy technologiczne: trwałości ostrza, warunki kształtowania wiórów, dokładność wymiarów czy cechy warstwy wierzchniej, a także możliwości doprowadzenia medium chłodząco-smarującego do strefy skrawania [166].

W praktyce zastosowanie znalazły trzy systemy MQL [4,5,20,78,122,123,124,142,167]:

- € smarowanie przez spryskiwanie, gdzie mgła olejowa wytwarzana jest w zbiorniku olejowym,
- € niskociśnieniowe spryskiwanie, w którym olej jest zasysany przez powietrze za pomocą specjalnej dyszy (na zasadzie dyszy Venturiego),
- € spryskiwanie z podwyższonym ciśnieniem, w którym środek smarujący podawany jest za pomocą pompy. Olej i powietrze dostarczane są oddzielnymi kanałami i ich mieszanie oraz atomizacja odbywa się w dyszy. Ten sposób najbardziej rozpowszechnił się w przemyśle. Podstawowym problemem w tej metodzie jest konstrukcja dyszy, która powinna zapewnić dobre rozpylanie i zwilżanie obszaru obróbki. Wadą tej metody jest narażenie obsługi na wdychanie aerozolu.

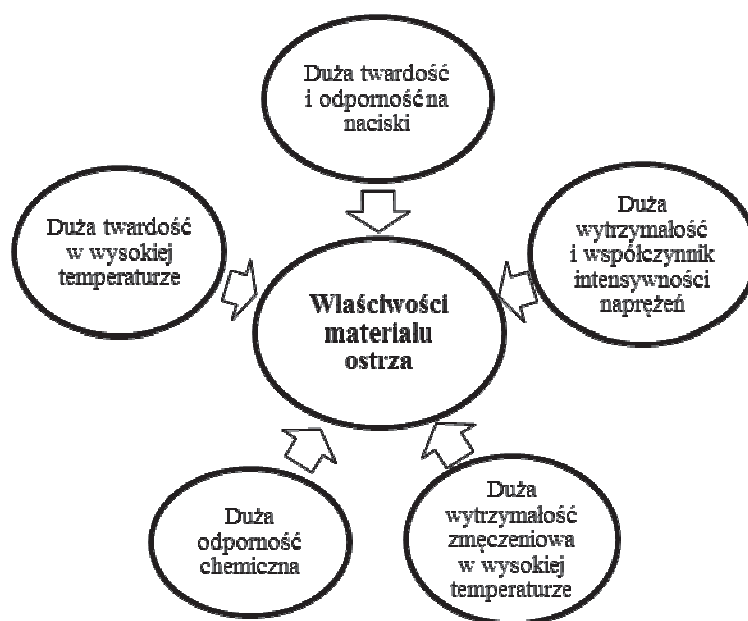
Doprowadzenie medium chłodząco-smarującego do ostrza narzędzia odbywa się:

- € zewnątrz, za pomocą dyszy, w postaci oleju lub aerozolu dozowanego do strefy skrawania lub przedmiotu obrabianego,
- € wewnątrz, sposobem jedno- lub wielokanałowym poprzez znajdujące się we wrzecionie lub narzędziu kanały doprowadzające medium do strefy skrawania lub powierzchni stykających się z przedmiotem obrabianym.

Skuteczność wymienionych sposobów zależy od ukierunkowania jednego lub kilku strumieni środka smarnego do strefy skrawania, temperatury, ilości i prędkości wypływu z dyszy, medium, wykorzystania ciepła parowania oraz doboru pod względem jego właściwości (przewodność cieplna, ciepło właściwe, lepkość, smarność, działanie rozluźniające i inne) [13,26,31,61]. Każdy z wymienionych sposobów dostarczania środka smarnego do strefy skrawania ma zastosowanie w konkretnych odmianach kształtowa-

nia przedmiotów. Zewnętrzne podawanie znalazło zastosowanie w przypadku toczenia, frezowania i cięcia piłą. W obróbce otworów, gdy $l/d > 3$, stosowane jest głównie wewnętrzne zasilanie.

W skrawaniu na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem, krawędzie skrawające pracują w warunkach dużych obciążeń mechanicznych, cieplnych i chemicznych. Zapewnienie w takich warunkach wysokich wymagań procesu skrawania i odporności ostrza na zużycie, wiąże się z uwzględnieniem szeregu właściwości materiału narzędziowego, takich jak: wysoka twardość, wytrzymałość, stabilność chemiczna i inne (rys. 1.8) [109]



Rys. 1.8. Właściwości materiału ostrza narzędzia do skrawania na sucho i z MQCL [109]

Zagadnienie doboru materiału podłoża ostrza skrawającego i odpowiedniej powłoki jest jednym z kluczowych problemów w skrawaniu na sucho i z minimalnym chłodzeniem oraz smarowaniem, warunkującym rozpowszechnienie się tych metod skrawania w praktyce przemysłowej. Dobór materiału narzędziowego i powłoki ostrza narzędzi do obróbki na sucho zależą głównie od materiału obrabianego, sposobu skrawania i wymaganego stanu warstwy wierzchniej. Zalecanym materiałem narzędziowym do obróbki na sucho i z MQL są węgliki spiekane, szczególnie te o submikronowej (0,5-0,8 μm) i super/ultra drobnej (0,2-0,5 μm) wielkości ziarna. Cermetale, ze względu na wyższą stabilność chemiczną, odporność na utlenianie w wysokich temperaturach skrawania oraz ograniczone zużycie tribochemiczne umożliwiają skrawanie z wysokimi prędkościami skrawania. Ceramika narzędziowa tlenkowa Al_2O_3 i krzemowa Si_3N_4 zalecana jest do pracy w warunkach wysokich temperatur skrawania, jak w przypadku toczenia na sucho stali w stanie twardym lub żeliwa z wysokimi prędkościami skrawa-

nia [153]. Ze względu na niską odporność na obciążenia dynamiczne i wytrzymałość na zginanie, przydatność wymienionych materiałów narzędziowych uzależniona jest od występujących warunków skrawania. Ceramika mieszana, tlenkowa i cermetale stosowane są z powodzeniem do toczenia ciągłego, kiedy wymagania odporności dynamicznej są niewielkie. Wysoki wskaźnik rozszerzalności cieplnej ceramiki tlenkowej może ograniczać jej zastosowanie w warunkach obróbki z wysokimi prędkościami, kiedy wymagana jest duża dokładność wymiarowa [75,146]. Do obróbki przerywanej bardziej przydatna jest ceramika krzemowa Si_3N_4 [8] oraz węgliki spiekane i cermety [53,122,155]. Materiały te wykazują dużą wrażliwość na zmiany temperaturowe, dlatego ich chłodzenie powoduje drobne pęknięcia na ostrzu prostopadle do krawędzi skrawającej. Wzmocnienie ceramiki wiskerami SiC lub zmniejszenie wielkości ziarna do 0,22 μm oraz zwiększenie czystości proszku aluminiowego do 99,99% zwiększa jej odporność na pęknięcia, zmniejsza zużycie ściernic oraz rozszerza zakres zastosowania [42,68,118,122]. Podobny zakres zastosowania mają ostrza z regularnego azotku boru (CBN) ze względu na zachowanie wysokiej twardości i odporności na zużycie chemiczne, ściernic i odkształcenia plastyczne w bardzo wysokich temperaturach skrawania [39]. Ostrza diamentowe, PCD przeznaczone są głównie do skrawania metali lekkich na bazie aluminium, magnezu i tytanu oraz kompozytów metalowych i wzmocnionych tworzyw sztucznych [12,20,57,75]. Obiecujące rezultaty przedstawiają nanostruktury o właściwościach przewyższających obecnie stosowane węgliki spiekane, a także struktury gradientowe i steksturyzowane, umożliwiające konstruowanie narzędzi przystosowanych do ukierunkowanych obciążeń ostrza [165].

Przydatność materiałów narzędziowych zalecanych do obróbki na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem zwiększają żaroodporne powłoki nanoszone na powierzchnie robocze ostrza, jedno- i wielowarstwowe. Stosuje się je w celu stworzenia bariery cieplnej między materiałem narzędziowym a materiałem obrabianym, przez co zmniejsza się: obciążenie cieplne podłoża ostrza, zużycie ostrza, tarcie oraz skłonność do adhezji [84,109]. Przydatność poszczególnych powłok zależy od ich twardości, przewodności cieplnej, naprężeń własnych, odporności na utlenianie w wysokich temperaturach oraz właściwości tribologicznych [49,52,57,76,94,109]. W obróbce na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem stali z dużymi prędkościami i posuwami korzystne są powłoki Al_2O_3 , które spełniają rolę izolacji cieplnej podłoża i dodatkowo skracają czas styku ostrza z przedmiotem obrabianym. Powłoki TiN i TiAlN TiCN bardziej przydatne są w przeciętnych temperaturach i prędkościach skrawania. Do ciągłego toczenia na sucho w wysokich temperaturach i z wysokimi prędkościami skrawania dobre efekty zapewnia powłoka TiAlN nakładana metodą PVD, która umożliwia kilkukrotne zwiększenie trwałości ostrza w porównaniu z powłoką TiN [52,109]. Technologia pozwalająca na zwiększenie trwałości ostrza w porównaniu powłoką PVD – TiAlN, jest metoda sputtering wykorzystująca wysoko zjonizowaną plazmę. Metoda ta polega na nakładaniu na ostrze bardzo twardych nano-struktur super-azotków SN_{TR} charakteryzujących się wysoką stabilnością chemiczną warstw tlenkowych łącznie z właściwościami mechanicznymi powłok azotkowych [20,166]. Powłoki (TiAlCr)N utworzone przez dodanie chromu Cr do TiNAlN dodatkowo zwiększają odporność powłoki na utlenienie i korozję [137]. W skrawaniu na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem stosowane są także powłoki z CBN nakładane na podłoże z węglików spiekanych metodą PVD. Wykonane w ten sposób ostrza, w porównaniu z ostrzami ze spiekanego polikrystalicznego azotku boru, charakteryzują się większą elastycznością geometryczną, ostrymi krawędziami skrawającymi, bez konieczności wykonania

fazki lub ujemnego kąta natarcia. W celu częściowego zrekompensowania właściwości smarnych cieczy chłodząco-smarującej i obniżenia współczynnika tarcia między wiórem a powierzchnią natarcia oraz zmniejszenia skłonności do adhezji zalecane są powłoki samosmarujące z polikrystalicznego diamentu PKD [16,75], diamentopodobnego węgla a-C:H (DLC diamond like carbon) oraz amorficznego WC/C. Zmniejszenie tarcia umożliwiają również powłoki MoS₂, które ze względu na niedużą twardość i trwałość wzbogacane są niewielkimi ilościami Ti, co pozwala zwiększyć twardość powłoki przy zachowaniu niskiego współczynnika tarcia [32,166]. Wysoką twardość i niski współczynnik tarcia wykazują ponadto powłoki TiN w połączeniu z MoS₂.

Ważne znaczenie w skrawaniu na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ma odpowiednio dobrany kształt płytki skrawającej i stereometria ostrza, w tym głównie ukształtowanie powierzchni natarcia i krawędzi skrawającej, które wpływają na wielkość powierzchni styku wióra z powierzchnią natarcia, a tym samym na pracę tarcia i ilość ciepła wnikającego do narzędzia. Jego dobór powinien uwzględniać rodzaj i kształt powstających wiórów, które w sytuacji braku czynnika splukującego, powinny być usuwane z obszaru skrawania samoistnie pod wpływem grawitacji. Zalecane do skrawania na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem płytki skrawające charakteryzują się powierzchnią natarcia o złożonym kształcie oraz zwiększonymi kątami natarcia (34°) i przyłożenia (20°) [109,124,144]. Zapewnienie dokładności wymiaru i jakości warstwy wierzchniej wymaga zmniejszenia zużycia ostrza na głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia, które powoduje zmniejszenie efektywnego kąta przyłożenia i wzrost tarcia.

Narzędzia skrawające i oprawki mocujące do MQCL mają specjalnie wykonane wewnętrzne kanały umożliwiające doprowadzenie medium chłodząco-smarującego bezpośrednio do strefy skrawania [52,144].

Specyfika procesu skrawania na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem w znacznym stopniu zależy od rodzaju materiału obrabianego, jego składu chemicznego i struktury metalograficznej [166]. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej z procesu obróbki żeliwa oraz stali węglowych i stopowych nie stwarza większych trudności ze względu na stosunkowo dobre właściwości skrawne, przenikalność cieplną i możliwość odprowadzenia znacznych ilości ciepła z wiórem. Skrawanie stali konstrukcyjnych przy odpowiednio dobranych warunkach skrawania umożliwia uzyskanie jakości obrabianej powierzchni na poziomie porównywalnym ze skrawaniem na mokro [20,52,92]. Podobne rezultaty uzyskano po toczeniu stali stopowej z zastosowaniem ostrzy z węglików spiekanych pokrytych grubą warstwą Al₂O₃. Większą skłonność do adhezji wykazuje stal niskowęglowa, której skrawanie wymaga doprowadzenia czynnika smarnego, przeciwdziałającego przywieraniu wióra do powierzchni natarcia i powstawaniu narostu. Skrawalność stali i żeliwa może być ulepszona poprzez dodanie niemetalicznych wtrąceń w postaci wapnia Ca zmniejszającego tarcie na styku wióra z ostrzem dzięki utworzeniu warstwy smarnej, co przyczynia się do zmniejszenia zużycia ostrza [55,57]. Toczenie żeliwa szarego na obecnym etapie rozwoju skrawania w większości przypadków może być wykonane na sucho. Zaletą żeliwa w porównaniu ze stalą są znacznie niższe temperatury skrawania. W warunkach występowania wysokich temperatur skrawania zalecanym materiałem narzędziowym jest CBN ze względu na dużą przewodność cieplną, pozwalającą na szybkie odprowadzenie ciepła z materiału obrabianego i zapewnienie wysokiej dokładności i chropowatości powierzchni. Główną przeszkodą w skrawaniu na sucho żeliwa szarego i stopów aluminium z dużą zawartością krzemu (>11 %), w postaci twardych ziaren (>400 HV) o wysokiej temperaturze

topnienia (~ 1420 °C), jest duże zużycie ściernie i mała trwałość ostrza, które mogą być ograniczone stosując MQCL [75,109,135].

Podobną przydatność do obróbki na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem wykazuje większość stopów aluminium i magnezu, ze względu na niewysoką temperaturę występującą podczas skrawania. Wysoka przewodność cieplna stopów aluminium w powiązaniu z dużą rozszerzalnością cieplną przyczynia się do powstawania deformacji cieplnych przedmiotu. Ponadto wysoka skłonność do adhezji tych materiałów prowadzi do przywierania wióra do narzędzia i przedmiotu obrabianego, tworzenia się narostu lub nalepu na powierzchniach ostrza. Wzrost kąta natarcia i ostrości krawędzi skrawającej, łącznie z powłoką PKD, zmniejsza tę skłonność i umożliwia obróbkę na sucho lub ograniczenie cieczy chłodząco-smarującej do ilości stosowanych w MQCL [52,75,85,109].

Konwencjonalne toczenie super stopów i stopów tytanowych węglnikami spiekanyymi wymaga intensywnego chłodzenia cieczami obróbkowymi na bazie wody. Sposobem na wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej może być toczenie super stopów ostrzami z ceramiki narzędziowej, a stopów tytanowych ostrzami z węglików spiekanych, z wysokimi prędkościami (HSC) i małymi głębokościami skrawania połączone ze wspomaganiami laserowym [82,155]. Podejmowane są prace nad ograniczeniem udziału cieczy chłodząco-smarującej w procesie toczenia stali i stopów trudnoskrawalnych [75]. Skrawanie materiałów utwardzonych (>30 HRC) odbywa się z reguły na sucho z zastosowaniem ostrzy ceramicznych, m. in. z tlenku aluminium (Al_2O_3) z dodatkiem ZrO_3 , a także CBN. Wysoka temperatura na ostrzu narzędzia sprzyja rozdzielaniu materiału obrabianego, zmniejszając siłę skrawania i zapotrzebowanie na moc skrawania. W przypadku, kiedy tolerancje obrabianego przedmiotu stanowią kryterium obróbki, dodatek 25-40% TiC poprawia odporność na obciążenia mechaniczne i umożliwia zastosowania konwencjonalnego chłodzenia i smarowania [12].

Obróbka na sucho stali nierdzewnej i wielu stopów austenitycznych ze względu na ich małą przewodność cieplną w wysokiej temperaturze skrawania napotyka na trudności związane z pojawieniem się zmian strukturalnych materiału obrabianego. Dochodzi do przegrzania materiału ostrza i nadmiernego jego zużycia. Pojawia się narost i niekorzystny kształt wiórów oraz pogorszenie jakości obrobionej powierzchni [12,124]. Zalecanym sposobem na ograniczenie cieczy chłodząco-smarującej podczas toczenia stali wysokostopowych i nierdzewnych jest stosowanie techniki MQCL i narzędzi z węglików spiekanych o sub-mikronowej wielkości ziarna, pokrytych twardą i odporną na wysokie temperatury nanowarstwą AlN/TiN. Stosowanie MQL, w połączeniu z doborem odpowiednich dla danego materiału i sposobu skrawania czynników procesu skrawania, stwarza możliwość uzyskania porównywalnych efektów ze skrawaniem na mokro [159,167].

Poza właściwościami skrawnymi materiału obrabianego czynnikiem warunkującym praktyczne stosowanie obróbki na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem jest sposób skrawania obrabianego materiału oraz łatwość w usuwaniu wiórów ze strefy skrawania (tab. 1.1). Toczenie i frezowanie ze względu na stosunkowo dogodny dostęp ostrza do strefy skrawania i możliwości kształtowania i odprowadzenia wiórów są sposobami skrawania, które w praktyce przemysłowej są najczęściej realizowane bez udziału cieczy chłodząco-smarującej w. Podczas toczenia poprzecznego, przecinania oraz toczenia rowków wzrost temperatury skrawania powoduje niekorzystne zmiany w warstwie wierzchniej, błędy wymiaru i kształtu, a także zakleszczanie wiórów, co w efekcie prowadzić może do uszkodzenia wytrzymałościowego narzędzia i wymaga

udziału medium chłodząco-smarującego, przynajmniej w minimalnych ilościach [44,86], podobnie jak i pozostałe sposoby wymienione w tabeli 1.1.

Warunkiem upowszechnienia toczenia na sucho oraz z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem w praktyce przemysłowej jest rozwiązanie problemu usuwania wiórów z obszaru skrawania i obrabiarki. Zbierające się wióry na elementach konstrukcyjnych i łożu obrabiarki powodują odkształcenia cieplne, które w przypadku dokładnej obróbki mogą pogorszyć dokładność wymiarów kształtowanego przedmiotu. W celu przyspieszenia usuwania wiórów stosuje się sprężone powietrze oraz rozwiązania konstrukcyjne obrabiarki umożliwiające samoistne ich przemieszczanie pod wpływem sił grawitacji bezpośrednio do transportera wiórów, a następnie poza obrabiarkę. Stosowanie pionowych ścian i dużych pochyleń powierzchni, na których mogą zatrzymywać się wióry, wykonanie elementów konstrukcyjnych obrabiarki z polerowanej stali nierdzewnej, ułatwiające usuwanie wiórów pod wpływem sił grawitacji lub za pomocą sprężonego powietrza. Powiększenie otwartych przestrzeni w dolnej części łoża obrabiarki i stosowanie transporterów przeciwdziała gromadzeniu się wiórów i ułatwia ich odprowadzenie. Podobną rolę spełnia zamocowanie przedmiotu w pozycji podwieszanej i obróbka od dołu lub mocowanie i odmocowanie przedmiotu przez wrzeciono [122,166]. Kompensacja odkształceń cieplnych jest możliwa poprzez zastosowanie konstrukcji symetrycznych oraz pomiarów przeprowadzanych okresowo lub bezpośrednio w trakcie skrawania w celu wprowadzenia korekcji wymiaru przez układ sterowania obrabiarki [166].

Obrabiarki dostosowane do skrawania na sucho oraz minimalnego chłodzenia i smarowania powinny być wyposażone: w obudowę uszczelniającą i wyciszającą obszar pracy narzędzi, wyciąg powstającego pyłu i zanieczyszczeń powietrza, system zewnętrznego i wewnętrznego dopływu medium chłodząco-smarującego do strefy skrawania, przydatnego dla konkretnego narzędzia [20,75,124,166].

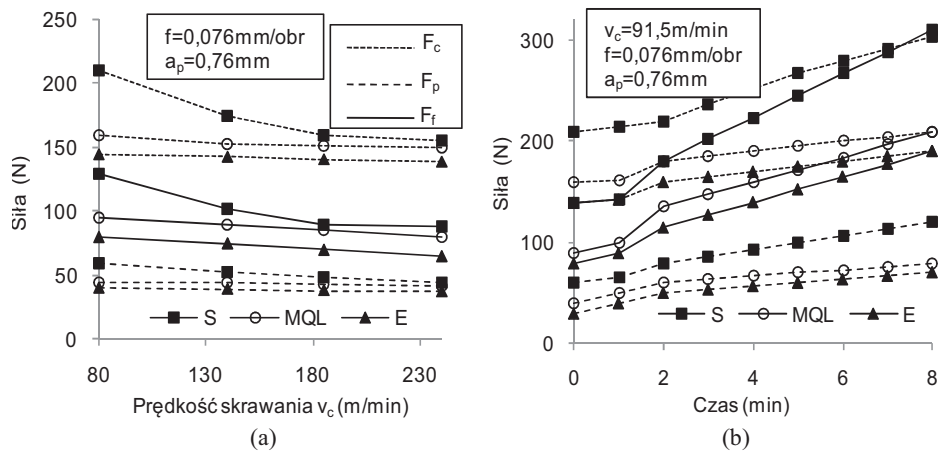
Upowszechnienie techniki MQL napotyka na ograniczenia wynikające z braku wystarczających danych dotyczących poniesionych kosztów, problemów z usuwaniem wiórów, zagrożeniem samozapłonem powstających pyłów oraz niezawodnością i powtarzalnością systemu [20]. Dodatkowym czynnikiem utrudniającym upowszechnienie MQL są trudności z wyborem urządzenia, ustaleniem sposobu podawania mgły olejowej do strefy skrawania, konfiguracją i usytuowaniem dyszy, a także z doбором parametrów pracy urządzenia, takich jak ilość środka smarnego w czasie, (volumetric flow rates) lub ciśnienie.

2. ZJAWISKA FIZYKALNE W PROCESIE TOCZENIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM I SMAROWANIEM

2.1. Siła skrawania

Znajomość sił skrawania stanowi punkt wyjścia do oszacowania cech warstwy wierzchniej, przewidywania trwałości ostrza, projektowania procesu technologicznego, stabilności dynamicznej układu obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie (O-U-P-N) itp., dlatego badania eksperymentalne i modelowe sił skrawania są nadal intensywnie prowadzone. Dotyczą one jednak najczęściej warunków skrawania na sucho lub z obfitym chłodzeniem i smarowaniem strefy skrawania. Korzystny wpływ MQL, w porównaniu z uprzednio wymienionymi, na wartość składowych całkowitej siły skrawania stwierdzono w pracach [32,61,82,97,100]. Badania modelowe i eksperymentalne wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na składowe siły całkowitej podczas toczenia stali AISI 1045 (PN C45) na sucho i z MQL w postaci aerosolu doprowadzonego od strony powierzchni przyłożenia pod ciśnieniem 0,28 MPa i w ilości 12,5 ml/h przeprowadzili Li i Liang [104]. W zakresie stosowanych parametrów skrawania składowe siły całkowitej charakteryzują się mniejszymi wartościami w przypadku stosowania MQL niż podczas toczenia na sucho, pomimo tego, że temperatura skrawania w skrawaniu na sucho jest wyższa i materiał obrabiany ulega większemu zmiękczeniu. Podobne badania dla toczenia stali AISI 1045 (PN C45), ale dodatkowo z udziałem emulsji dostarczanej do strefy skrawania w konwencjonalny sposób w ilości 15 l/min potwierdziły korzystny wpływ MQL na siłę skrawania [103]. Ze wzrostem prędkości skrawania następuje zmniejszenie wartości składowych siły całkowitej we wszystkich przypadkach chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz spadek oddziaływania smarującego emulsji i aerosolu (rys. 2.1). Stosowanie emulsji i aerosolu wywiera największy wpływ na składową styczną F_c , szczególnie w zakresie małych prędkości skrawania. W tych warunkach ma miejsce redukcja składowej F_c o 24,4 % dla MQL i 32,2% dla skrawania z emulsją.

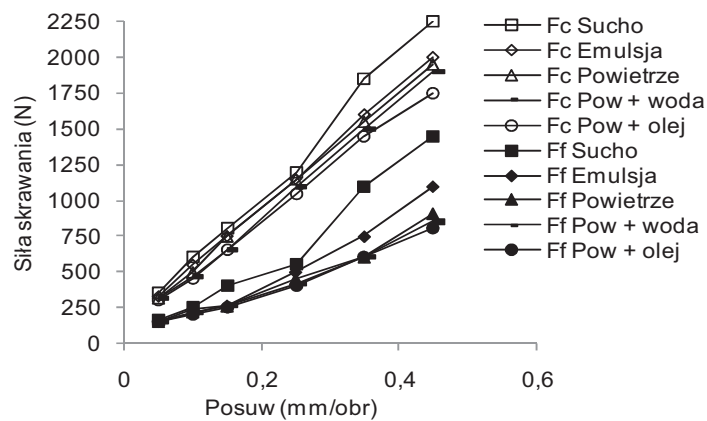
Spodziewany pozytywny wpływ MQL (60 ml/h, olej roślinny, 0,7 MPa) na składowe siły całkowitej w przypadku toczenia stali AISI 1060 (PN C60) nie potwierdził się jednak w warunkach stosowania większych wartości prędkości skrawania i posuwów [72]. W miarę zużywania się ostrza i zwiększenia pasma starcia na powierzchni przyłożenia następuje zwiększenie powierzchni styku ostrza z przedmiotem obrabianym oraz wzrost wartości składowych siły całkowitej. W stosowanych warunkach skrawania po czasie 8 min składowa F_c wzrosła o 54,7% w przypadku skrawania na sucho, 51,7% z MQL i 45,5 % z emulsją. Podobny trend przyrostu wartości składowych i poboru mocy w miarę upływu czasu skrawania występuje dla stosowanych w badaniach sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania.



Rys. 2.1. Siły składowe F_c , F_f , F_p w zależności od prędkości (a) i czasu skrawania (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 1045 (PN C45)) [103]

Istotny wpływ, poza sposobem chłodzenia i smarowania strefy skrawania, na wartość siły skrawania wywierają właściwości medium oraz parametry i ukierunkowanie strumienia aerosolu względem ostrza. Machado [110] i Sales [135] badali wpływ strumienia mieszaniny powietrza z wodą (293,98 ml/h) i 5 % emulsją (195 ml/h) dozowanego pod ciśnieniem 0,23 MPa na składową główną i posuwową siły całkowitej podczas toczenia stali AISI 1040 (PN C40). Uzyskane wyniki badań porównano z wartościami sił skrawania występującymi podczas toczenia na sucho, z chłodzeniem powietrzem pod ciśnieniem 0,23 MPa oraz z konwencjonalnym dopływem tej samej emulsji jaką zastosowano w MQL w ilości 5,2 l/min. Zaobserwowano, że wpływ stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania na główną i posuwową składową jest większy w przypadku stosowania małych prędkości skrawania i dużych posuwów. Przy wzroście prędkości skrawania do 200 m/min zarówno sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania jak i skład aerosolu nie wywiera istotnego wpływu na składowe siły całkowitej, poza przypadkiem konwencjonalnego dopływu emulsji. Obfite chłodzenie emulsją powoduje nieznaczny spadek wartości składowej głównej, natomiast nie wpływa na wartość składowej posuwowej. Stwierdzona w tych warunkach znaczna zmienność siły skrawania w czasie podawania emulsji w konwencjonalny sposób, jak sugerują autorzy pracy [110], może ułatwiać penetrację oleju do strefy skrawania i utworzenie filmu smarnego w wyniku pojawiających się drgań w procesie skrawania, dzięki czemu możliwe jest zmniejszenie siły skrawania. Składniki oleju zawarte w emulsji w postaci estrów i alkoholi tłuszczowych sprzyjają utworzeniu się warstwy smarnej i zmniejszają tarcie. W zakresie stosowanych parametrów skrawania sprężone powietrze oraz mieszanina powietrza z wodą nie wykazują istotnego wpływu na siłę skrawania, co autorzy tłumaczą zbyt krótkim czasem na utworzenie się warstwy smarujących tlenków lub wodorotlenków. Podobnie zastosowanie MQL nie wpływa na zmniejszenie siły skrawania, chociaż w porównaniu z konwencjonalnym podawaniem emulsji umożliwia zmniejszenie amplitudy składowych siły całkowitej, świadcząc o lepszej penetracji mgły olejowej pomiędzy przemieszczającą się powierzchnią wióra i ostrza. Potwierdzeniem mogą być mniejsze wartości odchylenia standardowego dla średnich wartości składowych siły całkowitej oraz badania zdolności penetracyjnych

i smarnych mediów stosowanych w MQL w zakresie wysokich prędkościach skrawania [110]. Zmniejszenie prędkości skrawania do 100 m/min powoduje zwiększenie wartości składowych siły całkowitej, a także eliminuje różnice ich wartości w przypadku wszystkich sposobów chłodzenia i smarowania. Dalsze zmniejszanie prędkości do 30 m/min przyczynia się do zmniejszenia siły skrawania podczas toczenia z zastosowaniem mieszanki powietrza z emulsją, w stosunku do skrawania na sucho (rys. 2.2). Oddziaływanie mediów maleje ze wzrostem prędkości skrawania i posuwu. Stwierdzono, że najmniejsze wartości siły skrawania występują w przypadku stosowania mieszanki powietrza z wodą lub emulsją. Zmienność siły skrawania w tych warunkach jest również najmniejsza, co ma istotny wpływ na chropowatość obrabianej powierzchni. Największe ich wartości pojawiają się podczas toczenia na sucho, a następnie z konwencjonalnym dopływem oleju. Ze względu na efektywność systemu chłodząco-smarującego istotne znaczenie ma, poza wartością siły skrawania, jej zmienność w czasie skrawania.

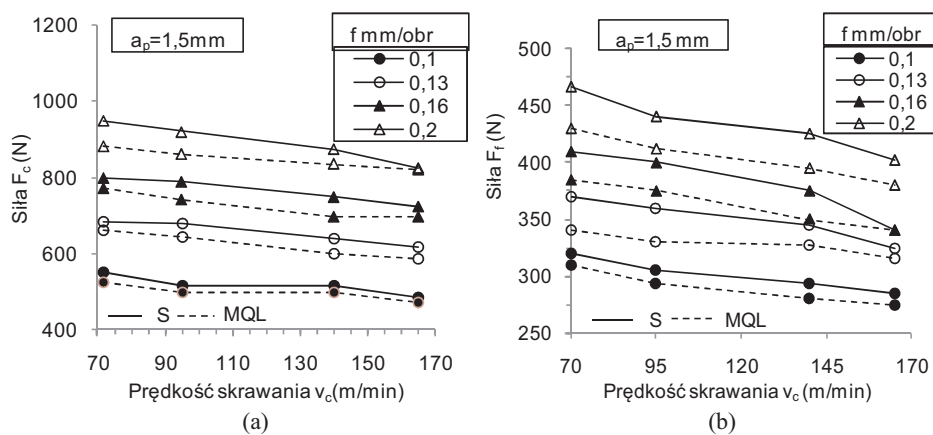


Rys. 2.2. Siły składowe F_c , F_f , F_p w zależności od stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania oraz posuwu (stal AISI 1040 (PN C40), $v_c=30$ m/min) [110]

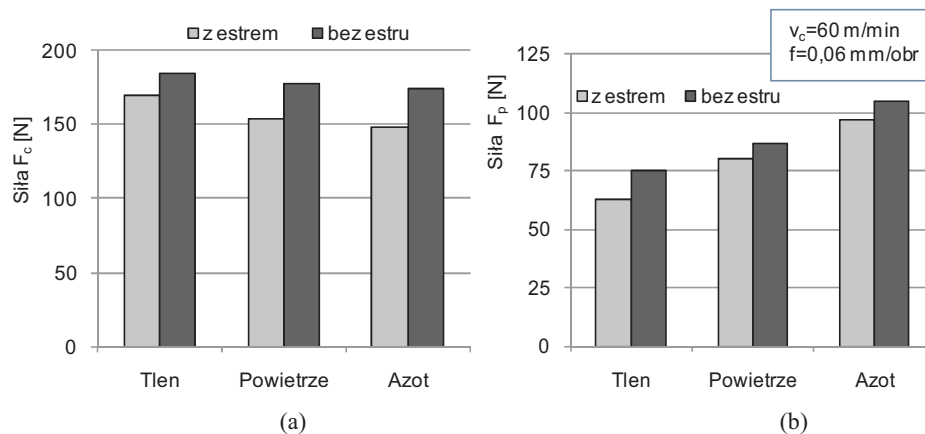
Korzystny wpływ aerozolu utworzonego z powietrza i oleju (Mobil Cut-102) podawanego do strefy skrawania pod ciśnieniem 0,8 MPa i w ilości 200 ml/h w trakcie toczenia stali AISI 1040 (PN C40) przedstawiono również w pracach [34,36]. Zastosowanie MQL podczas toczenia materiałów ciągliwych, skłonnych do umocnienia na skutek odkształceń plastycznych i uplastycznienia w wyniku wysokiej temperatury poprawia warunki styku między wiórem a narzędziem, przyczyniając się do zmniejszenia tarcia i tendencji do pojawiania się narostu, a tym samym zmniejszenia i stabilizacji składowych F_c i F_f . Ponadto, jak wykazały badania, oddziaływanie MQL w kierunku zmniejszenia wartości składowych siły całkowitej w większym stopniu dotyczy składowej F_f niż F_c (rys. 2.3).

Gaitonde i in. [50] zauważyli, że ilość oleju emulgującego w aerosolu istotnie wpływa na wartość siły skrawania podczas toczenia mosiądzu (CuZn39Pb3). Minimalizacja siły skrawania wymaga zastosowanie większej ilości oleju w aerosolu, która przyczynia się do zmniejszenia temperatury skrawania przede wszystkim na głównej krawędzi skrawającej, gdzie najczęściej występuje narost. Spośród stosowanych ilości oleju (50, 10, 200 ml/h) optymalna wartość, ze względu na siłę skrawania, w stosowanych warunkach skrawania określona została na 200 ml/h. Poza ilością dozowanego środka

smarnego istotny wpływ na wartość siły skrawania wywiera rodzaj gazu zastosowanego w MQL. Badania [115] składowych głównej i odporowej w zabiegu toczenia stali C45 w zależności od rodzaju gazu zastosowanego do wytworzenia mgły olejowej z udziałem syntetycznego estru wykazały, że zmiana gazu z azotu na tlen bez udziału estru powoduje 15% zmniejszenie siły głównej, a łącznie z estrem zmniejsza tę siłę o 17%. Siła odporowa w tych warunkach skrawania ulega zmniejszeniu odpowiednio o 26% i 35% (rys. 2.4). Udział estru przyczynia się do zmniejszenia tarcia między trącami powierzchniami ostrza a przedmiotem obrabianym. Obecność tlenu w powietrzu wywiera istotny wpływ na właściwości chłodząco-smarujące aerosolu, szczególnie w przypadku braku dostępu powietrza z atmosfery do strefy skrawania.



Rys. 2.3. Siła składowa główna F_c (a) i posuwowa F_f (b) w zależności od prędkości i posuwu skrawania podczas toczenia na sucho i z MQL (stal AISI 1040 (PN C40)) [34]

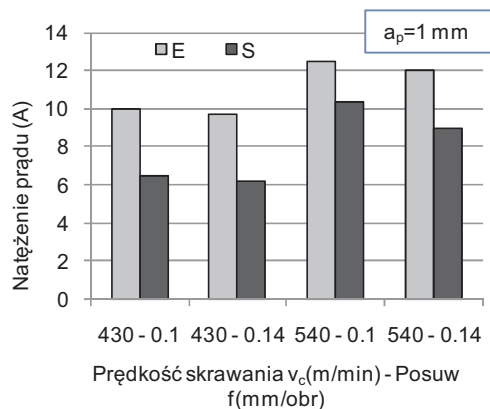


Rys. 2.4. Porównanie składowej głównej F_c (a) i odporowej F_p (b) dla toczenia z azotem, powietrzem i tlenem oraz ich mieszaniną z estrem (stal C45) [115]

Podobne badania dla toczenia aluminium JIS A6061 (PN AlMgSiCu) [162] nie potwierdziły korzystnego wpływu tlenu na siłę skrawania. Wartość siły skrawania jest większa, kiedy tlen jest stosowany lub gdy jest nośnikiem doprowadzającym estry do

strefy skrawania. Ma to związek ze zwiększonym utwardzeniem warstwy wierzchniej aluminium w atmosferze samego tlenu, niż kiedy jest on składnikiem aerosolu. Skład chemiczny gazu transportującego mgłą olejową ma szczególne znaczenie w przypadku zamkniętej strefy skrawania, jak np. w wierceniu.

Wyeliminowanie cieczy obróbkowej, jak wykazały badania [40], z procesu toczenia stali AISI 1045 (PN C45) powoduje zmniejszenie mocy skrawania. Podczas skrawania na sucho z prędkością $v_c = 430$ m/min występuje znacznie większy spadek mocy niż z $v_c = 540$ m/min z użyciem emulsji, co wskazuje na trudności z dotarciem emulsji do strefy skrawania oraz ograniczone możliwości smarowania strefy skrawania (rys. 2.5). W zakresie wysokich prędkości skrawania, pomimo obfitego dopływu emulsji, występuje zmiękczenie materiału obrabianego, w wyniku czego, wartości mocy skrawania zbliżone są do wartości podczas skrawania na sucho. W stosowanych warunkach skrawania moc skrawania przy wzroście posuwu z 0,1 do 0,14 mm/obr pozostawała na zbliżonym poziomie, a nawet nieco malała zarówno podczas skrawania na sucho, jak i na mokro. Tymczasem podczas toczenia na sucho z $v_c = 430$ m/min i $f = 0,14$ mm/obr była znacznie mniejsza niż na mokro z $v_c = 540$ m/min i $f = 0,1$ mm/obr.



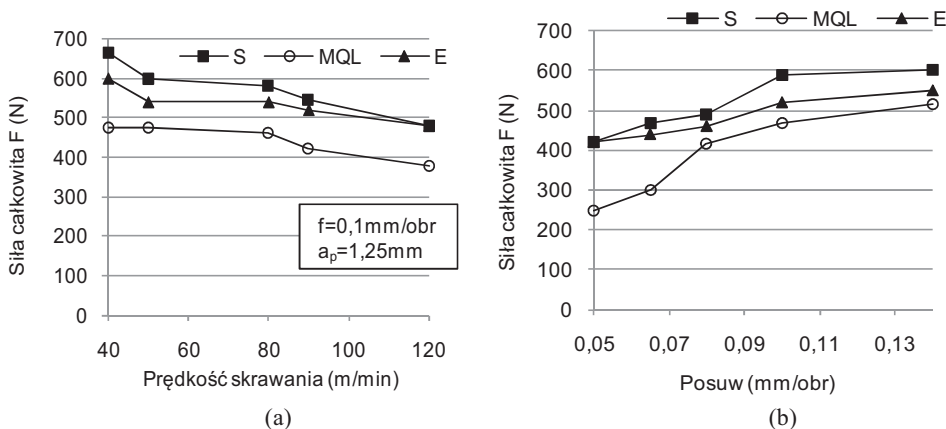
Rys. 2.5. Natężenie prądu silnika napędu głównego w zależności od prędkości skrawania oraz posuwu podczas toczenia na sucho oraz z emulsją (stal AISI 1045 (PN C45)) [40]

Wynikające z pracy [40] wnioski sugerują zwiększenie posuwu i zmniejszenie prędkości skrawania w przypadku wyeliminowania cieczy obróbkowej, co umożliwia zmniejszenie mocy skrawania oraz niewielki wzrost okresu trwałości ostrza podczas toczenia wykończeniowego stali AISI 1045.

Mimo, że toczenie stali w stanie twardym lub utwardzonym odbywa się najczęściej na sucho, prowadzone są badania wpływu MQL na przebieg procesu skrawania materiałów twardych. Porównanie składowych siły całkowitej podczas toczenia stali wysokowęglowej o twardości 62-64 HRC na sucho i z MQL (50 ml/h pod ciśnieniem 0,14 MPa) nie wykazało wyraźnych różnic ich wartości. Oddziaływanie chłodzące (przez konwekcję i odparowanie [159]) doprowadzonej, w postaci aerosolu, mieszaniny powietrza z olejem roślinnym uniemożliwia termiczne zmiękczenie materiału obrabianego, a efekt smarny nie jest wystarczająco duży żeby mogło wystąpić istotne zmniejszenie siły skrawania [11]. W miarę zużywania się powierzchni przyłożenia i natarcia ostrza zanikają różnice wartości składowych głównej, odporowej i posuwowej podczas toczenia z MQL i na sucho. Istotny wpływ parametrów dozowania medium chłodząco-

smarującego w technice MQL na siłę skrawania podczas toczenia materiału twardego lub utwardzonego przedstawiono w pracy [159].

Badania porównawcze siły skrawania podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) zahartowanej do twardości 46 HRC płytkami gatunku P30 pokrytymi powłokami z TiC, TiN i TiCN, w zakresie parametrów skrawania $v_c = 40-120$ m/min, $f = 0,05-0,14$ mm/obr, $a_p = 1,25$ wykazały, że siła całkowita przyjmuje mniejsze wartości podczas skrawania z minimalnym dozowaniem emulsji na bazie oleju mineralnego niż podczas chłodzenia konwencjonalnego i na sucho (rys. 2.6). Wysokie ciśnienie wtrysku oleju (20 MPa) z częstotliwością 600 wtrysków/min i w ilości 2 ml/min oraz duża prędkość (rzędu 100 m/s) kropli wytworzonych przez układ zasilania MQL ułatwia penetrację cieczy do powierzchni styku wióra z powierzchnią natarcia oraz zmniejsza tarcie. Ponadto powoduje rozdrobnienie oleju w postaci mikroskopijnych kropli, których wymiary są odwrotnie proporcjonalne do ciśnienia wtrysku. Badania spodniej powierzchni wiórów wykazały istnienie drobnych kapilar na styku wiór-narzędzie i wewnątrz wióra, będących przedłużeniem ząbków na zewnętrznej powierzchni wióra, które redukują obszar zacierania i płynięcia plastycznego dolnej warstwy wióra.



Rys. 2.6. Siła całkowita w zależności od prędkości skrawania (a) i posuwu (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]

2.2. Temperatura skrawania

Temperatura w strefie skrawania jest istotnym czynnikiem w procesie kształtowania warstwy wierzchniej, silnie skorelowanym z właściwościami materiału obrabianego i narzędzia, a także środowiskiem i zastosowanymi parametrami skrawania. Od jej wartości zależą zjawiska występujące w strefie powstawania wióra, wytrzymałość, zużycie i trwałość ostrza oraz zmiany w obszarze obrobionej powierzchni mające istotny wpływ na właściwości warstwy wierzchniej, w tym na jej grubość, twardość, naprężenia własne oraz przemiany fazowe i strukturalne. Wysoka temperatura w większości przypadków toczenia materiałów wywiera negatywny wpływ na rezultaty procesu skrawania [144]. Stąd ważne znaczenie, ze względu na cechy warstwy wierzchniej i dokładność wymiaru, ma sposób chłodzenia i smarowania strefy styku ostrza z materiałem obrabianym. Rozkład i wartość temperatury skrawania w obszarze kształtowania wióra i obro-

bionej powierzchni jest przedmiotem badań prowadzonych od wielu lat [5,53,73,82, 116,135,158,167]. Najczęściej badania te dotyczą skrawania na sucho i z konwencjonalnym/obfitym chłodzeniem i smarowaniem.

Podczas skrawania materiałów ciągliwych ciepło generowane jest w wyniku odkształceń plastycznych i dekohezji materiału, a także tarcia na powierzchni natarcia oraz głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia. Istotne znaczenie, ze względu na trwałość ostrza i cechy warstwy wierzchniej, ma szybkie odprowadzenie wydzielanego ciepła ze strefy skrawania i zredukowanie temperatury na stykających się powierzchniach ostrza i przedmiotu obrabianego. Wytworzone ciepło w procesie skrawania odprowadzane jest przez wiór, przewodzone do narzędzia i obrabianego przedmiotu oraz przejmowane przez środowisko skrawania (płyny obróbkowe). W przypadku skrawania na sucho strumień ciepła przejmowany przez powietrze stanowi zwykle niewielki, pomijalny procent ogółu wytworzonego ciepła. Podczas konwencjonalnego dopływu cieczy do strefy skrawania ilość odprowadzonego ciepła przez konwekcję wynosi [159]:

$$Q = M \cdot C_p \cdot \Delta T \quad (2.1)$$

gdzie:

- Q – ilość ciepła,
- M – masa cieczy,
- C_p – pojemność cieplna właściwa,
- ΔT – redukcja temperatury.

Efektywność odprowadzenia ciepła ze strefy skrawania zależy od właściwości chłodzących i smarujących cieczy obróbkowych. Badania właściwości chłodzących różnych cieczy obróbkowych w trakcie toczenia stali AISI 8640 (PN 40NiCrMo2) przeprowadził Sales i in. [135], który stwierdził, że w wysokiej temperaturze lepsze cechy chłodzące od wody posiadają oleje syntetyczne i mineralne. Parowanie wody w temperaturze 100°C tworzy barierę w postaci pary utrudniającej dopływ kolejnej porcji wody do strefy skrawania, a tym samym odpływ ciepła. Kolejnym czynnikiem pogarszającym zdolność do odprowadzenia ciepła przez wodę jest jej mniejsza zwilżalność. Wysoki współczynnik konwekcji i zdolność do szybkiego odprowadzenia ciepła przez ciecz obróbkową nie zawsze zapewniają najniższą temperaturę na styku wiór powierzchni natarcia. W procesie skrawania czynnik chłodzący, który umożliwia odprowadzenie większej ilości ciepła i jednocześnie powoduje zmniejszenie efektu temperaturowego w postaci uplastycznienia materiału sprawia, że materiał obrabiany wykazuje większy opór skrawania niż w przypadku stosowania cieczy o niższym współczynniku konwekcji. W konsekwencji większa ilość energii jest pochłaniana w procesie skrawania, co przyczynia się do wzrostu temperatury skrawania. Natomiast podczas MQL chłodzenie odbywa się zarówno przez konwekcję, jak i odparowanie. Odprowadzenie ciepła poprzez odparowanie jest wspomagane w wyniku zwiększenia powierzchni oddziaływania spowodowanej atomizacją medium chłodząco-smarującego i wynosi [159]:

$$Q_1 = M \cdot C_p \cdot \Delta T + m \cdot L \quad (2.2)$$

gdzie:

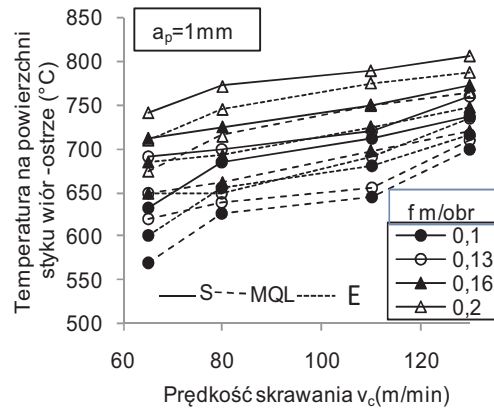
- $M, C_p, \Delta T$ – jak wyżej,
- m – masa wyparowanej cieczy,
- L – entalpia parowania.

Ponieważ entalpia parowania dla wody jest bardzo duża, wyparowanie niewielkiej jej ilości ma istotne znaczenie dla efektu chłodzenia. Duża prędkość kropli medium chłodząco-smarującego podczas MQL jest w stanie przebić formowaną osłonę pary na ostrzu i dotrzeć do powierzchni styku wióra z powierzchnią natarcia, przyczyniając się do bardziej skutecznego odprowadzenia ciepła niż utworzony film smarny w trakcie konwencjonalnego chłodzenia, który opóźnia odprowadzenie ciepła. Na możliwość penetracji mgły olejowej do strefy skrawania i jej oddziaływanie na temperaturę skrawania w zależności od właściwości i parametrów elementów tworzących mgłę olejową zwracają uwagę autorzy pracy [47]. Stwierdzili, że w zależności od warunków tworzenia mgły olejowej i parametrów skrawania istnieje możliwość odprowadzenia od 5 do 40% całkowitej ilości ciepła.

Avila i Abrao [12] uważają, że obniżenie temperatury na powierzchni styku wióra z ostrzem poprzez doprowadzenie cieczy obróbkowej do strefy skrawania w konwencjonalny sposób jest mało skuteczne, ponieważ utrudnione lub niemożliwe jest jej dotarcie do strefy skrawania, szczególnie w zakresie wysokich prędkości skrawania, a tym samym nie wpływa na obniżenie temperatury i zmniejszenie tarcia stykających się powierzchni wióra i ostrza. Tym niemniej, według autorów, czynnik chłodzący cieczy, oddziałując na pozostałe powierzchnie ostrza i przedmiotu obrabianego może zwiększać odporność ostrza na działanie wysokich temperatur, a czynnik smarujący może zmniejszyć powierzchnię styku ostrza z wiórem w wyniku zmniejszenia promienia zwijania wióra w niższej temperaturze, a tym samym powierzchnię tarcia [115]. Jednym ze sposobów zalecanych przez autorów, pozwalającym zmniejszyć temperaturę i siłę skrawania jest zmniejszenie obszaru styku wióra z płytką skrawającą poprzez ukształtowanie powierzchni natarcia wzdłuż krawędzi skrawającej w postaci rowków (karów) oraz zwiększenie kąta natarcia.

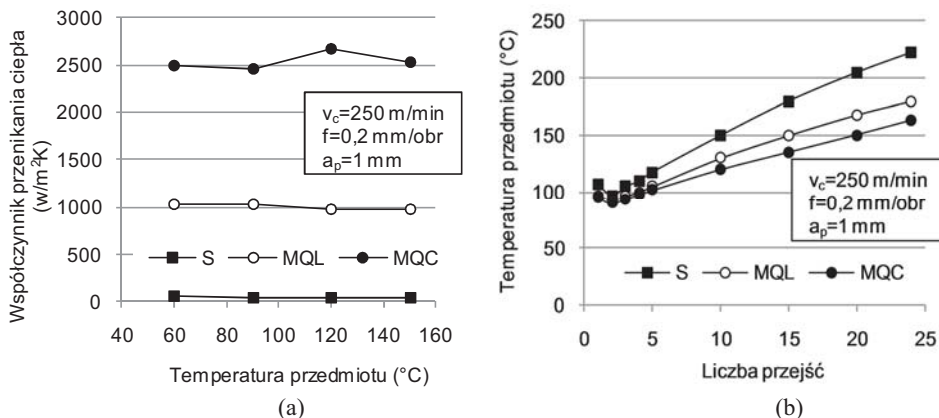
Badaniom wpływu składu cieczy obróbkowej na temperaturę między ostrzem a obrabianym przedmiotem i możliwość jej redukcji podczas toczenia stali C45 z konwencjonalnym dopływem do strefy obróbki, w porównaniu ze skrawaniem na sucho, poświęcona jest praca [83]. W zakresie stosowanych prędkości skrawania i posuwów ($v_c = 30$ do 240 m/min, posuw $f = 0,1$ do $0,32$ mm/obr, $a_p = 2$ mm) najwyższa temperatura występuje podczas toczenia na sucho, natomiast właściwości chłodzące stosowanych cieczy obróbkowych (woda, olej z dodatkiem EP i bez o koncentracji 1:15 i 1:30) były odwrotnie proporcjonalne do zawartego w nich czynnika smarnego. Podobne zależności występują podczas stosowania samego oleju. Ze wzrostem prędkości i posuwu skrawania, a także ze wzrostem temperatury obniżenie temperatury w strefie skrawania w wyniku zastosowania oleju maleje w porównaniu ze skrawaniem na sucho. Autorzy pracy [35] zwracają uwagę na trudności z dotarciem cieczy do powierzchni styku ostrza z przedmiotem obrabianym podczas konwencjonalnego chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Podczas skrawania materiałów plastycznych ciepło jest generowane w obszarze pierwotnych i wtórnych deformacji plastycznych wióra i na powierzchniach styku ostrza z materiałem obrabianym. W zakresie wysokich prędkości skrawania i posuwów występujące uplastycznienie wióra w obszarze styku z powierzchnią natarcia, uniemożliwia penetrację cieczy obróbkowej między trące powierzchnie i skuteczne zmniejszenie temperatury skrawania. Zastosowanie MQL w ilości 60 ml/h i pod ciśnieniem 0,7 MPa podczas toczenia stali AISI 1040 (PN C40) pozwoliło zmniejszyć temperaturę na powierzchni kontaktu wióra z powierzchnią natarcia, ale w stopniu zależnym od prędkości i posuwu skrawania oraz warunków i zakresu styku wióra z powierzchnią natarcia (rys. 2.7). Istotne znaczenie ma zwiększenie możliwości penetracji aerozolu

i intensywności chłodzenia w miarę wzrostu zużycia ostrza, w postaci rozwijających się nierówności na powierzchni natarcia oraz wyżłobień na głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia.



Rys. 2.7. Średnia temperatura powierzchni styku wióra z powierzchnią natarcia podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 1040 (PN C40)) [35]

W technice MQL poziom redukcji temperatury skrawania zależy w głównej mierze od właściwości medium zawartego w strumieniu wytworzonego aerozolu. Badania Sukayolo i in. [146] nad wpływem czynnika chłodząco-smarującego na temperaturę przedmiotu podczas toczenia wzdłużnego stali C45 wykazały, że znacznie większy efekt chłodzący jest osiągalny w przypadku stosowania mieszaniny powietrza z wodą (10 ml/min, 0,5 MPa) niż powietrza z olejem (0,67 ml/min, 0,5 MPa) ze względu na różnice właściwości cieplnych tych cieczy. Zróżnicowane zdolności absorpcji ciepła stosowanych w badaniu mediów chłodząco-smarujących wyrażone w postaci współczynnika przepływu ciepła od narzędzia do przedmiotu, przedstawiono na rysunku 2.8.



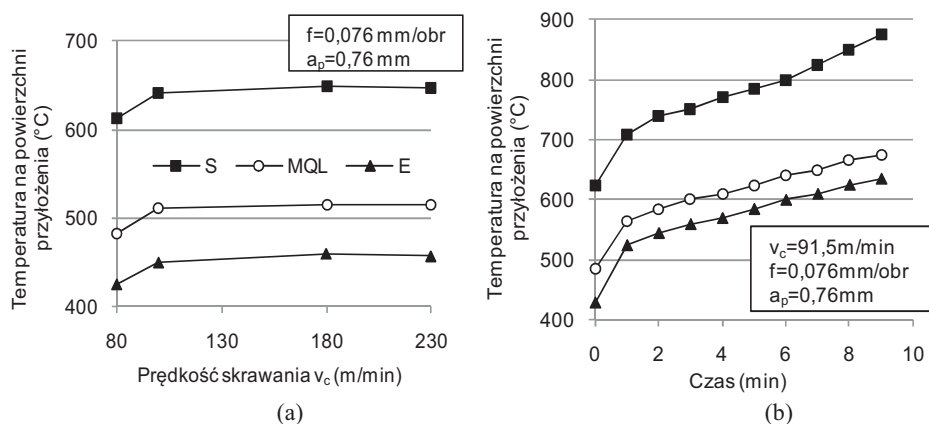
Rys. 2.8. Współczynnik przepływu ciepła od narzędzia do przedmiotu (a) i temperatura przedmiotu (b) podczas toczenia na sucho, z MQC i MQL (stal C45) [146]

W skrawaniu na sucho otaczające strefę skrawania powietrze ma nieznaczną zdolność chłodzenia i absorpcji ciepła w porównaniu z wymienionymi cieczami stosowanymi w MQC (woda) i MQL (olej). Stwierdzono, że z upływem czasu pracy ostrza chłodzący wpływ MQC i smarujący MQL, a tym samym zmniejszenie temperatury, wzrasta w porównaniu z toczeniem na sucho (rys. 2.8).

Pozytywny wpływ MQL na temperaturę powierzchni styku wióra z powierzchnią natarcia podczas toczenia stali AISI 1040 (PN C40) z zastosowaniem MQL zaobserwowali Dhar i in. [34] oraz Rahman [132]. Strumień powietrza i oleju w ilości 200 ml/h pod ciśnieniem 0,8 MPa skierowany został na pomocniczą powierzchnię przyłożenia w celu doprowadzenia czynnika smarnego możliwie najbliżej do powierzchni kontaktu wiór-powierzchnia natarcia i ostrze-powierzchnie obrabianego przedmiotu. Badania wykazały, że w zakresie małych prędkości skrawania, kiedy styk wióra z narzędziem jest mniejszy niż w wysokich prędkościach skrawania, mgła olejowa w niewielkich ilościach jest wciągana/zasysana między trące powierzchnie na skutek efektu kapilarnego, co według autorów umożliwia bardziej skuteczne smarowanie. Ze wzrostem prędkości skrawania następuje uplastycznienie wióra i zwiększenie powierzchni styku z powierzchnią natarcia, co utrudnia dotarcie cząsteczek oleju między wiór i ostrze. Zauważono, że smarująco-chłodzący wpływ MQL jest silniejszy w zakresie mniejszych posuwów i prędkości skrawania oraz umożliwia zmniejszenie temperatury skrawania od 5 do 15 % w stosunku do toczenia na sucho w zależności od prędkości skrawania i posuwu. Zmniejszenie temperatury skrawania o 10-15% w porównaniu ze skrawaniem na sucho uzyskał również Dhar i in.[37] podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) ostrzem z węgla spiekanego P30 w wyniku zastosowania MQL, w którym strumień aerozolu, w ilości środka smarnego 60 ml/h podawanego pod ciśnieniem 0,7 MPa, kierowano na krawędź skrawającą w celu umożliwienia dotarcia aerozolu do powierzchni natarcia i przyłożenia, a także pomocniczej powierzchni przyłożenia.

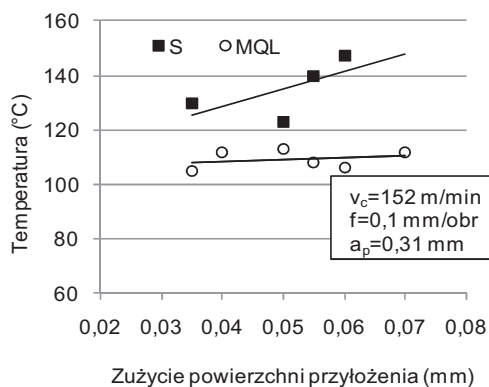
Dodatkowym czynnikiem wpływającym na trwałość ostrza jest temperatura na powierzchni przyłożenia [103]. Badania temperatury na powierzchni przyłożenia podczas toczenia stali AISI 1045 (PN C45) z konwencjonalnym chłodzeniem za pomocą emulsji w ilości 15 l/min, na sucho i z MQL, w którym strumień aerozolu pod ciśnieniem 0,28 MPa skierowany był na powierzchnię przyłożenia wykazały, że najwyższa temperatura występuje podczas skrawania na sucho, następnie z MQL i na mokro. Wyniki badań wskazują, że niewielka ilość oleju zawartego w aerosolu powoduje znaczne obniżenie temperatury zarówno w wyniku chłodzenia i smarowania. Efekt smarowania przyczynia się do zmniejszenia siły skrawania, w następstwie czego, następuje zmniejszenie ilości ciepła generowanego w strefie skrawania, a w konsekwencji temperatury na powierzchni przyłożenia. Przy prędkości skrawania 91,5 m/min, przejście od skrawania na sucho do MQL umożliwia zmniejszenie temperatury na powierzchni przyłożenia o 22,1%, a w porównaniu do konwencjonalnego chłodzenia obniżenie o 31,4%. Temperatura na powierzchni przyłożenia ze wzrostem szerokości pasma zużycia powierzchni przyłożenia wzrasta, przy czym wartości temperatury dla MQL i skrawania na mokro są porównywalne (rys. 2.9).

Khan i Dhar [72] – w porównaniu z toczeniem na sucho stali AISI 1060 (PN C60) – uzyskali zredukowanie temperatury skrawania z 5 do 12% w zależności od v_c i f , w wyniku zastosowania MQL.



Rys. 2.9. Temperatura ostrza na powierzchni przyłożenia w zależności od prędkości skrawania (a) i czasu pracy ostrza (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 1045 (PN C45)) [103]

Materiały twarde lub utwardzone, ze względu na wrażliwość na skoki temperatury materiałów narzędziowych stosowanych do ich obróbki najczęściej skrawane są bez udziału cieczy obróbkowej – na sucho [71,122,123]. Bardzo wysoka temperatura podczas skrawania negatywnie oddziałuje nie tylko na trwałość ostrza, ale także jest przyczyną niekorzystnych zmian w warstwie wierzchniej. Badania porównawcze toczenia na sucho i z MQL stali wysokowęglowej zahartowanej do twardości 62-64 HRC ostrzem z CBN pokazały, że zastosowanie minimalnego smarowania olejem roślinnym dostarczonym do strefy skrawania w postaci aerosolu w ilości 50 ml/h pod ciśnieniem 0,14 MPa umożliwia zredukowanie temperatury skrawania, mierzonej pod podkładką płytki skrawającej po czasie 2min pracy ostrza o różnej szerokości pasma zużycia powierzchni przyłożenia, od 5-10% w porównaniu ze skrawaniem na sucho (rys. 2.10) [11].

