



Politechnika Wroclawska

DZIEDZINA: Nauki Inżynieryjno - Techniczne

DYSCYPLINA: Inżynieria mechaniczna

ROZPRAWA DOKTORSKA

Opracowanie wysokowydajnej technologii wytwarzania zaworu silnikowego ze stali chromowo – niklowej przeznaczonego dla samochodów ciężarowych

Mgr inż. Marta Janik

Promotor:

dr hab. inż. Marek Hawryluk, prof. PWr

Promotor pomocniczy:

dr hab. inż. Marzena Lachowicz, prof. PWr

Słowa kluczowe: zawory do silników spalinowych, silnik, stal chromowo – niklowa, kucie na gorąco, narzędzia

"Realizacja rozprawy doktorskiej była wspierana przez program "Doktorat wdrożeniowy" finansowany przez Ministerstwo Edukacji i Nauki, edycja III, grant nr DWD/3/36/2019"

WROCŁAW 2023

Spis treści

I.	Wstęp.....	5
II.	Studia literaturowe	8
1.	Charakterystyka zaworów do silników spalinowych.....	8
1.1	Wytwarzanie zaworów do silników samochodów osobowych i ciężarowych	10
1.2	Stale stosowane na zawory	12
1.3	Stal chromowo – niklowa NCF3015 (Nireva)	14
1.4	Problemy eksploatacji zaworów	16
2.	Mechanizmy zużycia narzędzi kuźniczych.....	19
2.1	Zużycie ściernie	19
2.2	Zużycie adhezyjne.....	21
2.3	Zmęczenie cieplno – mechaniczne	21
2.4	Odkształcenie plastyczne	22
2.5	Pękanie zmęczeniowe	23
2.6	Utlenianie	23
3.	Metody poprawy trwałości narzędzi kuźniczych.....	25
3.1	Dobór materiału na narzędzia	26
3.2	Konstrukcja i kształt narzędzia	34
3.3	Metody inżynierii powierzchni	35
3.4	Optymalizacja warunków eksploatacyjnych narzędzi kuźniczych.....	40
III.	Cel, teza pracy i metodyka badań.....	45
1.	Cel pracy	45
2.	Teza pracy	45
3.	Metodyka badań dla matrycy wstępnej oraz stempla z II operacji.....	46
IV.	Badania własne.....	48
1.	Analiza obecnie realizowanej technologii wytwarzania zaworów do silników samochodów ciężarowych.....	48
1.1	Kontrola i cięcie materiału wsadowego	48
1.2	Nagrzewanie materiału wsadowego.....	49
1.3	Proces wyciskania i kucia	51
1.4	Starzenie i śrutowanie po kuciu	52
1.5	Cięcie odkuwki na długość	54
1.6	Proces zgrzewania tarcowego, zrywania wypłytki oraz wyżarzania	54

2.	Określenie trwałości dla matrycy wstępnej oraz stempla z II operacji.....	56
3.	Analiza eksploatacji matrycy wstępnej w procesie wyciskania zaworów do silników samochodowych	58
3.1	Skanowanie 3D	58
3.2	Badania mikroskopowe.....	61
3.3	Pomiar twardości	63
4.	Analiza eksploatacji stempla w procesie kucia zaworów do silników samochodowych	65
4.1	Skanowanie 3D	65
4.2	Badania mikroskopowe.....	67
4.3	Pomiar twardości	69
5.	Modelowanie numeryczne procesu kucia	70
5.1	Matryca z I operacji	70
5.2	Stempel z II operacji	74
6.	Wybór metod i sposobów zwiększenia trwałości dla wytypowanych narzędzi: matrycy w I operacji oraz stempla w II operacji	78
6.1	Dobór stali do pracy na gorąco dla matrycy wstępnej z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm	78
6.2	Dobór stali na stempel	83
6.3	Ocena możliwości doboru wkładki węglkowej do kucia	87
6.4	Zastosowanie technik inżynierii powierzchni dla matrycy wstępnej.....	91
6.5	Nagrzewanie materiału wsadowego.....	99
6.6	Zmiana kształtu matrycy wstępnej.....	101
6.7	Zmiana technologii wytwarzania „kaloty” na powierzchni czołowej zaworu silnikowego	104
6.8	Chłodzenie stempla.....	106
6.9	Podsumowanie zrealizowanych prac	109
7.	Implementacja docelowych metod poprawy trwałości w gnieździe produkcyjnym oraz analiza i ocena zastosowanych rozwiązań zarówno dla matrycy w I operacji oraz dla stempla w II operacji.....	113
V.	Podsumowanie i wnioski.....	117
VI.	Literatura	121

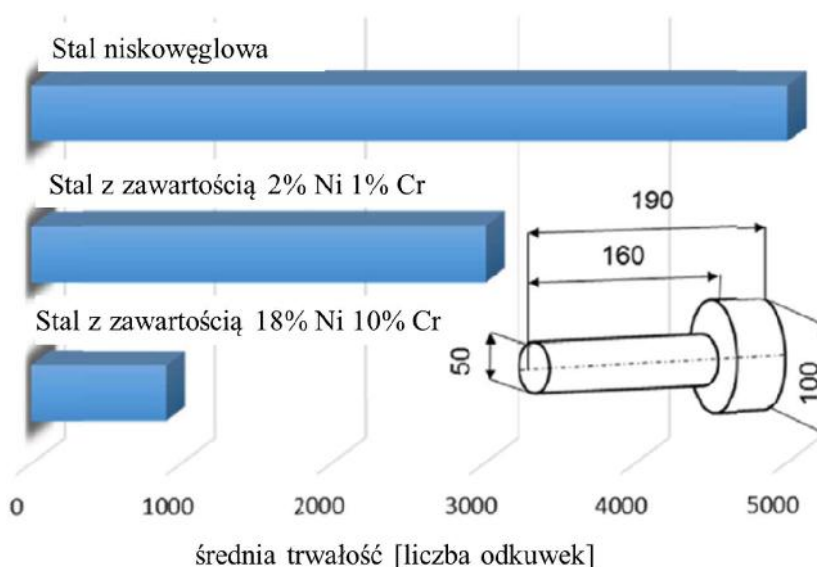
I. Wstęp

Głównym źródłem napędu pojazdów są silniki spalinowe, które stanowią 99,8% światowego transportu [1]. Szacuje się, iż do 2040 roku zapotrzebowanie na silniki spalinowe spadnie do 85 - 90% [2], z kolei na samochody ciężarowe wzrośnie o 4,4% w latach 2022 – 2030 [3]. Niezbędna jest zatem poprawa wydajności i wpływu na środowisko takich silników, aby doprowadzić do znaczącego i realistycznego postępu w zakresie zrównoważonego charakteru transportu. W tym celu konieczne jest wdrożenie wszystkich dostępnych technologii, natomiast hamowanie dalszego rozwoju silników spalinowych poprzez zmniejszanie ich sprzedaży jest krótkowzroczne. W rzeczywistości istnieją duże możliwości wprowadzenia takich ulepszeń, zarówno w perspektywie krótkoterminowej dzięki lepszemu spalaniu, układom oczyszczania i kontroli spalin, jak i w perspektywie średnioterminowej dzięki opracowaniu nowych układów paliwowo – silnikowych [2].

Zaostrzenie norm emisji spalin oraz wprowadzanie do technologii spalania ubogiej mieszanki paliwowej, wpłynęło na rozwój nowych materiałów na zawory do silników samochodowych. Pierwotnie stosowane stale zaworowe w miarę zaostrzania wymagań eksploatacyjnych zaczęły ulegać przedwczesnemu zużyciu, narażając samochody na liczne awarie. W wyniku dążenia rynku motoryzacyjnego do sprostania wymogom klientów, rozpoczęto poszukiwania nowych materiałów, które posiadają doskonałą żarowytrzymałość i żaroodporność, odporność na korozję gazową oraz utlenianie się. Jednym z takich stopów jest stal chromowo – niklowa o handlowej nazwie Nireva, która z uwagi na wysoką cenę niklu jest tańszym odpowiednikiem superstopów na bazie niklu. Stal ta charakteryzuje się strukturą austenityczną z fazą γ' oraz γ'' (Ni_3Nb), główną fazą wzmacniającą stop [4]. W materiale Nireva występuje zwiększona zawartość Cr i Al, które pełnią dominującą funkcję w zakresie zwiększenia odporności na korozję, dodatkowo aluminium poprawia odporność stopu na utlenianie na gorąco, wchodzi również w skład fazy międzymetalicznej $\text{Ni}_3(\text{Al},\text{Nb})$, zwiększając odporność cieplną materiału. Z uwagi na większe powinowactwo C do Ti oraz Nb, z którymi tworzy duże ilości węglików w stopie, chrom może reagować z tlenem z atmosfery na powierzchni stopu i tworzyć warstwę tlenków chromu. Jest to warstwa ochronna, ponieważ jest nieprzepuszczalna dla tlenu oraz innych gazów i płynów z otoczenia zewnętrznego, nie dopuszczając do postępu korozji. Wydzielenia węglików chromu znajdują się na granicach ziaren, natomiast wydzielenia pierwotnych węglikoazotków stopowych są równomiernie rozmieszczone w osnowie austenitycznej [5]. Obecność faz międzymetalicznych jest bardzo ważna ze względu na odporność na wysokie temperatury, niestety utrudnia proces wyciskania i kucia na gorąco, pogarszając odkształcalność, ich twarde cząstki prowadzą do szybszego zużycia narzędzi.

Trudności w kształtowaniu stali umacnianych wydzieleniowo i dobraniu optymalnych parametrów procesu, powodują obniżenie trwałości matrycy w procesie wyciskania (w skrajnych przypadkach nawet po wyciśnięciu jednej sztuki). Problem stanowią bardzo duże

naciski, intensywne tarcie oraz cykliczne zmiany temperatury, co powoduje zmienne i trudne warunki tribologiczne. Efektem takich warunków, a także na skutek dużej drogi tarcia, często dochodzi do blokowania, bądź zakleszczania się wyciskanego materiału w oczku matrycy [6]. Problem trwałości narzędzi do wyciskania i kucia wynika również ze zwiększonej adhezji materiału wsadowego stali chromowo - niklowej (Ni 25-35% oraz Cr 15-20%) do podłoża narzędzia wykonanego ze stali narzędziowej [7]. Kluczowe jest dobranie odpowiednich parametrów technologicznych, m.in. poprawnego nagrzewania materiału wsadowego [8], warunków tribologicznych, w tym smarowania [9], jak i optymalnej konstrukcji narzędzi, zapewniających zmniejszone siły kształtowania, jak i zminimalizowane odkształcenia resztkowe. Na rys. 1 przedstawiono średnią trwałość narzędzi wykonanych z jednego materiału podczas kucia tego samego elementu z różnych gatunków stali. Trwałość w przypadku spęczania stali nierdzewnej typu 304 (o zawartości 18% Ni i 10% Cr) była mniejsza niż jedna piąta trwałości matrycy dla spęczania stali niskowęglowej i mniejsza niż jedna trzecia dla spęczania stali 4340 (o zawartości 2% Ni i 1% Cr).



Rys. 1. Porównanie trwałości narzędzia kuźniczego podczas kucia tego samego elementu wykonanego z różnych stali [10]

Stosunkowo niska trwałość narzędzi stosowanych do wytwarzania zaworów jest konsekwencją zaistnienia wielu występujących z różną częstotliwością zjawisk i mechanizmów niszczących. Do najważniejszych zaliczyć można: zużycie ściernie, zmęczenie cieplno-mechaniczne, odkształcenie plastyczne, pękanie zmęczeniowe, a także zużycie adhezyjne i utlenianie [11]. Dodatkowo cykliczne obciążenia termiczno-mechaniczne, jakim poddawane są narzędzia kuźnicze oraz dynamika i niestabilność procesu kucia powodują, iż jest jednym z najtrudniejszych do analizy procesem wytwarzania. Dlatego uzasadnione jest prowadzenie zaawansowanych, kompleksowych badań pozwalających na analizę zjawisk i mechanizmów

niszczących. Na tej podstawie możliwe będzie podjęcie działań naprawczych i prewencyjnych oraz zaproponowanie metod pozwalających na zwiększenie trwałości narzędzi kuźniczych. Pozwoli to na zmniejszenie jednostkowych kosztów produkcji odkuwek typu zawór oraz innych elementów wytwarzanych w procesach kucia matrycowego.

Rozwój metod podnoszących trwałość narzędzi kuźniczych jest wielokierunkowy i przynosi wymierne efekty. Technolodzy oraz inżynierowie zajmują się ciągłym doskonaleniem całych narzędzi, warstwy wierzchniej narzędzia oraz jego środowiska pracy. W przypadku samych narzędzi bardzo ważny jest poprawny dobór materiału do pracy na gorąco, jego obróbka cieplna lub rzadziej stosowana obróbka podzerowa i wymrażanie. Nie mniej istotna, wpływająca na trwałość narzędzi kuźniczych, jest kwestia przygotowania odpowiedniej konstrukcji i kształtu matrycy. Kolejna grupa metod poprawiająca parametry eksploatacyjne narzędzi to modyfikacja warstwy wierzchniej, a do najczęściej stosowanych technik możemy zaliczyć obróbkę cieplno – chemiczną, w szczególności azotowanie. Znane są także i chętnie stosowane techniki spawalnicze, wiązkowe, hybrydowe i metody mechaniczne. Ostatnia grupa metod zwiększająca trwałość narzędzi związana jest ze środowiskiem pracy, czyli ich chłodzenie, stosowanie środków smarno – chłodzących oraz automatyzacja i robotyzacja procesu. Do każdego procesu produkcyjnego należy podchodzić indywidualnie, ponieważ zastane warunki eksploatacyjne narzędzia mogą wymagać bądź to łączenia znanych technik podnoszących ich trwałość, bądź nawet powodować konieczność opracowania nowych metod. Dążąc do celu, jakim jest wzrost trwałości narzędzia, należy bowiem wykorzystywać jak najszersze spektrum technik i inżynierii.

Wskazane jest dalsze prowadzenie zaawansowanych badań i prac B+R w tym obszarze, w szczególności w przypadku trwałości narzędzi kuźniczych w procesach kucia matrycowego innych stali niż węglowe, czyli np. stali austenitycznych. Przyczyni się to do jeszcze lepszego poznania zjawisk zachodzących w materiałach narzędziowych do pracy na gorąco, stosowanych na narzędzia kuźnicze w trakcie ich eksploatacji oraz wpływu warunków panujących w procesach kucia na zmiany w warstwie wierzchniej oraz mikrostrukturze narzędzi. Powinno to pozwolić na opracowanie i dobór optymalnych rozwiązań w zakresie usprawnienia technologii produkcji zaworów ze stali chromowo - niklowej, która cechować się będzie wysoką odpornością na mechanizmy niszczące, zwiększając trwałość oprzyrządowania kuźniczego.

II. Studia literaturowe

Nowe materiały zaworowe są wyzwaniem technologicznym w procesie kształtowania zaworów silnikowych, zwłaszcza w kontekście narzędzi do ich wytwarzania w procesach kucia matrycowego na gorąco. Potrzeba udoskonalania stali stosowanych na zawory jest spowodowana rygorystycznymi wymaganiami stawianymi silnikom spalinowym. Zaostrzenie norm dotyczących emisji spalin sprawia, iż mieszanki paliwowe mają uboższy skład. W związku z tym środowisko pracy zaworów w silnikach spalinowych jest coraz bardziej agresywne. W związku z tym rosną żądania stawiane zaworom. Aby wydłużyć ich czas eksploatacji producenci stali rozpoczęli prace nad nowymi kompozycjami stali stosowanych na zawory, a także nowymi technologiami wytwarzania ze szczególnym uwzględnieniem trwałości narzędzi. Podczas analizy stanu zagadnienia, zwrócono uwagę na kluczowe aspekty takie jak: problematyka eksploatacji i wytwarzania zaworów, mechanizmy zużycia narzędzi kuźniczych oraz metody poprawy ich trwałości.

1. Charakterystyka zaworów do silników spalinowych

Niezbędnym elementem każdego silnika spalinowego są zawory, które w zestawie z wałem rozrządu, wałem korbowym, cylindrem oraz tłokami, biorą udział w procesie spalania mieszanki paliwowej. Głównym zadaniem zaworów w silniku samochodowym jest otwieranie oraz zamykanie w odpowiednim momencie komory spalania, w celu umożliwienia swobodnego przepływu gazów. Zawory dzielimy na ssące i wydechowe. Zawory ssące mają większy talerz zaworowy, aby umożliwić tenże przepływ gazu, mogą być również wykonane z niższej jakości materiałów, ponieważ są chłodzone świeżym powietrzem. Natomiast zawory wydechowe są mniejsze oraz muszą mieć większą odporność termiczną, gdyż są narażone na działanie wysokich temperatur, rzędu 800 °C. Rysunek 2 przedstawia schemat zaworu z podziałem na najważniejsze jego części, wraz z rodzajem zużycia danego obszaru.



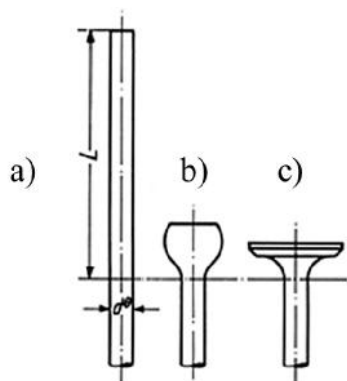
Rys. 2. Konstrukcja zaworu z charakterystycznymi obszarami [12]

Ze względu na warunki eksploatacyjne przede wszystkim należy zwrócić uwagę na końcówkę trzonka, tzw. stopę zaworową, trzonek oraz głowę zaworu. Końcówka zaworu musi być odporna na zużycie ściernie, trzonek powinien mieć dużą wytrzymałość na rozciąganie oraz odporność na ścieranie, natomiast głowa zaworu powinna mieć dużą wytrzymałość na zmęczenie cieplne, dobrą przewodność cieplną, odporność na korozję gazową oraz zachowywać stabilną mikrostrukturę. Rosnące wymagania stawiane zaworom [13] są w głównej mierze związane z restrykcyjnymi przepisami związanymi z ochroną środowiska, a w szczególności ze zmniejszeniem ilości produktów spalania, które posiadały bardzo dobre właściwości smarne. W związku z tym, aby zużycie adhezyjne, ściernie i oksydacyjne nie wzrastało, należało rozpocząć poszukiwania nowych materiałów na gniazda zaworowe oraz zastosować zmiany konstrukcyjne dla zaworów. Zawory pracując w trudnych tribologicznie warunkach, są narażone na działanie wysokich temperatur, uderzenia z dużą prędkością oraz środowisko korozyjne, w związku z tym obszar przylgni zaworowej jest narażony na zużycie ściernie poprzez równomiernie rozłożone, cykliczne uderzanie w gniazdo zaworu [14, 15]. Taki styl pracy jest charakterystyczny dla dużych silników, które muszą przetrwać setki milionów cykli, dlatego należy z wielką starannością dobierać materiały i konstruować zawory. Stal zaworowa stosowana na głowę zaworową powinna charakteryzować się wysoką twardością w wysokich temperaturach, odpornością korozyjną oraz na pęczanie. Z tego powodu bardzo popularnym rozwiązaniem było napawanie przylgni zaworowych. Autor publikacji [16] uważa, że zawory ssące mają nie mniej poważne problemy ze zużyciem gniazd zaworowych co zawory wydechowe, ponieważ w przypadku zaworów wydechowych produkty spalania mogą mieć działanie smarujące, tworząc powłokę ochronną, natomiast na zaworach ssących takie zjawiska nie zachodzą. Uważa, iż zawory ssące są narażone na występowanie trzech rodzajów zużycia, tj. zużycie adhezyjne, ściernie oraz odkształcenie plastyczne. Konstrukcja zaworu, środowisko pracy, rodzaj stosowanej mieszanki paliwowej oraz produkcja mają znaczący wpływ na trwałość zaworów. Zawory ssące i wydechowe mają różne konstrukcje w zależności od rodzaju silnika [17]. Mogą być to zawory monolityczne, bimetaliczne, monolityczne ze spawaną stopą zaworową, wydrążonym trzpieniem wypełnionym sodem w celu przyspieszenia chłodzenia oraz zmniejszenia masy zaworu, a także zawory z umocnieniem przylgni zaworowej przez napawanie plazmowe [18]. Zawory wydechowe przeważnie są bimetaliczne, mające strukturę: głowa zaworu – austenityczną, natomiast trzpień jest martenzytyczny. Zawory ssące przeważnie są monolityczne o strukturze martenzytycznej. Dodatkowo większość trzoneków zaworowych jest chromowana lub azotowana w celu zwiększenia twardości i wytrzymałości na ścieranie. Zawory wydechowe w silnikach HDDE (Heavy duty diesel engines) mogą osiągać temperaturę nawet 820 °C. Wybierając materiał na zawory wydechowe należy wziąć pod uwagę następujące parametry: wytrzymałość zmęczeniowa w wysokiej temperaturze, odporność na zużycie,

odporność korozyjna, kompatybilność z pozostałymi komponentami, koszty materiału i wytworzenia.

1.1 Wytwarzanie zaworów do silników samochodów osobowych i ciężarowych

Znane są dwie technologie wytwarzania zaworów do silników samochodowych, są to: spęczanie oporowe pręta, a następnie kucie głowy zaworowej oraz wyciskanie i kucie z wałeczka. Najbardziej popularną technologią jest spęczanie oporowe, a następnie kucie w matrycach zamkniętych. Jest to technologia dość dobrze opanowana i rozwijania od lat.



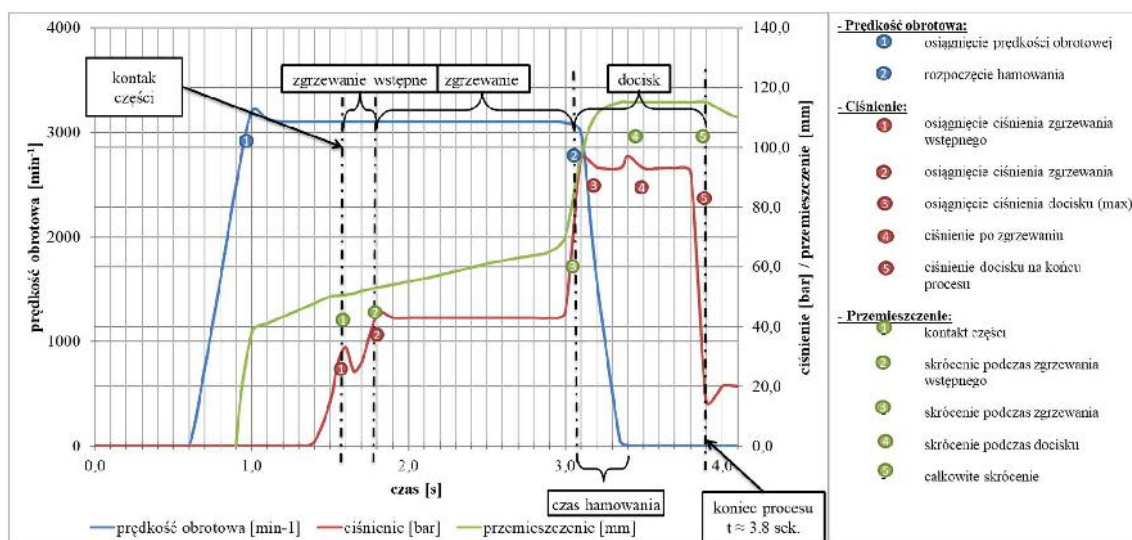
Rys. 3. Widok: a) pręta przed procesem spęczania, b) przedkuwki po procesie spęczania, c) ukształtowanej głowy zaworowej w procesie kucia [19]

W pierwszym etapie mamy cięcie długościowe pręta, następnie w zależności od potrzeb zgrzewanie i szlifowanie przelotowe lub tylko fazowanie. Ważnym wskaźnikiem jest stosunek długości pręta do jego średnicy (rys. 3a), aby nie doszło do wyboczenia pręta podczas procesu spęczania (rys. 3b). Proces spęczania polega na miejscowym nagraniu trzonka, a następnie spęczaniu go do wymaganego kształtu. Mechanizm grzewczy jest generowany przez opór elektryczny obrabianego plastycznie pręta. Chwytnak pełni funkcję katody elektrycznej, natomiast płytki spęczająca anody elektrycznej, prąd płynie z płytki spęczającej do chwytaka i gdy pręt osiągnie wymaganą temperaturę transportowany jest do procesu kucia na gorąco. Ważne jest, aby pręty przed procesem spęczania zostały poddane procesowi fazowania, polegającemu na zaokrągleniu końcówki pręta pod odpowiednim kątem oraz na określonej technologicznie grubości, aby nie generować dodatkowych wad na powierzchni czołowej talerza, związanych z nieodpowiednim rozkładem temperatur w spęczanym elemencie [20]. Główną przyczyną defektów powstałych w procesie spęczania to przegrzanie lub zakucie spowodowane zbyt wysoką lub za niską temperaturą. Nowoczesne stacje spęczające są wyposażone w systemy sterujące prądem, prędkością posuwu cylindrów spęczających, ciśnieniem. Podczas spęczania korzystne dla jakości produktu jest tzw. „sferyczne spęczanie”, w wyniku którego tworzy się kulisty kształt, oznacza to, iż proces przebiega stabilnie, a odkształcenie jest jednorodne [21]. Należy tak dobrać parametry, aby nie dochodziło do deformacji kuli w postaci głębokich rowków, które występują jako wady na gotowym

wyrobie, natomiast tworzą się we wstępnej fazie formowania [22]. Według autorów pracy [23] można ją wyeliminować poprzez zastosowanie trójstopniowego trybu prądowego. Polega to na użyciu niskiego prądu we wstępnej fazie spęczania, aby materiał odkształcał się stabilnie. Następnie zastosowano wysoki poziom prądu, związane jest to z utrzymaniem wysokiej temperatury po uformowaniu sfery i w ostatnim etapie następuje powrót do niskiego prądu, aby nie doszło do przegrzań. Wzrost napięcia grzania wpływa na szybkość nagrzewania oraz na wzrost średnicy obrabianego przedmiotu. Dodatkowo na wzrost średnicy obrabianego przedmiotu wpływa przyłożone obciążenie spęczające [24]. Zawory wykonane w technologii spęczania i kucia są niejednorodne w całej objętości, jest to związane z punktowym nagrzewaniem pręta. Przygotowanie materiału wejściowego do procesu również jest kosztowne, pręt powinien być w odpowiedniej chropowatości, wskazana jest wąska tolerancja dla średnicy pręta. Wymagania stawiane dostawcom stali powodują, iż musi on posiadać odpowiedni park maszynowy oraz laboratoria pomiarowe, aby sprostać oczekiwaniom klienta, co ma odzwierciedlenie w cenie.

W przypadku technologii wyciskania i kucia wyniki badań mikrostruktury pokazują, że elementy produkowane tą metodą mają jednolitą mikrostrukturą i doskonałe własności mechaniczne [25]. Dodatkowo dostarczane pręty są w większych średnicach, a także z zachowaniem mniejszej tolerancji na średnicy oraz wyższej chropowatości, co wpływa na niższą cenę materiału wsadowego. Wytwarzanie zaworów metodą wyciskania i kucia rozpoczyna się od ścinania prętów na gorąco w celu utworzenia przedkuwki w kształcie wałków. Następnie wałki te są poddane procesowi bębnowania w celu usunięcia ostrych krawędzi pozostałych po ścinaniu [26]. Po pocięciu przedkuwka jest podgrzewana, albo za pomocą pieca, albo nagrzewnicy indukcyjnej do odpowiedniej temperatury i następnie transportowana do pierwszej operacji kształtowania na prasie mechanicznej [27]. Pierwsza operacja formowania polega na wyciskaniu wałeczka w celu uformowania trzonka zaworu. Używany smar służy do kontrolowania wymiany ciepła i zmniejszania tarcia międzyfazowego. Zaletą procesu wyciskania jest trójosiowy stan naprężeń (ściskanie) oraz brak strat w materiale, natomiast do wad procesu zaliczymy duże naciski jednostkowe oraz małą trwałość narzędzi [28, 29]. Po wyciśnięciu część jest wyrzucana z pierwszego gniazda i przenoszona do drugiego stanowiska formowania na tej samej prasie, ręcznie lub za pomocą automatycznego manipulatora. W drugiej operacji kucia jest głowa zaworu. Należy zapewnić wystarczającą ilość materiału do wypełnienia wnęki odkuwki, aby nie powstały sztuki brakowe. Zbyt duża ilość materiału powoduje, iż powstaje wypływka w miejscu łączenia górnego narzędzia z dolnym, powodując trudności podczas obróbki mechanicznej. Na drugiej stacji ponownie stosuje się smar w celu umiarkowanego przenoszenia ciepła i zmniejszenia tarcia. Po odkuciu zawór jest transportowany poza prasę. W jednym cyklu prasy następuje zarówno proces wyciskania i kucia. Po kuciu zawory poddawane są obróbce cieplnej oraz prostowaniu.

Odrębną grupę stanowią zawory bimetaliczne, które poddawane są procesowi zgrzewania tarcowego [30]. Przed zgrzewaniem łączone komponenty należy przyciąć na odpowiednią długość, przygotowane elementy poddaje się trwałem połączeniu. Zgrzewanie tarcowe składa się z kilku etapów. Zgrzewanie wstępne, które trwa kilka milisekund, gdzie nieruchomy talerzyk z obracającym prętem stykają się ze sobą, po czym rozpoczyna się proces zgrzewania właściwego. Prędkość obrotowa trzonka oraz ciśnienie utrzymują się na stałym poziomie, rośnie temperatura w miejscu łączenia, przemieszczenie komponentów względem siebie wynosi kilka milimetrów. Ostatnim etapem jest docisk, następuje zatrzymanie obrotów trzonka, znacznie wzrasta siła oraz jest nieznaczne przemieszczenie trzonka i talerzyka względem siebie, w wyniku którego zgrzewane elementy zostają trwale połączone – poszczególne kroki zgrzewania tarcowego przedstawia rys. 4 [31].



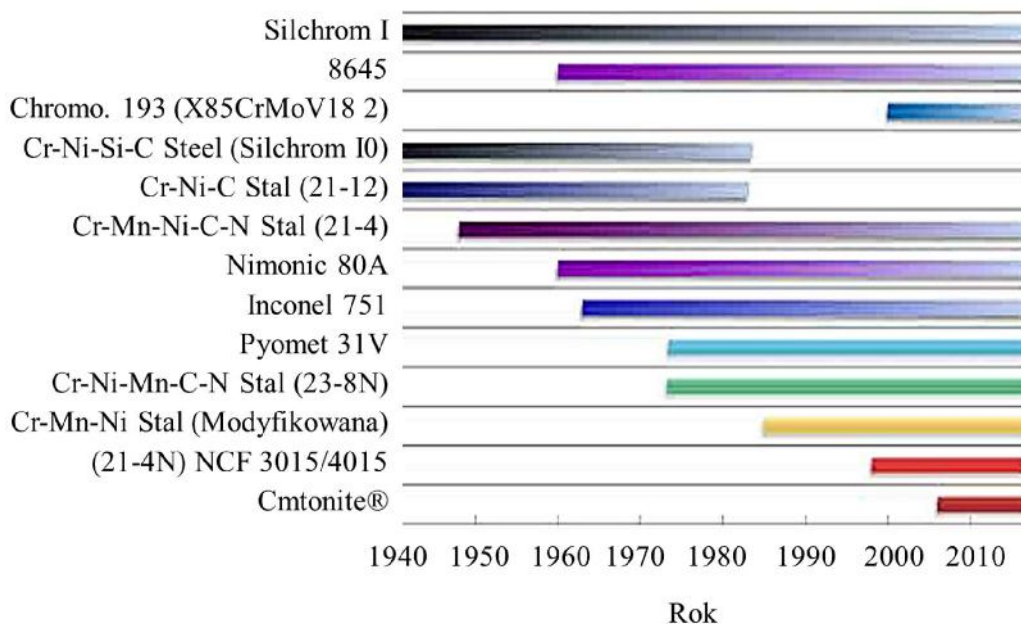
Rys. 4. Typowy przebieg procesu zgrzewania tarcowego

Niebieska krzywa przedstawia prędkość obrotową trzonka, zielona to wartość przemieszczenia, natomiast czerwona ciśnienie. Wszystkie wartości są przedstawione w funkcji czasu. W miejscu łączenia materiałów powstaje wypływka, którą należy usunąć. Można to zrobić zarówno na maszynie do zgrzewania wyposażoną w matrycę do zrywania wypływki lub na osobnym urządzeniu, gdzie wypływka jest podgrzewana, a następnie ścinana. Po obu procesach należy ponownie wyżarzyć zawór, aby ujednorodnić twardość łączonych komponentów, eliminując karby strukturalne.

1.2 Stale stosowane na zawory

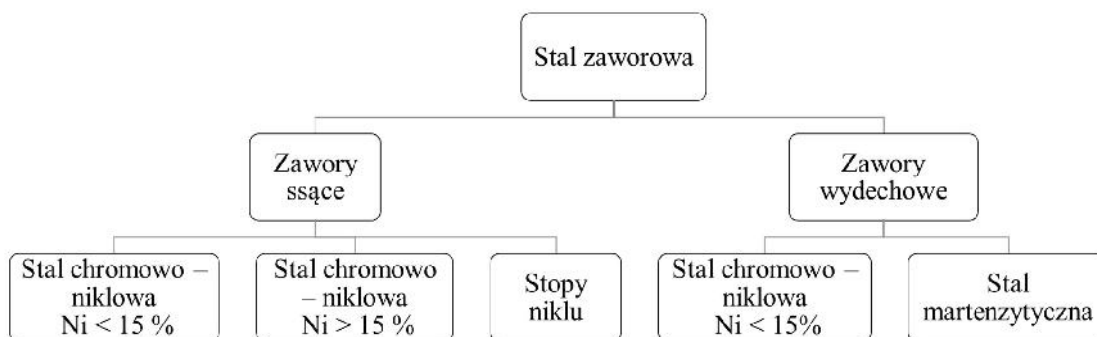
Rozwój stali zaworowych był związany z zapotrzebowaniem rynku motoryzacyjnego. Wiązało się to z ulepszaniem komponentów silnikowych w celu zwiększania wydajności i osiągnięć oraz z wymaganiami stawianymi silnikom spalinowym przez restrykcyjne przepisy środowiskowe, gdyż nowe mieszanki paliwowe stwarzają agresywniejsze środowisko pracy

[32]. W związku z tym należało opracować i wdrożyć nowe materiały na zawory silnikowe, które będą odporne na działanie wyższych temperatur i naprężeń mechanicznych, korozję oraz zużycie ścierne. Rodzaj stosowanych stali na zawory do silników HDDE na przestrzeni ostatniego wieku został zaprezentowany na rys. 5.



Rys. 5. Materiały i przybliżony czas ich stosowania na zaworach w silnikach HDDE [17]

Zawory wydechowe są głównie bimetaliczne, t.j. głowa zaworu wykonana ze stali chromowo - niklowej lub nadstopu niklu, natomiast trzonek ze stali martenzytycznej. Zawory ssące są przeważnie monolityczne wykonywane ze stali martenzytycznej a przyjęty podział został przedstawiony na rys. 6.