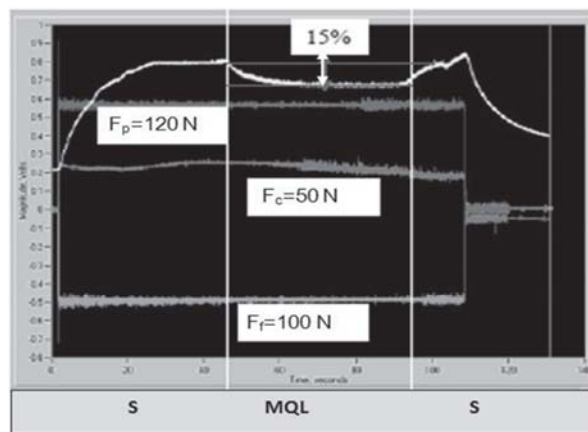


Rys. 2.10. Temperatura ostrza w zależności od szerokości pasma zużycia powierzchni przyłożenia (stal wysokowęglowa, 62-64 HRC) [11]

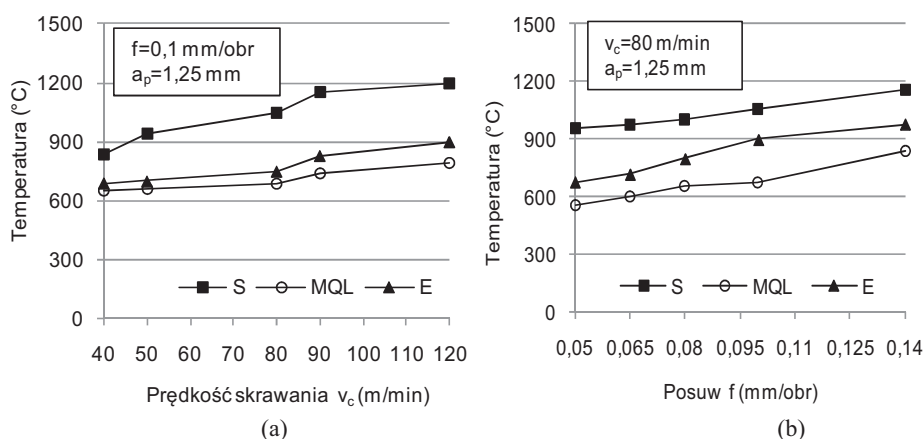
Temperatura skrawania w obu sposobach chłodzenia i smarowania rosła wraz ze wzrostem zużycia ostrza, natomiast w przypadku MQL była o 30-50°C niższa. Przeprowadzone testy toczenia wzdłużnego, w których na przemian włączano i wyłącza-

dopływ MQL w celu stwierdzenia dynamicznej reakcji temperatury na obecność czynnika smarnego użytego w MQL pokazały, że włączenie dopływu aerosolu powodowało zmniejszenie temperatury skrawania o 15%.

Natomiast ustabilizowanie temperatury po przejściu od skrawania na sucho do MQL następowało po czasie około 20-30 s (rys. 2.11). Natomiast nie stwierdzono różnic przebiegu składowych siły całkowitej między toczeniem na sucho i z MQL. Podobnie korzystny wpływ MQL, na obniżenie temperatury skrawania podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) zahartowanej do twardości 46 HRC płytkami z węglików spiekanych gatunku P30 pokrytymi powłokami z TiC, TiN i TiCN wykazano w pracy [159]. W zakresie stosowanych parametrów skrawania mniejszą temperaturę skrawania niż z chłodzeniem konwencjonalnym i na sucho uzyskano w trakcie toczenia z MQL w postaci strumienia oleju o podwyższonym ciśnieniu do 20 MPa z częstotliwością wtrysku 600 impulsów/min oraz w ilości 2 ml/min (rys. 2.12).



Rys. 2.11. Zmiana temperatury ostrza i składowych F_c , F_f , F_p siły całkowitej w zależności od dopływu aerosolu do strefy skrawania (stal wysokowęglowa, $v_c = 152$ m/min, $f = 0,05$ mm/obr, $a_p = 0,19$ mm) [11]



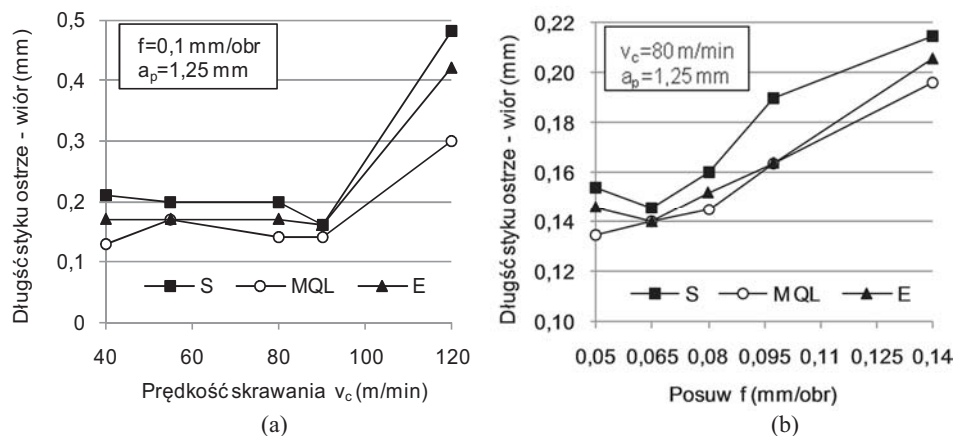
Rys. 2.12. Temperatura skrawania w zależności od prędkości skrawania (a) i posuwu (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]

Mniejsza temperatura skrawania podczas toczenia z MQL niż z konwencjonalnym dopływem emulsji, według autorów pracy, jest skutkiem odprowadzenia ciepła nie tylko przez konwekcję jak w przypadku oddziaływania emulsji, ale dodatkowo poprzez odprowadzenie skierowanego do strefy skrawania strumienia zatomizowanych kropli oleju.

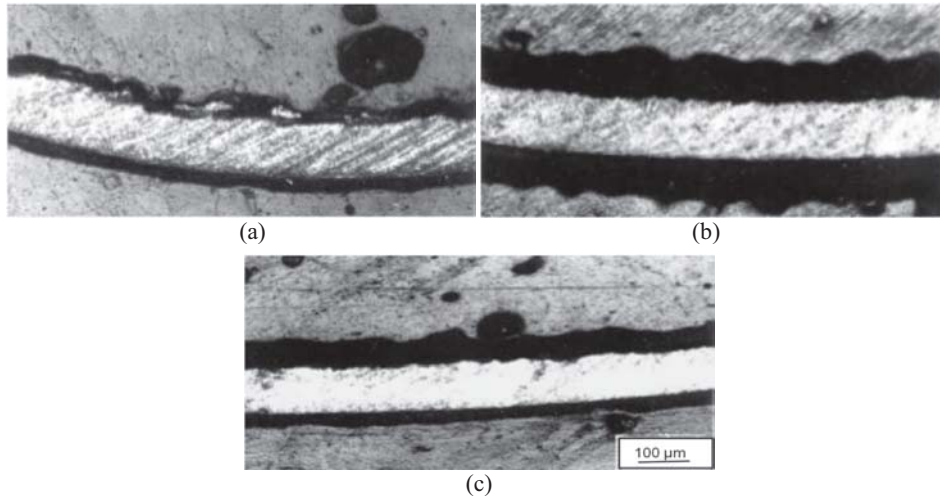
2.3. Tworzenie i kształt wiórów

Jednym z warunków pomyślnego wdrożenia skrawania na sucho lub z MQL jest uzyskanie zadowalających wiórów pod względem kształtu i możliwości usunięcia z przestrzeni obróbki. Warunki kształtowania i postać wióra tworzącego się w procesie skrawania mają istotny wpływ na wydajność, niezawodność i bezpieczeństwo obsługi, a także na cechy warstwy wierzchniej obrobionego przedmiotu. Ze względu na możliwość usuwania z przestrzeni roboczej i niezakłóconej pracy obrabiarki oraz bezpieczeństwo obsługi i jakość obrobionej powierzchni, wióry można podzielić na dopuszczalne (pasmowy krótki, śrubowy zwarty, stożkowy i otwarty krótki, łukowy otwarty, elementowy) i niedopuszczalne (pasmowy długi, śrubowy zwarty i stożkowy długi) [53,69,158]. Kształt utworzonego wióra jest ściśle związany ze stanem odkształceń i naprężeń w strefie tworzenia wióra. Czynnikiem o decydującym wpływie na kształt wióra są wytrzymałość i twardość materiału, od których zależy stan odkształceń i naprężeń w strefie konstytuowania wióra. W grupie materiałów elastoplastycznych kształt wióra uzależniony jest także od wytrzymałości na rozciąganie. Podczas skrawania materiałów elastokruchych występuje najczęściej wiór ścinany elementowy [53]. Istotnymi czynnikami mającymi wpływ na warunki tworzenia i kształt wióra, poza właściwościami materiału skrawanego, są parametry skrawania, ukształtowanie powierzchni natarcia, geometria ostrza i środowisko skrawania, w którym realizowany jest proces skrawania [35,73,168]. W wielu procesach obróbki skrawaniem obecność płynów obróbkowych jest niezbędna ze względów technologicznych, czego przykładem może być toczenie stopu aluminiowego 6061 na sucho ostrzem z węgla spiekane z powłoką diamentową, podczas którego, w zakresie prędkości skrawania 50-400 m/min występuje silne przywieranie skrawanego materiału do ostrza [143]. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej powoduje wzrost adhezji materiału zarówno do powierzchni natarcia, jak i głównej oraz pomocniczej powierzchni przyłożenia, szczególnie w zakresie wyższych prędkości skrawania. Zastosowanie w tych warunkach MQL umożliwia zmniejszenie adhezji w stosunku do skrawania na sucho, lecz jest ona nadal większa niż podczas toczenia na mokro. Stwierdzono, że ilość oleju zawartego w aerosolu (50 do 100 ml/h) nie wywiera istotnego wpływu na wielkość przywarć w przypadku toczenia stopu aluminium 6061. Niekorzystna postać wiórów w kształcie splątanej wstęgi, która podczas toczenia na sucho stali niskostopowej AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) obrobionej cieplnie do twardości 49 HRC ostrzem z ceramiki mieszanej (Al_2O_3+TiC) owija się od czasu do czasu wokół przedmiotu obrabianego, co uniemożliwia wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej [12]. Zastosowanie w tych warunkach cieczy chłodząco-smarującej ułatwia kształtowanie wiórów korzystnych ze względu na możliwość ich usuwania z przestrzeni roboczej. Jej oddziaływanie na przebieg formowania wióra zależy od właściwości cieczy. W przypadku konwencjonalnego dopływu emulsji z zawartością oleju mineralnego występują wióry spiralne płaskie, natomiast w warunkach stosowania emulsji bez oleju mineralnego tworzą się wióry pasmowe i śrubowe długie [12].

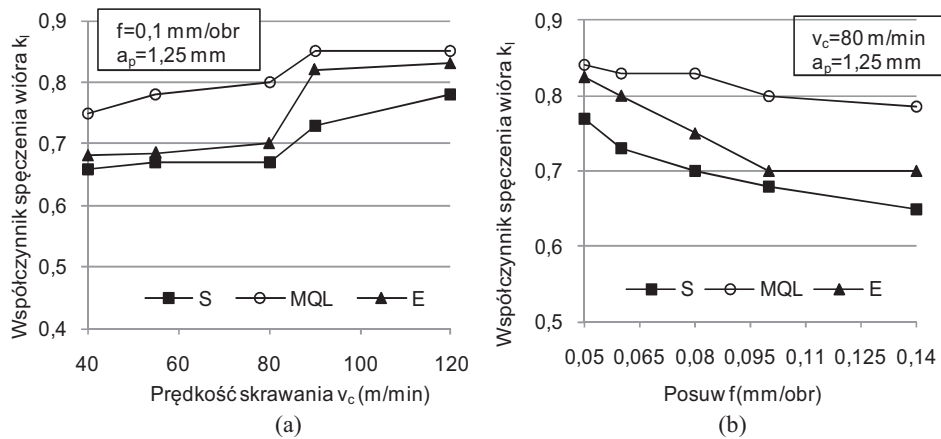
Na kształtowanie się i spływ wióra istotny wpływ wywiera sposób i miejsce dopływu cieczy lub strumienia aerosolu, od którego zależy gradient temperatury na grubości wióra, a tym samym promień zwijania wióra oraz kształt i położenie rowka starcia na powierzchni natarcia [139]. Największa redukcja temperatury skrawania występuje, kiedy strumień medium chłodząco-smarującego skierowany jest na powierzchnię przyłożenia [135]. Korzystny wpływ MQL na długość styku wióra z powierzchnią natarcia przedstawiono w pracy [159]. Zastosowanie strumienia oleju o ciśnieniu 20 MPa i w ilości 2 ml/min pozwoliło zredukować długość styku wióra z powierzchnią natarcia. Autorzy wskazują na trzy przyczyny takiej sytuacji: zanieczyszczenie powierzchni natarcia produktami pozostającymi po odparowaniu kropli zatowizowanego oleju, pojawienie się plastycznego płynięcia na tylnej powierzchni wióra wspomaganego efektem Rebintera i ogólnego zmniejszenia temperatury skrawania. Wymienione zjawiska biorą czynny udział podczas wtrysku aerosolu. Przenikanie mgły olejowej między powierzchnie styku przeciwdziała adhezji wióra do powierzchni natarcia i powoduje zmianę warunków kontaktu wióra z ostrzem z zacierania się na plastyczne płynięcie, które uwalnia częściowo naprężenia ściskające i przyczynia się do zwijania wióra, a w konsekwencji zmniejszenia długości styku. W stosowanych warunkach skrawania długość styku wióra z powierzchnią natarcia była krótsza podczas stosowania MQL niż podczas toczenia na sucho i z emulsją. Różnica wartości długości styku wiór-ostrze dla wymienionych sposobów chłodzenia i smarowania, jak wykazały badania, rośnie ze wzrostem prędkości skrawania, co ma związek z utrudnionym dopływem emulsji, stosunku do mgły olejowej, między dolną powierzchnią wióra i powierzchnią natarcia ze wzrostem prędkości skrawania (rys. 2.13). Ponadto po toczeniu z MQL mniejsze wartości występują w odniesieniu do grubości (rys. 2.14) i współczynnika spęczenia wióra (rys. 2.15).



Rys. 2.13. Długość styku wióra z powierzchnią natarcia w zależności od prędkości skrawania (a) oraz posuwu (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]

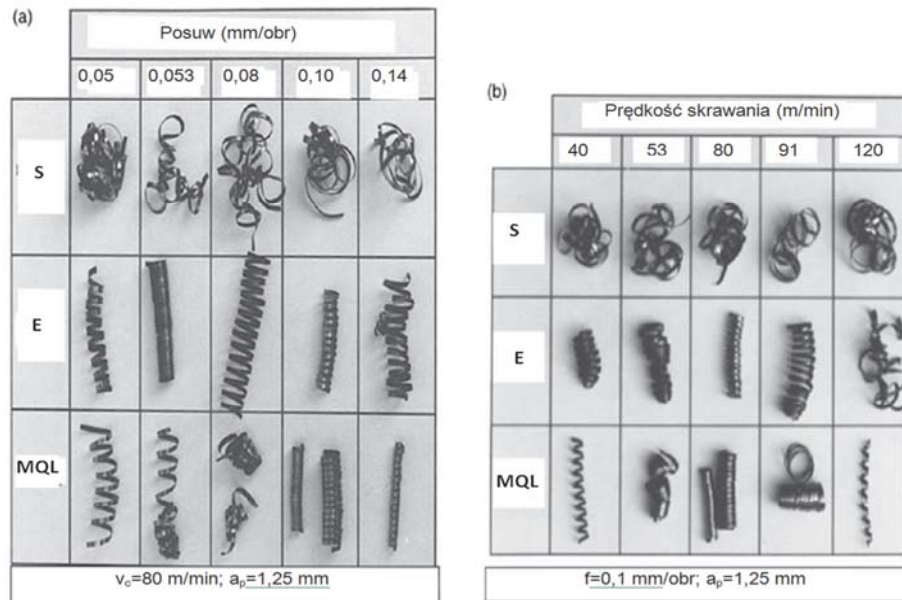


Rys. 2.14. Mikrostruktura przekroju wióra po toczeniu na sucho (a) z emulsją (b) i z MQL (c) (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC, $v_c=80$ m/min, $f=0,10$ mm/obr, $a_p=1,25$ mm) [159]



Rys. 2.15. Współczynnik spęczenia wióra w zależności od prędkości skrawania (a) i posuwu (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]

W stosowanych warunkach skrawania udział MQL sprzyja tworzeniu się wiórów śrubowych krótkich zwartych i otwartych, korzystnych ze względu na możliwość ich usunięcia z obszaru obróbki (rys. 2.16).

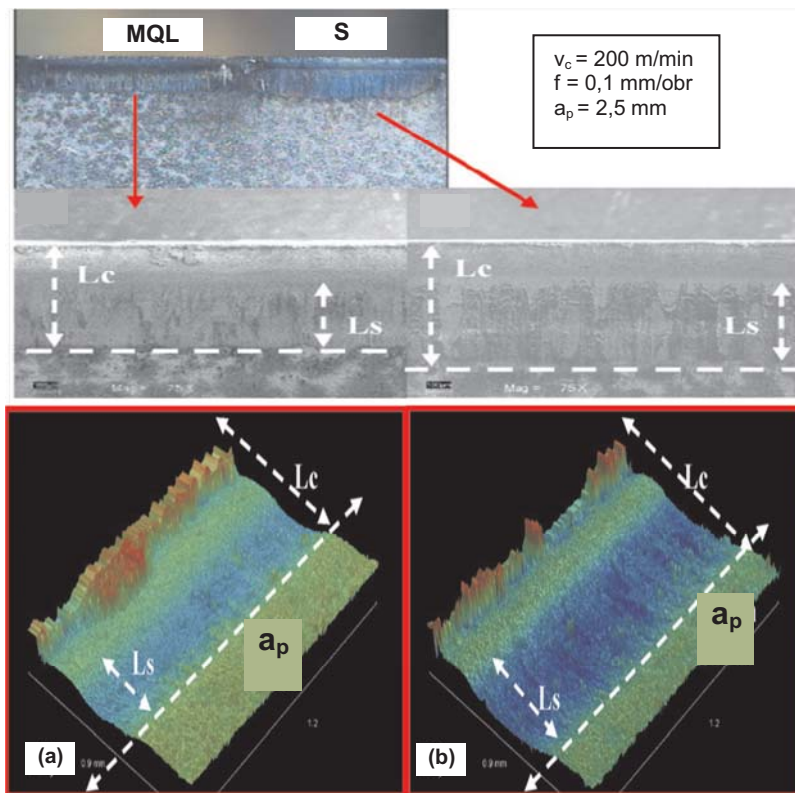


Rys. 2.16. Kształt wiórów w zależności od prędkości skrawania (a) oraz posuwu (b) podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]

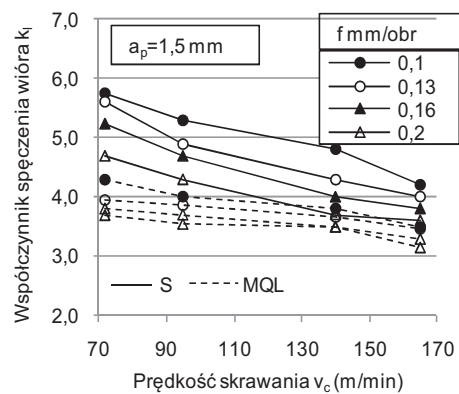
Zmniejszenie długości styku wióra z ostrzem podczas toczenia ortogonalnego stali 100Cr6 z zastosowaniem mgły olejowej w ilości 24 ml/h w stosunku do toczenia na sucho zauważyli Tasdelen i in. [148]. Skrócenie styku wióra z powierzchnią natarcia jak wskazują autorzy, wiąże się ze zmniejszeniem promienia zwijania wióra na skutek redukcji temperatury skrawania i zmniejszenia tarcia przez znajdujące się we mgle krople oleju (rys. 2.17). Zwiększenie ilości oleju w mgle olejowej do 70 ml/h powoduje zmniejszenie długości styku wióra z ostrzem tylko w początkowym okresie pracy ostrza (do 0,2 s), po czym różnice zanikają. Podobne wnioski nasuwają się z badań toczenia stali AISI 1040 (PN C40) z zastosowaniem strumienia aerosolu pod ciśnieniem 0,7 i 0,8 MPa i z zawartością oleju w ilości 60 i 200 ml/h skierowanego wzdłuż krawędzi skrawającej na powierzchnię natarcia i pomocniczą powierzchnię przyłożenia [34,36].

Zastosowanie MQL pozwala zredukować wartość współczynnika zgrubienia wióra, szczególnie w zakresie mniejszych prędkości skrawania i posuwów (rys. 2.18), co jest skutkiem zmniejszonego tarcia na powierzchni styku wióra z ostrzem oraz zachowania efektywnego kąta natarcia w wyniku wyeliminowania lub zmniejszenia narostu oraz zużycia krawędzi skrawającej w efekcie obniżenia temperatury skrawania.

Powstające w tych warunkach wióry ulegają zmianie, w porównaniu z formowanymi podczas toczenia na sucho i z konwencjonalnym dopływem cieczy chłodząco-smarującej, przekształcając się ze spiralnych stożkowych w łukowe związane lub luźne, a ich tylna strona jest znacznie jaśniejsza i gładzsza, co świadczy o niższej temperaturze na powierzchni styku wióra z ostrzem.



Rys. 2.17. Obraz zużycia i topografia powierzchni natarcia oraz długość styku wióra z ostrzem L_c po toczeniu z MQL (a) oraz na sucho (b) (stal100Cr6) [148]

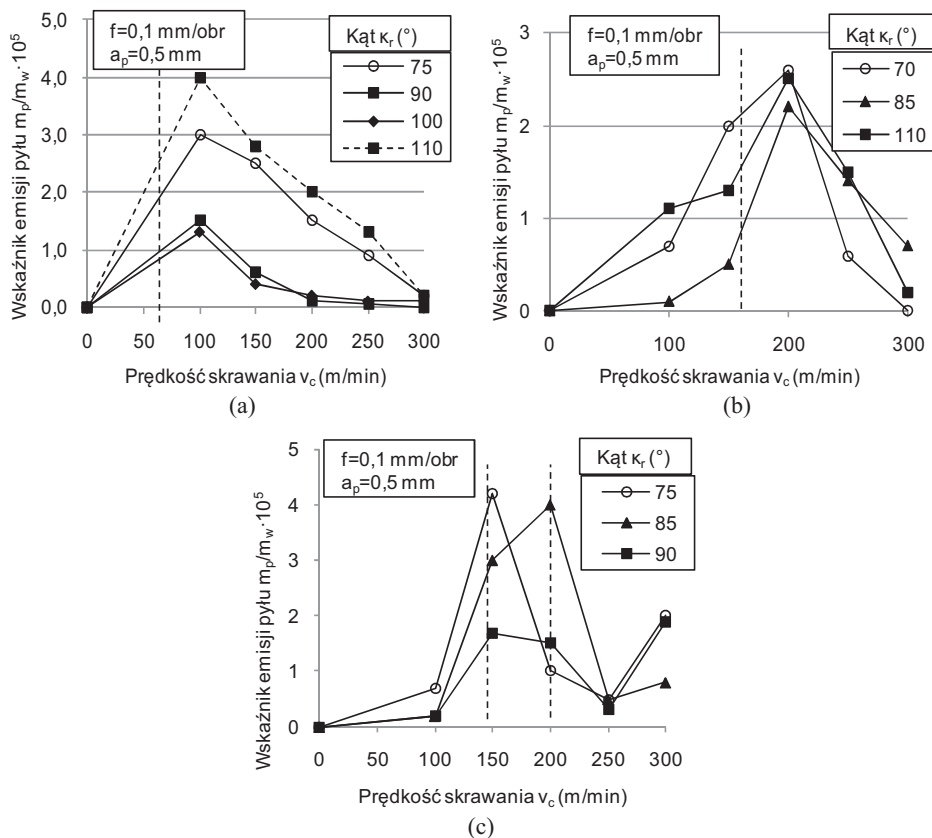


Rys. 2.18. Współczynnik spęczenia wióra w zależności od prędkości skrawania i posuwu podczas toczenia na sucho i z MQL (stal AISI 1040 (PN C40)) [36]

Pozytywny wpływ MQL na warunki kształtowania się wióra stwierdzili w swoich pracach Machado [110,135] i Feldshtein [45,46,48]. Zastosowanie mieszanki powietrza z wodą i powietrza z olejem podczas toczenia stali AISI 1040 w mniejszym stopniu

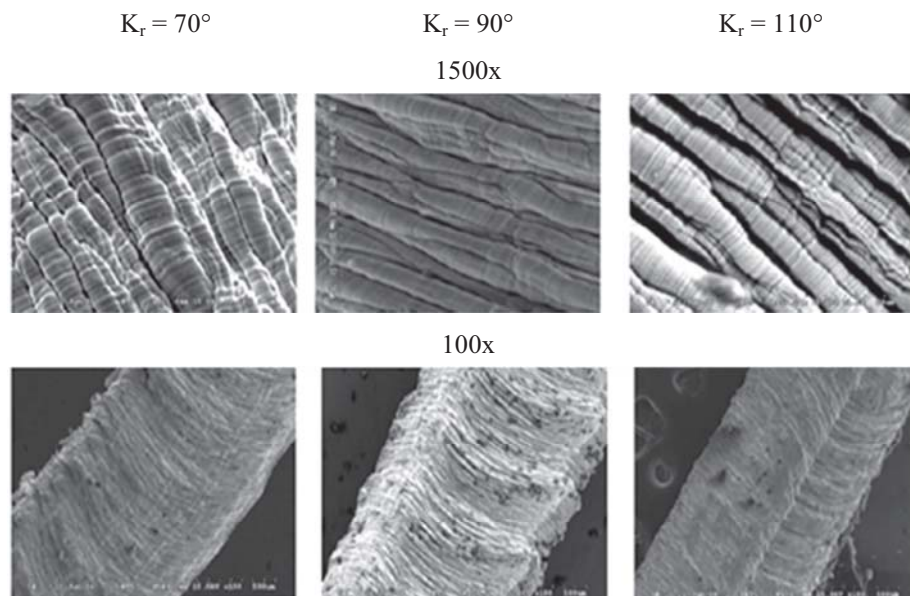
powoduje spęcenie wióra niż toczenie na sucho ze strumieniem powietrza lub z konwencjonalnym dopływem oleju. W przypadku toczenia stali R35 doprowadzenie mgły emulsyjnej umożliwia rozszerzenie zakresu parametrów skrawania, w których powstaje wiór w postaci krótkich stożkowych odcinków spirali lub luźnych elementów, a także wpływa na zmniejszenie wartości współczynnika spęcenia wióra.

Powstawaniu wióra towarzyszy wydzielanie się pyłu skrawania składającego się z drobnych cząsteczek materiału skrawanego i narzędzia, które zawieszony w środowisku otaczającym strefę skrawania tworzą aerosol o określonej koncentracji masowej w mg/m^3 [7]. Ilość wydzielającego się pyłu zależy od wydajności skrawania, rodzaju materiałów biorących udział w skrawaniu, geometrii ostrza oraz środowiska skrawania (wilgotności) [74]. Dla oceny intensywności wydzielanych w procesie skrawania pyłów w zależności od warunków skrawania, wprowadzono bezwymiarowy wskaźnik poziomu generowanego pyłu przedstawiający stosunek masy pyłu do masy wióra [74]. Jak wykazały badania szczególny wpływ na ilość wydzielanego pyłu wywiera prędkość skrawania i kąt przystawienia ρ_r . Podczas toczenia stali AISI 1018 (PN C16E) i 4140 (PN 42CrMo4) na sucho najmniejsza ilość pyłu wydziela się w zakresie niskich i wysokich prędkości skrawania oraz kąta ρ_r około 90° .



Rys. 2.19. Emisja pyłu w funkcji prędkości skrawania i kąta przystawienia ρ_r podczas toczenia na sucho stali 4140 (PN 42CrMo4) (a), AISI 1018 (PN C16E) (b) oraz stopu aluminium 6061-T6 (c) [74]

Zwiększenie lub zmniejszenie tego kąta powoduje wzrost ilości pyłu znajdującego się w powietrzu (rys. 2.19a,b). Zwiększenie szerokości wióra i zmniejszenie jego grubości przy zmianie kąta ρ_r względem jego wartości 90° , powoduje jak wykazali autorzy pracy [74] wzrost spęczenia wióra, połączone ze wzrostem ilości wydzielanego pyłu. Potwierdza to występująca korelacja między zależnością ilości wydzielanego pyłu od wartości kąta ρ_r a mikrostrukturą wióra (rys. 2.20) pokazująca, że najmniejsza ilość pyłu jest generowana w warunkach mniejszych odkształceń wióra (większa szerokość i mniejsze zagęszczenie pasm mikrostruktury). W przypadku stopu aluminium 6061-T6 zmniejszenie kąta ρ_r powoduje wzrost zawartość pyłu w powietrzu (rys. 2.19c). Ze względów ekologicznych należałoby tak dobrać prędkość skrawania i kąt przystawienia ostrza, aby zminimalizować ilość emitowanego do otoczenia pyłu. Powyższe badania wykazały, że podczas kształtowania wiórów kruchych jak i toczenia materiału kruchego powstaje mniej pyłu (rys. 2.19b) niż podczas formowania się wiórów ciągliwych i skrawaniu materiału ciągliwego (rys. 2.19a,c). Analiza mikrostruktury wiórów w powiązaniu z warunkami skrawania i pomiarami pyłu wskazuje na istniejącą zależność ilości wydzielanego pyłu od kształtu mikro pasm uformowanych na wiórze. W zakresie małych i wysokich prędkości skrawania ilość pyłu w powietrzu się zmniejsza natomiast szerokość mikro pasm wióra się zwiększa. W warunkach dużego spęczenia wióra ilość wydzielanego pyłu rośnie. Zwiększenie lub zmniejszenie kąta w stosunku do 90° powoduje wzrost stopnia spęczenia wióra (rys. 2.20). Zmniejszenie kąta ρ_r dla toczenia aluminium poniżej 90° nie tylko zwiększa ilości generowanego pyłu, ale także powoduje wzrost spęczenia wióra. Khettabi i in. [74] wskazują na stopień spęczenia wióra i szerokość mikro pasm w strukturze wióra, zależną od kąta ρ_r , jako głównego czynnika wpływającego na ilości pyłu generowanego podczas skrawania.

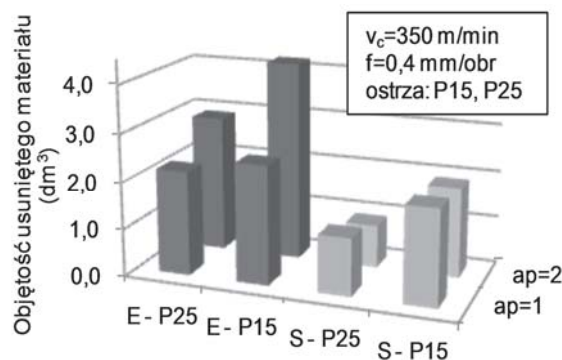


Rys. 2.20. Mikrostruktura wióra w zależności od kąta przestawienia ρ_r podczas toczenia na sucho (stal AISI 1018 (PN C16E)) [74]

2.4. Zużycie i trwałość ostrza

Badania laboratoryjne i przemysłowe pokazują, że sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania wywiera duży wpływ na zużycie i trwałość ostrza. Wyeliminowanie cieczy obróbkowej prowadzi do zmniejszenia trwałości ostrza, tym niemniej, jak wykazują badania zmniejszenie zużycia ostrza w warunkach skrawania na sucho wymaga odpowiedniego doboru warunków skrawania [25,53,100,119,158].

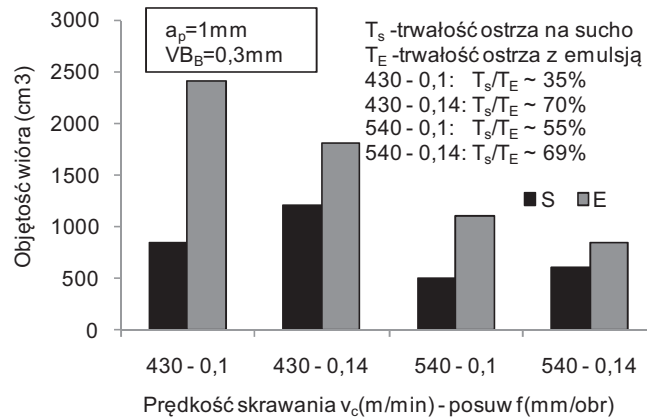
Diniz i de Oliveira [38] badając przydatność skrawania na sucho do obróbki zgrubnej stali AISI 1045 (PN C45) o twardości 97 HRB ostrzami z węglików spiekanych P15 i P25 pokrytymi trzema powłokami TiCN, Al_2O_3 i TiN stwierdzili, że dla $v_c = 350$ m/min i $f = 0,4$ mm/obr, stosunek trwałości ostrza dla toczenia z emulsją do toczenia na sucho dla $a_p = 2$ mm i węglika P25 wynosi 3 a dla węglika P15 – 2, 1. Po zmniejszeniu głębokości skrawania do 1 mm wskaźnik ten wynosi odpowiednio 1,65 dla P25 i 1.32 dla P15 (rys. 2.21). Zużycie ostrza w obu przypadkach chłodzenia strefy skrawania ma podobny charakter, przyczyną zużycia powierzchni przyłożenia ostrza jest ścieranie i adhezja, a powierzchni natarcia ścieranie i dyfuzja.



Rys. 2.21. Wydajność objętościowa podczas toczenia na sucho i z emulsją (stal AISI 1045, 97 HRB) [38]

Podczas toczenia na mokro zauważono występowanie drobnych pęknięć ostrza P15 w momencie wycofania narzędzia z materiału obrabianego, czego nie zaobserwowano w skrawaniu na sucho. Wysoka temperatura podczas toczenia na sucho powoduje zmniejszenie wytrzymałości materiału, a tym samym zmniejszenie obciążenia ostrza w przypadku zmniejszenia głębokości skrawania. Zmniejszeniu głębokości w skrawaniu na mokro towarzyszy spadek trwałości ostrza, natomiast podczas skrawania na sucho trwałość ostrza rośnie lub pozostaje na tym samym poziomie. Wzrost a_p przy tym samym posuwie powoduje zwiększenie objętości wióra i ilości generowanego ciepła, ale jednocześnie zwiększa długość czynnej krawędzi skrawającej, co przyczynia się do zmniejszenia jej obciążenia cieplnego przypadającego na jednostkę długości styku z toczonym materiałem. Badania wykazały, że spośród parametrów skrawania, głębokość skrawania jest czynnikiem oddziałującym na trwałość ostrza w najmniejszym stopniu. Diniz i Micaroni [40] porównując trwałość ostrzy z węglików spiekanych P15 pokrytych powłoką TiC, Al_2O_3 i TiN podczas wykończeniowego toczenia stali 1045 na sucho i z 6 % emulsją stwierdzili, że stosowanie płynu obróbkowego umożliwia uży-

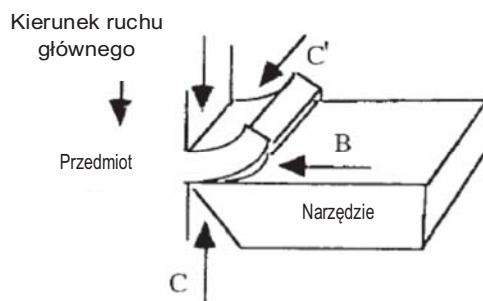
skanie większej trwałości ostrza niż skrawanie na sucho, ale ze wzrostem posuwu różnica wartości maleje (rys. 2.22).



Rys. 2.22. Wydajność objętościowa w zależności od prędkości skrawania i posuwu podczas toczenia na sucho i z emulsją (stal AISI 1045) [40]

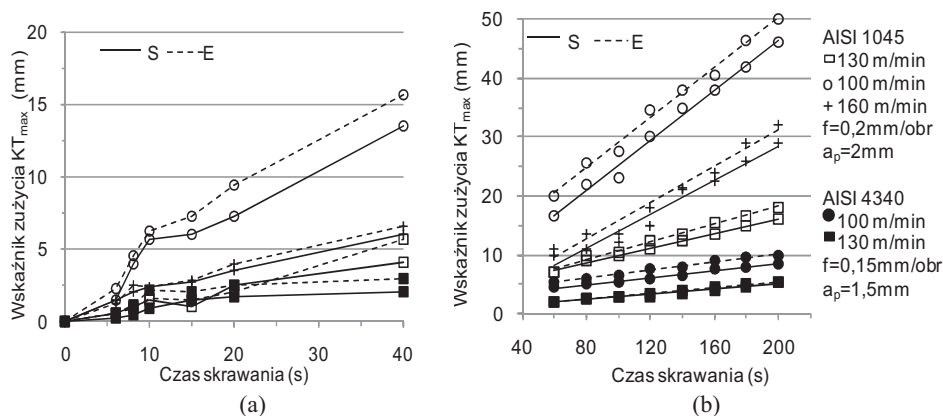
Stosunek trwałości ostrza w skrawaniu na sucho do skrawania na mokro dla $v_c = 430$ m/min i $f = 0,1$ mm/obr wnosi 0,35, a dla $v_c = 540$ m/min – 0,55. Ze wzrostem posuwu do 0,14 mm/obr następuje wzrost tego stosunku do 0,70 dla obydwu prędkości skrawania. Wzrost stosunku T_s/T_E spowodowany jest wzrostem temperatury skrawania w wyniku zwiększenia posuwu. Wzrost ilości ciepła skrawania nie jest jednak proporcjonalny do wzrostu posuwu, ponieważ ze wzrostem posuwu następuje zwiększenie powierzchni styku wióra z narzędziem, do którego przenika ciepło skrawania. Stąd nasuwa się wniosek, że dla dużych posuwów rozproszenie ciepła jest ułatwione, co zmniejsza konieczność chłodzenia strefy skrawania. Ze wzrostem prędkości skrawania trwałość ostrza maleje, ale przy jednoczesnym wzroście posuwu podczas skrawania na sucho trwałość rośnie, natomiast podczas chłodzenia konwencjonalnego emulsją, jak wykazały badania, trwałość ostrza maleje. Uzyskanie dłuższego okresu trwałości ostrza w sytuacji wyeliminowania chłodzenia z procesu toczenia powinno być skojarzone ze wzrostem posuwu i zmniejszeniem prędkości skrawania. Autorzy pracy [104] zwracają uwagę na znaczenie odpowiedniego doboru posuwu i prędkości skrawania oraz geometrii ostrza w celu zwiększenia trwałości ostrza w przypadku wyeliminowaniu cieczy obróbkowej.

Istotny wpływ na zużycie ostrza ma postać i ukierunkowanie strumienia medium chłodząco-smarującego względem narzędzia i przedmiotu obrabianego. W praktyce strumień cieczy lub mgły olejowej może być skierowany na wiór z góry, na powierzchnię natarcia przeciwnie do kierunku spływu wióra oraz od strony głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia (rys. 2.23).



Rys. 2.23. Potencjalne kierunki dopływu medium chłodząco-smarującego [139]

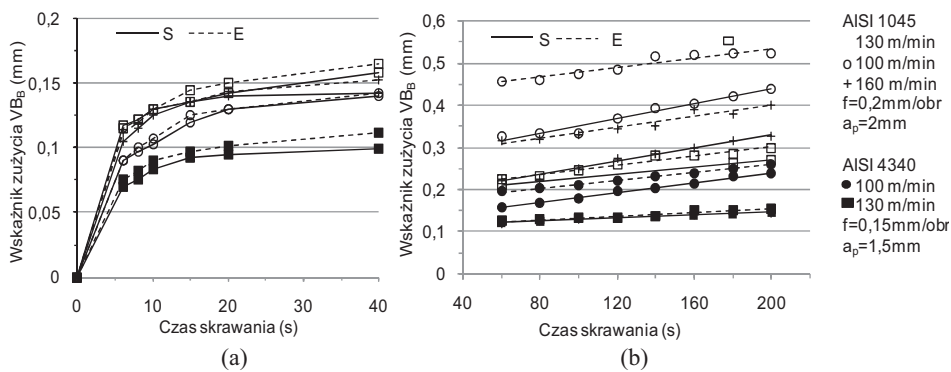
Możliwość dotarcia medium chłodząco-smarującego do miejsca styku powierzchni narzędzia z przedmiotem wywiera istotny wpływ na warunki tarcia i temperaturę w strefie skrawania, od których zależą warunki kształtowania i postać tworzącego się wióra. Ważne znaczenie dla trwałości ostrza mają warunki tarcia na styku wióra z powierzchnią natarcia oraz miejsce występowania maksymalnej wartości parametru głębokości rowka KT_{max} , a w konsekwencji na wytrzymałość krawędzi skrawającej. Wartość i położenie maksymalnej głębokości rowka ma istotne znaczenie w ocenie wpływu chłodzenia i smarowania strefy skrawania [139]. Badania zużycia ostrzy z węglików spiekanych bez powłoki podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) i AISI 1045 (PN C45) w warunkach chłodzenia i smarowania emulsją z dopływem na zewnętrzną część wióra „A” w ilości 2,5-3 l/min oraz na sucho pokazały, że w przedziale czasu od 0 do 40 s większy przyrost głębokości rowka zużycia na powierzchni natarcia występuje, kiedy stosowana jest emulsja. Z upływem czasu skrawania krzywe zużycia przedstawiające zmiany parametru KT_{max} w funkcji czasu w zastosowanych warunkach skrawania przebiegają równoległe (rys. 2.24).



Rys. 2.24. Przebieg zmiany wskaźnika głębokości rowka KT na powierzchni natarcia w zależności od czasu skrawania podczas toczenia na sucho i z emulsją: (a) w czasie do 40 s, (b) powyżej 40 s (stal AISI 1045 (PN C45) i AISI 4340 (PN 34CrNiMo6)) [139]

Usytuowanie miejsca o największej głębokości i całego obszaru rowka przesuwają się bliżej krawędzi skrawającej, kiedy stosowana jest emulsja. Jednakże po czasie 20 s

pracy ostrza, miejsce o największej głębokości rowka znajduje się w większej odległości od krawędzi skrawającej w przypadku stosowania emulsji niż skrawania na sucho. Zmiana położenia największej głębokości rowka uzależniona jest od wzrostu jego szerokości, która z upływem czasu jest większa w warunkach skrawania na mokro. Szybsze odprowadzenie ciepła ze strefy zużycia powierzchni natarcia w przypadku dopływu cieczy chłodząco-smarującej powoduje w konsekwencji przesunięcie miejsca występowania najwyższej temperatury w pobliże krawędzi skrawającej, z czym wiąże się zmiana miejsca występowania maksymalnej głębokości rowka. Przebieg zużycia powierzchni przyłożenia w czasie przedstawiono na rysunku 2.25.



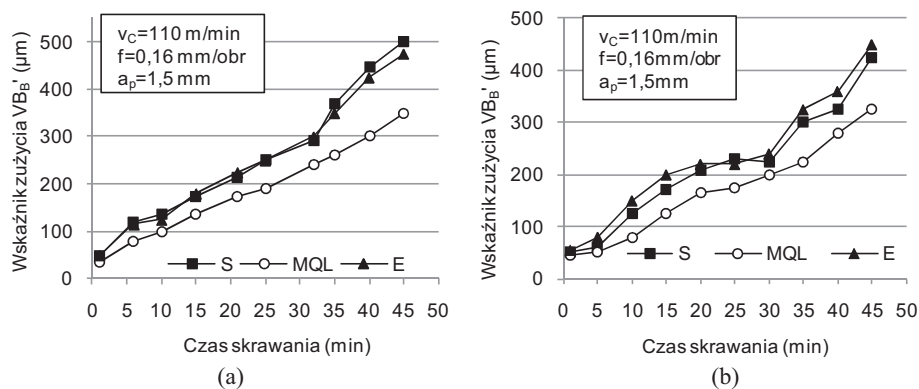
Rys. 2.25. Przebieg zmiany wskaźnika zużycia powierzchni przyłożenia VB_B w zależności od czasu skrawania podczas toczenia na sucho i z emulsją: (a) w czasie do 40 s, (b) powyżej 40 s (stal AISI 1045 (PN C45) i AISI 4340 (PN 34CrNiMo6)) [139]

Z wykresów wynika, że w zakresie stosowanych warunków skrawania, użycie emulsji powoduje zwiększenie zużycia ostrza w pierwszych 40 s pracy ostrza, po czym w dłuższym przedziale czasu skrawania różnice wartości parametru VB_B dla obydwu sposobów chłodzenia i smarowania stają się nieistotne.

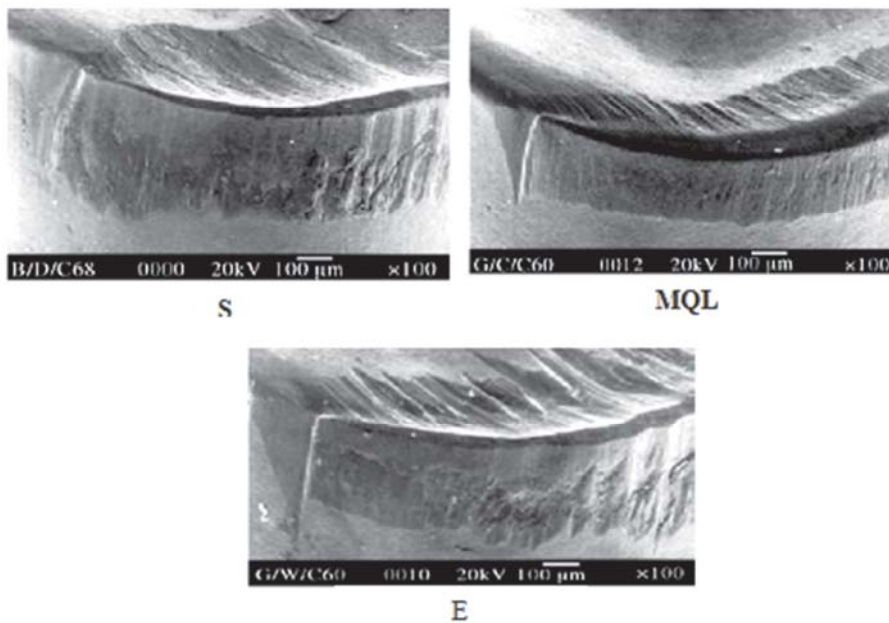
Podobny przebieg i objawy zużycia ostrzy z węglików spiekanych stwierdzono w czasie toczenia stali AISI 1045 (PN C45) [66,103]. Toczenie stali AISI 1045 o twardości 163 HRB w warunkach skrawania z MQL [103] umożliwiło znaczne zmniejszenie zużycia ostrza w porównaniu ze skrawaniem na sucho. Po czasie skrawania 5 min w przypadku MQL, w zakresie małych prędkości skrawania (91,5 i 137,25 m/min), krzywe zużycia ostrza VB_B nie wykazują przyspieszonego zużycia w porównaniu z krzywymi zużycia uzyskanymi w wysokich prędkościach skrawania. W warunkach skrawania na sucho, pod koniec pracy ostrza występuje szybki wzrost parametru VB_B na skutek wysokiej temperatury na powierzchni przyłożenia i dominującego wpływu zużycia adhezyjnego i dyfuzyjnego.

Istotnym wskaźnikiem zużycia ostrza mającym wpływ na jakość obrobionej powierzchni, w tym chropowatość i dokładność wymiaru, jest parametr VB_B' zużycia ostrza na pomocniczej powierzchni przyłożenia [34,37,73,76]. Badania wpływu ukie-
runkowania strumienia aerosolu (60 ml/h, 0,7 MPa) na główną i pomocniczą powierzchnię przyłożenia przeprowadzone przez Dhara i in. [37], podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) na sucho, z MQL i obfitym podawaniem emulsji wykazały występowanie korelacji między parametrem VB_B i parametrem VB_B' . Wartości tych parametrów podczas toczenia stali AISI 4340 były mniejsze, gdy stosowano MQL, co

może być wynikiem zmniejszenia temperatury na powierzchniach przyłożenia i w konsekwencji prowadzić do zmniejszenia zużycia dyfuzyjnego i adhezyjnego, które w dużym stopniu zależą od temperatury skrawania (rys. 2.26). Obrazy SEM (rys. 2.27) zużycia powierzchni przyłożenia wskazują na dominujące znaczenie zużycia ściernego. Poza typowym starciem powierzchni przyłożenia podczas skrawania na sucho i mokro występują rowki skoncentrowanego zużycia. Według Dhara i in. [37], przyczyną zużycia skoncentrowanego głównej krawędzi skrawającej jest utlenienie i zużycie chemiczne w miejscu gdzie gradient termomechanicznego obciążenia ostrza jest bardzo wysoki.



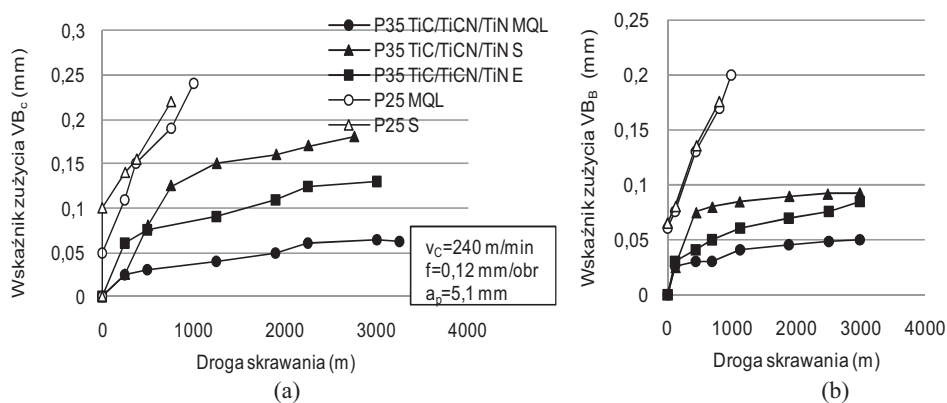
Rys. 2.26. Przebieg wskaźnika zużycia głównej VB_B (a) i pomocniczej VB_B' (b) powierzchni przyłożenia w czasie toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340) [37]



Rys. 2.27. Obrazy SEM powierzchni przyłożenia po czasie toczenia 45 min na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), ostrze P30, $v_c = 110$ m/min, $f = 0,16$ mm/obr, $a_p = 1,5$ mm) [37]

Zużycie skoncentrowane na pomocniczej powierzchni przyłożenia jest natomiast efektem jej tarcia o nierówności występujące na obrobionej powierzchni. Na powierzchni rowka zaobserwowano głębokie ślady starcia powstałe w wyniku tarcia dolnej powierzchni wióra o powierzchnię natarcia oraz ślady zużycia adhezyjnego. Ponadto plastyczne deformacje i mikro wykruszenia występują zarówno podczas skrawania na sucho, jak i na mokro. Zastosowanie MQL pozwala jednak w dużym stopniu zredukować zużycie skoncentrowane głównej i pomocniczej krawędzi skrawającej oraz zmniejszyć zużycie na głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia, łącznie z powierzchnią natarcia.

Podobne wyniki uzyskali Dhar i in. [34] podczas toczenia stali 1045 oraz Khan i Dhar [72] w trakcie toczenia stali AISI 1060 (PN C60) ostrzami z węglików spiekanych, na sucho i z zastosowaniem MQL, w warunkach ukierunkowania strumienia aerosolu na pomocniczą krawędź skrawającą. Zastosowanie MQL pozwala zredukować wielkość zużycia głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia w porównaniu ze skrawaniem na sucho i zachować ostrość krawędzi skrawającej w dłuższym okresie. Zmniejszenie zużycia powierzchni przyłożenia i naroża ostrza w wyniku zastosowania MQL w postaci aerosolu utworzonego z oleju roślinnego i podawanego w ilości 7 i 2,4 ml/h pod ciśnieniem 0,7 MPa od strony powierzchni przyłożenia, w porównaniu z emulsją uzyskano również w zabiegu toczenia rowków w stali C45 ostrzami z powłoką TiC/TiCN/TiN [120]. W przypadku ostrzy bez pokrycia wpływ MQL na zużycie ostrza jest nieistotny (rys. 2.28). W zakresie wysokich prędkości skrawania $v_c = 240$ m/min, MQL w znacznym stopniu umożliwia zmniejszenie zużycia ostrza, co jak wskazują autorzy [120], jest wynikiem oddziaływania MQL w kierunku zmniejszenia tarcia i temperatury skrawania. Powietrze przepływające z dużą prędkością (około 150 m/s), w kanałkach doprowadzających mgłę olejową do ostrza ulega nagłemu rozprężeniu po wyjściu z otworu i adiabatycznemu schłodzeniu. Wraz ze wzrostem ciśnienia temperatura wypływającego powietrza w miejscu wyjścia z otworu w narzędziu maleje, co prowadzi do schłodzenia nie tylko powierzchni przyłożenia i przedmiotu, ale również powstania mikro kropli oleju w mgłę olejowej, które stykając się z powierzchniami ostrza i przedmiotu absorbują z nich ciepło w procesie odparowania oraz zmniejszają zużycie naroża i powierzchni przyłożenia. Odparowane drobiny oleju przedostają się pomiędzy stykające się powierzchnie ostrza i przedmiotu zmniejszając między nimi tarcie bardziej skutecznie niż emulsja.



Rys. 2.28. Przebieg zużycia naroża ostrza VB_c (a) i powierzchni przyłożenia VB_b (b) w funkcji drogi skrawania podczas toczenia rowka na sucho, z MQL i emulsją (stal C45) [120]

Próbę wyznaczenia zależności dla trwałości ostrza, w oparciu o równanie Taylora, uwzględniającej występujące warunki chłodzenia i smarowania strefy skrawania podjęli autorzy prac [65,105,113]. Opracowany dla skrawania na sucho model trwałości ostrza w postaci:

$$T = T_R (km/f^{n_1} a_p^{n_2}) (v_R/v_c)^{(1/n_c)} \quad (2.3)$$

zmodyfikowano, mając na względzie łatwość uzyskania danych empirycznych, wprowadzając współczynnik n_c uwzględniający wpływ powłoki ostrza oraz współczynnik NDM uwzględniający parametry MQL [113]. Zależność na trwałość ostrza uwzględniającą wpływ MQL można zapisać w postaci:

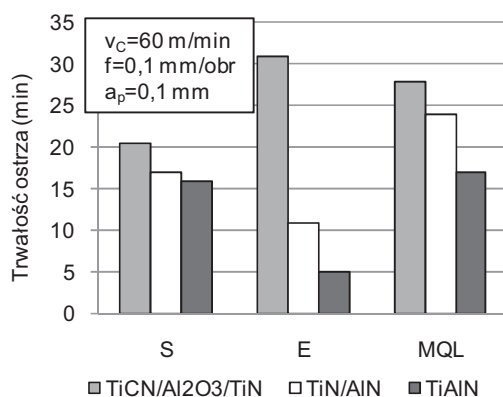
$$T = T_R (km/f^{n_1} a_p^{n_2}) (v_R/v_c)^{(1/n_c)} (1/N_{NDM}) \quad (2.4)$$

gdzie:

- T_R – trwałość/zużycie ostrza po 1 min,
- n_1, n_2, k – stałe doświadczalne, dla toczenia $n_1 = 0,230$; $n_2 = -0,642$; $k = 1$,
- m – sposób skrawania, dla toczenia $m=1$,
- f – posuw,
- a_p – głębokość skrawania,
- v_c – prędkość skrawania,
- v_R – referencyjna prędkość skrawania dla 1 min trwałości/zużycia ostrza,
- n_c – współczynnik uwzględniający rodzaj powłoki,
- N_{NDM} – współczynnik uwzględniający wpływ MQL (NDM – near dry machining).

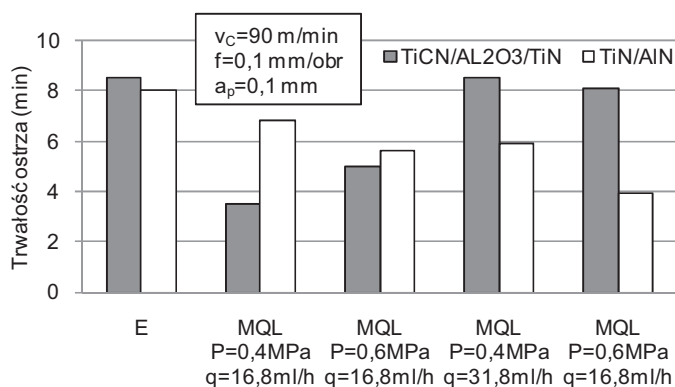
Modyfikacja równania 2.3, uwzględniająca wpływ MQL w równaniu Taylora umożliwia, jak twierdzą Marksberry i Jawahir [113], wyznaczenie wartości trwałości ostrza z dokładnością 90%. Wartości współczynników n_c i N_{NDM} określane są na podstawie danych doświadczalnych.

W ostatnich latach wzrasta zainteresowanie skrawaniem materiałów trudno skrawalnych, takich jak stale odporne na korozję, stopy tytanu, stopy na bazie niklu, superstopy oraz stopy aluminium w warunkach ograniczonego stosowania cieczy obróbkowej [43,70,143]. Stop Inconel 718 należy do grupy superstopów na bazie niklu o niekorzystnych właściwościach skrawalnościowych, takich jak duża wytrzymałość w podwyższonej temperaturze, znaczne utwardzenie w czasie skrawania, niska przewodność cieplna zwiększająca temperaturę skrawania, a także duże powinowactwo chemiczne będące przyczyną zużycia dyfuzyjnego. Kamata i Obikawa [70] przeprowadzili badania porównawcze wpływu MQL, skrawania na sucho i konwencjonalnego dopływu emulsji na zużycie ostrza podczas dokładnego toczenia stopu Inconel 718 o twardości 330 HV z zastosowaniem ostrzy z powłokami TiCN/ Al₂O₃/TiN (CVD), TiN/AlN superlattice (PVD) i TiAlN (PVD), zalecanymi do skrawania superstopów na bazie niklu. W warunkach toczenia na sucho i z prędkością skrawania 60 m/min trwałość badanych powłok nie różniła się znacznie, natomiast podczas skrawania na mokro i z MQL stwierdzono istotne różnice (rys. 2.29).



Rys. 2.29. Okres trwałości ostrza w zależności od rodzaju powłoki oraz sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania (stop Inconel 718) [70]

Zastosowanie MQL umożliwiło w różnym stopniu poprawę trwałości wszystkich ostrzy, co było uzależnione od występującej adhezji między materiałem narzędzia i obrabianym w relatywnie niskiej temperaturze skrawania. Największą trwałością (30 min, przy prędkości 60 m/min) charakteryzowały się ostrza z powłoką TiCN/Al₂O₃/TiN, zarówno podczas skrawania z MQL jak i na mokro. Autorzy pracy [70] zwracają uwagę na konieczność optymalizacji ciśnienia powietrza stosowanego w MQL i ilości medium smarowego w aerosolu. Ze wzrostem ciśnienia powietrza z 0,4 do 0,6 MPa nastąpiło zmniejszenie trwałości ostrza w stopniu porównywalnym ze skrawaniem na sucho (rys. 2.30).



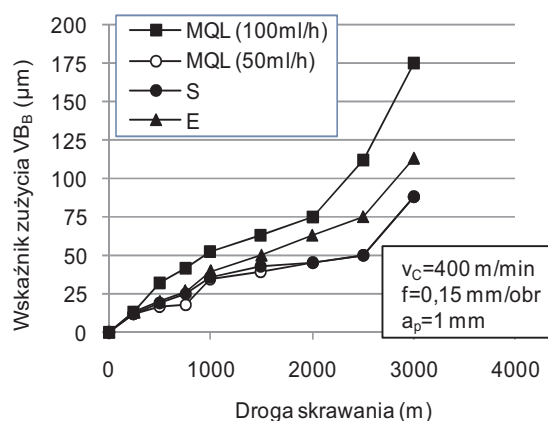
Rys. 2.30. Okres trwałości ostrza w zależności od parametrów MQL, ilości oleju i ciśnienia (stop Inconel 718) [70]

Zwiększenie prędkości skrawania z 60 do 90 m/min powoduje znaczący wzrost zużycia ostrzy z powłoką TiCN/Al₂O₃/TiN i TiN/AlN podczas toczenia na sucho, mokro i z MQL. Na powierzchni przyłożenia tworzy się rowek zużycia skoncentrowanego przewyższający wartość szerokość starcia tej powierzchni. Zwiększenie ilości oleju zawartego w mgle olejowej z 16,8 do 31,8 ml/h przy wzroście prędkości skrawania do 90 m/min umożliwia uzyskanie trwałości ostrza porównywalnej ze skrawaniem na mo-

kro oraz wskazuje na konieczność zwiększenia zawartości oleju w mgłę olejową w przypadku wzrostu prędkości skrawania. Duża adhezja wióra do ostrza występująca w trakcie toczenia materiałów trudnoskrawalnych, może być według Ezugwu [43], przyczyną zużycia wytrzymałościowego ostrza. Korzystny wpływ MQL, szczególnie w obróbce dokładnej, ze zwiększoną prędkością skrawania i zmniejszonym posuwem pozwala znacząco zredukować tego rodzaju zużycie.

Do grupy materiałów trudnoskrawalnych, ze względu na znaczną skłonność materiału obrabianego do przywarć do ostrza, należą także niektóre stopy aluminium. Wyniki badania [143] zużycia ostrza z węgla spiekane z powłoką diamentową podczas toczenia stopu aluminium JIS A6061 (PN AlMgSiCu) z zastosowaniem MQL, na sucho i z konwencjonalnym dopływem cieczy obróbkowej wskazują na znaczący wzrost zużycia powierzchni przyłożenia podczas skrawania na sucho. Szerokość pasma zużycia VB_B w warunkach skrawania z MQL i na mokro, w zakresie prędkości skrawania 50 do 400 m/min jest zbliżona, co świadczy, że stosownie cieczy obróbkowej nie zmniejsza zużycia ostrza, a jedynie ogranicza wielkość przywarcia aluminium do ostrza (rys. 2.31). Natomiast brak jest wyraźnej różnicy w stopniu zużycia powierzchni przyłożenia w sytuacji zwiększenia zawartości oleju w aerosolu z 50 do 100 ml/h.

W celu oceny wpływu MQL na zużycie ostrza, w sytuacjach, kiedy występują powtarzalne i krótkie drogi skrawania wymagające włączenia i wyłączenia dopływu MQL oraz ukierunkowania strumienia aerosolu w stosunku do ostrza, Attanasio i in. [10] przeprowadzili badania toczenia stali 100Cr6 (200–220HB) w stanie normalizowanym z użyciem powlekanych (TiN, Al_2O_3 , TiCN) ostrzy z węglików spiekanych.



Rys. 2.31. Przebieg zużycia ostrza w zależności od drogi skrawania podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją (stop aluminium JIS A6061(PN AlMgSiCu)) [143]

Porównując trwałość ostrza uzyskaną dla toczenia na sucho i ze strumieniem mgły olejowej skierowanym na powierzchnię natarcia i przyłożenia stwierdził, że trwałość ostrza w przypadku skierowania strumienia aerosolu od strony powierzchni przyłożenia jest równa lub większa niż w pozostałych warunkach smarowania strefy skrawania. Ponadto trwałość ostrza rośnie ze zwiększeniem drogi skrawania między poszczególnymi włączeniami i wyłączeniami MQL. Wartości trwałości ostrzy w warunkach toczenia na sucho i ze strumieniem mgły olejowej skierowanym na powierzchnię natarcia są podobne, co świadczyć może o trudności z dotarciem medium smarnego do powierzch-

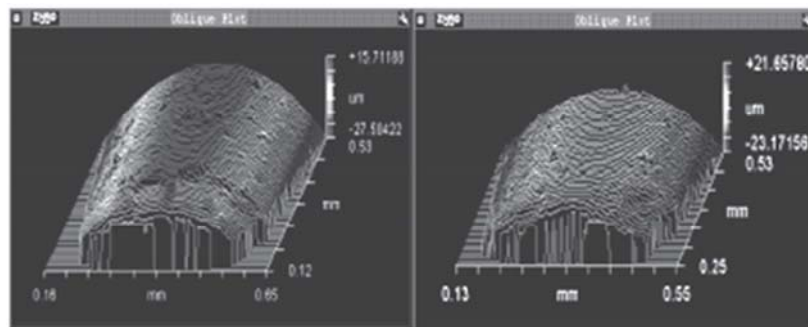
ni styku wióra z powierzchnią natarcia. Również zwiększenie drogi skrawania między poszczególnymi włączeniami i wyłączeniami w tych warunkach nie ma istotnego wpływu na trwałość ostrza. Wzrost posuwu powoduje natomiast zmniejszenie trwałości ostrza. Analiza SEM i EDS (energy dispersive spectroscopy) wykazała typowe zużycie powierzchni natarcia w postaci rowka z zewnętrznym i wewnętrznym wyłobieniem oraz obecność w jego obszarze pozostałości materiału obrabianego (Fe i Cr). Zużycie powierzchni przyłożenia charakteryzuje typowe pasmo zużycia z pierwszym rowkiem zużycia skoncentrowanego i śladami składników medium smarującego, czego nie stwierdzono na powierzchni natarcia, co potwierdzałoby hipotezę o braku możliwości dotarcia środka smarnego między wiór a powierzchnię natarcia w zakresie wysokich prędkości skrawania.

Stosowanie cieczy chłodząco-smarujących w konwencjonalny sposób uważa się za niewskazane i nie jest praktycznie stosowane w obróbce materiałów twardych i utwardzonych dających wióry kruche i odcinkowe. Do ich obróbki zalecane są ostrza z takich materiałów jak CBN i ceramika narzędziowa, wrażliwych na szoki temperaturowe wywołane znacznym gradientem temperatury w czasie skrawania. Istotne znaczenie ma wytrzymałość krawędzi skrawającej, która w warunkach toczenia materiałów twardych lub utwardzonych powinna charakteryzować się dużą wytrzymałością ze względu na znaczne obciążenie ostrza. W praktyce stosowane są różne konfiguracje krawędzi skrawającej mające na celu jej wzmocnienie, począwszy od ostrej o bardzo małym promieniu zaokrąglenia ($<20\ \mu\text{m}$) poprzez celowo zaokrągloną (do ponad $100\ \mu\text{m}$) oraz z pojedynczą lub wielokrotną fazą, z zaokrągleniem lub bez zaokrąglenia krawędzi skrawającej [80]. Koncentracja ciepła w obszarze powstawania wióra podczas toczenia na sucho, w przypadku obróbki materiałów o dużej twardości lub wytrzymałości może spowodować obniżenie wytrzymałości na ścinanie obrabianego materiału i zmniejszenie siły skrawania. Z tych względów zalecane jest toczenie na sucho. Odnosi się to szczególnie do takich materiałów ostrza jak ceramika tlenkowa ($\text{Al}_2\text{O}_3+\text{ZrO}_2$) [12]. Tonshoff i in. [156] uważają, że podczas toczenia nawęglonej i zahartowanej stali AISI 5115 (PN 16MnCr5) (60-62 HRC) ostrzami z ceramiki mieszanej można zwiększyć trwałość ostrza stosując emulsję lub olej mineralny w porównaniu z toczeniem na sucho. Zwiększenie odporności ceramiki na szok termiczny i mechaniczny, według Machado i Wallbanka [110], umożliwia dodatek 25-40% węgla tytanu, którego zawartość pozwala na zastosowanie konwencjonalnego chłodzenia i smarowania strefy skrawania, szczególnie w przypadku, gdy tolerancje obrabianego przedmiotu stanowią kryterium obróbki [12]. König i in. [81] zaobserwowali, że zastosowanie cieczy obróbkowej pozwala uniknąć zmian metalurgicznych podczas toczenia stali zahartowanej (60 HRC).

Na istnienie krytycznej wartości prędkości skrawania, poniżej której nie występuje uszkodzenie wytrzymałościowe ostrza (pęknięcia) wskazują Oishi i Nishida [126] oraz Avila i Abrao [12]. Wartość ta jest większa dla ostrza z PCBN niż z ceramiki mieszanej. W warunkach toczenia stali AISI H13 (PN X40CrMoV5-1) większa trwałość ostrza z PCBN i ceramiki mieszanej występuje częściej w trakcie skrawania na sucho niż z udziałem cieczy podawanej konwencjonalnie lub w postaci aerosolu [126]. Natomiast dla toczenia zgrubnego stali niskostopowej AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) o twardości 49 HRC ostrzem z ceramiki mieszanej ($\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiC}$) wytrzymałościowe zużycie ostrza występuje przy prędkości $100\ \text{m/min}$, którą Avila uznał za krytyczną.

Zastosowanie MQL podczas toczenia stali twardych i utwardzonych np. stali łożyskowej SAR 52100 (PN 100Cr6) o twardości 62-64 HRC umożliwiło większe ograniczenie wyszczerbień krawędzi skrawającej oraz zmniejszenie zużycia ostrza z węgli-

ków spiekanych P25 z powłoką TiN, CBN oraz cermetu z w porównaniu z konwencjonalnym stosowaniem cieczy obróbkowej i chłodzeniem sprężonym powietrzem [77]. Zmniejszenie zużycia tych ostrzy przypisywane jest jednoczesnemu chłodzącemu i smarującemu działaniu mgły olejowej. Największą przydatność w stosowanych warunkach skrawania wykazują ostrza z CBN. Trwałość ostrzy cermetowych jest około 22% większa niż ostrzy z powłoką TiN. Badania wykazały przydatność ostrzy z węglików spiekanych z powłoką TiN do toczenia materiałów twardych w przypadku stosowania MQL. Możliwość zwiększenia trwałości ostrza z CBN, podczas toczenia stali wysokowęglowej o twardości 62-64 HRC z udziałem MQL (50 ml/h, 0,13 MPa) w porównaniu ze skrawaniem na sucho lub z konwencjonalnym dopływem emulsji potwierdziły badania Autreta i in. [11]. Widocznym objawem zużycia tych ostrzy są drobne wykruszenia, które pojawiają się później w porównaniu ze skrawaniem na sucho, co pozwala na uzyskanie większej wartości parametru V/B_p zanim wystąpi uszkodzenie ostrza (rys. 2.32).

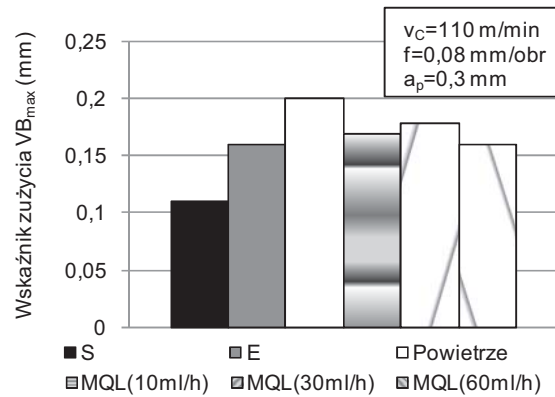


Rys. 2.32. Zużycie ostrza podczas toczenia na sucho (z lewej) i z MQL (z prawej) po 40 s pracy ostrza (stal wysokowęglowa, 62-64 HRC, ostrze CBN, $v_c = 152$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr, $a_p = 0,3$ mm) [11]

Varadarajan i in.[159] wskazują na korzystny wpływ MQL, (w porównaniu z toczeniem na sucho i z konwencjonalnym chłodzeniem emulsją), na trwałość ostrzy z węglików spiekanych P30 pokrytych powłokami z TiC, TiN i TiCN w przypadku toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) zahartowanej do twardości 46 HRC, w zakresie parametrów skrawania $v_c = 40-120$ m/min, $f = 0,05-0,14$ mm/obr, $a_p = 1,25$ mm. Weryfikacja wpływu ilości oleju podawanego do strefy skrawania przeprowadzona przez Diniza i in.[39] nie wykazała istotnego wpływu ilości oleju (10, 30 i 60 ml/h) na zużycie ostrzy z CBN pokrytych cienką warstwą TiN w operacji toczenia stali AISI 52100 (PN 100Cr6) zahartowanej do twardości 60 HRC (rys. 2.33).

Rosnąca wraz ze wzrostem prędkości skrawania (110-175 m/min) temperatura w strefie skrawania podczas toczenia na sucho ostrzem z materiału o dużej odporności na wysoką temperaturę (CBN 1800 HV w temperaturze 1000°C) ułatwia odkształcanie i ścinanie wióra materiałów twardych i kruchych. Zmniejsza zużycie i ryzyko uszkodzenia ostrza, a także redukuje różnice w trwałości ostrza w zakresie stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Oddziaływanie zawartego w mgłe olejowej powietrza jest podobne do sprężonego powietrza. Powoduje zmniejszenie temperatury w strefie skrawania i zmiękczenia materiału skrawanego, co przyczynia się

do wzrostu zużycia ostrza. Obecność emulsji przeciwdziała zmiękczeniu materiału obrabianego w obszarze kształtowania wióra, a tym samym wpływa na zwiększenie tarcia na powierzchni przyłożenia, w wyniku czego występuje przyspieszony wzrost wartości parametru VB_{max} . Zmiana wartości parametru VB_{max} w czasie jest zbliżona do skrawania na sucho zarówno pod względem wartości, jak i przebiegu. Jak wynika z rysunku 2.33, najmniejsze zużycie ostrza występuje podczas toczenia na sucho.

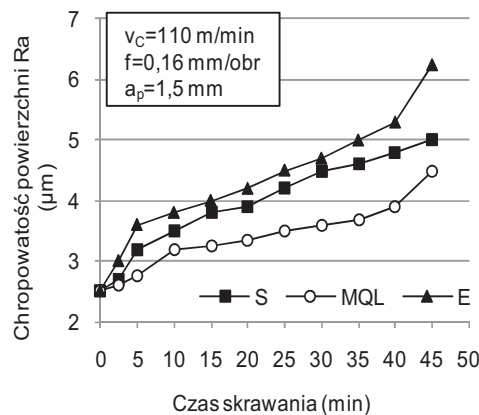


Rys. 2.33. Zużycie powierzchni przyłożenia w zależności od ilości oleju podawanego do strefy skrawania (stal AISI 52100 (PN 100Cr6), 60 HRC, ostrze PCB) [39]

3. WŁAŚCIWOŚCI WARSTWY WIERZCHNIEJ KSZTAŁTOWANEJ W WARUNKACH TOCZENIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM I SMAROWANIEM OSTRZA

3.1. Struktura geometryczna

Aspekty ekologiczne obróbki skrawaniem powodują, że w literaturze poświęconej jakości warstwy wierzchniej coraz częściej spotkać można publikacje dotyczące skutków wyeliminowania lub ograniczenia cieczy obróbkowej z procesu toczenia. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni po toczeniu stali AISI 1040 (PN C40) badali Dhar i in. [34]. Porównując wartości parametru chropowatości Ra dla toczenia na sucho i z MQL stwierdzili, że mniejsze wartości parametru Ra występują po toczeniu z MQL (200 ml/h; 0,8 MPa), a w funkcji czasu toczenia wartości tego parametru wzrastają znacznie wolniej. Podobne rezultaty uzyskali Dhar i in. [37] po toczeniu stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) na sucho z zastosowaniem emulsji i MQL za pomocą strumienia mieszanki powietrza z olejem w ilości 60 ml/h i pod ciśnieniem 0,7 MPa (rys. 3.1). Ponadto zaobserwowali, że spowolnieniu ulega starcie na pomocniczej powierzchni przyłożenia oraz skoncentrowane wyżłobienie pomocniczej krawędzi skrawającej, co może być efektem niższej temperatury skrawania i naprężeń na wierzchołku ostrza oraz ograniczenia tendencji do wyszczerbienia krawędzi skrawającej.



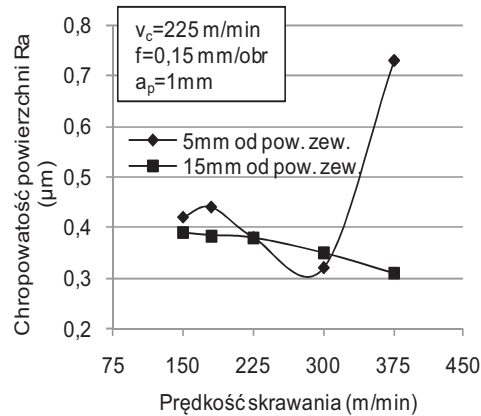
Rys. 3.1. Chropowatość powierzchni po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją w zależności od czasu skrawania (stal AISI 4340(PN 34CrNiMo6)) [37]

Skrawanie na sucho i z konwencjonalnym chłodzeniem i smarowaniem strefy skrawania powoduje przyspieszony wzrost chropowatości powierzchni w wyniku wyższej temperatury i naprężeń działających na ostrze. Korzystne oddziaływanie MQL na chropowatość powierzchni dla danego zestawu materiał obrabiany-narzędzie, jak twierdzą autorzy pracy [37], zależy jednak od efektywności zmniejszenia zużycia ściernego pomocniczej powierzchni przyłożenia oraz ograniczenia warunków dla powstawania narostu i wyszczerbień krawędzi skrawających.

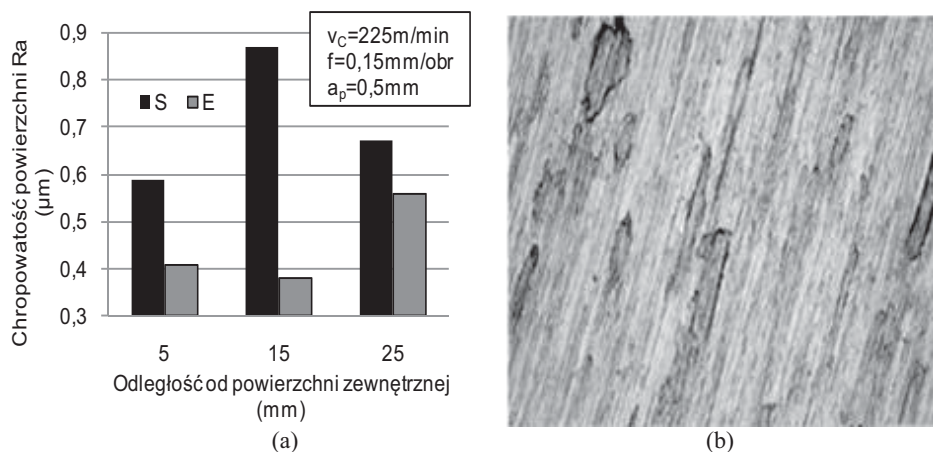
Machado [110] utrzymuje, że wpływ chłodzenia i smarowania na chropowatość powierzchni po toczeniu stali średnio węglowej jest zauważalny w zakresie małych prędkości skrawania (30 m/min) i dużych posuwów, natomiast wartości parametru Ra charakteryzują się dużym rozrzutem, spowodowanym pojawianiem się narostu. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania (200 m/min) następuje ograniczenie wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni. Lepsza gładkość obrobionej powierzchni występuje w przypadku zastosowania mieszanki powietrza z olejem lub wodą niż podczas konwencjonalnego podawania emulsji lub toczenia na sucho.

Wyniki porównawczych badań chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho i z konwencjonalnym podawaniem cieczy chłodząco-smarującej do strefy skrawania przedstawiono w pracach [8,9,95,96,98,101], z których wynika, że nie w każdych warunkach toczenia możliwe jest wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej. Przykładem jest obróbka materiałów trudnoskrawalnych. Autorzy prac [8,9] badając chropowatość powierzchni po toczeniu poprzecznym /planowaniu stopu Inconel 718 (35 HRC) na sucho i z obfitym smarowaniem strefy skrawania emulsją zaobserwowali pogorszenie chropowatości w wyniku braku cieczy chłodząco-smarującej. Użycie lub wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej z procesu skrawania nie zmienia natomiast występujących zależności między chropowatością powierzchni a geometrią ostrza. Zwiększenie promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej powoduje zmniejszenie chropowatości w porównaniu z ostrą i sfazowaną krawędzią skrawającą, co może wynikać z większej skłonności ostrej krawędzi do wyszczerbień. Wpływ kąta natarcia, pozytywnego lub negatywnego, na chropowatość powierzchni zależy również od chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Podczas skrawania na mokro zastosowanie dodatniego kąta natarcia powoduje mniejszą chropowatość powierzchni niż w przypadku ujemnego kąta natarcia. Jednak w skrawaniu na sucho, trend ten ulega odwróceniu. Chropowatość powierzchni po toczeniu z dodatnim kątem natarcia jest większa, ze względu na widoczne wgniecenia narostu na obrobionej powierzchni powstałe w wysokiej temperaturze, których nie zaobserwowano po toczeniu z ujemnym kątem natarcia. Ze wzrostem promienia zaokrąglenia wierzchołka ostrza chropowatość powierzchni maleje w wyniku zwiększonej długości styku krawędzi skrawającej z przedmiotem. Chropowatość obrobionej powierzchni w przypadku zabiegu planowania ulega zmianie w zależności od średnicy toczenia, co ma związek ze zmienną prędkością skrawania podczas toczenia. Ze wzrostem prędkości skrawania, w stosowanych warunkach skrawania, chropowatość powierzchni nie zmienia się do odległości około 5 mm od powierzchni zewnętrznej przedmiotu. Powyżej tej wartości, chropowatość maleje, co można przypisać zmiękczeniu materiału w wyniku zakumulowania ciepła skrawania (rys. 3.2).

Badania mikroskopowe SEM powierzchni wykazały, że w odległości do 15 mm odkształcenia plastyczne wywołane są głównie czynnikiem mechanicznym, następnie czynnikiem cieplnym, przyczyniającym się do zmiękczenia materiału i ujednorodnienia odkształceń plastycznych obrobionej powierzchni oraz poprawy chropowatości powierzchni. Chropowatość powierzchni w odległości 25 mm jest mniejsza niż w odległości 5 i 15 mm. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej z procesu toczenia poprzecznego/planowania stopu Inconel 718 może powodować zwiększenie chropowatości powierzchni w wyniku pojawienia się narostu na obrobionej powierzchni i wzrostu temperatury skrawania (rys. 3.3).



Rys. 3.2. Chropowość powierzchni w zależności od prędkości skrawania i odległości od zewnętrznej powierzchni przedmiotu po toczeniu z emulsją (stop Inconel 718, 35 HRC, ostrze CBN) [8]



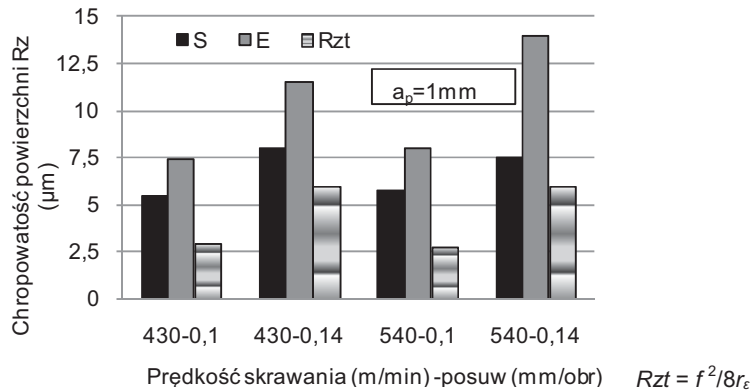
Rys. 3.3. Chropowość powierzchni w zależności od odległości od zewnętrznej powierzchni przedmiotu dla toczenia na sucho i z emulsją (a) oraz obraz mikroskopowy (x100) powierzchni toczonej na sucho w odległości 15 mm od zewnętrznej powierzchni przedmiotu (b) (stop Inconel 718, 35 HRC, ostrze CBN) [8]

Zagadnienie warunków kształtowania powierzchni materiałów twardych i utwardzonych jest od dłuższego czasu przedmiotem wielu badań eksperymentalnych i analiz teoretycznych. Twardość materiału oddziałując na warunki konstituowania się wióra ma istotny wpływ na fizyczne aspekty procesu toczenia oraz właściwości warstwy wierzchniej, w tym stereometryczne i fizyczne cechy obrobionej powierzchni. Skrawanie na twardo obejmuje względnie szeroki zakres twardości materiału (~45-70 HRC) [150]. Ze względu na odkształcenia plastyczne w strefie tworzenia wióra i stan obrobionej powierzchni istotne są właściwości skrawanego materiału i ukształtowanie krawędzi skrawającej ostrza, szczególnie podczas toczenia wykończeniowego, kiedy to wartość posuwu jest często tego samego rzędu, co wartość promienia zaokrąglenia krawędzi

skrawającej. Thiele i in. [150] badając wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej i twardości materiału na chropowatość powierzchni po toczeniu stali AISI 52100 (41, 47, 57 HRC) na sucho stwierdzili, że w stosowanych warunkach skrawania, podobne wartości parametru Ra występują po toczeniu stali o twardości 41 HRC ostrzem ostrym ($r_n \{ 20 \mu\text{m}$) oraz z dodatkowo wykonaną fazą. Zwiększenie promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej (93,98 i 121,92 μm) powoduje wzrost wartości parametru Ra , szczególnie w zakresie większych posuwów ($f > 0,05 \text{ mm/obr}$). Ze wzrostem twardości materiału wpływ kształtu i zaokrąglenia krawędzi skrawającej maleje. Wzdłuż krawędzi skrawającej występują zróżnicowane oddziaływania między wiórem a ostrzem zależne od promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej i posuwu. W zakresie najmniejszego posuwu 0,05 mm/obr, kiedy stosunek grubości warstwy skrawanej do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej przyjmuje najmniejsze wartości, przed przemieszczającym się ostrzem i w kierunku bocznym zachodzi plastyczne odkształcenie materiału, zamiast kształtowania wióra w wyniku ścinania, przyczyniając się do pogorszenia chropowatości powierzchni. Dla danego posuwu wzrost promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej zwiększa efekt plastycznego odkształcenia w obrębie krawędzi skrawającej i chropowatość powierzchni. Wzrost posuwu dla danego promienia zaokrąglenia r_n powoduje zwiększenie wartości stosunku grubości warstwy skrawanej do promienia r_n oraz udziału efektu ścinania podczas formowania wióra w zależności do efektu odkształcenia plastycznego. Przy jednoczesnym zwiększaniu posuwu i promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej relacja między grubością warstwy skrawanej a promieniem krawędzi skrawającej nie ulega zmianie, w związku z czym chropowatość obrobionej powierzchni pozostaje na podobnym poziomie. Mniejszą chropowatość powierzchni w warunkach skrawania na sucho stwierdzono również po toczeniu stali AISI 1045 (PN C45) o twardości 55 i 59 HRC [40]. Fakt wzrostu temperatury w strefie skrawania powoduje zmniejszenie wytrzymałości i twardości materiału, z czym wiąże się poprawa warunków kształtowania wióra, zmniejszenie siły skrawania oraz chropowatości powierzchni. Mimo, że wzrost posuwu wpływa na wzrost teoretycznej chropowatości, to jak widać na rysunku 3.4, większy przyrost chropowatości powierzchni ma miejsce w warunkach stosowania cieczy chłodząco-smarującej niż po skrawaniu na sucho.

W trakcie skrawania na sucho, wraz ze wzrostem posuwu, część wartości chropowatości powierzchni zależna od procesu kształtowania wióra i drgań maleje, co powoduje, że wartości chropowatości powierzchni są zbliżone bardziej do teoretycznych po toczeniu na sucho niż na mokro. Avila i Abrao [12] wskazują na istotne znaczenie parametrów skrawania i właściwości cieczy chłodząco-smarujących na chropowatość powierzchni i rozrzut wartości parametru Ra po toczeniu stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) obrobionej cieplnie do twardości 49 HRC. W zakresie parametrów skrawania typowych dla obróbki zgrubnej ($v_c = 50\text{-}100 \text{ m/min}$, $f = 0,15 \text{ mm/obr}$, $a_p = 2 \text{ mm}$) najmniejszą wartość Ra uzyskano po toczeniu na sucho, następnie z zastosowaniem emulsji z zawartością oleju mineralnego i oleju syntetycznego oraz emulsji bez oleju mineralnego. Podobna kolejność wartości chropowatości powierzchni występuje po toczeniu wykończeniowym ($v_c = 200\text{-}400 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/obr}$ i $a_p = 0,5 \text{ mm}$). Zaobserwowano, że właściwości cieczy obróbkowej i prędkość skrawania wywierają istotny wpływ na rozrzut parametru chropowatości Ra . W warunkach skrawania na sucho, przy prędkości skrawania powyżej 200 m/min rozrzut wartości parametru Ra ulega zwiększeniu. Natomiast zastosowanie cieczy obróbkowej w warunkach toczenia wykończeniowego i wysokich prędkości skrawania umożliwia zmniejszenie rozrzutu

wartości chropowatości powierzchni. Zmniejszenie procentowej zawartości koncentratu w emulsji w obróbce wykończeniowej nie ma większego wpływu na chropowatość powierzchni, bez względu na wartość prędkości skrawania.

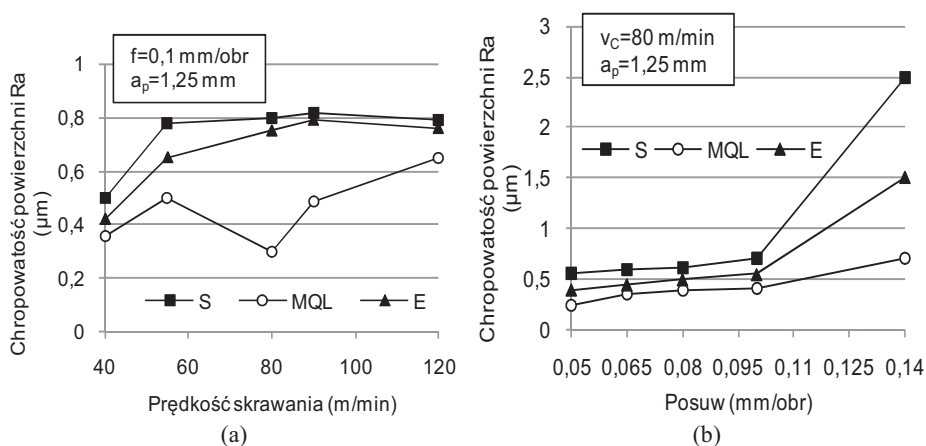


Rys. 3.4. Chropowatość powierzchni w zależności od prędkości skrawania i posuwu po toczeniu na sucho i z emulsją (stal AISI 1045 (PN C45), 55 i 59 HRC)) [38]

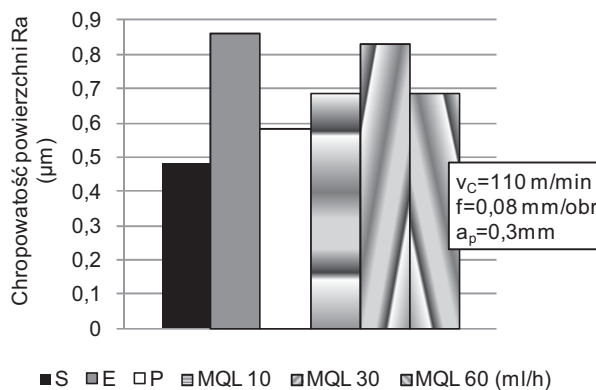
Jak wykazują badania [11,39,159] zmniejszenie chropowatości powierzchni po toczeniu materiałów twardych w porównaniu z toczeniem na sucho, przy jednoczesnym ograniczeniu użycia cieczy obróbkowej w procesie skrawania, umożliwia technika minimalnego chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Autret i in. [11] stwierdzili, że zastosowanie MQL w postaci mieszaniny oleju roślinnego z powietrzem w ilości 50 ml/h i pod ciśnieniem 0,13 MPa do toczenia stali wysokowęglowej o twardości 62-64 HRC wpływa istotnie na zmniejszenie chropowatości powierzchni. W porównaniu z toczeniem na sucho, przy głębokości skrawania 0,3 mm i posuwie 0,15 mm/obr, występuje zmniejszenie chropowatości o 50%. Zaobserwowano łagodne kształtowanie wióra bez płynięcia bocznego z wyraźnymi śladami posuwu na powierzchni obrobionej. Wpływ MQL na chropowatość powierzchni jest większy w zakresie wyższych posuwów i głębokości skrawania. W warunkach ustabilizowanej temperatury skrawania zastosowanie MQL umożliwia poprawę chropowatości powierzchni od 10 do 30% w porównaniu z toczeniem na sucho. Zmniejszenie chropowatości powierzchni w porównaniu z chłodzeniem konwencjonalnym i na sucho uzyskano również w wyniku minimalnego dozowania oleju mineralnego (w ilości 2ml/min z ciśnieniem wtrysku 20 MPa i częstotliwością 600 wtrysków na min) podczas toczenia stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) zahartowanej do twardości 46 HRC [159]. Mniejsza temperatura i siła skrawania, skrócona długość styku wióra z ostrzem oraz wzrost kąta ścinania podczas minimalnego dozowania oleju wpływają na poprawę chropowatości obrobionych powierzchni oraz wydłużenie czasu skrawania, w którym chropowatość powierzchni pozostaje na zbliżonym poziomie (rys. 3.5).

Zastosowanie MQL podczas toczenia materiałów twardych nie zawsze zapewnia uzyskanie najmniejszej chropowatości powierzchni. Diniz i in. [39] w wyniku badań porównawczych toczenia stali AISI 52100 (PN 100Cr6) hartowanej do twardości 60 HRC z zastosowaniem MQL, sprężonego powietrza, na sucho oraz z konwencjonalnym chłodzeniem i smarowaniem emulsją stwierdzili, że najmniejsza chropowatość powierzchni pojawia się podczas toczenia na sucho, a największa po skrawaniu z emul-

sją, kiedy temperatura skrawania jest najmniejsza i występują najtrudniejsze warunki kształtowania wióra. Pośrednie wartości chropowatości powierzchni występują podczas toczenia z MQL i sprężonym powietrzem, co można przypisać pośrednim, pod względem kształtowania wióra, warunkom skrawania. Zmienna ilość oleju w strumieniu powietrza (10, 30 i 60 ml/h; 0,45 MPa) w stosowanych warunkach skrawania nie wykazuje istotnego wpływu na chropowatość powierzchni (rys. 3.6). Porównanie przebiegu zmienności parametru chropowatości powierzchni Ra ze zużyciem ostrza w funkcji czasu skrawania, w zakresie stosowanych prędkości skrawania, nie wykazuje ścisłej zależności między tymi wielkościami. Różnice wartości chropowatości powierzchni spowodowane są zmianą kształtu wierzchołka ostrza na skutek zmieniających się objawów zużycia w czasie pracy ostrza.



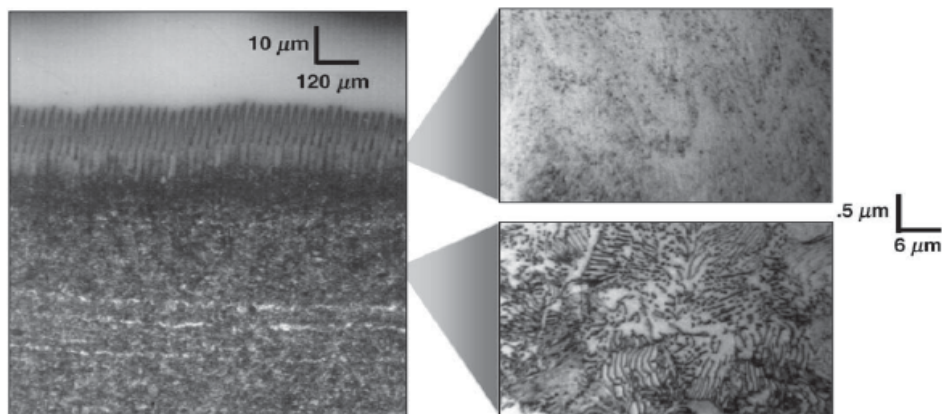
Rys. 3.5. Chropowatość powierzchni w zależności od prędkości skrawania (a) i posuwu (b) po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 46 HRC) [159]



Rys. 3.6. Chropowatość powierzchni w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz ilości środka smarnego (stal AISI 52100 (PN 100Cr6), 60 HRC, ostrze PCBN) [39]

3.2. Mikrostruktura

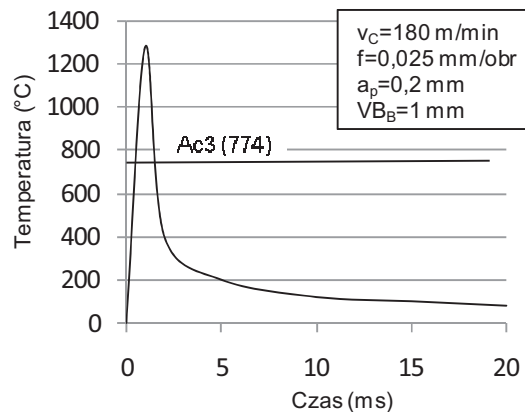
Wyeliminowanie lub ograniczenie ilości cieczy chłodząco-smarującej wiąże się ze zmianą siły oddziaływania czynnika cieplnego i mechanicznego w procesie konstytuowania warstwy wierzchniej. W efekcie zjawiska występujące w procesie toczenia powodują zmiany w warstwie wierzchniej (w stosunku do materiału rdzenia) w postaci zróżnicowanych właściwości mikrostrukturalnych, mikrotwardości i naprężeń własnych, co może mieć istotny wpływ na właściwości użytkowe wytworzonej powierzchni. Wykorzystywana podczas toczenia energia mechaniczna prawie w całości zamieniana jest w energię cieplną. Proces łączący odkształcenia plastyczne z procesem cieplnym może modyfikować przemianę fazową i kształtować mikrostrukturę niemożliwą do uzyskania w konwencjonalnej obróbce cieplnej. Jeśli dopływ ciepła skrawania jest wystarczająco duży, aby osiągnąć temperaturę przemiany fazowej (feryt + cementyt → austenit), a następnie występuje dostatecznie szybkie odprowadzenie ciepła przez masę obrabianego materiału, wówczas utworzona warstwa będzie miała strukturę martenzytyczną. W procesie utwardzenia warstwy wierzchniej, decydującymi czynnikami wpływającymi na ukształtowaną strukturę oraz jej grubość są temperatura i czas styku ostrza z materiałem skrawanym. Badania [27] toczenia na sucho stali AISI 4340 (PN 34CrNiMo6) w stanie odprężonym o twardości 28 HRC ze strukturą perlityczną, ostrzem z CBN i z parametrami skrawania: $v_c = 180$ i 270 m/min, $f = 0,013-0,1$ mm/obr, $a_p = 0,025-0,2$ mm wykazały, że aby wygenerować wystarczającą ilość ciepła potrzebną do wystąpienia przemiany strukturalnej niezbędne jest pasmo starcia na powierzchni przyłożenia o wartości co najmniej 1,2 mm. W takich warunkach skrawania pojawia się strefa biała o grubości 13 μm i twardości 525 HK_{500} w stosunku do twardości rdzenia – 300 HK_{500} oraz strefa czarna o grubości 17 μm , przy czym średnia grubość utwardzenia wynosi około 30 μm (rys. 3.7).



Rys. 3.7. Mikrostruktura warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6), 28 HRC, $v_c = 180$ m/min, $f = 0,025$ mm/obr, $a_p = 0,2$ mm, $VB = 1,2$ mm) [27]

Badania mikrostrukturalne wykonane metodą XRD potwierdziły obecność w warstwie wierzchniej 7% objętościowo austenitu szczątkowego świadczącego o przemianie fazowej – austenitizacji, pomimo struktury perlitycznej materiału skrawanego. Analiza

mikrostruktury wykazała strukturę strefy białej, o płasko i przestrzennie centrycznej siatce, natomiast strefa czarna składała się z drobnych wydzielen, przy czym rdzeń materiału posiadał strukturę perlityczną. Pozostała część warstwy wierzchniej utwardzonej skrawaniem składała się z ultra drobnego martenzytu. Czas, w którym temperatura w warstwie wierzchniej na głębokości strefy białej (13 μm) była wyższa od temperatury austenizacji (A_{c3} dla stali 4340-774°C) jest bardzo krótki, znacznie krótszy od czasu stosowanego w konwencjonalnym utwardzeniu powierzchniowym i wynosił 0,3 ms (rys. 3.8).



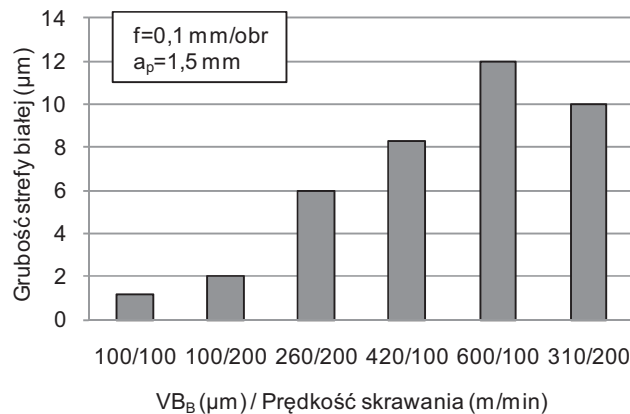
Rys. 3.8. Zmiana temperatury w czasie skrawania na głębokości 13 μm strefy białej (stal AISI 4340 (PN 34CrNiMo6)), 28 HRC) [27]

Tak krótki czas austenizacji sugeruje istotny wpływ odkształceń i naprężeń w strefie skrawania na proces przemiany fazowej. Jak pokazują badania [27,28,71], decydującym czynnikiem od którego zależy przemiana fazowa i utwardzenie warstwy wierzchniej jest szerokość pasma starcia występującego na powierzchni przyłożenia. W warunkach dużej wartości wskaźnika V/B , głównym źródłem ciepła przenikającego do przedmiotu jest ciepło tarcia między powierzchnią przyłożenia a powierzchnią obrabianą przedmiotu, natomiast wpływ ciepła związanego z odkształceniami plastycznymi w warstwie skrawanej ma mniejsze znaczenie. Mechanizm konstytuowania się strefy białej podczas toczenia ortogonalnego stali AISI 1045 wyżarzanej do twardości 99 HRB badali Han i in. [56]. Autorzy wskazują na trzy przyczyny odpowiedzialne za powstanie strefy białej w różnych procesach obróbkowych:

- ⊘ przemiana fazowa w wyniku szybkiego nagrzewania i chłodzenia, określana oddziaływaniem cieplnym,
- ⊘ rozdrobnienie struktury utworzonej w wyniku dużych odkształceń plastycznych, zwane efektem mechanicznym,
- ⊘ reakcje nowo utworzonej powierzchni z otoczeniem.

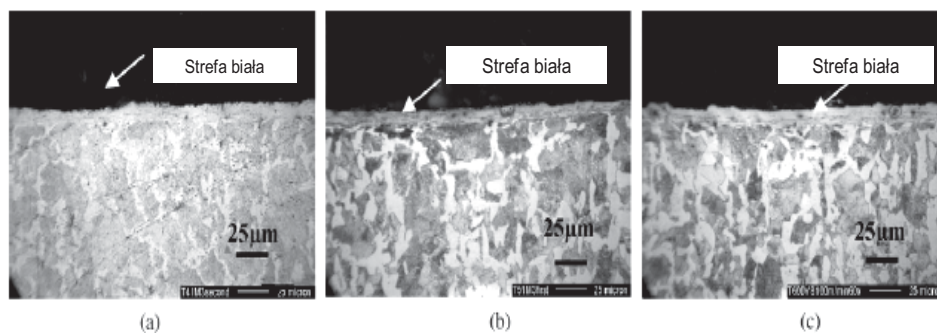
Analiza XRD składu fazowego warstwy wierzchniej ze strefą białą wykonana na głębokości 0,2 μm wykazała obecność ferrytu ζ i austenitu γ , faz, które posiadają strukturę krystaliczną przestrzennie i płasko centryczną, których obecność nie stwierdzono przed skrawaniem. Obecność austenitu szczątkowego w strefie białej świadczy o zaistniałej przemianie fazowej, pomimo że temperatura na powierzchni była niższa niż temperatura przemiany austenitycznej A_{c1} (dla stali AISI 1045 (PN C45) wynosząca 727°C)

konieczna do zaistnienia takiej przemiany w konwencjonalnej obróbce cieplnej. Bardzo szybkie nagrzewanie i chłodzenie podczas skrawania sugeruje bezdyfuzyjną martenzytyczną przemianę fazową. Strefa biała wystąpiła w całym zakresie stosowanych warunków skrawania i jej grubość rosła wraz ze wzrostem wartości VB_B (rys. 3.9).



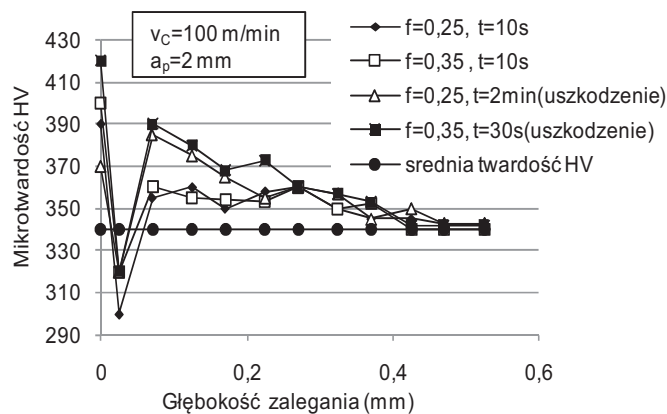
Rys. 3.9. Grubość strefy białej po toczeniu na sucho w funkcji prędkości skrawania i zużycia ostrza VB (stal AISI 1045(PN C45)), 99 HRB) [56]

Istnienie strefy białej w warstwie wierzchniej utworzonej w temperaturze skrawania poniżej temperatury przemiany A_{c1} wskazuje, że temperatura skrawania nie jest jedynym czynnikiem wpływającym na powstanie strefy białej podczas toczenia stali AISI 1045 (PN C45) i prawdopodobnie innych stali. Dodatkowym uzasadnieniem jest fakt, że wraz ze wzrostem temperatury nie rośnie grubość strefy białej. Wyniki tych badań wskazują, że czynnik mechaniczny związany z plastycznymi odkształceniami warstwy wierzchniej również wywiera istotny wpływ na tworzenie się strefy białej w temperaturze poniżej przemiany A_{c1} . Mikrostrukturę warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho w zależności od stopnia zużycia powierzchni przyłożenia przedstawiono na rysunku 3.10.



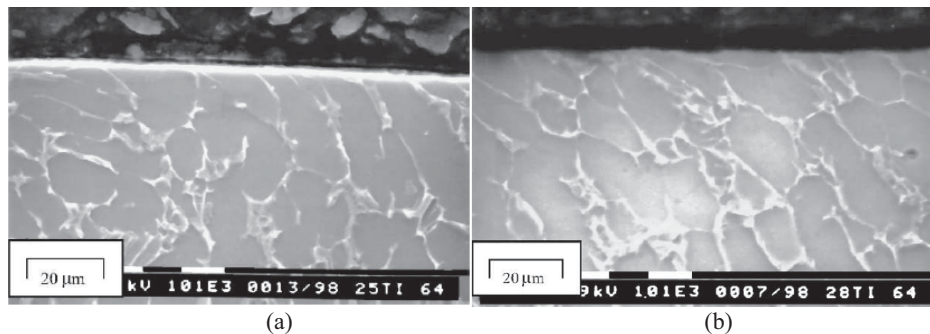
Rys. 3.10. Mikrostruktura warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho: (a) $v_c = 200$ m/min; $VB_B = 0,31$ mm; (b) $v_c = 100$ m/min; $VB_B = 0,42$ mm; (c) $v_c = 100$ m/min; $VB_B = 0,6$ mm (stal AISI 1045 (PN C45)), 99,1 HRB, $f = 0,1$ mm/obr, $b = 1,5$ mm) [56]

Znaczne zmiany struktury warstwy wierzchniej występują podczas toczenia na sucho stali trudnoskrawalnych np. stopów tytanowych lub odpornych na korozję i wysokie temperatury. Niska przewodność cieplna i wysoka reaktywność chemiczna tych stopów z wieloma materiałami narzędziowymi powoduje wzrost temperatury w strefie skrawania, co ma istotny wpływ na przyspieszone zużycie ostrza, pogorszenie chropowatości powierzchni i silną adhezję między wiórem a narzędziem, a ponadto przyczynia się do wzrostu mikrotwardości i zmian mikrostrukturalnych w postaci odkształceń plastycznych, mikropęknięć, transformacji fazowych i zmiany naprężeń własnych [24,60,116]. W zależności od stosowanych warunków skrawania tworzy się strefa biała, która powoduje, że twardość warstwy wierzchniej może być większa lub mniejsza od twardości materiału rdzenia. Badania [24] mikrostruktury warstwy wierzchniej po toczeniu zgrubnym na sucho stopu tytanowego Ti-6% Al-4% V o mikrostrukturze składającej się z fazy alfa otoczonej przez drobnociarnistą matrycę beta wykazały, że utwardzenie warstwy wierzchniej do głębokości 0,01 mm powoduje wzrost twardości w stosunku do twardości rdzenia. Natomiast na głębokości 0,02 mm twardość warstwy wierzchniej była mniejsza od twardości materiału nieodkształconego, prawdopodobnie na skutek zmiękczenia materiału w bardzo wysokiej temperaturze.



Rys. 3.11. Mikrotwardość w zależności od głębokości zalegania w warstwie wierzchniej toczonej na sucho (stop Ti-6% Al-4% V) [24]

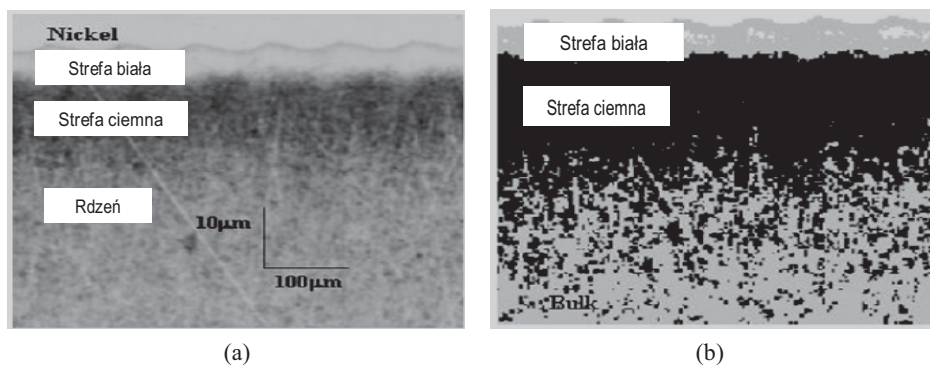
Niska przewodność cieplna tego stopu powoduje utrzymywanie się wysokiej temperatury poniżej obrabianej powierzchni, w wyniku czego następuje proces starzenia stopu tytanowego. Na większej głębokości poniżej obrabianej powierzchni (0,07 mm), w stosowanych warunkach skrawania twardość ponownie znacznie wzrosła, co świadczyć może o utwardzeniu się materiału na tej głębokości (rys. 3.11). Największa wartość twardości (391 HV) występuje na głębokości 5 μ m poniżej obrabianej powierzchni, w miejscu gdzie pojawiają się największe odkształcenia plastyczne, których głębokość występowania rośnie ze wzrostem zużycia ostrza (rys. 3.12).



Rys. 3.12. Mikrostruktura warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho: (a) $t = 10$ s (b) $t = 2$ min (stop Ti-6% Al-4% V, $v_c = 100$ m/min, $f = 0,25$ mm/obr, $a_p = 2$ mm) [24]

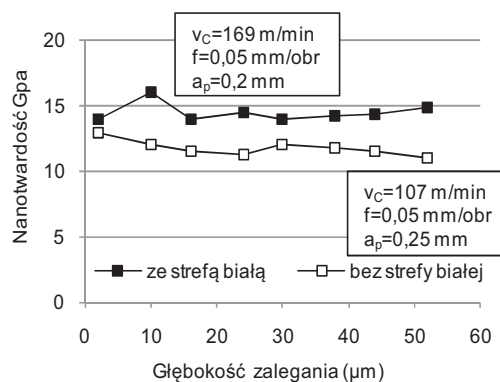
Zagadnienie powstawania warstwy wierzchniej podczas toczenia stali miękkiej nie zostało ostatecznie poznane i jest przedmiotem dalszych badań, szczególnie w warunkach toczenia na sucho. Celowe, zatem są prace badawcze nad wpływem MQL na właściwości i przemiany strukturalne w warstwie wierzchniej oraz konstytuowanie się strefy białej zarówno w odniesieniu do stali w stanie miękkim, jak i utwardzonym. Natomiast istnieje wiele pozycji literaturowych dotyczących mikrostruktury warstwy wierzchniej ukształtowanej w warunkach toczenia na sucho materiałów twardych i utwardzonych [71,79,153, 163]. Badania te wskazują na obecność, w zależności od warunków skrawania, struktury zwanej strefą białą o grubości sięgającej kilkudziesięciu μm , odpornej na trawienie, o dużej twardości większej niż twardość rdzenia, nawet jeśli posiada on strukturę martenzytyczną o ultra drobnym ziarnie [71,79]. Istotnym czynnikiem, podobnie jak podczas toczenia stali miękkiej, mającym duży wpływ na jej wystąpienie oraz grubość jest stopień zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia, którego wzrost powoduje progresywny wzrost grubości strefy białej [28,71]. Obecność strefy białej po toczeniu na sucho stali utwardzonej HS6-5-2 (63 HRC), 55NiCrMoV7 (46 HRC) i 100Cr6 (61 HRC) ostrzami z CBN K10D i ceramiki mieszanej SH1 z prędkością 70 m/min, posuwem 0,20 mm/obr i głębokością skrawania 0,15 mm wykazali autorzy prac [14,71]. Grubość tej strefy dla stali HS6-5-2 wynosi około 1 σm oraz mezotwardość około 1000 $\text{HV}_{0,04}$, natomiast w przypadku stali 100Cr6, poza strefą białą o grubości 7 σm , występuje dodatkowo strefa ciemna o grubości 8-20 σm o mniejszej mezotwardości niż rdzeń materiału, odpuszczona ciepłem skrawania, co świadczy według tych autorów o istnieniu wysokiej temperatury powodującej zmiany strukturalne w obu strefach. Temperatura obrabianej powierzchni podczas toczenia stali HS6-5-2 jest wyższa niż podczas toczenia stali 100Cr6, w wyniku czego w warstwie wierzchniej nie występuje zmniejszona strefa czarna, gdyż temperatura odpuszczania tej stali jest znacznie wyższa niż stali 100Cr6. Badania wykazały zmianę mikrostruktury uprzednio zahartowanej stali 100Cr6 na skutek oddziaływania cieplnego procesu skrawania i mechanicznego ostrza. Utworzona podczas toczenia wymienionych stali strefa biała, o większej niż rdzeń twardości, składa się z ultra drobnoziarnistego ferrytu i sferoidalnego cementytu o średnicy sferoidów z reguły większej od ziaren ferrytu. Strefa biała mierzona w zakresie grubości warstwy wierzchniej do 4 σm ma największą mezotwardość bez względu na rodzaj stosowanego materiałów ostrza (1000 $\text{HV}_{0,04}$ – HS6-5-2, 800 – 100Cr6, 600 – 55NiCrMoV7). Stwierdzono, że podczas toczenia stali 100Cr6 narzędziem ostrym $VB_B = 0$ zmiany twardości warstwy wierzchniej poza strefą białą są bardzo małe, a ze wzrostem zużycia $VB_B = 0,25$ mm występuje zwiększenie twar-

dości w strefie białej ($900 \text{ HV}_{0,04}$) i zmniejszenie twardości w strefie ciemnej. Charakter i wielkość zmian mezotwardości w warstwie wierzchniej po toczeniu zahartowanych stali narzędziowych zależy od tego, która z przyczyn; cieplne – odpuszczanie czy umocnienie, mechaniczne – zdrowienie lub rekrytalizacja decyduje o jej ostatecznym ukształtowaniu. Strefę białą i ciemną zaobserwowano również po toczeniu na sucho stali AISI 52100 (PN 100Cr6) zahartowanej na wskroś o strukturze martenzytu odpuszczonego o twardości 60-62 HRC [79]. Grubość warstwy wierzchniej nie przekracza zazwyczaj $100 \sigma\text{m}$. W warunkach skrawania $v_c = 150 \text{ m/min}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$, $f = 0,1 \text{ mm/obr}$ i $V_{B_B} 300 \sigma\text{m}$ grubość strefy białej wynosi około $10 \sigma\text{m}$, a strefy ciemnej około $13 \sigma\text{m}$. Nanotwardość strefy białej wynosi $12,85 \text{ GPa}$ z odchyleniem standardowym $0,8 \text{ GPa}$ i jest około 25% większa od twardości rdzenia ($10,7 \pm 0,85 \text{ GPa}$) o strukturze martenzytycznej. Poniżej strefy białej występuje strefa ciemna o twardości około $11,5 \text{ GPa}$, składająca się z odpuszczonego martenzytu. Grubość strefy białej i ciemnej wynosi odpowiednio 9 i $12 \sigma\text{m}$ (rys. 3.13).



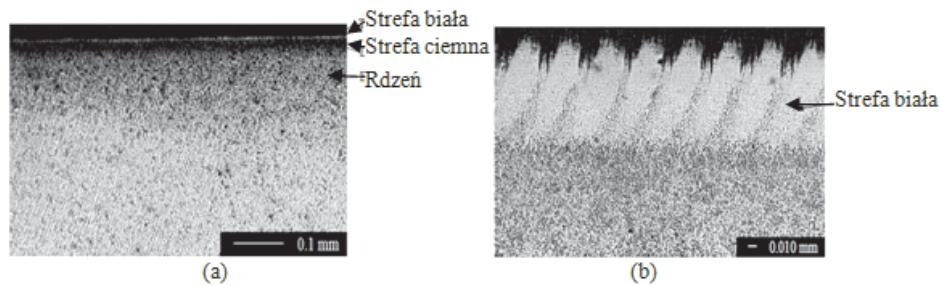
Rys. 3.13. Mikrostruktura warstwy wierzchniej: obraz optyczny (a), obraz AFM (b) (atomic force microscope) (stal AISI 52100 (PN 100Cr6)), $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm/obr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$, $V_{B_B} = 0,30 \text{ mm}$ [79]

Nanokrystaliczna struktura strefy białej jest prawdopodobną przyczyną jej wysokiej twardości.



Rys. 3.14. Nanotwardość warstwy wierzchniej w zależności od głębokości zalegania w warstwie wierzchniej po toczeniu na sucho ze strefą białą i bez strefy białej (stal AISI 52100 (PN 100Cr6), 62 HRC) [163]

Różnice nanotwardości warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho stali AISI 52100 (PN 100Cr6) ze strefą białą i bez, mierzone na głębokości do 50 μm przedstawiono na rysunku 3.14. Twardość warstwy wierzchniej ze strefą białą jest o około 2,5 GPa większa niż bez strefy białej [163]. Wpływ szerokości pasma zużycia powierzchni przyłożenia na grubość strefy białej przedstawiono na rysunku 3.15.



Rys. 3.15. Mikrostruktura warstwy wierzchniej: (a) $V_{B_B} = 0,3 \text{ mm}$, $f = 0,254 \text{ mm/obr}$, (b) $V_{B_B} = 0,6 \text{ mm}$, $f = 0,05 \text{ mm/obr}$ (stal AISI 52100 (PN 100Cr6), 62 HRC, $v_c = 2,82 \text{ m/s}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$) [163]

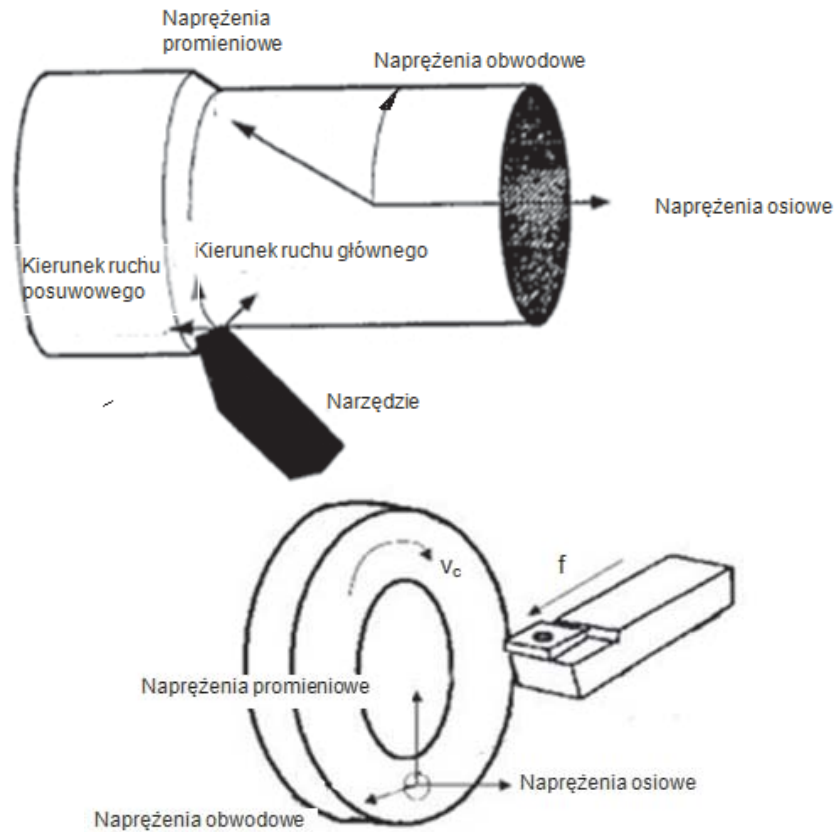
Podobny wpływ do zużycia ostrza na utworzenie strefy białej wywiera promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej. Z jego wzrostem z $r_n = 22,9 \mu\text{m}$, kiedy to nie zaobserwowano strefy białej, do $r_n = 121,9 \mu\text{m}$ występują zmiany strukturalne w warstwie wierzchniej łącznie z pojawieniem się strefy białej [151].

3.3. Naprężenia własne

Zastąpienie konwencjonalnego sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania skrawaniem na sucho lub z MQL wiąże się ze zwiększoną ilością energii cieplnej przepływającej do wióra, narzędzia i kształtowanego przedmiotu, która prowadzi do zmiany relacji czynników decydujących o wartości i rodzaju pozostających w warstwie wierzchniej naprężeń własnych. Naprężenia własne występujące w warstwie wierzchniej są w ogólnym przypadku naprężeniami istniejącymi w strefach warstwy wierzchniej po zakończeniu procesu technologicznego (po ustąpieniu oddziaływań zewnętrznych). Stanowią one rezultat wzajemnego nałożenia się skutków oddziaływania czynników zewnętrznych właściwych procesowi technologicznemu i naprężeń wstępnych istniejących w materiale przed rozpoczęciem procesu technologicznego. Ponieważ odnoszą się do elementów warstwy wierzchniej, nazywane są również naprężeniami własnymi pierwszego rodzaju lub makronaprężeniami [53,140]. Ze względu na anizotropowość stref warstwy wierzchniej naprężenia własne mogą wykazywać uprzywilejowaną orientację [51,140]. Powszechnie przyjmuje się, że naprężenia własne są efektem superpozycji trzech procesów związanych z procesem formowania wióra:

- € mechanicznych, powodujących niejednorodne odkształcenia plastyczne,
- € cieplnych, wywołujących ciepłe plastyczne płynięcie materiału i
- € fizycznych, powodujących przemiany fazowe oraz specyficzne zmiany objętościowe [9,17,22,64,108,151,154].

W zależności od metody pomiaru naprężeń własnych, ich wyniki dotyczyć mogą wartości naprężeń występujących na powierzchni zewnętrznej lub obszaru w głąb warstwy wierzchniej. Naprężenia własne po toczeniu analizowane są najczęściej w kierunkach działania składowych siły skrawania, względnie głównego i posuwowego ruchu skrawania (rys. 3.16).



Rys. 3.16. Kierunki pomiaru naprężeń własnych dla toczenia wzdłużnego i poprzecznego/planowania [59,64]

Biorąc pod uwagę kierunki pomiaru naprężeń własnych wyróżnić można naprężenia obwodowe równoległe do ruchu głównego, osiowe zgodne z kierunkiem ruchu posuwowego oraz promieniowe prostopadłe do poprzednio wymienionych. Naprężenia obwodowe ze względu na ich większe wartości w porównaniu z pozostałymi kierunkami pomiaru naprężeń oraz znaczenie dla wytrzymałości przedmiotu są najczęściej uwzględniane w badaniach naprężeń własnych warstwy wierzchniej. Naprężenia własne w kierunku promieniowym, ze względu na małe wartości w porównaniu ze składową obwodową i osiową są najczęściej w badaniach pomijane [127].

Stan naprężeń w warstwie wierzchniej jest wynikiem złożonego oddziaływania procesów mechanicznych, cieplnych i fizycznych, a także chemicznych, których prze-

bieg zależy od warunków skrawania uwarunkowanych doborem następujących czynników procesu skrawania:

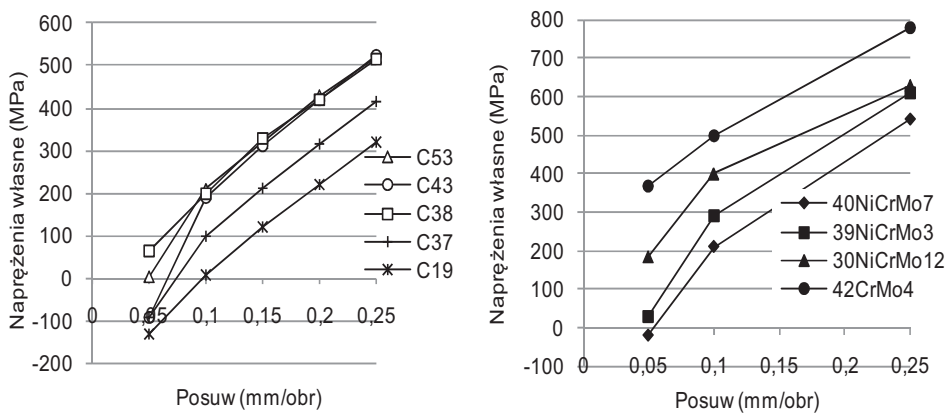
- € środowiska skrawania,
- € materiału obrabianego,
- € właściwości fizykochemicznych ostrza i powłoki,
- € stereometrii ostrza,
- € stopnia zużycia ostrza,
- € parametrów skrawania.

Wpływ wymienionych czynników na naprężenia własne jest przedmiotem analizy prezentowanej w tym rozdziale.