Rys. 6. Podział stali zaworowych

Jednym z pierwszych stosowanych materiałów na zawory wydechowe była stal chromowo - niklowa, z niższą zawartością niklu [33, 34]. Na głowach zaworowych wykonanych z tych materiałów obserwowano silne zużycie adhezyjne, dlatego w celu zwiększenia odporności narażonych na ścieranie obszarów zaczęto stosować warstwy napawane. Materiały [35]

stosowane na napowiny to stopy stelliteowe na bazie kobaltu z węglkami, których typ jest zależny od ilości węgla w stopie i mający wpływ na wzrost twardości warstwy. Podstawowym zadaniem warstwy napawanej jest wzrost odporności na ścieranie oraz korozję w wysokich temperaturach. Rozwijając stale zaworowe na potrzeby rynku motoryzacyjnego został skomponowany stop 23-8N (X33CrNiMnN23-8). Jest to stop umacniany wydzieleniowo o wysokiej twardości w wysokich temperaturach. Ważnym składnikiem tego stopu jest azot, który jako pierwiastek austenitotwórczy, powoduje poprawę właściwości mechanicznych w podwyższonych temperaturach. Również bardzo popularną oraz powszechnie stosowaną jest stal austenityczna 21-4N mod. (X50CrMnNiNbN21-9/4.1882), która jest stałą żaroodporną o wysokiej odporności na utlenianie, korozję i jest umacniania wydzieleniowo poprzez równomiernie rozmieszczone węglki i azotki w osnowie austenitycznej. Wcześniej stosowano warstwy napawane na miejsca najbardziej narażone na zużycie tribologiczne na głowie zaworowej, które okazały się we współczesnym świecie rozwiązaniem zbyt kosztownym. Rozpoczęto poszukiwania nowych materiałów spełniających wymagania agresywnego środowiska, a przy tym nie generujących znacznych kosztów. Do takich rozwiązań możemy zaliczyć stale austenityczne z dużą zawartością niobu, np. NCF3015, których zadaniem jest poprawa odporności mechanicznej na zużycie poprzez wytrącenie drobnodispersyjnych faz γ' ($\text{Ni}_3(\text{Al},\text{Ti})$) i γ'' (Ni_3Nb). W przypadku stopów z niższą zawartością niklu natomiast wyższą zawartością chromu i niobu, uzyskujemy lepszą odporność korozyjną oraz zmęczeniową. Warto wspomnieć, iż materiał z większą ilością Nb (VAT32 - Villares) ma mniejszy zakres temperatur, w których może być poddawany obróbce plastycznej, w szczególności spęczaniu. Dodatkowo należy podkreślić, iż stale austenityczne są bardziej korzystne ekonomicznie od stopów niklu, gdyż cena niklu generuje największe koszty. Mimo to często wykorzystywane przy produkcji zaworów bimetalicznych są stopy niklu na głowę zaworową, natomiast trzonek jest ze stali martenzytycznej [36]. Powszechnie stosowanym materiałem jest Nimonic 80A, posiada on wysoką wytrzymałość i odporność na korozję. Zawory z tego stopu narażone są na pracę w temperaturach 500 – 800 °C. Innym przykładem stopu na bazie niklu jest Inconel 751, posiada on bardzo dobre właściwości mechaniczne w wysokich temperaturach oraz wysoką odporność korozyjną [37].

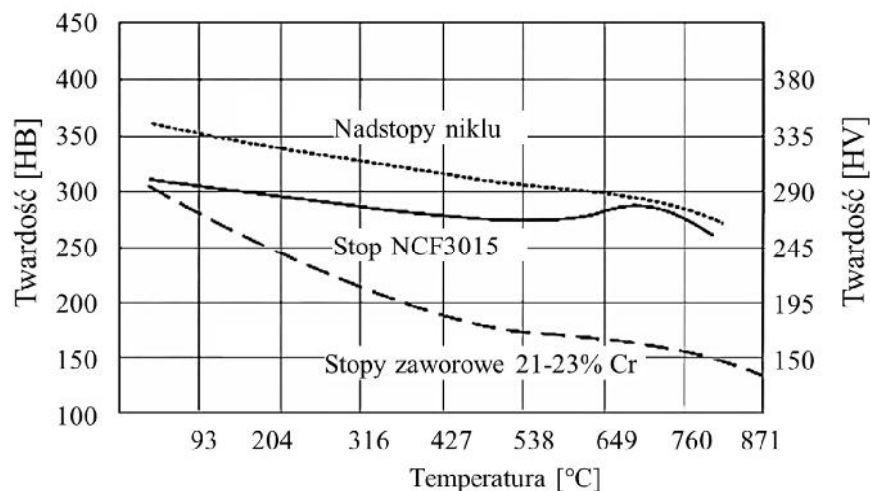
1.3 Stal chromowo – niklowa NCF3015 (Nireva)

Nireva jest stopem utwardzanym wydzieleniowo na bazie żelaza i niklu. Stop powstał z uwagi na potrzeby wysokich wymagań wytrzymałościowych oraz odporności na korozję do temperatury 760 °C. Dodatkowo jest tańszym odpowiednikiem nadstopów niklu poprzez mniejszą zawartość drogiego dodatku stopowego, jakim jest nikiel [38]. Skład chemiczny stali NCF3015 wg specyfikacji technicznej producentów stali zaprezentowano w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny materiału NCF3015 [%]

Pierwiastek	C	P	S	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Al	Ti	Nb
Nireva	max 0,08	max 0,015	max 0,010	max 0,50	max 0,5	13,5- 15,5	30,0 - 33,5	0,4 - 1,0	1,6 - 2,2	2,3 - 2,9	0,4 -0,9

Stal ta posiada wysoką odporność na działanie wysokich temperatur dzięki fazie międzymetalicznej $Ni_3(Al, Ti, Nb)$ oraz wyższą odporność na utlenianie się dzięki obecności aluminium. Zastosowanie w większych ilościach niż w konwencjonalnych stopach chromu i aluminium, zwiększa odporność na korozję tej stali. Chrom odpowiada za tworzenie pasywnej warstwy tlenku chromu na powierzchni materiału, co zapobiega procesowi korozyjnemu. Aluminium tworzy fazę międzymetaliczną $Ni_3(Al, Nb)$ poprawiając odporność cieplną Nirewy. Dodatek tytanu i niobu w pierwszej kolejności powoduje tworzenie węglików, ze względu na bardzo duże powinowactwo tych pierwiastków do węgla. Powstałe węgliki zwiększają odporność na zużycie ściernie stali. Nie połączone z węglem Ti i Nb łączy się z Ni tworząc fazy międzymetaliczne γ' oraz γ'' , zwiększając odporność na działanie wysokich temperatur stali NCF3015, poprawiając odporność na pełzanie. Zmniejszona całkowita zawartość tytanu w stopie przez dodatek niobu w ilościach większych niż 1,2% poprawia jego podatność na obróbkę na gorąco, ponieważ ciągliwość stopu na gorąco jest zagrożona do ilości powyżej 4,0% dla sumy zawartości tytanu i aluminium; pożądana wartość wynosi $(Ti+Al) < 4,0\%$ wg patentu [5]. Szczegółowo dobrana kompozycja stali Nireva spełnia wymagania stawiane zaworom zarówno ssącym, jak i wydechowym. Prawidłowo przeprowadzona obróbka cieplna stali NCF3015 polega na przesycaaniu prowadzonym w temperaturze 1050°C, a następnie starzeniu w temperaturze 750°C przez 4h.



Rys. 7. Zależność twardości od temperatury dla stali zaworowych [38]

Na rys. 7 zaprezentowano jak zmienia się twardość dla stali NCF3015, stopu żelaza o zawartości chromu 21 – 23% oraz nadstopu niklu w zależności od temperatury. Wraz

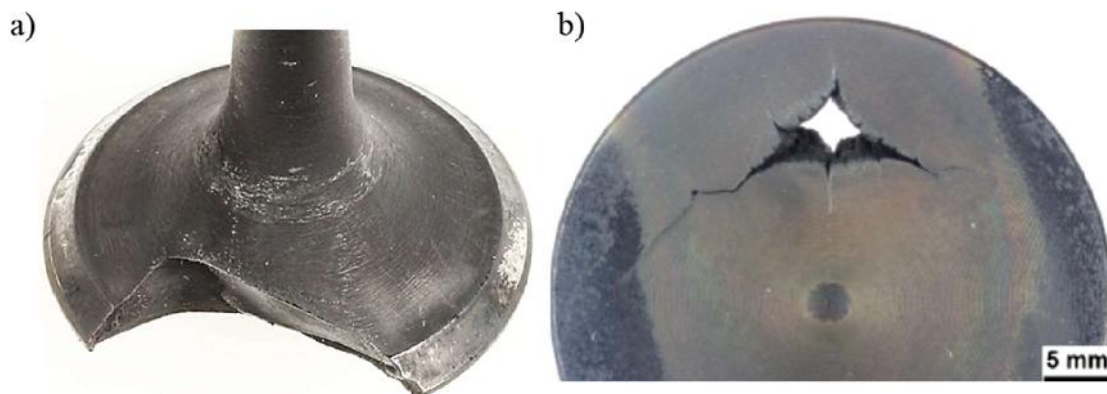
ze wzrostem temperatury twardość Nirevy zbliża się do twardości nadstopu niklu i osiąga około 260 HV, natomiast twardość stopu żelaza dynamicznie spada do wartości 150 HV w temperaturze 760°C. Materiał NCF3015 spełnia cechy stawiane stalom zaworowym pracującym w wysoko obciążonych silnikach spalinowych, dlatego jest chętnie stosowany na zawory ciężarowe [38].

1.4 Problemy eksploatacji zaworów

Zmiana jakości paliwa ma bezpośredni wpływ na zużycie przylgni zaworowej, szczególnie w przypadku zaworów wydechowych, ponieważ mają one bezpośredni kontakt z paliwem, który podczas pracy zaworu wydechowego tworzy na nim cienki film zabezpieczający przed zużyciem tribologicznym [39]. Natomiast zawory ssące od zawsze były narażone na zużycie tribologiczne w obszarze przylgni, ponieważ nie występuje na nich film oraz inne substancje zmniejszające współczynnik tarcia. Dominujące znaczenie przy tego rodzaju zużyciu ma rodzaj zastosowanego materiału, zarówno na zawory, jaki i na wkładki gniazd zaworowych. Twardość użytych materiałów oraz kompatybilność mikrostruktur obu elementów ma ogromne znaczenie dla mechanizmów zużycia zachodzących podczas kontaktu [40]. Twardsze materiały zużywają się wolniej, dlatego bardzo ważne jest dopasowanie wkładki i gniazda zaworowego, aby zmniejszyć zużycie adhezyjne, ścinanie oraz naklejanie się materiału z zaworu lub gniazda [16]. Innym czynnikiem wpływającym na zużycie przylgni zaworowej w kontakcie z gniazdem zaworowym jest liczba wykonanych cykli. Wraz ze wzrostem ilości cykli wzrasta zużycie na obu powierzchniach, natomiast tempo zużycia maleje w trakcie pracy zaworu, ponieważ naprężenia stykowe maleją. Również inny jest rodzaj zużycia w zależności od obciążenia, przy niższych obciążeniach dominuje zużycie adhezyjne, natomiast przy wyższych odkształcenie w wyniku działania naprężeń ścinających [41]. W wyniku tarcia obu powierzchni wzrasta temperatura, natomiast zużycie maleje, ponieważ na powierzchni styku tworzy się warstwa tlenków, która zapobiega kontaktowi metal – metal [42]. Problem pojawia się w przypadku wzrostu temperatury dla zaworów ssących, ponieważ przeważnie są one wykonane ze stali martenzytycznej i wraz ze wzrostem temperatury mogą ulec odpuszczeniu, co w konsekwencji może prowadzić do większej podatności na odkształcenie plastyczne. Do takiej sytuacji nie dochodzi w przypadku zaworów wydechowych, którą są wykonywane ze stali austenitycznej. Autorzy publikacji [43] przedstawili wyniki mechanizmów zużycia przylgni zaworu wydechowego wykonanego z różnych stopów o strukturze austenitycznej oraz gniazd zaworowych wykonanych z dwóch różnych materiałów. Zaobserwowali, iż im wyższa temperatura tym mniejsze zużycie, również dla mechanizmów zużycia znaczenie miała kompatybilność obu materiałów oraz rodzaj zastosowanego materiału na przylgnię zaworową. Z powodu wielu zmiennych występujących w kontakcie przylgni zaworowej z gniazdem zaworowym, powstały modele określające stopień zużycia [44]. Empiryczny model zużycia pozwala na obliczenie objętości usuniętego materiału

poprzez uderzanie zaworu podczas otwierania i zamykania oraz poślizg cierny wywołany ciśnieniem spalania. Bardzo dobre właściwości tribologiczne, mniejsze zużycie ściernie oraz większą twardość w temperaturach 700°- 800 °C posiadają stale z dużą zawartością niklu oraz z obecnością faz γ' oraz γ'' , zastępując z powodzeniem stopy niklu oraz zawory z napawaną stellite przyłgnią [45].

Duże ciśnienie w komorze spalania, wysoka temperatura oraz cykliczna praca przyłgni zaworowej sprawia, iż głowa zaworu narażona jest na pęknięcia zmęczeniowe (rys. 8).



Rys. 8. Widok: a) pęknięcia zmęczeniowego napawanej głowy zaworowej, b) wypalenia na powierzchni czołowej talerza

W miarę rozwoju technologii wytwarzania zaworów oraz podczas pracy nad nowymi kompozycjami materiałowymi, opracowano stopy niklu oraz stale z większą zawartością niklu, posiadające znacznie wyższą wytrzymałość zmęczeniową, pozwalając na bezkolizyjną pracę przez wiele milionów cykli [45, 46].

Ważnym aspektem życia zaworów jest odporność na utlenianie oraz korozję gazową. Środowisko pracy zaworów jest bardzo agresywne, wewnątrz komory spalania panują wysokie temperatury (około 800 °C) oraz znajdują się substancje chemiczne, będące katalizatorami korozji. Stale żaroodporne tworzą ochronną warstwę tlenków (przeważnie tlenku chromu), która powinna stanowić barierę przed korozyjnym działaniem gazów. Zgorzelina powinna być szczelna, ponieważ w przypadku uszkodzenia warstwy tlenków w wyniku zużywania się powierzchni przyłgni, korozja następuje bardzo szybko [47]. Nadstopy niklu mają lepszą odporność na utlenianie niż stale austenityczne w zakresie temperatur do około 800 °C, powyżej tej temperatury następuje bardzo szybki przyrost warstwy tlenków oraz atak korozji gazowej [48]. Również w przypadku nadstopów niklu uszkodzenia oraz zarysowania zgorzeliny będą powodowały, że powstaną ogniska korozyjne. W przypadku korozji gazowej duże znaczenie ma skład chemiczny zastosowanych stali zaworowych, temperatury panujące w komorze spalania, skład mieszanki paliwowej oraz obecność ochronnej warstwy tlenków [49, 50].

Naprężenia termiczne oraz najwyższe temperatury podczas pracy zaworu panują na talerzu zaworowym. Szczególnie obciążona jest przyłgni oraz powierzchnia czołowa

talerza [51]. Znane są również sytuacje, że dochodziło do przegrzań nadstopów niklu typu Inconel 751 [52, 53], które ulegają przestarzeniu. Ich twardość maleje do wartości zbliżonych do tych po przesycaeniu, spada wytrzymałość zmęczeniowa, pojawia się siatka pęknięć, która prowadzi do bezpośredniego uszkodzenia zaworu. Podobne badania zostały wykonane dla stopu Pyromet 31V [54], gdzie wraz ze wzrostem temperatury do 800 °C znacznie malała twardość stopu zarówno po 1000h oraz 3000h przeprowadzonych testów, następował również znaczny rozrost fazy γ' . Podczas eksploatacji mikrostruktura ulega przemianom, które prawdopodobnie pogarszają własności eksploatacyjne.

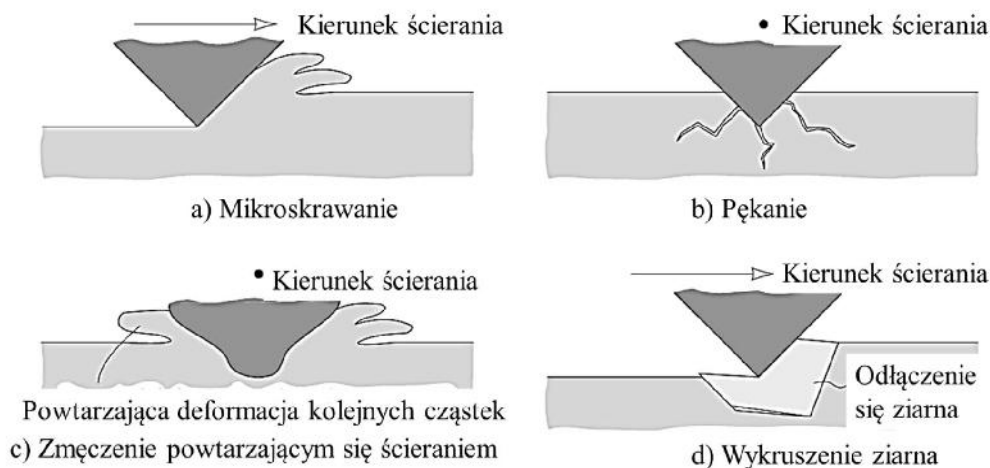
Wybierając proces wyciskania i kucia do produkcji zaworów, uzyskuje się lepsze własności mechaniczne produkowanego komponentu, kosztem bardzo niskiej trwałości narzędzi spowodowanej m.in. wysokimi naprężeniami jednostkowymi na matrycy wstępnej, wysoką temperaturą procesu czy też zmiennymi warunkami tribologicznymi. W przypadku wytwarzania zaworów kluczowym aspektem jest trwałość narzędzi do kucia, bowiem cena odkuwki jest mocno zależna od liczby wyprodukowanych sztuk przez dane narzędzie. Kolejnym aspektem zmniejszającym trwałość narzędzi jest zastosowany materiał zaworowy, a w szczególności stal chromowo - niklowa umacniana wydzieleniowo, z trudno rozpuszczalnymi węglkami chromu na granicach ziaren austenitu, a także węglkami prostymi wewnątrz ziaren. Wówczas nie dochodzi do rozpuszczenia węglików znajdujących się na granicach ziaren, pozostawiając jego twardość na poziomie materiału w stanie dostawy, powodując m.in. blokowanie się przedkuwki w matrycy. Dodatkowo stal chromowo - niklowa charakteryzuje się zwiększoną adhezją do narzędzia, co również pogarsza jej własności eksploatacyjne i wpływa na przyspieszone zużycie narzędzi. Mechanizmy niszczące, wpływające na trwałość narzędzi do pracy na gorąco, zostały szczegółowo omówione w rozdziale 2.

2. Mechanizmy zużycia narzędzi kuźniczych

W wyniku eksploatacji narzędzia kuźnicze są narażone na działanie wielu mechanizmów niszczących, dyskwalifikujących z dalszego użycia. Często, w przypadku złożonych kształtów narzędzia, w danym fragmencie dominuje inny mechanizm zużycia, jest to spowodowane, np. działaniem dużych nacisków, intensywnego tarcia czy też cykliczną zmianą temperatury. Kolejnym czynnikiem wpływającym na zachodzące mechanizmy niszczące jest zastosowany materiał narzędzia, rodzaj obróbki cieplnej, zastosowana inżynieria powierzchni oraz szereg innych parametrów [55, 56]. Efektem zużycia narzędzia kuźniczego jest pogorszona jakość odkuwki, a co za tym idzie koszt związany z częstą wymianą narzędzi oraz ze zwiększoną brakowością, dlatego największą korzyścią dla analizowanego procesu jest określenie zarówno przyczyn występowania mechanizmów destrukcyjnych, jak i metod ich eliminowania. Do najczęściej występujących zużyć należą: zużycie ściernie, zużycie adhezyjne, zmęczenie cieplno – mechaniczne, odkształcenie plastyczne, pęknięcia zmęczeniowe i utlenienie [57].

2.1 Zużycie ściernie

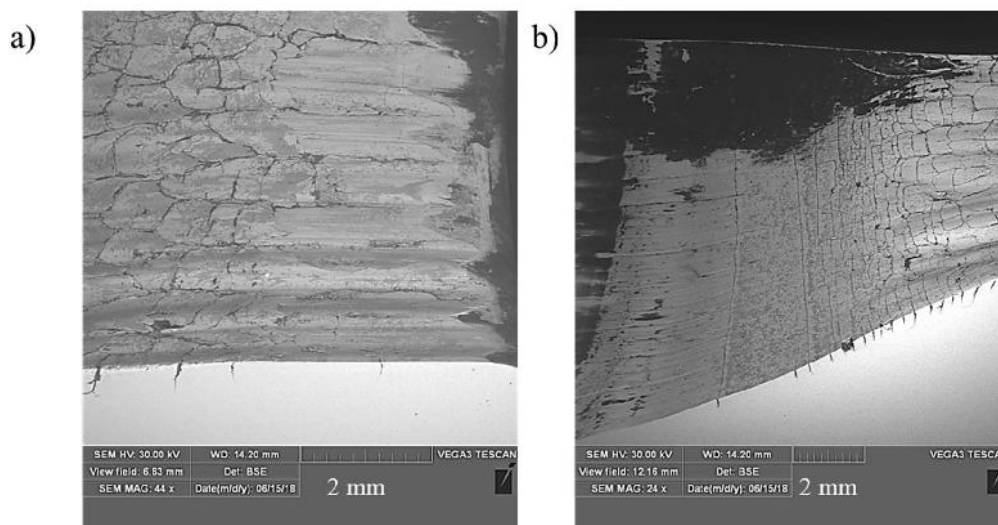
Zużycie ściernie prowadzi do rozpadu warstwy wierzchniej poprzez styk twardej cząstki z materiałem stałym lub gdy cząstka o równej, bądź większej twardości wchodzi w interakcje z powierzchnią powodując jej utratę. Rozróżniamy kilka mechanizmów zużycia ściernego, należą do nich: mikroskrawanie, pękanie, zmęczenie poprzez deformację cząstek, wykruszenie ziarna (rys. 9). Zawsze zachodzi równolegle kilka mechanizmów.



Rys. 9. Mechanizmy zużycia a) mikroskrawanie, b) pękanie, c) zmęczenie, d) wykruszenie ziarna [58]

W przypadku mikroskrawania ostre ziarno lub wysoka chropowatość tnie miękkie materiał podłoża. Pękanie następuje natomiast, gdy ścinany materiał jest kruchy, im większa siła tym bardziej rozległe pęknięcie. Deformacja czy też zmęczenie powierzchni ma miejsce, gdy ciągliwy materiał podłoża jest ścinany tępym kruszywem poprzez swobodne przemieszczanie materiału, np. twarde tlenki powstałe w procesie utleniania. I ostatni, najrzadziej występujący

mechanizm, to odrywanie twardych ziaren od materiału podłoża. Dodatkowym katalizatorem, który może przyspieszyć zużycie ściernie jest smar, ponieważ może spowodować, iż sztywno osadzone ziarno w metalu będzie przeciągnięte w stosunku do materiału podłoża pod obciążeniem w obecności środka smarnego [59]. Często pod powierzchnią ścierną dochodzi do znacznych odkształceń plastycznych materiału – rys. 10.



Rys. 10. Przykład zużycia ściernego na matrycy wstępnej z procesu wyciskania i kucia zaworu do samochodów ciężarowych po wykonaniu 1900 odkuwek [60]

Można rozróżnić dwa modele ścinające: pierwszy, gdy dwa ciała przesuwają się w przeciwnych kierunkach, drugi model występuje, gdy dwa ciała przesuwają się względem siebie przeciwbieżnie, natomiast pomiędzy nimi znajdują się luźne cząstki. Na mechanizm ścierania ma również wpływ twardość, wielkość i kształt cząstek [58]. Często do obliczenia wartości zużycia ściernego używa się modelu zaproponowanego przez Archarda, którego równanie (1) ma postać:

$$Z = C \cdot \frac{p \cdot s}{H} \quad (1)$$

gdzie:

Z – zużycie [m^3];

C – współczynnik zużycia, charakterystyczny dla danego materiału;

p – siła docisku [N];

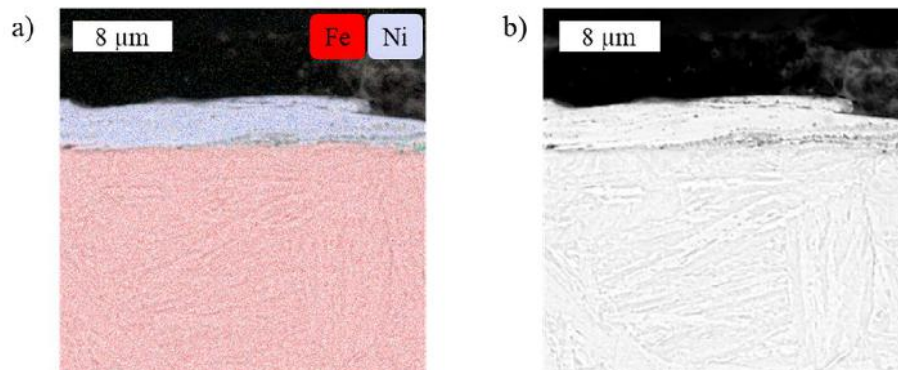
s – droga tarcia [m];

H – twardość materiału [Pa].

Prawo zużycia Archarda to zależność objętości usuniętych zanieczyszczeń – zużycia, które jest proporcjonalne do pracy wykonanej przez siły tarcia i odwrotnie proporcjonalne do twardości materiału. Istnieją również inne modele opisujące zużycie ściernie, jednak model Archarda jest najczęściej stosowany podczas modelowania numerycznego.

2.2 Zużycie adhezyjne

Zużycie adhezyjne wynika z wzajemnego tarcia powierzchni współpracujących, najczęściej bez obecności substancji smarujących [61]. Powstaje lokalne połączenie metaliczne, a następnie poprzez przesuwanie się powierzchni tnących dochodzi do ścinania nalepionego materiału lub wyrwania cząstek metalu. Zużycie adhezyjne występuje przy bardzo dużych naciskach jednostkowych oraz przy małych prędkościach części współpracujących.

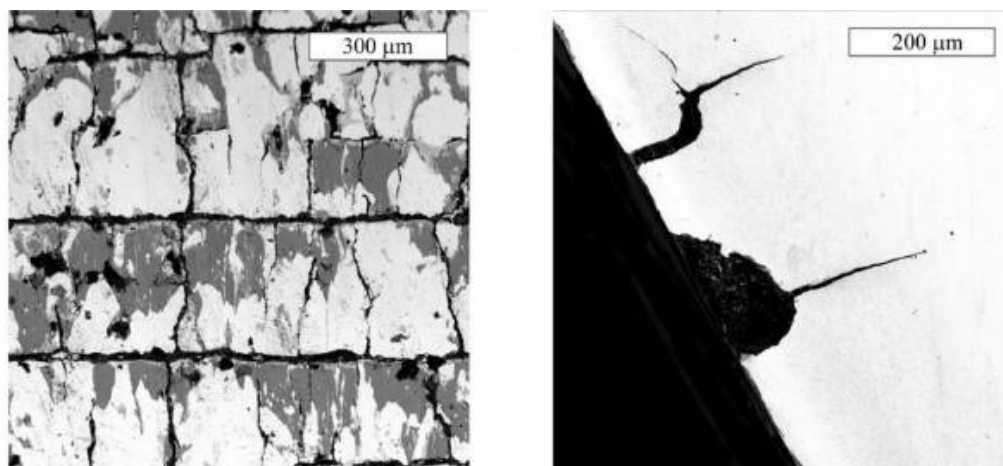


Rys. 11. Adhezja materiału odkuwki do podłoża stempla, SEM [7]

Metale o podobnej strukturze i właściwościach ulegają adhezji z dużo większą łatwością. Wielkość zużycia adhezyjnego zależy od siły tarcia oraz temperatury [62]. Przykład zużycia adhezyjnego zaprezentowano w pracy [7], gdzie na powierzchni roboczej stempla dochodziło do znacznych nalepień materiału odkuwki tworząc bruzdy (rys. 11).

2.3 Zmęczenie cieplno – mechaniczne

Zmęczenie cieplno – mechaniczne zachodzi, kiedy na warstwę wierzchnią narzędzia oddziałują cykliczne naprężenia mechaniczne oraz termiczne. Ten rodzaj zużycia często występuje na narzędziach eksploatowanych w procesie kucia lub wyciskania na gorąco [63].

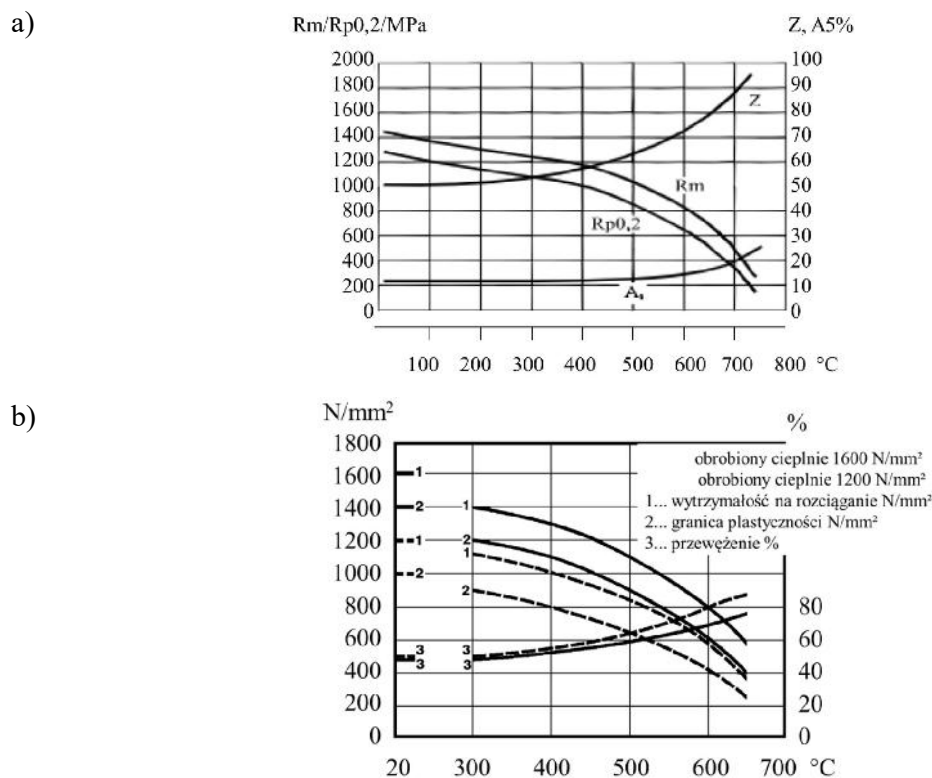


Rys. 12. Siatka pęknięć na powierzchni eksploatacyjnej narzędzia, SEM [6]

Podczas wypełniania matrycy narzędzie jest poddawane dużym naprężeniom, bliskim granicy plastyczności materiału narzędzia oraz działaniu wysokiej temperatury, a następnie szybkiemu schłodzeniu środkiem smarno – chłodzącym po wyjęciu odkuwki [64]. Efektem zmęczenia cieplno – mechanicznego są początkowo drobne pęknięcia, które przekształcają się w siatkę pęknięć, rozciągającą się na powierzchni kontaktu materiału kutego z narzędziem. Propagacja pęknięć powoduje, iż fragmenty siatki mogą ulegać wykruszeniu w trakcie eksploatacji [65]. Przykład opisywanego zużycia można zaobserwować przykładowo w pracy [6]. Rysunek 12 przedstawia wyraźną siatkę pęknięć na powierzchni matrycy wstępnej wykonanej z materiału W360 i azotowanej na grubość 0,2 mm. Również w przekroju poprzecznym warstwy widoczne są pęknięcia w głąb materiału i wykruszenia.

2.4 Odształcenie plastyczne

Efektym występowania odkształcenia plastycznego, jako mechanizmu obniżającego trwałość narzędzi kutek, jest zmiana geometrii powierzchni narzędzia, która odbija się na zmianie kształtu odkuwki. Jeżeli zmiana geometrii jest zbyt duża, to narzędzie zostaje wycofane z procesu. Do odkształcenia plastycznego, czyli odkształcenia, które nie ustępuje po zdjęciu obciążenia mechanicznego, dochodzi kiedy na narzędzie działają naprężenia powyżej granicy plastyczności. Granica plastyczności ulega obniżeniu w przypadku wystąpienia wysokich temperatur, jak ma to miejsce w przypadku narzędzi do pracy na gorąco (rys. 13).

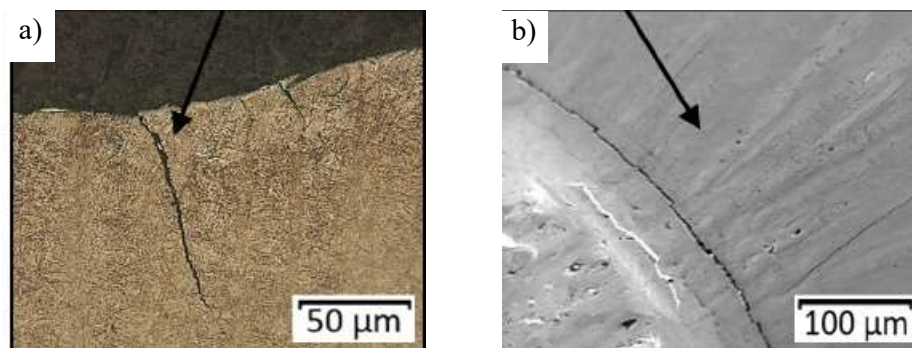


Rys. 13. Zależność wytrzymałości od temperatury dla stali: a) QRO90, b) W360

Najczęściej odkształceniu plastycznemu ulega to miejsce na narzędziu, które ma długi kontakt z materiałem odkuwki lub nie ma możliwości szybkiego schłodzenia nagrzonej powierzchni [66]. Efekty odkształcenia plastycznego narzędzia bezpośrednio odzwierciedlają się w jakości produkowanych detali, ponieważ niekontrolowana zmiana kształtu narzędzia eliminuje go z dalszego użycia. Szybkość odkształcenia narzędzia jest związana również z mikrostrukturą. Autorzy pracy [67] zauważyli bowiem, iż następuje związek pomiędzy zdolnością stali do tworzenia węglików, a odkształceniem plastycznym i zużyciem tribologicznym.

2.5 Pękanie zmęczeniowe

Pęknięcia zmęczeniowe powstają, gdy na element działają cykliczne naprężenia, a wartość naprężeń normalnych nie przekracza granicy plastyczności obciążanego detalu. W przypadku wystąpienia naprężeń przekraczających granicę plastyczności mówimy o zmęczeniu niskocyklowym. Z każdym cyklem element pochłania pewną ilość energii, która powoduje zmiany w skali mikroskopowej w najsłabszym miejscu obciążanego elementu.