Podczas toczenia stali i jej stopów w stanie miękkim najczęściej powstają naprężenia rozciągające pomimo faktu, że większość wydzielającego się ciepła w trakcie odkształceń plastycznych i dekohezji materiału odprowadzana jest przez wiór [1,80]. Według autorów wymienionych prac przyczyną powstawania naprężeń rozciągających jest tarcie występujące na styku ostrza z przedmiotem obrabianym, generujące ciepło przenikające do przedmiotu. Naprężenia te przechodzą w naprężenia ściskające począwszy od głębokości kilku σm poniżej zewnętrznej powierzchni przedmiotu. Na odkształcenia plastyczne i oddziaływania cieplne, jako przyczynę powstawania naprężeń rozciągających w warstwie wierzchniej wskazuje w swojej pracy Wiesner [164]. Arunachalam i in. [9] natomiast uważają, że naprężenia własne w warstwie wierzchniej są skutkiem występowania niejednorodnych odkształceń plastycznych i przemiany fazowej w trakcie dekohezji materiału. Występujące rozbieżności odnośnie tego, który z czynników, mechaniczny czy cieplny odgrywa decydującą rolę w konstytuowaniu się naprężeń własnych powodują, że zagadnienie to jest w dalszym ciągu przedmiotem zainteresowania wielu badaczy.

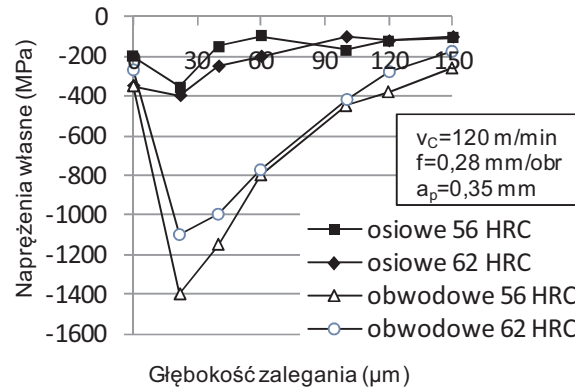
Oddziaływanie wymienionych procesów generowania naprężeń własnych zależy w znacznym stopniu od środowiska skrawania, w tym sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania [9,29,102,114]. Jeelani i Bailey [67] w oparciu o przeprowadzone badania uważają, że stosowanie cieczy chłodząco-smarującej w zakresie małych prędkości skrawania zmniejsza maksymalną wartość i głębokość występowania naprężeń własnych w porównaniu z obróbką na sucho, natomiast w zakresie wysokich prędkości skrawania nie ma większego wpływu na naprężenia własne. Zmianę naprężeń własnych z rozciągających po toczeniu na sucho na ściskające w wyniku zastosowania intensywnego chłodzenia emulsją (7 MPA, z prędkością 100 m/s) uzyskali Cichosz i in. [29] tocząc stal 55. Wyeliminowanie emulsji z procesu toczenia czołowego/planowania stopu Inconel 718 (35 HRC) spowodowało redukcję naprężeń ściskających oraz wzrost wartości naprężeń rozciągających w miarę zmniejszania się średnicy toczenia, a także zmniejszenie rozrzutu wartości w stosunku do toczenia z emulsją [8,9]. Podczas stosowania emulsji, na początku drogi skrawania od średnicy zewnętrznej do osi przedmiotu, na obrabianej powierzchni występują rozmazania materiału. Wskazują one na plastyczne odkształcenia wywołane czynnikiem mechanicznym, następstwem czego w warstwie wierzchniej występują ściskające naprężenia własne, które ze wzrostem odległości od powierzchni zewnętrznej przechodzą w naprężenia rozciągające, w miarę jak czynnik cieplny zwiększa swój wpływ na kształtowanie się naprężeń własnych. Niska przewodność cieplna stopu Inconel 718 powoduje, że wraz ze wzrostem drogi skrawania w miarę zmniejszania się średnicy toczenia, większa ilość ciepła zatrzymywana jest w warstwie wierzchniej, co tłumaczy zmianę naprężeń ze ściskających na rozciągające.

Czynnikiem o istotnym wpływie na średni poziom naprężeń własnych w warstwie wierzchniej są właściwości obrabianego materiału. W stalach węglowych składnikiem chemicznym najbardziej związanym z naprężeniami własnymi jest wskaźnik zawartości węgla, z którego wzrostem rosną właściwości wytrzymałościowe i opór skrawania. Wraz ze wzrostem procentowej zawartości węgla (0,19 do 0,53%) wzrastają powierzchniowe naprężenia własne (rys. 3.17). Czynnikiem o podobnym znaczeniu w przypadku stali stopowych są ich właściwości mechaniczne. Badania naprężeń własnych po toczeniu na sucho stali 39NiCrMo3, 42CrMo4, 30NiCrMo12, 40NiCrMo7, różniących się między sobą właściwościami mechanicznymi wykazały, że parametrem najlepiej skorelowanym z naprężeniami jest twardość stali. (rys. 3.17) [23]. Wraz ze wzrostem właściwości mechanicznych materiału następuje zwiększenie rozciągających naprężeń własnych. Występujące zależności między parametrami skrawania i geometrią ostrza a naprężeniami własnymi w przypadku toczenia wymienionych materiałów mają podobny przebieg, co sugeruje istnienie wspólnego mechanizmu generowania naprężeń własnych niezależnie od właściwości mechanicznych materiału, które decydują jedynie o poziomie ich wartości [23].



Rys. 3.17. Naprężenia własne w zależności od charakterystycznych cech stali węglowych i stopowych [23]

Skrawanie materiałów twardych zazwyczaj realizowane jest z niewielkim naddatkiem materiału oraz parametrami skrawania dostosowanymi do wymagań obróbki wykończeniowej, w związku z czym, naprężenia własne występują na ograniczonej głębokości warstwy wierzchniej rzędu setek milimetra [18,80,153,160]. Zwiększenie twardości materiału, jak wskazują badania naprężeń własnych po toczeniu czołowym na sucho stali AISI 52100 utwardzonej do twardości od 56 do 62 HRC, ma istotny wpływ na wzrost maksymalnych ściskających naprężeń własnych, natomiast nie zwiększa głębokości ich występowania (rys. 3.18). Wpływ twardości na naprężenia własne jest skutkiem występujących relacji między temperaturą skrawania a odkształceniami plastycznymi występującymi w procesie skrawania [30,59].

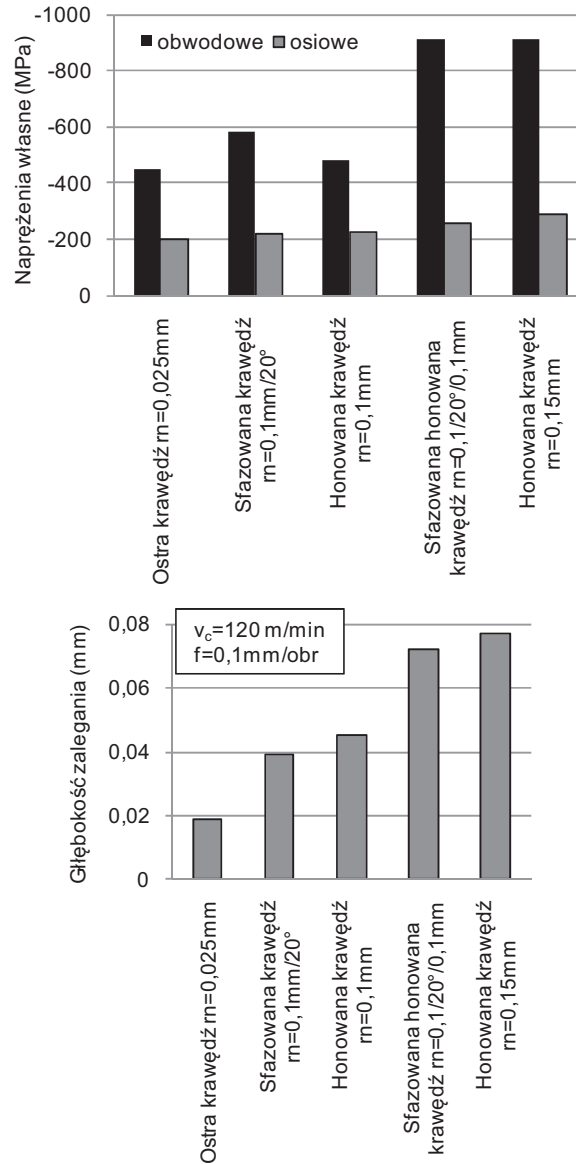


Rys. 3.18. Naprężenia własne w zależności od głębokości zalegania i twardości materiału (stal AISI 52100 (PN 100Cr6)) [59]

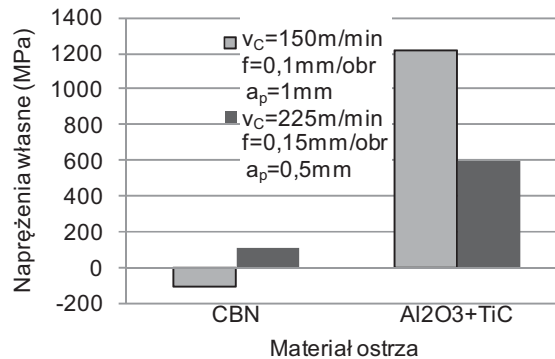
Matsumoto i in. [114] stwierdzili obecność rozciągających naprężeń obwodowych i ściskających naprężeń osiowych o znacznie mniejszej wartości w przypadku dokładnego toczenia na sucho zahartowanej stali o twardości 58-62HRC ostrą krawędzią skrawającą ($r_n = 0,013$ mm). Zaokrąglenie krawędzi skrawającej ($r_n = 0,02$ mm), jak i jej pojedyncze lub podwójne sfazowanie wpłynęło na pojawienie się naprężeń ściskających o większej wartości i głębokości występowania. Autorzy prac [58,59,151] zaobserwowali również po toczeniu AISI 52100 (PN 100Cr6) o twardości 41 i 57 HRC, obwodowe i osiowe naprężenia ściskające o większej wartości i na większej głębokości w przypadku zwiększenia promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej ($r_n = 121,9$ μm) lub sfazowania ($25,4$ μm $\times 17^\circ$) (rys. 3.19). Porównanie mikrostruktury warstwy wierzchniej z naprężeniami własnymi wskazuje na występowanie większych wartości naprężeń ściskających powstałych w warunkach obecności znaczącego podpowierzchniowego płynięcia materiału niż w przypadku braku podpowierzchniowego sterowania warstwy wierzchniej. Zwiększona wartość promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej powoduje wzrost tarcia między ostrzem a toczonym przedmiotem i w większym stopniu wpływa na wzrost temperatury krawędzi skrawającej niż jej sfazowanie, co przyczynia się do wystąpienia większych naprężeń rozciągających za ostrzem w porównaniu z ostrzem o mniejszym r_n w wyniku zwiększonej długości styku ostrza z materiałem skrawanym. Wzrost naprężeń za ostrzem wpływa na zwiększenie ściskających naprężeń własnych.

Jednym z elementów procesu skrawania decydującym o stanie naprężeń własnych w warstwie wierzchniej są eksploatacyjne cechy narzędzia, takie jak właściwości materiału i powłoki, stereometria ostrza, a także odporność na zużycie ostrza [1,127, 150,164]. Arunachalam i in. [8] badając wpływ materiału ostrza na naprężenia własne po toczeniu czołowym stopu Inconel 718 ostrzem z ceramiki mieszanej i z CBN stwierdzili obecność naprężeń rozciągających w warstwie wierzchniej, o wartościach znacznie większych po toczeniu ostrzem z ceramiki mieszanej niż z CBN (rys. 3.20). Ze względu na niską przewodność cieplną ceramiki i brak możliwości stosowania cieczy obróbkowej, efekt cieplny w tym przypadku wywiera dominujący wpływ na wartość naprężeń rozciągających. W przypadku ostrzy z CBN, charakteryzujących się większą przewodnością cieplną, zastosowanie cieczy obróbkowej umożliwia natomiast zmniejszenie

oddziaływania efektu cieplnego w strefie skrawania i zredukowanie rozciągających naprężeń własnych.

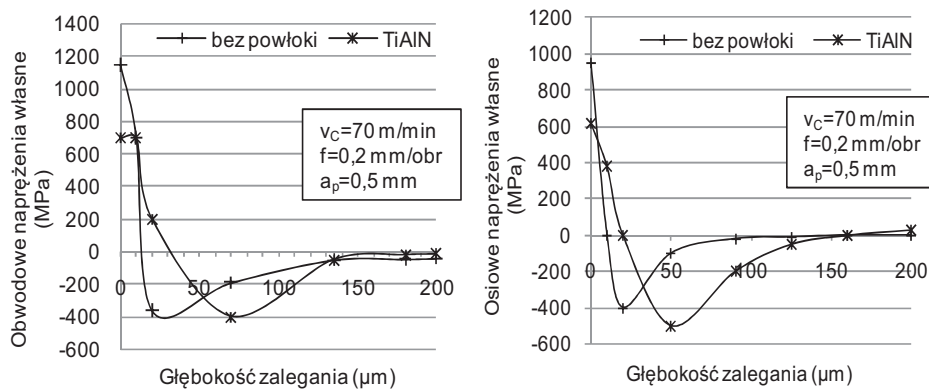


Rys. 3.19. Powierzchniowe obwodowe i osiowe naprężenia własne oraz głębokość zalegania naprężeń o wartości 200 MPa w zależności od ukształtowania krawędzi skrawającej (stali AISI 52100 (PN 100Cr6), HRC 62) [58]



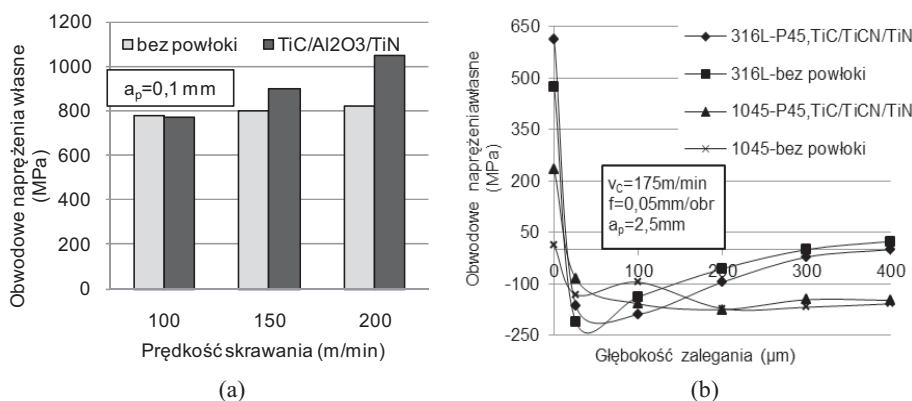
Rys. 3.20. Wpływ materiału ostrza: CBN, ceramika mieszana MA(Al₂O₃ i TiC) na naprężenia własne (stop Inconel 718) [8]

Czynnikami o istotnym wpływie na stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, którego oddziaływanie zależy od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania, jest kształt płytki skrawającej oraz rodzaj powłoki ostrza. Jak wykazały badania Arunachalama i in. [8,9], w warunkach toczenia czołowego na mokro, stopu Inconel 718 płytką okrągłą, z reguły powstają naprężenia ściskające na skutek występowania większej siły skrawania w porównaniu z płytką kwadratową, której użycie znaczenie zmniejsza wpływ czynnika mechanicznego na korzyść czynnika cieplnego i w konsekwencji wytwarzane są naprężenia rozciągające. Podczas toczenia na sucho kształt płytki skrawającej nie wywiera istotnego wpływu na rodzaj naprężeń i w obu przypadkach kształtu płytki występują naprężenia rozciągające. Outerio i współautorzy [129] stwierdzili, że naprężenia rozciągające w warstwie zewnętrznej po toczeniu na sucho stopu Inconel 718 ostrzem bez powłoki, są większe od naprężeń po toczeniu ostrzem z powłoką (TiAlN) oraz występują na mniejszej głębokości (rys. 3.21). Maksymalna wartość naprężenia ściskającego dla ostrza bez powłoki jest mniejsza od maksymalnej wartości dla ostrza z powłoką i występuje bliżej powierzchni zewnętrznej.



Rys. 3.21. Obwodowe i osiowe naprężenia własne w zależności od głębokości zalegania dla ostrza z powłoką i bez powłoki (stop Inconel 718) [129]

Podobne naprężenia, w zależności od głębokości zalegania w warstwie wierzchniej, lecz o mniejszych wartościach, występują w kierunku obwodowym i posuwowym po toczeniu stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2). Autorzy pracy [128] zaobserwowali istnienie różnicy wartości obwodowych naprężeń własnych po toczeniu ortogonalnym na sucho stali AISI 316L ostrzem z powłoką (TiC/Al₂O₃/TiN) i bez powłoki tylko w przypadku dużych prędkości skrawania, kiedy to po toczeniu ostrzem bez powłoki naprężenia własne były większe niż przy skrawaniu płytką z powłoką (rys. 3.22).

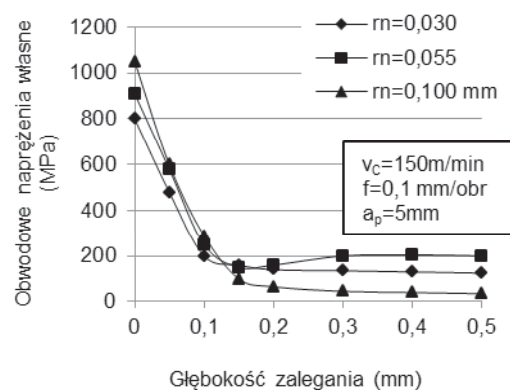


Rys. 3.22. Powierzchniowe naprężenia obwodowe dla ostrza P25 z powłoką TiC/Al₂O₃/TiN i M30 bez powłoki (a) (stal AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2)) [127] i obwodowe naprężenia własne w zależności od głębokości zalegania dla ostrza P45 bez powłoki i z powłoką TiC/TiCN/TiN (b) [127]

Zastosowanie z kolei powłoki TiC/TiCN/TiN podczas toczenia na sucho stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) i AISI 1045 (PN C45) wpłynęło na wzrost powierzchniowych naprężeń rozciągających w stosunku do ostrza bez powłoki [127]. Ta sama powłoka zastosowana w trakcie ortogonalnego toczenia stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) [117] spowodowała zredukowanie naprężeń obwodowych na skutek zmniejszenia współczynnika tarcia i obniżenia temperatury na powierzchni przyłożenia do 780°C w stosunku do temperatury ostrza bez powłoki 900°C, z tendencją do wzrostu grubości warstwy utwardzonej. Zastosowanie powłoki na ostrzu zwiększa promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej, co może być przyczyną wzrostu głębokości utwardzenia warstwy wierzchniej.

Istotny wpływ na ukształtowanie się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej wywiera geometria ostrza [18,114,116,150,152]. Gunnberg i in. [54], Matsumoto i in. [114], oraz Thiele i in. [150] uważają, że geometria krawędzi skrawającej jest jednym z najważniejszych czynników procesu skrawania wpływającym na naprężenia własne i ich profil w zależności od głębokości zalegania. Autorzy prac [127] i [128] badali połączone oddziaływanie promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej ($r_n = 44$ i $55 \mu\text{m}$) i powłoki ostrza na naprężenia własne powierzchniowe i w głąb warstwy wierzchniej, w kierunku obwodowym i osiowym oraz temperaturę strefy skrawania po toczeniu wzdłużnym na sucho stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) i AISI 1045 (PN C45). Wyniki tych badań wskazują, że dla tych samych parametrów skrawania powierzchniowe naprężenia własne rosną zarówno w przypadku wzrostu promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej, jak i zastosowania powłoki TiC/Al₂O₃/TiN na

ostrzu, co jest prawdopodobną przyczyną zwiększonej ilości energii cieplnej przenoszonej do przedmiotu oraz zwiększonych powierzchniowych naprężeń własnych i głębokości zalegania naprężeń rozciągających. Zrównoważenie powierzchniowych naprężeń rozciągających pociąga za sobą wzrost maksymalnych naprężeń ściskających w głąb warstwy wierzchniej. Outerio i in. [128] również odnotowali wzrost rozciągających powierzchniowych naprężeń obwodowych po toczeniu ortogonalnym na sucho stali nierdzewnej AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) (HV 170) w przypadku zwiększenia wartości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej ($r_n = 0,03; 0,55; 0,10$ mm) (rys. 3.23).



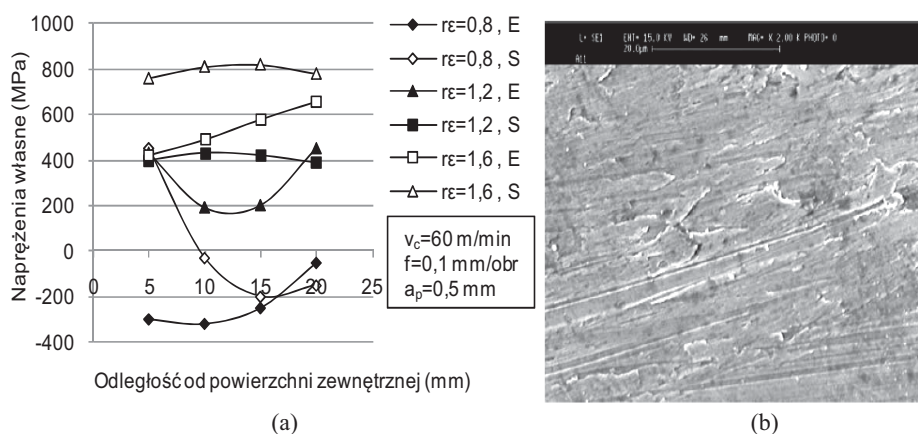
Rys. 3.23. Obwodowe naprężenia własne w zależności od promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej (stal AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2)) [128]

Większy obszar styku przedmiotu obrabianego z ostrzem z zaokrągloną krawędzią skrawającą generuje większą ilość ciepła tarcia w strefie skrawania, co uzasadnia obecność naprężeń rozciągających w warstwie wierzchniej. Mała przewodność cieplna stali nierdzewnej w porównaniu z innymi stalami powoduje, że efekt cieplny w strefie skrawania wywiera większy wpływ na wartość i rodzaj naprężeń [164].

Arunachalam i in. [9] zaobserwowali natomiast, że po toczeniu czołowym stopu Inconel 718 zarówno na sucho, jak i na mokro ostrzem z ostrą krawędzią skrawającą występują naprężenia rozciągające o większej wartości niż po toczeniu ostrzem z zaokrągloną krawędzią skrawającą. Jak wykazały badania ostrze z zaokrągloną lub sfazowaną krawędzią skrawającą powoduje większe odkształcenia plastyczne w warstwie wierzchniej, które zmniejszają wartość naprężeń rozciągających lub wprowadzają naprężenia ściskające. Większe naprężenia ściskające po toczeniu ostrzem z zaokrągloną krawędzią niż z fazowaną krawędzią skrawającą stwierdzili również Thiele i in. [151] badając wpływ ukształtowania krawędzi skrawającej na naprężenia własne.

O istotnym wpływie promienia zaokrąglenia wierzchołka ostrza r_e i kąta przystawienia ρ_r na osiowe powierzchniowe naprężenia własne świadczą prace [22,54,136]. Zwiększenie promienia zaokrąglenia wierzchołka ostrza wpływa na wzrost naprężeń ściskających [114,150], podobnie jak pojedyncze lub podwójne fazowanie krawędzi [150,164]. Wzrost wartości promienia r_e z 0,2 do 0,8 mm podczas toczenia na mokro (3,1 l/min) stali S235J0C, C45, 39NiCrMo3 powoduje znaczny wzrost wartości naprężeń rozciągających lub ściskających w zależności od posuwu. Zwiększenie natomiast

kąta ρ_r z 60° do 90° przyczynia się do zmniejszenia naprężeń własnych [22]. W warunkach toczenia na sucho stali łożyskowej JIS SUJ2 (PN 100Cr6) utwardzonej do twardości 60 HRC stwierdzono zmniejszenie naprężeń ściskających ze wzrostem promienia zaokrąglenia wierzchołka ostrza, z widoczną tendencją do zmiany naprężeń ściskających w rozciągające [106]. Większy promień r_e powoduje nie tylko wzrost wpływu czynnika cieplnego w wyniku większego tarcia między narzędziem a przedmiotem, ale również czynnika mechanicznego na skutek zmiany kształtu przekroju warstwy skrawanej, zmniejszenia grubości wióra i zwiększenia składowej odporowej siły skrawania, z którą wiąże się wzrost odkształceń plastycznych w strefie tworzenia wióra, a tym samym zmniejszenie naprężeń rozciągających i wzrost naprężeń ściskających w głąb warstwy wierzchniej. Promień zaokrąglenia wierzchołka ostrza r_e wywiera istotny wpływ na powierzchniowe naprężenia własne zarówno podczas toczenia na sucho, jak i na mokro [9]. Po czołowym toczeniu ostrzem z promieniem $r_e = 0,8$ mm w warstwie wierzchniej powstają naprężenia ściskające na całej długości skrawania, a z jego wzrostem (1,2 i 1,6 mm) naprężenia zmieniają się na rozciągające (rys. 3.23). Pojawiające się ślady rozartego narostu na obrobionej powierzchni świadczą o wpływie czynnika cieplnego na naprężenia własne w wyniku zwiększonej długości styku wierzchołka ostrza z obrobioną powierzchnią w porównaniu z ostrzem o mniejszym promieniu r_e (rys. 3.24).

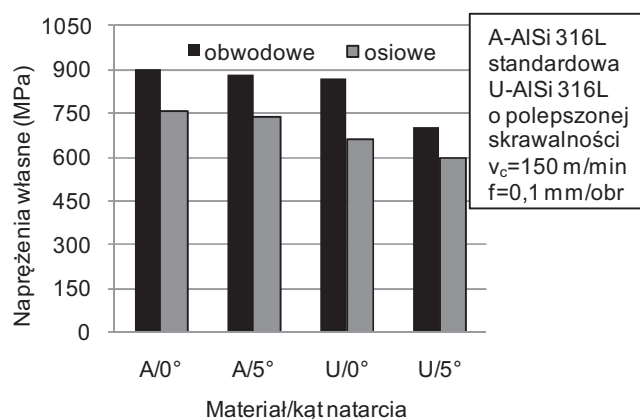


Rys. 3.24. Powierzchniowe naprężenia własne po toczeniu czołowym na sucho i z emulsją w zależności od odległości od zewnętrznej powierzchni przedmiotu (a) oraz obraz powierzchni (b) (stop Inconel 718, SEM (x500) [9]

Istotny, w początkowym okresie pracy ostrza, wpływ promienia zaokrąglenia wierzchołka ostrza r_e na wartość, rodzaj i profil naprężeń własnych maleje wraz ze wzrostem zużycia ostrza [106].

Jacobson [62,63], poza promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej wymienia efektywny kąt natarcia jako czynniki decydujące o wartości naprężeń własnych. Stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej zależy od znaku i wartości kąta natarcia [9,54,62,150]. M'Saoubi i in. [117] po toczeniu ortogonalnym na sucho austenitycznej stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) (HV 170) zauważyli, że zmiana kąta natarcia od 0° do 5° ma nieznaczny wpływ na zmniejszenie naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. Głębokość zalegania naprężeń rozciągających minimalnie wzrasta, nato-

miast minimalne wartości naprężeń ściskających maleją i sięgają głębiej w materiał obrabiany. W stosowanym zakresie wartości kąta γ nie stwierdzono wyraźnej zmiany grubości warstwy wierzchniej, w której występują naprężenia własne w funkcji kąta natarcia. W podsumowaniu stwierdzono, że nie występuje istotna zależność między kątem natarcia a głębokością występowania naprężeń rozciągających, przy czym ma on istotny wpływ na powierzchniowe naprężenia własne i podpowierzchniowe minimalne naprężenia ściskające, których wartość maleje ze wzrostem tego kąta. Wyniki badań wskazują na malejące znaczenie oddziaływania mechanicznego na naprężenia własne warstwy wierzchniej w przypadku stosowania ostrza z dodatnim kątem natarcia. Zależności te mają związek ze zmianą wartości głównej i posuwowej składowej siły skrawania w funkcji kąta natarcia, których obniżenie prowadzi do zmniejszenia naprężeń ściskających (rys. 3.25).

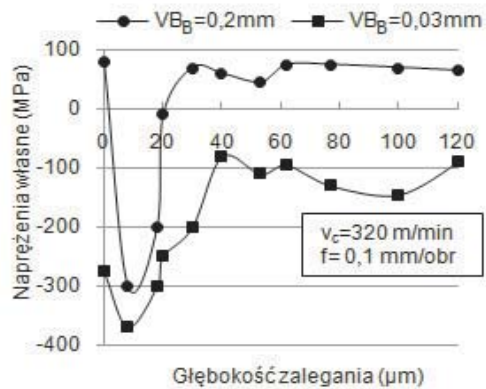


Rys. 3.25. Powierzchniowe naprężenia własne w zależności od kąta natarcia (stal AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2)) [117]

Do podobnych wniosków doszli Outerio i in. [128] po toczeniu ortogonalnym stali nierdzewnej AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2), gdy kąt natarcia zmienia się od -5 do 5° . Wzrost ujemnego kąta natarcia powoduje natomiast zwiększenie ściskających naprężeń na powierzchni i w głąb warstwy wierzchniej na skutek oddziaływania czynnika mechanicznego. Dahlman i in. [30] badając naprężenia własne po toczeniu czołowym stali AISI 52100 (PN 100Cr6) utwardzonej do 62 HRC stwierdzili, że w zakresie stosowanych parametrów skrawania i kątów natarcia od -6 do -61° , na powierzchni zewnętrznej warstwy wierzchniej występują naprężenia rozciągające. Natomiast ze wzrostem ujemnej wartości kąta γ zwiększa się wartość i głębokość występowania ściskających naprężeń własnych, istotnych ze względów eksploatacyjnych. Odpowiedni dobór kąta natarcia stwarza możliwość kształtowania poziomu i głębokości występowania ściskających naprężeń własnych.

Wpływ zużycia ostrza na wartość i profil naprężeń własnych w przekroju warstwy wierzchniej przedstawiono w pracach [1,29,106]. Zużycie ostrza zwiększa naprężenia normalne i styczne w strefie skrawania, prowadząc do deformacji w skrawanym materiale, wzrostu siły i temperatury skrawania oraz powstania naprężeń własnych [1,59]. Liu i in. [106] oraz M'Saoubi i in. [117] wykazali, że ze wzrostem zużycia powierzchni przyłożenia czynnik cieplny odgrywa dominującą rolę w kształtowaniu naprężeń własnych.

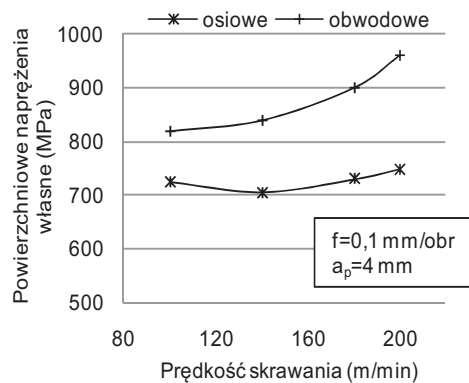
Zużycie ostrza z CBN podczas toczenia stali łożyskowych JIS SUJ2 (PN 100Cr6) (60HRC) i 100Cr6, (62 HRC) spowodowało zmianę naprężeń ściskających na rozciągające na zewnętrznej powierzchni warstwy wierzchniej, które w głąb przechodziły w naprężenia ściskające o większej wartości i głębokości występowania w stosunku do profilu naprężeń własnych dla ostrza ostrego [106,111]. Podobna charakterystyka naprężeń własnych występuje po toczeniu ortogonalnym na sucho stopu tytanowego Ti-6Al-4V (35 HRC) [25]. W przypadku zużycia ostrza do $VB_B = 0,03$ mm na powierzchni przedmiotu występują naprężenia ściskające i ich maksymalna wartość znajduje się ~ 10 μm pod powierzchnią, po czym zanikają na głębokości ~ 40 μm . Wzrost zużycia do $VB_B = 0,2$ mm powoduje pojawienie się cienkiej warstwy z naprężeniami rozciągającymi o maksymalnej wartości występującej na powierzchni zewnętrznej, które na głębokości ~ 5 μm przechodzą w naprężenia ściskające o znacznie większej wartości i głębokości penetracji (rys. 3.26).



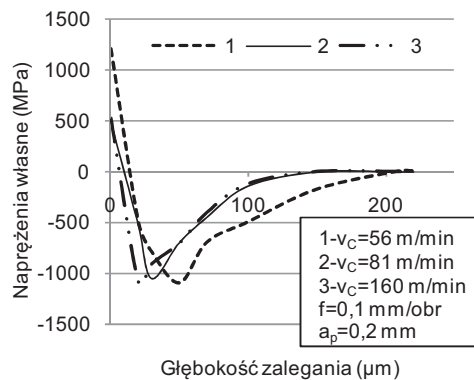
Rys. 3.26. Naprężenia własne w zależności od zużycia ostrza i głębokości zalegania (stop tytanowy Ti-6Al-4V, 35 HRC) [25]

Zarówno rodzaj, wartość i profil naprężeń własnych w funkcji głębokości zalegania w warstwie wierzchniej, dla danego materiału obrabianego oraz sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania zależy od stosowanych parametrów skrawania. Prędkość skrawania wpływa na powstanie naprężeń rozciągających. Wraz ze wzrostem jej wartości następuje wzrost wartości wszystkich składowych naprężeń [17,40,54,64,117,138]. M'Saoubi i in. [117] i Outeiro i in. [128] zaobserwowali, że wzrost prędkości skrawania w przypadku toczenia na sucho austenitycznych stali nierdzewnych AISI 304 (PN X2CrNi19-10) i 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) powoduje wzrost powierzchniowych rozciągających naprężeń obwodowych i osiowych (rys. 3.27), przy jednoczesnym zmniejszeniu głębokości ich zalegania. Ma to związek, według wymienionych autorów, ze zwiększeniem prędkości spływu wióra i ewakuacji ciepła ze strefy skrawania. Mała dyfuzyjność cieplna austenitycznej stali nierdzewnej powoduje, że niewielka ilość ciepła przepływa do przedmiotu i narzędzia, a główna jego część usuwana jest z wiórem. Powstałe naprężenia rozciągające w warstwie wierzchniej przedmiotów toczonej ze stali nierdzewnej wywołane są głównie odkształceniami plastycznymi i efektem cieplnym umiejscowionym w obszarze kształtowania wióra [64].

Wzrost rozciągających naprężeń własnych na powierzchni przedmiotu i nieznaczny spadek maksymalnej wartości i głębokości występowania maksymalnych wartości naprężeń ściskających ze wzrostem v_c zaobserwowano również po toczeniu stali 18MnCr5 hartowanej powierzchniowo i stali łożyskowej (100Cr6, 62 ∂ 2 HRC) ostrzem z CBN (rys. 3.28). Ze względu na ograniczoną możliwość penetracji wysokiej temperatury skrawania w głąb warstwy wierzchniej, wpływ oddziaływań cieplnych zlokalizowanych na zewnętrznej powierzchni przedmiotu maleje ze wzrostem głębokości zalegania [54,111,117].



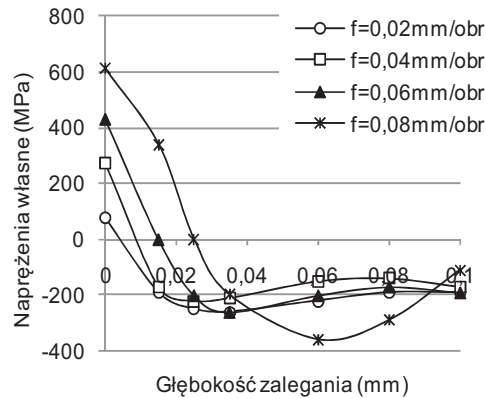
Rys. 3.27. Powierzchniowe obwodowe i osiowe naprężenia własne w funkcji prędkości skrawania (stal AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2)) [117]



Rys. 3.28. Naprężenia własne w zależności od prędkości skrawania i głębokości zalegania (stal łożyskowa 100Cr6, 62 HRC) [111]

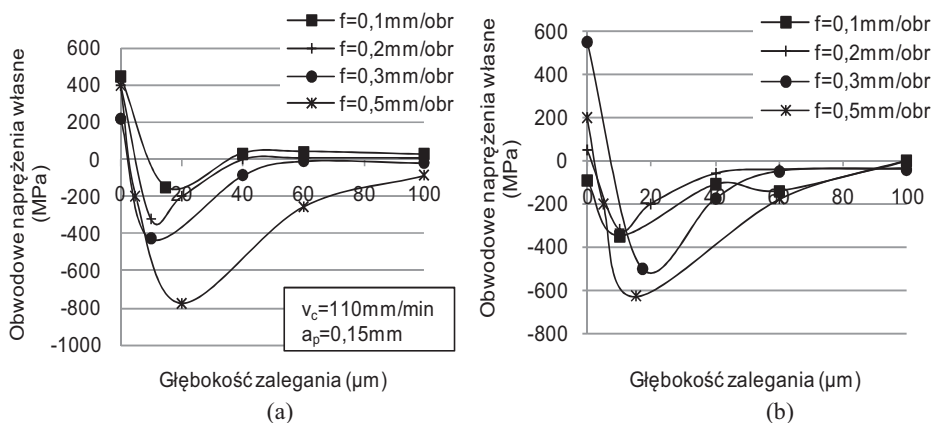
Wpływ posuwu na rodzaj, wartość i głębokość występowania naprężeń własnych nie jest jednoznaczny. Na wzrost wartości naprężeń rozciągających ze wzrostem posuwu wskazują badania Capelo [22,23] i Sasahary [136]. Brinksmeier [17] stwierdził, że naprężenia rozciągające i głębokość ich zalegania po toczeniu zahartowanej stali rośnie ze wzrostem posuwu. Matsumoto i in. [114] uważają, że w przypadku dokładnego toczenia na sucho stali nawęglonej i zahartowanej do twardości 58-62HRC, posuw wywiera istotny wpływ na wartość naprężeń własnych występujących tylko na zewnętrznej

powierzchni, a jego oddziaływanie ze wzrostem głębokości w warstwie wierzchniej zanika. W pobliżu zewnętrznej powierzchni występują naprężenia rozciągające, które w głąb warstwy wierzchniej zmieniają się w ściskające (rys. 3.29).



Rys. 3.29. Obwodowe naprężenia własne w zależności od posuwu i głębokości zalegania (stal nawęglona powierzchniowo i zahartowana do twardości 58-62 HRC) [114]

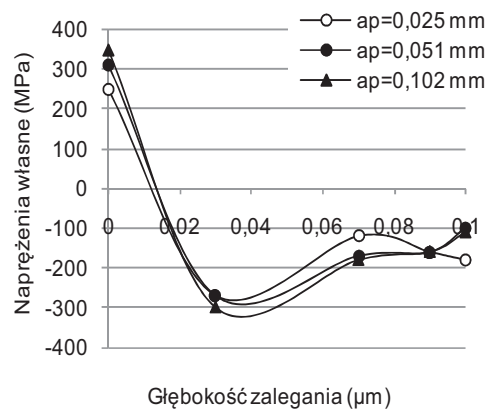
Natomiast Capello [22] badając powierzchniowe osiowe naprężenia własne po toczeniu stali S235J0C, C45 i 39NiCrMo3 z zastosowaniem emulsji w ilości 3 l/min zaobserwował ukonstytuowanie się naprężeń rozciągających lub ściskających w zależności od rodzaju materiału obrabianego i posuwu. Z jego wzrostem następuje zwiększenie wartości naprężeń, a także może wystąpić ich zamiana z rozciągających w ściskające. Wraz ze wzrostem posuwu wzrasta również wartość naprężeń w głąb warstwy wierzchniej po toczeniu czołowym stali AISI 52100 (PN 100Cr6) o twardości 62 HRC, co jest wynikiem wzrostu siły skrawania i odkształceń plastycznych (rys. 3.30) [30].



Rys. 3.30. Obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne w zależności od posuwu i głębokości zalegania (toczenie czoła, stal AISI 52100 (PN 100Cr6), 62 HRC) [30]

Na wzrost ściskających naprężeń własnych ze wzrostem posuwu, szczególnie poniżej powierzchni zewnętrznej warstwy wierzchniej, po toczeniu stali niskowęglowej 18MnCr5-3 wskazują wyniki badań zawarte w pracy [54]. Podobną zależność ściskających naprężeń własnych od posuwu uzyskano po toczeniu stali AISI 52100 (PN 100Cr6) o twardości 56, 62, 66 HRC [58]. Stwierdzono, że w trakcie toczenia znaczne naprężenia ściskające pojawiają się w pobliżu i przed krawędzią skrawającą, natomiast za ostrzem występują naprężenia rozciągające. Z kolei M'Saoubi i in. [117] a także Mamalis i in. [111] nie stwierdzili istotnego wpływu posuwu na wartość rozciągających powierzchniowych naprężeń własnych po toczeniu stali AISI 316L (PN X2CrNiMo17-12-2) i zahartowanej stali łożyskowej (100Cr6, 62 \pm 2 HRC). Wskazują natomiast na wzrost naprężeń ściskających wewnątrz warstwy wierzchniej i głębokość występowania naprężeń rozciągających w przypadku wzrostu posuwu. Podobne wyniki uzyskali Wiesner [164] oraz Jang i in. [64] po toczeniu ortogonalnym stali AISI 304 (PN X2CrNi19-10).

Głębokość skrawania wywiera ograniczony wpływ na stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej [30,62,111,114]. Matsumoto i in. [114] zbadali, że w przypadku toczenia wykończeniowego na sucho stali nawęglonej i zahartowanej do twardości 58-62HRC głębokość skrawania nie ma istotnego wpływu na naprężenia własne (rys. 3.31). Wzrost głębokości skrawania w niewielkim stopniu wpływa na wzrost osiowej siły skrawania, natomiast ma istotny wpływ na siłę styczną, która rośnie proporcjonalnie do głębokości skrawania, ale w nieznacznym stopniu wpływa na odkształcenia głębszych warstw toczzonego materiału i formowanie naprężeń własnych [54].



Rys. 3.31. Naprężenia własne w zależności od głębokości skrawania i głębokości zalegania (stal nawęglona powierzchniowo i zahartowana do twardości 58-62 HRC) [114]

4. POSUMOWANIE DOTYCHCZASOWEGO ROZWOJU TECHNIKI I STANU BADAŃ TOCZENIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM I SMAROWANIEM OSTRZA

Analiza literatury dotycząca tematyki pracy miała na celu ocenę stopnia technicznego rozwoju i stanu badań zjawisk procesu toczenia oraz właściwości warstwy wierzchniej ukształtowanej w warunkach toczenia na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza. Płynące z niej wnioski stanowiły podstawę dla sformułowania tezy pracy oraz celu i zakresu przeprowadzonych badań.

Negatywne oddziaływanie cieczy chłodząco-smarujących na otoczenie miejsca pracy i środowiskowo naturalne oraz wysokie koszty ich eksploatacji spowodowały, że zagadnienie kształtowania części maszyn w warunkach skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza spotyka się z coraz większym zainteresowaniem pracowników naukowych i przemysłu.

Istniejący stan rozwoju technologii wytwarzania części maszyn stwarza techniczne warunki umożliwiające wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej z procesu skrawania lub podawania jej do strefy skrawania w minimalnej ilości. Dostępne materiały narzędziowe i powłoki nanoszone na ostrze skrawające charakteryzują się właściwościami skrawnymi pozwalającymi zapewnić trwałość ostrza porównywalną w wielu przypadkach z toczeniem na mokro. Zmiany konstrukcyjne wprowadzane przez produkujące firmy narzędziowe i obrabiarkowe, uwzględniające warunki toczenia na sucho i z MQL, umożliwiają kompensację skutków wyeliminowania cieczy chłodząco-smarującej oraz dozowanie środka chłodząco-smarującego w postaci mgły olejowej bezpośrednio do strefy skrawania. Prowadzone są badania mające na celu dostosowanie właściwości materiałów obrabianych do warunków skrawania na sucho lub z MQL. Jednakże upowszechnienie przemysłowe skrawania na sucho lub z MQL wymaga, poza rozwiązaniem problemów technicznych, poznania wpływu wyeliminowania lub zminimalizowania ilościowego cieczy chłodząco-smarującej na warunki kształtowania i właściwości warstwy wierzchniej.

Prezentowane w literaturze badania zjawisk występujących w procesie toczenia oraz stanu warstwy wierzchniej, dotyczą przede wszystkim skrawania z konwencjonalnym dopływem cieczy chłodząco-smarującej lub toczenia na sucho stali węglowych i stopowych. Prace badawcze dotyczące wpływu MQL na przebieg procesu toczenia tych stali – w tym stali C45 i austenitycznych stali nierdzewnych - oraz stan ukształtowanej warstwy wierzchniej, łącznie z badaniami porównawczymi w odniesieniu do toczenia na sucho i z emulsją są nieliczne. Analizy dostępnych badań porównawczych nie pozwala na sformułowanie bardziej ogólnych wniosków i nie wyjaśnia dostatecznie przyczyn zróżnicowanego oddziaływania warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania na całkowitą siłę skrawania, warunki tworzenia i kształt wióra oraz zużycie ostrza czy też właściwości ukształtowanej warstwy wierzchniej. Ze względu na zawężony zakres wartości parametrów skrawania, w których były realizowane trudno ustalić, w jakich warunkach toczenia na sucho lub z MQL właściwości warstwy wierzchniej są gorsze, lepsze lub porównywalne z toczeniem z emulsją. Badania wskazują na istotny wpływ parametrów skrawania, w tym głównie prędkości skrawania i posuwu na kieru-

nek i siłę oddziaływania sposobu chłodzenia i smarowania, lecz z powodu ograniczonego zakresu ich wartości trudno określić występujące między nimi zależności.

Nieliczne prace badawcze dotyczące siły całkowitej i jej składowych w warunkach toczenia stali C45 i austenitycznych stali nierdzewnych z MQL, a także fragmentaryczne i różnicowane badania porównawcze z toczeniem na sucho i z emulsją uzasadniają podjęcie badań tego zagadnienia w warunkach toczenia z MQL, na sucho i emulsją.

Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na temperaturę skrawania w obszarze kształtowania wióra i obrobionej powierzchni, a także na powierzchniach ostrza jest przedmiotem licznych badań zarówno w odniesieniu do określonych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania, jak i badań porównawczych toczenia na sucho, z MQL oraz z konwencjonalnym dopływem cieczy obróbkowej. Autorzy wykazali istotny wpływ właściwości medium chłodząco smarującego, sposobu i parametrów dozowania oraz ukierunkowania strumienia medium w stosunku do ostrza i przedmiotu obrabianego na występującą na ostrzu i przedmiocie obrabianym temperaturę. Przeprowadzona analiza literatury pokazuje, że stan badań dotyczących temperatury skrawania w warunkach toczenia na sucho, z MQL i emulsją z zastosowaniem różnych materiałów obrabianych, w tym stali węglowej C45 i austenitycznej stali nierdzewnej, w znacznym stopniu wyjaśnia zasadnicze zależności występujące w analizowanych warunkach chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Ze względu na znaczny stopień ich zaawansowania oraz zgromadzoną wiedzę, pomiary temperatury skrawania nie zostały włączone do programu badań.

Opublikowane badania potwierdzają istotne znaczenie warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania na proces powstawania i kształt wiórów. Dotyczą one najczęściej toczenia stali węglowych na sucho lub z konwencjonalnym dopływem cieczy chłodząco-smarującej. W znacznie mniejszym stopniu zbadany jest wpływ MQL na kształt wióra w warunkach toczenia zarówno stali C45, jak i austenitycznych stali nierdzewnych, szczególnie ze względu na możliwość samoczynnego usuwania z obszaru obróbki. Technologiczne znaczenie kształtu tworzących się wiórów podczas toczenia stali węglowych i nierdzewnych oraz nieliczne prace porównawcze w tym zakresie wskazują na potrzebę podjęcia badań zmierzających do poznania wpływu wyeliminowania lub zminimalizowania udziału cieczy chłodząco-smarującej oraz parametrów skrawania na kształt powstającego wióra, a także określenia warunków skrawania, w których możliwe jest ich łatwe usunięcie z obszaru obróbki.

Problem zużycia ostrza w warunkach braku lub ograniczenia ilości cieczy chłodząco-smarującej został w znacznym stopniu rozpoznany i opisany w literaturze. Przeprowadzone badania zużycia ostrza uwzględniają występujące warunki toczenia, w tym materiał obrabiany, właściwości ostrza, parametry i środowisko skrawania. Podczas toczenia na sucho główną przyczyną zużycia powierzchni przyłożenia ostrza jest ścieranie i adhezja, a powierzchni natarcia - ścieranie, adhezja i dyfuzja. Zastosowanie MQL, według danych literaturowych, umożliwia w porównaniu z toczeniem na sucho, zredukowanie zużycia głównej i pomocniczej powierzchni przyłożenia oraz ogranicza zużycie powierzchni natarcia, również podczas toczenia materiałów trudnoskrawalnych. Zużycie ostrza w warunkach toczenia na sucho, z MQL lub emulsją w znacznym stopniu jest poznane podczas toczenia stali węglowych w stanie miękkim i częściowo w utwardzonym, natomiast w mniejszym zakresie podczas toczenia austenitycznych stali nierdzewnych z zastosowaniem MQL. Stąd uznano za celowe przeprowadzenie badań porównawczych rodzaju i przebiegu zużycia ostrza w warunkach toczenia austenitycznej stali nierdzewnej na sucho, z MQL i emulsją.

Badania wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na stan struktury geometrycznej warstwy wierzchniej dotyczą głównie toczenia w warunkach konwencjonalnego dopływu cieczy chłodząco-smarującej lub na sucho, natomiast badania z zastosowaniem MQL są mniej liczne. Dotyczy to zarówno stali węglowych i stopowych w tym stali nierdzewnych. Prezentowana w nich analiza wyników nie wyjaśnia jednoznacznie przyczyn zróżnicowania cech struktury geometrycznej warstwy wierzchniej w zależności od warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania i nie podaje warunków skrawania, w których wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej lub podawanie jej w minimalnej ilości umożliwi poprawę cech struktury geometrycznej powierzchni. Badania wskazują na korzystne oddziaływanie MQL na chropowatość powierzchni, w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją w wyniku większej skuteczności zmniejszenia zużycia ściernego pomocniczej powierzchni przyłożenia oraz ograniczenia warunków dla powstawania narostu i wyszczerbień krawędzi skrawających, ale ze względu na ograniczony zakres wartości parametrów skrawania trudno jednoznacznie zinterpretować wynikające z nich wnioski. Prezentowane badania porównawcze z reguły są wycinkowe, prowadzone w warunkach wybranych parametrów skrawania lub ich zawężonego zakresu wartości i dotyczą głównie chropowatości powierzchni analizowanej w oparciu o parametr Ra i Rz . Nie uwzględniają pozostałych parametrów struktury geometrycznej powierzchni istotnych ze względów eksploatacyjnych, takich jak udział materiałowy profilu chropowatości powierzchni czy cechy charakteryzujące topografię powierzchni, co nie pozwala na bardziej wszechstronną ocenę wpływu wyeliminowania lub zminimalizowania ilości medium chłodząco-smarującego na stan warstwy wierzchniej. Uwagi te dotyczą zarówno stali C45, jak i w większym stopniu austenitycznej stali nierdzewnej. Brak jest całościowego podejścia do oceny topografii powierzchni. Wymienione względy uzasadniają potrzebę przeprowadzenia badań topografii powierzchni zarówno po toczeniu na sucho, jak i z MQL oraz porównania uzyskanych wyników do wyników toczenia z emulsją.

W odniesieniu do takich cech fizycznych warstwy wierzchniej, jak mikrostruktura, grubość, twardość czy naprężenia własne, prezentowane w literaturze badania w znacznym zakresie dotyczą toczenia na sucho lub z konwencjonalnym/obfitym dopływem cieczy chłodząco-smarującej. Wyeliminowanie lub ograniczenie ilości cieczy chłodząco-smarującej wiąże się ze zmianą siły oddziaływania czynnika mechanicznego i cieplnego w procesie konstituowania warstwy wierzchniej, które w procesie toczenia powodują zmiany mikrostruktury metalograficznej i mikrotwardości warstwy wierzchniej. Nieliczne są doniesienia literaturowe odnośnie badań wpływu MQL na wymienione cechy warstwy wierzchniej zarówno stali C45, jak i austenitycznych stali nierdzewnych, charakteryzujących się niską przewodnością cieplną i wysoką adhezją oraz reaktywnością chemiczną z materiałem ostrza w warunkach wysokiej temperatury w strefie skrawania. Analiza literatury pokazuje, że problem właściwości mikrostruktury warstwy wierzchniej po toczeniu z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza nie został w pełni poznany i celowe są dalsze badania mikrostruktury zarówno stali węglowych, jak i nierdzewnych po toczeniu z minimalnym udziałem medium chłodząco-smarującego, w tym badania porównawcze z toczeniem na sucho i z emulsją.

Problem naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, przypowierzchniowych i w funkcji głębokości zalegania został bogato udokumentowany w literaturze w odniesieniu do materiałów w stanie miękkim i twardym. Jednak poglądy odnośnie przyczyn powstawania i oddziaływania głównych czynników generujących naprężenia własne, nie zostały dotychczas jednoznacznie ustalone. Dotyczy to złożonych oddziaływań

procesów mechanicznych, cieplnych i fizycznych, a także chemicznych, których przebieg zależy od warunków skrawania, w tym środowiska skrawania, w którym zachodzi proces toczenia materiału. Naprężenia własne występujące w strefie przypowierzchniowej ukształtowanej toczeniem warstwy wierzchniej, jak wskazują wyniki opublikowanych badań, są najczęściej naprężeniami rozciągającymi. Nieliczne natomiast są badania naprężeń po toczeniu z MQL oraz prace porównawcze z toczeniem na sucho i z emulsją, wyjaśniające oddziaływanie wymienionych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania na rodzaj i wartość naprężeń własnych w szerokim zakresie parametrów skrawania. Z tych względów problem stanu naprężeń własnych po toczeniu na sucho lub z MQL w porównaniu z toczeniem z emulsją został włączony do programu badań prezentowanego w dalszej części pracy.

Z przeprowadzonej analizy literatury wynika, że badania czynników kształtujących warstwę wierzchnią, zwłaszcza podczas toczenia na sucho i z MQL, są wrywkowe i dlatego wydaje się celowe podjęcie pogłębionych badań tego problemu. Znaczenie ekologicznego kształtowania części maszyn i rosnące koszty eksploatacji cieczy chłodząco-smarujących, a także rozwój materiałów obrabianych i materiałów narzędziowych oraz zwiększających ich właściwości skrawne powłok, oraz upowszechnianie się techniki MQL w przemyśle sprawia, że problem kształtowania wymaganych cech warstwy wierzchniej będzie również aktualny w przyszłości i dalsze badanie w tym zakresie wydają się uzasadnione i celowe.

5. CELOWOŚĆ I ZAKRES BADAŃ

Celem prezentowanych badań było poznanie wpływu wyeliminowania (obróbka na sucho) lub zminimalizowania ilości dozowanego w postaci mgły olejowej medium smarującego do strefy skrawania (skrawanie z minimalnym smarowaniem – MQL) na stan warstwy wierzchniej po toczeniu stali konstrukcyjnej C45 i austenitycznej stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 oraz porównanie występujących w tych warunkach skrawania właściwości warstwy wierzchniej w odniesieniu do konwencjonalnego chłodzenia i smarowania emulsją. Powszechnie stosowana w przemyśle maszynowym stal C45 jest materiałem często używanym w badaniach zjawisk występujących w procesie skrawania. Z tych względów uwzględniono ją w pracach badawczych, co pozwoliło na skonfrontowanie uzyskanych wyników z rezultatami prezentowanymi w literaturze. Drugim materiałem stosowanym w badaniach stanu warstwy wierzchniej była austenityczna stal nierdzewna X2CrNiMo17-12-2, szeroko stosowana w przemyśle chemicznym, spożywczym i nuklearnym na odpowiedzialne części maszyn, ze względu na dużą odporność na utlenianie i korozję. Materiał ten jest trudny w skrawaniu z powodu silnej skłonności do umocnienia odkształceniowego i tworzenia narostu w trakcie skrawania, które to wywołują zmiany właściwości mechanicznych, prowadzą do niestabilnych warunków kształtowania wióra i drgań oraz niejednorodności obrabianej powierzchni. Mała przewodność i pojemność cieplna tej stali pogarsza odprowadzenie ciepła ze strefy skrawania, przyczyniając się do znacznego wzrostu temperatury w strefie skrawania, przyspieszonego zużycia ostrza i utrudnia kontrolę stanu wióra [53,116,128]. Występujące zjawiska mechaniczno-cieplne mają istotny wpływ na właściwości warstwy wierzchniej. Ponadto jednorodna struktura stali umożliwia bardziej dokładną ocenę wpływu warunków skrawania, w tym chłodzenia i smarowania strefy skrawania, na właściwości fizyczne warstwy wierzchniej, np. zmiany struktury metalograficznej i mikrotwardość. Stan warstwy wierzchniej części maszyn i urządzeń stosowanych w wymienionych przemysłach ma istotne znaczenie użytkowe zarówno ze względu na odporność na działanie szkodliwych materiałów przetwarzanych w przemyśle chemicznym, jak i wymagania higieniczne w przemyśle spożywczym.

Występujące rozbieżności odnośnie wpływu wyeliminowania lub zminimalizowania ilości cieczy obróbkowej na stan ukształtowanej warstwy wierzchniej, a także liczne dane doświadczalne i teoretyczne potwierdzające przydatność skrawania na sucho lub z MQL, szczególnie dla austenitycznych stali nierdzewnych, stanowią jedną z przyczyn trudności związanych z wdrożeniem tych metod w przemyśle. Często wynikające z przekonania o konieczności stosowania cieczy chłodząco-smarujących w procesach skrawania. W oparciu o przeprowadzoną analizę dotychczasowego stanu wiedzy dotyczącego tematyki pracy sformułowano następujące tezy pracy:

Różnice właściwości warstwy wierzchniej po toczeniu stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 na sucho i z MQL w porównaniu z toczeniem z emulsją spowodowane są zmieniającymi się relacjami oddziaływań cieplnych, mechanicznych i tribologicznych w strefie skrawania zależnymi od sposobu chłodzenia i smarowania oraz parametrów skrawania.

Uzyskanie porównywalnych lub korzystniejszych niż po toczeniu z emulsją, właściwości warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho lub z MQL uwarunkowane jest odpowiednim doбором wartości technologicznych parametrów toczenia.

Płynące wnioski z dokonanej analizy literatury wskazują na celowość podjęcia następujących-badań:

- a) zjawisk fizycznych w procesie toczenia na sucho i z MQL w porównaniu z toczeniem z konwencjonalnym dopływem emulsji do strefy skrawania:
 - ∅ całkowitej siły skrawania i jej składowych,
 - ∅ kształtu tworzących się wiórów,
 - ∅ zużycia ostrza,
- b) cech ukształtowanej toczeniem warstwy wierzchniej w odniesieniu do:
 - ∅ struktury geometrycznej powierzchni,
 - ∅ topografii powierzchni,
 - ∅ struktury metalograficznej,
 - ∅ twardości warstwy wierzchniej,
 - ∅ naprężeń własnych.

6. METODYKA BADAŃ

Badania zjawisk fizycznych aspektów procesu skrawania i stanu warstwy wierzchniej po toczeniu wzdłużnym przeprowadzono na tokarce TUD 50 o mocy napędu głównego 6,7 kW. Toczone wałki ze stali konstrukcyjnej C45 i austenitycznej stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 (tabela 6.1).

Tabela 6.1. Skład chemiczny i właściwości stali X2CrNiMo17-12-2 i C45 (wg PN-EN 10088-1, PN-EN 10083-1)

Znak stali	Stężenie pierwiastków, %								
	C	Si	Mn	P	S	N	Cr	Mo	Ni
X2CrNiMo17-12-2	<0,03	≤1,0	<2,0	≤0,045	≤0,015	≤0,11	16,5-18,5	2-2,5	10-13
C45	0,42-0,50	0,17-0,37	0,5-0,8	≤0,04	≤0,04	–	≤0,30	≤0,10	≤0,30
Właściwości mechaniczne									
	R _e , MPa		R _m , Mpa		A ₅ , %		HB		
X2CrNiMo17-12-2	200		500-700		40		215		
C45	340		620		16		207		

W celu potwierdzenia zgodności właściwości fizykochemicznych zawartych w atestach z normami, skład chemiczny i właściwości mechaniczne, po uprzedniej obróbce cieplnej, poddano sprawdzeniu w autoryzowanym laboratorium metalograficznym. Przed przystąpieniem do prób wałki przetaczano z taką samą prędkością skrawania i posuwem na głębokości skrawania 1 mm w celu zapewnienia porównywalnych cech warstwy wierzchniej.

Do toczenia zastosowano oprawkę firmy Mikrona o symbolu MSS 2525–12-EB, umożliwiającą dopływ mgły olejowej do powierzchni natarcia i przyłożenia poprzez wykonane w korpusie kanały i dysze o średnicy 0,8 mm. Oprawka nożowa wyposażona była w wymienne płytki skrawające z węglików spiekanych (firmy ISCAR) o oznaczeniu SNMG 120408TA z powłoką (Ti,Al,Si)N naniesioną metodą PVD i z łamaczem wióra TF (rys. 6.1), z następującą geometrią ostrza: $\nu_o = 5^\circ$, $\zeta_o = 10^\circ$, $\rho_r = 45^\circ$, $\zeta_s = 0^\circ$, $r_\kappa = 0,8$ mm. Płytki te zalecane są do obróbki stali antykorozyjnych, zwłaszcza stali austenitycznych, żaroodpornych oraz stopowych, a także stali miękkich, ze średnimi prędkościami skrawania.

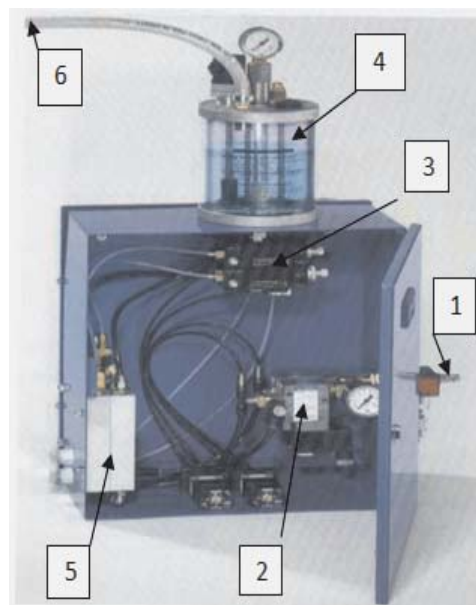


Rys. 6.1. Oprawka nożowa do toczenia wzdłużnego MSS 2525–12-EB z płytką SNMG 120408TA

Podczas toczenia stosowano następujące sposoby chłodzenia i smarowania strefy skrawania oznaczone jako:

- S – bez udziału cieczy obróbkowej – na sucho,
- MQL – minimalne smarowanie mgłą olejową (50 ml/h),
- E – emulsja 6%, o natężeniu przepływu 4 l/min.

Minimalne smarowanie strefy skrawania przeprowadzono za pomocą dozownika Minibooster MBII firmy Accu-Lube Manufacturing GmbH (rys. 6.2) wytwarzającego mgłą olejową składającą się z mieszaniny powietrza i oleju roślinnego LB8000 firmy Accu-Lube o lepkości kinetycznej 37 mm²/s 40°C, przeznaczonego do obróbki skrawaniem stali, staliwa i metali nieżelaznych. W celu wytworzenia mgły olejowej zawór zasilający (1) dozownika Minibooster MBII podłączono do źródła powietrza o ciśnieniu 0,6 MPa. Doprowadzone do dozownika powietrze przepływa do generatora częstotliwości (2), który generuje impulsy powietrza o ustalonej częstotliwości, w zależności od wymaganych właściwości mgły olejowej. Wytworzone impulsy powietrza przepływają do pompy oleju (3), która w zależności od ustawionego skoku cylindra pobiera określoną ilość oleju ze zbiornika oleju (4) i przesyła ją, zgodnie z ustaloną przez generator impulsów powietrza częstotliwością, do komory mieszania (minibooster) (5). Doprowadzone do komory mieszania powietrze pod ciśnieniem 0,6 MPa powoduje atomizację oleju. Zatomizowany olej tworzy z powietrzem mgłą olejową, która pod ciśnieniem wytworzonym przez pompę oleju, kierowana jest do zbiornika oleju. Zmagazynowana w zbiorniku oleju mgła olejowa przepływa węzłem (6) do oprawki noża, skąd poprzez dysze kierowana jest do strefy skrawania od strony powierzchni natarcia i przyłożenia. Zastosowane urządzenie wraz z oprzyrządowaniem sterującym w zależności od nastawy generatora częstotliwości i skoku pompy dozującej olej umożliwia generowanie mgły olejowej o różnej zawartości oleju.



Rys. 6.2. Dozownik mgły olejowej Minibooster II firmy Accu-Lube

Ze względu na stwierdzone w literaturze [39,70,98,143] ograniczony wpływ ilości oleju zawartego w mgle olejowej na przebieg procesu toczenia i stan warstwy wierzchniej w badaniach zastosowano zalecaną w literaturze i stosowaną najczęściej w praktyce przemysłowej ilość oleju – 50 ml/h, umożliwiającą porównanie wyników badań własnych z wnioskami prezentowanymi w literaturze. Celem potwierdzenia prezentowanych w literaturze konkluzji dotyczących oddziaływania ilości oleju zawartego w mgle olejowej przeprowadzono badania porównawcze chropowatości i falistości powierzchni oraz udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni w warunkach dopływu mgły olejowej o zawartości oleju 10, 20, 50 ml/h. Dla tak ustalonych ilości oleju zmagazynowana w zbiorniku mgła olejowa przepływała do strefy skrawania z prędkością 30 m/s i pod ciśnieniem 0,35 MPa.

Emulsję sporządzono z oleju emulgującego ARTEsol Super EP produkcji W.O.P. ARTEFAKT o zawartości oleju mineralnego do 35% i dodatków podwyższających smarność w ilości 15%, który przeznaczony jest do wszystkich rodzajów obróbki żeliwa, stali i metali kolorowych.

W celu wyczerpującego poznania oddziaływania sposobu chłodzenia i smarowania na przebieg procesu toczenia i stan warstwy wierzchniej w badaniach uwzględniono technologiczne parametry skrawania (v_c, f, a_p) w szerokim zakresie wartości zarówno dla toczenia wykończeniowego, jak i zgrubnego, zalecanych przez normatywy technologiczne, producentów narzędzi oraz stosowanych w badaniach prezentowanych w literaturze.

W badaniach przyjęto następujące sposoby chłodzenia i smarowania, wartości parametrów skrawania i plany badań:

▪ stal C45

∄ siła skrawania, chropowatość i falistość powierzchni: S, MQL, E, prędkość skrawania (76, 190, 237 m/min), posuw (0,08; 0,27; 0,47 mm/obr), głębokość skrawania

1 mm

∄ struktura, mikrotwardość i naprężenia własne: S, E, v_c (25, 129, 255 m/min), f (0,08; 0,27; 0,47 mm/obr), a_p 1 mm. Badania te, przyjęte jako wstępne, przeprowadzono

w rozszerzonym zakresie prędkości skrawania (poza zalecanym zakresem wartości v_c) celem szerszego poznania wpływu v_c na właściwości fizyczne warstwy wierzchniej po toczenia na sucho. Celem ograniczenia prac badawczych do toczenia na sucho i z emulsją było poznanie wpływu wyeliminowania emulsji z procesu skrawania i występujących relacji w porównaniu z toczeniem z emulsją. Zastosowano plan badań statyczny zdeterminowany kompletny [131] o następującej liczbie pomiarów dla każdego z czynników wynikowych:

$$N = n^i = 9 \quad (6.1)$$

gdzie: $n = 3$ liczba wartości czynników badanych,

$i = 2$ liczba czynników badanych.

Liczba pomiarów wielkości badanych bez powtórzeń $N = 9$.

▪ stal X2CrNiMo17-12-2

∄ siła skrawania, chropowatość i falistość powierzchni, mikrotwardość: v_c (82, 164, 255 m/min), f (0,08; 0,27; 0,42 mm/obr), a_p (0,5; 1; 2 mm) o całkowitej liczbie pomiarów bez powtórzeń $N = 11$

∄ naprężenia własne v_c (82, 164, 255), f (0,08; 0,27; 0,42), a_p (0,5; 1)

W badaniach wymienionych wielkości wynikowych zastosowano plan badań według tabeli 5.1:

Tabela 6.1. Plan badań

Lp.	Prędkość skrawania v_c	Posuw f	Głębokość skrawania a_p
1	v_{c1}	f_1	a_{p2}
2	v_{c2}		
3	v_{c3}		
4	v_{c1}	f_2	
5	v_{c2}		
6	v_{c3}		
7	v_{c1}	f_3	
8	v_{c2}		
9	v_{c3}		
10	v_{c2}	f_1	a_{p1}
11			a_{p3}

Ze względu na przyjęte dwie wartości głębokości skrawania w planie badań naprężeń własnych liczba pomiarów wynosiła $N = 10$

Opierając się na uzyskanych wynikach badań opracowano, z zastosowaniem dodatku programowego Excela o nazwie „Regresja”, równania regresji aproksymujące występujące zależności między badanymi czynnikami procesu toczenia i warstwy wierzchniej (zmiennymi zależnymi F , Ra , σ_{ob} , σ_{os}) a parametrami skrawania (v_c , f , a_p), przyjmując funkcję obiektu badań w postaci wielomianu drugiego stopnia. Ocena stopnia dopasowania modelu matematycznego do wyników badań przeprowadzono za pomocą współczynnika determinacji R^2 , który wskazuje, jaka część ogólnej zmienności zmiennej zależnej została wyjaśniona przez model:

$$R^2 = \frac{\sum_{n=1}^N (\hat{y}_n - \bar{y})^2}{\sum_{n=1}^N (y_n - \bar{y})^2} \quad (6.2)$$

gdzie:

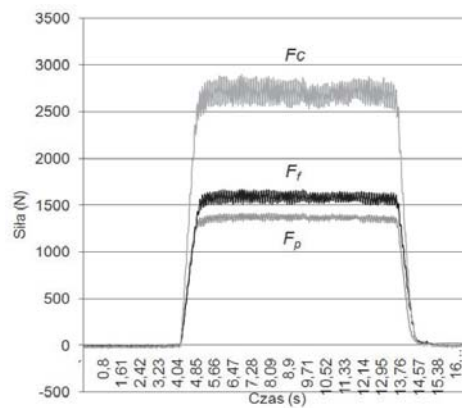
- y_n – wartości doświadczalne,
- \bar{y}_n – wartości prognozowane przez model,
- \hat{y}_n – średnia z wartości doświadczalnych.

Dopasowanie modelu jest tym lepsze, im wartość R^2 jest bliższa jedności. Obliczony według wzoru 6.2 współczynnik determinacji R^2 został zweryfikowany na istotność za pomocą testu F Snedecora [131]. Weryfikowana była hipoteza zerowa $H_0: R = 0$ względem hipotezy alternatywnej $H_1: R \neq 0$ przy przyjętym granicznym poziomie istotności $p = 0,05$. W przypadku gdy $p < 0,05$ hipotezę zerową należy odrzucić i stwierdzić że zależność pomiędzy zmiennymi jest istotna statystycznie i aproksymuje występujące zależności między czynnikami badanymi a wynikowymi z prawdopodobieństwem większym niż 95%.

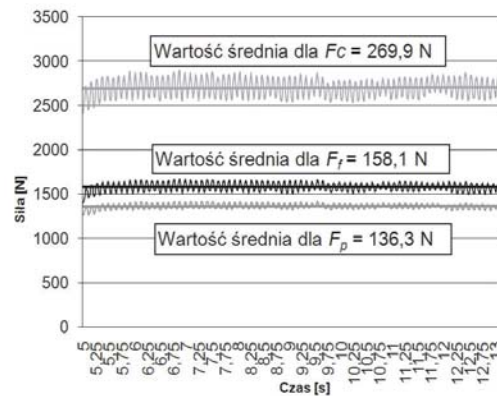
W badaniach siły skrawania zastosowano piezoelektryczny siłomierz firmy Kistler 9247B dokonujący pomiaru trzech składowych siły całkowitej F_c , F_f , F_p z częstotliwo-

ścią próbkowania 0,01 s (rys. 6.3a). Sygnał pomiarowy z siłomierza przesyłany był do wzmacniacza typ 5017B firmy Kistler i rejestrowany w komputerze, wyposażonym w oprogramowanie producenta siłomierza DynoWare. Otrzymane wyniki pomiaru poddano analizie z zastosowaniem programu Excel za pomocą którego, obliczono wartości średnie i odchylenia standardowe dla składowych siły całkowitej w zakresie ustabilizowanej zmienności ich wartości. Przykładowy przebieg składowych siły całkowitej F_c , F_f , F_p i ich uśrednione wartości przedstawiono na rysunku 6.3. Całkowitą siłę skrawania obliczono według zależności:

$$F = (F_c^2 + F_f^2 + F_p^2)^{0,5} \quad (6.3)$$



(a)

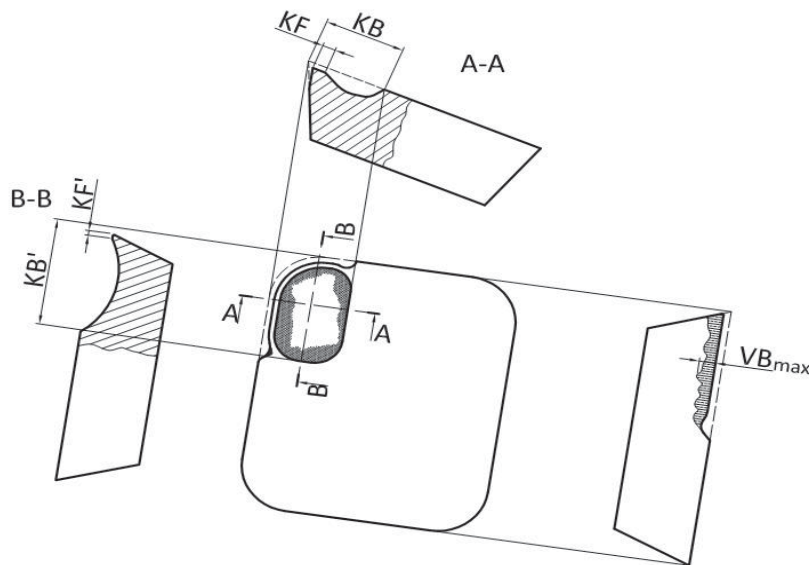


(b)

Rys. 6.3. Przykładowy przebieg składowych siły całkowitej F_c , F_f , F_p (a) i ich uśrednione wartości (b) dla toczenia z MQL, $v_c = 82$ m/min, $f = 0,08$ mm/obr, $a_p = 1$ mm (stal X2CrNiMo17-12-2)

Uwzględniając liczne doniesienia literaturowe odnośnie zużycia ostrza w warunkach toczenia na sucho i z MQL, badania przeprowadzono z uwzględnieniem wybranych wskaźników zużycia ostrza i wartości parametrów skrawania. Ich celem było

poznanie wpływu warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania na zużycie ostrza podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2. Badania zużycia ostrza zrealizowano przy stałym posuwie 0,27 mm/obr, głębokości skrawania 0,5 mm oraz stałej prędkości obrotowej 820 obr/min. Prędkość skrawania w miarę realizacji kolejnych przejść malała z maksymalnej wartości ($v_{max} = 255$ m/min dla maksymalnej średnicy wałka) do wartości zależnej od średnicy toczenia uzyskanej do czasu osiągnięcia przez ostrze wartości granicznej wskaźnika zużycia $VB_{max} = 0,3$ mm. Pomiar wartości wskaźników zużycia ostrza przedstawionych na rysunku 6.4, dokonano na mikroskopie optycznym MWP produkcji Państwowych Zakładów Optycznych w Warszawie z powiększeniem 10x. Obrazy zużycia ostrza na powierzchni natarcia i przyłożenia rejestrowano na mikroskopie skaningowym JOEL 5600 firmy International Equipment Trading Ltd z powiększeniem 400-krotnym.



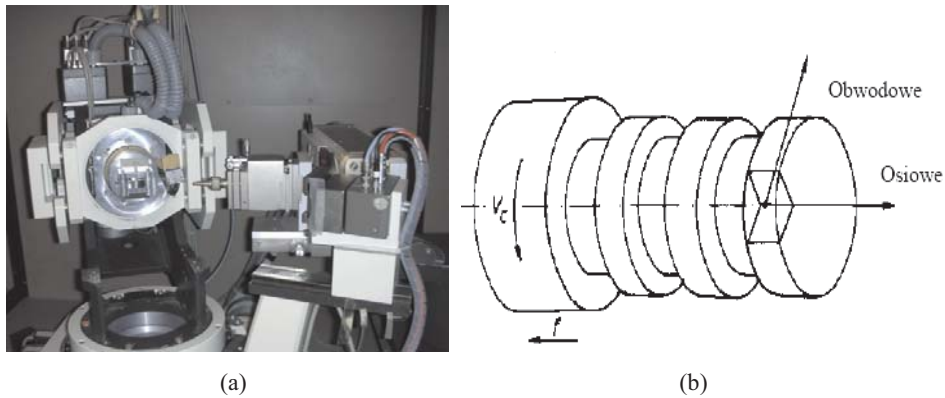
Rys. 6.4. Wskaźniki zużycia ostrza rejestrowane w badaniach

Pomiar parametrów chropowatości Ra i falistości Wa powierzchni oraz krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości przeprowadzono na profilometrze Hommelwerke – Tester T2000 z zastosowaniem czujnika TK300 i filtra M1 DIN-4777 z następującymi parametrami: zakres pomiaru 20 μm , odcinek pomiarowy 4,8 mm, odcinek elementarny 0,80 mm, prędkość posuwu 0,50 mm/s. Zastosowano 5-krotne powtórzenia pomiarów mierzonych wielkości, na podstawie których wyliczono wartości średnie oraz odchylenia standardowe.

Zdjęcia obrobionych powierzchni wykonano na mikroskopie JOEL 5600 oraz laserowym skaningowym mikroskopie konfokalnym Olympus LEXT OLS3100.

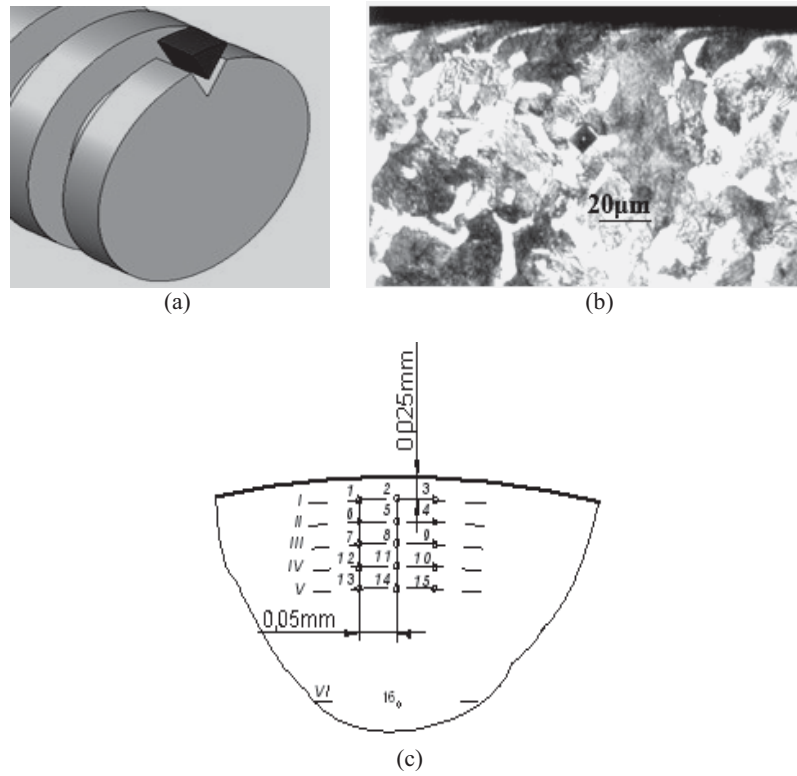
Badania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przeprowadzono na Uniwersytecie Linkoping w Szwecji w Katedrze Inżynierii Materiałowej. W tym celu z toczonych wałków wycięto próbki przedstawione na rysunku 6.5, które umieszczono w 4-osiowym dyfraktometrze rentgenowskim firmy Seifert 3000 PTS niemieckiej firmy Richard Seifert & Co. Zastosowano promieniowanie anody Cr-K α o długości fali

2,2897 Å (40 kV, 38 mA) z ogniskowaniem kolimatora na średnicy 2 mm w celu ograniczenia pola pomiaru. Składowe naprężeń własnych w kierunku obwodowym i osiowym badano metodą $\sin^2\Phi$ [140]. Dla każdej składowej naprężeń dokonano pomiarów wartości szczytowych $\alpha\text{Fe-211}$ w jedenastu (C45) i $\gamma\text{Fe-220}$ w trzynastu (X2CrNiMo17-12-2) kierunkach rozmieszczonych w zakresie wartości kąta $\Phi = -55^\circ \div +55^\circ$ z krokiem skanowania $0,05^\circ$ oraz kątów 2θ $156,09^\circ$ (C45) i $128,17^\circ$ (X2CrNiMo17-12-2). Opierając się na funkcji pseudo-Voigta przyjętej dla wyników pomiarów, wyliczono wartość naprężenia z zastosowaniem oprogramowania MATLAB firmy The Mathworks, Inc. Obliczone wartości stałych sprężystości wynosiły dla stali C45 $s_1 = -1,27 \cdot 10^{-6}$ i $1/2s_2 = 5,81 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$ oraz dla stali X2CrNiMo17-12-2 $s_1 = -1,36 \cdot 10^{-6}$ i $1/2s_2 = 6,19 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$. Głębokość penetracji promienia rentgenowskiego wynosiła około $5 \mu\text{m}$. Błąd standardowy metody pomiaru wynosił średnio 30 MPa, w nielicznych przypadkach dochodził do 50 MPa.



Rys. 6.5. Stanowisko do pomiaru naprężeń (a) oraz próbka (b) i kierunki pomiaru naprężeń

Zgłady warstwy wierzchniej w przekroju prostopadłym do obrabianej powierzchni posłużyły do pomiaru grubości i twardości warstwy wierzchniej. Pomiary twardości przeprowadzono metodą Vickersa z użyciem mikrotwardościomierza typu Hanemanna firmy C. Zeiss pod obciążeniem 0,2 N, na zewnętrznej powierzchni walcowej oraz w głąb warstwy wierzchniej według schematu przedstawionego na rysunku 6.6. Dla wyników pomiarów mikrotwardości obliczono wartości średnie i odchylenia standardowe.



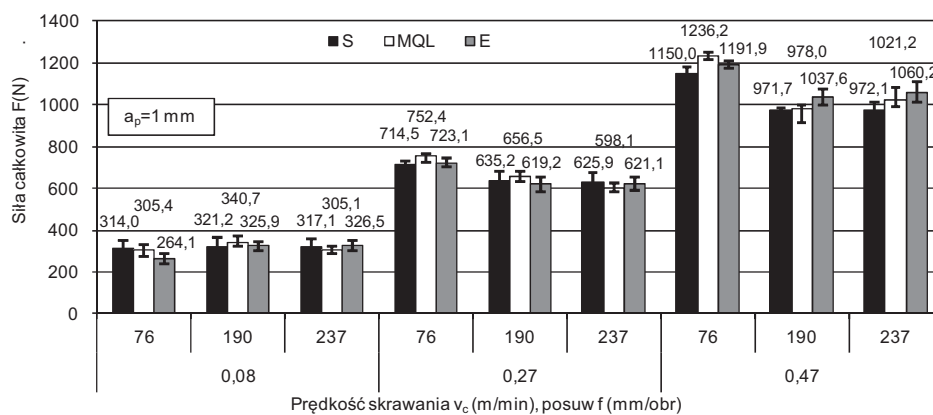
Rys. 6.6. Próbkę (a), zgląd warstwy wierzchniej (powiększenie 410x) (b) oraz położenie punktów pomiaru mikrotwardości (c)

7. BADANIA FIZYKALNYCH ZJAWISK PROCESU TOCZENIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM SMAROWANIEM OSTRZA

7.1. Siła skrawania

Jednym z przejawów procesu skrawania są występujące siły skrawania, których znajomość jest niezbędna do ustalenia wymaganej mocy obrabiarki, wytrzymałości narzędzi i zapewnienia stabilności statycznej oraz dynamicznej układu obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie (O-U-P-N). Ich wartości zależą od występujących warunków skrawania, które w szczególnych przypadkach mogą być skorelowane ze sposobem chłodzenia i smarowania strefy skrawania [14,34,97,103] i z tego względu mogą stanowić ważny czynnik warunkujący możliwość wyeliminowania lub ograniczenia cieczy chłodząco-smarujących. Dotychczasowe wyniki badań dotyczące wpływu wyeliminowania cieczy obróbkowej lub jej ograniczenia na siłę skrawania są nieliczne i nie wskazują jednoznacznie na kierunek oddziaływania sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Przeprowadzone badania sił skrawania występujących podczas toczenia wzdłużnego stali konstrukcyjnej C45 i nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 miały na celu określenie wpływu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na kierunek zmian ich wartości oraz występujących relacji między poszczególnymi składowymi.

Wyniki pomiarów siły skrawania podczas toczenia stali C45 (rys. 7.1) wskazują na ograniczone zróżnicowanie ich wartości w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania.



Rys. 7.1. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz prędkości skrawania i posuwu na siłę całkowitą F (stal C45)

Porównując wartości siły całkowitej występujące w zakresie stosowanych parametrów skrawania można stwierdzić, że najbardziej zbliżone wartości występują podczas toczenia na sucho i z zastosowaniem emulsji dla posuwów 0,08 i 0,27 mm/obr za wyjątkiem posuwu 0,08 mm/obr i prędkości skrawania 76 m/min, kiedy to wartość siły całkowitej w warunkach toczenia na sucho jest o 18,8% większa niż podczas toczenia

z emulsją. W warunkach małej prędkości skrawania i posuwu ułatwiony dopływ emulsji do strefy skrawania i jej oddziaływanie chłodząco-smarujące przewyższa zmiękczające oddziaływanie wyższej temperatury skrawania podczas toczenia na sucho, co wpływa na zmniejszenie wartości siły całkowitej. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania maleje różnica wartości siły całkowitej podczas toczenia na sucho i z emulsją w wyniku utrudnionego dopływu emulsji do strefy skrawania.

Większe różnice wartości siły całkowitej w zakresie stosowanych prędkości skrawania występują dla posuwu 0,47 mm/obr. W tych warunkach najmniejsze wartości pojawiają się podczas toczenia na sucho, co jest konsekwencją zmniejszenia oporu skrawania na skutek wzrostu temperatury w obszarze tworzenia się wióra. W porównaniu z toczeniem z emulsją wartości siły całkowitej są mniejsze od 3,5% podczas toczenia z prędkością skrawania 76 m/min do 8,3% przy prędkości 237 m/min. Mniejsze wartości siły całkowitej podczas toczenia na sucho są efektem zmniejszonego oporu skrawania pod wpływem wysokiej temperatury oraz koncentracji ciepła w pobliżu krawędzi skrawającej. Zastosowanie emulsji i jej chłodząco-smarujący efekt nie zmieniają znacząco warunków tarcia na powierzchniach styku ostrza z materiałem obrabianym i wiórem, natomiast obniżenie temperatury w strefie powstawania wióra przyczynia się do zwiększenia oporu skrawania na skutek wzrostu wytrzymałości stali i nie pozwala na znaczne obniżenie siły skrawania [40]. Podawanie mgły olejowej do strefy skrawania nie wpływa istotnie na zmniejszenie siły całkowitej w porównaniu z pozostałymi sposobami chłodzenia i smarowania, a w niektórych przypadkach parametrów skrawania pojawia się nieznaczny wzrost (0,08/190; 0,27/76,190; 0,47/76) lub redukcja siły całkowitej (0,08;0,27/237). Wraz ze wzrostem posuwu do 0,47 mm/Obr, wpływ MQL na siłę całkowitą jest podobny. W warunkach toczenia z MQL i prędkością skrawania 76 m/min występuje wzrost siły całkowitej o 7,5% w porównaniu ze skrawaniem na sucho i 3,7% ze skrawaniem z emulsją. Większe wartości siły całkowitej w przypadku stosowania MQL w porównaniu ze skrawaniem na sucho świadczą o niedostatecznym oddziaływaniu mgły olejowej w kierunku zmniejszenia siły całkowitej. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania wartości siły całkowitej maleją w porównaniu z toczeniem z emulsją, ale pozostają większe niż podczas toczenia na sucho. Brak jednoznacznego wpływu MQL na siłę całkowitą stwierdzono również w pracy [135].

Wyniki badań pozwalają sądzić, że stosowane w badaniach sposoby chłodzenia i smarowania strefy skrawania w ograniczonym stopniu zmieniają charakter zjawisk mających istotny wpływ na siłę skrawania. Największy wpływ na siłę całkowitą wywiera posuw, co ma związek ze wzrostem przekroju warstwy skrawanej. Oddziaływanie prędkości skrawania w kierunku zmniejszenia siły całkowitej rośnie ze wzrostem posuwu (0,27 i 0,47 mm/obr), co jest związane ze wzrostem temperatury skrawania i utrudnionym dopływem emulsji do strefy skrawania [38].

Tabela 7.1 zawiera równania regresji przedstawiające zależności między siłą całkowitą a prędkością skrawania i posuwem oraz parametry R^2 i p świadczące o stopniu dopasowania modelu do wartości empirycznych. Z wartości R^2 i p wynika, że opracowane równania z dokładnością 95% pozwalają określić siłę całkowitą w zależności od parametrów skrawania dla toczenia C45 na sucho, z MQL i z emulsją.

Tabela 7.1. Równania regresji dla siły całkowitej F (stal C45)

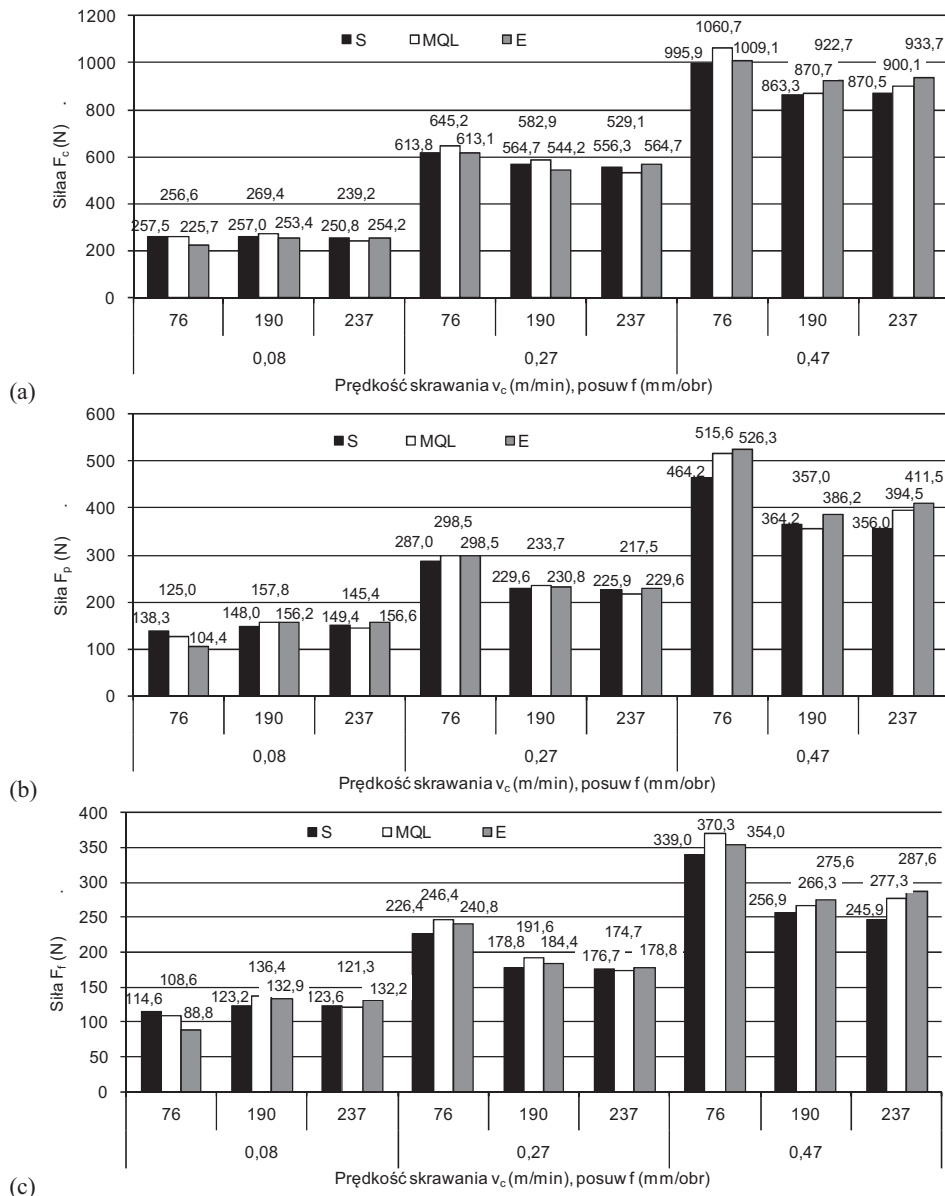
Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność $F = f(V_c, f)$	R^2	p
S	$F = 204,4897 - 0,9336v_c + 2257,2226f - 3,1209fv_c + 0,004v_c^2 + 175,3746f^2$	0,998	0,0003
MQL	$F = 194,7871 - 0,7816v_c + 2348,6715f - 4,001fv_c + 0,0035v_c^2 + 499,0976f^2$	0,982	0,0090
E	$F = 175,3832 - 0,8877v_c + 2071,6614f - 3,4019fv_c + 0,0047v_c^2 + 958,287f^2$	0,986	0,0061

Podobnie jak na siłę całkowitą, sposób chłodzenia i smarowania oddziałuje na jej składowe F_c , F_f , F_p (rys. 7.2). Mniejsze wartości składowych siły całkowitej w porównaniu z pozostałymi sposobami chłodzenia i smarowania występują podczas toczenia na sucho z posuwem 0,47 mm/obr. Zastosowanie MQL przy tym posuwie i w stosowanym zakresie prędkości skrawania powoduje, w stosunku do toczenia z emulsją, zmniejszenie wartości składowej F_p , a także składowych F_c i F_f w przypadku większych prędkości skrawania (190, 237 m/min). Podczas toczenia z prędkością 76 m/min wartości składowych są większe niż podczas toczenia na sucho i z emulsją, a w porównaniu z toczeniem na sucho wartość składowej F_c jest większa o 6,5%, F_p o 11,1% i F_f o 7,5%. Wpływ prędkości skrawania rośnie ze wzrostem posuwu. Dla posuwów 0,27 i 0,47 mm/obr wzrost jej wartości z 76 do 237 m/min powoduje w większym stopniu zmniejszenie składowych F_f i F_p niż składowej F_c , która spośród składowych siły całkowitej przyjmuje największe wartości. Występujące relacje między składowymi siły skrawania są zgodne z wynikami badań [103].

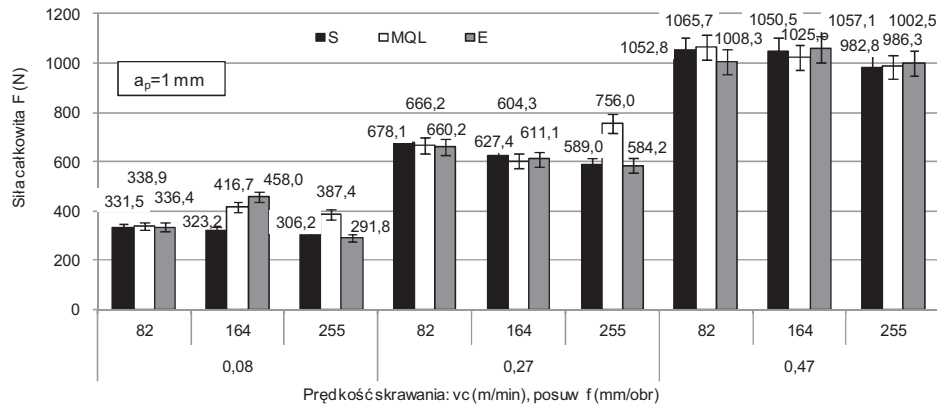
Wylimitowanie cieczy obróbkowej – skrawanie na sucho podczas toczenia stali C45 pozwala zmniejszyć wartość składowych, a także w mniejszym stopniu siły całkowitej w porównaniu z toczeniem z MQL i emulsją, szczególnie w przypadku stosowania zwiększonych posuwów. Zastosowanie MQL nie wpływa na zmniejszenie wartości składowych i siły całkowitej w porównaniu z toczeniem na sucho, a w przypadku stosowania posuwów 0,08 i 0,27 mm/obr ich wartości są większe niż podczas stosowania pozostałych sposobów chłodzenia i smarowania. Badania wykazały złożony wpływ MQL na siłę całkowitą i jej składowe zależny od parametrów skrawania i nie potwierdziły prezentowane w pracach [110,159], korzystne oddziaływanie MQL w kierunku zmniejszenia całkowitej siły skrawania.

Wyniki badań wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na wartość siły całkowitej występującej podczas toczenia wzdłużnego stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 przedstawiono rysunku 7.3. Podobnie jak podczas toczenia stali C45, w licznych przypadkach prędkości skrawania i posuwów stosowanych w badaniach wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na wartość siły całkowitej jest nieistotny. W konkretnych zestawieniach wartości prędkości skrawania i posuwu zaobserwować można natomiast wyraźne różnice wartości siły całkowitej. Zwiększone oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowanie na siłę całkowitą występuje w zakresie małych i średnich wartości posuwów i zanika wraz z ich wzrostem. Największe oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania występuje podczas stosowania następujących wartości prędkości skrawania i posuwu: 164/0,08; 255/0,08 i 255/0,27, przy czym nie stwierdzono wyraźnego trendu zmian wartości

siły skrawania w funkcji badanych sposobów chłodzenia i smarowania. W przypadku pierwszego zestawu v_c/f największe wartości siły całkowitej ($F = 458 \text{ N}$) występują, gdy do strefy skrawania doprowadzana jest emulsja, a najmniejsze podczas skrawania na sucho ($F = 323 \text{ N}$). Wzrost prędkości skrawania do 255 m/min powoduje znaczące zmniejszenie siły całkowitej w warunkach stosowania emulsji (36%), podczas gdy wartości siły całkowitej w trakcie skrawania z MQL zmniejszają się o 7% i na sucho o 5,2%.



Rys. 7.2. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz prędkości skrawania i posuwu na siły składowe F_c (a), F_p (b), F_f (c) (stal C45)



Rys. 7.3. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz prędkości skrawania i posuwu na siłę całkowitą F (stal X2CrNiMo17-12-2)

Analiza zależności siły całkowitej w funkcji stosowanych parametrów skrawania pokazuje, że podobnie jak dla stali C45, największy wpływ na wartość siły całkowitej wywiera posuw. Jego wzrost w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania powoduje istotny wzrost siły całkowitej. Oddziaływanie prędkości skrawania jest ograniczone i zależy od stosowanego posuwu oraz rośnie wraz ze zmniejszeniem jego wartości, przyczyniając się do nieznacznego zredukowania siły skrawania na skutek wzrostu temperatury skrawania i zmniejszenia oporu skrawania obrabianego materiału. Wraz ze wzrostem posuwu i siły skrawania efekt umocnienia materiału w obszarze skrawania, występujący podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2, powoduje wzrost oporu skrawania, przyczyniając się do zmniejszenia wpływu prędkości skrawania w kierunku obniżenia wartości siły całkowitej [40,159].

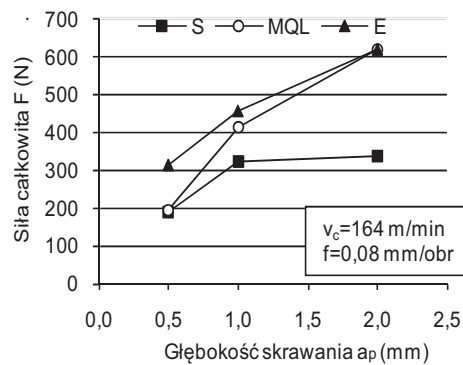
Równania regresji dla siły całkowitej w funkcji prędkości skrawania, posuwu i głębokości skrawania oraz parametry R^2 i p zawiera tabela 7.2.

Tabela 7.2. Równania regresji dla siły całkowitej F (stal X2CrNiMo17-12-2)

Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność $F = f(v_c, f, a_p)$	R^2	p
S	$F = 196,4817 - 1,3166v_c + 1436,292f - 0,666v_c f + 1,5364v_c a_p + - 0,0012v_c^2 + 892,9704f^2 + 13,7724a_p^2$	0,989	0,0001
MQL	$F = 279,3461 - 2,81896v_c + 1685,5977f - 1,893523209v_c f + + 2,664732v_c a_p + 0,00233v_c^2 + 516,5965f^2 - 62,0864a_p^2$	0,985	0,0059
E	$F = 143,6783 + 1,5036v_c + 641,9334f + 0,6328v_c f + 0,8075v_c a_p + - 0,0081v_c^2 + 1720,317f^2 + 27,7488a_p^2$	0,989	0,0040

Głębokość skrawania, podobnie jak posuw wywiera istotny wpływ na wzrost siły całkowitej. Jej wzrost wspólnie z posuwem powoduje wzrost przekroju warstwy skrawanej, który łącznie z oporem właściwym skrawania decyduje głównie o wartości występującej siły całkowitej. Z wykresów przedstawionych na rysunku 7.4 wynika, że

wraz ze wzrostem głębokości skrawania z $a_p=1$ do 2 mm następuje zniwelowanie różnic między skrawaniem z zastosowaniem emulsji i MQL oraz zmniejszenie oddziaływania głębokości skrawania w przypadku toczenia na sucho, co może być skutkiem zmniejszenia wytrzymałości materiału w wyniku wzrostu temperatury. Dla głębokości skrawania $a_p = 0,5$ mm występujące siły całkowite są większe podczas toczenia z emulsją, a ich wartości dla skrawania na sucho i z MQL są porównywalne i świadczą o występowaniu podobnych warunków skrawania.

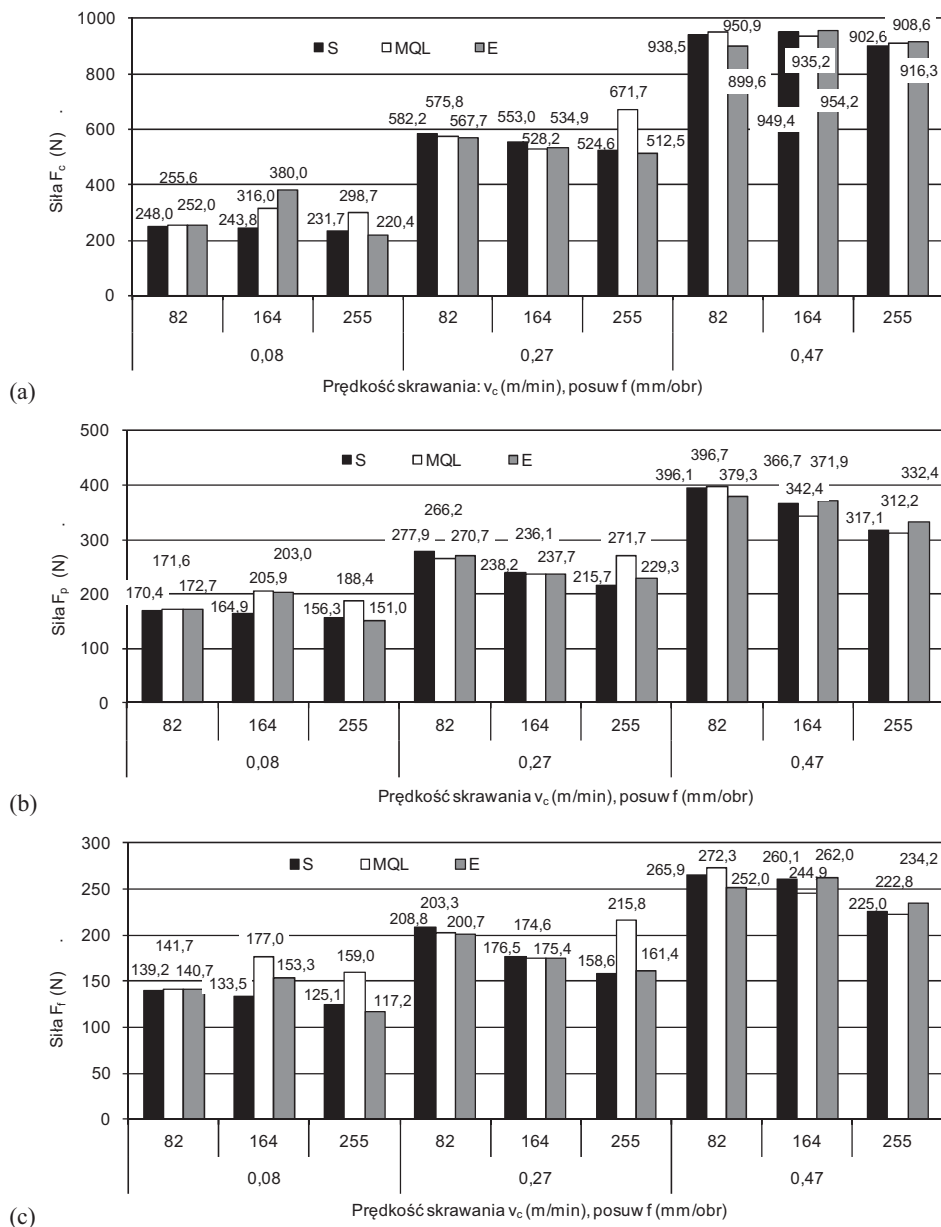


Rys. 7.4. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz głębokości skrawania na siłę całkowitą F (stal X2CrNiMo17-12-2)

Sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania, jak i parametry skrawania wywierają większy wpływ na zróżnicowanie wartości składowych F_f , F_p , F_c siły całkowitej (rys. 7.5). Wartości składowej posuwowej F_f w warunkach skrawania na sucho, z MQL i z emulsją w przypadku wartości prędkości skrawania i posuwu v_c/f odpowiednio 82/0,08 i 164/0,27 znajdują się na zbliżonym poziomie i wynoszą odpowiednio 139 i 176 N. Zastosowanie MQL przy prędkości skrawania 255 m/min oraz posuwach 0,08 i 0,27 mm/obr przyczynia się do wzrostu wartości składowej F_f w porównaniu z pozostałymi sposobami chłodzenia i smarowania. Zauważyć można rosnący wpływ prędkości skrawania na zmniejszenie wartości tej składowej wraz ze wzrostem posuwu. Podobne zależności występują dla składowej odporowej F_p , przy czym jej wartości są większe od składowej F_f . Dla posuwu 0,47 mm/obr pojawia się wyraźne zmniejszenie wartości tej składowej wraz ze wzrostem prędkości skrawania. Największe wartości występują dla składowej głównej F_c , które w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania i parametrów skrawania zmieniają się podobnie jak siła całkowita F .

Badania zależności między siłą całkowitą i jej składowymi a sposobem chłodzenia i smarowania strefy skrawania dla stali C45 i częściowo potwierdziły wyniki badań prezentowane w literaturze. Wyeliminowanie cieczy obróbkowej jak i zastosowanie MQL podczas toczenia stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 nie wpływa jednoznacznie na wzrost lub zredukowanie siły całkowitej i jej składowych w porównaniu z toczeniem z emulsją. Istotny wpływ na kierunek zmian wartości wywierają parametry skrawania. Większe zróżnicowanie wartości siły całkowitej i jej składowych w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania występuje w warunkach małych posuwów (0,08 mm/obr) i wraz ze wzrostem ich wartości różnice te maleją. Wyeliminowanie emulsji wpływa na zmniejszenie siły całkowitej i jej składowych, szczególnie w przypadku stosowania większych

prędkości skrawania. Podczas toczenia z małą prędkością skrawania (76 m/min dla C45 i 82 dla X2CrNiMo17-12-2) wyeliminowanie emulsji przyczynia się do wzrostu siły skrawania. Oddziaływanie prędkości skrawania w kierunku zmniejszenia siły skrawania zwiększa się ze wzrostem posuwu.



Rys. 7.5. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz prędkości skrawania i posuwu na siły składowe F_c (a), F_p (b), F_f (c) (stal X2CrNiMo17-12-2)

Wyeliminowanie emulsji lub minimalne smarowanie strefy skrawania w warunkach toczenia z małą głębokością skrawania (0,5 mm) powoduje zmniejszenie siły całkowitej. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania (2 mm) różnice wartości siły całkowitej podczas toczenia z MQL i emulsją zanikają i w porównaniu z toczeniem na sucho są znacznie większe. Badania wykazały, że przy odpowiednio dobranych parametrach skrawania dla danego materiału obrabianego (C45, X2CrNiMo17-12-2) istnieje możliwość zmniejszenia wartości siły skrawania lub utrzymania jej na porównywalnym poziomie podczas skrawania na sucho i z MQL oraz zastąpienie konwencjonalnego, obfitego podawania cieczy obróbkowej do obszaru skrawania.

7.2. Kształt wiórów

Analiza wiórów podczas toczenia stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 wskazuje na istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na kształt tworzących się wiórów, a tym samym na warunki, w których odbywa się ich formowanie oraz usuwanie z przestrzeni obróbkowej.


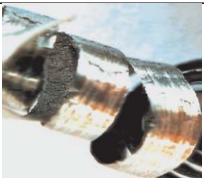
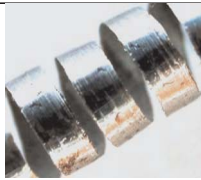






Kształt wiórów po toczeniu stali C45 na sucho, z zastosowaniem minimalnego chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz z konwencjonalnym dopływem emulsji w zakresie stosowanych parametrów skrawania przedstawiono w tabeli 7.3. Porównując kształt wiórów ze względu na potrzeby zautomatyzowanych systemów obróbkowych można stwierdzić, że bardziej korzystne warunki kształtowania wióra występują, kiedy to tworzące się wióry przybierają kształt luźnych łuków lub krótkich wiórów śrubowych (PN-ISO 3685). Konstytuowanie się wiórów śrubowych zwartych lub otwartych, długich lub splątanych jest mniej korzystne, biorąc pod uwagę łatwość ich odprowadzenia z obszaru obróbki lub niedopuszczalne ze względu na możliwość owijania się wokół narzędzia i obrabianego przedmiotu, co uniemożliwia wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej [12].

Oddziaływanie warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania w dużym stopniu zależy od stosowanych parametrów skrawania. W zakresie małych i średnich posuwów (0,08 i 0,27 mm/obr) wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na zmianę kształtu wióra jest ograniczony i podczas toczenia stali C45 występują najczęściej wióry śrubowe zwarte długie lub pasmowe splątane, trudne do samoistnego usunięcia. Wzrost posuwu przyczynia się do zmiany kształtu wióra na bardziej dogodny ze względu na łatwość jego usunięcia z obszaru skrawania. Wyeliminowanie emulsji lub ograniczenie ilości środka smarnego zwiększa temperaturę skrawania i tarcie między wiórem a ostrzem oraz przyczynia się do wzrostu spęczenia i zwiłania wióra [53]. Podczas toczenia na sucho i z MQL wióry śrubowe zwarte długie lub śrubowe otwarte splątane ze wzrostem posuwu do 0,47 mm/obr, zmieniają kształt na śrubowy zwarty krótki lub elementowy. Zwiększenie posuwu przyczynia się do wzrostu przekroju wióra i jego usztywnienia, a w powiązaniu ze wzrostem prędkości skrawania powoduje, że staje się bardziej łamliwy. Wprowadzenie środka smarnego w minimalnej ilości zmienia warunki konstytuowania się i spływu wióra po powierzchni natarcia. Przenikanie mgły olejowej między powierzchnie styku wióra przeciwdziała adhezji, a także zmienia warunki kontaktu wióra z ostrzem z zacierania się na plastyczne płynięcie, które to przyczynia się do zmniejszenia spęczenia i zwiłania wióra, a w konsekwencji zmniejszenia długości styku wióra z powierzchnią natarcia [148,159]. Powstające wióry charakteryzują się mniejszym rozdrobnieniem w stosunku do skrawania na sucho. Wzrost prędkości skrawania przy małym posuwie (0,08 mm/obr) powoduje wydłużenie i splątanie tworzących się wiórów.

Dokonana pod mikroskopem z powiększeniem 10x obserwacja powierzchni wiórów w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania pokazuje, że wyeliminowanie emulsji powoduje wzrost spęczenia wióra na skutek zwiększonego tarcia i adhezji między tylną powierzchnią wióra a powierzchnią natarcia (rys. 7.6), co potwierdzają badania [34,35]. Tylna powierzchnia wióra podczas toczenia na sucho jest chropowata i matowa z wyraźnymi śladami nieciągłości materiału wióra oraz koloru ciemno niebieskiego wskazującego na występowanie wysokiej temperatury skrawania. Powierzchnia po toczeniu z MQL jest jaśniejsza i gładsza, co świadczy o niższej temperaturze skrawania i mniejszym spęczeniu wióra, a także lepszych warunkach spływu wióra.

Tabela 7.3. Kształt wiórów po toczeniu stali C45 (klasyfikacja wg PN-ISO 3685)

Parametry skrawania			Kształt wióra		
v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
76	0,08	1	 Pasmowy splątany krótki	 Śrubowy zwarty krótki	 Śrubowy zwarty długi
	0,27		 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi
	0,47		 Śrubowy zwarty krótki	 Elementowy	 Śrubowy zwarty krótki
190	0,08	1	 Pasmowy splątany	 Śrubowy otwarty splątany	 Śrubowy otwarty splątany
	0,27		 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy otwarty splątany
	0,47		 Elementowy	 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi
237	0,08	1	 Śrubowy otwarty splątany	 Śrubowy otwarty splątany	 Pasmowy splątany
	0,27		 Łukowy związany	 Śrubowy zwarty długi	 Pasmowy splątany
	0,47		 Elementowy	 Śrubowy zwarty krótki	 Elementowy

























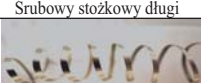





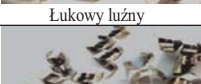


Parametry skrawania			Wiór		
v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
76	0,08	1			
237	0,27				
	0,47				



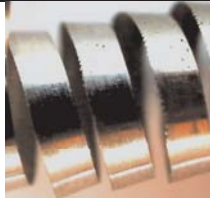






Rys. 7.6. Wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na postać wióra (stal C45)

Wyeliminowanie cieczy chłodząco smarującej z procesu toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 w mniejszym stopniu oddziałuje na zmianę postaci tworzących się wiórów niż podczas toczenia stali C45. Analizując ich kształt można zauważyć, że podczas skrawania na sucho i z udziałem emulsji, w wielu przypadkach stosowanych parametrów skrawania wióry mają podobną postać, korzystniejszą niż podczas toczenia z MQL. Przydatny kształt, ze względu na potrzeby obróbki bezobsługowej, wykazują wióry łukowe luźne lub związane, a także śrubowe stożkowe krótkie. Zastąpienie emulsji mgłą olejową, w zależności od prędkości skrawania i posuwu, powoduje pojawienie się niekorzystnych kształtów wiórów. Zamiast wiórów łukowych luźnych lub związanych występują wióry śrubowe stożkowe długie lub splątane oraz śrubowe zwarte długie (tab. 7.4). Na podstawie występujących kształtów wiórów można sądzić, że podobne warunki konstituowania się wiórów występują podczas toczenia na sucho i z emulsją, której możliwości penetracji na styku wióra z powierzchnią natarcia są ograniczone, o czym świadczyć może zbliżona struktura tylnej powierzchni wiórów stykających się z powierzchnią natarcia (rys. 7.7). Skłonność stali nierdzewnej do utwardzenia przyczynia się do zwiększonego spęczenia wióra, co powoduje, że przy mniejszym posuwie (0,27 mm/obr) występują wióry łukowe luźne lub śrubowe stożkowe krótkie.

Podobnie jak w przypadku stali C45, największy wpływ na zmianę kształtu wióra wywiera posuw. Wraz z jego wzrostem występuje korzystna zmiana kształtu wióra w przypadku wszystkich stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Prędkość skrawania podobnie jak i głębokość skrawania w mniejszym stopniu oddziałuje na kształt tworzącego się wióra. Badania potwierdziły wyniki zawarte w pracy [12], według których wpływ prędkości skrawania na zmianę kształtu wióra w zakresie dużych posuwów jest nieistotny.

Tabela 7.4. Kształt wiórów po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 (klasyfikacja wg PN-ISO3685)

Parametry skrawania			Kształt wióra		
v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
82	0,08	1	 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi	 Śrubowy zwarty długi
	0,27		 Łukowy luźny	 Śrubowy zwarty długi	 Łukowy luźny
	0,47		 Śrubowy stożkowy krótki	 Śrubowy stożkowy krótki	 Łukowy luźny
164	0,08	1	 Śrubowy otwarty długi	 Śrubowy stożkowy długi	 Śrubowy otwarty krótki
	0,27		 Łukowy luźny	 Śrubowy stożkowy długi	 Łukowy luźny
	0,47		 Śrubowy stożkowy krótki	 Śrubowy otwarty długi	 Śrubowy zwarty długi
	0,08	0,5	 Śrubowy otwarty długi	 Śrubowy otwarty splątany	 Śrubowy zwarty długi
		2	 Śrubowy stożkowy długi	 Śrubowy stożkowy długi	 Łukowy związany
255	0,08	1	 Śrubowy otwarty splątany	 Śrubowy otwarty splątany	 Śrubowy stożkowy długi
	0,27		 Łukowy luźny	 Śrubowy stożkowy długi	 Łukowy luźny
	0,47		 Śrubowy stożkowy krótki	 Śrubowy stożkowy krótki	 Śrubowy stożkowy krótki

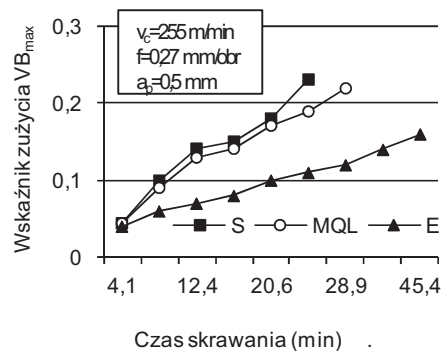
Parametry skrawania			Kształt wióra		
v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
82	0,08	1			
255	0,27				
255	0,47				

Rys. 7.7. Wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na postać wióra (stal X2CrNiMo17-12-2)

Przeprowadzone badania wykazały, że wyeliminowanie lub zminimalizowanie udziału cieczy chłodząco-smarującej w procesie skrawania może wpłynąć korzystnie na zmianę kształtu powstających wiórów i nie stanowi przeszkody w praktycznym wdrożeniu toczenia stali C45 na sucho lub z MQL. Uzyskanie korzystnego kształtu wiórów wymaga jednak zwiększenia posuwu i prędkości skrawania. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej – skrawanie na sucho stali X2CrNiMo17-12-2 umożliwia uzyskanie kształtów wiórów w postaci zbliżonej do toczenia z emulsją. Wzrost temperatury w strefie skrawania podczas toczenia na sucho powoduje zmniejszenie wytrzymałości i twardości materiału, z czym wiąże się poprawa warunków kształtowania wióra. Uzyskanie zadawalających kształtów wiórów w przypadku stosowania MQL wymaga zwiększenia, poza prędkością skrawania, głównie posuwu. W przypadku toczenia wykończeniowego tej stali z małym posuwem (0,08 mm/obr) wyeliminowanie lub zminimalizowanie czynnika chłodząco-smarującego nie wykazuje istotnego wpływu na zmianę kształtu tworzących się wiórów w porównaniu z toczeniem z emulsją. Analiza topografii tylnych powierzchni wiórów kształtowanych podczas toczenia na sucho, z MQL i emulsją świadczy o występowaniu dużych odkształceń plastycznych, rosnących ze wzrostem posuwu i zwiększających kruchość wiórów.

7.3. Zużycie ostrza

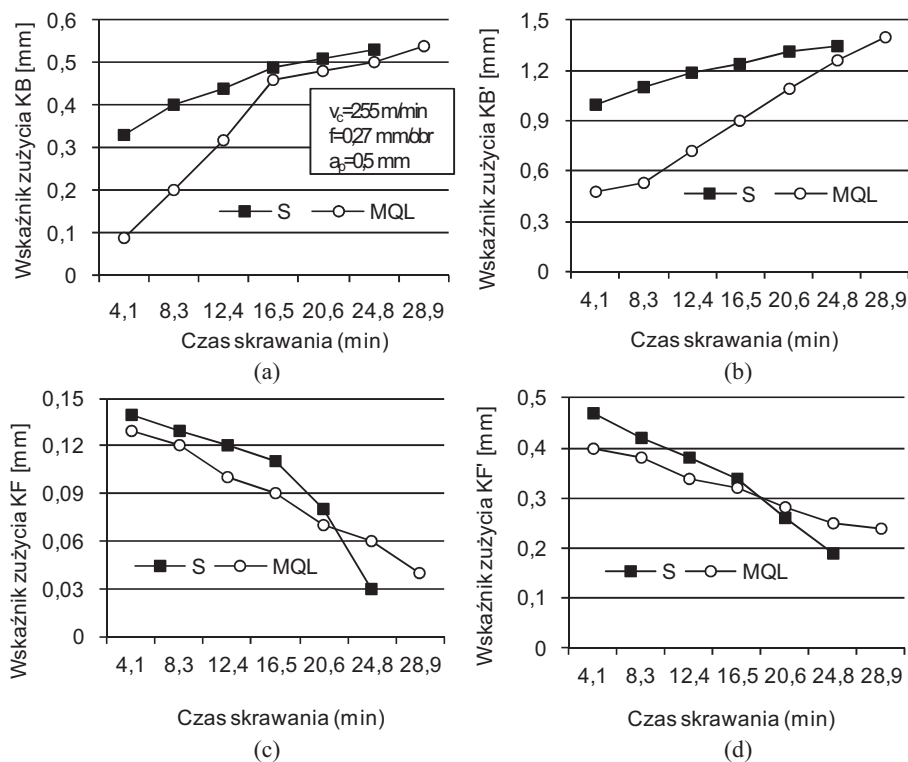
Badania naukowe i przemysłowe pokazują, że sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania wywiera istotny wpływ na zużycie i trwałość ostrza [25,53,100]. Zagadnienie wpływu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na zużycie i trwałość ostrza jest szeroko w opisane literaturze i w dalszym ciągu jest aktualne ze względu na nowe właściwości skrawane ostrzy skrawających i skrawanych materiałów. Wymienione względy zadecydowały, że badanie zużycia ostrza włączone zostało do programu badań, ale w ograniczonym zakresie parametrów skrawania i wskaźników zużycia ostrza. Przeprowadzone badania zużycia ostrza z węglików spiekanych pokrytych powłoką (Ti,Al,Si)N metodą PVD podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 potwierdziły, prezentowany w literaturze, istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na przebieg wskaźników zużycia ostrza (rys. 7.8-7.9). Dominującym objawem zużycia ostrza są ślady starcia powierzchni ostrza stykających się z wiórem i powierzchniami obrabianego przedmiotu. W stosowanych warunkach skrawania najmniejsze zużycie ostrza, określone na podstawie wskaźnika zużycia VB_{max} , pojawia się podczas toczenia z emulsją. Wyeliminowanie lub istotne ograniczenie udziału czynnika chłodząco-smarującego powoduje przyspieszone zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia i wzrost wartości wskaźnika VB_{max} w porównaniu z warunkami toczenia występującymi podczas konwencjonalnego dopływu emulsji. Z rysunku 7.8 wynika, że wartości wskaźnika VB_{max} w tych warunkach nie różnią się między sobą w czasie skrawania do około 25 min. Z upływem czasu oddziaływanie czynnika smarnego zawartego w mgłę olejowej powoduje zmniejszenie zużycia powierzchni przyłożenia i wzrost trwałości ostrza, a także, jak wykazały pomiary chropowatości powierzchni, poprawę jej gładkości. Wyniki badań wykazały, podobnie jak w pracy [38], że główną przyczyną zużycia powierzchni przyłożenia jest ścieranie i adhezja.



Rys. 7.8. Przebieg wskaźnika zużycia powierzchni przyłożenia VB_{max} (stal X2CrNiMo17-12-2)

Ważne znaczenie dla trwałości ostrza ma postać i warunki spływu wióra po powierzchni natarcia, które wpływają na kształt i wielkość rowka zużycia na powierzchni natarcia oraz jego położenie względem głównej i pomocniczej krawędzi skrawającej, a w konsekwencji na wytrzymałość krawędzi skrawającej. Położenie rowka ma istotne znaczenie w ocenie wpływu chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Pomiary wskaźników charakteryzujących zużycie powierzchni natarcia dowodzą, że podczas podawania emulsji do strefy skrawania, ślady zużycia ściernego występujące na tej powierzchni

w czasie skrawania do uzyskania wartości wskaźnika VB_{max} wynoszącego 0,3 mm są minimalne, trudne do pomiaru pod mikroskopem warsztatowym z powiększeniem 10x (rys. 7.10c). W warunkach toczenia na sucho lub z MQL pojawia się natomiast wyraźne zużycie powierzchni natarcia. Przedstawione na rysunku 7.9 wykresy przebiegu wskaźników zużycia, odnoszące się do powierzchni natarcia, pokazują wyraźne różnice ich wartości i przebiegu w czasie skrawania. Wartości wskaźnika KB w początkowym okresie pracy ostrza podczas toczenia z zastosowaniem minimalnego smarowania są mniejsze niż podczas skrawania na sucho. W miarę upływu czasu skrawania i oddziaływania wióra na powierzchnię natarcia różnice te zanikają, co świadczyć może o rosnących trudnościach z dotarciem mgły olejowej do strefy styku wióra z ostrzem i zmniejszenia jej efektu smarowego. Wskaźnik KB' charakteryzujący długość rowka równoległe do głównej krawędzi skrawającej, w przypadku zastosowania MQL utrzymuje mniejsze wartości w dłuższym przedziale czasu w porównaniu z toczeniem na sucho, co jak wykazały również badania [119] jest wynikiem oddziaływania MQL w kierunku zmniejszenia tarcia i temperatury skrawania. W trakcie toczenia na sucho wymiary rowka zużycia zmieniają się stopniowo, natomiast podczas toczenia z MQL występuje bardziej intensywny wzrost wartości wskaźnika KB i KB' wskazujący na zmianę warunków tarcia na powierzchni styku wiór – powierzchnia natarcia z upływem czasu skrawania.