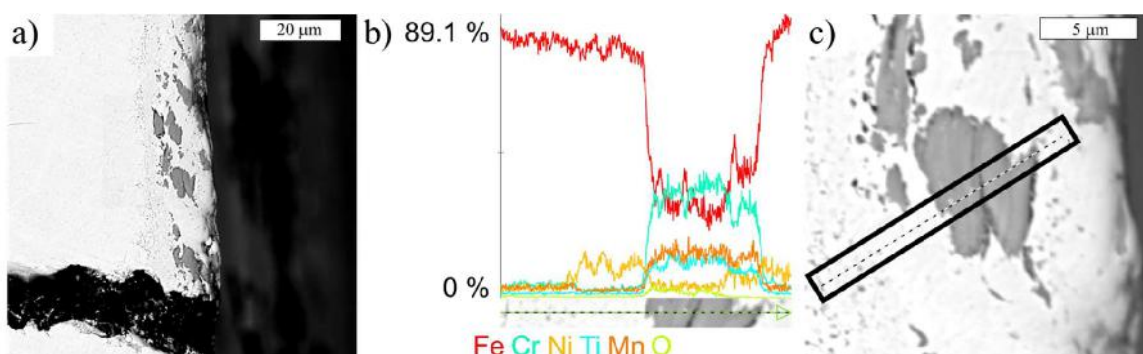
Rys. 14. Pęknięcie zlokalizowane w obszarze koncentracji naprężeń a) mikroskopia świetlna/przekrój poprzeczny, b) SEM/powierzchnia [68]

Najczęściej pęknięcie występuje w miejscach występowania koncentracji naprężeń, do których należą karby konstrukcyjne lub metalurgiczne, dla pierwszej grupy jest to np. podstawa promienia, rowek lub ostre załamania powierzchni (rys. 14). Druga grupa karbów to twarde elementy mikrostruktury o ostrych krawędziach np. węgliki, azotki. Gdy w obciążanym detalu występują wady, cykliczne obciążenia sprawiają iż pęknięcie zacznie się pogłębiać, a przekrój roboczy elementu, na który działają naprężenia ulegnie zmniejszeniu, doprowadzając do przekroczenia jego wytrzymałości na rozciąganie. Złożony charakter naprężeń powoduje powstanie ogniska pęknięcia, które rozwija się w trakcie trwania cykli z przyłożonym obciążeniem, doprowadzając do całkowitego zniszczenia narzędzia [69].

2.6 Utlenianie

Pojawienie się zgorzeli tlenkowej na warstwie wierzchniej narzędzia prowadzi do wzrostu jego zużycia. W zależności od grubości i przyczepności warstwa tlenkowa

w znaczny sposób może skrócić żywotność narzędzi, dodatkowo gruba warstwa tlenków może zakłócić proces chłodzenia narzędzia, doprowadzając do wzrostu oporu cieplnego. Wystąpienie odkształceń plastycznych wzmacnia efekt dyfuzji w procesie utleniania narzędzia. Charakter i struktura tlenków zależy od temperatury utleniania. Warstwa tlenków może pełnić dwie funkcje, tzn. w zależności od jej budowy może zmniejszać współczynnik tarcia w wysokiej temperaturze, np. magnetyt (Fe_3O_4), natomiast hematyt (Fe_2O_3) ma działanie odwrotne, tj. zwiększa zużycie w wysokich temperaturach, ponieważ ma najwyższą twardość [70]. Innym aspektem jest odrywanie się warstwy tlenków i mieszanie z materiałem wsadowym lub narzędzia, przyspieszając zużycie ściernie. Przykład takiego mechanizmu został zaprezentowany na rys.15.



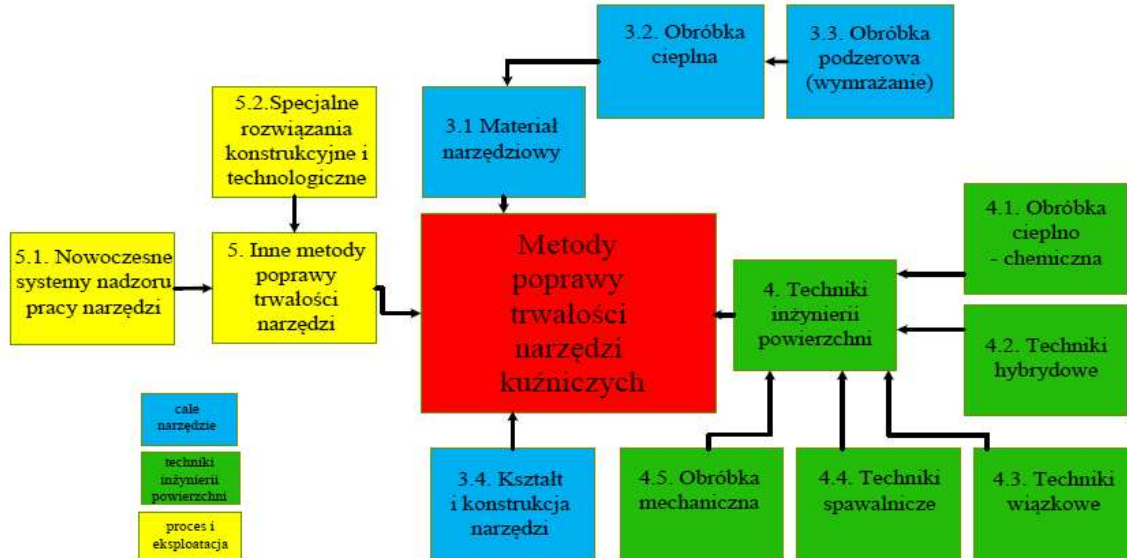
Rys. 15. Widok nalepienia na powierzchni narzędzia a) Mikroskopowe zdjęcie fragmentu powierzchni narzędzia z widocznym nalepieniem, b) rozkład pierwiastków uzyskany przy użyciu EDS, c) obraz mikroskopowy z poprowadzoną linią z miejsca analizy EDS – powiększony fragment obszaru z rysunku (a) [6]

Zużycie na narzędziu powstaje już w pierwszych cyklach jego pracy. Potrafiąc określić rodzaj oraz przyczynę źródłową powstania danego mechanizmu degradującego narzędzie, można skutecznie i szybko wpłynąć na poprawę jego własności eksploatacyjnych. W aspekcie przemysłowym istotne jest dobranie odpowiednich metod zwiększających trwałość narzędzi kuźniczych, jak najniższym nakładem finansowym.

3. Metody poprawy trwałości narzędzi kuźniczych

Narzędzia kuźnicze pracują w ekstremalnie trudnych warunkach eksploatacyjnych, są narażone na bardzo duże naciski, intensywne tarcie oraz cykliczne zmiany temperatury, wszystko to wpływa na ograniczenie okresu ich eksploatacji [71]. Częstotliwość wymiany narzędzia znacznie podraża proces kucia poprzez wzrost zużycia narzędzia, czas postoju maszyny związany z wymianą narzędzia oraz większą ilością sztuk brakowych spowodowaną częstszym uruchamianiem procesu na nowych narzędziach. Dlatego bardzo ważna, szczególnie w produkcji wielkoseryjnej, jest poprawa trwałości narzędzi. Wiąże się to z doбором materiału na narzędzia, zastosowaniem metod inżynierii powierzchni, czy też poprawą warunków pracy narzędzia.

Istnieje kilka definicji trwałości narzędzia, niemniej jednak przyjmuje się, iż jest to liczba cykli, którą można wykonać jednym narzędziem, otrzymując wyroby o zgodnych wymaganiach jakościowych. W literaturze znanych jest wiele kwalifikacji metod podnoszących trwałość narzędzi, do których zaliczyć można: materiał narzędzia, warstwy wierzchnie, poprawa warunków pracy czy też poprawa procesu kucia i eksploatacji, [72, 73]. Według autora publikacji [74] najbardziej aktualne metody poprawiające żywotność narzędzi kuźniczych możemy podzielić na trzy podstawowe grupy: obejmujące całe narzędzie, wpływające na warstwę wierzchnią i inne metody dotyczące procesu i eksploatacji (rys. 16).



Rys. 16. Metody poprawy trwałości narzędzi [74]

Wybór odpowiedniej metody zależy od występujących mechanizmów niszczących, ich intensywności oraz miejsca występowania na narzędziu. Często, analizując zużycie na matrycy, należy wdrożyć kilka metod, aby skutecznie poprawić własności eksploatacyjne. W procesach produkcyjnych najczęściej kształt odkuwki oraz parametry procesu są niezmiennie. Inicjowane

zmiany z reguły dotyczą bezpośrednio narzędzia. Z tego powodu oraz bazując na doświadczeniach autora, skupiono się na wybranych metodach podnoszących trwałość narzędzi, które mają największe prawdopodobieństwo poprawy ich trwałości ze względu na łatwość i koszt wdrożenia wybranego rozwiązania do warunków przemysłowych. Dlatego do metod tych zaliczyć można: materiał do pracy na gorąco, techniki inżynierii powierzchni oraz zmiany technologiczne.

3.1 Dobór materiału na narzędzia

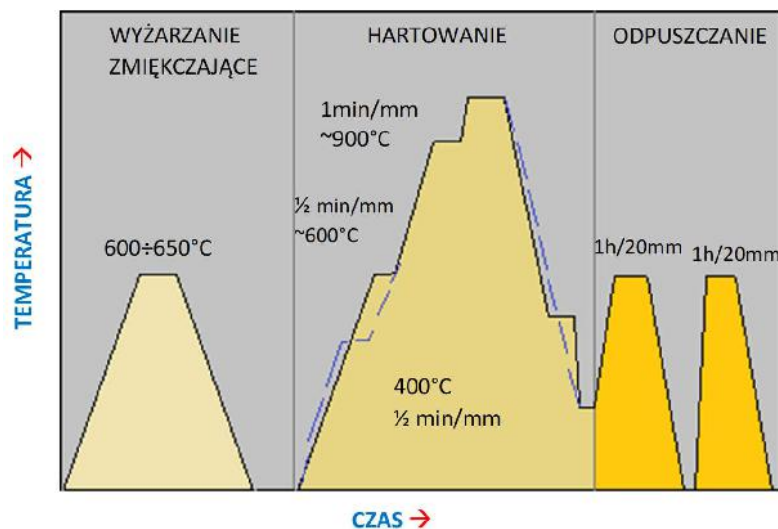
Powszechnie stosowanymi materiałami na narzędzia kuźnicze są stale do pracy na gorąco, które charakteryzują się odpornością na korozję gazową, posiadają wysoką wytrzymałość, twardość i odporność na ścieranie w wysokich temperaturach [75]. Stale te dzięki średniej zawartości węgla mają dobre właściwości plastyczne oraz odporność na obciążenia dynamiczne. Chrom, wolfram, molibden i wanad są głównymi pierwiastkami stopowymi tych stali, powodują one efekt twardości wtórnej, który polega na wzroście twardości o 1 – 3 HRC podczas odpuszczania [76]. Jest to spowodowane wydzieleniem się z martenzytu i austenitu szczątkowego drobno-dyspersyjnych węglików stopowych. W Polsce i na świecie jeszcze do niedawna na narzędzia kuźnicze najchętniej były stosowane stale: X37CrMoV5-1 (1.2343), X40CrMoV5-1 (1.2344), X38CrMoV5-3 (1.2367), 32CrMoV12-28 (1.2365) itp. W tabeli 2 przedstawiono orientacyjny skład chemiczny, warunki obróbki cieplnej i twardości tych i innych stali narzędziowych stopowych do pracy na gorąco [77].

Tabela 2. Orientacyjny skład chemiczny, warunki obróbki cieplnej i twardości stali narzędziowych do pracy na gorąco

Grupy stali	Znaki stali	Średni stężenie pierwiastków							Temperatura [°C]		Twardość po obróbce cieplnej [HRC]
		C	Mn	Si	Cr	Mo	V	inne	hartowania	odpuszczania	
Cr-Mo-V	32CrMoV12-28	0.32	0.3	0.25	3	2.8	0.55	-	1040	550	46
	X37CrMoV5-1	0.37	0.4	1	5.2	1.3	0.4	-	1020	550	48
	X40CrMoV5-1	0.4	0.4	1	5.2	1.4	1	-	1020	550	50
	X38CrMoV5-3	0.38	0.4	0.4	5	3	0.5	-	1040	550	50
	50CrMoV13-15	0.5	0.7	0.5	3.3	1.5	0.25	-	1010	510	56
Cr-W-V	X30WCrV9-3	0.3	0.3	0.25	2.8	-	0.4	W: 9	1150	600	48
Cr-Mo-W-V	X35CrWMoV5	0.35	0.35	1	5.1	1.4	0.35	W: 1.4	1020	550	48
Wieloskładnikowe	38CrCoWV18-17-17	0.38	0.35	0.35	4.4	0.4	1.9	W: 4.2 Co: 4.3	1120	600	48
Niskostopowe	55NiCrMoV7	0.55	0.75	0.25	1	0.45	0.1	Ni: 1.6	850	500	42

Rysunek 17 przedstawia przebieg obróbki cieplnej wysokostopowej stali do pracy na gorąco. Dostarczona do narzędziowni stal jest w stanie zmiękczonej po wyżarzaniu zmiękczeniowym,

po obróbce skrawaniem następuje proces hartowania i odpuszczania. Hartowanie jest wielostopniowe z przystankami izotermicznymi, aby uniknąć naprężeń cieplnych.



Rys. 17. Schemat obróbki cieplnej stali do pracy na gorąco [78]

Odpowiedni skład chemiczny zapewnia tym stalom dobrą hartowność, więc aby uzyskać zahartowaną strukturę można je chłodzić w oleju. Tylko niektóre gatunki stali do pracy na gorąco chłodzi się w strumieniu sprężonego powietrza. Następnym krokiem, bezpośrednio po hartowaniu, jest dwukrotne odpuszczanie w temperaturach około 500 – 600 °C, co ma ułatwić proces przemiany austenitu szcążkowego. Temperatura odpuszczania powinna być wyższa od temperatury pracy narzędzia, aby nie doszło do odpuszczenia stali. Zaleceniem dotyczącym stosowania stali narzędziowej do pracy na gorąco jest każdorazowe podgrzanie narzędzia do temperatury 200° – 300 °C przed zastosowaniem, wpływa to na poprawę trwałości stosowanego narzędzia.

Obecnie największą popularnością cieszą się materiały stosowane do pracy na gorąco produkowane przez austriacką spółkę Voestalpine. Należą do nich między innymi stal QRO90 SUPREME produkowana przez firmę Uddeholm oraz W360 produkowana przez firmę BÖHLER.

Stal QRO90 SUPREME jest stalą chromowo – molibdenowo – wanadową, cechuje się wg producenta:

- wyjątkową wytrzymałością na wysokie temperatury i twardością na gorąco
- bardzo dobrą odpornością na odpuszczanie
- wyjątkową wytrzymałością na zmęczenie cieplne
- doskonałą przewodnością cieplną
- doskonałą plastycznością i ciągliwością we wszystkich kierunkach
- jednorodną podatnością do obróbki
- doskonałą hartownością.

Przy produkcji tej stali zostały zastosowane specjalne technologie łącznie z przetopem elektrożuźlowym, dzięki temu stal ta ma doskonałą czystość i lepsze właściwości mechaniczne. Materiał ten znajduje zastosowanie do produkcji matryc do odlewania ciśnieniowego, matryc i narzędzi do wyciskania metali nieżelaznych oraz matryc do kucia stali [79].

W tabeli 3 przedstawiono skład chemiczny stali QRO90 SUPREME, natomiast w tabeli 4 jej właściwości mechaniczne.

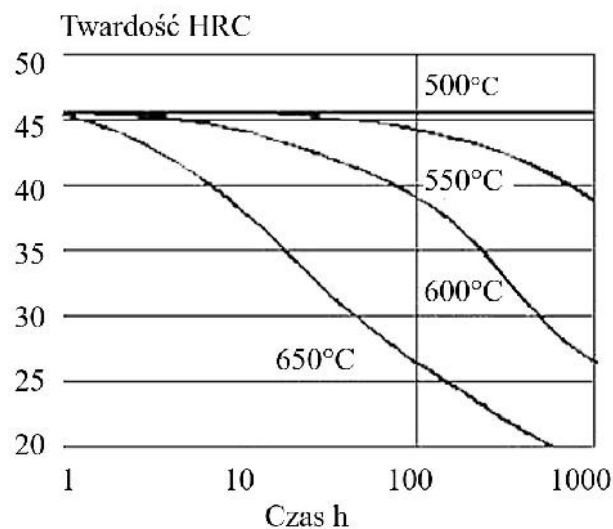
Tabela 3. Skład chemiczny stali QRO90 SUPREME [79]

Skład chemiczny %					
C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0,38	0,30	0,75	2,60	2,25	0,90

Tabela 4. Właściwości mechaniczne dla różnych twardości QRO90 SUPREME [79]

Twardość	40 HRC	45 HRC	48 HRC
Granica plastyczności, Rp0,2	1100 MPa	1270 MPa	1400 MPa
Wytrzymałość na rozciąganie, Rm	1250 MPa	1470 MPa	1620 MPa

Ważną własnością stali narzędziowych do pracy na gorąco przy zastosowaniu na narzędzia kuźnicze, jest zdolność utrzymania twardości w wysokiej temperaturze. Rysunek 18 przedstawia zależność twardości od czasu dla narzędzi przebywających w różnych zakresach temperatur dla stali QRO90 SUPREME.



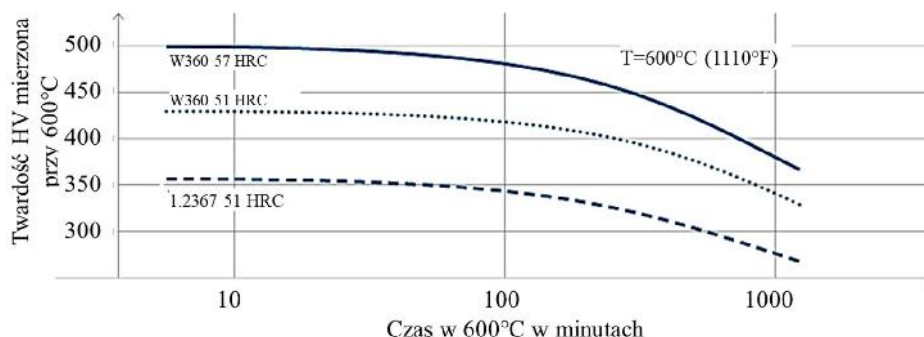
Rys. 18. Zmiany twardości w czasie pod wpływem wysokich temperatur [79]

Stal W360 jest stalą do pracy na gorąco, która cechuje się wysoką ciągliwością, wysokimi własnościami wytrzymałościowymi w podwyższonych temperaturach oraz bardzo dobrą hartownością. Skład chemiczny stali W360 został zaprezentowany w tabeli 5.

Tabela 5. Skład chemiczny stali W360 [80]

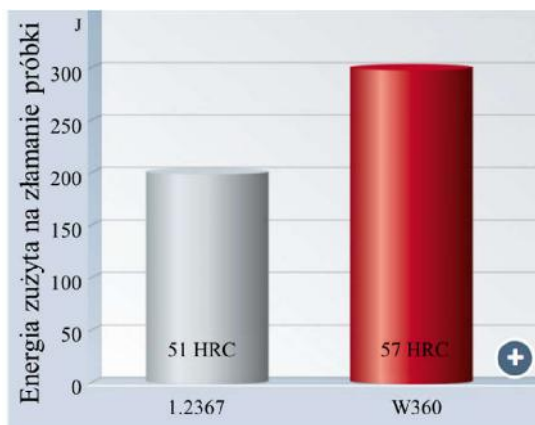
Skład chemiczny %					
C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0,50	0,20	0,25	4,50	3,00	0,60

Stal W360 ma zdolność do utrzymywania wysokich twardości w podwyższonych temperaturach przez wiele godzin. W porównaniu ze stalą W360 o twardości 51 HRC oraz ze stalą X38CrMoV5-3 (1.2367) zahartowaną i odpuszczoną na twardość 51 HRC, twardość stali W360, po obróbce cieplnej na twardość 57 HRC, spada poniżej 400 HV dopiero po 1000 minut pracy w 600 °C – rys. 19.



Rys. 19. Zależność twardości mierzonej w 600 °C od czasu dla różnych gatunków stali [80]

Dodatkowo producenci stali W360 zapewniają, iż stal ta ma znacznie wyższą udarność niż stal X38CrMoV5-3 (1.2367) przy znacznie wyższych twardościach (rys. 20).



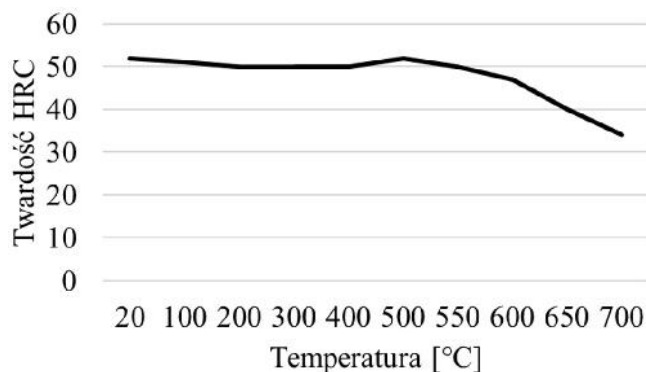
Rys. 20. Ilość energii zużytej na złamanie próbki z dwóch stali do pracy na gorąco obrobionych cieplnie na dwie różne twardości [80]

Stal 32CrMoV12-28 (1.2365) jest bardzo powszechną i stosunkowo niedrogą stalą do pracy na gorąco [81]. Charakteryzuje się dobrą wytrzymałością w wysokich temperaturach, dobrą przewodnością cieplną oraz odpornością na odpuszczanie [82]. Skład chemiczny stali został przedstawiony w tabeli 6.

Tabela 6. Skład chemiczny stali 32CrMoV12-28 (1.2365) [82]

Skład chemiczny %					
C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0,28 - 0,35	0,10 - 0,40	0,15 - 0,45	2,70 - 3,20	2,50 - 3,00	0,40 - 0,70

Stal 32CrMoV12-28 należy do grupy stali do pracy na gorąco z niższą zawartością węgla, zapewnia jej to lepszą ciągliwość oraz odporność na obciążenia dynamiczne. Jest to stal chromowo – molibdenowa, o większej ilości węglików prostych, w związku z tym powinna cechować się lepszą odpornością na odpuszczanie oraz zmęczenie cieplne, a co za tym idzie stal 32CrMoV12-28 powinna mieć zwiększoną odporność na ścieranie w podwyższonych temperaturach.



Rys. 21. Zależność twardość stali 32CrMoV12-28 od temperatury odpuszczania [82]

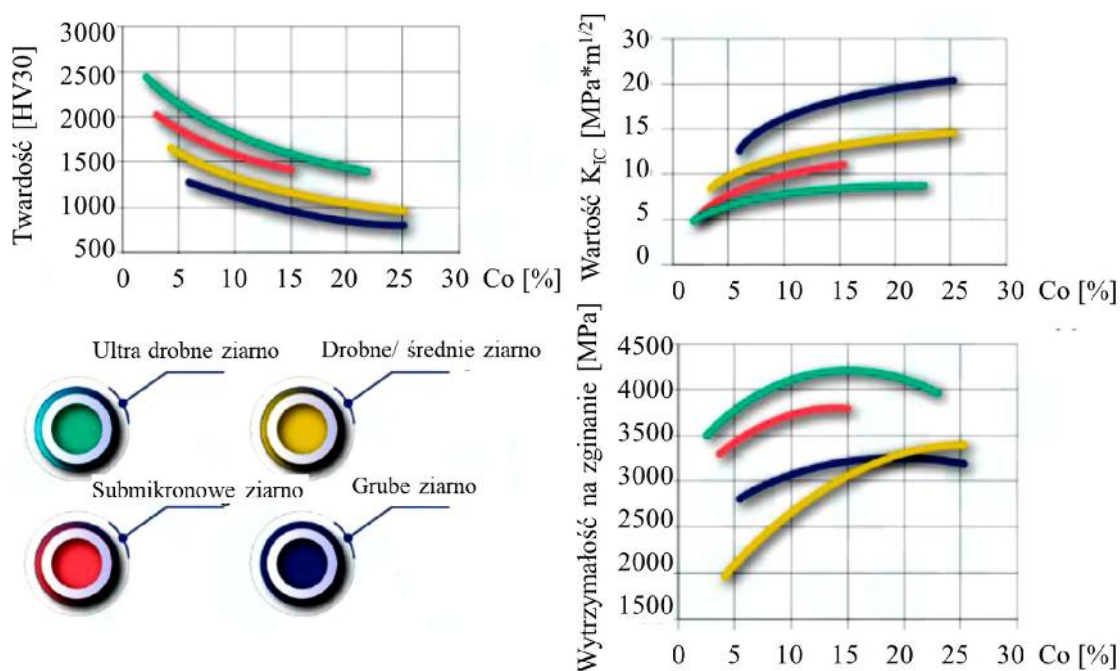
Twardość stali 32CrMoV12-28 po podwójnym odpuszczaniu do temperatury 500 °C w wyniku wystąpienia efektu twardości wtórnej uzyskuje się na poziomie 52 HRC (rys. 21).



Rys. 22. Mikrostruktura stali 32CrMoV12-28. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

Wg autorów pracy [67] mikrostruktura stali 32CrMoV12-28 charakteryzuje się znaczną pasmowością (rys. 22), która wywiera pozytywny wpływ na trwałość narzędzia. W przypadku występowania obciążeń równoległych do pasm węglkowych, występuje efekt wzmocnienia mikrostruktury poprzez wzrost twardości. Twarde węgliki pełnią rolę „zbrojenia” w miękkiej osnowie, przejmują obciążenie podczas pracy narzędzia, zmniejszając zużycie matrycy.

Inną, alternatywną grupą narzędzi do kucia są węgliki spiekane, które zaliczane są do spiekanych materiałów kompozytowych z osnową metaliczną wzmocnianą cząsteczkami: WC, TiC, Cr₃C₂, TaC, NbC, VC. Mają one wpływ na odporność na ścieranie, a jednocześnie powodują kruchość, która ogranicza ich zastosowanie na elementy narażone na obciążenia dynamiczne. Miękką osnowę stanowi: Co, Ni lub Fe. Najchętniej stosowany jest kobalt, ponieważ bardzo dobrze przewodzi ciepło i ma wysoką temperaturę topnienia [83]. Trudności w wykonaniu tych narzędzi powodują, iż istnieje bardzo wąskie grono producentów, możemy do nich zaliczyć np. Ceratizit, MPK Special Tools, Siderval czy też Element Six. Węgliki spiekane otrzymuje się w technologii metalurgii proszków poprzez prasowanie i spiekanie. Ważny jest skład chemiczny, stosunek i rodzaj węglków do osnowy, rozmieszczenie i wielkość węglków w osnowie, twardość, porowatość, gęstość oraz wiele innych własności. Dane literaturowe wskazują, że w przypadku spiekanych węglków wolframowych na ostateczną twardość, wytrzymałość na zginanie, a także wartość współczynnika K_{IC} (będącego miarą ciągliwości materiału) wpływa wielkość ziarna fazy węglkowej oraz zawartość osnowy kobaltowej (rys. 23). Uzyskana tym samym możliwość optymalizacji mikrostruktury tych materiałów pozwala na jej dostosowanie do określonych wymagań eksploatacyjnych.

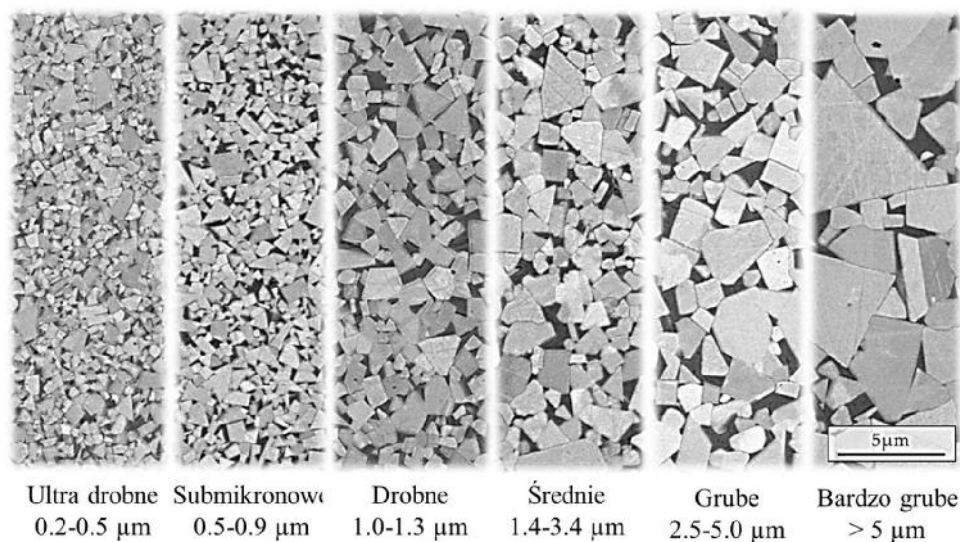


Rys. 23. Wykresy zależności własności mechanicznych i wielkości ziarna od zawartości kobaltu [84]

Na podstawie przedstawionych na rys. 23 wykresów można stwierdzić, że:

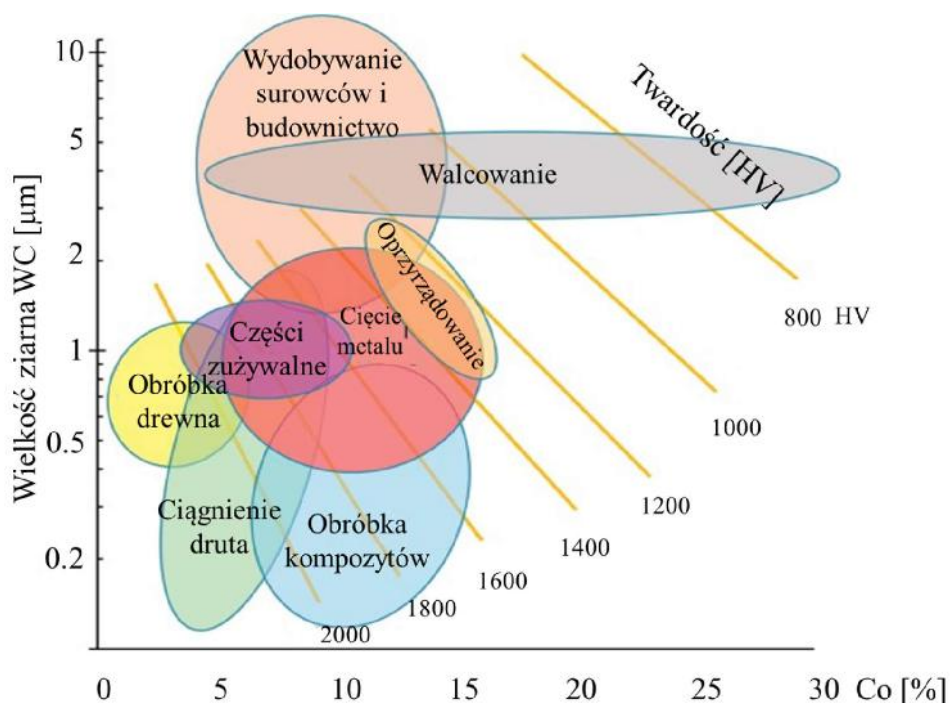
- 1) Twardość maleje wraz z rosnącą zawartością osnowy kobaltowej.
- 2) Im drobniejsze jest ziarno fazy węglkowej, tym wyższa twardość węglika spiekane przy zachowaniu tej samej zawartości osnowy kobaltowej.
- 3) Twardość wzrasta odwrotnie proporcjonalnie do odporności na pękanie. Zatem im twardszy materiał, tym bardziej wrażliwy na działanie karbu konstrukcyjnego oraz obciążenia udarowe.
- 4) Zwiększeniu podatności na kruche pękanie sprzyja również drobne ziarno fazy węglkowej, natomiast większe wymiary (grubsze ziarno) obniżają kruchość materiału, co przejawia się wzrostem współczynnika K_{IC} . Z rosnącą wytrzymałością wiąże się zazwyczaj zwiększenie kruchości materiału. W konsekwencji wyższą wytrzymałość na zginanie uzyskuje się zazwyczaj w przypadku drobniejszego ziarna o małej odporności na kruche pękanie.
- 5) Mniejsza zawartość osnowy kobaltowej obniża wytrzymałość na zginanie.

Klasyfikację wielkości wydzieleni fazy węglkowej pokazano na rys. 24.



Rys. 24. Ustandaryzowana klasyfikacja wielkości wydzieleni fazy węglkowej [85]

Czołowi dostawcy narzędzi węglkowych posiadają własne laboratoria badawcze, które opracowują nowe kompozycje, inni kupują już gotowy materiał. Kolejnym wyzwaniem przy produkcji narzędzi z węglków spiekanych jest obróbka mechaniczna na wymagany kształt, ponieważ materiały te są bardzo twarde, należy posiadać specjalistyczny park maszynowy. Zaletami stosowania węglków spiekanych jest skład chemiczny, którego nie można osiągnąć metodami konwencjonalnymi, natomiast dzięki większej homogeniczności materiały te cechują wysokie parametry wytrzymałościowe, takie jak: twardość, wytrzymałość w podwyższonych temperaturach, odporność na pełzanie, odporność na pękanie, odporność korozyjna. Narzędzia wykonane z węglków spiekanych znajdują zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu. W zależności od ilości osnowy kobaltowej oraz wielkości węglków WC autorzy pracy [85] przedstawili podział widoczny na rys. 25.



Rys. 25. Zakresy stosowania węglików spiekanych na osnowie kobaltu w zależności od zawartości kobaltu i udziału fazy węglkowej [85]

Narzędzia węglkowe dzieli się w zależności od zastosowania: do obróbki skrawaniem (z podziałem na wiór długi S, krótki U i mieszany H), na narzędzia do obróbki plastycznej G oraz na narzędzia górnicze B. Poszczególne grupy różnią się przede wszystkim udziałem masowym składników, średnią wielkością ziarna oraz wytrzymałością na zginanie oraz twardością [86]. Najbardziej popularne węgliki spiekane stosowane na narzędzia do obróbki plastycznej zaprezentowano w tabeli 7.