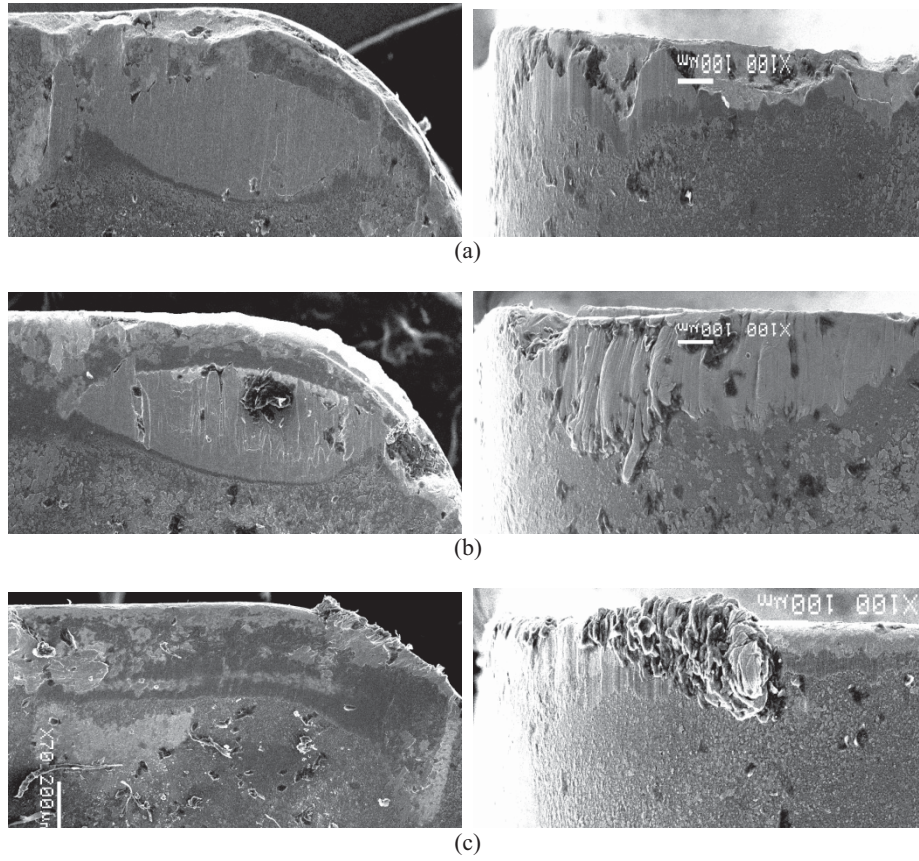


Rys. 7.9. Przebieg wskaźników zużycia powierzchni natarcia KB (a), KB' (b), KF (c), KF' (d) (stal X2CrNiMo17-12-2)

Analiza wskaźników KF i KF' , charakteryzujących odległość krawędzi rowka zużycia od głównej i pomocniczej krawędzi skrawającej wskazuje, że w miarę upływu czasu skrawania krawędzie te zbliżają się do krawędzi skrawających ostrza, co przyczynia się do ich osłabienia. Z wykresów wynika, że zmniejszenie wartości parametru KF w przypadku toczenia na sucho i z MQL przebiega podobnie do wartości około 0,07 mm, po czym następuje szybsze zbliżenie krawędzi rowka do krawędzi skrawającej podczas toczenia na sucho. Podobny przebieg zmian występuje dla wskaźnika KF' , jednak jego wartości są większe w porównaniu z wartościami wskaźnika KF . Większa wartość wskaźnika KF' zapewnia większą wytrzymałość pomocniczej krawędzi skrawającej i odporność na wyszczerbienia, co może mieć istotny wpływ na chropowatość obrabianej powierzchni.

Na rysunku 7.10 przedstawiono obrazy zużycia powierzchni natarcia i przyłożenia dla stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania. W przypadku toczenia na sucho na ostrzu występują objawy zużycia wytrzymałościowego w postaci drobnych wyszczerbień krawędzi skrawającej widoczne na powierzchni natarcia i przyłożenia. Poza wyraźnie ukształtowanym rowkiem zużycia, świadczącym o dominującym zużyciu ściernym i adhezyjnym, na powierzchni natarcia występuje rowek skoncentrowanego zużycia dodatkowo osłabiający krawędź skrawającą, którego przyczyną jak wykazały również badania [37] jest, poza tarcieniem, utlenienie i zużycie chemiczne w miejscu, gdzie gradient termo-mechanicznego obciążenia ostrza jest bardzo wysoki. Zarówno na powierzchni natarcia, jak i przyłożenia nie występują wyraźne ślady materiału obrabianego w postaci narostu lub przywierającej warstwy obrabianego materiału. Podobny obraz zużycia występuje po toczeniu z mgłą olejową, jednak wyszczerbienia krawędzi skrawającej pojawiają się w mniejszym zakresie i brak jest wyraźnego rowka zużycia skoncentrowanego, pomimo dłuższego czasu pracy ostrza. Na powierzchni przyłożenia i częściowo natarcia widoczne są ślady obrabianego materiału. Obraz powierzchni natarcia po toczeniu z emulsją przedstawia minimalne ślady starcia tej powierzchni. Znacznie mniejsze są też ślady zużycia powierzchni przyłożenia. W warunkach stosowania obfitego chłodzenia i smarowania emulsją zauważyć można narost na powierzchni natarcia i przyłożenia, świadczący o znacznej adhezji obrabianego materiału do ostrza.

Wyliminowanie medium chłodząco-smarującego z procesu toczenia stali powoduje przyspieszone zużycie ostrza zarówno na powierzchni przyłożenia, jak i natarcia. Przebieg wskaźników zużycia ostrza oraz obrazy zużycia wskazują na ścieranie i adhezję, jako główne przyczyny zużycia ostrza. Zastosowanie MQL, w porównaniu z toczeniem na sucho, w ograniczonym zakresie umożliwia zmniejszenie zużycia ostrza w początkowym okresie jego pracy. Oddziaływanie czynnika smarnego zawartego w mgłę olejowej wpływa z upływem czasu skrawania na zmniejszenie zużycia powierzchni przyłożenia i wzrost trwałości ostrza określonego na podstawie wskaźnika VB_{max} . Na podobne oddziaływanie MQL na zużycie ostrza zwrócono uwagę w pracach [34,37,72]. MQL przyczynia się również do wyliminowania drobnych wyszczerbień ostrza występujących podczas skrawania na sucho. Mniejsze wymiary rowka zużycia oraz zwiększona odległość krawędzi rowka od krawędzi skrawającej zwiększa jej wytrzymałość oraz zmniejsza zakres ewentualnego wytrzymałościowego zużycia ostrza, co ma istotne znaczenie dla stanu warstwy wierzchniej [11]. W stosunku do toczenia z emulsją MQL umożliwia wyliminowanie lub znaczne zmniejszenie adhezji wióra i materiału obrabianego do powierzchni ostrza.

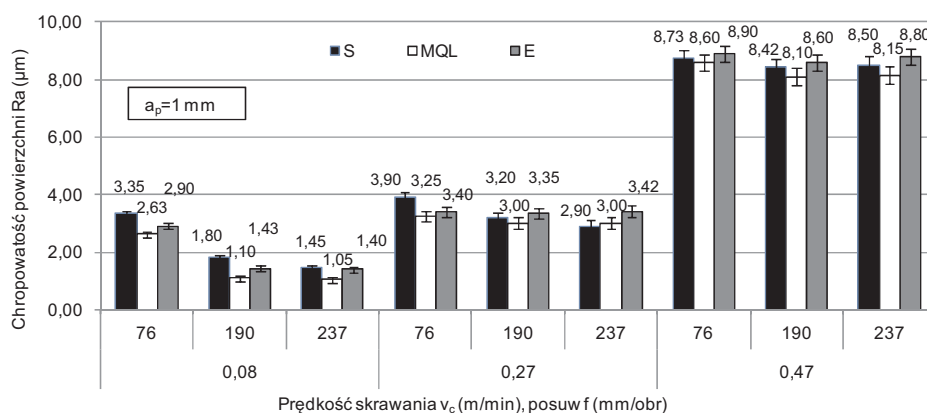


Rys. 7.10. Obrazy SEM powierzchni natarcia i przyłożenia w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania, toczenie na sucho (a), z MQL (b), z emulsją (c) (stal X2CrNiMo17-12-2, pow. 100x)

8. BADANIA CECH WARSTWY WIERZCHNIEJ PO TOCZENIU NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM SMAROWANIEM OSTRZA

8.1. Chropowość i falistość

Struktura geometryczna powierzchni stanowi ważny element jakości wyrobu i wywiera istotny wpływ na właściwości użytkowe warstwy wierzchniej wytworzonego przedmiotu. Przeprowadzone badania cech struktury geometrycznej po toczeniu wzdłużnym stali C45 na sucho, z MQL i konwencjonalnym dopływem emulsji wskazują na ograniczone oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowość obrobionej powierzchni, zależne w znacznym stopniu od stosowanych parametrów skrawania (rys. 8.1). W zakresie stosowanych warunków skrawania największe zróżnicowanie parametru Ra chropowości powierzchni, w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania występuje po toczeniu z posuwem 0,08 mm/obr. Podawanie, przy tym posuwie, do strefy skrawania medium smarującego w postaci mgły olejowej umożliwia, zależnie od prędkości skrawania, zmniejszenie chropowości powierzchni w stosunku do toczenia na sucho od 38% dla $v_c = 76$ m/min do 27% dla $v_c = 237$ m/min lub w porównaniu z emulsją odpowiednio 27 i 25%. Wyniki badań potwierdziły korzystny wpływ MQL na chropowość powierzchni stwierdzony w pracy [11], jednak w odróżnieniu od prezentowanych w niej wyników większe oddziaływanie MQL wykazuje w zakresie małych posuwów. Wyeliminowanie czynnika chłodząco-smarującego – toczenie na sucho przyczynia się do wzrostu chropowości powierzchni. Zwiększenie w tych warunkach prędkości skrawania z 76 do 190 i 237 m/min wpływa na zredukowanie chropowości powierzchni z 3,36 do 1,45 μm . Zwiększenie posuwu do wartości 0,27 i 0,47 mm/obr powoduje wzrost wartości parametru Ra , zgodnie z teoretyczną zależnością między chropowością powierzchni a posuwem, a także zmniejszenie oddziaływania chłodzenia i smarowania na chropowość obrobionej powierzchni. Parametr Ra po toczeniu z emulsją i na sucho z posuwem 0,27 mm/obr, w zależności od prędkości skrawania, przyjmuje wartości w granicach od 2,9 do 3,9 μm , natomiast po toczeniu z posuwem 0,47 mm/obr, wartości od 8,15 do 8,90 μm . Ponadto zaobserwować można ponownie poprawę chropowości po toczeniu z MQL w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją. Wraz ze wzrostem posuwu większy przyrost chropowości powierzchni widoczny jest w warunkach stosowania emulsji niż po toczeniu na sucho. Podobny trend przedstawiono w pracach [40,110] stwierdzono również, że warunki chłodzenia i smarowania strefy skrawania wywierają większy wpływ w zakresie mniejszych prędkości skrawania i posuwów. Wpływ prędkości skrawania w zakresie wymienionych posuwów staje się nieistotny. Z jej wzrostem zmniejszają się możliwości dotarcia środka chłodząco-smarującego do strefy skrawania [110].



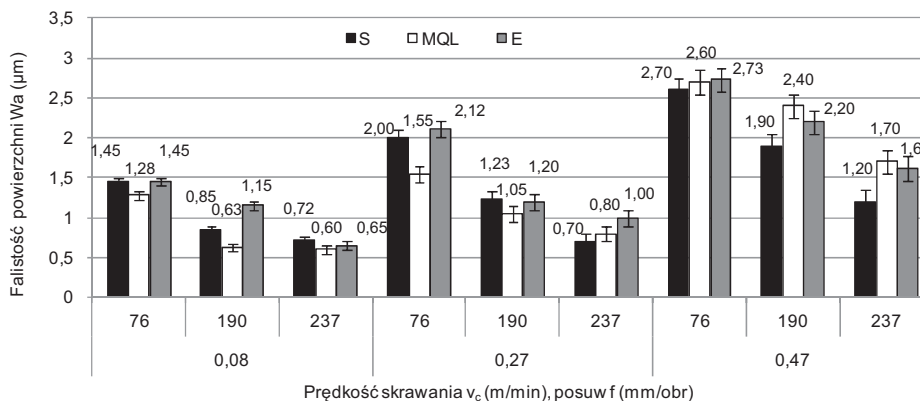
Rys. 8.1. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni (stal C45)

Opracowane równania regresji (tab.8.1) przedstawiają zależność parametru chropowatości Ra od prędkości skrawania i posuwu dla toczenia stali C45 na sucho, z MQL i emulsją.

Tabela 8.1. Równania regresji dla parametru chropowatości powierzchni Ra po toczeniu na sucho z MQL i z emulsją (stal C45)

Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność $Ra = Ra(v_c, f)$	R^2	p
S	$R_a = 5,5837 - 0,0207v_c - 16,5572f + 0,026842fv_c + 51,5407f^2 + 2,2E-05v_c^2$	0,999	0,0002
MQL	$R_a = 4,4412 - 0,0228v_c - 11,5936f + 46,5587f^2 + 0,0187*f*v_c + 4,14E-05v_c^2$	0,995	0,0011
E	$R_a = 4,8013 - 13,1683f - 0,0232v_c + 0,0228fv_c + 48,9586*f^2 + 4,36E-05v_c^2$	0,995	0,0012

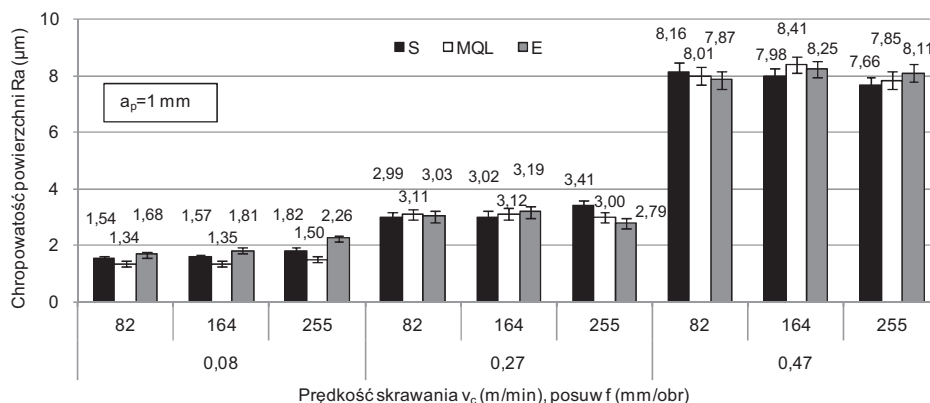
Podobne oddziaływanie badanych sposobów chłodzenia i smarowania występuje w odniesieniu do falistości powierzchni (rys. 8.2). Największe wartości parametr Wa osiąga w zakresie małych prędkości skrawania (76 m/min), które ze wzrostem prędkości skrawania istotnie maleją. Porównując wartości parametru Wa , w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania, można zauważyć, że w wielu przypadkach wartości parametrów skrawania najmniejsze wartości występują po toczeniu z MQL (średnio 0,65µm). Toczenie na sucho pozwala również zmniejszyć falistość powierzchni w stosunku do toczenia z emulsją. Na wartość tego parametru duży wpływ ma sztywność układu O-U-P-N. Wyniki badań wskazują na pozytywne skutki wyeliminowania emulsji lub zminimalizowania ilości czynnika chłodząco-smarującego na chropowatość i falistość powierzchni. Wyniki pomiarów pokazują, że dla stali C45 możliwe jest uzyskanie porównywalnych z toczeniem z emulsją wartości wymienionych parametrów bez stosowania cieczy obróbkowej lub z podawaniem jej w minimalnych ilościach. Uzyskanie małej chropowatości i falistości powierzchni w tych warunkach wymaga, poza zastosowaniem małej wartości posuwu (0,08 mm/obr), zwiększenia prędkości skrawania (237 m/min).



Rys. 8.2. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na falistość powierzchni (stali C45)

Ograniczony wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni można zaobserwować również podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 (rys. 8.3). Największe zróżnicowanie wartości parametru Ra występuje po toczeniu z posuwem 0,08 mm/obr, przy czym najmniejsze wartości tego parametru (1,34 μm) pojawiają się po toczeniu z minimalnym smarowaniem. Prędkość skrawania w warunkach stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania przy tym posuwie powoduje wzrost chropowatości powierzchni. Największy przyrost chropowatości powierzchni pojawia się po toczeniu z emulsją i wraz ze wzrostem prędkości skrawania z 82 do 255 m/min zwiększa się z 1,68 do 2,26 μm . Utrudniony dostęp emulsji w zakresie wysokich prędkości skrawania zmniejsza skuteczność odprowadzenia ciepła i obniżenia temperatury skrawania, co ma wpływ na zmniejszenie uplastycznienia materiału w strefie kształtowania/generowania wióra i nowo wytworzonej powierzchni połączone ze wzrostem nierówności [37,40]. W warunkach toczenia na sucho chropowatość powierzchni rośnie od wartości 1,54 do 1,82 μm , podczas gdy po toczeniu z MQL wartości Ra są najmniejsze i zmieniają się od 1,34 do 1,50 μm , w zależności od prędkości skrawania. Wraz ze wzrostem posuwu do 0,27 i 0,47 mm/obr występuje istotny wzrost chropowatości powierzchni zgodnie z występującą zależnością między posuwem a chropowatością powierzchni. Zmniejszeniu ulega również wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania, o czym świadczą mniejsze różnice wartości parametru Ra po toczeniu na sucho oraz z zastosowaniem MQL i emulsji. Uzyskane wyniki wskazują na ograniczone oddziaływanie emulsji i mgły olejowej, których dostęp do strefy skrawania wraz ze wzrostem wartości tego parametru staje się utrudniony. Zmniejszenie wartości chropowatości po toczeniu na sucho w porównaniu z toczeniem na mokro, jak wykazały również badania przedstawione w pracy [40], jest skutkiem zmniejszonych drgań i ułatwionych warunków kształtowania wióra, co powoduje, że wraz ze wzrostem posuwu, wartości chropowatości powierzchni bardziej zbliżone są do wartości teoretycznych.

Zmniejszenie wpływu medium chłodząco smarującego, w wyniku utrudnionego dostępu do strefy skrawania ze wzrostem posuwu, wskazuje na możliwość wyeliminowania emulsji i mgły olejowej w zakresie większych posuwów, a tym samym toczenie na sucho, bez istotnego pogorszenia chropowatości powierzchni.



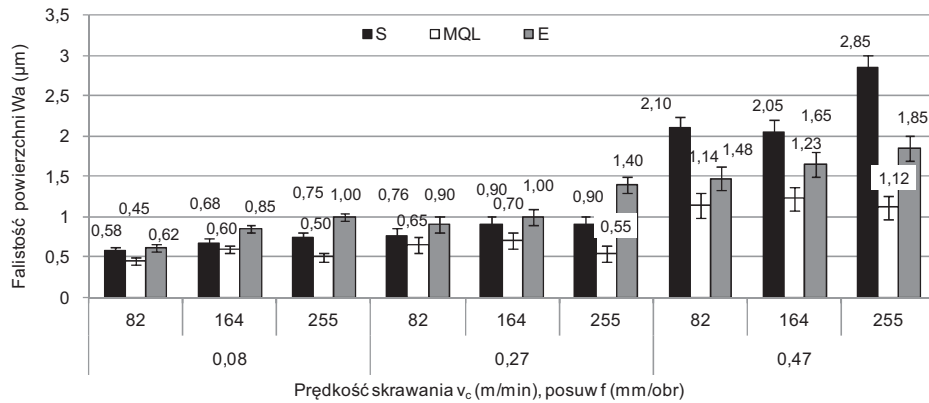
Rys. 8.3. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni (stal X2CrNiMo17-12-2)

Równania regresji dla występujących zależności chropowatości powierzchni od prędkości skrawania, posuwu i głębokości skrawania dla stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania zawiera tabela 8.2.

Tabela 8.2. Równania regresji dla parametru chropowatości powierzchni Ra po toczeniu na sucho z MQL i z emulsją (stal X2CrNiMo17-12-2)

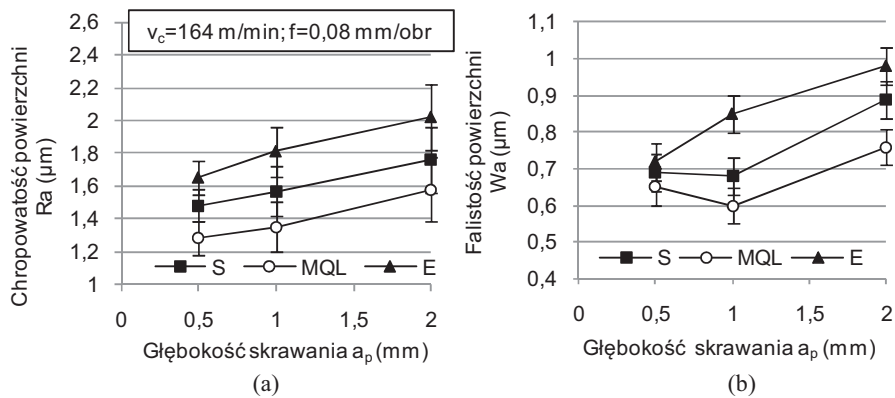
Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność $Ra = Ra(v_c, f, a_p)$	R^2	p
S	$Ra = 1,5594 - 0,0012 v_c - 4,6442f - 0,0118v_c f + 0,0016 v_c a_p + 9,38E-06 v_c^2 + 41,3428 f^2 - 0,0308 a_p^2$	0,999	0,0001
MQL	$Ra = 1,1405 + 0,0034 v_c - 4,8845f - 0,0050v_c f + 0,0049v_c a_p + -2,1E-05 v_c^2 + 41,6014f^2 - 0,2386 a_p^2$	0,999	0,0001
E	$Ra = 2,1654 + 9,58E-05 v_c - 11,0641f - 0,0051v_c f + 0,0084v_c a_p + 1,8E-05 v_c^2 + 50,3779f^2 - 0,4497 a_p^2$	0,998	0,0005

Wyniki pomiaru falistości powierzchni przedstawione na rysunku 8.4 świadczą o znaczącym wpływie chłodzenia i smarowania strefy skrawania na wartość parametru Wa . W zakresie posuwów 0,08 i 0,27 mm/obr i stosowanych prędkości skrawania największe wartości parametru falistości powierzchni osiągające wartość do 1,4 µm występują po toczeniu z emulsją. Falistość po toczeniu na sucho jest w większości przypadków parametrów skrawania mniejsza niż po toczeniu z emulsją, jednak różnica wartości zależy od prędkości skrawania i z jej wzrostem się zwiększa. Najmniejsza falistość powierzchni (0,45 µm), w całym zakresie parametrów skrawania, występuje po toczeniu z MQL. Wraz ze zwiększeniem prędkości skrawania pojawia się wzrost oddziaływania sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na falistość powierzchni, szczególnie w przypadku posuwu 0,47 mm/obr. Przy tych parametrach skrawania widoczny jest znaczny wzrost falistości powierzchni po toczeniu na sucho.



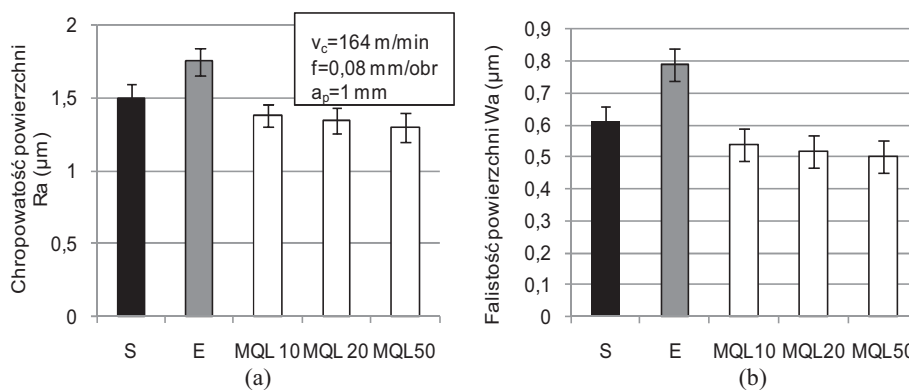
Rys. 8.4. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na falistość powierzchni (stal X2CrNiMo17-12-2)

Wzrost głębokości skrawania przyczynia się do wzrostu chropowatości powierzchni, lecz nie zmiana sposobu oddziaływania sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na chropowatość powierzchni. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania następuje wzrost przekroju warstwy skrawanej i całkowitej siły skrawania, która poprzez występujący w procesie skrawania poziom drgań oddziałuje na chropowatość powierzchni [51,53]. Najmniejsze wartości parametru Ra w zakresie stosowanych głębokości skrawania występują podczas toczenia z MQL, a największe podczas stosowania emulsji (rys. 8.5a). Pośrednie wartości parametru Ra występują po toczeniu na sucho. W zależności od sposobu chłodzenia i smarowania wzrost głębokości skrawania z 0,5 do 2 mm powoduje przyrost średniej wartości chropowatości powierzchni po toczeniu z MQL z 1,28 do 1,58 μm , po toczeniu na sucho z 1,48 do 1,76 μm i z 1,65 do 2,02 μm po toczeniu z emulsją. Podobny wpływ głębokość skrawania wywiera na falistość warstwy wierzchniej, jednakże oddziaływanie tego parametru nie wykazuje jednoznacznego trendu. Przy wzroście głębokości skrawania z 0,5 do 1 mm po toczeniu z MQL i na sucho zaobserwować można odpowiednio nieznaczne zmniejszenie falistości powierzchni lub wartość parametru Wa pozostaje na zbliżonym poziomie (rys. 8.5b). Dalszy wzrost głębokości skrawania do 2 mm przyczynia się do wzrostu falistości powierzchni. Najmniejsze wartości parametru falistości w całym zakresie stosowanych głębokości skrawania występują po toczeniu z zastosowaniem MQL, co jest skutkiem mniejszej zmienności siły skrawania podczas smarowania mgłą olejową [110]. Ze względu na znaczny wpływ sztywności układu O-U-P-N na falistość powierzchni, potwierdzenie sposobu oddziaływania chłodzenia i smarowania strefy skrawania na zmianę tego parametru wskazuje na celowość przeprowadzenia dalszych badań w tym zakresie.



Rys. 8.5. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania i głębokości skrawania na chropowatość (a) i falistość (b) powierzchni (stal X2CrNiMo17-12-2)

Wpływ ilości oleju zawartego w mgle olejowej, określony w ml/h, na chropowatość i falistość powierzchni przedstawiono na rysunku 8.6.



Rys. 8.6. Wpływ ilości oleju w mgle olejowej na chropowatość (a) i falistość (b) powierzchni (stal X2CrNiMo17-12-2)

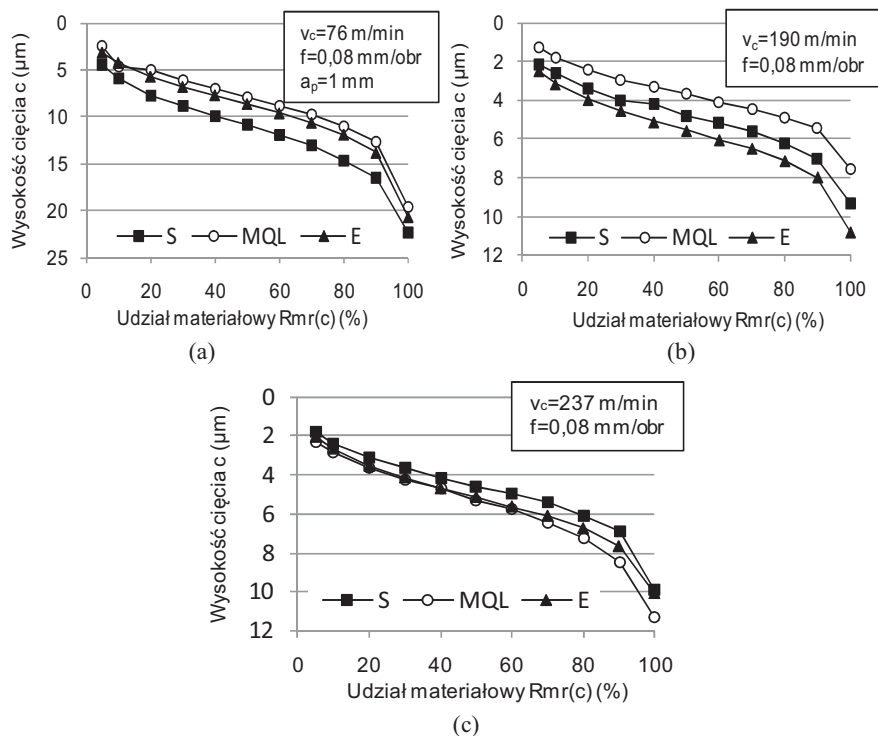
Zwiększenie ilości oleju w mgle olejowej z 10 do 50 ml/h nie wywiera istotnego wpływu na wymienione parametry, których wartości mieszczą się w granicach odchylenia standardowego. Uzyskane wyniki są zgodne z rezultatami badań [39,70]. Natomiast wyeliminowanie emulsji z procesu toczenia lub dostarczenie medium smarujące w minimalnej ilości umożliwia zredukowanie chropowatości i falistości powierzchni.

Wyniki pomiaru chropowatości i falistości powierzchni pokazują, że minimalne smarowanie strefy skrawania umożliwia zmniejszenie chropowatości powierzchni w przypadku zastosowania mniejszych posuwów skrawania i zwiększonych prędkości skrawania. Zastosowanie MQL nie tylko umożliwia wyeliminowanie ekologicznie niepożądanego czynnika procesu skrawania w postaci emulsji, ale ponadto pozwala na zmniejszenie chropowatości powierzchni, co ma istotne znaczenie w obróbce wykończeniowej stali X2CrNiMo17-12-2. Całkowite wyeliminowanie emulsji w zakresie stosowanych parametrów skrawania pozwala również na uzyskanie porównywalnej lub mniejszej chropowatości powierzchni w porównaniu z konwencjonalnym podawaniem

emulsji. W przypadku, kiedy wymagana jest mała chropowatość powierzchni stosowana wartość posuwu nie powinna przekraczać 0,08 mm/obr, jak również sposób konwencjonalnego dopływu emulsji powinien być zastąpiony skrawaniem z MQL lub na sucho.

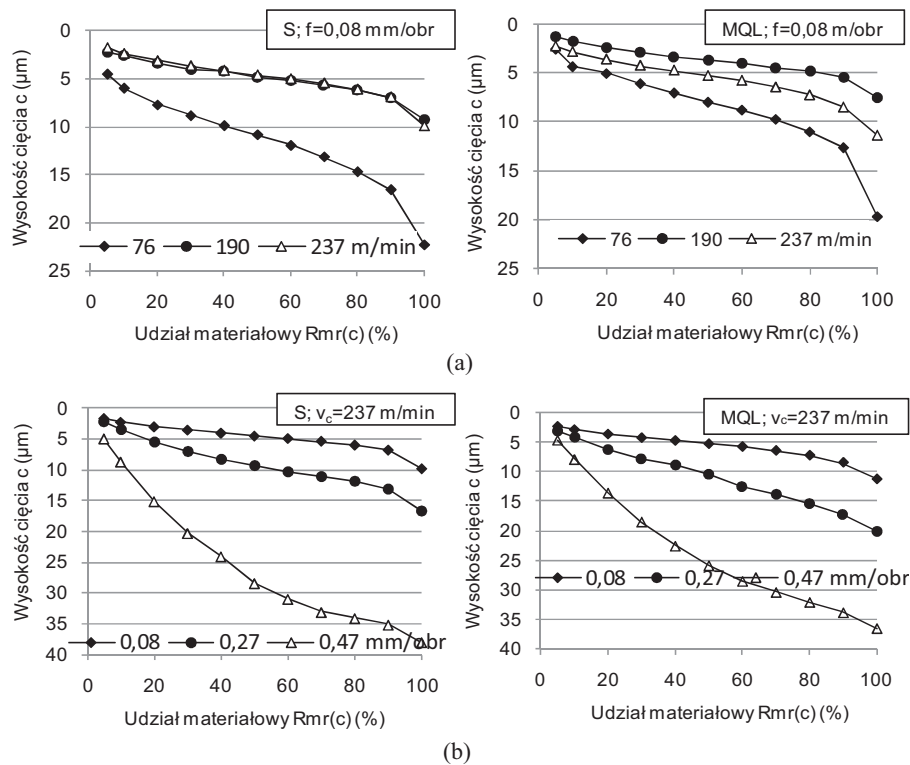
8.2. Udział materiałowy profilu chropowatości

Badania udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu stali C45 wskazują na wyraźną zależność wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania od parametrów skrawania (rys. 8.7). W zakresie małych prędkości skrawania (76 m/min) i posuwów (0,08 mm/obr) przebieg krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu stali C45 z MQL i emulsją nie wykazuje znaczących różnic, natomiast toczenie na sucho przyczynia się do zmniejszenia wartości procentowego udziału materiałowego profilu chropowatości $Rmr(c)$. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania, udział materiałowy profilu chropowatości po toczeniu na sucho zwiększa się, przy czym przy prędkości skrawania 237 m/min różnice wartości procentowego udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu w funkcji wysokości cięcia są nieznaczne. W stosowanych warunkach chłodzenia i smarowania strefy skrawania najlepszym udziałem materiałowym profilu chropowatości charakteryzuje się powierzchnia po toczeniu z MQL szczególnie przy prędkościach skrawania 76 i 190 m/min, co ma między innymi związek ze zmniejszoną chropowatością powierzchni występującą w tych warunkach.



Rys. 8.7. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na kształt krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni, $v_c = 76$ m/min (a), $v_c = 190$ m/min (b), $v_c = 237$ m/min (c) (stal C45)

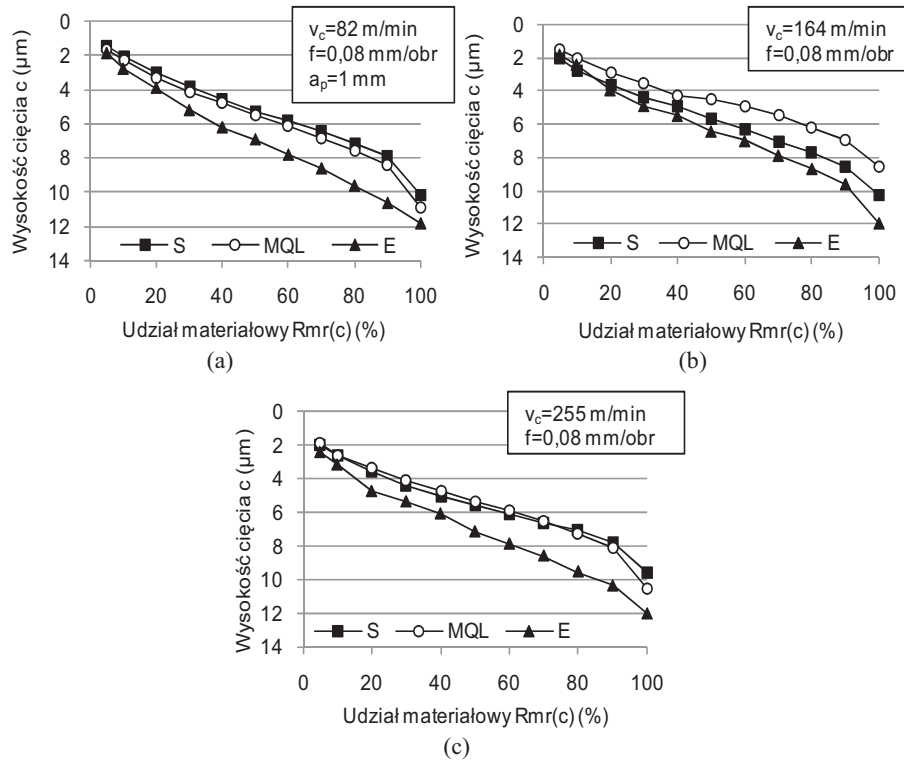
Na rysunku 8.8 przedstawiono wpływ parametrów skrawania na przebieg krzywych udziału materiałowego powierzchni po toczeniu na sucho i z MQL. Najmniejszy udział materiałowy profilu występuje po toczeniu z małą prędkością skrawania (76 m/min) i posuwem (0,08 mm/obr). Zwiększenie prędkości skrawania do 190 i 237 m/min wpływa na poprawę udziału materiałowego i zredukowanie różnic wartości udziału materiałowego profilu (rys. 8.8a). Krzywe udziału materiałowego przy tych prędkościach skrawania po toczeniu na sucho nie różnią się pod względem kształtu i wartości, co świadczy o podobnym zarysie profilu. Po toczeniu z MQL widoczne jest zróżnicowanie kształtu z lepszym udziałem materiałowym przy prędkości skrawania 190 m/min. Podobny do toczenia na sucho kształt krzywych udziału materiałowego występuje po toczeniu z konwencjonalnym doprowadzeniem emulsji. Wyniki pomiarów pokazują, że wzrost prędkości skrawania nie tylko powoduje zmniejszenie chropowatości powierzchni, ale także przyczynia się do wzrostu udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni.



Rys. 8.8. Wpływ prędkości skrawania (a) i posuwu (b) na kształt krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho i z MQL (stal C45)

Wraz ze wzrostem posuwu występuje niekorzystna zmiana zarysu profilu o zwiększonym udziale wzniesień nierówności, powodująca zmniejszenie udziału nośnego profilu chropowatości (rys. 8.8b), odpowiednio do wzrostu chropowatości powierzchni. Kształt krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu na sucho i z emulsją jest zbliżony i wykazuje wyraźny wpływ posuwu. W warunkach toczenia

z MQL krzywe dla posuwu 0,08 i 0,27 mm/obr mają zbliżony przebieg, natomiast wzrost tego parametru do wartości 0,47 mm/obr przyczynia się do wyraźnego obniżenia nośności powierzchni.

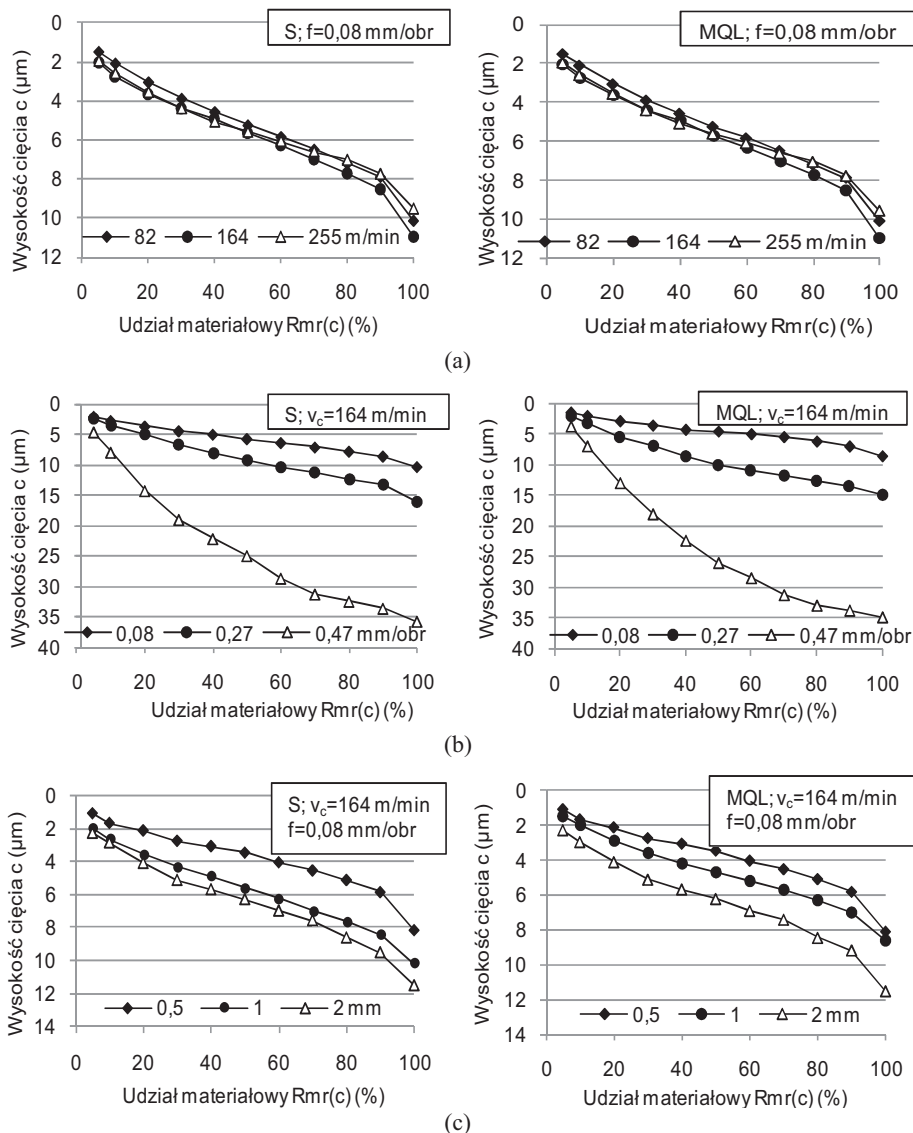


Rys. 8.9. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na kształt krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni, $v_c = 82$ m/min (a), $v_c = 164$ m/min (b), $v_c = 255$ m/min (c) (stal X2CrNiMo17-12-2)

Wyniki pomiarów udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 przedstawiono na rysunku 8.9. Wynika z nich, że podobnie jak dla stali C45, sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania wywiera istotny wpływ na przebieg krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości, przy czym siła oddziaływania zależy od zastosowanych parametrów skrawania. Krzywe udziału materiałowego profilu chropowatości dla toczenia na sucho i z MQL dla prędkości skrawania 255 m/min i posuwu 0,08 mm/obr mają podobny przebieg. Najlepszą nośnością charakteryzuje się powierzchnia po toczeniu z MQL i $v_c = 164$ m/min. Przebieg krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości w warunkach toczenia z zastosowaniem emulsji oraz prędkością skrawania 82 m/min i posuwem 0,08 mm/obr wyraźnie różni się od krzywych dla powierzchni skrawanej na sucho lub z MQL i wskazuje na mniejszy udział materiałowy profilu chropowatości powierzchni. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania (164 i 255 m/min) różnice te stopniowo zanikają, a wpływ stosowanego sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania maleje.

Wpływ prędkości skrawania na kształt krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości zarówno po toczeniu na sucho jak i z MQL jest nieduży (rys. 8.10a).

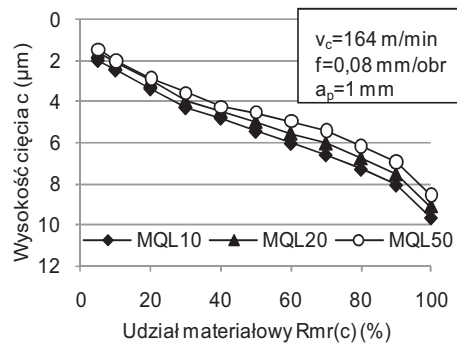
Największy wpływ na zróżnicowanie kształtu krzywych Abbotta-Firestone wywiera posuw (rys. 8.10b). Wraz z jego wzrostem występuje niekorzystna zmiana zarysu profilu chropowatości powodująca zmniejszenie udziału materiałowego profilu chropowatości i charakteryzująca się wzrostem wysokości wzniesień nierówności i zmniejszeniem wysokości chropowatości rdzenia nierówności. Podobny wpływ, lecz w mniejszej skali, wywiera głębokość skrawania (rys. 8.10c), której wzrost przyczynia się do zmniejszenia udziału materiałowego profilu chropowatości i niekorzystnej, ze względów eksploatacyjnych, zmiany kształtu nierówności.



Rys. 8.10. Wpływ prędkości skrawania (a), posuwu (b) i głębokości skrawania (c) na kształt krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni po toczeniu na suchu i z MQL (stal X2CrNiMo17-12-2)

Degresywno-progresywny kształt krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu stali C45 i X2CrNiMo17-12-2, dla większości przypadków analizowanych powierzchni, wskazuje na małe wartości rdzenia profilu chropowatości oraz większe wartości wysokości wzniesień nierówności w stosunku do głębokości wgłębień nierówności, co może świadczyć o podatności obrobionych powierzchni na zużycie ściernie i ograniczonej zdolności do utrzymania smaru w występujących wgłębieniach profilu chropowatości. Na zaostroszony kształt wzniesień profilu chropowatości wskazują relacje wartości parametrów Rpk , Rvk i Rk . Krzywe udziału materiałowego profilu chropowatości po toczeniu z posuwem 0,47 mm/obr mają kształt degresywny niekorzystny ze względów eksploatacyjnych.

Wpływ ilości oleju w mgle olejowej na udział materiałowy powierzchni przedstawiono na rysunku 8.11.



Rys. 8.11. Wpływ ilości oleju w mgle olejowej na udział materiałowy profilu chropowatości powierzchni (stal X2CrNiMo17-12-2)

Analiza krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości pokazuje, że sposób chłodzenia i smarowania strefy skrawania, w zależności od stosowanych parametrów skrawania może spowodować wzrost lub zmniejszenie nośności powierzchni. Toczenie na sucho lub z MQL stali C45 z zalecaną prędkością skrawania (190-240 m/min) i małym posuwem (0,08 mm/obr) typowym dla obróbki wykończeniowej, w porównaniu z toczeniem z emulsją nie powoduje zmniejszenia nośności i zmiany kształtu profilu nierówności powierzchni. W zakresie małej (76) i średniej (190 m/min) prędkości skrawania większy, niż w pozostałych warunkach chłodzenia i smarowania, udział materiałowy profilu chropowatości występuje po toczeniu z MQL.

Zmniejszenie prędkości skrawania i zwiększenie posuwu niekorzystnie wpływa na przebieg krzywej udziału materiałowego profilu chropowatości powodując wzrost udziału wysokości wzniesień w całkowitej wysokości nierówności.

Wyeliminowanie emulsji z procesu toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 z małym posuwem przyczynia się do poprawy nośności powierzchni. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania różnica między udziałem materiałowym profilu chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho a z MQL maleje i utrzymuje się na niekorzyść toczenia z emulsją. Wzrost prędkości skrawania nie wywiera istotnego wpływu na udział materiałowy profilu chropowatości, natomiast ze wzrostem posuwu występuje znaczne zmniejszenie nośności powierzchni. Zwiększenie zawartości oleju w mgle olejowej podawanej do strefy skrawania nieznacznie poprawia nośność toczonej powierzchni.

8.3. Topografia warstwy wierzchniej

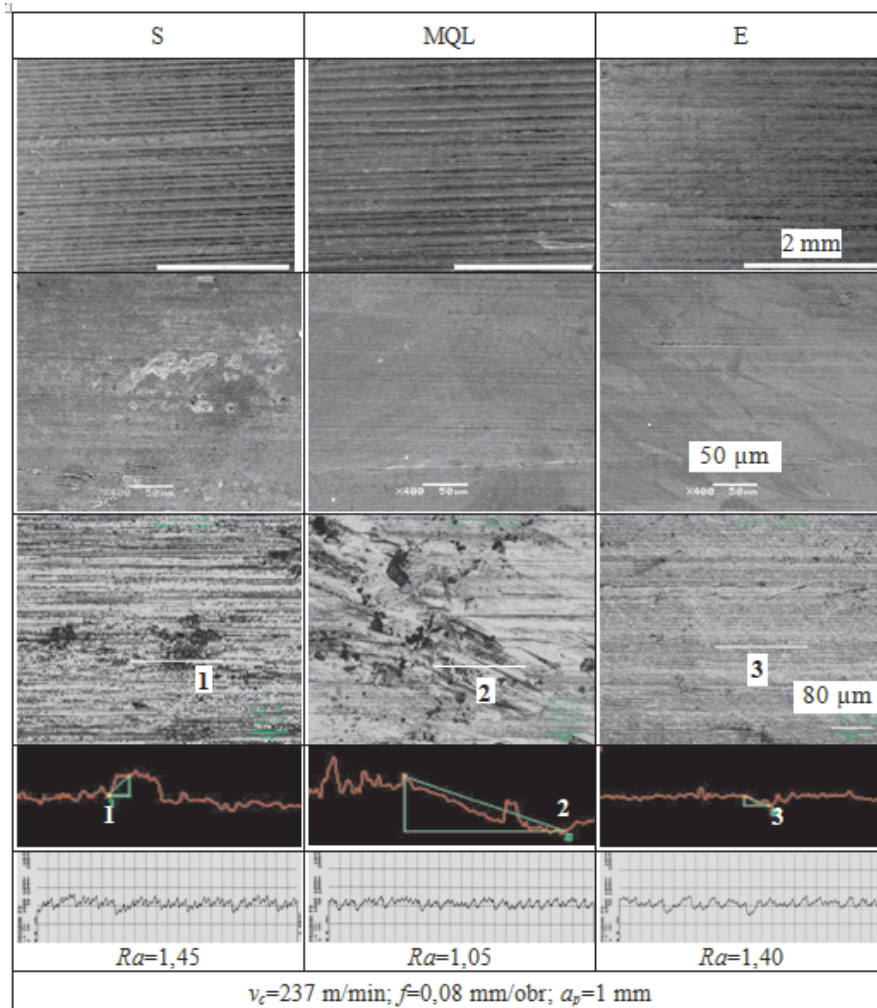
Przedstawiona poniżej analiza topografii powierzchni dotyczy ukształtowania powierzchni i występujących na niej skaz w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania z uwzględnieniem głównie prędkości skrawania. Jest to czynnik, który łącznie z chłodzeniem i smarowaniem w największym stopniu wpływa na przebieg zjawisk fizycznych w obszarze konstituowania się wióra oraz warunki tribologiczne na styku ostrze przedmiot obrabiany. Wymienione czynniki wywierają istotny wpływ na pojawiające się zniekształcenia śladów stereometrycznego odwzorowania ostrza na obrabianej powierzchni.

Obrazy skaningowe i optyczne toczonej powierzchni ze stali C45 w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania i prędkości skrawania przedstawiono na rysunku 8.12 pokazując wyraźne różnice w ukształtowaniu toczonej powierzchni. Oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na powstałe skazy obrabianej powierzchni zależą od wartości zastosowanej prędkości skrawania. Powierzchnie po toczeniu z prędkością skrawania 76 m/min charakteryzują się znacznie większą liczbą zniekształceń w porównaniu z powierzchniami toczoymi z prędkością 237 m/min. Wyraźne ślady znacznych odkształceń plastycznych powodujących przemieszczenia plastyczne cząstek materiału występują w postaci miejscowych wgłębień, wypukłości i zadziorów oraz rozwarstwień zgnieczonego materiału obrabianego. Wzrost prędkości skrawania przyczynia się do zmniejszenia powierzchniowych zakłóceń, szczególnie podczas toczenia z zastosowaniem emulsji, co wskazuje na poprawę warunków kształtowania wióra. Zastosowanie emulsji przy prędkości skrawania 76 m/min powoduje największe odkształcenia plastyczne na obrabianej powierzchni. Wyeliminowanie lub zminimalizowanie medium chłodząco-smarującego w tych warunkach powoduje nieznaczne zmniejszenie zniekształceń powierzchniowych. Nieciągłości, zawalcowania materiału, jak i miejscowe wgłębienia i wzniesienia są mniej intensywne wskazując na łagodniejsze warunki oddzielenia warstwy skrawanej i zmniejszone tarcie między przemieszczającymi się powierzchniami. Korzystne oddziaływanie MQL widoczne jest podczas toczenia z prędkością 237 m/min. Zwiększenie prędkości skrawania umożliwia również poprawę topografii powierzchni podczas toczenia na sucho.

Pełniejszą charakterystykę badanych powierzchni dla warunków skrawania zalecanych dla obróbki wykończeniowej przedstawiono na rysunku 8.13. Powierzchnie te różnią się nie tylko wartością parametru Ra , ale również topografią. Powierzchnia po toczeniu z emulsją wykazuje ślady plastycznego płynięcia materiału przede wszystkim w kierunku ruchu ostrza z nieznacznymi przemieszczeniami skośnymi. W większym stopniu niż po toczeniu na sucho lub z MQL, obrabiona powierzchnia pozbawiona jest natomiast miejscowych wgnieceń lub wypukłości, co potwierdzają przykładowe profile powierzchni wykonane w miejscach występowania zakłóceń oznaczone liczbami (1,2,3). Warunki skrawania panujące podczas toczenia na sucho sprzyjają powstawaniu zadziorów na obrabianej powierzchni, co powoduje spiętrzenia materiału obrabianego. Ponadto widoczne są ślady rozmazanego materiału i narostu będące skutkiem wysokiej temperatury. Topografia powierzchni po toczeniu z MQL charakteryzuje się najmniejszą chropowatością, jednak występują na niej ślady płynięcia bocznego materiału obrabianego oraz miejscowe skazy powierzchni w postaci nieukierunkowanych przemieszczeń powodujących miejscowe wzniesienia lub wgłębienia.

v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
76	0,08	1			

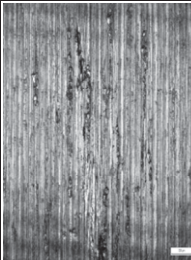

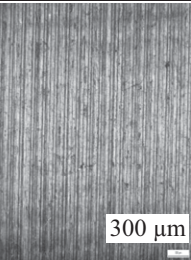


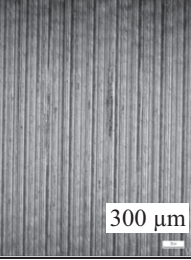


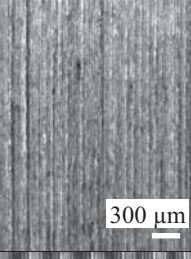


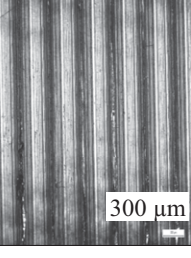
Rys. 8.12. Topografia powierzchni (stal C45, zdjęcia SEM, pow. 400x, optyczne, 5x)



Rys. 8.13. Topografia toczonych powierzchni: zdjęcia z mikroskopu optycznego i SEM, fragmenty powierzchni z przekrojami skaz, profilogramy chropowatości (stal C45)

Topografię powierzchni po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 z zastosowaniem różnych technik ich prezentacji i analizy przedstawiono na rysunkach 8.14 i 8.15. Obrazy powierzchni z mikroskopu optycznego (rys. 8.14) charakteryzują się podobną topografią powierzchni pod względem występujących wyraźnych śladów odwzorowania ostrza na obrobionej powierzchni. Są to powierzchnie anizotropowe, okresowe o zde-terminowanej okresowości składowej okresowej nierówności występujących w kierunku prostopadłym do ruchu posuwu [125]. Porównanie tych powierzchni wskazuje na znaczne zróżnicowanie występujących na nich skaz. Rodzaj oraz skala ich występowania zależy od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz parametrów skrawania. Istotne, ze względu na właściwości użytkowe warstwy wierzchniej, są skazy powierzchni występujące po toczeniu z parametrami skrawania właściwymi dla toczenia wykończeniowego. Główne zakłócenia topografii powierzchni to zniekształcenia

ślądów odwzorowania ostrza w postaci drobnych wgnieć obrabianego materiału (fragment wióra, narost), a także mikrowgłębienia, rozwarstwienia, płynięcie poprzeczne materiału, nieciągłości, wybrzuszenia materiału obrabianego lub materiału narostu. Oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania zależy od parametrów skrawania. W warunkach małej prędkości skrawania $v_c = 82$ m/min najmniej szkodliwej powierzchni zaobserwować można na powierzchni po toczeniu z emulsją, a najczęściej na powierzchni toczonej na sucho, co jest skutkiem znacznego wzrostu adhezji i temperatury skrawania oraz skłonności stali austenitycznej do utwardzenia [12,60,146].

v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
82	0,08	1			
164					
255	0,08				
	0,47				

Rys. 8.14. Zdjęcia toczonej powierzchni z mikroskopu optycznego (stal X2CrNiMo17-12-2, pow. 5x)

Zastosowanie MQL stopniu wpływa na zmniejszenie szkodliwych, w porównaniu z toczeniem na sucho, w wyniku dopływu medium smarującego i zmniejszenia adhezji i tarcia między wiórem a przedmiotem obrabianym [35,40]. Wzrost prędkości skrawania wykazuje korzystny wpływ na ograniczenie zakłóceń odwzorowania ostrza, szczególnie dla prędkości skrawania 255 m/min, kiedy powierzchnie po toczeniu na sucho i z MQL charakteryzują się mniejszą liczbą szkodliwych. Wzrost posuwu wpływa na wzrost wysokości teoretycznej profilu chropowatości, poza tym zaobserwować można ślady zakłóceń losowych w postaci miejscowych dodatkowych fal w wyniku pojawienia się drgań układu O-U-P-N. W mniejszym stopniu natomiast widoczne są szkodliwy w postaci mikrowgłębieni, wybrzuszeń materiału lub narostu.

Na rysunku 8.15 przedstawione są zdjęcia toczonych powierzchni, wykonane na elektronowym mikroskopie skaningowym z widocznymi śladami plastycznego płynięcia materiału oraz jego wygładzania w kierunku ruchu ostrza, połączone z zakłóceniami śladów odwzorowania ostrza w formie poprzecznego płynięcia materiału obrabianego, których wielkość zależy od stosowanych prędkości skrawania i sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania.

v_c (m/min)	f (mm/obr)	a_p (mm)	S	MQL	E
82	0,08	1			
164					
255					

Rys. 8.15. Topografia powierzchni, (stal 00H17N14M2, zdjęcia SEM, pow. 400x)

Ponadto widoczne są ślady oderwania narostu oraz spiętrzenia materiału będące prawdopodobnie skutkiem jego znacznego umocnienia. Analiza topografii powierzchni wskazuje na korzystny wpływ techniki minimalnego smarowania strefy skrawania na

stan ukształtowanej powierzchni. Obrobiona powierzchnia jest bardziej jednorodna z mniejszą liczbą skaz i śladów zniekształceń odwzorowania ostrza zarówno w zakresie stosowanych prędkości skrawania, jak i posuwów. Największe zniekształcenia obrobionej powierzchni występują podczas toczenia na sucho. W warunkach zwiększonej prędkości skrawania ($v_c = 255$ m/min) zaobserwować można zwiększone fale płynięcia bocznego obrabianego materiału i pozostałości wióra, a także zadziory i ślady rozmazanego narostu będące skutkiem zwiększonej temperatury w obszarze powstawania wióra. Wraz ze wzrostem posuwu, pozytywne oddziaływanie MQL w porównaniu ze skrawaniem na sucho i z emulsją nie ulega zmianie, co potwierdza korzystne oddziaływanie mgły olejowej na warunki tribologiczne w obszarze skrawania, w wyniku czego występuje zmniejszenie wad obrobionej powierzchni.

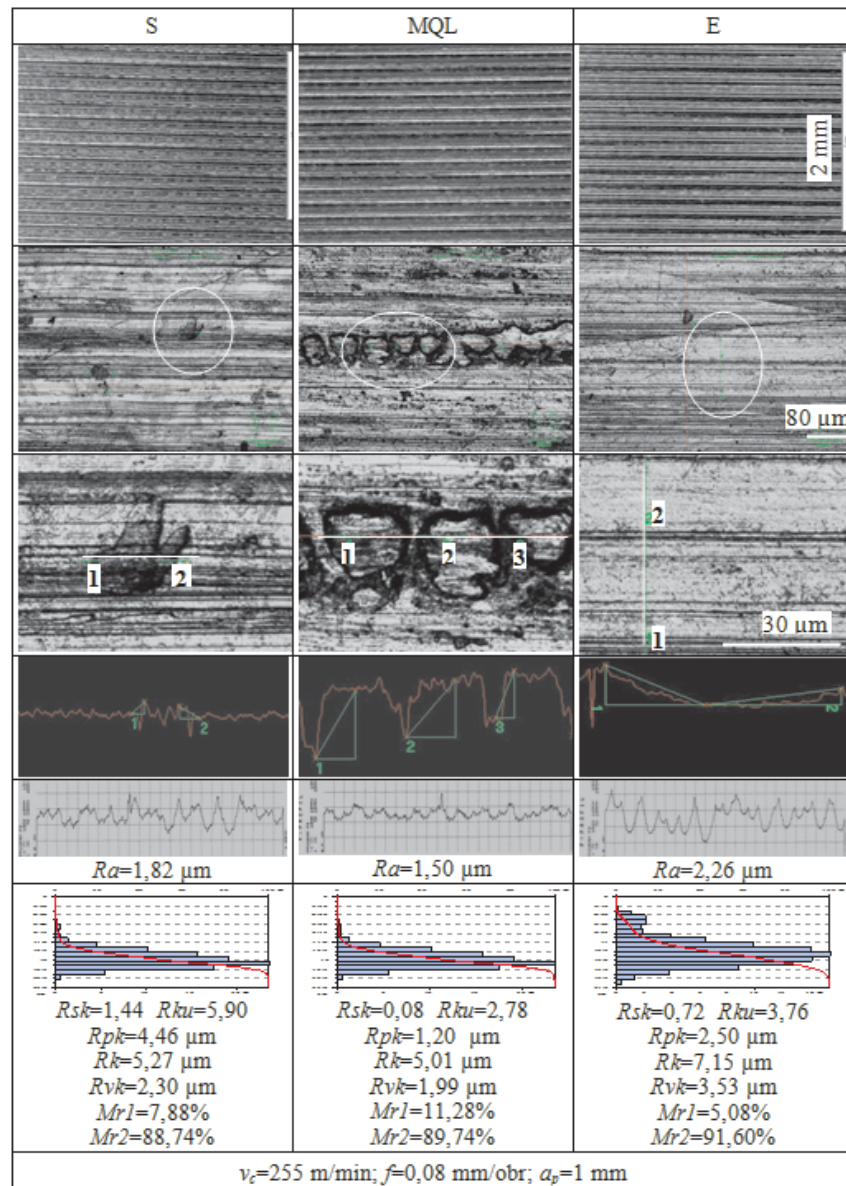
Bardziej szczegółową analizę topografii toczonej powierzchni dla parametrów skrawania zalecanych dla obróbki wykończeniowej przedstawiono na rysunku 8.16. Na powierzchni po toczeniu z MQL zaobserwować można pojawiające się pasma mikrowgłębień i zadziorów, co potwierdzają wyniki pomiarów zakłóceń w przekroju poprzecznym (miejsca oznaczone cyframi 1,2,3) oraz występy na profilogramie powierzchni, które mogły powstać w wyniku chwilowych przerw w dopływie mgły olejowej do strefy skrawania, zmieniających warunki tarcia między przemieszczającymi się powierzchniami ostrza i przedmiotu. W warunkach toczenia z emulsją, jak pokazują zdjęcia i profilogram, występujące odkształcenia plastyczne w strefie skrawania wytwarzają dodatkową skośną falę usytuowaną pod niewielkim kątem względem śladów odwzorowania ostrza. Na powierzchni po toczeniu na sucho widoczne są ślady spiętrzenia materiału obrabianego w postaci zadziorów.

Rozkłady rzędnych wysokości nierówności toczonej powierzchni zbliżone są swoim kształtem do normalnego rozkładu rzędnych profilu promieniowego [125,130]. Dodatkowo wartości współczynnika asymetrii Rsk (0,72-1,44) profilu chropowatości względem linii średniej oraz wartości współczynnika nachylenia profilu Rku (2,78-5,90) potwierdzają zaokrąglony kształt wzniesień nierówności. W przypadku toczenia z emulsją występuje bardziej równomierne niż po toczeniu na sucho lub z MQL, rozłożenie materiału i pustek względem linii średniej wysokości nierówności i spłaszczenie krzywej rozkładu amplitudy nierówności.

Na podstawie analizy ilościowej parametrów krzywych udziału materiałowego: zredukowanej wysokości wzniesień Rpk , zredukowanej głębokości wgłębień Rvk i głębokości rdzenia chropowatości Rk w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania można stwierdzić, że najmniejsze wartości parametru Rpk i Rvk występują po toczeniu z udziałem mgły olejowej. Świadczy to o relatywnie większej odporności powierzchni na ścieranie i mniejszej zdolności do utrzymania płynu w porównaniu z powierzchniami po toczeniu na sucho i z MQL. Małymi wartościami parametru Rpk charakteryzuje się powierzchnia po toczeniu z emulsją, przy czym zwiększona wartość parametru Rvk umożliwi zatrzymanie większej ilości płynu. W przypadku topografii powierzchni toczonej na sucho znacznie większa wartość parametru Rpk niż Rvk wskazuje na duży udział wierzchołków nierówności w ukształtowanej powierzchni. Analiza wartości tych parametrów w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania nie wykazała występowania określonej relacji, a ich wartości zależą głównie od przyjętych wartości parametrów skrawania. Wpływ prędkości skrawania na zmianę wartości wymienionych parametrów jest nieistotny, natomiast ze wzrostem posuwu rośnie wartość parametru Rpk i Rk oraz maleje parametru Rvk . Podobne zależności występują dla parametru udziału materiałowego wierzchołków $Mr1$ i wgłębień $Mr2$.

Badania wykazały istotne różnice w topografii powierzchni w zależności od warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania pod względem wartości parametrów

charakteryzujących strukturę geometryczną toczonej powierzchni, występujących na niej skaz i zniekształceń obrabianej powierzchni.



Rys. 8.16. Topografia toczonej powierzchni: zdjęcia z mikroskopu optycznego, fragmenty powierzchni z przekrojami skaz, profilogramy chropowatości, rozkłady rzędnych i krzywe udziału materiałowego (stal X2CrNiMo17-12-2)

Rodzaj skaz powierzchniowych oraz skala ich występowania zależy od rodzaju materiału, sposobu chłodzenia strefy skrawania i parametrów skrawania. Główne zakłó-

cenia topografii powierzchni to zniekształcenia śladów odwzorowania ostrza w postaci re-depozycji obrabianego materiału (fragment wióra, narost), a także mikrowgłębienia, rozwarstwienia, płynięcie poprzeczne materiału, nieciągłości, wybrzuszenia materiału obrabianego lub materiału narostu.

Wyeliminowanie lub ograniczenie medium chłodząco-smarującego podczas toczenia stali C45 w zakresie małych prędkości skrawania (76 m/min) wpływa na zmniejszenie odkształceń plastycznych, występujących najsilniej podczas toczenia z emulsją oraz skaz obrobionej powierzchni. Minimalne smarowanie mgłą olejową pozwala zmniejszyć, w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją, zarówno chropowatość, jak i licznosc i wielkość skaz pojawiających się na obrobionej powierzchni. Wzrost prędkości skrawania przyczynia się do zmniejszenia odkształceń plastycznych warstwy wierzchniej oraz skaz powierzchniowych zarówno po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją.

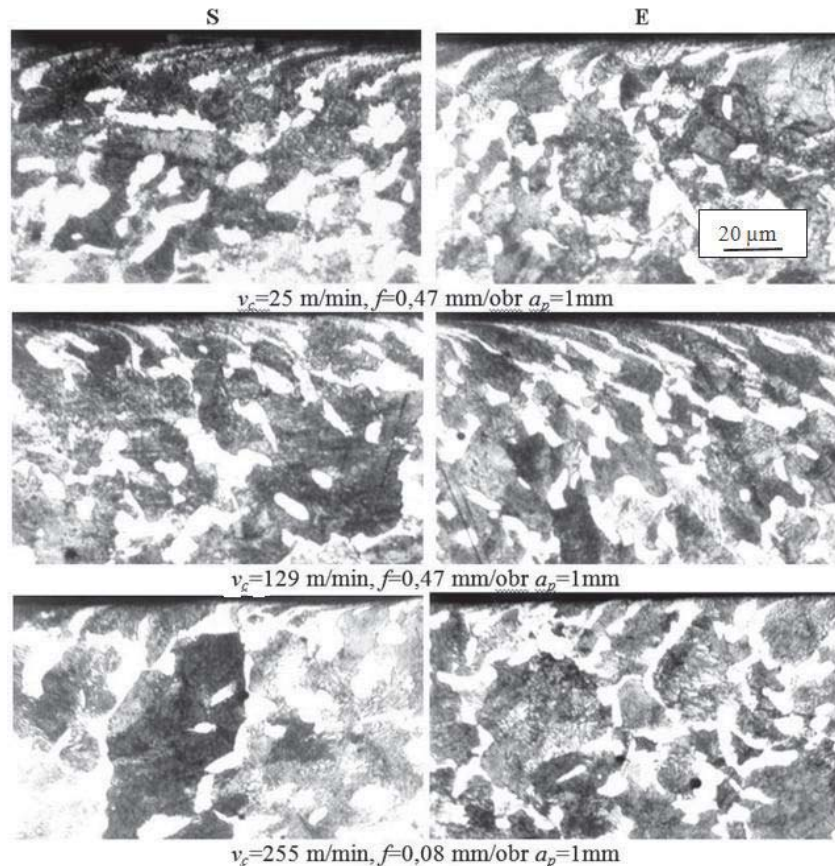
Wyeliminowanie emulsji – toczenie na sucho stali X2CrNiMo17-12-2 z małą prędkością skrawania (82 m/min) i posuwem (0,08 mm/obr) powoduje zwiększenie liczby skaz pojawiających się na obrobionej powierzchni w postaci rozwarstwień, nieciągłości, wybruszeń materiału obrabianego i narostu. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania nasilają się fale płynięcia bocznego i ślady rozmazanego materiału obrabianego, a także zwiększa się liczba zadziorów i wybruszeń, będących skutkiem zwiększonej temperatury w obszarze konstytuowania się wióra. Zastosowanie MQL wpływa korzystnie na zmniejszenie liczby skaz powierzchniowych w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją. Jednakże pozytywne oddziaływanie mgły olejowej uwarunkowane jest jej nieprzerwanym dopływem do strefy skrawania w trakcie kształtowania powierzchni. Zwiększenie posuwu przyczynia się głównie do wzrostu śladów stereometrycznego odwzorowania ostrza, a także pojawienia się miejscowych dodatkowych fal będących skutkiem wzmożonych odkształceń plastycznych i drgań układu O-U-P-N. Korzystne oddziaływanie mgły olejowej na topografię powierzchni ze wzrostem posuwu nie ulega zmianie.

Powierzchnia po toczeniu na sucho charakteryzuje się dużym udziałem wierzchołków nierówności w ukształtowanej powierzchni, co zmniejsza jej odporność na ścieranie. Zastosowanie MQL i emulsji wpływa na zmniejszenie udziału materiałowego wierzchołków nierówności i zwiększenie odporności ukształtowanej powierzchni na ścieranie.

8.4. Struktura metalograficzna

Przeprowadzona analiza struktury warstwy wierzchniej stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 pod względem występujących odkształceń ziarna i tekstury wskazuje na istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na grubość odkształconej plastycznie warstwy wierzchniej. Poniżej przedstawiono zdjęcia zglądów powierzchni, wykonanych w płaszczyźnie prostopadłej do powierzchni obrobionej (rys. 8.17). Prezentują odkształcone plastycznie ziarna struktury metalograficznej powstałe po toczeniu stali C45 na sucho i z udziałem emulsji. Widoczne są stekstrowane ziarna struktury na skutek oddziaływań mechanicznych procesu toczenia. Głębokość odkształconej warstwy wierzchniej określona na podstawie pomiarów odkształconych plastycznie ziaren struktury metalograficznej w stosowanym zakresie parametrów skrawania waha się od 5 do 24 μm (rys. 8.18). Wyeliminowanie emulsji z procesu skrawania przyczynia się do wzrostu głębokości odkształceń w warstwie wierzchniej w warunkach małej prędkości skrawania (25 m/min). Wraz ze wzrostem jej wartości większa grubość warstwy od-

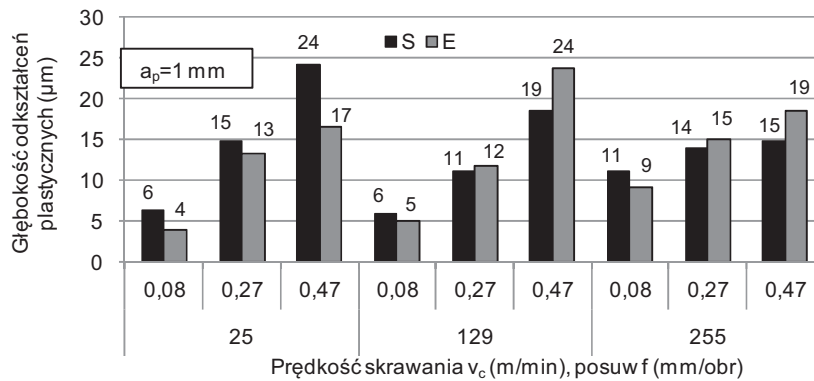
kształconej plastycznie występuje po toczeniu z emulsją. Pośród technologicznych parametrów skrawania w największym stopniu na głębokość odkształceń w warstwie wierzchniej oddziałuje posuw, którego wzrost zwiększa głębokość odkształceń.



Rys. 8.17. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho i z emulsją w zależności od prędkości skrawania i posuwu (stal C45, powiększenie 410x)

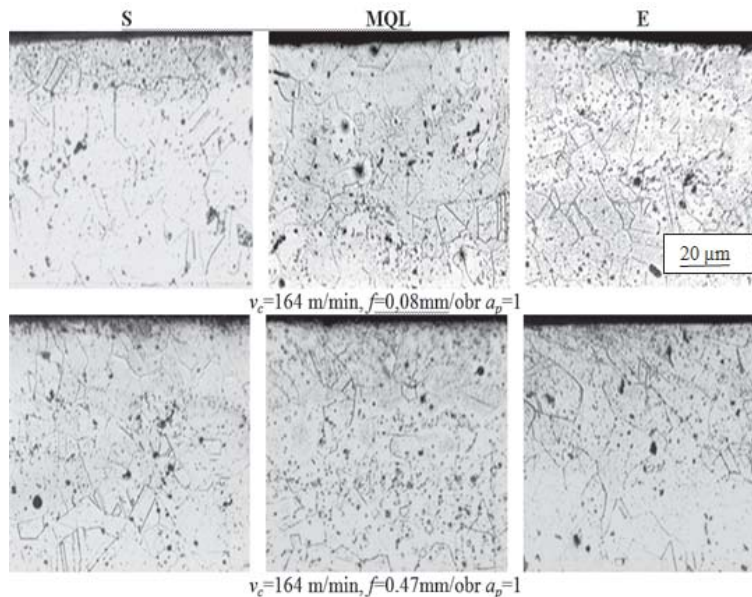
Siła oddziaływania prędkości skrawania zależy od stosowanego sposobu chłodzenia i smarowania oraz posuwu. Zwiększenie prędkości skrawania z 25 do 255 m/min przy stałym posuwie 0,08 mm/obr przyczynia się do wzrostu głębokości odkształceń plastycznych zarówno po toczeniu na sucho i z emulsją, przy czym większe wartości występują po toczeniu na sucho. W zakresie posuwu 0,27 mm/obr wpływ wzrostu prędkości skrawania na głębokość odkształceń maleje i przy posuwie 0,47 mm/obr zaobserwować można zmniejszanie się głębokości odkształceń plastycznych w warstwie wierzchniej w funkcji prędkości skrawania po toczeniu na sucho, na co ma wpływ rosnąca z prędkością skrawania temperatura w strefie skrawania zmniejszająca opór skrawania. W warunkach dopływu emulsji występują natomiast zbliżone wartości głębokości odkształceń. Występujące zmiany grubości odkształconej plastycznie warstwy wierzchniej zależą od siły oddziaływania czynnika cieplnego i mechanicznego [40,96],

przy czym odkształcenia struktury metalograficznej wskazują na znaczny udział czynnika mechanicznego podczas toczenia z emulsją.



Rys. 8.18. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na głębokość odkształceń plastycznych w warstwie wierzchniej (stal C45)

Poniżej przedstawione zdjęcia struktury metalograficznej, po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 z posuwem 0,08 mm/obr, w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania nie wykazują wyraźnych zmian kształtu ziarna (rys. 8.19). Zwiększenie wartości tego parametru do 0,47 mm/obr powoduje niewielkie około 4 μm stekstrowanie ziaren warstwy wierzchniej w przypadku skrawania z emulsją i na sucho.

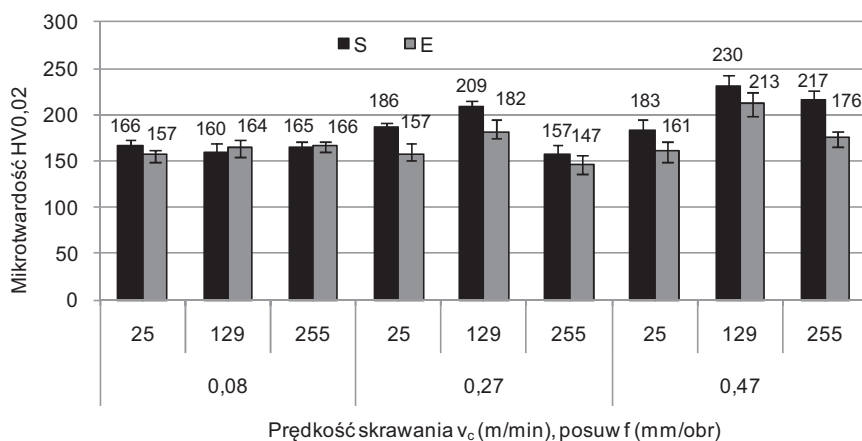


Rys. 8.19. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją (stal X2CrNiMo17-12-2, powiększenie 410x)

Podawanie mgły olejowej, w zależności od parametrów skrawania, ogranicza zakres odkształceń plastycznych, co jest skutkiem zmniejszenia tarcia i siły skrawania w wyniku obecności medium smarnego między przemieszczającymi się powierzchniami ostrza i przedmiotu obrabianego, przy jednoczesnym zachowaniu obniżonej wytrzymałości materiału, w warunkach podwyższonej temperatury w czasie toczenia na sucho w porównaniu ze skrawaniem z emulsją [60].

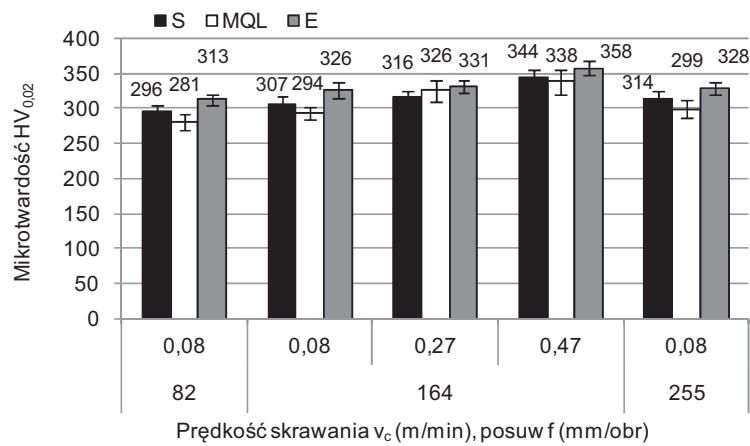
8.5. Mikrotwardość

Istotnym parametrem określającym fizyczne właściwości warstwy wierzchniej jest jej twardość. Wyniki pomiarów mikrotwardości warstwy wierzchniej próbek ze stali C45 przedstawione na rysunku 8.20 świadczą o zróżnicowanym wpływie stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej, bez wyraźnego trendu oddziaływania. Występujące różnice twardości warstwy wierzchniej w dużym stopniu zależą od przyjętych parametrów skrawania. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej z procesu skrawania w przypadku toczenia stali C45 w zakresie stosowanych prędkości skrawania i posuwów powoduje wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej. W zakresie małych i średnich prędkości skrawania (25 i 129 m/min), zwiększenie posuwu wpływa na wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania do 255 m/min, mikrotwardość warstwy wierzchniej w miarę wzrostu posuwu z 0,08 do 0,27 mm/obr ulega zmniejszeniu zarówno podczas podawania emulsji, jak i toczenia na sucho. Przy posuwie 0,47 mm/obr następuje istotne zwiększenie mikrotwardości oraz pojawia się istotna różnica mikrotwardości między toczeniem na sucho i z emulsją, przy czym wartości mikrotwardości w przypadku skrawania na sucho są większe niż w przypadku gdy emulsja jest podawana do strefy skrawania. W większości przypadków skojarzeń wartości prędkości skrawania i posuwu przedstawione wyniki nie wykazują istotnych różnic mikrotwardości warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho i z konwencjonalnym chłodzeniem i smarowaniem emulsją. Zatem można wnioskować, że zmiana warunków w obszarze tworzenia się wióra nie jest wystarczająco duża żeby w istotny sposób wpłynąć na mikrotwardość warstwy wierzchniej.

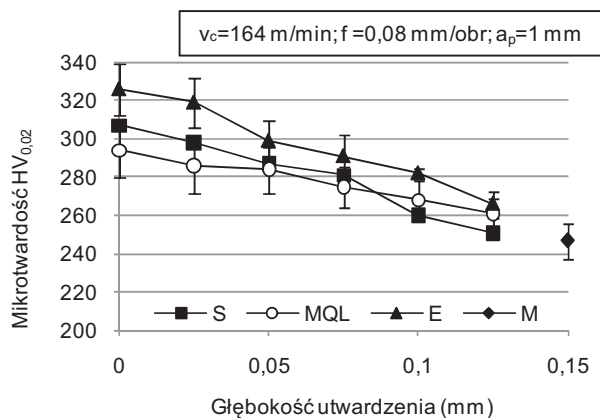


Rys. 8.20. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej (stal C45)

Przeprowadzone badania porównawcze mikrotwardości warstwy wierzchniej po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 na sucho, z MQL i z dopływem emulsji wskazują na istotne różnice wartości mikrotwardości warstwy wierzchniej, natomiast w głąb materiału różnice te zanikają lub stają się nieistotne (rys. 8.21). Zmiana mikrotwardości warstwy wierzchniej w porównaniu z twardością rdzenia materiału (punkt M) zawiera się w granicach od 358 do 248 HV_{0,02} i występuje do głębokości 0,13 mm. W zakresie stosowanych parametrów skrawania najmniejsze wartości mikrotwardości występują po toczeniu z MQL (281 HV_{0,02}), a największe z zastosowaniem emulsji, co uzasadnione jest dużą skłonnością tej stali do utwardzenia na skutek odkształceń plastycznych. Oddziaływanie MQL w mniejszym stopniu przyczynia się do zmniejszenia mikrotwardości w stosunku do toczenia na sucho niż do toczenia z emulsją, szczególnie w zakresie małych wartości posuwu.



(a)

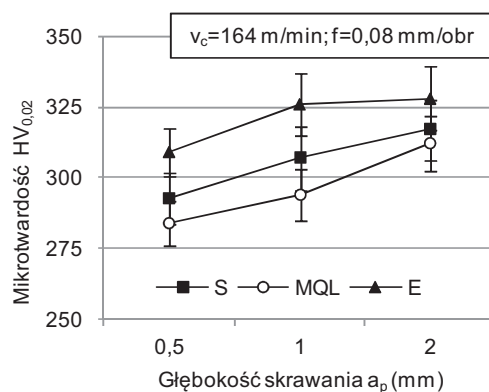


(b)

Rys. 8.21. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na mikrotwardość zewnętrzną (a) i w głąb warstwy wierzchniej (b) (stal X2CrNiMo17-12-2)

Oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania zależy w dużym stopniu od zastosowanych parametrów skrawania. Wzrost prędkości skrawania z 82 do 255 m/min w niewielkim stopniu wpływa na wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej. Większy wpływ na wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej wywierają posuw i głębokość skrawania, lecz podobnie jak prędkość skrawania nie zmieniają sposobu oddziaływania warunków chłodzenia i smarowania. Przy wzroście głębokości z 0,5 do 2 mm zauważyć można tendencję wzrostową wartości mikrotwardości przy czy różnice wartości $HV_{0,02}$ w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania maleją (rys. 8.22).

Badania wykazały zróżnicowane oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej zależne od obrabianego materiału i parametrów skrawania. Wyeliminowanie emulsji z procesu toczenia stali C45 powoduje wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej, szczególnie w warunkach stosowania większych posuwów. Mikrotwardość powierzchni po toczeniu austenitycznej stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2 jest mniejsza w warunkach toczenia na sucho i z MQL niż z emulsją, co wynika z dużej skłonności tej stali do utwardzenia w trakcie skrawania [60,116]. Zróżnicowanie mikrotwardości warstwy wierzchniej w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania zanika wraz ze wzrostem odległości od powierzchni zewnętrznej.

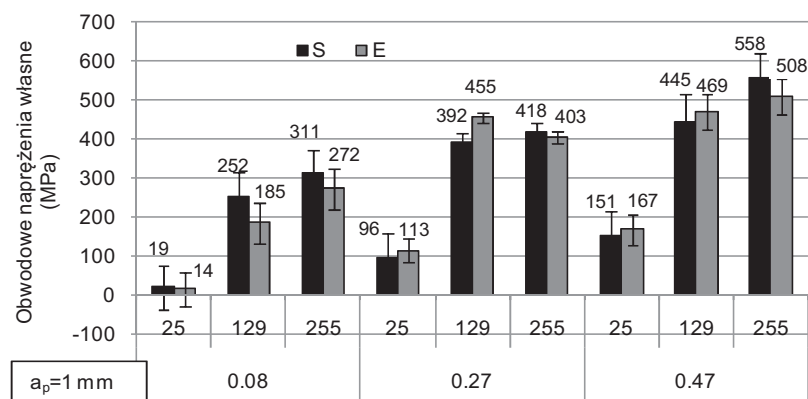


Rys. 8.22. Wpływ chłodzenia i smarowania strefy skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej w zależności głębokości skrawania (stal X2CrNiMo17-12-2)

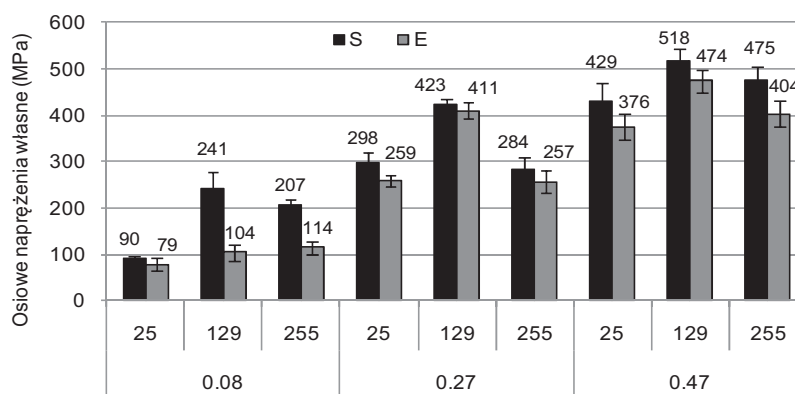
8.6. Naprężenia własne

Stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, ze względu na znaczenie użytkowe wytwarzanych części, stanowi ważną cechę właściwości fizycznych warstwy wierzchniej. Badania wpływu sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na naprężenia własne przeprowadzono w dwóch etapach. Podczas pierwszego etapu, w odniesieniu do stali C45, analizie poddano wpływ wyeliminowania emulsji – skrawanie na sucho na naprężenia własne, natomiast w drugim etapie dla stali X2CrNiMo17-12-2, do sposobów chłodzenia i smarowania włączono minimalne smarowanie strefy skrawania (MQL).

Wyniki badań przedstawione na rysunku 8.23 wskazują na istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej po toczeniu stali C45 zarówno w kierunku obwodowym, jak i osiowym. W zakresie stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania oraz parametrów toczenia występują naprężenia rozciągające w obydwóch kierunkach pomiarów zgodnie z wynikami prac [1,80]. Wartości tych naprężeń mieszczą się w szerokim zakresie od 14 do 558 MPa, przy czym wartości naprężeń obwodowych w większości stosowanych warunków skrawania są większe niż naprężeń osiowych. W warunkach skrawania na sucho, w zależności od prędkości skrawania i posuwu, wartość obwodowych naprężeń własnych może wzrosnąć lub zmaleć w porównaniu z naprężeniami po skrawaniu z emulsją. W przypadku posuwu 0,08 mm/min obwodowe naprężenia własne mają większe wartości po toczeniu na sucho niż z emulsją w całym zakresie prędkości skrawania. Przy wzroście posuwu do 0,27 i 0,47 mm/obr w zakresie prędkości skrawania 25 do 169 m/min obwodowe naprężenia własne po toczeniu na sucho są mniejsze niż po toczeniu z emulsją i ponownie są większe przy wzroście prędkości skrawania do 255 m/min. Występujące zależności wskazują na połączone oddziaływanie czynnika cieplnego i mechanicznego na proces generowania obwodowych naprężeń własnych.



(a)



(b)

Rys. 8.23. Obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu na sucho i z emulsją (stal C45)

W przypadku małego posuwu mniejsza siła skrawania generuje mniejsze odkształcenia plastyczne w warstwie wierzchniej, a podwyższona temperatura skrawania w wyniku wyeliminowania emulsji przyczynia się do wzrostu temperatury skrawania i oddziaływania czynnika cieplnego oraz zwiększenia obwodowych naprężeń rozciągających. Wraz ze wzrostem posuwu przy małej prędkości skrawania (25 m/min) rośnie znaczenie czynnika mechanicznego, który w połączeniu z oddziaływaniem cieplnym zwiększa naprężenia obwodowe po toczeniu z emulsją w porównaniu z toczeniem na sucho. Wzrost prędkości skrawania powoduje wzrost naprężeń obwodowych zarówno po toczeniu na sucho i z emulsją [117]. Zwiększenie prędkości skrawania do 255 m/min połączone z utrudnionym dostępem czynnika chłodząco-smarującego do strefy skrawania powoduje po toczeniu na sucho wzrost oddziaływania czynnika cieplnego oraz wartości rozciągających naprężeń własnych. Wyeliminowanie emulsji dodatkowo zwiększa wpływ czynnika cieplnego. Porównanie naprężeń własnych po toczeniu z emulsją i na sucho w kierunku osiowym pokazuje, że wyeliminowanie emulsji przyczynia się do wzrostu wartości tych naprężeń szczególnie dla posuwów 0,08 i 0,47 mm/min. Natomiast ich wartości po toczeniu z posuwem 0,27 mm/obr w mniejszym stopniu się różnią lub pozostają na zbliżonym poziomie zarówno w warunkach toczenia na sucho, jak i z emulsją. Wzrost prędkości skrawania z 25 do 129 m/min powoduje wzrost naprężeń osiowych, natomiast dalsze zwiększanie prędkości skrawania do 255 m/min wpływa na zmniejszenie wartości naprężeń osiowych, na co ma wpływ zmniejszenie twardości materiału w wyniku zwiększonej temperatury i składowej posuwowej siły skrawania.

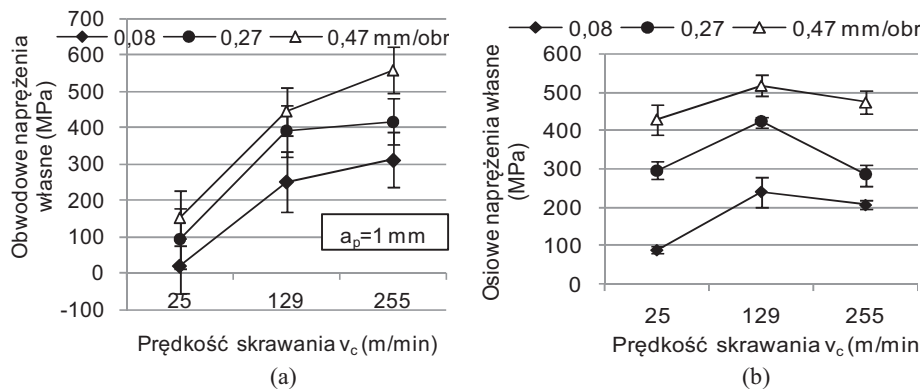
Równania regresji dla obwodowych i osiowych naprężeń własnych w funkcji prędkości skrawania i posuwu w warunkach toczenia na sucho i z emulsją przedstawiono w tabeli 8.3. Wartości współczynników determinacji i granicznego poziomu istotności $p < 0,05$ świadczą o dobrym dopasowaniu modeli do wyników pomiarów. Równania potwierdzają istotny wpływ parametrów skrawania na obwodowe i osiowe naprężenia własne.

Tabela 8.3. Równania regresji dla obwodowych i osiowych naprężeń własnych (stal C45)

Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność $\omega_b, \omega_s = f(v_c, f)$	R^2	p
S	$\omega_b = -112,584 + 3,702438v_c + 528,5997f + 1,275148fv_c + -0,00918v_c^2 - 388,439f^2$	0,995	0,0012
	$\omega_s = -32,5522 + 2,552867v_c + 1035,906f - 0,76621fv_c + -0,0076v_c^2 - 320,423f^2$	0,973	0,0149
E	$\omega_b = -202,492 + 3,995401v_c + 1290,517*f + 0,860042fv_c + -0,01051v_c^2 - 1513,43f^2$	0,972	0,0155
	$\omega_s = -89,6297 + 1,352967v_c + 1727,291*f - 0,08281fv_c + -0,00444v_c^2 - 1747,98f^2$	0,938	0,0493

Na podstawie wyników obwodowych i osiowych naprężeń własnych po toczeniu na sucho można stwierdzić, że w przypadku małych prędkości skrawania (25 m/min) wartość naprężeń osiowych przewyższa wartość naprężeń obwodowych (rys. 8.24). Wraz ze wzrostem prędkości skrawania różnica maleje na korzyść naprężeń osiowych i przy prędkości 255 m/min wartość obwodowych naprężeń jest większa od naprężeń osiowych. Wzrost prędkości skrawania lub posuwu podczas toczenia na sucho powoduje wzrost naprężeń obwodowych w szerokim zakresie wartości od 19 do 558 MPa. W zależności od przyjętych wartości tych parametrów wpływ prędkości skrawania jest

większy w przedziale od 25 do 129 m/min niż od 129 do 255 m/min. Oddziaływanie posuwu rośnie natomiast wraz ze wzrostem prędkości skrawania. W zakresie stosowanych parametrów skrawania naprężenia własne w kierunku osiowym mieszczą się przedziale od 90 do 518 MPa. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania od 25 do 129 m/min następuje wzrost osiowych naprężeń własnych, natomiast w przypadku dalszego wzrostu wartości tego parametru oddziaływanie prędkości maleje powodując zmniejszenie wartości osiowych naprężeń własnych, szczególnie w przypadku posuwu 0,27 mm/obr.



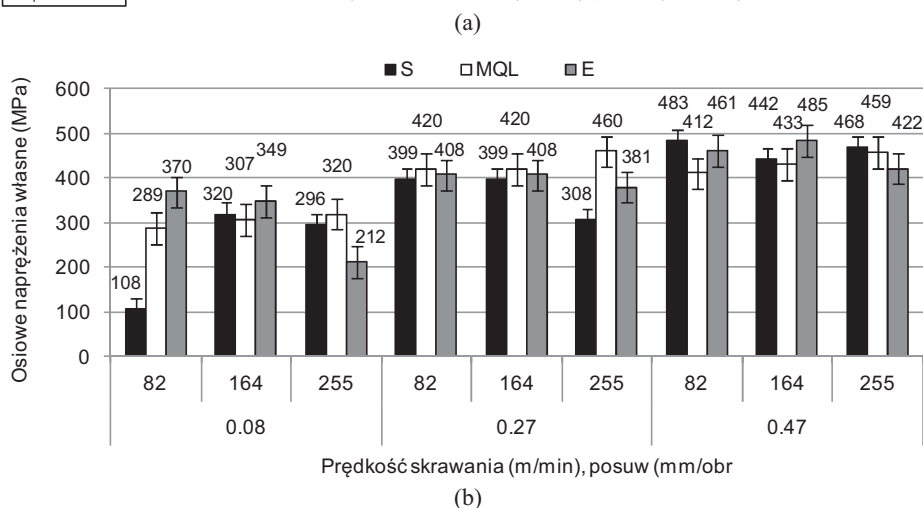
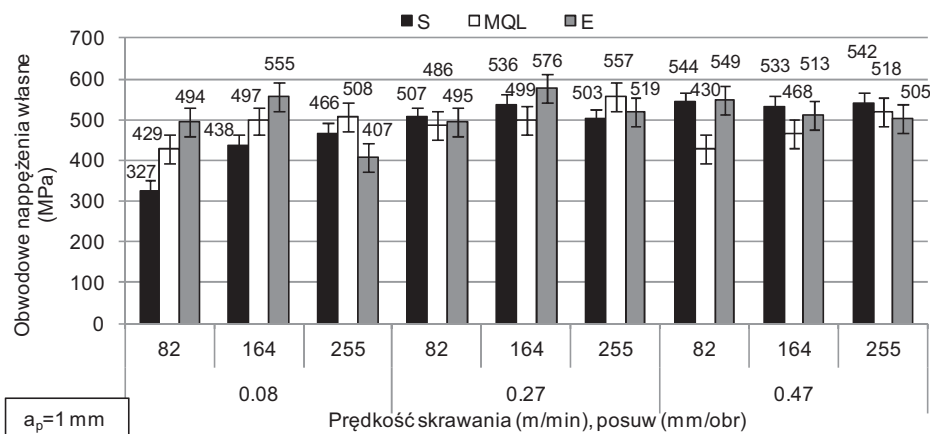
Rys. 8.24. Wpływ prędkości i posuwu na obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu na sucho (stal C45)

Wzrost posuwu wpływa na wzrost osiowych naprężeń w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania. Wyniki badań świadczą o zmieniających się warunkach kształtowania wióra oraz właściwościach mechanicznych materiału obrabianego, które wpływają na współzależność oddziaływania mechanicznego i cieplnego na naprężenia własne.

W badaniach naprężeń własnych po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2, poza skrawaniem na sucho i z emulsją zastosowano minimalne smarowanie strefy skrawania strumieniem mgły olejowej o wydatku oleju 50 ml/h, skierowanym na powierzchnię natarcia i przyłożenia.

Przedstawione na rysunku 8.25 wykresy wpływu stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania na obwodowe i osiowe naprężenia własne wskazują na znaczne zróżnicowanie ich wartości, zależne od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz parametrów skrawania. Naprężenia własne, podobnie jak w przypadku stali C45, są naprężeniami rozciągającymi w całym zakresie stosowanych warunków skrawania, przy czym naprężenia obwodowe są większe od naprężeń osiowych i zawierają się w przedziale od 327 do 576 MPa. Wylimitowanie cieczy obróbkowej z procesu toczenia lub jej ilościowe ograniczenie spowodować może wzrost lub zmniejszenie naprężeń własnych zarówno kierunku obwodowym, jak i osiowym w zależności od zastosowanych parametrów skrawania. Największe zróżnicowanie wartości obwodowych naprężeń własnych występuje po toczeniu na sucho z posuwem 0,08 mm/obr i prędkościami skrawania 82 i 164 m/min, kiedy to wylimitowanie emulsji z procesu toczenia powoduje największe zmniejszenie naprężeń obwodowych w stosunku do toczenia z emulsją (z 494 do 327 MPa). Zwiększona temperatura skrawania w warunkach toczenia na sucho i z MQL zmniejsza utwardzenie stali w obszarze kształtowania wióra, co powoduje zredukowanie naprężeń obwodowych [18,129]. Duża podatność tej stali na odkształce-

nia plastyczne i utwardzenie oraz wzrost mikrostrukturalnych defektów w strefie przy-powierzchniowej warstwy wierzchniej powoduje, że pomimo oddziaływanie mecha-niczne, po ustąpieniu obciążenia wywołuje z reguły naprężenia ściskające występująca zwiększona relaksacja odkształceń i naprężeń sprężystych w tej strefie w porównaniu ze strefami położonymi poniżej skutkuje pojawieniem się naprężeń rozciągających, szcze-gólnie w warunkach zmniejszonej temperatury skrawania w wyniku ułatwionego dopływu medium chłodząco-smarującego w postaci emulsji i mgły olejowej do strefy skrawania w zakresie małych prędkości skrawania i posuwów [12,117]. Występujące relacje wartości obwodowych naprężeń własnych w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania wskazują na czynnik mechaniczny, jako decydującą przyczynę obwodo-wych naprężeń własnych w tych warunkach po toczeniu z emulsją. Na odkształcenia plastyczne i efekt cieplny, jako główne przyczyny występowania rozciągających naprę-żeń własnych w warstwie wierzchniej po toczeniu austenitycznej stali nierdzewnej wskazują autorzy pracy [64].



Rys. 8.25. Obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją (stal X2CrNiMo17-12-2)

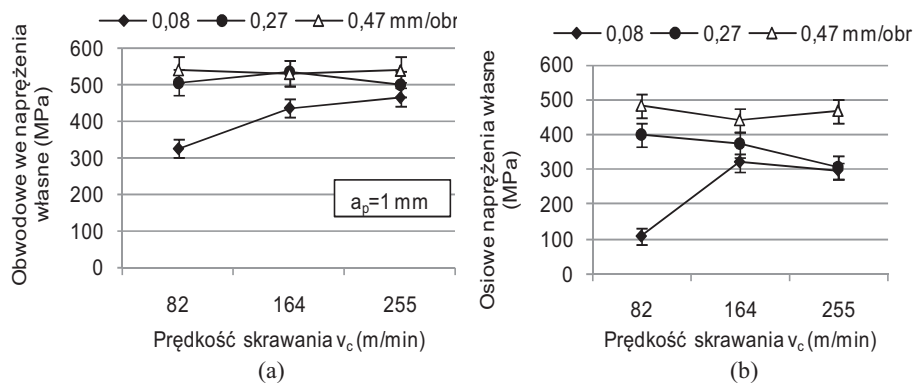
Wraz ze wzrostem prędkości skrawania do 255 m/min większe wartości naprężeń obwodowych występują po toczeniu na sucho i z MQL niż po toczeniu z emulsją, co jak wykazały badania [117] jest skutkiem występowania najwyższej temperatury na styku ostrza z nowo powstającą warstwą wierzchnią. Zabsorbowane ciepło w warstwie wierzchniej ze względu na małą przewodność cieplną stali austenitycznej pozostaje dłużej w przypowierzchniowej części warstwy wierzchniej przyczyniając się do wzrostu naprężeń rozciągających [164]. Najmniejsze obwodowe naprężenia własne (407 MPa) w tych warunkach pozostają w warstwie wierzchniej po toczeniu z emulsją, której oddziaływanie redukuje wzrost temperatury skrawania i udział ciepła w generowaniu naprężeń rozciągających. Zastosowanie MQL i smarujący efekt mgły olejowej wpływa na zmniejszenie tarcia, temperatury skrawania i oddziaływania czynnika cieplnego w kierunku zmniejszenia odkształceń plastycznych i w konsekwencji przyczynia się do wzrostu naprężeń własnych w stosunku do toczenia na sucho. Mała przewodność cieplna tej stali powoduje, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania w warunkach skrawania na sucho i z MQL czynnik cieplny w strefie skrawania w większym stopniu wpływa na wartość naprężeń własnych przyczyniając się do wzrostu obwodowych naprężeń własnych.

Oddziaływanie chłodzenia i smarowania strefy skrawania podczas toczenia z posuwem 0,27 mm/obr jest ograniczone i ponownie staje się znaczące przy posuwie 0,47 mm/obr, kiedy to najmniejsze wartości naprężeń obwodowych (430 MPa) występują w warunkach stosowania MQL i przy małej prędkości skrawania (82 m/min). Zmniejszenie obwodowych naprężeń własnych w tych warunkach skrawania ma związek z oddziaływaniem medium smarnego podawanego do strefy skrawania, powodującego zmniejszenie tarcia między przemieszczającymi się powierzchniami ostrza i przedmiotu obrabianego, a tym samym zmniejszenie oddziaływania czynnika cieplnego i mechanicznego. Na istotne oddziaływanie warunków tarcia w strefie skrawania na naprężenia własne zwrócono uwagę w pracy [117,128].

Podobne zależności występują dla osiowych naprężeń własnych. Ich wartości w porównaniu do naprężeń obwodowych są mniejsze i wynoszą w zależności od stosowanych parametrów skrawania od 108 do 485 MPa. Wyeliminowanie medium chłodząco-smarującego powoduje istotne zmniejszenie naprężeń osiowych w warunkach toczenia z prędkością skrawania 82 m/min i posuwem 0,08 oraz z prędkością 255 m/min i posuwem 0,27 mm/obr. Najmniejsze wartości naprężeń osiowych (212 MPa), podobnie jak naprężeń obwodowych, występują po toczeniu z emulsją z prędkością skrawania 255 m/min i posuwem 0,08 mm/obr. W zakresie pozostałych wartości prędkości skrawania i posuwów oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na wartość naprężeń osiowych jest nieistotne. Poziom osiowych naprężeń własnych po toczeniu na sucho i z MQL jest zbliżony do wartości naprężeń po toczeniu z emulsją, co świadczyć może o możliwości wyeliminowania lub znaczącego ograniczenia ilości cieczy chłodząco-smarującej w procesie toczenia stali X2CrNiMo17-12-2, również w warunkach, kiedy naprężenia własne mają istotny wpływ na cechy eksploatacyjne obrabianej powierzchni.

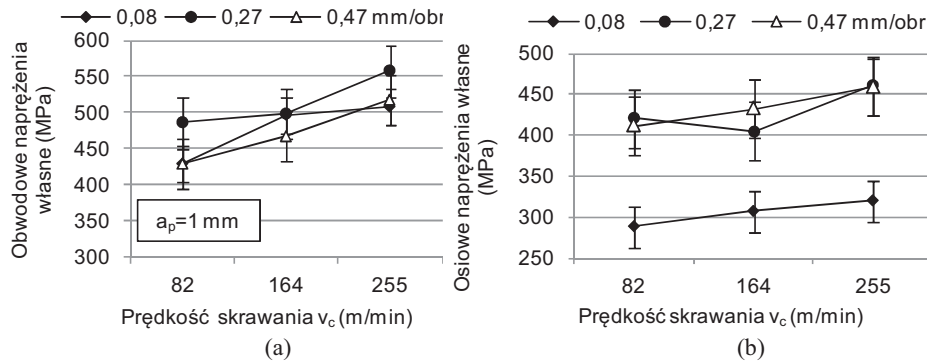
Z porównania obwodowych i osiowych naprężeń własnych po toczeniu na sucho (rys. 8.26) wynika znaczna różnica wartości tych składowych naprężeń, szczególnie w warunkach małej wartości prędkości skrawania i posuwu. W warunkach stosowania posuwu 0,08 mm/obr wzrost prędkości skrawania z 82 do 255 m/min wywiera istotny wpływ na wzrost naprężeń obwodowych w wyniku wzrostu temperatury skrawania w obszarze kształtowania warstwy wierzchniej. Zwiększenie posuwu do 0,27 i 0,47 mm/obr redukuje wpływ prędkości skrawania na wzrost naprężeń obwodowych, co ma związek ze wzrostem przekroju wióra i ilością ciepła odprowadzonego z wiórem oraz

wzrostem odkształceń plastycznych w warstwie wierzchniej [117]. Podobnie do naprężeń obwodowych największe oddziaływanie prędkości skrawania na naprężenia osiowe występuje w przypadku posuwu 0,08 mm/obr i wzrostu prędkości skrawania z 82 do 164 m/min (108 do 320 MPa). Dalsze zwiększanie prędkości skrawania do 255 m/min nie powoduje istotnej zmiany wartości tych naprężeń. Wzrost prędkości skrawania przy posuwie 0,27 mm/obr wpływa nieznacznie na zmniejszenie wartości naprężeń osiowych, a przy dalszym wzroście posuwu do wartości 0,47 mm/obr wpływ prędkości skrawania na wartość naprężeń osiowych zanika na skutek wzrostu odkształceń plastycznych i oddziaływania czynnika mechanicznego na proces generowania naprężeń własnych.



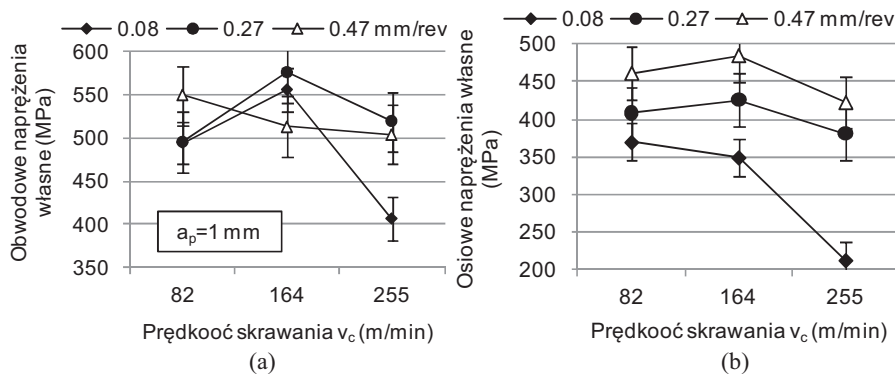
Rys. 8.26. Obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu na sucho (stal X2CrNiMo17-12-2)

Zależności obwodowych i osiowych naprężeń własnych od parametrów skrawania po toczeniu z MQL przedstawiono na rysunku 8.27. Analiza wykresów wskazuje, że wzrost naprężeń obwodowych i osiowych ze wzrostem prędkości skrawania zależy od zastosowanego posuwu, przy czym oddziaływanie tych parametrów skrawania nie wykazuje określonej zależności, co świadczy o złożonym wpływie czynnika mechanicznego i cieplnego na naprężenia własne. Zwiększona wartość naprężeń obwodowych w porównaniu z toczeniem na sucho przy posuwie 0,08 mm/obr związana jest z większym umocnieniem materiału obrabianego w wyniku obniżenia temperatury w strefie skrawania [135]. Wartość naprężeń osiowych przy tym posuwie, w całym zakresie prędkości skrawania, jest o ponad 100 MPa mniejsza niż przy posuwie 0,27 i 0,47 mm/obr. Wraz ze wzrostem posuwu do 0,27 i 0,47 mm/obr różnice wartości naprężeń osiowych w funkcji prędkości skrawania zanikają.



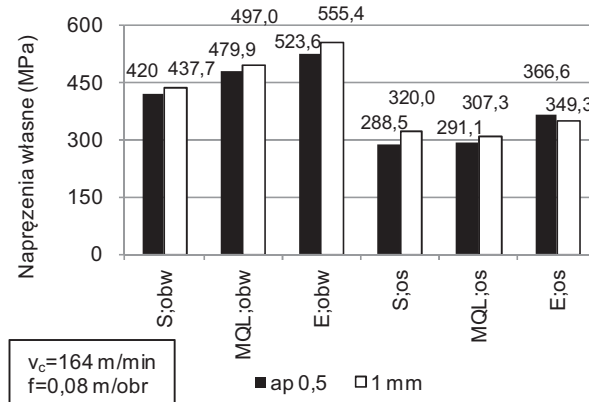
Rys. 8.27. Wpływ prędkości, posuwu i głębokości skrawania na obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu z MQL (stal X2CrNiMo17-12-2)

W przypadku zastosowania emulsji wzrost prędkości skrawania z 82 do 164 m/min powoduje wzrost naprężeń obwodowych podczas toczenia z posuwem 0,08 i 0,27 mm/obr, natomiast jego dalszy wzrost do 0,47 mm/obr przyczynia się do zmniejszenia naprężeń obwodowych w efekcie wzrostu przekroju warstwy skrawanej i większej ilości ciepła odprowadzonego z wiórem (rys. 8.28). Wraz ze wzrostem prędkości skrawania do 255 m/min występuje zmniejszenie naprężeń obwodowych przy czym najmniejsza ich wartość 407 MPa występuje po toczeniu z posuwem 0,08 mm/obr, na co ma wpływ zwiększona prędkość splotu wióra i odprowadzenia ciepła ze strefy skrawania. Zbliżony do naprężeń obwodowych przebieg zmienności w funkcji parametrów skrawania wykazują osiowe naprężenia własne. Wzrost prędkości skrawania z 82 do 164 m/min nie wywiera istotnego wpływu na wartość naprężeń osiowych, które maleją wraz ze wzrostem prędkości skrawania do 255 m/min.



Rys. 8.28. Wpływ prędkości, posuwu i głębokości skrawania na obwodowe (a) i osiowe (b) naprężenia własne po toczeniu z emulsją (stal X2CrNiMo17-12-2)

Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania na obwodowe i osiowe naprężenia własne w zależności od głębokości skrawania przedstawiono na rysunku 8.29. Wynika z niego, że w stosowanych warunkach skrawania, wzrost głębokości skrawania z 0,5 do 1 mm powoduje nieznaczny przyrost naprężeń obwodowych w wyniku wzrostu obciążenia mechanicznego.



Rys. 8.29. Obwodowe i osiowe naprężenia własne po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją w zależności od głębokości skrawania (stal X2CrNiMo17-12-2)

W odniesieniu do naprężeń osiowych wzrost głębokości skrawania w stosowanym zakresie głębokości skrawania przyczynia się do wzrostu naprężeń po toczeniu na sucho i z MQL, natomiast po toczeniu z emulsją pojawia się niewielka redukcja naprężeń mogąca mieć związek z niedużym spadkiem wartości składowej posuwowej w tych warunkach i zmniejszonymi odkształceniami plastycznymi. Wyniki badań potwierdzają stwierdzone w pracy [54] ograniczone i niejednoznaczne oddziaływanie tego parametru na zmianę wartości naprężeń własnych.

Występujące zależności między naprężeniami własnymi a prędkością skrawania, posuwem i głębokością skrawania opisują równania regresji przedstawione w tabeli 8.4. Na poziomie istotności mniejszym $p < 0,05$ wyznaczone modele pozwalają określić wartość naprężeń osiowych po toczeniu z MQL z emulsją, a na poziomie zbliżonym do 0,05 dla naprężeń obwodowych po toczeniu na sucho i z MQL.

Tabela 8.4. Równania regresji dla obwodowych i osiowych naprężeń własnych (stal X2CrNiMo17-12-2)

Sposób chłodzenia i smarowania	Równanie regresji – zależność a_{bb} , $a_{ss} = f(v_c, f, a_p)$	R^2	p
S	$a_{bb} = 137,0921 + 2,3979v_c - 2,0373v_c f - 0,5834v_c a_p + 1276,998f a_p + 0,003v_c^2 - 1101,03f^2$	0,934	0,0544
	$a_{ss} = -81,869 + 3,4281v_c - 2,8811v_c f - 0,8969v_c a_p + 1191,931f a_p + 0,0047v_c^2 - 252,857f^2$	0,826	0,2091
MQL	$a_{bb} = 224,1831 + 0,1811v_c + 0,2319v_c f - 0,4884v_c a_p + 1168,171f a_p + 0,0014v_c^2 - 1592,67f^2$	0,929	0,0594
	$a_{ss} = 224,1831 + 0,181101v_c + 0,2319v_c f - 0,4884v_c a_p + 1168,171f a_p + 0,0014v_c^2 - 1592,67f^2$	0,987	0,0048
E	$a_{bb} = 353,3383 + 2,1756v_c + 0,6793v_c f - 0,2049v_c a_p + 365,2077f a_p + 0,007v_c^2 - 698,403f^2$	0,607	0,5620
	$a_{ss} = 276,6404 + 1,5182v_c - 0,0057v_c^2 + 1,747v_c f - 616,622f^2 + 0,51737v_c a_p + 420,3824f a_p$	0,961	0,0249

W pozostałych warunkach chłodzenia i smarowania strefy skrawania wartość parametru p jest znacznie większa od przyjętej wartości granicznego poziomu istotności, również wartości współczynnika determinacji R^2 są mniejsze. Równania potwierdzają brak jednoznacznych zależności naprężeń własnych od parametrów skrawania, szczególnie naprężeń obwodowych po toczeniu z emulsją i osiowych po toczeniu na sucho, jednocześnie wskazują na złożony charakter oddziaływań cieplnych i mechanicznych podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2.

Wyniki badań wskazują na łączny i złożony wpływ czynnika cieplnego i mechanicznego na stan naprężeń występujących w warstwie wierzchniej. Uwzględniając właściwości mechaniczne toczonej stali, w tym małą przewodność cieplną i dużą skłonność do utwardzenia stali X2CrNiMo17-12-2, można wnioskować, że występujące w warstwie wierzchniej naprężenia rozciągające wywołane są odkształceniami plastycznymi i efektem cieplnym występującym w obszarze kształtowania wióra, których relacje, decydujące o sile i przewadze oddziaływania czynnika mechanicznego lub cieplnego, zależą od warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania, a także zastosowanych parametrów skrawania. Podobne wnioski prezentowane są w pracach [8] i [64].

W zakresie sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz parametrów skrawania stosowanych w trakcie kształtowania warstwy wierzchniej dla stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 występują naprężenia rozciągające zarówno w kierunku obwodowym, jak i osiowym. Wartość naprężeń obwodowych jest większa niż naprężeń osiowych, na co ma wpływ, poza warunkami chłodzenia i smarowania, większa wartość składowej F_c niż F_f .

Zwiększenie prędkości skrawania i posuwu w zakresie stosownych wartości powoduje wzrost obwodowych naprężeń własnych po toczeniu stali C45 na sucho i z emulsją. W odniesieniu do naprężeń osiowych wzrost prędkości skrawania z 25 do 129 m/min powoduje wzrost naprężeń natomiast dalszy wzrost do 255 m/min ogranicza jej wpływ lub przyczynia się do zmniejszenia naprężeń osiowych.

W przypadku toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 wpływ prędkości skrawania, posuwu i głębokości skrawania na naprężenia własne nie jest jednoznaczny. Podczas toczenia na sucho wzrost prędkości skrawania powoduje wzrost naprężeń obwodowych w warunkach stosowania małego posuwu (0,08 mm/obr) i ze wzrostem jego wartości do 0,27 i 0,47 mm/obr wpływ prędkości skrawania na naprężenia obwodowe maleje na skutek zwiększonego oddziaływania czynnika mechanicznego. W warunkach toczenia z MQL i emulsją prędkość skrawania nie wywiera istotnego wpływu na naprężenia obwodowe ze względu na ograniczone oddziaływanie czynnika cieplnego w wyniku zmniejszenia tarcia między przemieszczającymi się powierzchniami wióra, ostrza i obrabianego przedmiotu lub chłodzenia emulsji. W większym stopniu prędkość skrawania wpływa na naprężenia osiowe powodując, w zależności od posuwu wzrost lub zmniejszenie wartości naprężeń osiowych. Oddziaływanie głębokości skrawania na obwodowe i osiowe naprężenia własne w zakresie stosowanych wartości jest nieznaczne. Wraz ze wzrostem jej wartości następuje nieduży, głównie wzrost naprężeń własnych w wyniku wzrostu siły skrawania i odkształceń plastycznych.

9. PODSUMOWANIE

Badania wykazały, że zróżnicowanie wartości wielkości charakteryzujących proces toczenia stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 oraz właściwości ukształtowanej warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho lub z zastosowaniem MQL, w porównaniu z toczeniem z emulsją, zależą od przyjętych wartości technologicznych parametrów skrawania.

W odniesieniu do toczenia stali C45 przeprowadzone badania upoważniają do sformułowania poniższych konkluzji.

W zakresie stosowanych wartości parametrów skrawania, podczas toczenia stali C45 na sucho lub z MQL wzrost lub zredukowanie całkowitej siły skrawania i jej składowych w porównaniu z toczeniem z emulsją występuje tylko w szczególnych przypadkach doboru wartości prędkości skrawania, posuwu i głębokości skrawania. Toczenie na sucho powoduje większy wzrost siły całkowitej i jej składowych w porównaniu z toczeniem z emulsją podczas stosowania prędkości skrawania i posuwu v_c/f 76/0,08. Mniejsza wartość siły całkowitej podczas toczenia z emulsją w warunkach małej prędkości skrawania i posuwu jest skutkiem ułatwionego dopływu emulsji do strefy skrawania i jej oddziaływania chłodząco-smarującego w postaci zmniejszonego tarcia i odkształceń plastycznych [103]. Wzrost posuwu do 0,47 mm/obr i prędkości skrawania przyczynia się natomiast do zmniejszenia siły całkowitej i jej składowych w wyniku zmniejszonego oporu skrawania pod wpływem zwiększonej temperatury w obszarze tworzenia się wióra. W zakresie pozostałych wartości v_c/f stosowanych w badaniach różnice wartości siły całkowitej i jej składowych są nieistotne w porównaniu z toczeniem z emulsją.

Zastosowanie MQL powoduje istotne zmniejszenie wartości siły całkowitej i jej składowych względem toczenia z emulsją w warunkach stosowania v_c/f 190/0,47 oraz zwiększenie ich wartości przy v_c/f 76/0,47 – przy czym wartości te są porównywalne z toczeniem na sucho. W przypadku pozostałych wartości v_c/f różnice wartości siły całkowitej i jej składowych są nieistotne zarówno względem toczenia na sucho jak i z emulsją. Badania potwierdziły, przedstawiony w pracy [135] brak jednoznacznego wpływu MQL na siłę całkowitą, natomiast nie potwierdziły prezentowanego w pracach [34,103] poglądu odnośnie możliwości zmniejszenia całkowitej siły skrawania w stosunku do toczenia na sucho.

Wynikający z badań wniosek wskazuje na celowość toczenia stali C45 na sucho bez konieczności stosowania MQL. Dotyczy to zarówno toczenia wykończeniowego ($v_c = 237$ m/min i $f = 0,08$ mm/obr), jak i toczenia z większym posuwem (0,47 mm/obr), którego wzrost przyczynia się do zmniejszenia siły całkowitej i jej składowych podczas toczenia na sucho.

W trakcie toczenia na sucho tej stali, w zakresie prędkości skrawania 76 do 237 m/min i z posuwem 0,47 mm/obr, występują wióry śrubowe krótkie i elementowe korzystne pod względem samoczynnego usuwania ze strefy skrawania, na co ma wpływ zwiększone spęczenie i łamliwość wióra rosnące ze wzrostem posuwu, co stwierdzono również w pracy [34]. W zakresie pozostałych wartości parametrów skrawania tworzą się wióry pasmowe splątane lub śrubowe otwarte splątane, o podobnym kształcie do tworzących się wiórów podczas toczenia z emulsją, trudne do samoczynnego odprowadzenia ze strefy skrawania. Tylna powierzchnia wiórów po toczeniu na sucho jest chropowata i matowa z wyraźnymi śladami nieciągłości materiału wióra oraz koloru ciemno niebieskiego wskazującego na występowanie wysokiej temperatury skrawania i dużego tarcia między wiórem a powierzchnią natarcia. Podczas toczenia z MQL korzystny

kształt wiórów występuje podczas toczenia z v_c/f 76/0,47. W zakresie pozostałych parametrów skrawania pojawiają się wióry śrubowe zwarte długie i śrubowe zwarte krótkie, mniej korzystne niż podczas toczenia na sucho. Przenikanie mgły olejowej między powierzchnie styku wióra z ostrzem przeciwdziała adhezji, a także zmienia warunki kontaktu wióra z ostrzem z zacierania się na plastyczne płynięcie, które powoduje zmniejszenie spęczenia i zwijania wióra [45,110]. Powierzchnia po toczeniu z MQL jest jaśniejsza i gładzsza niż po toczeniu na sucho, co świadczy o niższej temperaturze skrawania i mniejszym spęczeniu wióra, a także ułatwionych warunkach spływu wióra.

Ze względu na podobny kształt wiórów podczas toczenia na sucho i z emulsją wskazane jest wyeliminowanie emulsji z procesu toczenia stali C45. Wzrost posuwu przyczynia się do zmiany kształtu wiórów na bardziej korzystne w porównaniu z toczeniem z emulsją. Zastosowanie MQL nie zmienia istotnie kształtu wiórów na bardziej korzystne, ze względu na zdolność do samoczynnego odprowadzenia z obszaru obróbki, w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją.

Wyeliminowanie emulsji - toczenie na sucho stali C45, w porównaniu z toczeniem z emulsją, przyczynia się do wzrostu chropowatości powierzchni podczas stosowania prędkości skrawania i posuwu v_c/f 76/0,08. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania i posuwu do v_c/f 255/0,47 pojawia się nieznaczne zmniejszenie średniej wartości chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho w porównaniu z toczeniem z emulsją. Jak wykazały również badania [40,110], jest skutkiem zmniejszonej możliwości dotarcia emulsji do strefy skrawania. Toczenie z MQL w zakresie stosowanych parametrów skrawania zapewnia mniejszą chropowatość powierzchni w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją w wyniku zwiększonej penetracji medium smarnego do strefy skrawania i zmniejszonego tarcia między ostrzem a nowo ukształtowaną warstwą wierzchnią. Podobny wpływ MQL na chropowatość powierzchni stwierdzono w pracach [34,37].