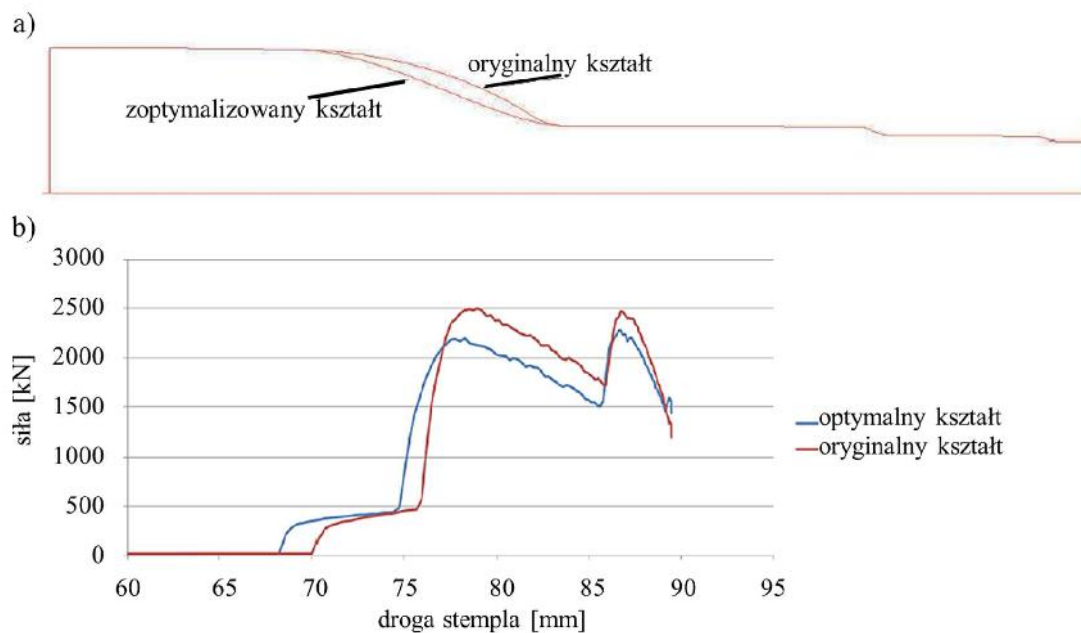
Tabela 7. Przykładowa klasyfikacja węglików spiekanych stosowana na narzędzia do kucia [84]

Klasyfikacja CERATIZIT	Kody ISO	Osnowa [m%]	Gęstość [g/cm ³]	Twardość [HV30]	Wytrzymałość na zginanie [MPa]	Odporność na pękanie [MPa*m ^{1/2}]
CFG-CTM30	G30	15	14.05	1150	2950	17.5
CFG-CTM40	G40	20	13.55	1010	3150	21.0
CFG-CTM50	G50	25	13.10	850	3100	23.5

Materiały te charakteryzują się stosunkowo niższą twardością oraz wyższą odpornością na pękanie w stosunku do innych gatunków węglików spiekanych. Narzędzia wykonane z tych materiałów przyjmują formę wkładki węglkowej, którą montuje się na gorąco w stalowej oprawie. Związane jest to z obniżeniem kosztów produkcji oraz zwiększeniem odporności narzędzi na pęknięcia, ponieważ jednym z zadań oprawy jest przejęcie części obciążenia.

3.2 Konstrukcja i kształt narzędzia

Ważnym aspektem podczas konstruowania narzędzia jest zapewnienie jego prawidłowego kształtu, wpływa to na jego trwałość oraz poprawny przebieg procesu kucia. Zastosowanie matematycznych metod programowania umożliwia rozwiązywanie zagadnień związanych z optymalizacją kształtów narzędzi kuźniczych – rys. 26 [77].



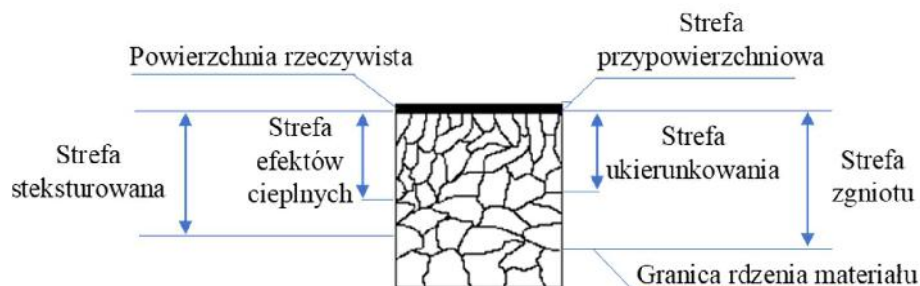
Rys. 26. Widok: a) porównanie optymalnego kształtu narzędzia z oryginalnym, b) przebieg siły kucia w funkcji drogi stempla dla oryginalnego i zoptymalizowanego kształtu matrycy z modelowania numerycznego

Wczesna wiedza na temat zużycia i obciążeń matryc może pomóc inżynierom lub technologom w wyciągnięciu wniosków na temat poszczególnych sekwencji procesu i jego oddziaływań na narzędzie. Często dzięki ukierunkowanym zmianom w procesie i konstrukcji matrycy, można szybko osiągnąć zauważalne efekty oszczędności. Przy projektowaniu narzędzi bardzo ważny jest kształt projektowanej wnęki matrycy [72]. Metoda elementów skończonych pozwala przewidzieć przemysłowy proces obróbki plastycznej, a także ocenić jego warunki lub parametry. Wyniki służące poprawie ciągłości procesu można testować i analizować w kilku wariantach w krótkim czasie, co stanowi oszczędność, ponieważ są to testy obliczeniowe. Ważne jest, by uwzględnić głównie cechy konstrukcyjne zarówno w oprzyrządowaniu, jak i przedmiocie obrabianym, aby pomóc w minimalizacji siły kucia przy jednoczesnym osiągnięciu całkowitego wypełnienia matrycy. W przemyśle kuźniczym powszechne jest stosowanie dużych zaokrągleń na komponentach, aby wykorzystać efekt zmniejszonego obciążenia, a także zmniejszyć efekt zwiększania naprężeń spowodowany ostrymi narożnikami we wnękach matrycy. Jednakże główną wadą tego podejścia jest wpływ wielkości zaokrągleń, jaką można zaakceptować, zanim znaczące zmiany wpłyną na geometrię określoną

w specyfikacji kształtu komponentu [87]. Jednakże wybór dowolnej metody lub kombinacji metod w celu zmniejszenia obciążeń i naprężeń formujących lub zwiększenia wypełnienia narzędzia, jest wysoce zależny od geometrii formowanego elementu, a także od ograniczeń przemysłowych, takich jak produktywność, wykorzystanie materiału i czas cyklu – dlatego nie ma jednej metody nadającej się do wszystkich sytuacji. Chociaż zgromadzono bogate doświadczenie w kuciu, nie da się określić parametrów procesu i wymiarów projektu na podstawie skończonej liczby eksperymentów. Dobrze prosperujący rynek profesjonalnego oprogramowania do kucia zapewnia niezawodne opcje dla różnych wymagań symulacji numerycznej. Analizę wykonalności procesu, optymalizację projektu i analizę defektów poddano szeroko zakrojonym badaniom przy użyciu metod numerycznych i eksperymentalnych [88]. Przykładem optymalizacji procesu jest stosowanie dla stali wysokostopowych lub węglików spiekanych, dużo bardziej odpornych na temperaturę oraz zużycie ściernic, narzędzi dzielonych. Część mająca kontakt z odkuwką wykonuje się ze specjalistycznego materiału, natomiast obudowę stanowi tańsza stal do pracy na gorąco. Masa zastosowanej wkładki do kształtowania odkuwki jest wielokrotnie mniejsza od całego narzędzia, co wyraźnie obniża koszty jego eksploatacji.

3.3 Metody inżynierii powierzchni

O trwałości narzędzia decydują własności warstwy wierzchniej, ponieważ ona w pierwszej kolejności zostaje narażona na obciążenia podczas procesu formowania na gorąco i w związku z tym modyfikacja powierzchni narzędzia powinna przynieść największe efekty poprawy ich trwałości. Warstwa wierzchnia, wg A. Młynarczyk [89], to zewnętrzna warstwa materiału o innych właściwościach i budowie niż rdzeń, uzyskana w wyniku procesów fizykochemicznych i fizykomechanicznych. Uproszczony model budowy warstwy wierzchniej został przedstawiony na rys. 27, do głównych stref należą: strefa przypowierzchniowa oraz strefa zgniotu. W skład wymienionych stref wchodzi: strefa ukierunkowana, efektów cieplnych oraz stekstrowana. W zależności od warunków eksploatacji oraz przeznaczenia warstwa wierzchnia może posiadać następujące właściwości: dekoracyjne, odporność na ścieranie, korozję, szoki termiczne, zdolność do odbijania promieni świetlnych i inne.



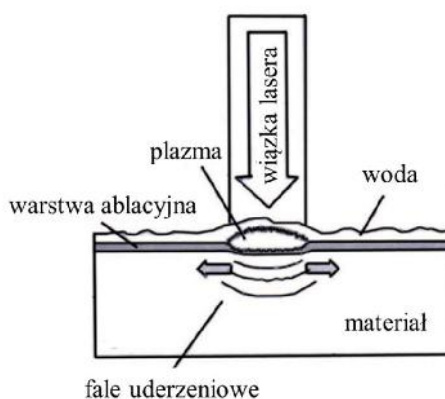
Rys. 27. Schemat budowy warstwy wierzchniej [89]

Podejmowanie różnych zabiegów i technologii celem poprawy własności powierzchni materiału wynika ze zwiększenia trwałości narzędzi, zastąpienia produkcji drogich materiałów tańszymi, z lepszymi własnościami użytkowymi warstwy wierzchniej, zmniejszeniem oporów tarcia pomiędzy powierzchniami współpracującymi oraz szeregu innych funkcji. Spośród wielu metod inżynierii powierzchni wybrano trzy. Pierwsza, najbardziej popularna oraz bardzo często stosowana do poprawy własności użytkowych narzędzia to azotowanie gazowe. Drugą opisaną metodą jest nowatorka technologia – laserowe umacnianie udarowe (LSP), która od kilku lat znajduje szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu. Natomiast trzecia metoda to technologia PVD, związana z nanoszeniem powłok, dając szerokie spektrum możliwości kształtowania właściwości warstwy wierzchniej.

Azotowanie gazowe należy do jednej z najbardziej popularnych metod stosowanych na narzędzia kuźnicze w celu poprawy ich własności eksploatacyjnych, głównie jest to związane ze wzrostem odporności na ścieranie oraz na zmęczenie cieplno – mechaniczne [90, 91]. Najczęściej proces azotowania gazowego zachodzi w temperaturach 450 – 590 °C. Dobór temperatury azotowania zależy między innymi od temperatury odpuszczania stali w procesie obróbki cieplnej, powinien być o 30 – 50 °C niższy niż temperatura odpuszczania. Muszą wystąpić trzy stadia procesu, aby obróbka cieplno - chemiczna być efektywna: dysocjacja NH_3 , sorpcja azotu do metalu oraz dyfuzja azotu w metalu. Tworzenie warstwy azotowej rozpoczyna się od zarodkowania „warstwy złożonej”, która składa się z fazy ϵ ($\text{Fe}_2\text{-3N}$), γ' (Fe_4N) lub fazy mieszanej $\epsilon + \gamma'$. Sterując potencjałem azotującym można kontrolować skład fazowy warstw, grubość stref oraz powierzchniowe stężenie azotu. Literatura podaje, iż warstwa złożona odpowiada za poprawę własności korozyjnych oraz ścieralnych, natomiast warstwa dyfuzyjna poprawia własności zmęczeniowe. Grubość i struktura warstwy w sposób znaczący wpływają na wydajność narzędzia. Na te cechy warstwy ma wpływ temperatura i czas procesu, który z kolei jest zależny od aktywności azotu w ośrodku, w którym jest przeprowadzony proces azotowania. Natomiast na twardość warstwy dyfuzyjnej wpływają pierwiastki stopowe obecne w stali, które tworzą z azotem drobno dyspersyjne azotki [92]. W przypadku narzędzi narażonych na szoki termiczne lub obciążenia udarowe, nie stosuje się warstw złożonych, które mają znacznie niższą udarność niż warstwa dyfuzyjna. W celu uniknięcia dodatkowych operacji związanych z usuwaniem warstwy złożonej, istnieje możliwość sterowania szybkością rozkładu amoniaku i czasem azotowania [93]. Odpowiednio zaprojektowany proces produkcyjny pozwala wytworzyć tylko warstwę dyfuzyjną bez warstwy azotków, należy tak dobrać strumień azotu z atmosfery procesowej, aby nie był większy od strumienia azotu dyfundującego do stali. W przypadku, gdy strumień azotu z atmosfery jest większy niż strumień dyfundujący do stali, na powierzchni obrabianego przedmiotu powstaje warstwa azotków [94]. Współczesne instalacje służące do azotowania gazowego są wyposażone w analizatory atmosfery, kontrolery przepływu azotu oraz urządzenia zapewniające jednorodną cyrkulację atmosfery, pozwalając na precyzyjne kontrolowanie

i kształtowanie warstw azotowanych, przez co otrzymana powłoka jest optymalna do rzeczywistych warunków eksploatacyjnych narzędzia.

LSP (laser shock peening) jest procesem mechanicznego ulepszania powierzchni, służącym do poprawy odporności na zużycie zmęczeniowe [95]. Proces polega na wprowadzaniu szczytkowych naprężeń ściskających do warstwy wierzchniej, poprzez udarowe uderzenia impulsami laserowymi powierzchni elementu obrabianego, który jest zanurzony w wodzie lub innym medium ograniczającym. Dochodzi wtedy do odparowania warstwy ablacyjnej (zwykle czarnej farby lub metalicznej folii) w wyniku absorpcji wiązki laserowej, w efekcie powstaje szybko rozprzestrzeniająca się plazma, która jest ograniczona na powierzchni przez warstwę wody lub inne medium. Plazma poprzez swoją ekspansję wywołuje falę uderzeniową, która powoduje odkształcenie plastyczne materiału. Woda lub inne medium ogranicza rozprzestrzenianie się plazmy, przez co zwiększa wartość wywieranego nacisku na powierzchnię materiału, powodując zmiany mikrostrukturalne poprzez wzrost gęstości dyslokacji [96]. Opisany proces jest przedstawiony na rys. 28.

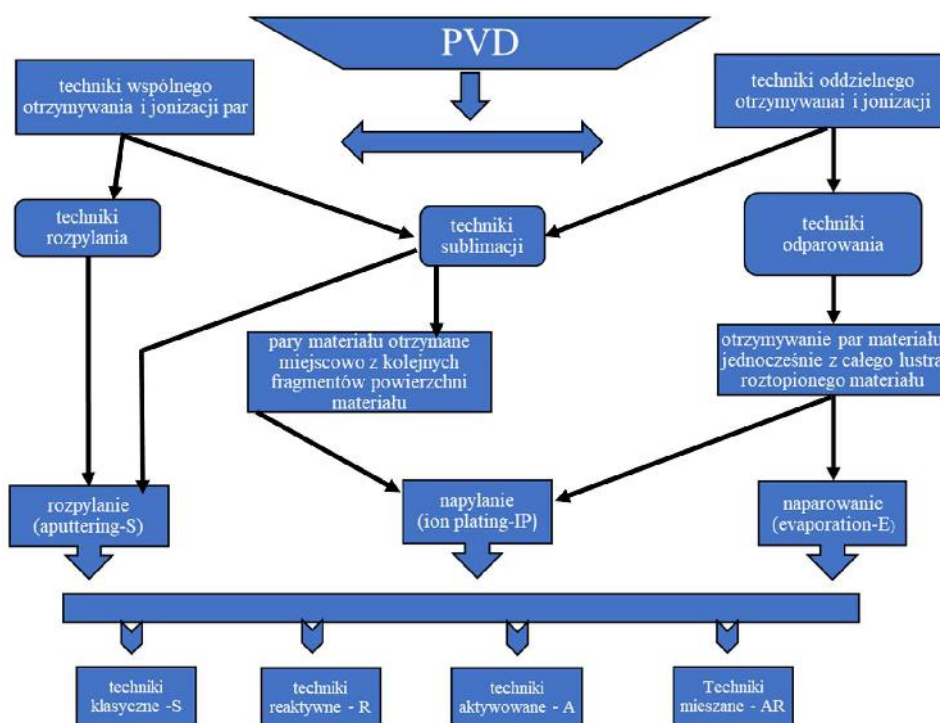


Rys. 28. Schemat procesu Laser Shock Peening [97]

W procesie LSP wiązka laserowa jest wytwarzana przez system laserowy Q-switched, opartym na szkle krzemianowym domieszkowanym neodymem lub granacie itrowo – aluminiowym. Do zmiennych parametrów procesu należą: moc lasera, gęstość mocy lasera, wielkość plamki lasera oraz maksymalne ciśnienie [98]. Istotne są również parametry czasowe, tzn. czas trwania impulsu oraz częstotliwość jego występowania. Czas trwania impulsu wpływa na wartość naprężeń ściskających, natomiast częstotliwość występowania impulsów powinna być wystarczająco długa, aby nie dochodziło do nakładania się impulsów oraz nie powodowało dyfrakcji wewnętrznej fali uderzeniowej. Dodatkowo wraz ze wzrostem czasu impulsu, zwiększa się głębokość odkształcenia plastycznego [99]. Technologia LSP służy do poprawy trwałości powierzchni i wydłużenia żywotności narzędzi.

PVD (Physical Vapour Deposition) oznacza fizyczne osadzanie z fazy gazowej. Metoda ta obejmuje szereg zjawisk fizycznych, za pomocą których uzyskuje się warstwę o odpowiednio

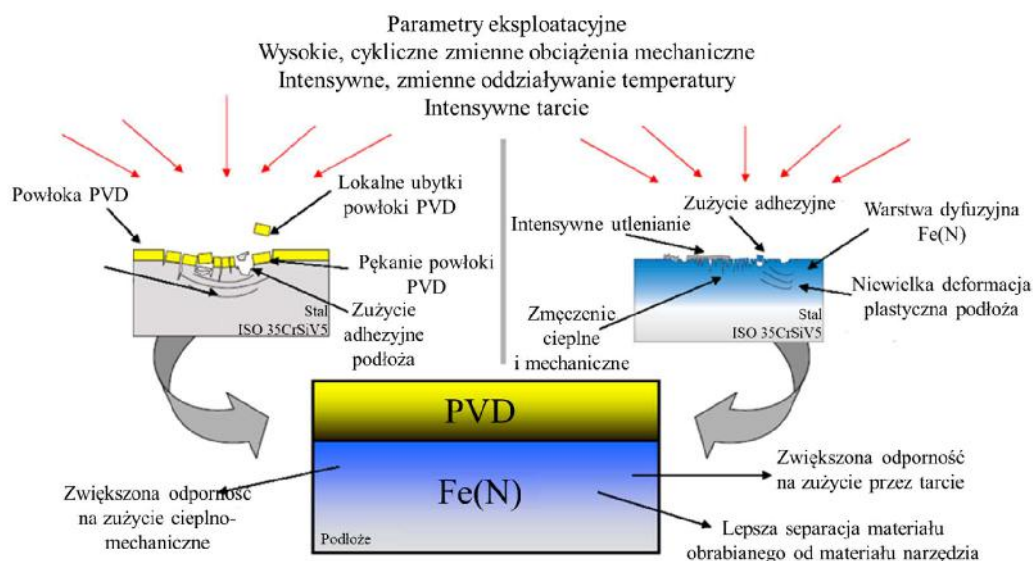
dobrych właściwościach. Korzyści, jakie niesie zastosowanie powłok PVD w przypadku narzędzi, to przede wszystkim wzrost ich trwałości oraz wzrost twardości powierzchni, często kilkukrotnie w stosunku do twardości podłoża. Warstwa PVD zmniejsza współczynnik tarcia, co wpływa m.in. na zmniejszenie temperatur skrawania, w związku z tym można przyspieszyć proces obróbki skrawaniem. Dodatkowo tworzy barierę termiczną, co powoduje mniejsze odkształcenia plastyczne na narzędziu oraz zmniejsza m.in. zużycie adhezyjne związane z dyfuzją materiału obrabianego do powierzchni narzędzia [100]. Metoda PVD polega na krystalizacji par metali lub faz z plazmy poprzez osadzanie na podłożu, gdzie temperatura podłoża nie przekracza 500 °C [89]. Zjawiska fizyczne, jakie wykorzystuje ta metoda to odparowywanie metali lub stopów, rozpylanie katodowe w próżni oraz jonizację gazów i par metali wykorzystując różne procesy fizyczne. Połączenie powłoki z podłożem ma charakter adhezyjny, im lepiej przygotowane i czystsze podłoże tym silniejsze połączenie.



Rys. 29. Ogólny podział technik PVD [101]

Główne etapy metod PVD to: uzyskanie pary nanoszonego materiału, transport pary na podłoże, kondensacja pary na podłożu, wzrost powłoki. Metody PVD różnią się sposobem otrzymywania par metali lub związków, sposobem nanoszenia par metali oraz metodą intensyfikacji procesu. Ogólny schemat przedstawiający podział technik PVD został zaprezentowany na rys. 29. Zmiana parametrów procesów, takich jak: temperatura i właściwości podłoża, energia jonów bombardujących, ciśnienie gazu, w znaczny sposób wpływają na strukturę powłoki. Przykładem zastosowania powłoki PVD są warstwy typu

duplex, oznacza to, iż najpierw następuje proces azotowania, a następnie nakładanie powłoki PVD [102]. W pierwszym etapie procesu ważne jest, aby usunąć białą warstwę azotków, która w znacznym stopniu zmniejsza własności adhezyjne powłoki PVD, szczególnie w przypadku powłok zawierających w strukturze tytan np. TiN, Ti(C, N). Pozostawienie białej warstwy może również prowadzić do łuszczenia się powłoki. W przypadku powłoki typu CrN, nie ma tak rygorystycznych wymagań związanych z usunięciem warstwy azotków, ponieważ chrom tworzy stały roztwór z żelazem o mniejszej kruchości niż związki Ti-Fe [103]. Warstwy typu duplex w sposób kompleksowy zabezpieczają podłoże przed procesami niszczącymi. Zastosowanie samej warstwy azotowanej nie ochroniłoby efektywnie warstwy wierzchniej materiału narzędzia przed działaniem mechanizmów zużycia, do których należą: szoki termiczne, tarcie, zmienne obciążenie dynamiczne. Zadaniem warstwy azotowanej w powłokach hybrydowych jest wzrost twardości, odporności podłoża na odkształcenia plastyczne oraz zapewnienie spójności wewnętrznej powłoki PVD.



Rys. 30. Funkcje poszczególnych elementów warstwy hybrydowej typu warstwa azotowana/powłoka PVD [104]

Natomiast powłoki PVD skutecznie izolują warstwę podłoża przed czynnikami zewnętrznymi, np. działaniem wysokiej temperatury materiału wsadowego w procesie kucia [105]. Na rys. 30 zaprezentowano, jakimi własnościami cechuje się powłoka hybrydowa w porównaniu z eksploatacją pojedynczych warstw.

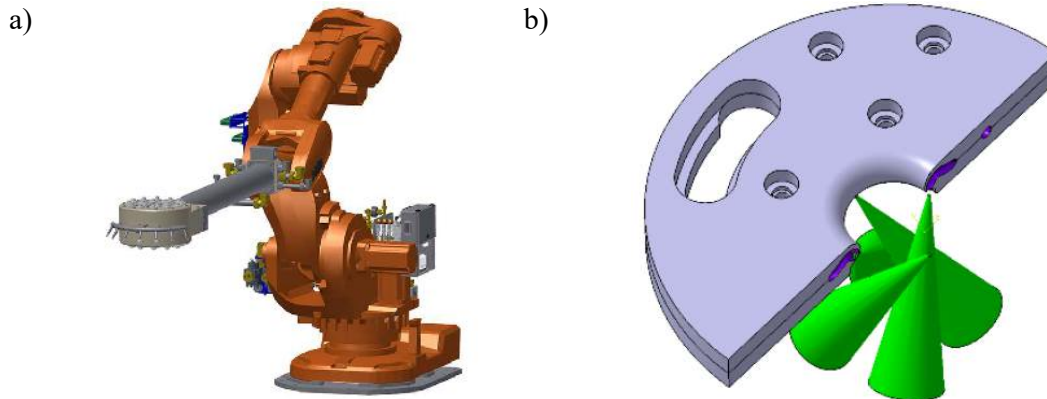
Najbardziej popularne metody zwiększające trwałość narzędzi to modyfikacja warstw wierzchnich. Możliwości, jakie daje połączenie poszczególnych technik inżynierii powierzchni sprawiają, iż znajdują one szerokie zastosowanie w przemyśle, uzyskując bardzo wysokie wyniki w poprawie trwałości eksploatowanych narzędzi.

3.4 Optymalizacja warunków eksploatacyjnych narzędzi kuźniczych

Narzędzia, które pracują w bardzo agresywnym środowisku, narażone na działanie cyklicznych obciążeń mechanicznych, bardzo wysoką temperaturę, szczególnie w kontakcie z odkuwką oraz duży współczynnik tarcia, ulegają szybkiemu lub niekontrolowanemu zużyciu. Niekiedy jest to spowodowane brakiem powtarzalności procesu lub niezachowaniem procedur produkcyjnych. Poprawa warunków eksploatacyjnych narzędzi kuźniczych ma wymierne efekty, które przekładają się na wzrost ich trwałości i efektywność procesu. Spośród wielu czynników wpływających na trwałość narzędzi kuźniczych wybrano metody, które najbardziej oddziałują na narzędzie, należą do nich: środki smarno – chłodzące oraz chłodzenie narzędzi, nagrzewanie indukcyjne materiału wsadowego oraz automatyzacja procesu kucia.

Stosowanie smaru w procesach obróbki plastycznej ma na celu zmniejszenie współczynnika tarcia oraz oporów płynięcia w miejscu odkształcenia plastycznego [106]. Podczas obróbki plastycznej na gorąco smar poprzez małą przewodność cieplną powinien chronić narzędzie przed działaniem zbyt wysokiej temperatury [107], ponieważ narzędzia ulegają cyklicznym obciążeniom termicznym i mechanicznym oraz odkształceniom plastycznym. W procesie kucia na gorąco występuje tarcie mieszane, składające się z tarcia płynnego oraz, z uwagi na wysoką temperaturę procesu, występują elementy tarcia suchego, czyli na powierzchni styku wsadu z narzędziem występują tlenki i zanieczyszczenia. Smarowanie w procesie wyciskania współbieżnego na gorąco i kucia jest bardzo ważnym zabiegiem. Brak smarowania prowadzi do przedwczesnego zużycia narzędzi, np. poprzez zatarcie czy też powstanie licznych bruzd i wyrwań warstwy wierzchniej narzędzia lub odkuwki. Środki stosowane w obróbce plastycznej na gorąco są w formie płynnej, w temperaturze pokojowej wlewane do zbiornika dozującego, następnie za pomocą odpowiednich dysz smarujących oraz parametrów procesu są rozlewane lub rozpylane po powierzchni roboczej narzędzia. Popularnym rozwiązaniem jest stosowanie grafitu na bazie wody lub oleju. W przypadku środka na bazie wody, jego skuteczność jest do temperatury 350 °C, natomiast później następuje odparowanie wody, a grafit ma trudności z pozostaniem na powierzchni narzędzia. W przypadku środka na bazie oleju, nawet powyżej 450 °C grafit przylega do powierzchni narzędzia [108]. Właściwości, jakie również powinien posiadać środek smarny to: wysoka temperatura zapłonu, niska emisja dymów oraz zapachów, powinien być ekologiczny oraz ekonomiczny [109]. Kluczowym jest dobór skutecznego środka smarnego, nieodpowiedni środek smarny lub dobrze dobrany środek smarny, ale niewłaściwie zastosowany także może doprowadzić do przedwczesnego zużycia narzędzia. Autorzy prac [110, 111] wykazali, iż skuteczność smarowania jest zależna od wielkości cząstek grafitu, a nie od grubości naniesionego środka smarnego. Udowodniono również w pracy [112] lepsze właściwości smarne dla narzędzia, który posiadało większe „mikrownęki” powstałe podczas obróbki skrawaniem, szczególnie podczas smarowania smarem grafitowym, który był zatrzymywany przez nierówności powierzchni matrycy, zmniejszając współczynnik tarcia

w kontakcie z odkuwką. W przemyśle kuźniczym również znajduje zastosowanie powlekanie materiału wsadowego grafitem w temperaturze 100 °C, ma to na celu zmniejszenie współczynnika tarcia podczas kucia, eliminację zendry oraz zmniejszenie odwęglenia [113].



Rys. 31. Widok a) w pełni zautomatyzowanego robota smarującego firmy AED Automation [114], b) dysza smarująca

Sposób podawania środka smarnego ma kluczową rolę w jego równomiernym rozproszczeniu na powierzchni narzędzia. Rozwój automatyzacji i robotyzacji sprzyja opracowaniu rozwiązań, które w sposób dokładny osadzają środek smarny, poprawiając trwałość narzędzia oraz skracając czas jego dozowania. Główne znaczenie podczas dozowania środka smarnego – chłodzącego ma konstrukcja dysz, która jest zależna m.in. od objętości i lepkości smaru oraz ciśnienie natrysku. W zależności od potrzeb można zastosować zarówno robota z dyszą smarującą lub dyszę smarującą zintegrowaną ze zbiornikiem ciśnieniowym oraz PLC prasy (przykładowe rozwiązania przedstawiono na rys. 31).

Narzędzia kuźnicze do pracy na gorąco są narażane na działanie wysokich temperatur, często powyżej 1000 °C, w zależności od kształtu narzędzia oraz od czasu kontaktu z odkuwką może dojść do odpuszczenia warstwy wierzchniej, spadku twardości oraz odkształcenia plastycznego narzędzia lub zużycia ściernego, co prowadzi do wycofania go z procesu [115]. W przypadku takiej sytuacji zasadnym jest wprowadzenie dysz chłodzących na obciążone termicznie powierzchnie robocze [116]. Niekorzystnym zjawiskiem podczas chłodzenia gorącego narzędzia jest efekt Leidenfrost. Występuje on, gdy kropla wody znajduje się na powierzchni znacznie cieplejszej niż temperatura wrzenia wody i wytwarza izolującą parę, utrudniając tym samym transmisję ciepła, aby uniknąć tego efektu i osiągnąć efektywne chłodzenie ciecz musi mieć wysoką energię kinetyczną [117]. Chłodzenie powierzchni roboczej powinno odbywać się bez zakłócenia czasu cyklu prasy, w sekwencji: wyjęcie odkuwki z narzędzia, spryskanie narzędzia chłodziwem, załadunek materiału wsadowego. Producenci maszyn i komponentów dla przemysłu kuźniczego oferują nowatorskie rozwiązania w zakresie dysz chłodzących, optymalizują konstrukcję, poprawiają wydajność chłodzenia, redukują wagę, aby dysza pracowała lepiej i szybciej [118, 119, 120]. Dysza może być

zamontowana na ramieniu robota, pomiędzy łapkami manipulatora, czy też na głowicy smarującej, sterowana automatycznie lub ręcznie. Innym rozwiązaniem są matryce z kanałami chłodzącymi wykonanymi w hybrydowej technologii, łączącej technologie selektywnego stapiania laserowego (L-PBF Laser Powder Bed Fusion) z konwencjonalną obróbką skrawaniem. Polega to na nakładaniu stali proszkowej i przetapianiu jej przy użyciu lasera, tworząc narzędzie wg zadanego modelu CAD, na podstawie narzędzia wykonanego w tradycyjny sposób. Łączenie tych dwóch technologii wynika głównie z aspektu ekonomicznego, natomiast wykorzystanie technologii L-PBF pozwala na wykonanie wielu wersji narzędzia i przetestowaniu go w procesie produkcyjnym [121]. Dodatkowo występowanie kanałów chłodzących w matrycy pozwala na wykorzystanie ich do nagrzania narzędzia do zadanej temperatury przed uruchomieniem procesu produkcyjnego, skracając czas potrzebny na rozruch.

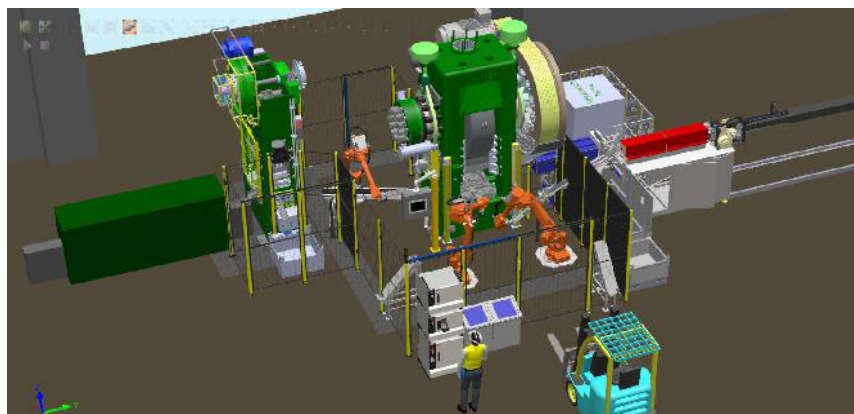
Popularną metodą nagrzewania materiału wsadowego jest nagrzewanie indukcyjne, które zapewnia szybkie czasy grzania skorelowane z cyklem produkcyjnym. Główną zaletą jest szybki i ciągły proces nagrzewania, który można łatwo kontrolować, małe gabaryty nagrzewnicy oraz możliwość automatyzacji procesu. Do zalet procesu grzania indukcyjnego można również zaliczyć powstawanie niewielkiej ilości zgorzeli na materiale nagrzewanym [122]. Nagrzewanie indukcyjne polega na indukowaniu prądu przy powierzchni wsadu, gdzie generuje się najwyższa temperatura, w miarę wnikania w głąb materiału prąd wykładniczo maleje. Głębokość wnikania prądu jest odwrotnie proporcjonalna do częstotliwości [106]. Aktualne technologie z wykorzystaniem nagrzewania indukcyjnego, pod względem rozwiązań samego układu grzewczego, bazują na urządzeniach zbudowanych z kilku wzbudników, każdy zasilany innym generatorem, dlatego można sterować napięciem lub natężeniem w każdej sekcji grzejnej, przez co gradient temperatury na każdej z sekcji jest zmienny. Można również sterować procesem nagrzewania indukcyjnego poprzez odpowiednio dobrany rozstaw zwojów w cewce indukcyjnej. Obecnie najbardziej zaawansowanymi technologiami umożliwiającymi jeszcze większą uniwersalność nagzewu indukcyjnego w stosunku do wzbudników, stało-częstotliwościowych jest zastosowanie wzbudników zmiennie-częstotliwościowych [123].

Zastosowanie robotów w przemyśle ciężkim typu kuźnia czy odlewnia na świecie miało miejsce pod koniec XX wieku, natomiast robotyzacja polskich kuźni rozpoczęła się około 10 lat temu. Rozwój automatyzacji niesie ze sobą wiele korzyści m.in. powtarzalność, skuteczną kontrolę procesów, wzrost wydajności, niższe koszty, dlatego czołowi producenci robotów przystosowali swoje urządzenia do ekstremalnie trudnych warunków jakie panują w kuźniach, tj. wysokie temperatury, zapylenie, drgania oraz uszkodzenia mechaniczne. Jednym z przykładów jest zastosowanie robota firmy KUKA w Kuźni Matrycowej w Lublinie w procesie walcowania na gorąco, gdzie temperatura detalu przekracza 1300 °C, waga wynosi ponad 10 kg, a czas cyklu 30 sekund. Robot przejął obowiązki kowala i w sposób powtarzalny realizuje zabieg czterostopniowego walcowania (rys. 32) [124].