W warunkach toczenia na sucho występuje mniejsza falistość powierzchni niż w przypadku toczenia z emulsją. Zastosowanie MQL w zakresie posuwów 0,08 i 0,27 mm/obr zapewnia najmniejszą falistość powierzchni, natomiast przy wroście posuwu do 0,47 mm/obr jej wartości są większe niż po toczeniu na sucho i z emulsją. Na wartości tego parametru, poza warunkami chłodzenia i smarowania strefy skrawania, istotny wpływ wywiera stabilność dynamiczna układu O-U-P-N [53].

Powierzchnie po toczeniu z MQL charakteryzują się większym udziałem materiałowym profilu chropowatości powierzchni niż w przypadku toczenia na sucho lub z emulsją, w warunkach stosowania małego posuwem (0,08 mm/obr) oraz prędkością skrawania 76 i 190 m/min, tym niemniej występujące różnice wartości nie są znaczące. Zwiększenie udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni po toczeniu z MQL związane jest ze zmniejszonym tarcieniem i temperaturą skrawania oraz zmniejszoną chropowatością powierzchni występującą w tych warunkach skrawania. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania do 237 m/min przy tym posuwie wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na udział materiałowy profilu chropowatości staje się nieistotny. Zmniejszenie prędkości skrawania i zwiększenie posuwu niekorzystnie wpływa na udział materiałowy profilu chropowatości powierzchni powodując wzrost udziału wysokości wzniesień w całkowitej wysokości nierówności. Degresywno-progresywny kształt krzywych udziału materiałowego profilu chropowatości dla większości przypadków analizowanych powierzchni, wskazuje na małe wartości rdzenia profilu chropowatości oraz większe wartości wysokości wzniesień nierówności w stosunku do głębokości wgłębień nierówności, świadcząc o podatności obrobionych po-

wierzchni na zużycie ściernie i ograniczonej zdolności do utrzymania smaru w występujących wgłębieniach profilu chropowatości. Badania wykazały korzystny wpływ MQL na wzrost udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni i ukształtowanie pod tym względem nierówności powierzchni w porównaniu z toceniem z emulsją i w mniejszym stopniu z toczeniem na sucho.

Sposób chłodzenia i smarowania w istotny sposób wpływa na występujące na obrobionej powierzchni skazy i zniekształcenia topografii ukształtowanej powierzchni. Toczenie na sucho lub z MQL zmniejsza liczbę skaz i zniekształceń struktury stereometrycznej obrobionej powierzchni, występujących w postaci miejscowych wgłębień, wypukłości i zadziorów oraz rozwarstwień zgniecionego materiału obrabianego, w porównaniu z toczeniem z emulsją, w wyniku zmniejszenia wytrzymałości i odkształceń plastycznych materiału w podwyższonej temperaturze. Najmniejszą liczbą skaz charakteryzują się powierzchnię po toczeniu z MQL w wyniku zmniejszenia tarcia między przemieszczającymi się powierzchniami ostrza a obrabianym przedmiotem. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania maleje liczba skaz i odkształceń plastycznych struktury stereometrycznej obrobionej powierzchni.

Grubość odkształconej plastycznie warstwy wierzchniej, w zakresie stosowanych parametrów skrawania, po toczeniu stali C45 na sucho i z emulsją wynosi od 4 do 24 μm . Po toczeniu na sucho, z małą prędkością skrawania (25 m/min) oraz posuwami od 0,08 do 0,47 mm/obr głębokość odkształceń plastycznych w warstwie wierzchniej jest większa niż po toczeniu z emulsją, której ułatwiony dopływ do strefy skrawania w warunkach stosowania małej prędkości skrawania zmniejsza tarcie i adhezję wióra do powierzchni natarcia. W zakresie większych prędkości skrawania (129 do 255 m/min) przy tych posuwach większa głębokość odkształceń plastycznych występuje podczas toczenia z emulsją. W tych warunkach toczenia występuje większe stekstrowanie ziaren struktury metalograficznej warstwy wierzchniej, świadczące o zwiększonym oddziaływaniu czynnika mechanicznego w procesie kształtowania warstwy wierzchniej.

Mikrotwardość obrobionej powierzchni po toczeniu na sucho z prędkością skrawania od 25 do 255 m/min i z posuwem 0,08 mm/obr nie różni się istotnie od mikrotwardości po toczeniu z emulsją i mieści się w granicach od 157 do 166 HV_{0,02}, z czego można wnioskować, że zmiana warunków skrawania w obszarze tworzenia się wióra przy tych parametrach skrawania nie jest wystarczająco duża żeby w istotny sposób wpłynąć na mikrotwardość warstwy wierzchniej. Wraz ze wzrostem posuwu (0,27; 0,47 mm/obr) większa twardość warstwy wierzchniej występuje po toczeniu na sucho niż z emulsją, co związane jest z większym stekstrowaniem warstwy wierzchniej.

Wartości naprężeń własnych po toczeniu stali C45 mieszczą się w szerokim zakresie od 14 do 558 MPa, przy czym naprężenia obwodowe w większości stosowanych warunków toczenia są większe niż naprężenia osiowe. Po toczeniu na sucho, w zależności od zastosowanej prędkości skrawania i posuwu, wartość obwodowych naprężeń własnych może wzrosnąć lub zmaleć w porównaniu z naprężeniami po toczeniu z emulsją w zależności od występujących relacji oddziaływań czynnika mechanicznego i cieplnego. Po toczeniu z posuwem 0,08 mm/obr, w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania (25-255 m/min), większe obwodowe naprężenia własne występują po toczeniu na sucho niż z emulsją. W warunkach toczenia z małym posuwem mniejsza siła skrawania generuje mniejsze odkształcenia plastyczne w warstwie wierzchniej, a podwyższona temperatura skrawania na skutek wyeliminowania emulsji przyczynia się do wzrostu oddziaływania czynnika cieplnego i zwiększenia obwodowych na-

prężen rozciągających. Wraz ze wzrostem posuwu (0,27 i 0,47 mm/obr) w zakresie prędkości skrawania 25 do 129 m/min obwodowe naprężenia własne po toczeniu na sucho są mniejsze niż po toczeniu z emulsją i ponownie są większe, przy wzroście prędkości skrawania do 255 m/min, kiedy to utrudniony dostęp emulsji do strefy skrawania zwiększa oddziaływanie czynnika cieplnego oraz wartość rozciągających naprężeń własnych po toczeniu na sucho. Zmniejszenie prędkości skrawania poniżej 255 m/min, przy tych posuwach, powoduje zmniejszenie obwodowych naprężeń własnych po toczeniu na sucho w porównaniu z toczeniem z emulsją, wskazując na zmianę relacji oddziaływania czynnika cieplnego i mechanicznego. Naprężenia osiowe po toczeniu na sucho są większe niż po toczeniu z emulsją w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania i posuwów, na co ma wpływ, poza warunkami chłodzenia i smarowania, większa wartość składowej F_c niż F_f .

Badania naprężeń własnych w ukształtowanej toczeniem warstwie wierzchniej stali C45 potwierdziły prezentowany w literaturze złożony wpływ czynnika mechanicznego i cieplnego na wartość występujących naprężeń własnych w warstwie wierzchniej oraz wykazały, że w wyeliminowanie emulsji – toczenie na sucho i wzrost prędkości skrawania (255 m/min) w wpływa na wzrost rozciągających naprężeń własnych. Zmniejszenie ich wartości wymaga zmniejszenia prędkości skrawania oraz w mniejszym stopniu posuwu.

Przedstawione w tabeli 7.1, 8.1 i 8.3 równania regresji dla całkowitej siły skrawania, chropowatości powierzchni i naprężeń własnych w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania oraz prędkości skrawania i posuwu umożliwiają wyznaczenie wartości tych wielkości oraz stanowią podstawę do doboru parametrów skrawania i opracowania bazy danych technologicznych warunków skrawania.

Badania wykazały, że ze względu na całkowitą siłę skrawania i kształt tworzących się wiórów wskazane jest toczenie stali C45 na sucho. Stosowanie MQL w porównaniu z toczeniem na sucho nie wykazało bardziej korzystnego wpływu tej techniki chłodzenia i smarowania strefy skrawania na wymienione wielkości. Uwzględniając stan warstwy wierzchniej zastosowanie MQL umożliwia zmniejszenie chropowatości i falistości powierzchni oraz skalę występowania skaz i zakłóceń topografii powierzchni, a także zwiększenie udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni. Wpływ wyeliminowania emulsji w porównaniu z toczeniem z jej udziałem na odkształcenie plastyczne i mikrotwardość warstwy wierzchniej, jak również na naprężenia własne zależy od zastosowanych parametrów skrawania i powodować może wzrost lub redukcję wartości tych wielkości.

Konkluzje dotyczące toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 na sucho lub z MQL są następujące.

Istotne zróżnicowanie wartości siły całkowitej i jej składowych podczas toczenia tej stali na sucho, z MQL i emulsją występuje w konkretnych zestawieniach wartości prędkości skrawania i posuwu (v_c/f), bez wyraźnego trendu zmian wartości siły całkowitej w funkcji badanych sposobów chłodzenia i smarowania. Toczenie na sucho w warunkach stosowania parametrów skrawania v_c/f 164/0,08 przyczynia się do istotnego zmniejszenia całkowitej siły skrawania (323 N) w porównaniu z toczeniem z MQL (416 N) i emulsją (458 N). W zakresie pozostałych prędkości skrawania i posuwów różnice wartości siły całkowitej i jej składowych w porównaniu z toczeniem z emulsją są nieistotne. Zastosowanie MQL wpływa na wzrost wartości siły całkowitej i jej składowych w porównaniu: z toczeniem na sucho w warunkach stosowania v_c/f 164,255/0,08 i dodatkowo z toczeniem z emulsją przy v_c/f 255/0,27, co jak stwierdzono również w bada-

niach [35,135] jest skutkiem zmniejszenia tarcia i temperatury w strefie skrawania oraz oddziaływania chłodzącego mgły olejowej. Podczas stosowania pozostałych wartości v_c/f występujące siły całkowite i ich składowe w zależności od stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania nie różnią się istotnie.

Toczenie na sucho lub z MQL z małą głębokością skrawania (0,5 mm) powoduje zmniejszenie siły całkowitej w porównaniu z toczeniem z emulsją. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania (2 mm) różnice wartości siły całkowitej podczas toczenia z MQL i emulsją zanikają i w porównaniu z toczeniem na sucho są większe wskutek wzrostu oporu skrawania w warunkach niższej temperatury skrawania w wyniku większej ilości ciepła odprowadzonego przez zwiększoną objętością wióra [40].

Badania wykazały, że w zakresie stosowanych parametrów skrawania wartości całkowitej siły skrawania i jej składowych podczas toczenia na sucho są porównywalne lub mniejsze niż podczas toczenia z emulsją. Zastosowanie MQL nie wpływa istotnie na zmniejszenie wartości siły całkowitej i jej składowych w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją. Biorąc pod uwagę całkowitą siłę skrawania wskazane jest toczenie tej stali na sucho.

W trakcie toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 na sucho lub z MQL, w zakresie stosowanych prędkości skrawania od 82 do 255 m/min i z posuwem 0,08 mm/obr, występują wióry śrubowe zwarte lub otwarte długie, pod względem kształtu podobne do toczenia z emulsją, niekorzystne ze względu na samoistne usuwanie z obszaru skrawania. Wraz ze wzrostem posuwu do 0,27 mm/obr wióry zmieniają kształt na łukowy luźny umożliwiający odprowadzenie wiórów pod własnym ciężarem podczas toczenia na sucho i z emulsją. Podczas toczenia z MQL korzystne pod względem kształtu wióry luźne łukowe lub śrubowe stożkowe krótkie podobne do wiórów tworzących się podczas toczenia na sucho i z emulsją pojawiają się dopiero przy wzroście posuwu do 0,47 mm/obr. Ułatwiona penetracja mgły olejowej w czasie toczenia z MQL z mniejszym posuwem, w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją, przeciwdziała spęczeniu i łamaniu wióra, dlatego zamiast wiórów łukowych luźnych tworzących się podczas toczenia na sucho lub z emulsją występują wióry śrubowe zwarte lub stożkowe długie. Analiza topografii tylnych powierzchni wiórów ze stali X2CrNiMo17-12-2 świadczy o występowaniu dużych odkształceń plastycznych, szczególnie podczas toczenia na sucho i z emulsją, rosnących wraz ze wzrostem posuwu i zwiększających łamliwość wiórów.

Badania zużycia ostrza podczas toczenia stali X2CrNiMo17-12-2 potwierdziły istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania na przebieg i wartość parametrów określających stan ostrza. Przebieg wskaźników zużycia ostrza oraz obrazy zużycia wskazują na ścieranie i adhezję, jako główne przyczyny zużycia ostrza. Występują typowe objawy zużycia ściernego w postaci rowka na powierzchni natarcia, pasma starcia powierzchni przyłożenia, a także drobne wyszczerbienia krawędzi skrawającej, zgodnie z doniesieniami literaturowymi [10,53,166]. Największe zużycie ostrza, na powierzchni przyłożenia i natarcia, występuje podczas toczenia na sucho. Dodatkowo na powierzchni natarcia powstaje rowek skoncentrowanego/kraterowego zużycia osłabiający krawędź skrawającą, którego przyczyną, jak wykazały badania [37], jest poza tarcieniem, utlenienie i zużycie chemiczne w miejscu gdzie gradient termomechanicznego obciążenia ostrza jest bardzo wysoki. Badanie wykazało, że najmniejsze zużycie powierzchni przyłożenia i natarcia ostrza występuje w warunkach chłodzenia i smarowania emulsją. Zastosowanie MQL wpływa korzystnie na zmniejszenie zużycia powierzchni przyłożenia w porównaniu z toczeniem na sucho, a także zmniejsza wymiary

rowka zużycia na skutek mniejszego tarcia między powierzchnią natarcia a przemieszczającym się po niej wiórem oraz oddala jego położenie względem głównej i pomocniczej krawędzi skrawającej, co przyczynia się do zwiększenia ich wytrzymałości oraz redukuje prawdopodobieństwo wytrzymałościowego zużycia ostrza.

Chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho tej stali, w zakresie stosowanych parametrów skrawania, jest mniejsza niż po toczeniu z emulsją, szczególnie w przypadku zastosowania posuwu 0,08 mm/obr. Toczenie z MQL, z tym posuwem, umożliwia uzyskanie mniejszej chropowatości powierzchni zarówno w porównaniu z toczeniem na sucho, jak i z emulsją, co jak wykazały również badania [159] ma związek ze zmniejszeniem tarcia i siły skrawania oraz skróconej długości styku wióra z ostrzem. Wraz ze wzrostem posuwu różnice wartości chropowatości powierzchni w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją stają się nieistotne. Utrudniony dostęp emulsji w zakresie wysokich prędkości skrawania i posuwów zmniejsza skuteczność odprowadzenia ciepła i obniżenia temperatury skrawania w strefie kształtowania wióra i nowo ukształtowanej powierzchni, co ma wpływ na zredukowanie oddziaływania emulsji na chropowatość powierzchni. W przypadku wymaganej małej chropowatości powierzchni zalecane jest stosowanie MQL i małego posuwu (0,08 mm/obr), które wpływa na zmniejszenie chropowatości powierzchni w stosunku do toczenia na sucho i z emulsją. Natomiast porównywalne wartości chropowatości powierzchni po toczeniu na sucho i z MQL w zakresie większych posuwów (0,47 mm/obr) wskazują na celowość wyeliminowania emulsji i toczenie stali X2CrNiMo17-12-2 na sucho bez potrzeby stosowania MQL.

Falistość po toczeniu na sucho, w zakresie stosowanych prędkości skrawania, jest mniejsza niż po toczeniu z emulsją w przypadku stosowania posuwu 0,08 i 0,27 mm/obr. Przy posuwie 0,47 mm/obr falistość po toczeniu na sucho jest większa niż po toczeniu z emulsją. Podobnie jak dla stali C45, najmniejsze wartości tego parametry występują po toczeniu z MQL, co może być wynikiem ustabilizowania siły skrawania w warunkach zmniejszonego tarcia między ostrzem, wiórem i przedmiotem obrabianym [110].

Wyniki badań wykazały brak istotnego wpływu ilości oleju zawartego w mgle olejowej na chropowatość i falistość obrobionej powierzchni oraz potwierdziły prezentowane w pracach [39,70] wyniki odnośnie oddziaływania tego parametru na chropowatość powierzchni.

Toczenie stali X2CrNiMo17-12-2 na sucho i z MQL z małym posuwem (0,08 mm/obr) w zakresie stosowanych prędkości skrawania przyczynia się do poprawy udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni w porównaniu z toczeniem z emulsją, przy czym różnice między toczeniem na sucho a z MQL są nieistotne. Zależności te skorelowane są ze zmianą chropowatości powierzchni w warunkach toczenia na sucho i z MQL. Wzrost prędkości skrawania nie wywiera istotnego wpływu na udział materiałowy profilu chropowatości, natomiast wraz ze wzrostem posuwu występuje znaczne zmniejszenie udziału materiałowego profilu chropowatości powierzchni. Zwiększenie zawartości oleju w mgle olejowej podawanej do strefy skrawania w minimalnym stopniu zwiększa udział materiałowy profilu chropowatości powierzchni, co wiąże się ze zmianą warunków tarcia między ostrzem a obrobioną powierzchnią.

Główne zakłócenia topografii powierzchni po toczeniu na sucho, z MQL i emulsją to zniekształcenia śladów odwzorowania ostrza na obrobionej powierzchni w postaci redepozycji obrabianego materiału (fragment wióra, narost), a także mikrowgłębienia, rozwarstwienia, płynięcie poprzeczne materiału, nieciągłości, wybrzuszenia materiału obrabianego lub materiału narostu, których skala występowania zależy od parametrów

skrawania. W zakresie stosowanych parametrów skrawania najczęściej skaz obrobionej powierzchni występuje po toczeniu na sucho, co jest skutkiem wzrostu tarcia, adhezji i temperatury skrawania oraz skłonności stali austenitycznej do tworzenia narostu i utwardzenia podczas skrawania [128]. Zastosowanie MQL wpływa na zmniejszenie skaz powierzchniowych w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją. Potwierdza to korzystne oddziaływanie mgły olejowej w postaci zmniejszonej adhezji i tarcia między wiórem i przedmiotem obrabianym. Wzrost prędkości skrawania wykazuje korzystny wpływ na ograniczenie liczby skaz i zniekształceń śladów stereometrycznego odwzorowania ostrza na powierzchni obrobionej. Wraz ze wzrostem posuwu pojawiają się ślady zniekształceń struktury stereometrycznego odwzorowania ostrza na obrobionej powierzchni w postaci miejscowych dodatkowych fal, co jest następstwem zwiększonego utwardzenia materiału i odkształceń plastycznych w strefie kształtowania warstwy wierzchniej względnie pojawienia się drgań układu O-U-P-N.

Powierzchnie po toczeniu na sucho charakteryzują się dużym udziałem wierzchołków nierówności w ukształtowanej powierzchni, co zmniejsza ich odporność na ścieranie. Zastosowanie MQL i emulsji wpływa na zmniejszenie udziału materiałowego wierzchołków nierówności i zwiększenie odporności ukształtowanej powierzchni na ścieranie.

Analiza struktury metalograficznej warstwy wierzchniej wykazała obecność odkształconych plastycznych ziaren materiału na głębokości do około 4 μm w warunkach skrawania na sucho i z emulsją w przypadku stosowania maksymalnej wartości posuwu (0,47 mm/obr). Zastosowanie MQL, w porównaniu z toczeniem na sucho, nieznacznie zmniejsza głębokość odkształceń plastycznych wskutek zmniejszenia tarcia w wyniku penetracji mgły olejowej między przemieszczające się powierzchnie ostrza, wióra i przedmiotu obrabianego.

Badania mikrotwardości warstwy wierzchniej wykazały mniejsze wartości mikrotwardości warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho lub z MQL niż z emulsją, przy czym średnia wartość mikrotwardości po toczeniu z MQL jest mniejsza niż po toczeniu na sucho, szczególnie z posuwem 0,08 mm/obr, kiedy to występują najmniejsze wartości mikrotwardości powierzchni (281 HV_{0,02}).

Wzrost prędkości skrawania w niewielkim stopniu wpływa na wzrost mikrotwardości warstwy wierzchniej. Większy wzrost mikrotwardości wywołuje wzrost posuwu i głębokości skrawania, lecz podobnie jak prędkość skrawania parametry te nie zmieniają występujących relacji oddziaływania stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania strefy skrawania.

Pomiary mikrotwardości warstwy wierzchniej w funkcji głębokości zalegania przeprowadzone po toczeniu z prędkością skrawania 164 m/min i posuwem 0,08 mm/obr wykazały, że maksymalna zmiana mikrotwardości warstwy wierzchniej w porównaniu z twardością rdzenia materiału występuje po toczeniu z emulsją i zawiera się w granicach od 358 do 248 HV_{0,02} oraz utrzymuje się do głębokości około 0,13 mm. Do podobnej głębokości występuje utwardzenie warstwy wierzchniej po toczeniu na sucho i z MQL.

Naprężenia własne po toczeniu stali X2CrNiMo17-12-2 są naprężeniami rozciągającymi w całym zakresie stosowanych warunków skrawania, podobnie jak wykazano w pracach [117,128], przy czym naprężenia obwodowe są większe od naprężeń osiowych i zawierają się w przedziale od 327 do 576 MPa.

Toczenie na sucho i z MQL z posuwem 0,08 mm/obr i prędkościami skrawania 82 i 164 m/min powoduje zmniejszenie obwodowych naprężeń własnych w porównaniu

z toczeniem z emulsją. Duża skłonność tej stali do odkształceń plastycznych i utwardzenia, szczególnie w warunkach niższej temperatury skrawania wynikającej z ułatwionego dopływu medium chłodząco-smarującego do strefy skrawania w postaci emulsji lub mgły olejowej i powoduje, że największe wartości naprężeń obwodowych występują po toczeniu z emulsją. Większe wartości tych naprężeń po toczeniu na sucho i z MQL niż z emulsją pojawiają się wraz ze zwiększeniem prędkości skrawania do 255 m/min i związanym z tym wzrostem temperatury skrawania. Mała przewodność cieplna tej stali powoduje, że ze wzrostem prędkości skrawania w warunkach skrawania na sucho i z MQL czynnik cieplny w strefie przypowierzchniowej warstwy wierzchniej w większym stopniu wpływa na wzrost rozciągających naprężeń własnych [164]. Na odkształcenia plastyczne i efekt cieplny, jako główne przyczyny występowania rozciągających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej po toczeniu austenitycznej stali nierdzewnej wskazują autorzy pracy [64]. Toczenie z MQL wpływa na zmniejszenie naprężeń obwodowych w porównaniu z toczeniem na sucho i z emulsją w przypadku stosowania większych posuwów (0,27 i 0,47 mm/obr), ograniczając oddziaływanie czynnika cieplnego i mechanicznego w wyniku ułatwionej penetracji mgły olejowej pomiędzy przemieszczające się powierzchnie ostrza i skrawanego materiału.

Podobne zależności występują dla osiowych naprężeń własnych. Ich wartości w porównaniu z naprężeniami obwodowymi są mniejsze i wynoszą w zależności od stosowanych parametrów skrawania od 108 do 485 MPa.

Oddziaływanie głębokości skrawania na obwodowe i osiowe naprężenia własne w zakresie stosowanych jej wartości jest ograniczone. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania następuje nieduży, głównie wzrost naprężeń własnych w wyniku wzrostu siły skrawania i odkształceń plastycznych.

Toczenie na sucho i z MQL z małym posuwem zalecanym dla toczenia wykończeniowego i małą oraz średnią prędkością skrawania (82, 164 m/min) umożliwia zmniejszenie naprężeń własnych w porównaniu z toczeniem z emulsją, przy czym większe zredukowanie naprężeń własnych występuje po toczeniu na sucho. Zastosowanie większych prędkości skrawania (255 m/min) generuje większe naprężenia własne po toczeniu na sucho i z MQL niż z emulsją.

Opracowane dla stali X2CrNiMo17-12-2 równania regresji (tab. 7.2, 8.2, 8.4) przedstawiają zależności siły całkowitej, chropowatości powierzchni i naprężeń własnych od prędkości skrawania, posuwu i głębokości skrawania w warunkach toczenia na sucho, z MQL i emulsją.

Badania wykazały, że uwzględniając siłę skrawania i kształt wióra, korzystniejsze warunki skrawania występują podczas toczenia na sucho niż podczas toczenia z MQL i emulsją. Zastosowanie MQL, w porównaniu z toczeniem na sucho, zmniejsza zużycie ostrza i ogranicza występowanie szkodliwych zmian topografii obrobionej powierzchni. Toczenie na sucho i z MQL umożliwia zmniejszenie rozciągających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej w stosunku do toczenia z emulsją w warunkach stosowania małych prędkości skrawania (82 m/min) i posuwów (0,08 mm/obr). Wraz ze wzrostem prędkości skrawania i posuwu ich wartości w porównaniu z toczeniem z emulsją mogą być większe lub mniejsze w zależności od zastosowanych wartości $v_c/f/a_p$.

Przeprowadzone badania, poza poznaniem stanu warstwy wierzchniej po toczeniu stali C45 i X2CrNiMo17-12-2 na sucho lub z minimalnym smarowaniem ostrza oraz występujących w tych warunkach zjawisk procesu skrawania, pozwoliły wyznaczyć kierunek dalszych poszukiwań badawczych. Zdając sobie sprawę z tego, że prezentowana praca nie w pełni wyczerpuje problemy związane z kształtowaniem warstwy

wierzchniej w warunkach skrawania na sucho lub z MQL, za celowe uznać można prowadzenie dalszych badań doświadczalnych i teoretycznych dotyczących:

- a) fizycznych zjawisk procesu skrawania, w tym badań:
 - siły skrawania w warunkach stosowania MQL z udziałem różnych mediów chłodząco-smarujących, materiałów narzędziowych i obrabianych,
 - zjawisk cieplnych, uwzględniających wpływ specyficznych dla MQL właściwości różnych mediów chłodząco-smarujących oraz parametrów dozowania na rozkład temperatury na ostrzu i przedmiocie obrabianym,
 - warunków tworzenia i kształtu wiórów podczas skrawania z zastosowaniem MQL
 - zużycia ostrza w warunkach skrawania z MQL, z uwzględnieniem materiałów trudnoskrawalnych i nowych materiałów obrabianych, narzędziowych oraz powłok,
 - zjawisk tribologicznych na styku ostrze, wiór i ostrze przedmiot obrabiany w warunkach skrawania z MQL,
- b) kształtowania warstwy wierzchniej, w tym badań:
 - topografii powierzchni i właściwości fizycznych warstwy wierzchniej kształtowanej w warunkach MQL, z zastosowaniem materiałów trudnoskrawalnych i modyfikowanych dla potrzeb skrawania z MQL,
 - wpływu właściwości i parametrów dozowania medium chłodząco-smarującego w technice MQL na stan warstwy wierzchniej,
 - wpływu MQL na stan naprężeń własnych oraz cechy użytkowe,
 - wpływu zjawisk tribologicznych w strefie skrawania na właściwości warstwy wierzchniej kształtowanej w warunkach skrawania z MQL.

Rozwój urządzeń służących do generowania mgły olejowej oraz właściwości mediów chłodząco-smarujących stwarza potrzebę kontynuowania badań oceniających wpływ techniki MQL na przebieg zjawisk fizycznych procesu skrawania i właściwości warstwy wierzchniej oraz umożliwiających optymalny dobór właściwości i parametrów dozowania mediów chłodząco-smarujących.

Poza toczeniem istotnym obszarem badawczym są pozostałe sposoby kształtowania powierzchni skrawaniem bez udziału cieczy chłodząco-smarującej lub z MQL, w tym frezowanie, szlifowanie czy obróbka otworów o różnym stosunku l/d, warunkujące stosowanie MQL w obróbce wielozadaniowej. Rozwijane modele zjawisk fizycznych procesu skrawania powinny uwzględniać wpływ środowiska skrawania oraz pozostałych technologicznych parametrów procesu kształtowania powierzchni celem optymalnego doboru warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania uwzględniającego pożądane właściwości warstwy wierzchniej.

Prezentowane opracowanie jest próbą przedstawienia stanu rozwoju i badań techniki toczenia na sucho i z MQL oraz poznania i wyjaśnienia problemów związanych z procesem kształtowania i stanem warstwy wierzchniej wytworzonej w tych warunkach. Przeprowadzone badania pozwoliły określić warunki skrawania, w których zastąpienie konwencjonalnego, obfitego podawania emulsji do strefy skrawania, skrawaniem na sucho lub z minimalnym udziałem medium chłodząco-smarującego jest możliwe i celowe.

Literatura

- [1] Abrao A.M., Aspinwall D.K., 1996. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. *Wear* 196, 279-284.
- [2] Advanced machining systems for environmentally friendly manufacturing. ECO-SYSTEMS, 5th FWP (Fourth Framework Programme) RCN54226, 2001-2004.
- [3] Akcan S., Shah W.S., Moylan S.P., Chandrasekar S., Chhabra P.N., Yang H.T.Y., 2002. Formation of white layers in steels by machining and their characteristics. *Metallurgical and materials transactions vol. 33A(4)*, 1245-1254.
- [4] Aoyama T., 2002. Development of a mixture supply system for machining with minimal quantity lubrication. *Annals CIRP* 51(1), 289-292.
- [5] Aoyama T., Kakinuma Y., Yamashita M., Aoki M., 2008. Development of a new lean lubrication system for near dry machining process. *Annals CIRP* 57, 125-128.
- [6] Aronson R B., 1995. Why dry machining. *Manufacturing Engineering* 114(1), 33-36.
- [7] Arumugam P.U., 2002. Study of airborne dust emission and process performance during dry machining of aluminium-silicon alloy with PCD and CVD diamond coated tools. [W]: NAMRC XXX, Society of Manufacturing Engineers, West Lafayette, ID, 21-24.
- [8] Arunachalam R.M., Mannan M.A., Spowage A.C., 2004. Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 44, 879-887.
- [9] Arunachalam R.M., Mannan M.A., Spowage A.C., 2004. Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. *Int J. of Machine Tools & Manufacture* 44, 1481-1491.
- [10] Attanasio A., Gelfi M., Giardini C., Remino C., 2006. Minimal quantity lubrication in turning: effect on tool wear. *Wear* 260, 333-338.
- [11] Autret R., Liang S. Y., Woodruff G. W., 2003. Minimum quantity lubrication in finish hard turning. *Proceedings of Int. Conf. on Humanoid, Nanotechnology, Information Technology, Communication and Control, Environment and Management HNICEM*, 26-28.
- [12] Avila R.F., Abrao A.M., 2001. The effect of cutting fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel. *J. of Materials Processing Technology* 119, 21-26.
- [13] Bacci da Silva M., Wallbank J., 1999. Cutting temperature: prediction and measurement methods – a review. *J. of Materials Processing Technology* 88(1), 195-202.
- [14] Barbacki A., Kawalec M., 1997. Structural alterations in the layer during hard machining. *J. of Materials Processing Technology* 64, 33-39.
- [15] Bennett, E.O., Bennett, D.L., 1985. Occupational airway diseases in the metal-working industry. *Tribology International* 18(3), 169-176.
- [16] Braga DU, Diniz A.E., 2002. Miranda GWA, Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminium-silicon alloys. *J. of Materials Processing Technology* 122(1), 127-138.
- [17] Brinksmeier E., 1987. Residual stresses in hard metal cutting. *Residual Stresses Science Technology* 2, 839-847.

- [18] Brinksmeier E., Cammett J.T., Konig W., Leskovar P., Tonshoff K., 1982. Residual stress-measurement and causes in machining processes. *Annals CIRP* 31, 491-510.
- [19] Brinksmeier E., Walter A., Janssen R., Diersen P., 1999. Aspects of cooling lubrication reduction in machining advanced materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B-Engineering Manufacture* 12(1), vol. 213, 769-779.
- [20] Byrne G., Dornfeld D., Denkena B., 2003. Advancing cutting technology. *Annals CIRP* 52(2), 483-507.
- [21] Byrne G., Scholta E., 1993. Environmentally clean machining processes - a strategic approach. *Annals CIRP* 42(1), 471-474.
- [22] Capello E., 2005. Residual stresses in turning, Part I: Influence of process parameters. *J. of Materials Processing Technology* 160, 221-228.
- [23] Capello E., 2006. Residual stresses in turning, Part II: Influence of the machined material. *J. of Materials Processing Technology* 172, 319-326.
- [24] Che-Harona C.H., Jawaid A., 2005. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V. *J. of Materials Processing Technology* 166, 188-192.
- [25] Chen L., El-Wardany T.I., Harris W.C., 2004. Modelling the effects of flank wear land and chip formation on residual stresses. *Annals CIRP* 53(1), 95-98.
- [26] Chen Z., Atmadi A., Stephenson D. A., Liang S.Y., Woodruff G.W., 2000. Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining. *Annals CIRP* 49(1), 53-56.
- [27] Chou Y.K., 2002. Surface hardening of AISI 4340 steel by machining: a preliminary investigation. *J. of Materials Processing Technology* 124, 172-177.
- [28] Chou Y.K., Evans C.J., 1999. White layers and thermal modelling of hard turned surfaces. *International J. of Machine Tools & Manufacture* 39, 1863-1881.
- [29] Cichosz P., Gadżala F., Żebrowski H., 1999. Wpływ intensywnego chłodzenia strefy skrawania na zużycie ostrza i naprężenia w warstwie wierzchniej po toczeniu. *Pr. Nauk. Inst. Technologii Maszyn i Automatykacji Politechniki Wrocławskiej* 49, 147-152.
- [30] Dahlman P., Gunnberg F., Jacobson M., 2004. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *J. of Materials Processing Technology* 147, 181-184.
- [31] De Chiffre L., Belluco W., 2000. Comparison of methods for cutting fluid performance testing. *Annals CIRP* 49(1), 57-60.
- [32] Derflinger, V., Brandl H., Zimmermann H., 1999. New hard lubricant coating for dry machining. *Surface and Coatings Technology* 113(3), 286-292.
- [33] Development of less pollutant cutting technologies. LEPOCUT, 4th FWP (Fourth Framework Programme), BRPR950107, 1996-1999.
- [34] Dhar N.R., Ahmed M.T., Islam S., 2007. An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 47, 748-753.
- [35] Dhar N.R., Islam M.W., Islam S., Mithu M.A.H., 2006. The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. *J. of Materials Processing Technology* 171, 93-99.

- [36] Dhar N.R., Islam S., Kamruzzaman M., 2007. Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4340 steel. *J. of Science* 20(2), 23-32.
- [37] Dhar N.R., Kamruzzaman M., Ahmed M., 2006. Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *J. of Materials Processing Technology* 172, 299-304.
- [38] Diniz A.E., de Oliveira A.J., 2004. Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 44, 1061-1067.
- [39] Diniz A.E., Ferreira J.R., Filho F.T., 2003. Influence of refrigeration/lubrication condition on SAE 52100 hardened steel turning at several cutting speeds. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 43, 317-326.
- [40] Diniz A.E., Micaroni R., 2002. Cutting conditions for finish turning process aiming the use of dry cutting. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 42, 899-904.
- [41] Dry machining's double benefit. 1994. *Machinery and Production Engineering* 6, 14 - 20.
- [42] Dudzinski D., Devillez A., Moufki A., Larrouquere D., Zerrouki V., Vigneau J., 2004. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 44, 439-456.
- [43] Ezugwu E.O., 2004. High speed machining of aero-engine alloys. *J. of the Brazilian Society of Mechanical Sciences & Engineering* 1, 1-11.
- [44] Feld M., Leppert T., 1984. Możliwości zastosowania przecinaków z ostrzami z węglików spiekanych na automatach tokarskich. *Mechanik* 9, 473-475.
- [45] Feldshtein E., Maruda J., 2005. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na proces tworzenia i łamania wióra. *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji* 25(2), 9-18.
- [46] Feldshtein E., Maruda J., 2006. Changes of some cutting process parameters when MQCL turning. *Advances in Manufacturing Science and Technology* 30(3), 55-64.
- [47] Feldshtein E., Maruda J., 2006. Wpływ przepływu ciepła w czasie chłodzenia strefy skrawania mgłą emulsyjną. *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji* 26(2), 19-26.
- [48] Feldshtein E., Maruda J., 2009. Poprawa skrawalności wybranych gatunków stali węglowych w warunkach minimalnego przepływu środka chłodząco-smarującego. [W:] *Obróbka skrawaniem T.3 Zaawansowana technika*, red. H. Latoś. Wyd. Uczeln. UTP w Bydgoszczy, 139-146.
- [49] Feng S.C., Hattori M., 2000. Cost and process information modeling for dry machining. *Proc. of the Int. Workshop for Environment Conscious Manufacturing - ICEM*, 1-8.
- [50] Gaitonde V.N., Karnik S.R., Davim J. P., 2008. Selection of optimal MQL and cutting conditions for enhancing machinability in turning of brass. *J. of Materials Processing Technology* 204, 459-464.
- [51] Górecka R., Polański Z., 1983. *Metrologia warstwy wierzchniej*. WNT Warszawa.
- [52] Graham D., Huddle D., McNamara D., 2003. Machining dry is worth a try: reducing cutting fluid use offers the chance for considerable cost savings. Tool life may even improve. *Modern Machine Shop* 10, 2-4.
- [53] Grzesik W., 1998. *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT Warszawa.
- [54] Gunnberg F., Escursell M., Jacobson M., 2006. The influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during hard turning of 18MnCr5 case carburised steel. *J. of Materials Processing Technology* 174, 82-90.

- [55] Hamann J.C.; Grolleau V., Le Maitre F., 1996. Machinability improvement of steels at high cutting speeds - study of tool work material interaction. *Annals CIRP* 45(1), 87-92.
- [56] Han S., Melkote S.N., Haluska M.S., 2008. Watkins T.R., White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of AISI 1045 annealed steel. *Materials Science and Engineering A*(488), 195-204.
- [57] Howes T.D., Tonshoff H.K., Heuer W., 1991. Environmental aspects of grinding fluids. *Annals CIRP* 40(2), 623-630.
- [58] Huaa J., Umbrello D., Shivpuri R., 2006. Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel. *J. of Materials Processing Technology* 171, 180-187.
- [59] Hua J., Shivpuri R., Chenga X., Bedekar V., Matsumoto Y., Hashimoto F., Watkins T.R., 2005. Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer+hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering, A*(394), 238-248.
- [60] Ibrahim G.A., Che Haron C.H., Ghani J.A., 2009. The effect of dry machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6Al-4V ELI. *Journal of Applied Sciences* 9(1), 121-127.
- [61] Itoigawa F., Childs T.H.C., Nakamura T., Belluco W., 2006. Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of aluminium alloy. *Wear* 260, 339-344.
- [62] Jacobson M., 2002. Surface integrity of hard-turned M50 steel. [In:] *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B. J. of Engineering Manufacture* 216(1), 47-54.
- [63] Jacobson M., Patrik D., Fredrik G., 2002. Cutting speed influence on surface integrity of hard turned bainite steel. *J. of Materials Processing Technology* 128, 318-323.
- [64] Jang D.Y., Watkins T.R., Kozaczek K.J., Hubbard C.R., Cavin O.B., 1996. Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel. *Wear* 194, 168-173.
- [65] Jawahir I., Li P., Gosh R., Exner E., 1995. A new parametric approach for the assessment of comprehensive tool wear in coated grooved tools. *Annals CIRP* (44), 49-54.
- [66] Jayal A.D., Balaji A.K., 2009. Effects of cutting fluid application on tool wear in machining: Interactions with tool-coatings and tool surface features. *Wear* 267, 1723-1730.
- [67] Jeelani S., Bailey J.A., 1986. Residual stress distribution in machining annealed 18% nickel maraging steel. *J. of Engineering Materials and Technology* 108(2), 93-98.
- [68] Jianxin D., Tongkun C., Lili L., 2005. Self-lubricating behaviours of Al₂O₃/TiB₂ ceramic tools in dry high-speed machining of hardened steel. *J. of the European Ceramic Society* 25, 1073-1079.
- [69] Kaldor S., Ber A., Lenz E., 1979. On the mechanism of chip breaking. *Transactions ASME. J. of Engineering for Industry* 101, 241-248.
- [70] Kamata Y., Obikawa T., 2007. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. *J. of Materials Processing Technology*, 192(193), 281-286.

- [71] Kawalec M., Bartnicki A., 1997. Mikrostruktura i twardość technologicznej warstwy wierzchniej po toczeniu zahartowanej stali narzędziowej. *Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń* 21(3), 29-42.
- [72] Khan M.M.A., Dhar N.R., 2006. Performance evaluation of minimum quantity lubrication by vegetable oil in terms of cutting force, cutting zone temperature, tool wear, job dimension and surface finish in turning AISI-1060 steel. *J. of Zhejiang University, Science A*7(11), 1790-1799.
- [73] Khan M.M.A., Mithu M.A.H., Dhar N.R., 2009. Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid. *J. of Materials Processing Technology* 209, 5573-5583.
- [74] Khettabi R., Songmene V., Masounave J., 2007. Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting. *J. of Materials Processing Technology* 194, 100-109.
- [75] Klocke F., Eisenblaetter G., 1997. Dry Cutting. *Annals CIRP* 46(2), 519-526.
- [76] Klocke F., Eisenblatter G., 1999. Coated tools for metal cutting-features and applications. *Annals CIRP* 48(2), 515-525.
- [77] Ko T.J., Kim H.S., Chung B.G., 1999. Air-oil method for turning of hardened material. *Int. J. of Advanced Manufacturing Technology* 15, 470-477.
- [78] Ko T.J., Park S.H., Kim H.S., 2003. Experimental verification of the mist generation mechanism in turning. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 43, 115-120.
- [79] Kompella S., Moylan S.P., Chandrasekar S., 2001. Mechanical properties of thin surface layers affected by material removal processes. *Surface and Coatings Technology* 146(14)7, 384-390.
- [80] König W., Berkold A., Koch K.F., 1993. Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracy. *Annals CIRP* 42(1), 39-43.
- [81] König W., Klinger M., Link R., 1990. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges field of application and limitations. *Annals CIRP*, 39, 1, 61-64.
- [82] Kumar Vikram CH.R., Ramamoorthy B., 2007. Performance of coated tools during hard turning under minimum fluid application. *J. of Materials Processing Technology* 185, 210-216.
- [83] Kurimoto T., Barrow G., 1982. The influence of aqueous fluids on the wear characteristics and life of carbide cutting tools. *Annals CIRP* 31(1), 19-23.
- [84] Kustas F.M., Fehrebnbacher L.L., Komanduri R., 1997. Nanocoatings on cutting tools for dry machining. *Annals CIRP* 46(1), 39-42.
- [85] Latoś H., Leppert T., 2002. Wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej na chropowatość powierzchni przy skośnym skrawaniu. *Zesz. Nauk. Akademii Techniczno-Rolniczej, Mechanika* 52, 45-54
- [86] Leppert T., 1982. Próba zastosowania węglików spiekanych do odcinania na automacie rewolwerowym ATA40. Praca niepublikowana. Politechnika Gdańska.
- [87] Leppert T., 1998. Ekologiczne aspekty obróbki wiórowej. *Ekologia i Technika* 3, 87-91.
- [88] Leppert T., 1999. Analiza ekologicznych czynników obróbki elektroerozyjnej, *Mat. IX ICMR Międzynarodowej Konferencji. Recykulacja w budowie maszyn.* Wyd. Uczeln. ATR w Bydgoszczy, 283-289.
- [89] Leppert T., 2000. Analiza ekologicznych czynników obróbki chemicznej, elektrochemicznej i strumieniowo - erozyjnej. *Mat. X ICMR Międzynarodowej konferencji. Recykulacja w budowie maszyn.* Wyd. Uczeln. ATR w Bydgoszczy, 99-105.

- [90] Leppert T., 2000. Ekologiczne aspekty obróbek erozyjnych. Mat. konferencyjne. Obróbka erozyjna (electromachining) „EM 2000”, red. M. Styp Rekowski. Bydgoszcz - Wenecja, 88-96.
- [91] Leppert T., 2003. Recykling cieczy obróbkowych. Mat. XII ICMR Recyrkulacja w budowie maszyn, Bydgoszcz, 141-147.
- [92] Leppert T., 2004. Wpływ chłodzenia i smarowania na cechy geometryczne toczonej powierzchni. Mat. II Międzynarodowej Konferencji Manufacturing '04, Poznań, 285-293
- [93] Leppert T., 2005. Skrawanie na sucho i z minimalnym chłodzeniem. Inżynieria i Aparatura Chemiczna 3, 45-46.
- [94] Leppert T., 2006. Skrawanie na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ekologiczną alternatywą w obróbce skrawaniem. Ekologia i Technika 6, 229-236.
- [95] Leppert T., 2007. Wpływ chłodzenia i smarowania na wybrane cechy struktury geometrycznej powierzchni po toczeniu stali odpornej na korozję 00H17N14M2. [W:] Obróbka skrawaniem. T.1. Wysoka produktywność, red. P. Cichosz. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 244-253.
- [96] Leppert T., 2007. The influence of cooling and lubrication on surface properties and cutting process in turning. *Advances in Manufacturing Science and Technology* 31(1), 35-47.
- [97] Leppert T., 2008. Badania wpływu chłodzenia i smarowania na siły skrawania podczas toczenia. [W:] Obróbka skrawaniem. T.2. Innowacje, red. J. Stos. Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania Kraków, 368-376.
- [98] Leppert T., 2008. The influence of cutting liquid amount on geometric surface structure in turning with minimum quantity lubrication (MQL). [In:] *Optimization of production processes*, red. M. Gajek. Opole University of Technology, 117-125.
- [99] Leppert T., 2009. Siły skrawania podczas przecinania na sucho oraz z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem (MQL). [W:] *Obróbka skrawaniem T.3 Zaawansowana technika*, red. H. Latoś. Wyd. Uczeln. UTP w Bydgoszczy, 146-154.
- [100] Leppert T., 2009. Zużycie ostrza w warunkach toczenia na sucho i z MQL. [W:] *Obróbka skrawaniem T.3 Zaawansowana technika*, red. H. Latoś. Wyd. Uczeln. UTP w Bydgoszczy, 163-169.
- [101] Leppert T., 2009. Research on the influence of cooling and lubrication on the surface layer selected properties. *Journal of Polish CIMAC* 4(3), 57-63.
- [102] Leppert T., Peng R.L., 2008. Surface residual stresses in dry turning of 0,45% C. *Advances in X-ray Analysis*, 52. Proceedings of the 8th International Conference on Residual Stresses (ICRS-8). Denver, 304-311.
- [103] Li K.M., Liang S.Y., 2007. Performance profiling of minimum quantity lubrication in machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35, 226-233.
- [104] Li K.M., Liang S.Y., 2007. Modelling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 47, 1292-1301.
- [105] Li P., Stein D., Gosh R., Jawahir I., 1997. Engaged cutting edge effects on tool-wear and tool-life in turning operations using grooved cutting tools. *Manufacturing Science and Technology, ASME* 2, 277-284.

- [106] Liu M., Takagi J., Tsukuda A., 2004. Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel. *J. of Materials Processing Technology* 150, 234-241.
- [107] Low friction, mos2-composite coated cutting tools for dry, high speed machining of steel. LOFRICO, 4th FWP (Fourth Framework Programme), BRTS985361, 2001-2003.
- [108] Lucca D.A., Brinkmeier AE., Goch G., 1998. Progress in assessing surface and subsurface integrity. *Annals CIRP* 47(2), 669-693.
- [109] McCabe J., Ostraff M.A., 2001. Performance experience with near-dry machining of aluminium. *Lubrication Engineering* 57(12), 22-27.
- [110] Machado A.R., Wallbank J., 1997. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. *Wear* 210, 76-82.
- [111] Mamalis A.G., Kundrak J., Gyani K., 2002. On the dry machining of steel surfaces using superhard tools. *Int. J. of Advanced Manufacturing Technology* 19(3), 157-162.
- [112] Marksberry P.W., 2007. Micro-flood (MF) technology for sustainable manufacturing operations that are coolant less and occupationally friendly. *J. of Cleaner Production* 15, 958-971.
- [113] Marksberry P.W., Jawahir I.S., 2008. A comprehensive tool-wear/tool-life performance model in the evaluation of NDM (near dry machining) for sustainable manufacturing International. *J. of Machine Tools & Manufacture* 48, 878-886.
- [114] Matsumoto K., Hashimoto F., Lahoti G., 1999. Surface integrity generated by precision hard turning. *Annals CIRP* 48(1), 59-62.
- [115] Min S., Inasaki I., Fujimura S., Wada T., Suda S., Wakabayashi T., 2005. A study on tribology in minimal quantity lubrication cutting. *Annals CIRP* 54(1), 105-108.
- [116] M'Saoubi R. M., Outeiro J.C., Chandrasekaran H., Dillon O.W., Jawahir I.S., 2008. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *Int. J. of Sustainable Manufacturing* 1(1/2), 203-236.
- [117] M'Saoubi R., Outeiro J.C., Changeux B., Lebrun J.L., Morao Dias A., 1999. Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *J. of Materials Processing Technology* 96, 225-233.
- [118] Narutaki N., Yamane Y., Tashima S., Kuroki H., 1997. A new advanced ceramics for dry machining. *Annals CIRP* 46(1), 43-48.
- [119] Noordin M.Y., Venkatesh V.C., Sharif S., 2007. Dry turning of tempered martensitic stainless tool steel using coated cermet and coated carbide tools. *J. of Materials Processing Technology* 185, 83-90.
- [120] Obikawa T., Kamata Y., Shinozuka J., 2006. High-speed grooving with applying MQL. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 46, 1854-1861.
- [121] Occupational Exposure to Metalworking Fluids. 1998. U.S. Department of Health and Human Services. NIOSH Publication, 98-102.
- [122] Oczóś K., 1998. Postęp w obróbce skrawaniem. Cz. II Obróbka na sucho i ze zminimalizowanym smarowaniem. *Mechanik* 5(6), 307-318.
- [123] Oczóś K., 2002. Rozwój innowacyjnych technologii ubytkowego kształtowania materiałów. Cz. I. Obróbka skrawaniem. *Mechanik* 8(9), 537-550.
- [124] Oczóś K., 2004. Doskonalenie strategii chłodzenia i smarowania w procesach obróbkowych. *Mechanik* 10, 597-606.

- [125] Oczóś K., Liubimov V., 2003. Struktura geometryczna powierzchni. Podstawy klasyfikacji z atlasem charakterystycznych powierzchni kształtowych. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów.
- [126] Oishi N., Nishida T., 1992. Study on the fracture characteristics of ceramic cutting tools. *Wear* 154, 361-370.
- [127] Outeiro J.C., Dias M.A., Jawahir I.S., 2006. On the effects of residual stresses induced by coated and uncoated cutting tools with finite edge radii in turning operations. *Annals CIRP* 55(1), 111-116.
- [128] Outeiro J.C., Umbrello D., M'Saoubi R., 2006. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 46, 1786-1794.
- [129] Outeiro J.C., Pina J.C., M'Saoubi R., Pusavec F., Jawahir I.S., 2008. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *Annals CIRP* 57, 77-80.
- [130] Pawlus P., 2006. Topografia powierzchni pomiar, analiza, oddziaływanie. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej.
- [131] Polański Z., 1977. Metody optymalizacji w technologii maszyn. PWN Warszawa.
- [132] Rahman M. M., 2009. An experimental investigation into the effect of minimum quality lubricant on cutting temperature for machinability of AISI 9310 steel alloy. *European Journal of Scientific Research* 29(4), 502-508.
- [133] Rossmore H.W., 1993. Biostatic fluids, friendly bacteria, and other myths in metalworking microbiology. *Lubrication Engineering* 49(1), 253-260.
- [134] Rossmore H.W., Rossmore L.A., 1996. Factors affecting selection of metalworking fluid biocides. *Lubrication Engineering* 52(1), 23-28.
- [135] Sales F.W., Diniz A.E., Machado Á.R., 2001. Application of cutting fluids in machining processes. *J. of the Brazilian Society of Mechanical Sciences* 23(2), 227-240.
- [136] Sasahara H., 2005. The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0,45%C steel. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 45, 131-136.
- [137] Schramm B.C., Scheerer H., Hoche H., Broszeit E., Abele E., Berger C., 2004. Tribological properties and dry machining characteristics of PVD-coated carbide inserts. *Surface & Coatings Technology* 188(189), 623- 629.
- [138] Schreiber E., Schlicht H., 1987. Residual stresses after turning of hardened components. *Residual Stresses Science Technology* 2, 853-860.
- [139] Seah K.H.W., Li X., Lee K.S. 1995. The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. *J. of Materials Processing Technology* 48, 495-501.
- [140] Senczyk D. 1995. Dyfraktometria rentgenowska w badaniach stanów naprężenia i własności sprężystych materiałów polikrystalicznych. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- [141] Shefelbine W., Dornfeld A.D., 2004. The effect of dry machining on burr size. Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley California. <http://escholarship.org/uc/item/603201b9>
- [142] Sokovic M., Mijanovic K., 2001. Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. *J. of Materials Processing Technology* 109, 181-189.

- [143] Sreejith P.S. 2008. Machining of 6061 aluminium alloy with MQL, dry and flooded lubricant conditions. *Materials Letters* 62, 276-278.
- [144] Sreejith P.S., Ngoi B.K.A., 2000. Dry machining: Machining of the future. *J. of Materials Processing Technology* 101, 287-291.
- [145] Suda S., Yokota H., Inasaki I., Wakabayashi T., 2002. A synthetic ester as an optimal cutting fluid for minimal quantity lubrication machining. *Annals CIRP* 51(1), 95-98.
- [146] Sukaylo V., Kaldos A., Pieper H.J., Banac V., Sobczyk M., 2005. Numerical simulation of thermally induced work piece deformation in turning when using various cutting fluid applications. *J. of Materials Processing Technology* 167, 408-414.
- [147] Sutherland J.W., Kulur V.N., King N.C., 2000. An experimental investigation of air quality in wet and dry turning. *Annals CIRP* 49(1), 61-64.
- [148] Tasdelen B., Thordenberg H., Olofsson D., 2008. An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining. *J. of Materials Processing Technology* 203, 221-231.
- [149] Taylor, F.W., 1907. On the art of cutting metals. *Trans. ASME*, 28, 31-58.
- [150] Thiele J.D., Melkote S.N., 1999. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. *J. of Materials Processing Technology* 94, 216-226.
- [151] Thiele J.D., Melkote S.N., 2000, Effect of tool edge geometry on workpiece sub-surface deformation and through-thickness residual stresses for AISI 52100 steel. *J. of Manufacturing Processes*, 2(4), 1-7.
- [152] Thiele J.D., Melkote S.N., Peascoe R.A., Watkins. T.R., 2000. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface residual stress in finish hard turning of AISI52100 steel. *Manufacturing Science Technology. ASME* 122, 642-649.
- [153] Tonshoff H.K., Arendt C., Ben Amor R., 2000. Cutting of hardened steel. *Annals CIRP* 49(2), 547-566.
- [154] Tonshoff H.K., Brinksmeier E., 1980. Determination of the mechanical and thermal influences on machined surface by microhardness and residual stress analysis. *Annals CIRP* 29(2), 519-530.
- [155] Tonshoff H.K., Wobker H.G., 1994. Wear characteristics of cermet cutting tools. *Annals CIRP* 43(1), 89-92.
- [156] Tonshoff H.K., Wobker H.G., Brandt D., 1995. Tribological aspects of hard turning with ceramics. *Lubrication Engineering* 51(2), 163-168.
- [157] Towards ecologically friendly machining. ECOFRIM, Sponsored by the Commission of the European Union, PL97-8058, 1998-2001.
- [158] Trent E.M., Kenneth P.W., 2000. *Metal Cutting. Fourth Edition. Butterworth-Heinemann.*
- [159] Varadarajan A.S., Philip P.K., Ramamoorthy B., 2002. Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture* 42, 193-200.
- [160] Vomacka P., Walburger H., 2000. Residual stresses due to hard-machining industrial experiences. *Proceedings of the 5th European Conference on Residual Stresses, Switzerland*, 592-597.

- [161] Wakabayashi T., Inasaki I., Suda S., Yokota H., 2003. Tribological characteristics and cutting performance of lubricant esters for semi-dry machining. *Annals CIRP* 52(1), 61-64.
- [162] Wakabayashi T., Suda S., Inasaki I., Terasaka K., Musha Y., Toda Y., 2007. Tribological action and cutting performance of MQL media in machining of aluminium. *Annals CIRP* 56(1), 97-100.
- [163] Warren A.W., Guo Y.B., Weaver M.L., 2006. The influence of machining induced residual stress and phase transformation on the measurement of subsurface mechanical behaviour using nanoindentation. *Surface & Coatings Technology* 200, 3459- 3467.
- [164] Wiesner C., 1992. Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results. *Metallurgical Transactions A*(23), 989-996.
- [165] Weinert K., 2003. Einsatz moderner Schneidstoffe in der Zerspanung. [In:] *Pulvermetallurgie in Wissenschaft und Praxis* 19, 71-95.
- [166] Wienert K., Inasaki I., Sutherland J.W., Wakabayashi T., 2004. Dry machining and minimum quantity lubrication. *Annals CIRP* 53(2), 511-537.
- [167] Weinert K., Loichinger A., 2003. Cooling lubricant flow analysis of internally supplied machining tools. *Proc. 12th International Conference on Fluid Flow Technologies, Budapest, Hungary, Sept. 3-6/2, 275-280.*
- [168] Wójcik R., Stachurski W., Górecki G., 2009. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania na przebieg tworzenia wióra. [W:] *Obróbka skrawaniem T.3 Zaawansowana technika*, red. H. Latoś. Wyd. Uczeln. UTP w Bydgoszczy, 131-138.

KSZTAŁTOWANIE TOCZENIEM WARSTWY WIERZCHNIEJ W WARUNKACH SKRAWANIA NA SUCHO LUB Z MINIMALNYM CHŁODZENIEM I SMAROWANIEM OSTRZA

Streszczenie

Ukształtowana w procesie toczenia warstwa wierzchnia wywiera istotny wpływ na cechy eksploatacyjne wytworzonej części. Stan właściwości wytworzonej warstwy wierzchniej zależy od zastosowanych warunków skrawania, w tym w znacznym stopniu od warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania. Ze względu na szkodliwe oddziaływanie i wysokie koszty powszechnie stosowanych w przemyśle cieczy chłodząco-smarujących, wdrażane są sposoby skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza. Jednakże wyeliminowanie lub istotne ograniczenie udziału cieczy uwarunkowane jest zapewnieniem właściwości obrabianej powierzchni porównywalnych do tych wytworzonych warunkach skrawania z cieczą obróbkową, co wiąże się z odpowiednim doborem warunków skrawania.

W pracy przedstawiono stan rozwoju i badań techniki toczenia na sucho i z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza (MQCL) oraz rezultaty badań wybranych zjawisk fizykalnych procesu toczenia stali C45 i austenitycznej stali nierdzewnej X2CrNiMo17-12-2, a także właściwości warstwy wierzchniej ukształtowanej bez udziału cieczy chłodząco-smarującej – na sucho i minimalnym smarowaniem ostrza (MQL) w porównaniu z konwencjonalnym dopływem emulsji.

Rozdział 1 zawiera opis stanu rozwoju techniki skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza ze szczególnym uwzględnieniem determinantów rozwoju i uwarunkowań technologicznych umożliwiających wyeliminowanie lub istotne ograniczenie ilości cieczy chłodząco-smarującej w procesie skrawania.

Stan badań zjawisk fizykalnych procesu skrawania dotyczących sił i temperatury skrawania, warunków kształtowania wiórów oraz zużycia i trwałości ostrza podczas toczenia na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem prezentuje rozdział 2. W rozdziale 3 zawarto analizę dotychczasowego stanu badań właściwości warstwy wierzchniej.

Posumowanie wymienionych zagadnień zawiera rozdział 4.

Rozdziały 5 i 6 prezentują celowość i zakres oraz metodykę badań. Wyniki badań własnych autora wraz z ich analizą dotyczącą fizykalnych zjawisk procesu toczenia oraz cech ukształtowanej warstwy wierzchniej (chropowatość, falistość, udział materiałowy profilu chropowatości, topografia powierzchni, struktura metalograficzna, naprężenia własne) po toczeniu na sucho lub z minimalnym smarowaniem ostrza zawierają rozdziały 7 i 8.

Podsumowanie całości zagadnień zawartych w pracy, łącznie ze wskazaniem warunków skrawania, w których stosowanie techniki toczenia na sucho i z MQL wymienionych stali jest uzasadnione, oraz kierunków dalszych prac badawczych przedstawiono w rozdziale 9.

W zakończeniu podano bibliografię dotyczącą tematyki pracy.

SURFACE LAYER IN DRY AND MINIMAL QUANTITY COOLING AND LUBRIATION CUTTING CONDITIONS

Summary

The surface layer created in the process of turning has a significant influence on the application related properties of the produced part. These properties largely depend on the used cutting parameters, including the conditions of cooling and lubrication of the cutting zone. Currently, harmful effects of traditional coolants have necessitated an implementation of dry and minimal cooling and lubrication (MQCL) modes of cutting. However, complete elimination or substantial reduction of traditional cooling liquids is only possible if the surface characteristics of the part machined dry or with MQCL are comparable to those after machining with an application of cooling liquids. This is also related to a proper selection of cutting conditions.

The work presents the current state of development and research into dry and minimal lubrication (MQL) machining modes as well as research results of selected physical phenomena present in turning C45 and austenitic stainless X2CrNiMo17-12-2 steels. It also discusses the properties of the surface layer obtained in machining without a cooling liquid –00000 turning dry and in MQL turning, as compared to the properties generated in machining with a conventional supply of emulsion.

Chapter 1 describes the current state of development of dry and MQCL machining, placing an emphasis on its reasons as well as technological conditions which can facilitate elimination or quantitative reduction of conventional coolants.

Chapter 2 presents the state of research into physical phenomena related to the force and temperature of the cutting process, chip forming conditions and tool edge wear in both dry and MQCL machining. Chapter 3 analyzes the current situation of research into the properties of the surface layer.

Chapter 4 summarizes the problems discussed in the previous chapters.

Chapters 5 and 6 present the objectives, range and methodology of the research. The results of the investigations performed by the author together with an analysis of the physical phenomena of the turning process as well as an analysis of the characteristics of the surface layer (roughness, waviness, material bearing ratio, surface topography, metallographic structure, residual stress) obtained in dry and MQL turning are presented in chapters 7 and 8.

Chapter 9 is a summary of all the issues discussed in the work, including a description of machining conditions for the above mentioned types of steel in which dry and MQL modes are recommended. The chapter also presents directions of further research.

The reference section lists the literature related to the topic of this work.