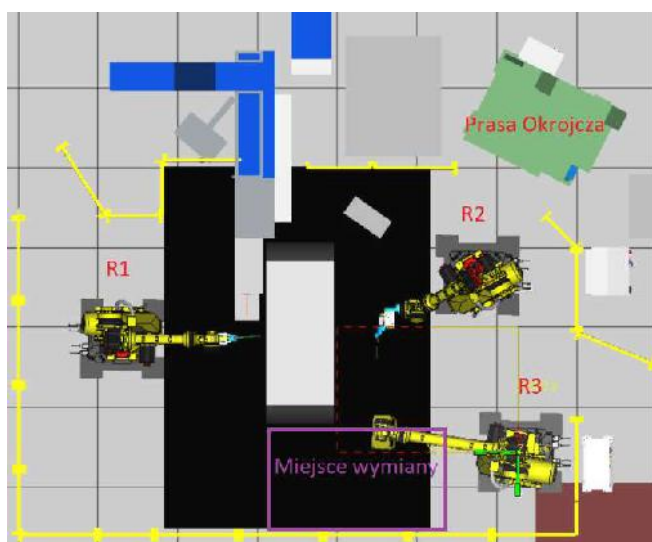


Rys. 32. Wizualizacja stanowiska obsługi walcarki w Kuźni Matrycowej w Lublinie [124]

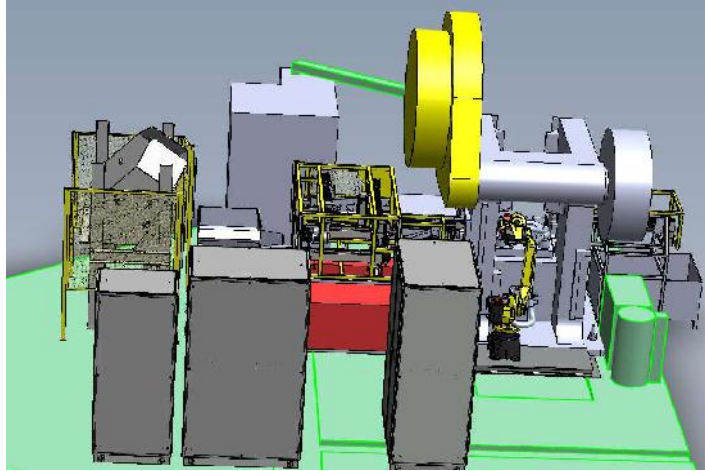
Kolejne przykłady robotyzacji w polskiej kuźni można znaleźć w Kuźni Jawor (rys. 33), Kuźni Schraner (rys. 34) oraz w Mahle (rys. 35).



Rys. 33. Wirtualny model zrobotyzowanego gniazda w Kuźni Jawor [125]



Rys. 34. Koncepcja stanowiska z trzema robotami w Kuźni Schraner



Rys. 35. Zrobotyzowane stanowisko w firmie Mahle

W zautomatyzowanych stanowiskach kuźniczych roboty posiadają precyzyjne chwytaki wyposażone w układy kontroli pobrania i umieszczania detalu w narzędziu, pozwala to uniknąć kolizji prowadzącej do przedwczesnego wycofania narzędzia z procesu. W związku z tym można zastosować narzędzia wykonane z droższych materiałów, np. węglików spiekanych, dla których nie jest wymagany proces smarowania i chłodzenia z uwagi na właściwości mechaniczne i fizyczne węglików. W pełni zautomatyzowany załadunek, kontrola geometrii, pomiar temperatury, dozowanie środka smarno - chłodzącego pozwalają na wyeliminowanie błędu ludzkiego, zapewniają lepszą jakość odkuwek oraz powtarzalność procesu produkcyjnego. Pozwalają również na dokładniejsze kucie detali, zmniejszając nadatki na obróbkę skrawaniem oraz oszczędzając materiał wejściowy. Główną zaletą automatyzacji kuźni jest aspekt ekonomiczny oraz ekologiczny.

III. Cel, teza pracy i metodyka badań

1. Cel pracy

Celem przedstawionej pracy doktorskiej było opracowanie technologii wytwarzania zaworu silnikowego ze stali chromowo – niklowej przeznaczonego dla samochodów ciężarowych, poprzez usprawnienie aktualnie realizowanej technologii dla zastosowanego materiału wsadowego, w celu zwiększenia trwałości matrycy wstępnej z I operacji oraz stempla z II operacji. Dotychczasowe doświadczenia pokazują, że trwałość narzędzi do kucia i wyciskania w analizowanym procesie dla odkuwek ze stali austenitycznej stanowi zaledwie 25% w porównaniu do trwałości narzędzi używanych do kucia odkuwek ze stali niestopowych. Jest to spowodowane między innymi zwiększoną adhezją materiału odkuwki do podłoża narzędzia, czy też brakiem powtarzalności w procesie nagrzewania materiału wsadowego, a co za tym idzie brakiem homogenizacji mikrostruktury przedkuwki. Na intensywność zużycia narzędzi mają wpływ również warunki eksploatacyjne, konstrukcja narzędzia czy też parametry procesu. Wszystkie te czynniki powodują, że dotychczasowa technologia kucia odkuwek ze stali chromowo - niklowej jest bardzo trudna i stanowi wciąż duże wyzwanie naukowe. W literaturze występuje bardzo mało danych na temat obróbki plastycznej stali wysokoniklowych, dlatego zasadnym jest prowadzenie analiz i badań w tym zakresie. Opracowanie poprawnej i stabilnej, nowej technologii kucia będzie dotyczyć wydłużenia czasu możliwej eksploatacji narzędzi do kucia i wyciskania, czyli zwiększenia ich trwałości. Jednocześnie poprzez wprowadzanie innowacyjnych rozwiązań możliwe jest dostosowywanie procesu do rosnących wymagań produkcyjnych, powodując zwiększenie efektywności i wydajności w realizacji procesów wytwarzania, a tym samym obniżenie jednostkowych kosztów produkcji.

2. Teza pracy

Na podstawie studiów literaturowych oraz przeprowadzonych badań i analiz obecnie realizowanej nieefektywnej technologii, a także własnych doświadczeń zawodowych, sformułowano następującą tezę: **poprzez zastosowanie wybranych metod poprawy trwałości, takich jak: zwiększenie grubości warstwy azotowanej na matrycy wstępnej, wstępne kształtowanie kaloty i chłodzenie stempla w drugiej operacji, a także wydłużenie czasu nagrzewania materiału wsadowego można znacząco zwiększyć trwałość narzędzi kuzniczych, co przyczyni się do udoskonalenia obecnej technologii oraz zwiększenia wydajności procesu kucia zaworów wykonanych ze stali chromowo - niklowej.**

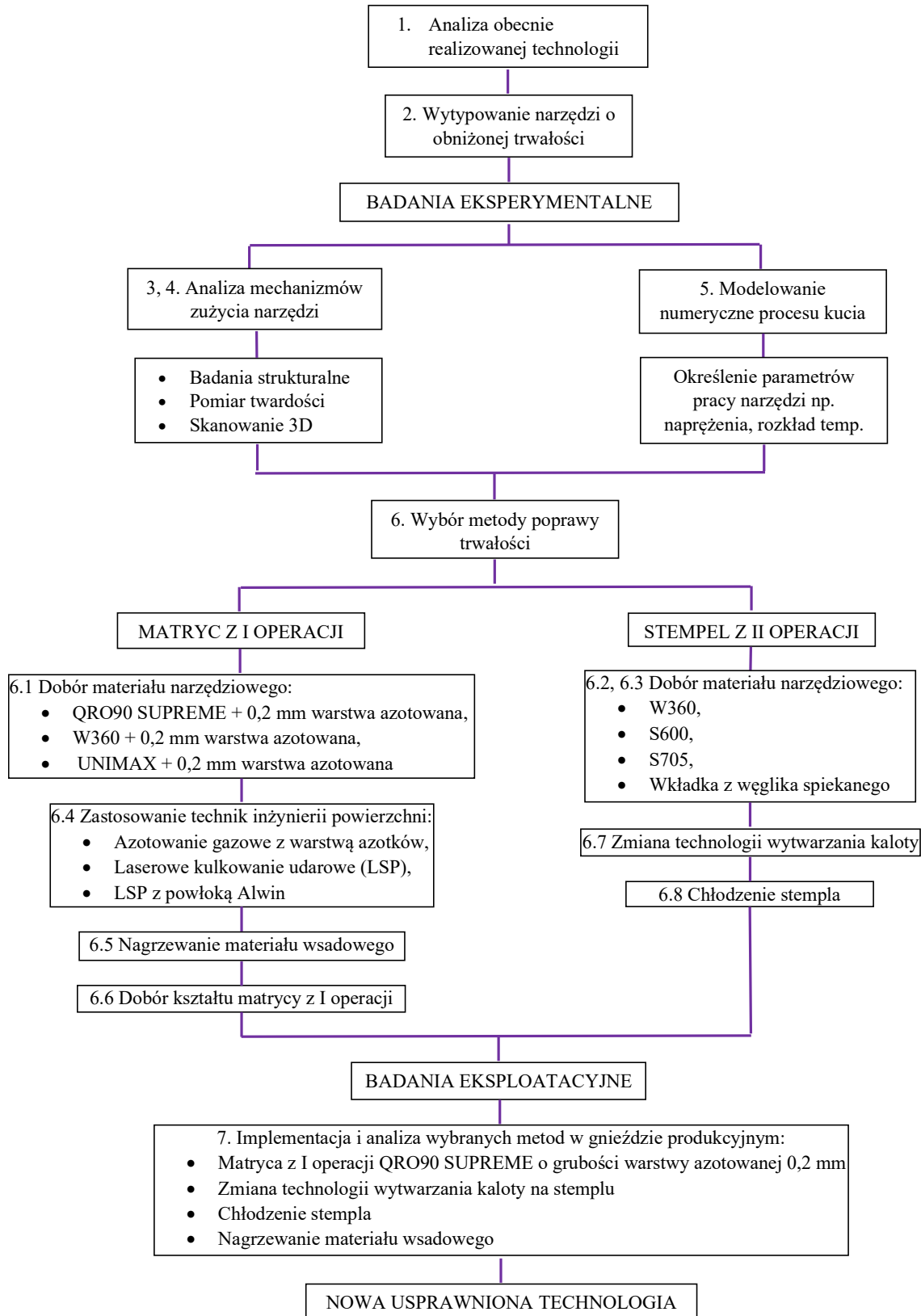
3. Metodyka badań dla matrycy wstępnej oraz stempla z II operacji

Osiągnięcie założonego celu pracy wymagało realizacji następujących zadań (rys. 36):

- Analiza obecnie realizowanej technologii wytwarzania zaworów do silników samochodów ciężarowych;
- Wytypowanie narzędzi do wyciskania i kucia o obniżonej trwałości, które wpływają na wydajność maszyny oraz jakość produkowanych komponentów;
- Określenie czynników wpływających na trwałość wskazanych narzędzi;
- Analiza mechanizmów zużycia narzędzi kuźniczych przy użyciu skanera optycznego, wykorzystaniu metod mikroskopii świetlnej i skaningowej elektronowej oraz pomiarów mikrotwardości;
- Modelowanie numeryczne procesu kucia dla I i II operacji;
- Empiryczne sprawdzenie metod i sposobów zwiększenia trwałości dla wytypowanych narzędzi: matrycy w I operacji oraz stempla z II operacji;
- Implementacja docelowych metod poprawy trwałości w gnieździe produkcyjnym - spośród wybranych wstępnie 14 metod poprawy trwałości docelowo do procesu wdrożono 4;
- Analiza i ocena zastosowanych rozwiązań zarówno dla matrycy w I operacji, jak i stempla w II operacji.

Do rozwiązania powyższych zagadnień oraz problemów zostały zastosowane następujące narzędzia badawcze:

- badania makroskopowe połączone z pomiarem stopnia zużycia/nadmiaru powierzchni roboczej narzędzia poprzez skanowanie ramieniem pomiarowym ROMER Absolute ARM 7520si zintegrowanym ze skanerem RS3 oraz porównanie geometrii skanu z modelami CAD;
- badania mikrostruktury przeprowadzone za pomocą mikroskopów świetlnych, model Leica DM6000M oraz Olympus GX51;
- obserwacje za pomocą mikroskopu skaningowego Tescan Vega3 wyposażonego w detektory SE, BSE, EDS i EBSD;
- pomiary mikrotwardości twardościomierzem LECO LC100 oraz LECO LM100AT;
- analiza przemian fazowych za pomocą dylatometru bezpośredniego Linseis L75 HS;
- modelowanie MES pracy narzędzia wykonane w programie Forge3.0.

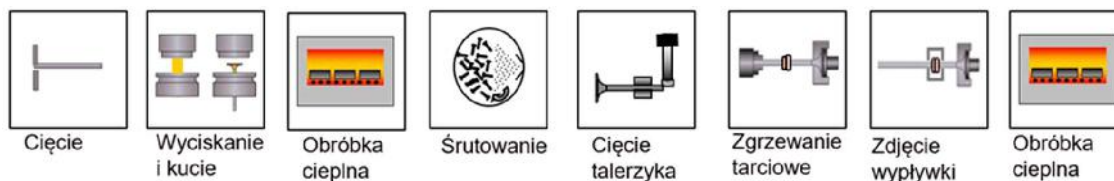


Rys. 36. Plan badań

IV. Badania własne

1. Analiza obecnie realizowanej technologii wytwarzania zaworów do silników samochodów ciężarowych

Zawory do silników samochodów ciężarowych różnią się od zaworów do silników samochodów osobowych tylko rozmiarem, te pierwsze są ponad dwa razy większe niż zawory do samochodów osobowych. Proces produkcji zaworów do silników samochodów osobowych i ciężarowych przebiega podobnie, obejmuje szereg operacji, których realizację określają karty technologiczne, plany kontroli, rysunki konstrukcyjne, normy i specyfikacje zarówno klienta oraz obowiązujące w branży motoryzacyjnej. Prezentowany na rys. 37 schemat przedstawia operacje od wejścia materiału wsadowego, przez cięcie, obróbkę plastyczną, wyżarzanie, cięcie długościowe talerzyka, zgrzewanie tarciove, zdjęcie wypłytki oraz kolejny proces wyżarzania. Proces kończy się w momencie otrzymania gotowego do montażu zaworu, który następnie jest wysyłany do innego zakładu, zajmującego się montażem silników. Natomiast dla obszaru kuźni proces wytwarzania kończy się po drugiej operacji obróbki cieplnej, w tym momencie zawór jest przekazywany na obróbkę mechaniczną.



Rys. 37. Schemat procesu produkcyjnego

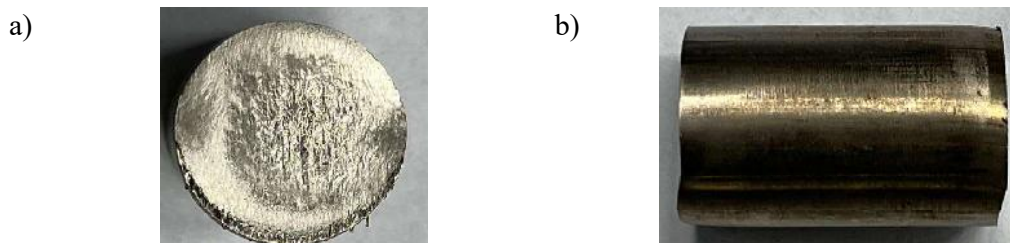
Gotowy zawór składa się z dwóch elementów wykonanych z różnych gatunków stali trwale połączonych ze sobą w procesie zgrzewania tarciove. Taka technologia produkcji zmniejsza koszt wytworzenia zaworu. Talerzyk oraz profil zaworowy są najbardziej narażone na działanie wysokich temperatur, dlatego tą część wykonuje się z wysokostopowej, żaroodpornej stali austenicznej NCF 3015 o handlowej nazwie Nireva. Natomiast pozostałą część - trzonek zaworowy, która nie jest narażona w tak dużym stopniu na działanie gorących spalin, wykonuje się ze stali ferrytyczno - martenzytycznej X45CrSi9-3. W całym procesie produkcyjnym kluczowa jest przeróbka plastyczna.

1.1 Kontrola i cięcie materiału wsadowego

Nireva jest dostarczana (w stanie dostawy: A – przesycona po procesie walcowania z temperatury 930 – 1030 °C lub B – chłodzenie po procesie walcowania, bez obróbki cieplnej) od kilku dostawców. Kontrola wejścia materiału wsadowego jest przeprowadzana zgodnie z planem kontroli, wg którego sprawdzane są następujące cechy: skład chemiczny, ocena mikrostruktury austenicznej z równomiernie rozmieszczonymi fazami międzymetalicznymi, ocena wtrąceń niemetalicznych wg normy DIN50602, wielkość ziaren – nie większe niż 6

wg normy EN ISO 643 oraz twardość – przy krawędzi pręta powinna wynosić maksymalnie 43 HRC, a w rdzeniu 25 HRC. Po stwierdzeniu zgodności cech ze specyfikacją materiał zostaje pocięty.

Cięcie odbywa się na gorąco, materiał jest podgrzany do temperatury 350 °C. Pręt cięty jest na określoną w technologii gramaturę (rys. 38). Ważnym aspektem procesu cięcia jest szczelina pomiędzy nożami, która jest ściśle określona w karcie parametrów.



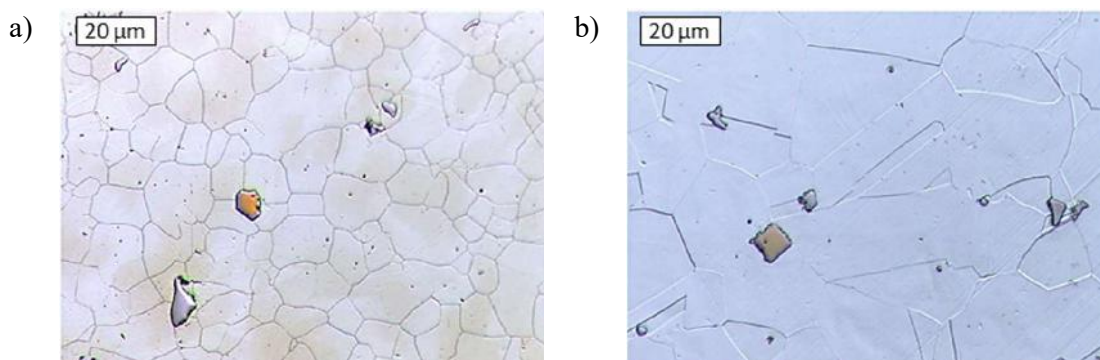
Rys. 38. Widok: a) powierzchni czołowej, b) powierzchni ciętego materiału

Zbyt duża lub zbyt mała szczelina powoduje, że na powierzchni czołowej ciętego materiału powstają wady, które zostawiają ślad na powierzchni czołowej zaworu. Istotna w procesie cięcia jest także trwałość noży, ponieważ jakiegokolwiek wykruszenie, uszkodzenie noża zostawia ślad na ciętym materiale, a co za tym idzie na powierzchni czołowej talerza zaworowego. Po procesie cięcia wałeczki poddawane są bębnowaniu. Wałeczki wsypywane są do bębna, tam wprowadzane są w ruch obrotowy, krawędzie wałeczków odbijając się od siebie oraz od ścian bębna zaokrąglają się, natomiast powierzchnie boczne zwiększają chropowatość, powodując iż użyty środek smarny w procesie wyciskania przylega do wałeczka i skuteczniej zmniejsza tarcie w kontakcie z narzędziem.

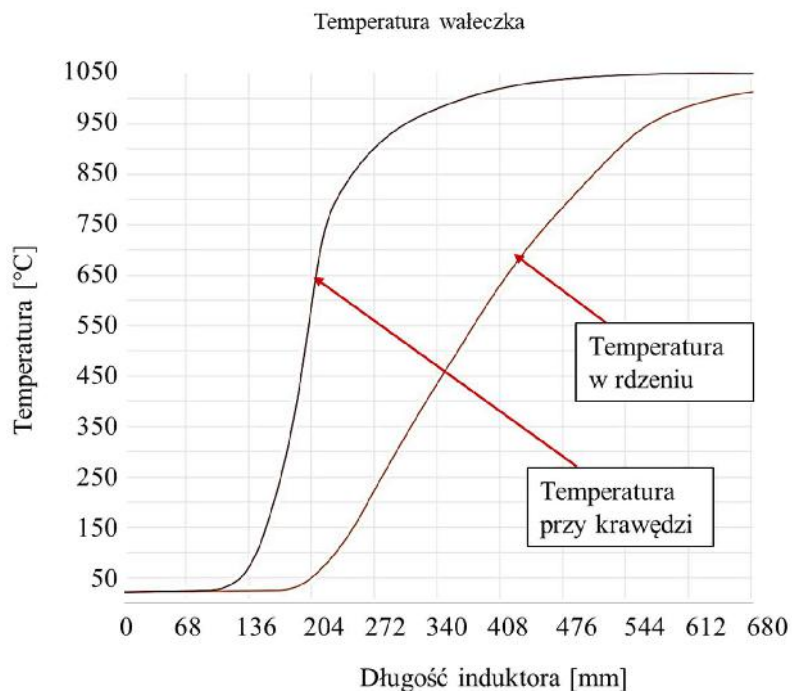
1.2 Nagrzewanie materiału wsadowego

Wstępniaki za pomocą podajnika łańcuchowego transportowane są do nagrzewnicy indukcyjnej, gdzie odpowiednia długość induktora, moc i czas cyklu prasy powinny gwarantować optymalne parametry przebywania materiału wsadowego w induktorze i nagrzanie do temperatury 1000 – 1080 °C. Temperatura jest mierzona dla każdego wałeczka za pomocą pirometru, poprawne wskazanie dopuszcza detal do procesu, natomiast wstępniaki z temperaturą poza tolerancją zostają odrzucone do odpowiednio oznaczonych pojemników. Te ze zbyt niską temperaturą wsadu dopuszczone są do ponownego użycia. Natomiast wałeczki z pojemnika z przekroczoną temperaturą wsadu zostają potraktowane jako sztuki brakowe, których powtórne użycie grozi wystąpieniem przegrzań wewnątrz mikrostruktury, jest to wada niedopuszczalna, która w sposób istotny obniża własności eksploatacyjne zaworu. Duże znaczenie dla stosowanego materiału ma czas przebywania wstępniaka w induktorze. Jest to spowodowane dużą ilością wydzieleni węglkowych znajdujących się zarówno na granicach drobnych ziaren, jak i równomiernie rozmieszczonych w osnowie austenitycznej. W osnowie austenitycznej widać dwa typy wydzieleni: pierwotne węglki stopowe (Ti, Nb, Mi, Zr)C

oraz azotki tytanu. Mnogość węglików w mikrostrukturze sprawia, iż wymagania stawiane nagrzewaniu materiału wsadowego są rygorystyczne. Po pierwsze temperatura nie może przekroczyć 1080 °C, ponieważ można zaobserwować przegrzania na powierzchni czołowej talerza zaworowego. Po drugie czas przebywania wałeczka w induktorze powinien zapewnić, iż węgliki na granicach ziaren austenitu ulegną rozpuszczeniu, a mikrostruktura będzie homogeniczna i powtarzalna dla każdego wstępniaka. Niestety w przypadku aktualnie realizowanego procesu na długości induktora 680 mm oraz w czasie cyklu 5,3 s mikrostruktura wałeczków podczas procesu grzania jest różna. Na rys. 39 zaprezentowano strukturę materiału wsadowego z nierozpuszczonymi węglkami na granicy ziaren – jest to niepoprawnie nagrany materiał (rys. 39a) oraz poprawnie przygotowaną strukturę (rys. 39b).



Rys. 39. Mikrostruktura materiału wsadowego: a) po nieprawidłowo przeprowadzonym procesie nagrzewania, b) po prawidłowo przeprowadzonym procesie nagrzewania. Mikroskopia świetlna, stan trawiony.



Rys. 40. Rozkład temperatury na przekroju poprzecznym w zależności od długości induktora

Prezentowany wykres (rys. 40) pokazuje zależność temperatury od długości induktora, co jest równoznaczne z czasem przebywania materiału wsadowego w cewce. Przedstawione krzywe zostały wyznaczone przy użyciu termopar dla warstwy wierzchniej oraz rdzenia wałeczka. Wyraźnie widać, że temperatura dla powierzchni wałeczka dochodzi do zadanej temperatury, tj. 1050 °C już na początku drogi w induktorze. Natomiast dla rdzenia dystans ten wynosi całą długość induktora. W związku z tym czas przebywania materiału wsadowego w nagrzewnicy może być za krótki do ujednorodnienia mikrostruktury w całej objętości dla każdego wałeczka i poprawnego przygotowania materiału wsadowego do procesu wyciskania, zapewniając powtarzalność mikrostruktury i twardości w procesie produkcyjnym.

1.3 Proces wyciskania i kucia

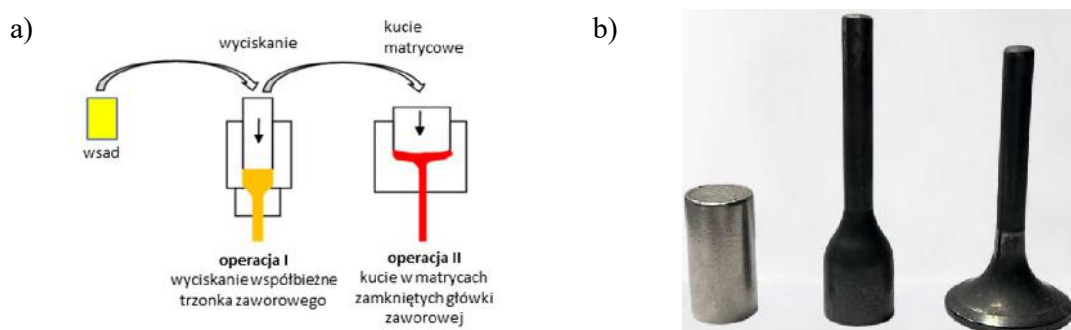
Prasa (rys. 41) używana do procesu kucia zaworu ma maksymalny nacisk wynoszący 700 ton, natomiast sumarycznie w obu procesach wykorzystywane jest powyżej 300 ton.



Rys. 41. Prasa kuźnicza typu Maxipres o nacisku 700 ton

Narzędzia przed zamontowaniem w prasie są podgrzewane zgodnie z procedurą. W pierwszej kolejności podgrzewa się obudowę matrycy do 200 °C przez 1h. Następnie montuje się matrycę w obudowie i ponownie umieszcza w piecu nagrzanym do około 200 °C. Tak przygotowane narzędzie montuje się w stole prasy. Podczas procesu wyciskania narzędzia są smarowane i chłodzone środkiem chłodząco – smarującym na bazie grafitu. W artykule [9] został zbadany wpływ czasu otwarcia elektrozaworu oraz ciśnienia dozowania środka smarnego na trwałość matrycy wstępnej. Zostały zaproponowane parametry smarowania, przy których osiągnano największą trwałość na matrycy wstępnej. Dodatkowo został przeanalizowany wpływ

parametrów dozowania, czystość układu smarowego na mechanizmy zużycia zachodzące na matrycach wstępnych. Niewłaściwe ustawienie parametrów dozowania środka smarowego powoduje, iż znaczna część smaru nie dociera do gniazda narzędzia. Zostało również udowodnione, iż w realizowanym procesie produkcyjnym do narzędzia docierają różne dawki smaru, powodując nierównomierne zużycie narzędzia. Transport nagrzanego materiału wsadowego wewnątrz prasy odbywa się za pomocą „koszyczka” do pierwszego gniazda, gdzie wałeczek jest zrzucany do matrycy wstępnej, w której kształtowany jest trzonek zaworu za pomocą procesu wyciskania na gorąco. Następnie przy użyciu łapek manipulatora przedkuwka zostaje przetransportowana do matrycy na gotowo, znajdującej się w drugim gnieździe, gdzie odbywa się proces kucia i zostaje ukształtowany talerz i profil zaworu (rys. 42), który kształtem jest zbliżony do gotowego wyrobu.



Rys. 42. Widok: a) schematu procesu wyciskania i kucia, b) przykładowego: wsadu, przedkuwki oraz odkuwki

Na tym etapie procesu bardzo ważne jest kształtowanie kaloty, za pomocą stempla stosowanego w drugim gnieździe, która znajduje się na powierzchni czołowej talerza zaworowego, ponieważ ta część zaworu nie jest obrabiana mechanicznie, natomiast wymagania związane z jej kształtem znajdują się na rysunku konstrukcyjnym klienta. Po odkuciu zawór zostaje wypchnięty z gniazda matrycy na godowo i za pomocą łapek manipulatora zostaje przetransportowany na taśmę rozładunkową.

1.4 Starzenie i śrutowanie po kuciu

W celu umocnienia struktury, podniesienia twardości i wytrzymałości zaworów po procesie wyciskania i kucia oraz spaleniu warstwy grafitu, pozostałości po procesie wyciskania, następuje proces obróbki cieplnej w piecu komorowym. Wielkość wsadu to cztery kosze po 500 szt. zaworów, które są nagrzewane i wytrzymywane w temperaturze 650 °C. Po zakończeniu cyklu zawory z komory pieca są przekładane do komory kontrolowanego chłodzenia do temperatury 40 °C. Na rys. 43 został przedstawiony piec oraz komora chłodzenia.



Rys. 43. Piec do obróbki cieplnej (po prawej) oraz komora do kontrolowanego chłodzenia (po lewej)

Kolejnym etapem produkcji zaworów jest proces śrutowania (rys. 44), polegający na oczyszczeniu powierzchni zaworów ze zgorzeliny powstałej w procesie wyciskania i kucia oraz w wyniku obróbki cieplnej. Na efektywność procesu śrutowania ma wpływ czas śrutowania – im dłuższy czas śrutowania tym lepsze wykończenie powierzchni i skuteczniejsze usunięcie zgorzeliny. Zostało to również zbadane przez autorów pracy [126], gdzie zwiększając czas śrutowania osiągnięto lepszą chropowatość powierzchni.



Rys. 44. Śrutownica do zaworów

Kolejne parametry to rodzaj i wielkość śrutu stalowego w śrutownicy, który z bardzo dużą prędkością uderza w powierzchnię odkuwki. Ważne jest również zachowanie normatywu podczas zasypywania urządzenia odpowiednią ilością zaworów w jednym wsadzie, aby uzyskać wymaganą jakość oczyszczanej powierzchni, która jest kontrolowana wizualnie.

1.5 Cięcie odkuwki na długość

Przed wejściem zaworów do procesu zgrzewania należy wszystkie komponenty po procesie wyciskania przyciąć na odpowiednią długość. Zawór w procesie opiera się na powierzchni czołowej talerza, natomiast ściernica jest umieszczona na określonej w technologii wysokości trzonka. Proces cięcia jest w pełni zautomatyzowany (rys. 45).



Rys. 45. Maszyna do cięcia odkuwki na długość

Ważne jest, by zawory wprowadzone w proces miały odpowiednią ilość naddatku na trzonku, tak aby nie doszło do uszkodzenia ściernicy w procesie.

1.6 Proces zgrzewania tarcowego, zrywania wypływkę oraz wyżarzania

Talerzyk po cięciu długościowym trafia na proces zgrzewania tarcowego, gdzie jest łączony z prętem ze stali ferrytyczno - martenzytycznej (rys. 46).



Rys. 46. Komponenty przed i po procesie zgrzewania tarcowego: a) trzonek, b) talerzyk, c) zawór – w czerwonej ramce zaznaczono wypływkę

Po procesie zgrzewania tarcowego na trzonku pozostaje wypływka, która jest usuwana w kolejnej operacji. W miejscu zgrzewu na odcinku 2 mm wypływka zostaje podgrzana indukcyjnie do temperatury austenitacji i ścięta przy użyciu tulei zrywającej (rys. 47).



Rys. 47. Tuleja zrywająca wypływkę

Efektym ubocznym procesu zrywania wypływki jest wzrost twardości dla materiału trzonka, natomiast spadek twardości dla materiału talerzyka. Z tego powodu zawory należy powtórnie wyżarzyć w piecu komorowym oraz ochłodzić w komorze chłodzenia. Parametry są analogiczne jak podczas pierwszego wyżarzania, tj. 650 °C w czasie 1,5 h. Stosowana obróbka cieplna ujednorodnia mikrostrukturę, uzyskując wytrzymałość na rozciąganie w miejscu zgrzewu zgodną z wymaganiami klienta.

2. Określenie trwałości dla matrycy wstępnej oraz stempla z II operacji

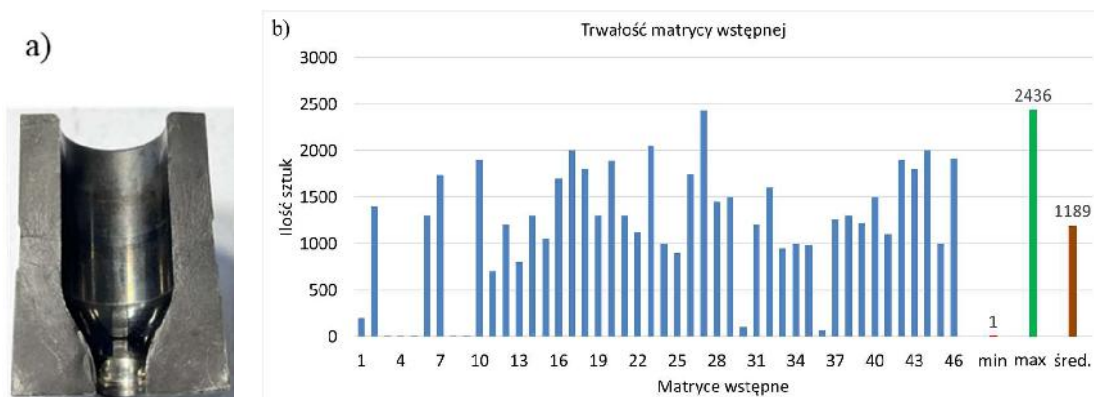
Na trwałość oraz dominujące mechanizmy zużycia narzędzi kuźniczych ma wpływ szereg czynników, do których należą m.in.: rodzaj materiału wsadowego (zawartość węgla, pasmowość, twardość itp.) oraz jego nagrzewanie (homogenizacja struktury), parametry procesu kucia, ilość oraz sposób dozowania środka smarnego, nagrzewanie narzędzi przed procesem wyciskania, materiał narzędzia, rodzaj zastosowanej obróbki cieplnej oraz inżynierii powierzchni, jakość wykonania narzędzi, jak również kontrola jakości oraz wpływ czynnika ludzkiego. Najczęściej występujące mechanizmy zużycia dla narzędzi kuźniczych to: zużycie ściernie, odkształcenie plastyczne, adhezja, zmęczenie cieplno – mechaniczne, pękanie zmęczeniowe i utlenianie. W analizowanym procesie występują dwie pary narzędzi: matryce i stemple, dla każdego z nich w oparciu o rzeczywisty proces produkcyjny zostało określone zużycie. W pierwszej operacji najszybciej ulega zużyciu matryca wstępna (rys. 48b), podczas gdy stempel nie ulega prawie w ogóle zużyciu (rys. 48a). W drugiej operacji jest odwrotnie, ponieważ trzonek odkuwki jest już ukształtowany w pierwszej operacji, matryca w drugiej operacji zużywa się znacznie wolniej (rys. 48d), niż centralna wypukłość na stemplu - kalota (rys. 48c).



Rys. 48. Widok: a) stempel z I operacji, b) matryca z I operacji, c) stempel z II operacji, d) matryca z II operacji

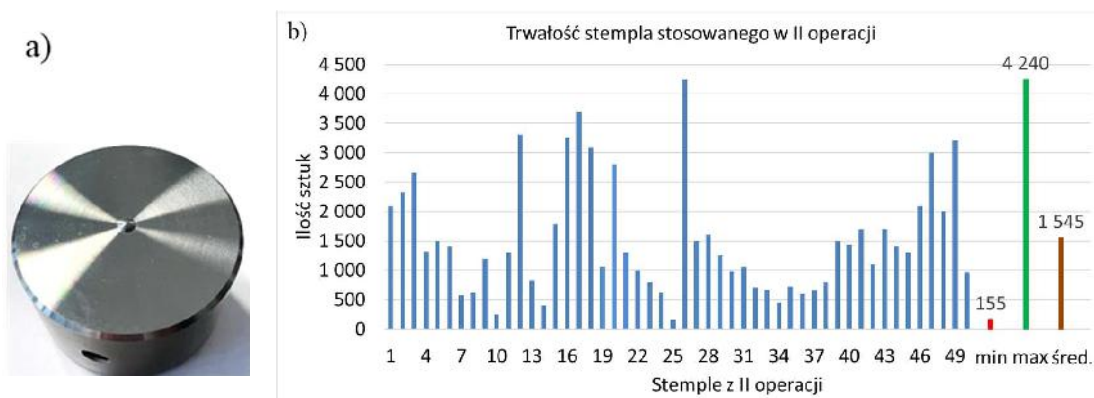
Potwierdzają to również wykresy eksploatacji tych narzędzi. Na podstawie zebranych danych z rzeczywistego procesu produkcyjnego została określona średnia, minimalna

oraz maksymalna trwałość dla matrycy wstępnej (rys. 49). Na wykresie przedstawione dane trwałości z 46 narzędzi kolejno po sobie wycofywanych z procesu.



Rys. 49. Widok: a) przekroju poprzecznego matrycy z I operacji, b) wykresu zużycia matrycy wstępnej

Wartość minimalna jest na poziomie 1 sztuki, natomiast maksymalna wynosi 2436 sztuk. Średnie zużycie jest na poziomie 1189 sztuk. Narzędzia, dla których uzyskano minimalne i maksymalne wartości stały się przedmiotem analizy oraz przyczyniły się do wytypowania i oceny metod poprawy trwałości matrycy wstępnej.

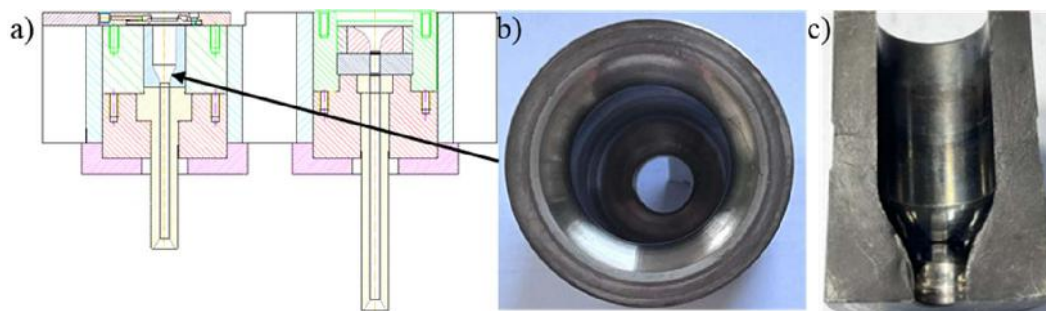


Rys. 50. Widok: a) stempel z II operacji, b) wykres średniej trwałości stempli stosowanych w II operacji (dane z 2020 roku)

Kolejny wykres prezentuje trwałość stempli (rys. 50). Zostało pobrane 50 stempli po eksploatacji kolejno po sobie demontowanych z prasy. Wartość minimalna jest na poziomie 155 szt., maksymalna to 4240 szt., natomiast średnia wynosi 1545 szt. Jak widać, praca obu narzędzi jest bardzo niestabilna, w efekcie wpływa to zarówno na jakość wyrobu oraz wydajność prasy. Ciągłe dążenie do zwiększenia wydajności procesów produkcyjnych i poprawy stanu obecnego spowodowała, że należało się przyjrzeć pracy matrycy wstępnej i stempla, przeanalizować mechanizmy zużycia oraz wytypować możliwości poprawy. Dlatego badania zostały skoncentrowane na matrycy wstępnej w pierwszej operacji oraz stempla w drugiej operacji, bowiem są to kluczowe narzędzia kształtujące odkuwkę. Natomiast stempel w pierwszej operacji i matryca w drugiej operacji nie wymagają zwiększenia trwałości.

3. Analiza eksploatacji matrycy wstępnej w procesie wyciskania zaworów do silników samochodowych

W rozdziale 2 wskazano, że najniższą trwałość w I operacji posiadała matryca wstępna. Matryce wstępne w analizowanym procesie produkcyjnym wykonane są z materiału QRO90 Supreme (Uddeholm). Narzędzia te poddawane są standardowej obróbce cieplnej, tj. hartowaniu oraz dwukrotnemu odpuszczaniu do twardości 52-53 HRC, a następnie azotowaniu gazowemu w temperaturze około 510 °C przez 5h, uzyskując grubość warstwy dyfuzyjnej około 0,1 mm.



Rys. 51. Widok: a) stołu dolnego prasy z gniazdami do wyciskania i do kucia, b) matrycy wstępnej (rzut z góry), c) przekrój poprzeczny matrycy wstępnej

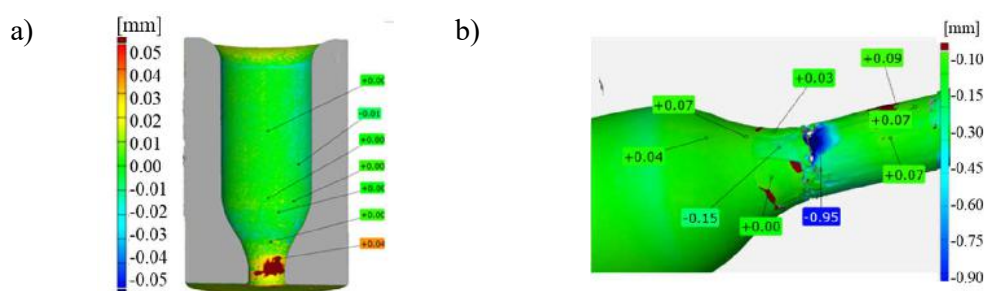
Narzędzie montowane jest w podgrzanej do około 200 °C obudowie, a następnie umieszczane w gnieździe prasy (rys. 51). W trakcie procesu wyciskania matryca wstępna smarowana jest grafitem na bazie oleju smarownicą pierścieniową, montowaną na obudowie matrycy do wyciskania.

3.1 Skanowanie 3D

Technika skanowania 3D została wykorzystana do oceny zużycia narzędzi wycofanych z eksploatacji. Metoda ta wykorzystuje ramię pomiarowe ROMER Absolute ARM 7520si ze zintegrowanym skanerem laserowym RS3, który ma możliwość zbierania maksymalnie 460000 punktów/s dla 4600 punktów na linii z częstotliwością 100 Hz, o dokładności pomiarowej 0,053 mm. Do kontroli wymiarowej 3D narzędzi stosowane jest oprogramowanie Polyworks. Analizując mechanizmy zużycia matrycy wstępnej, zostało zeskanowanych ponad 50 narzędzi, a uzyskane skany były porównywane z modelem CAD narzędzia. Na tej podstawie powstała kolorowa mapa odchyłek, na bazie której można określić miejsca największego zużycia. Dodatkowo dla wybranej grupy narzędzi były pobierane odkuwki co 100 szt. z procesu w celu dokładnego prześledzenia mechanizmów zużycia zachodzących na narzędziu w trakcie eksploatacji. Matryce wstępne możemy podzielić na dwie grupy. Pierwsza to takie, które zużyły się przy uruchamianiu procesu – podczas próby wyciśnięcia materiału wsadowego doszło do zablokowania odkuwki w narzędziu bez możliwości kontynuowania procesu produkcyjnego. Drugą grupę narzędzi stanowią matryce wstępne, który były eksploatowane, a mechanizmy niszczące na nich zachodzące przebiegają wg. określonego schematu. Celem

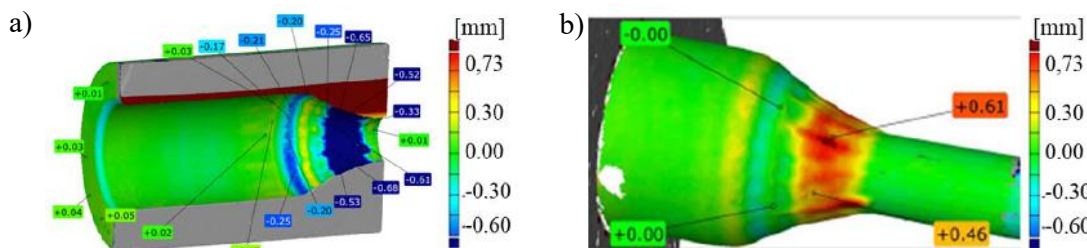
lepszego przedstawienia mechanizmów zużycia matryc wstępnych zostało wytypowane jedno z narzędzi, które wykonało minimalną ilość sztuk, tj. 1 sztukę oraz jedna matryca reprezentująca maksymalne zużycie narzędzi, czyli po wykonaniu 2350 szt. Wszystkie narzędzia analizowane w tym rozdziale wykonane są z materiału QRO90 Supreme, po obróbce cieplnej na twardość 52-53 HRC oraz po azotowaniu gazowym o grubości warstwy dyfuzyjnej około 0,1 mm. Narzędzia po wprowadzeniu w proces nagrzane były do temperatury 200 °C, temperatura materiału wsadowego wynosiła 1040 °C. W trakcie procesu narzędzia były smarowane i chłodzone smarem grafitowym na bazie oleju.

Narzędzie, które wykonało 1 sztukę – T1, zostało usunięte z procesu ponieważ doszło do zablokowania materiału odkuwki w matrycy wstępnej. Na przedstawionym skanie narzędzia wyraźnie widać nalepienie materiału (prawdopodobnie odkuwki) do grubości 0,04 mm (rys. 52). Tym samym na skanie przedkuwki wyraźnie widać ubytek materiału do grubości nawet 0,95 mm na uformowanym trzonku, cała powierzchnia trzonka ma falistą teksturę. Na części cylindrycznej narzędzia nie zarejestrowano żadnych śladów eksploatacji.



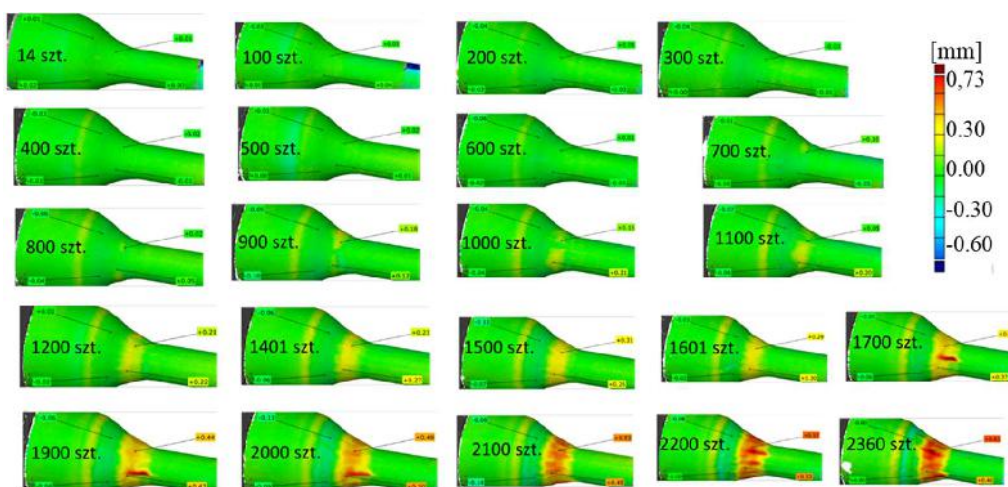
Rys. 52. Widok: a) wyniku z porównania skanu 3D połowy narzędzia T1 do nominalnego modelu CAD, b) skanu odkuwki z narzędzia T1

Narzędziem reprezentującym drugą grupę matryc wstępnych jest T2350, które wykonało 2350 szt. (rys. 53). Analizując poszczególne partie narzędzia można zauważyć, iż w części cylindrycznej występuje najmniejszy ubytek materiału, następnie u dołu części cylindrycznej jest widoczny pierścień z ujemną wartością odkształcenia do -0,25 mm. Przesuwając się w dół pojawia się pierścień z odkształceniem dodatnim sięgającym do 0,3 mm. Największy ubytek materiału jest w części formującej trzonek sięgające nawet -0,68 mm na zmierzonej połowie narzędzia.



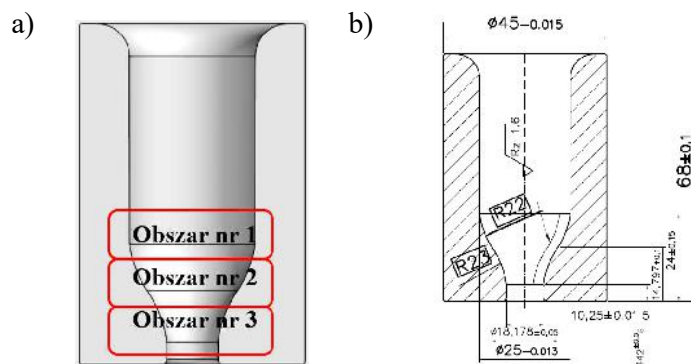
Rys. 53. Widok: a) wyniku z porównania skanu 3D połowy narzędzia T2350 do nominalnego modelu CAD, b) skanu z ostatniej odkuwki z narzędzia T2350

Zbieżny charakter odkształceń występuje na ostatniej odkuwce, natomiast wartości odkształceń mają przeciwny znak. W celu lepszego zrozumienia kolejności powstawania poszczególnych mechanizmów zużycia zeskanowano co 100 odkuwkę, kolejno pobieraną z procesu produkcyjnego, dzięki tzw. metodzie skanowania odwrotnego 3D. Takie zestawienie można prześledzić na rys. 54. Na 600 odkuwce pojawia się pierścień w dolnej części cylindrycznej odkuwki, który ma nieregularne zużycie do 1000 szt. Następnie odkształcenie z wartością ujemną intensyfikujące się od 2000 szt. do ostatniej. Na końcu pojawia się przyrost materiału na trzonku, osiąga ono maksymalne wartości na przedstawionej skali i jednocześnie decyduje o wycofaniu narzędzia z dalszej eksploatacji.



Rys. 54. Wyniki skanów 3D cyklicznie pobieranych odkuwek dla kolejnych etapów zużycia narzędzia T2350

Schemat zużycia występujący na matrycy wstępnej T2350 posłużył do wprowadzenia podziału na 3 strefy, charakteryzujące się odmiennymi mechanizmami zużycia – na rys. 55 widoczny jest przyjęty podział. W strefie nr 1 dominuje odkształcenie plastyczne oraz zużycie ciepło – mechaniczne. Obszar nr 2 to przyrost materiału (wynikający z naklejania się materiału odkuwki) oraz zmęczenie ciepło – mechaniczne. Obszar 3 charakteryzuje się zużyciem ściernym oraz odkształceniem plastycznym.



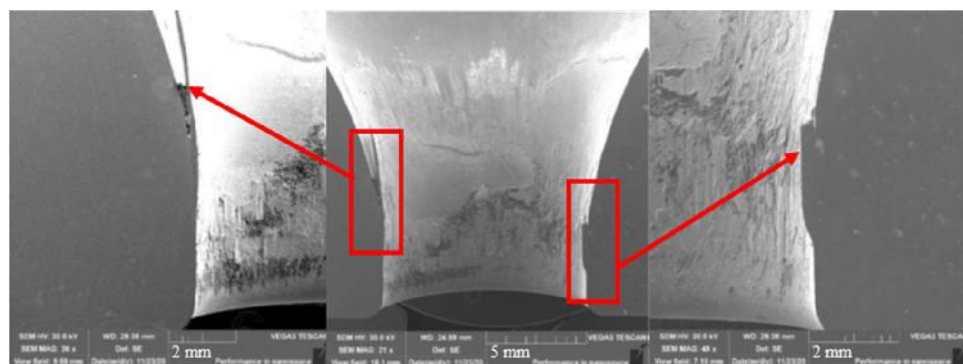
Rys. 55. Widok: a) zużycia matrycy wstępnej z podziałem na strefy, b) specyfikacji geometrycznej narzędzia

Opracowanie podziału na strefy pozwoliło na prowadzenie dalszych analiz i badań w oparciu o nie. Również na narzędziach, dla których testowane były różne metody poprawy trwałości narzędzi stosowany był przyjęty podział.

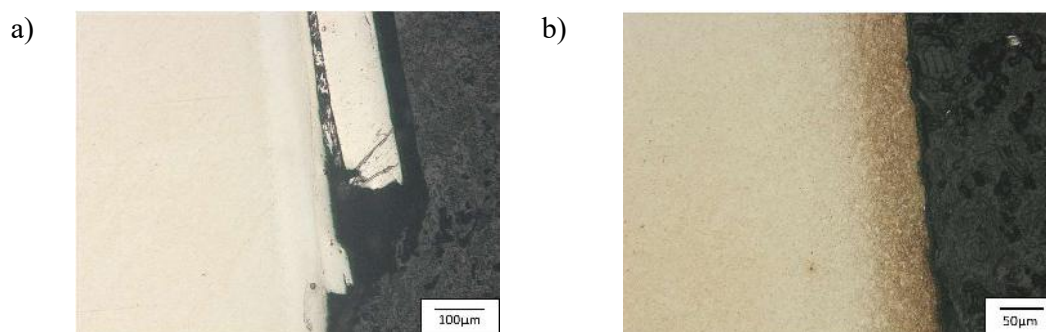
3.2 Badania mikroskopowe

Analizując mechanizmy zużycia zostały wykonane badania z wykorzystaniem skaningowego mikroskopu elektronowego. Analizie zostały poddane matryce wstępne T1 oraz T2350, wytypowane na podstawie wcześniejszych badań.

Po odkuciu 1 szt. można zaobserwować wyrwania materiału narzędzia oraz zużycie ściernie w obszarze kształtowania trzonka (obszar nr 3 wg rys. 55). Na pozostałej części narzędzia są nieznaczne ślady eksploatacji (rys. 56).



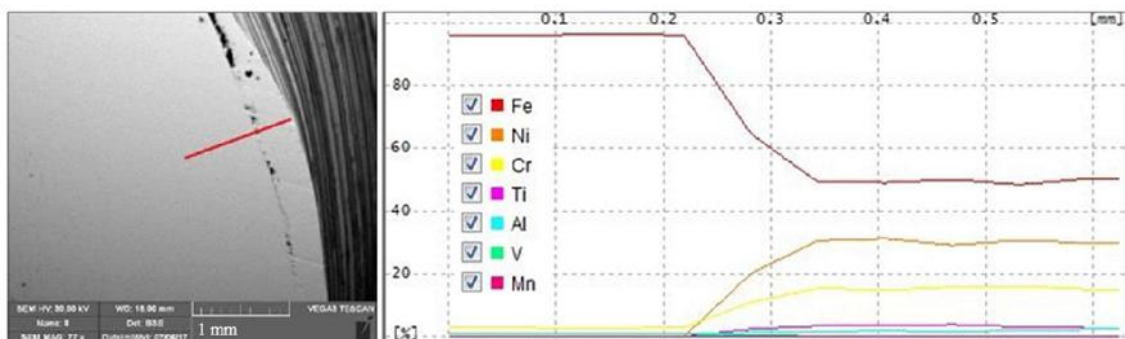
Rys. 56. Wyniki badań SEM dla wybranych obszarów roboczych matrycy występniej T1



Rys. 57. Widok: a) mikrostruktura matrycy wstępnej z naklejoną Nirewą w miejscu kształtowania trzonka (obszar nr 3), b) mikrostruktura matrycy wstępnej w górnej części narzędzia (obszar nr 1). Mikroskopia świetlna, stan trawiony.

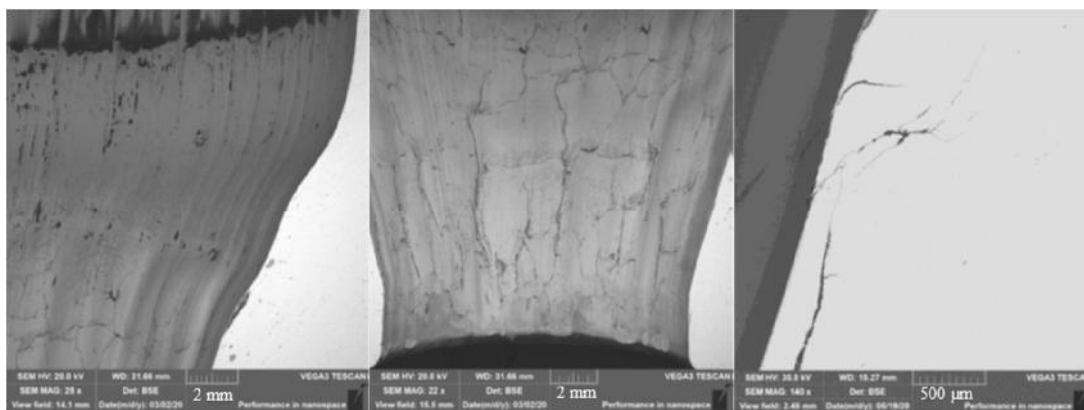
Dodatkowo została wykonana ocena mikrostruktury przy użyciu mikroskopu świetlnego (rys. 57a), ujawniająca grube nalepienia materiału Nireva w miejscu kształtowania trzonka (obszar nr 3 wg rys. 55). Podczas kucia zachodziło zjawisko ścinania kształtowanego materiału równoległe do kierunku jego płynięcia. Jest to skutek przewagi sił przylegania (adhezji) materiału odkuwki do powierzchni matrycy nad siłami spójności wewnętrznej kształtowanego materiału. Mikrostruktura u góry narzędzia, w obszarze nr 1 wg rys. 55, wskazuje na występowanie cienkiej warstwy azotowanej poniżej 100µm, brak występowania zużycia

w pozostałej części narzędzia. Następnie na matrycy wstępnej T1 została wykonana analiza EDS w celu potwierdzenia obecności materiału odkuwki na narzędziu (rys. 58). Obecność Ni na poziomie 30%, 15% Cr i 2% Ti jednoznacznie wskazują na materiał Nireva.



Rys. 58. Rozkład liniowy pierwiastków EDS uzyskany na przekroju poprzecznym wzdłuż linii wskazanej na obrazie SEM

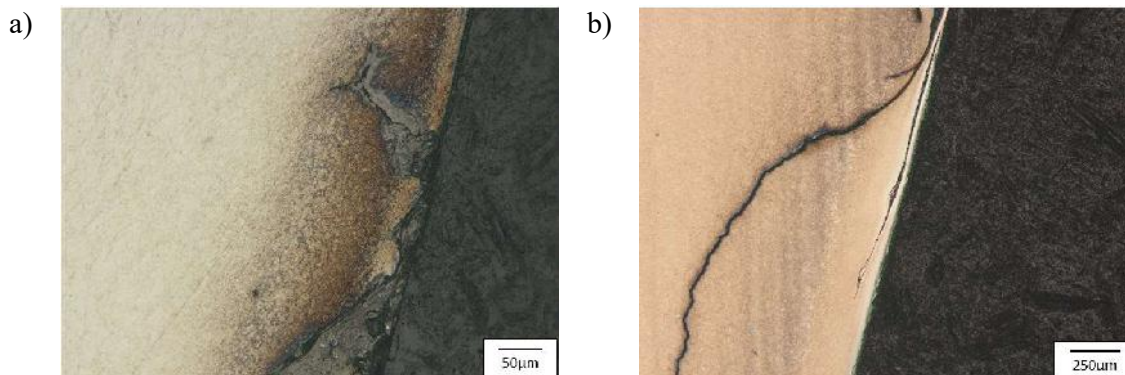
Kolejne narzędzie zostało wycofane z procesu po odkuciu 2350 szt. odkuwek – można na nim zaobserwować powstanie licznych mechanizmów zużycia (rys. 59). W obszarze nr 1 znaczne odkształcenia plastyczne w postaci osiowych bruzd oraz utrata kształtu w części kształtującej przedkawkę, widoczna przy krawędzi badanej próbki. Zarówno w obszarze 1, a szczególnie w obszarze 2, występuje silnie rozwinięta siatka pęknięć zmęczenia ciepło - mechanicznego 2,0x4,0 mm. Powierzchnia w obszarze nr 3 (wg rys. 55) silnie zdeformowana i odkształcona plastycznie. Widoczne zanieczyszczenia tlenkowe, materiał smarny itp. Liczne pęknięcia w głąb materiału narzędzia (0,5 – 1,0 mm), silnie rozgałęzione i odkształcone. Świadczy to wszystko o odpuszczeniu materiału podłoża. Potwierdziły to badania rozkładu twardości.



Rys. 59. Wyniki badań SEM dla wybranych obszarów roboczych T2350

Analiza zużycia na mikroskopie świetlnym potwierdziła liczne pęknięcia w materiale narzędzia przy powierzchni sięgające nawet do 0,8 mm głębokości na matrycy wstępnej T2350 (rys. 60). Największe pęknięcia są w miejscu kształtowania trzonka (obszar 3), w niektórych obszarach

narzędzia w tej strefie zauważono także, że podczas kucia zachodziło zjawisko ścinania kształtowanego materiału równoległe do kierunku jego płynięcia. Jest to również skutek dużej adhezji materiału odkuwki do powierzchni matrycy. Dodatkowo brak widocznej warstwy azotowanej, prawdopodobnie po jej usunięciu proces degradacji narzędzia nastąpił lawinowo.

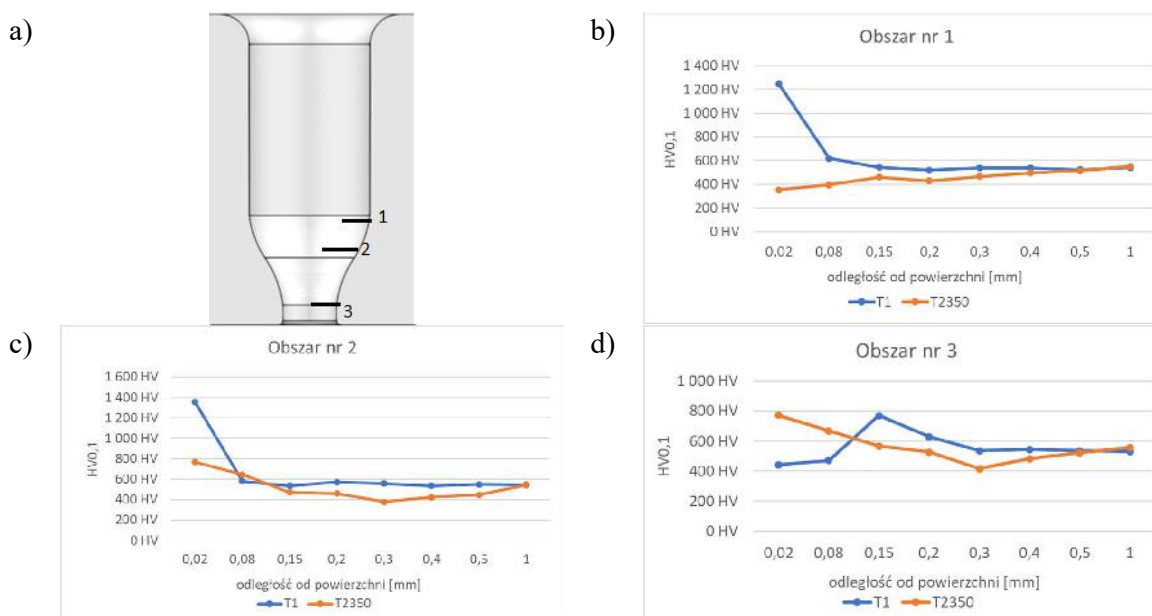


Rys. 60. Mikrostruktura matrycy wstępnej. Mikroskopia świetlna, stan trawiony.

W obszarze 2 również widoczne są pęknięcia, ale zdecydowanie płytsze, w ich wnętrzach prawdopodobnie występują tlenki, które powstały w wyniku występowania wysokich temperatur oraz odkształceń na powierzchni narzędzia.

3.3 Pomiar twardości

Dla narzędzia T1 oraz T2350 wykonano rozkłady twardości metodą Vickersa przy obciążeniu 0,1 we wskazanych miejscach na próbce (rys. 61). Wykres niebieski przedstawia wyniki z matrycy wstępnej T1, natomiast pomarańczowy jest wykonany na narzędziu T2350.



Rys. 61. Rozkład twardości dla matrycy wstępnej T1 oraz T2350 a) wskazane miejsca pomiarowe, b) obszar 1, c) obszar 2, d) obszar 3

Dla obszaru nr 1 dla narzędzia T1 można określić grubość warstwy azotowanej na poziomie do 0,1mm. Natomiast w przypadku narzędzia T2350 warstwa azotowana prawdopodobnie została zdjęta w trakcie eksploatacji, dodatkowo materiał podłoża uległ odpuszczeniu do twardości poniżej 400 HV0.1. Dla obszaru nr 2 narzędzie T1 ma twardość powyżej 1300 HV0.1, w kolejnych punktach pomiarowych twardość jest na poziomie materiału rodzimego, czyli około 550 HV0.1. W przypadku matrycy T2350 warstwa azotowana prawdopodobnie została ścięta, ponieważ pierwszy punkt pomiarowy, przypadający na głębokości 0,02 mm od powierzchni narzędzia, ma wartość 800 HV0.1. Podobna sytuacja ma miejsce w obszarze nr 3 dla tego narzędzia. W obszarze nr 3 dla narzędzia T1 pierwsze dwie twardości mają wartość 440 HV0.1, jest to twardość materiału odkuwki, która nalepiła się w miejscu kształtowania trzonka zaworowego.

4. Analiza eksploatacji stempla w procesie kucia zaworów do silników samochodowych

Proces kształtowania odkuwki zaworowej do silników samochodów ciężarowych odbywa się dwuetapowo. W pierwszej operacji następuje wyciskanie współbieżne na gorąco, a następnie kucie talerza zaworowego. Podczas kucia narzędziem, które ulega przedwczesnemu zużyciu jest stempel, a w szczególności obszar odpowiedzialny za kształtowanie kaloty na powierzchni czołowej talerza zaworu (rys. 62). Dodatkowo należy podkreślić, iż w trakcie trwania badań utraty wysokości kaloty zmieniły się wymagania techniczne związane z jej wysokością. Tolerancja została zacieśniona, wcześniej wysokość kaloty wynosiła 1,5 mm i dopuszczalne zużycie było do 0,6 mm, natomiast od początku 2022 roku wysokość kaloty była od 1,2 mm do 0,9 mm. Oznacza to, że trwałość stempli diametralnie spadła, należało podjąć radykalne działania w celu zmniejszenia częstotliwości wymian narzędzi. Wszystkie analizy związane z badaniem mechanizmów zużycia kaloty odbywały się na pierwotnym rysunku konstrukcyjnym, tj. dla kaloty o maksymalnej wysokości 1,5 mm.



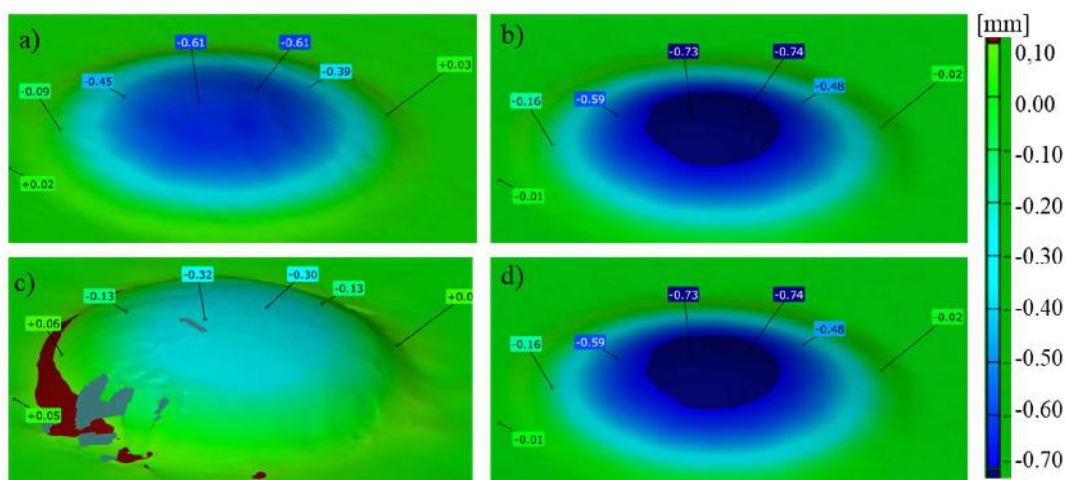
Rys. 62. Widok: a) powierzchni czołowej stempla, b) kalota, c) wymagań dla kaloty wg rysunku konstrukcyjnego – technologia od 2022 roku

Kalota jest niezbędnym elementem zaworu, wymagania stawiane jej kształtowi znajdują się na rysunku konstrukcyjnym i pochodzą od klienta wyrobu finalnego. Jedną z funkcji, którą musi spełniać kalota to odpowiednia objętość. Związane jest to z kompresją gazów w komorze spalania, ponieważ tam następuje zmieszanie i ukierunkowanie strugi powietrza podczas spalania. Druga funkcja to technologiczne wyjście narzędzia podczas toczenia powierzchni czołowej zaworu. Z tego powodu podczas kucia zaworów bardzo ważna jest kontrola głębokości kaloty oraz ocena wizualna jej kształtu przez operatorów – są to dwa czynniki decydujące o trwałości stempla. Stemple stosowane w procesie produkcyjnym wykonane są z materiału 32CrMoV12-28 (1.2365), po obróbce cieplnej na twardość 52-53 HRC.

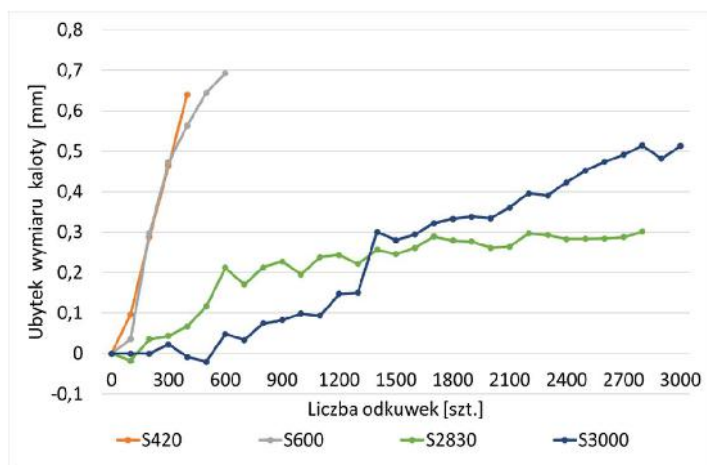
4.1 Skanowanie 3D

Analogicznie jak w przypadku matrycy wstępnej z pierwszej operacji, skanowanie stempli odbywało się przy użyciu ramienia pomiarowego Romer Absolute ARM7520si, wyposażonego w skaner liniowy RS3, a analiza wymiarowa odbyła się za pomocą oprogramowania Polyworks. Uzyskane pomiary zostały odniesione do modelu CAD narzędzia.

Wyniki zaprezentowane na rys. 63 przedstawiają skany kaloty na stemplach wycofanych z procesu produkcyjnego. Jak widać różnice w trwałości narzędzia są bardzo duże, natomiast ubytek materiału identyczny. Zarówno stempel, który przepracował 420 szt., jak i narzędzie po 3000 szt. utraciły podobną wartość wysokości, tj. około 0,6 mm. W celu lepszego zrozumienia mechanizmu utraty wysokości na stemplu dodatkowo zostały pobrane odkuwki co 100 szt., na których zostały wykonane skany wykorzystując metodę skanowania odwrotnego – wyniki z pomiarów zaprezentowane są na rys. 64.



Rys. 63. Kolorowa mapa skanów dla wybranych kalot: a) po 420 szt., b) po 600 szt., c) po 2830 szt., d) po 3000 szt.



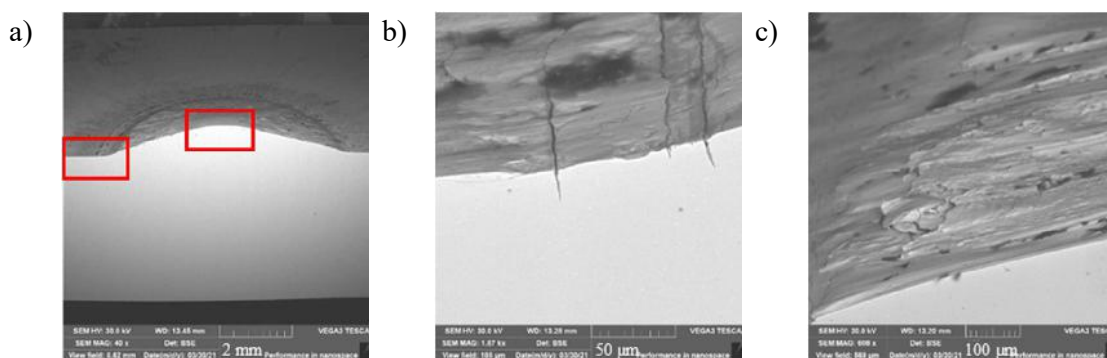
Rys. 64. Wykres ubytku wysokości kaloty uzyskany z wykorzystaniem metody skanowania odwrotnego dla cyklicznie pobieranych odkuwek S420, S600, S2830 i S3000

Analizując przedstawiony wykres już po pierwszych 100 sztukach widać, w którym kierunku pobiegnie krzywa ubytku. Dla stempli z niską trwałością ubytek wymiaru przebiega lawinowo i z każdą kolejną pobraną odkuwką jest wyraźna utrata wysokości kaloty. Natomiast dla stempli, których trwałość była zdecydowanie wyższa, ubytek wymiaru jest równomierny (miarowy). Jednocześnie na podstawie otrzymanych skanów można stwierdzić, iż zostały

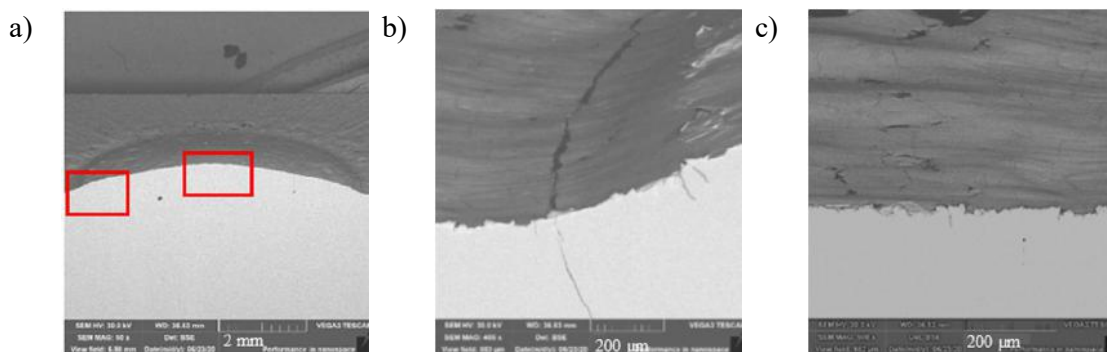
przedwcześnie wycofane z procesu, ponieważ stempel S2830 stracił wysokość do 0,3 mm, natomiast S3000 do 0,5mm, przy dopuszczalnej utracie wymiaru do 0,6 mm.

4.2 Badania mikroskopowe

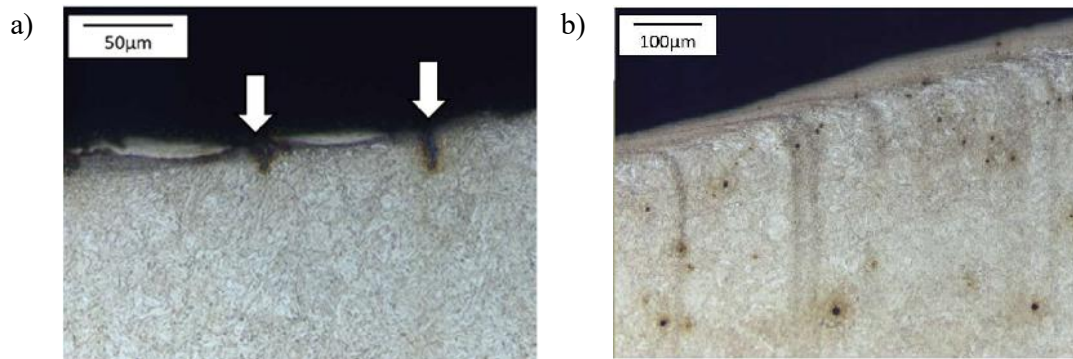
W celu lepszego zrozumienia mechanizmów niszczących zachodzących na stemplach podczas ich eksploatacji, badaniom mikroskopowym z wykorzystaniem metod mikroskopii świetlnej oraz elektronowego mikroskopu skaningowego poddano mikrostruktury stempli wykonanych z materiału 32CrMoV12-28. Dla zaprezentowania otrzymanych wyników posłużono się przykładami dwóch stempli. Jeden, który wykonał 400 sztuk, reprezentuje grupę narzędzi, gdzie utrata trwałości postępowała lawinowo. Drugi natomiast pochodzi z grupy narzędzi, gdzie utrata trwałości postępowała wolniej, został wycofany z procesu po wykonaniu 2660 szt. Porównując zdjęcia stempli wykonane na skaningowym mikroskopie elektronowym (rys. 65, 66) widać u podstawy kaloty pęknięcia zmęczeniowe w głąb materiału na obu stemplach. Głębokość pęknięć zależy od ilości odkutych odkuwek. Stempel, który wykonał 400 szt. ma pęknięcie na głębokość około 25 μm (rys. 65b), natomiast stempel, który wykonał 2660 szt. ma pęknięcie na głębokość ponad 200 μm (rys. 66b). Pęknięcia są wynikiem zmiennego obciążenia oraz zmiennych pól temperatury. W obszarze kaloty na obu stemplach widać odkształcenie plastyczne oraz ubytki materiału, których jest więcej dla stempla S2660.



Rys. 65. Wyniki obserwacji mikroskopowych SEM dla stempla, który przetworzył 400 sztuk a) zaznaczone miejsce oceny mikrostruktury i mikrotwardości, b) podstawa kaloty, c) kalota

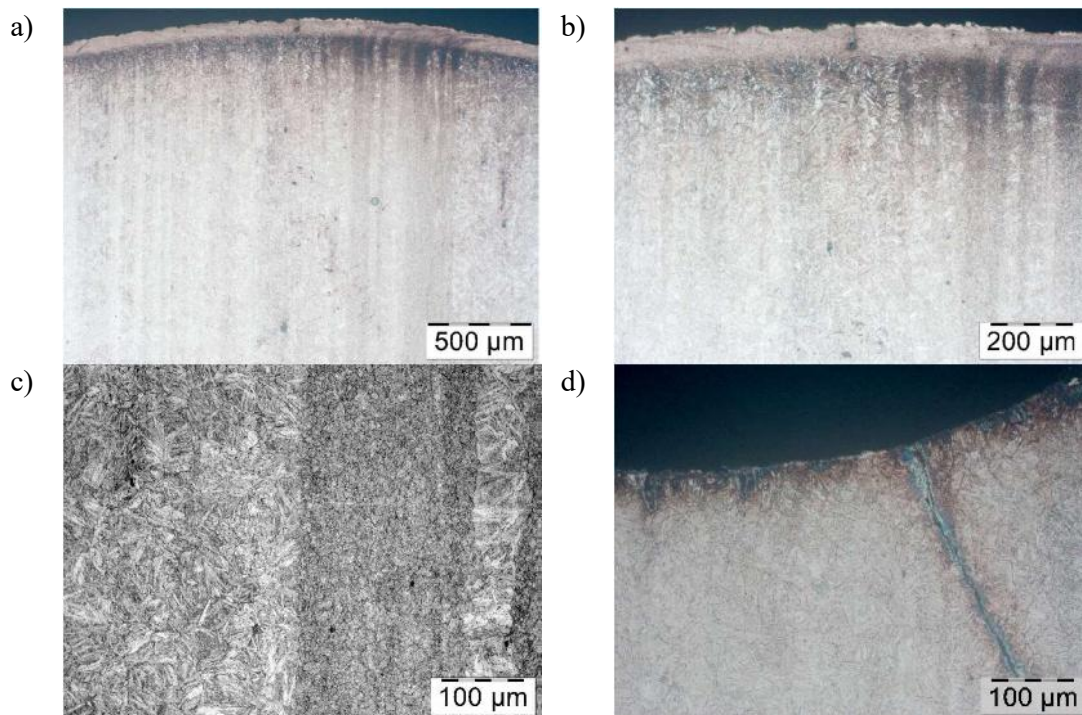


Rys. 66. Wyniki obserwacji mikroskopowych SEM dla stempla, który przetworzył 2660 sztuk a) zaznaczone miejsce oceny mikrostruktury i mikrotwardości, b) podstawa kaloty, c) kalota



Rys. 67. Mikrostruktura materiału stempla, który przepracował 400 sztuk a) podstawa kaloty, b) kalota. Mikroskopia świetlna, stan trawiony.

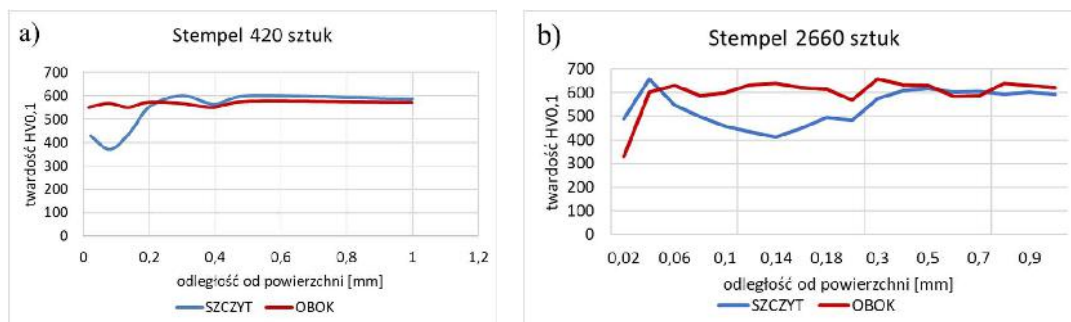
Oceniając mikrostrukturę ze pomocą mikroskopu świetlnego na stemplu S400 (rys. 67) można zaobserwować dużą adhezję materiału wsadowego do materiału narzędzia, dodatkowo widać drobne pęknięcia zmęczeniowe w głąb materiału – zaznaczono je na rys. 67a. Mikrostruktura narzędzia to wysokoodpuszczony martenzyt. W obszarze kaloty można zaobserwować drobne pasma węglików (rys. 67b), które również ulegają odkształceniu i układają się w warstwie wierzchniej w kierunku płynięcia materiału. Stempel S2660 (rys. 68) posiada również w mikrostrukturze pasma z dużą ilością drobnodispersyjnych węglików. Na szczycie kaloty można zaobserwować białą warstwę z nalepionymi fragmentami materiału odkuwki, natomiast u podstawy kaloty znajduje się pęknięcie zmęczeniowe (rys. 68d).



Rys. 68. Mikrostruktura materiału stempla, który przepracował 2660 sztuk a) kalota, b) powiększenie kaloty, c) drobnodispersyjne węgliki wtórne, d) podstawa kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony.

4.3 Pomiar twardości

Rozkłady twardości wykonane metodą Vickersa zostały wykonane w miejscach oznaczonych na rys. 65 i rys. 66 od powierzchni czołowej stempla w głąb materiału. Wyniki są przedstawione na rys. 69.



Rys. 69. Rozkład twardości na przekroju stempla: a) S420, b) S2660

W przypadku stempla S420 szczyt kaloty uległ odpuszczeniu poniżej 400 HV0.1, natomiast podstawa kaloty utrzymała twardość materiału narzędzia, tj. około 600 HV0.1. Stempel S2660 u podstawy kaloty uległ odpuszczeniu poniżej 400 HV0.1, natomiast przy szczycie kaloty widać wzrost twardości do 650 HV0.1, co prawdopodobnie spowodowane jest występowaniem białej warstwy i pomimo odkształcenia plastycznego warstwa ta posiada nadal wysoką twardość. Dalej w głąb materiału ulega odpuszczeniu nawet do głębokości 0,3 – 0,4 mm.

5. Modelowanie numeryczne procesu kucia

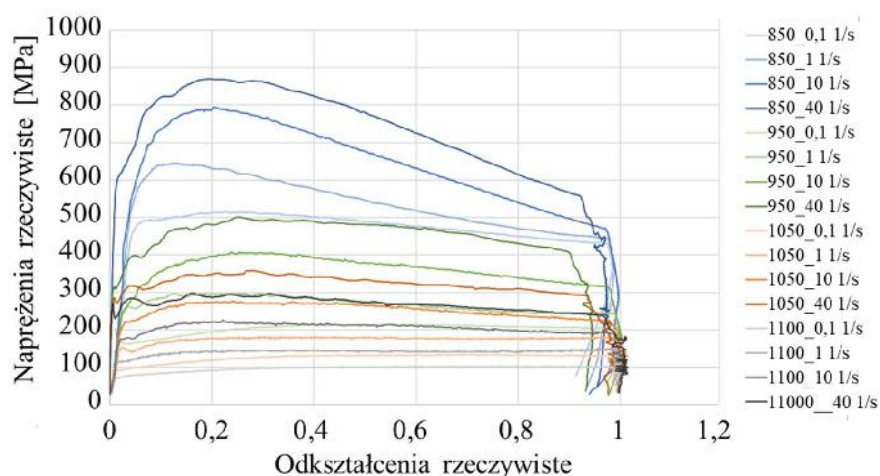
5.1 Matryca z I operacji

Za pomocą programu do symulacji numerycznej Forge NxT 3.0 oraz na podstawie pomiarów i badań wykonanych w warunkach rzeczywistego procesu produkcyjnego, został przygotowany model służący do analizy zużycia narzędzi. Materiał odkuwki, z którego wykonywane są zawory do silników samochodów ciężarowych to Nireva, a ponieważ baza materiałowa programu Forge nie zawiera tej stali, został dobrany bardzo podobny gatunek stali X5NiCrAlTi31-20/1.4958, dla którego zostały przyjęte dane materiałowe (skład chemiczny przedstawiono w tabeli 8).

Tabela 8. Skład chemiczny materiału zastosowanego do symulacji

Pierwiastek	C [%]	Si [%]	Mn [%]	Cr [%]	Ni [%]	Al [%]	Ti [%]	Cu [%]
X5NiCrAlTi31-20	0,03- 0,08	max 0,7	max 1,5	19,0- 22,0	30,0- 32,5	0,2- 0,5	0,2- 0,5	max 0,5

Do warunków brzegowych, niezbędnych przy wykonywaniu symulacji numerycznej, zaliczają się własności wytrzymałościowe, które dla stali Nireva zostały eksperymentalnie wyznaczone w uniwersalnym symulatorze procesów metalurgicznych – urządzeniu Gleeble 3800. W zakresie odkształceń 0 – 1 dla prędkości odkształcenia: 0,1; 1; 10; 40 [1/s] oraz w 4 temperaturach: 850; 950; 1050; 1100 [°C], zostały wyznaczone krzywe zależności naprężeń uplastyczniających w funkcji odkształcenia dla materiału Nireva (rys. 70).



Rys. 70. Naprężenia uplastyczniające w funkcji odkształcenia wyznaczone doświadczalnie dla materiału Nireva

Za pomocą estymacji nieliniowej dzięki określonym krzywym na urządzeniu Gleeble 3800, wyznaczono równanie Spittel'a (2), które przyjmuje postać:

$$\sigma_f = A e^{m_1 T} T^{m_9} \epsilon^{m_2} e^{\frac{m_4}{\epsilon}} (1 + \epsilon)^{m_5 T} e^{m_7 \epsilon} \dot{\epsilon}^{m_3} \dot{\epsilon}^{m_8 T} \quad (2)$$

gdzie:

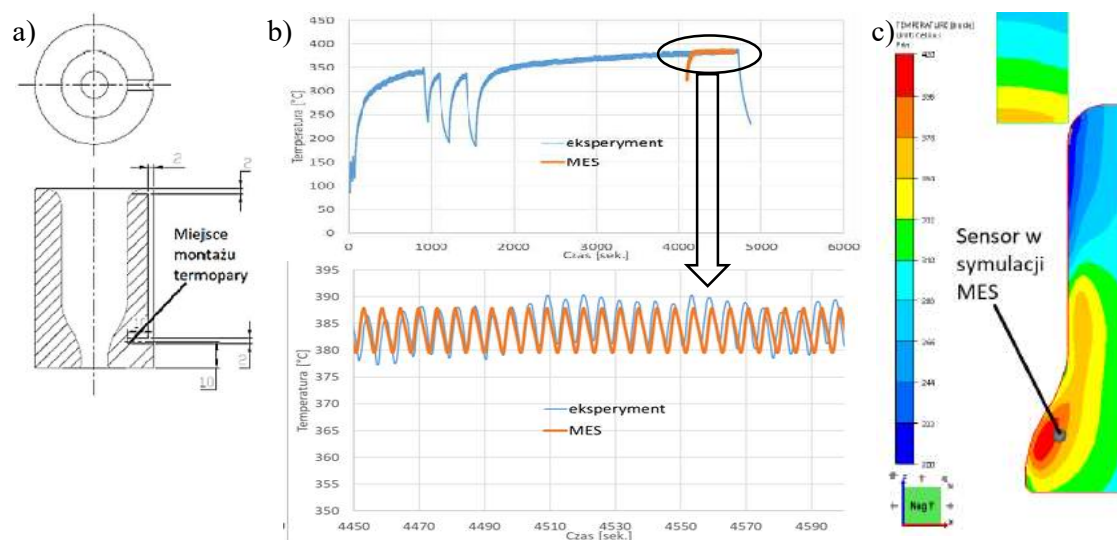
ε - całkowite odkształcenie;

$\dot{\varepsilon}$ - tensor prędkości odkształcenia;

T - temperatura;

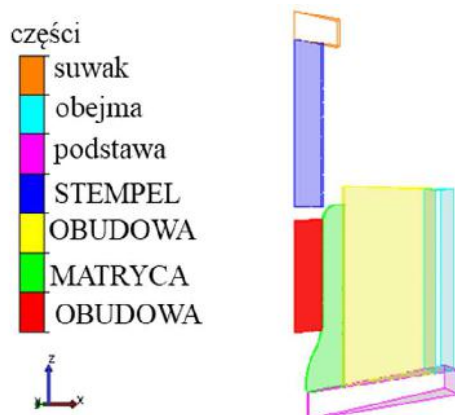
$A, m1, m9, m2, m4, m5, m7, m3, m8$ - współczynniki modelu zależne od materiału.

Równanie Spittel'a określa dane materiałowe opisujące własności mechaniczne materiału Nireva w programie Forge w warunkach kucia na gorąco. Następnie przyjęto współczynniki wymiany ciepła między odkuwką a stemplem $8 \text{ kW/m}^2\text{x}^\circ\text{K}$, między odkuwką a matrycą $2 \text{ kW/m}^2\text{x}^\circ\text{K}$, między narzędziami $1,5 \text{ kW/m}^2\text{x}^\circ\text{K}$. Jako materiał narzędzi przyjęto z bazy Forge stal X0CrMoV5-1/1.2344. Temperatura początkowa dla odkuwki to $1040 \text{ }^\circ\text{C}$. Dla matrycy określono temperaturę na poziomie $380 - 390 \text{ }^\circ\text{C}$, dane te zostały porównane z pomiarami przeprowadzonymi w warunkach rzeczywistego procesu. Wykonano matrycę wstępną (rys. 71a) z wydrążonym otworem w dolnej części narzędzia na termoparę. Następnie poprowadzono proces produkcyjny z wprowadzoną termoparą w narzędzie i zarejestrowano wyniki temperatury z matrycy (rys. 71b), które są analogiczne jak w symulacji numerycznej (rys. 71c).



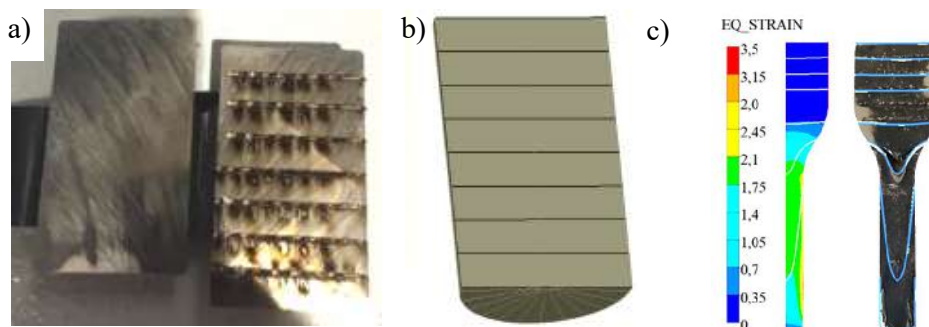
Rys. 71. Widok: a) szkic matrycy wstępnej z wydrążonym otworem pod termoparę, b) rzeczywiste pomiary temperatury na matrycy, c) rozkład temperatury po 70 cyklach z zaznaczonym miejscem pomiaru temperatury

Do analizy pierwszej operacji wykonano model osiowosymetryczny, który wykorzystano do obliczeń numerycznych (rys. 72). Ciała odkształcalne w symulacji, czyli takie, które umożliwiają wyznaczenie naprężeń na narzędziu w wyniku kontaktu, np. z odkuwką, to: odkuwka, stempel, matryca oraz obudowa. Z kolei suwak, podstawa oraz obejma to ciała nieodkształcalne.



Rys. 72. Widok modelu przed pierwszą operacją kucia

Celem dobrania poprawnego współczynnika tarcia w programie do symulacji numerycznej został przygotowany wałeczek/wstępniak przecięty na pół. Na jednej z połówek wyślóbiono przy pomocy lasera poziome linie w równych odstępach co 5 mm (rys. 73a). Obie części zespawano i wprowadzono w proces produkcyjny. Po wyciśnięciu trzonka w pierwszym gnieździe na przedkuwce powstały wyraźne linie płynięcia, które zestawiono z modelem numerycznym. Na podstawie otrzymanych wyników przygotowano model numeryczny z analogicznymi liniami płynięcia (rys. 73c), dla których został określony współczynnik tarcia na poziomie 0,3.

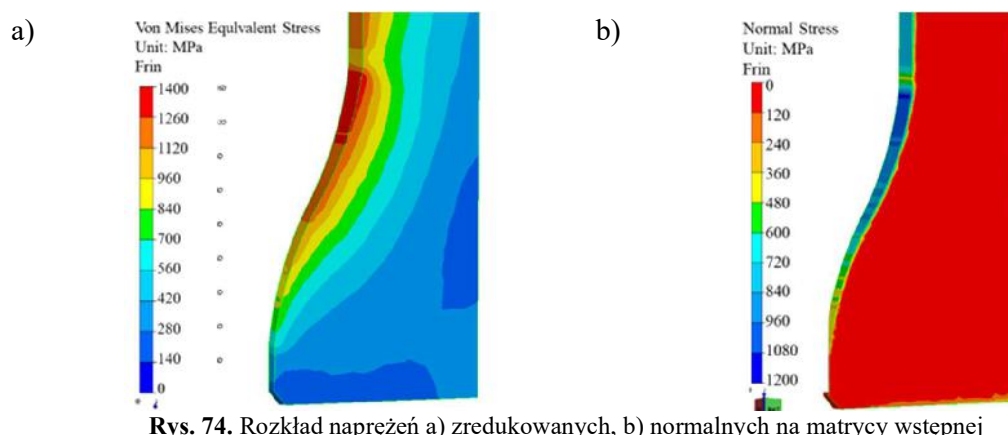


Rys. 73. Widok przeciętego wstępniaka: a) próbka rzeczywista, b) próbka przygotowana w programie do symulacji, c) MES - rozkład odkształceń plastycznych z naniesionymi liniami płynięcia na odkuwce, linie płynięcia z symulacji (niebieskie) naniesione na zdjęciu połowy odkuwki z wyślóbnymi bruzdami po 1 operacji odkształcania

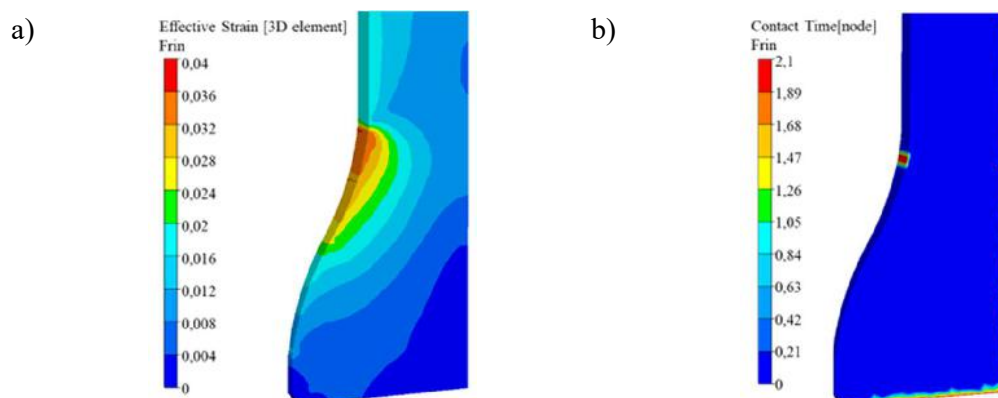
Do wykonania modelu narzędzi użytych w programie do symulacji wykorzystano gotowe modele geometryczne narzędzi. Przyjęto dane prasy Maxipres 700 E: długość korby $L=576$ mm, wykorbienia $R=127$ mm, które uwzględniono w modelowaniu numerycznym.

Przy użyciu programu do symulacji numerycznych wyznaczono naprężenia zastępcze (zredukowane) oraz normalne na powierzchni matrycy (rys. 74). W przypadku naprężeń zastępczych największa wartość wynosi 1400 MPa i przypada w miejscu rozpoczynającym kształtowanie trzonka. Dla naprężeń normalnych największa wartość wynosi 1200 MPa i również przypada w miejscu rozpoczynającego się przewężenia na narzędziu. Dla obu

rozkładów największe naprężenia występują w tym samym obszarze. Można przypuszczać, że w tym miejscu mogą dominować dwa mechanizmy niszczące, tj. zmęczenie cieplno – mechaniczne oraz odkształcenie plastyczne – aby to potwierdzić został przygotowany kolejny model, gdzie materiał matrycy zachowuje się jak ciało sprężysto-plastyczne. Dodatkowo został wyznaczony czas kontaktu odkuwki po pierwszej operacji odkształcenia (rys. 75).



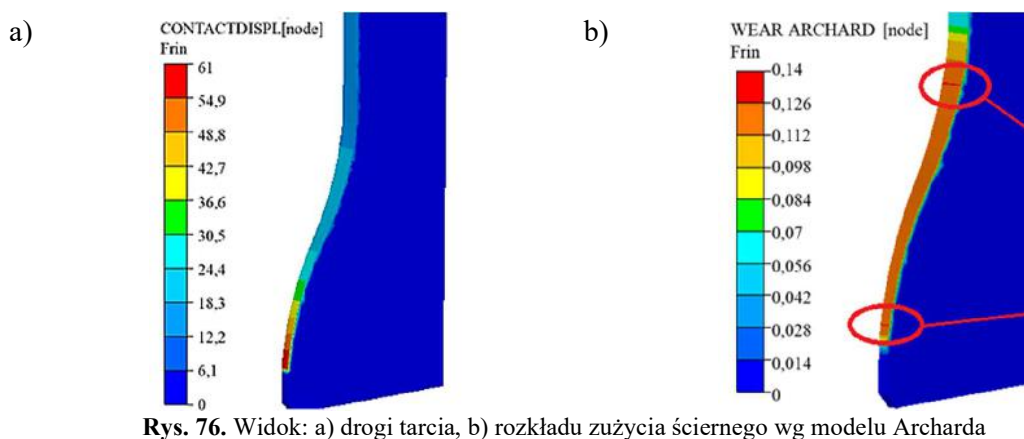
Rys. 74. Rozkład naprężeń a) zredukowanych, b) normalnych na matrycy wstępnej



Rys. 75. Rozkład a) odkształceń plastycznych na matrycy, b) czasu kontaktu po I operacji kucia zaworu

Dla obu rozkładów zarówno odkształceń plastycznych, jak i czasu kontaktu odkuwki z narzędziem po pierwszej operacji kucia, można potwierdzić, iż miejsce, gdzie zostały osiągnięte największe wartości, pokrywa się z maksymalnymi wartościami naprężeń zredukowanych i normalnych. Podczas analizy mechanizmów zużycia na narzędziu wycofanym z procesu produkcyjnego można spodziewać się, iż miejscem gdzie będą dominować mechanizmy zużycia, takie jak zmęczenie cieplno – mechaniczne i odkształcenie plastyczne to obszar, w którym rozpoczyna się kształtowanie trzonka zaworu.

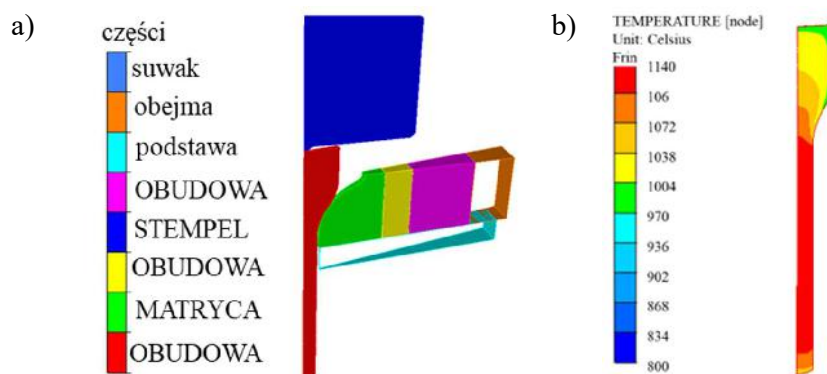
Kolejnym wyznaczonym rozkładem za pomocą programu do symulacji numerycznej jest rozkład zużycia ściernego wg modelu Archarda oraz droga tarcia (rys. 76).



Największa wartość drogi tarcia z symulacji przypada w miejscu największego przewężenia na narzędziu, gdzie trzonek jest już ukształtowany. Droga tarcia w tym miejscu wynosi 61 mm, natomiast zużycie ściernie 0,14.

5.2 Stempel z II operacji

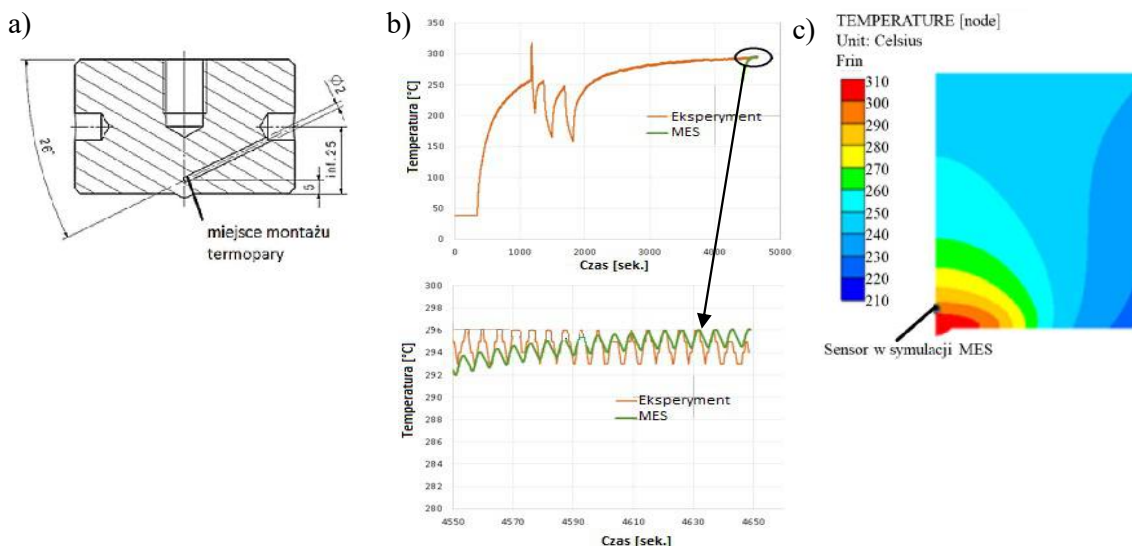
Wykorzystując przygotowany model z operacji wyciskania przedkuwki zaworu z materiału NCF3015 do silnika samochodu ciężarowego, przeprowadzono symulację kucia. W symulacji procesu kucia również zastosowano model osiowosymetryczny z odkształcalnymi narzędziami (rys. 77a), tj. stempel, matryca, obudowa, odkuwka. Ciała nieodkształcalne to: suwak, obejmia oraz podstawa.



Rys. 77. Widok: a) model przed procesem kucia, b) rozkład temperatur na odkuwce przed II operacją

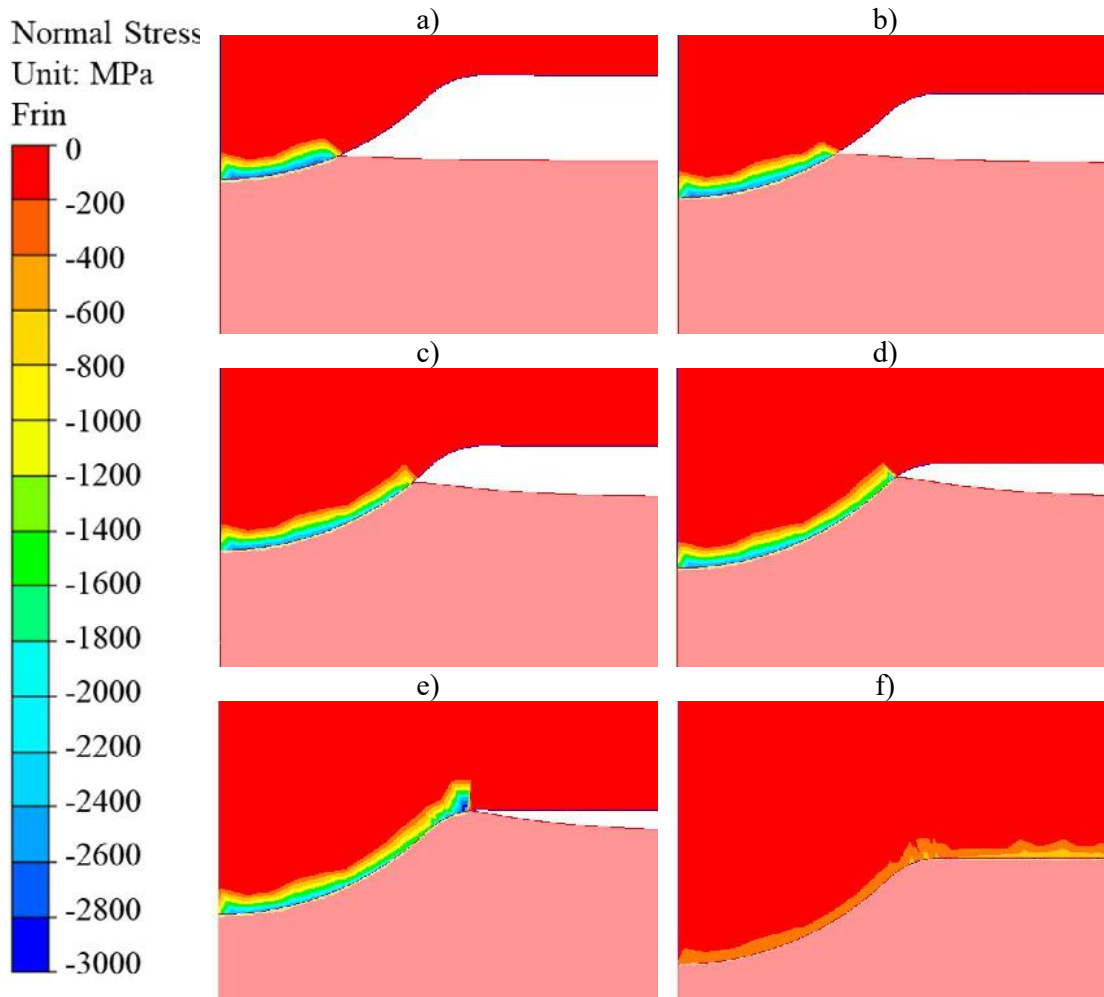
Właściwości temperaturowe dla materiału matrycy oraz stempla przyjęto z bazy Forge jako X40CrMoV5-1. Ustalono, że są to ciała „czysto sprężyste” o module Younga 200000 MPa i liczbie Poissona 0,3, temperatura wsadu jak po I operacji (rys. 77b). Temperatura dla stempla uzyskana za pomocą programu do symulacji numerycznych została zweryfikowana w rzeczywistym procesie produkcyjnym. Do tego celu został przygotowany stempel z wydrążonym otworem na termoparę przy kalotce (rys. 78a). I analogicznie jak dla narzędzia z I operacji przy użyciu termopary została zarejestrowana temperatura z procesu (rys. 78b),

która po ustabilizowaniu się procesu wynosiła 300 °C. Odpowiada to temperaturze na zamodelowanym narzędziu (rys. 78c).



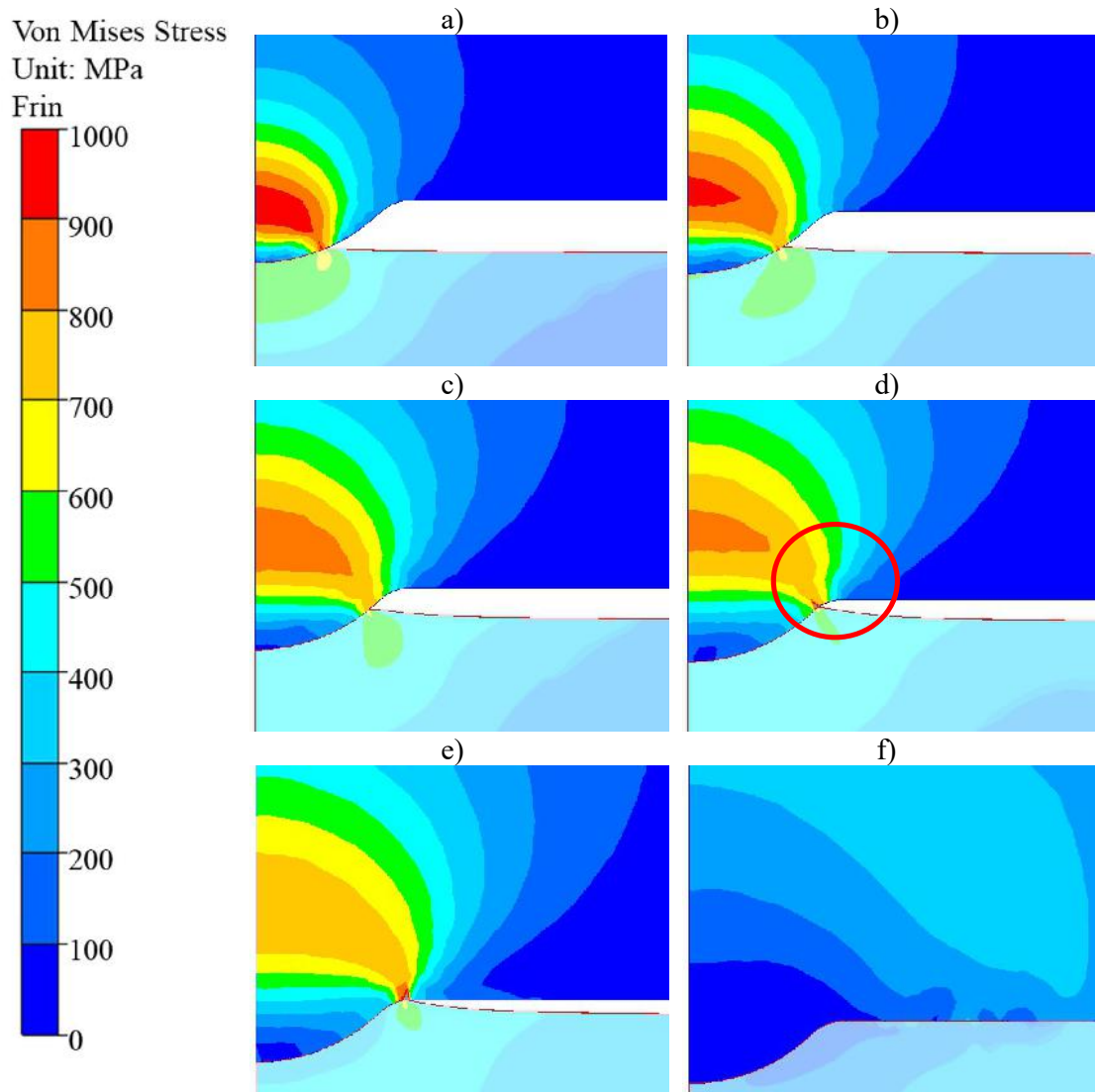
Rys. 78. Widok: a) szkic stempla z wydrążonym otworem pod termoparę, b) rzeczywistego pomiaru temperatury na stemplu, c) rozkładu temperatury po 41 cyklach z zaznaczonym miejscem pomiaru temperatury

Dla pozostałych narzędzi przyjęto temperaturę 250 °C, dla otoczenia 30 °C. Współczynniki wymiany ciepła w kontakcie przyjęto takie same jak dla pierwszej operacji i wynoszą: między odkuwką a stemplem 8 kW/m²·x°K, między odkuwką a matrycą 2 kW/m²·x°K oraz między narzędziami 1,5 kW/m²·x°K. Prasa Maxipres 700 E – długość korby L=576mm, wykorbienie R=127mm. Dodatkowo, analogicznie jak w pierwszej operacji, wprowadzono do procesu wałeczek z nacięciami co 5 mm (rys. 73), przeprowadzono go przez pierwszą i drugą operację. Powstał zawór, dla którego w przekroju były wyraźne linie płynięcia, które zostały porównane z modelem numerycznym i na tej podstawie został dopasowany współczynnik tarcia na poziomie 0,3. Analizując zamodelowane rozkłady w obszarze największego zużycia na stemplu, czyli w kalotce, zaobserwowano największe naprężenia i naciski normalne, które mogą powodować powstawanie pęknięć oraz odkształceń plastycznych, doprowadzając do spłaszczenia kaloty. Rozkład nacisków normalnych na powierzchni kaloty dla wybranych wysokości zagłębienia się stempla w materiał wsadowy zaprezentowano na rys. 79.



Rys. 79. Rozkłady naprężeń normalnych na powierzchni kaloty dla zagłębienia: a) 0,3mm, b) 0,6mm, c) 0,9mm, d) 1,2mm, e) całej kaloty, f) pełen kontakt stempla z materiałem odkuwki

Można zauważyć, że w pierwszej operacji kucia zaworu, na powierzchni styku kaloty z materiałem odkuwki naciski normalne osiągają bardzo wysokie wartości, dochodzące do 1800 MPa. Dopiero po osiągnięciu pełnego kontaktu powierzchni roboczej stempla z czołem odkuwki, wartość naprężeń w kalocie maleje – do ok. 400-500 MPa i rozkłada się równomiernie na powierzchni styku stempla z odkuwką. Rozkład naprężeń zredukowanych wg hipotezy Hubera – Misesa wewnątrz stempla, w obszarze kaloty, w trakcie kształtowania zaworu został pokazany na Rys. 80. Tak jak w przypadku naprężeń normalnych, największe naprężenia zredukowane w obszarze kaloty występują w pierwszym etapie kucia zaworu i lokalnie na obwodzie kaloty wynoszą nawet do 1000 MPa. Po zetknięciu się całej powierzchni roboczej stempla z czołem odkuwki naprężenia zmniejszają się do ok. 50-100 MPa i rozkładają się bardziej równomiernie.



Rys. 80. Rozkłady naprężeń zredukowanych w obszarze kaloty dla zagłębienia: a) 0,3mm, b) 0,6mm, c) 0,9mm, d) 1,2mm, e) całej kaloty, f) pełen kontakt stempla z materiałem odkuwki

Koncentracja naprężeń zaznaczona na rys. 80d, sięgająca miejscowo do 1000 MPa może powodować powstawanie pęknięć przy podstawie kaloty na stemplu, co zostało zaobserwowane podczas analizy przy użyciu mikroskopów (rys. 65b, 66b).

6. Wybór metod i sposobów zwiększenia trwałości dla wytypowanych narzędzi: matrycy w I operacji oraz stempla w II operacji

Trwałość narzędzi w procesie wyciskania i kucia obejmuje prace związane z doбором i testami alternatywnych materiałów narzędziowych, zastosowaniem technik inżynierii powierzchni (obróbka cieplno-chemiczna, warstwy hybrydowe, laserowanie, itp.) oraz inne rozwiązania techniczne, które przedstawiono w rozdziale III.3 na rys. 36. Każdy przypadek należy analizować indywidualnie w zależności od warunków panujących w procesie produkcyjnym. Do głównych czynników wpływających na czas eksploatacji narzędzia należą m.in. stosowany materiał na odkuwkę, kształt odkuwki, ilość zastosowanego naddatku na obróbkę mechaniczną, typ prasy, wartość obciążenia prasy, sposób grzania materiału wsadowego, rodzaj i sposób dozowania środka smarnego. Poznając mechanizmy zużycia na wytypowanym narzędziu, można decydować jakie metody i techniki zostaną zastosowane, aby zwiększyć trwałość konkretnego narzędzia. Jednym z nadrzędnych parametrów dobieranych podczas konstrukcji narzędzi do wyciskania i kucia na gorąco jest dobór stali do pracy na gorąco. Spośród całego spektrum dostępnych na rynku stali nie ma takiej, która w kompleksowy sposób spełniałaby oczekiwania produkcji, dlatego wybierając materiał na narzędzia w głównej mierze bazuje się na doświadczeniu producentów stali oraz osób bezpośrednio związanych z procesem produkcyjnym. Popularne stale stosowane na matryce i stemple to gatunki X37CrMoV5-1, X40CrMoV5-1, X38CrMoV5-3 oraz X45MoCrV5-3-1, jak również bardzo znane na rynku kuźniczym stale od takich producentów jak Uddeholm czy BÖHLER. Dla analizowanej matrycy wstępnej zdecydowano się przetestować stale: W360, Unimax oraz QR090 Supreme z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm. Natomiast w przypadku stempli testowano następujące stale: W360, S600, S705 oraz wkładki z węgliku spiekanego z różną zawartością osnowy i węgliku. Głównym powodem wyboru wymienionych materiałów była wysoka temperatura odpuszczania oraz wysoka twardość w wysokich temperaturach.

6.1 Dobór stali do pracy na gorąco dla matrycy wstępnej z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm

Szeroki wybór wśród dostępnych na rynku stali do pracy na gorąco został zawężony do trzech rodzajów stali o handlowej nazwie QR090 Supreme, Unimax oraz W360. Skład chemiczny określonych stali został zamieszczony w tabeli 9, dane pochodzą ze specyfikacji materiału podanej przez producentów stali.

Tabela 9. Skład chemiczny stali narzędziowych do pracy na gorąco zastosowanych na matryce wstępne

Pierwiastek	C [%]	Si [%]	Mn [%]	Cr [%]	Mo [%]	V [%]
QR090 Supreme	0,38	0,30	0,80	2,60	2,30	0,90
Unimax	0,50	0,20	0,50	5,00	2,30	0,50
W360	0,50	0,20	0,25	4,50	3,00	0,60

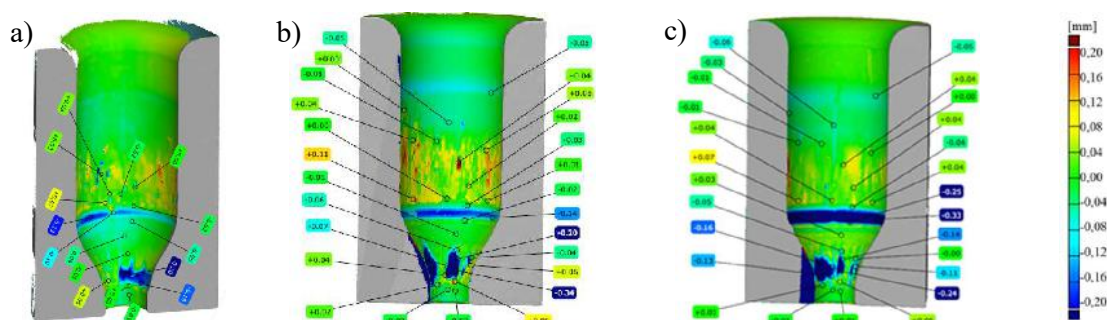
Stale Unimax oraz W360 posiadają większą zawartość węgla w porównaniu do stali QRO90 Supreme, powodując, że stale te mają nieznacznie gorszą ciągliwość oraz odporność na zmęczenie cieplne. Wraz ze wzrostem manganu polepsza się udarność stali. Pierwiastkiem silnie węglilotwórczym jest wanad, tworzy on węgliki proste typu MC, charakteryzujące się wysoką twardością oraz stabilnością w wysokich temperaturach, przyczynia się również do zwiększenia efektu twardości wtórnej. Molibden zwiększa efekt twardości wtórnej oraz sprzyja opóźnieniu procesów zachodzących podczas odpuszczania. Chrom sprzyja tworzeniu węglików złożonych typu $M_{23}C_6$ o mniejszej stabilności w wysokich temperaturach, które łatwiej ulegają koalescencji w podwyższonych temperaturach. Wskazane różnice w składzie chemicznym mogą mieć znaczenie w aspekcie eksploatacji narzędzi.

Do procesu produkcyjnego zostały wprowadzone matryce wykonane z trzech gatunków stali po standardowej obróbce cieplnej, tj. hartowaniu i dwukrotnym odpuszczaniu oraz azotowaniu gazowym na grubość warstwy dyfuzyjnej 0,2 mm. Narzędzia przed procesem produkcyjnym podgrzewane były do temperatury 200 °C w piecu komorowym, a następnie montowane w gnieździe prasy. Materiał wsadowy miał temperaturę około 1040 °C, matryce wstępne smarowane i chłodzone były środkiem smarnym na bazie grafitu. W każdej próbie brało udział po dziesięć narzędzi, szczegółowe informacje podano w tabeli 10.

Tabela 10. Zestawienie narzędzi zastosowanych w badaniach

Lp.	Stal na matrycę	Twardość [HRC]	Grubość warstwy azotowanej [mm]	Średnia liczba odkuwek na narzędziu [szt.]
1	QRO90 Supreme	53	0,2	2100 (min: 1960; max: 2218)
2	Unimax	53	0,2	1870 (min: 1550; max: 2480)
3	W360	56	0,2	1830 (min: 1685; max 2430)

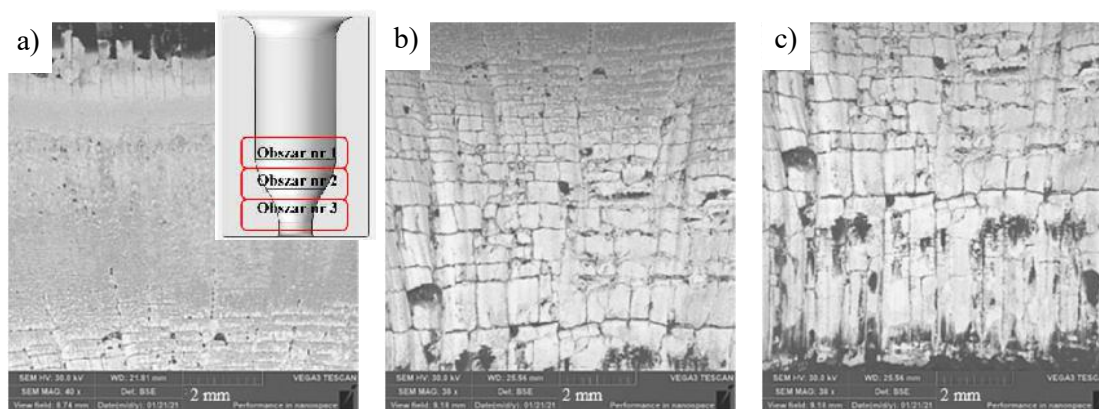
Średnie zużycia dla zastosowanych narzędzi są zbliżone, nieznacznie lepsze wyniki uzyskano dla materiału QRO90 Supreme. Może to być spowodowane lepszym dopasowaniem składu chemicznego narzędzia do warunków panujących w procesie. W dalszej części szczegółowej analizie zostaną poddane mechanizmy zużycia badane na reprezentatywnym narzędziu z danej grupy. Na rys. 81 przedstawiono skany matryc wstępnych po eksploatacji, każde z analizowanych narzędzi przepracowało około 2000 szt., czyli blisko wartości średniej.



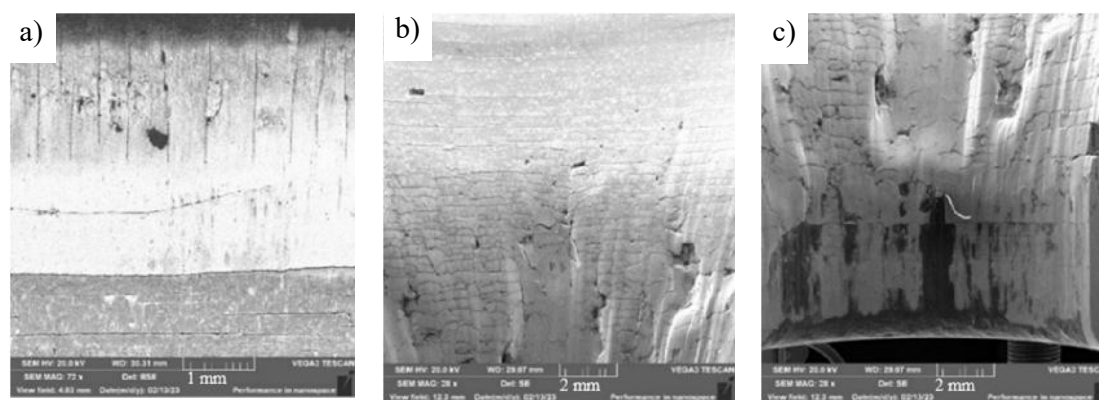
Rys. 81. Skan matrycy wstępnej wykonanej z: a) QRO90 Supreme, b) Unimax, c) W360

Dla każdego obszaru na narzędziu ubytki oraz przyrost materiału wyglądał podobnie, tzn. w części cylindrycznej największy przyrost na materiale Unimax, sięgający ponad 0,11 mm. Następnie wyraźny niebieski pierścień, mówiący o ubytku materiału w analizowanym obszarze, największa wartość (-0,33 mm) została osiągnięta na matrycy wstępnej wykonanej z materiału W360. Pierścień ten powstaje w wyniku grawitacyjnego wpadania materiału wsadowego do narzędzia. Ostatni analizowany obszar kształtowania trzonka posiada wyraźne bruzdy i wyżłobienia, największy ubytek materiału przypada dla narzędzia wykonanego z materiału Unimax i sięga -0,34 mm.

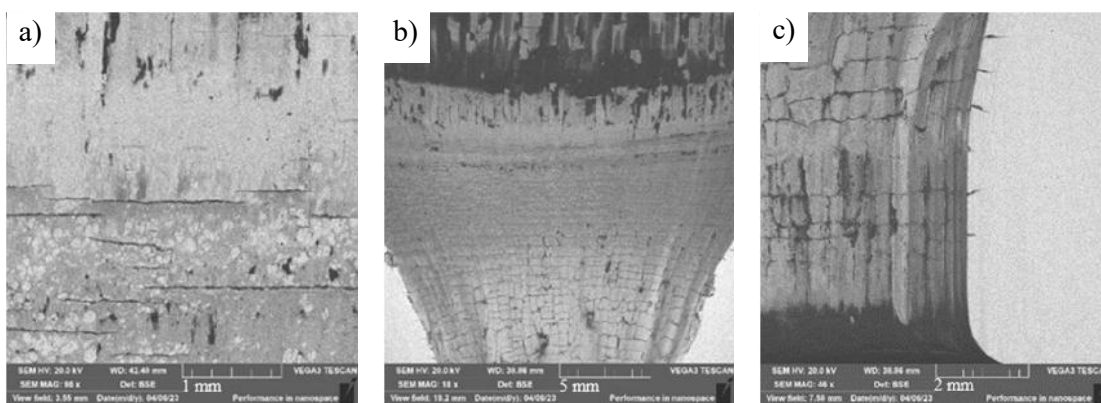
Wytypowane narzędzia zostały poddane analizie z wykorzystaniem skaningowego mikroskopu elektronowego w celu oceny stanu powierzchni. Analiza wykazała podobne mechanizmy zużycia dla wszystkich wprowadzonych do procesu narzędzi. Rysunki 82, 83 oraz 84 obrazują kolejno matryce wstępne wykonane z materiału QRO90 Supreme, Unimax oraz W360. Natomiast następujące po sobie obrazy a), b) i c) to obszar 1, 2 oraz 3 wg rys. 55.



Rys. 82. Zdjęcia SEM w obszarze przypowierzchniowym przekroju wykonanego na matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału QRO90 Supreme a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. SEM



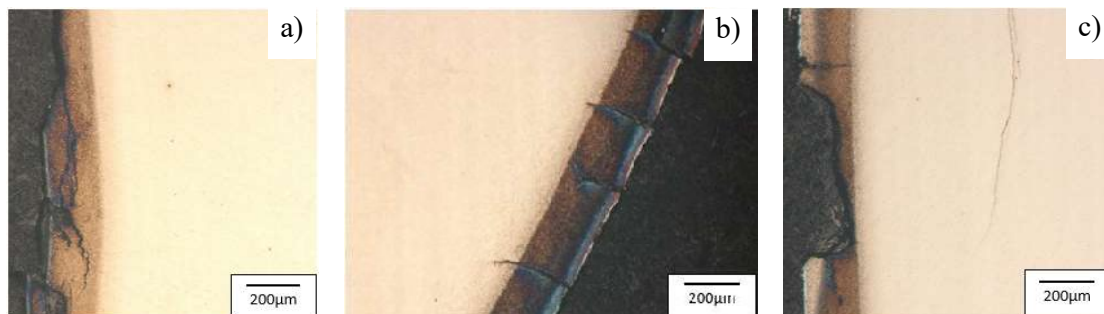
Rys. 83. Zdjęcia SEM w obszarze przypowierzchniowym przekroju wykonanego na matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału Unimax a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. SEM



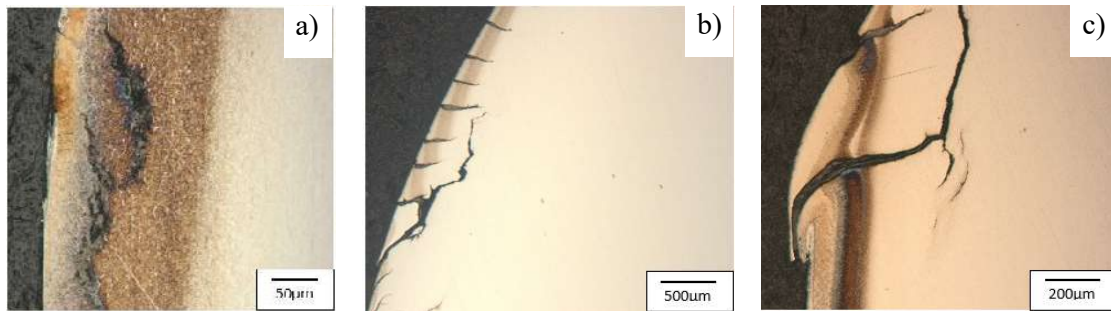
Rys. 84. Zdjęcia SEM w obszarze przypowierzchniowym przekroju wykonanego na matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału W360 a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. SEM

Obszar 1 charakteryzują głównie promieniste pęknięcia biegnące dookoła narzędzia. W obszarze 2 dominuje siatka pęknięć zmęczenia cieplno – mechanicznego z licznymi wykruszeniami materiału narzędzia. Widoczne ciemne plamy są pozostałością grafitu po przeprowadzonym procesie. W przewężeniu, w dolnej części, tj. w obszarze 3, widoczne ślady zużycia ściernego, również ciemne nalepienia środka smarnego oraz drobne pęknięcia. Dodatkowo dla narzędzia wykonanego z materiału Unimax w obszarze 2 i 3 można zaobserwować odkształcenia plastyczne i deformacje kształtu narzędzia.

Badania przy użyciu mikroskopu świetlnego wskazują na liczne i zróżnicowane mechanizmy zużycia, szczególnie w warstwie wierzchniej narzędzia. Rozpoczynając od obszaru 1 wg rys. 55, czyli dolnej części cylindrycznej narzędzia, widoczne zmiany mikrostrukturalne charakteryzujące się intensywnym trawieniem – wiąże się to z obecnością warstwy azotowanej (rys. 85a, 86a, 87a). Jasny obszar przy powierzchni to odwęglenie materiału. Liczne wykruszenia i pęknięcia w obszarze 1 prowadzą do mechanicznego usunięcia warstwy dyfuzyjnej. Zaobserwowane pęknięcia znajdują się tylko w obszarze warstwy azotowanej. Kolejny obszar poddany analizie, czyli nr 2 wg rys. 55, to miejsce na narzędziu, w którym występuje zmiana średnicy, charakteryzuje się dla wszystkich zastosowanych stali do pracy na gorąco stosunkowo równomiernie rozmieszczonymi pęknięciami, typowymi dla zmęczenia cieplnego, prostopadłymi do powierzchni roboczych (rys. 85b, 86b, 87b).



Rys. 85. Zdjęcia powierzchni matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału QRO90 Supreme a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. Mikroskopia świetlna, stan trawiony



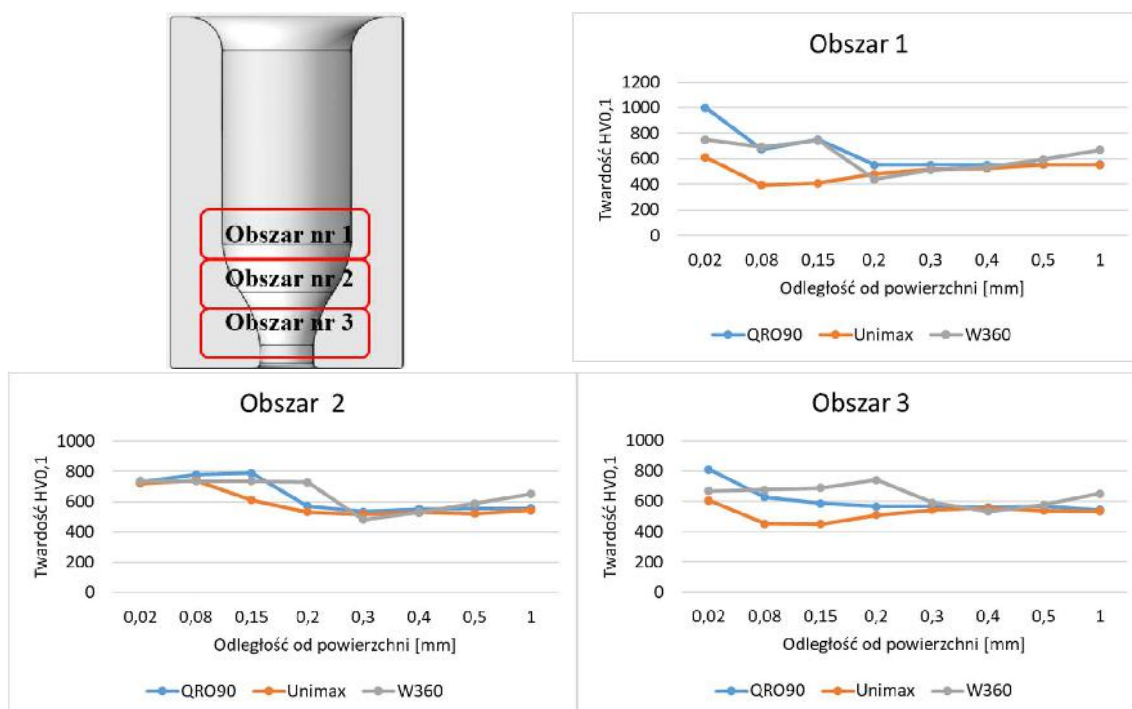
Rys. 86. Zdjęcia powierzchni matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału Unimax
a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. Mikroskopia świetlna, stan trawiony



Rys. 87. Zdjęcia powierzchni matrycy wstępnej po eksploatacji dla materiału W360
a) obszar 1, b) obszar 2, c) obszar 3. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

W pęknięciach znajdują się produkty utleniania narzędzia oraz pozostałości środka smarnego. Pęknięcia mają charakter śródkrystaliczny. Zaobserwowano także obszar intensywnego trawienia, analogicznie jak w obszarze 1. Dodatkowo dla matrycy wstępnej wykonanej z materiału Unimax dla obszaru 2 (rys. 86b) zaobserwowano wąskie pasmo równoległe do powierzchni roboczej, trawiące się intensywniej. Prawdopodobnie jest to spowodowane występowaniem naprężeń rozciągających i ścinających. Obszar 3, miejsce największego zużycia, ulega najsilniejszej degradacji, z licznymi pęknięciami i wykruszeniami (rys. 85c, 86c, 87c). Widoczne odwęglenie przy powierzchni szczególnie dla materiału Unimax oraz W360. Zaobserwowano również nalepienia materiału odkuwki.

Wykonano pomiary mikrotwardości dla wytypowanych obszarów 1, 2 i 3 wg rys. 55 dla matryc wstępnych wykonanych z materiałów QRO90 Supreme, Unimax i W360 pokrytych warstwą azotowaną na grubość warstwy dyfuzyjnej 0,2 mm (rys. 88). Największe różnice w twardościach widać w obszarze 1. Materiał QRO90 Supreme w pierwszym punkcie ma jeszcze twardość warstwy azotowanej, dla materiału Unimax zaobserwowano wyraźny spadek twardości do wartości niższej od materiału rdzenia, który wywołany jest rozpadem warstwy azotowanej oraz odwęgleniem materiału. Natomiast obniżona twardość materiału W360 w obszarze 1 spowodowana jest odpuszczeniem materiału. Dla obszaru 2 zaobserwowano podobny trend dla każdego z zastosowanych materiałów, lokalny spadek twardości warstwy azotowanej spowodowany cyklicznym nagrzewaniem materiału narzędzia.



Rys. 88. Rozkład twardości matryc wstępnych wykonanych z trzech różnych materiałów wykonany dla obszarów nr 1, 2 i 3

Przebieg twardości w obszarze 3 dla materiałów QRO90 oraz Unimax ma podobny charakter, jej spadek jest wywołany prawdopodobnie odwęgleniem materiału, natomiast twardość materiału W360 w obszarze 3 ma analogiczny charakter jak w obszarze 1 i 2. Analizując poszczególne wyniki dla trzech zastosowanych materiałów na narzędzia wybrano materiał QRO90 Supreme z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm, ponieważ ma najwyższą średnią trwałość oraz liczba wyciśniętych odkuwek na matrycy ma najmniejszy rozrzut.

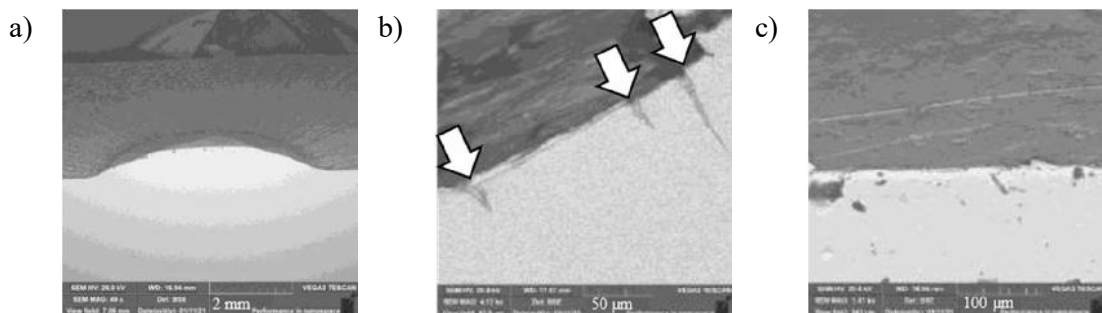
6.2 Dobór stali na stempel

Nominalnym materiałem stosowanym na stempel jest stal 32CrMoV12-28. Na podstawie przeprowadzonej analizy stwierdzono, że kalota na stemple ulega odkształceniu plastycznemu z powodu postępującego procesu odpuszczenia materiału narzędzia. W związku z tym przeanalizowano inne materiały narzędziowe, których temperatura odpuszczania jest zdecydowanie wyższa od pierwotnie stosowanej. Dlatego w celu poprawy trwałości stempli w drugiej operacji, wytypowano stale W360, S600 oraz S705 o składzie chemicznym przedstawionym w tabeli 11 wg specyfikacji technicznej podanej przez producentów.

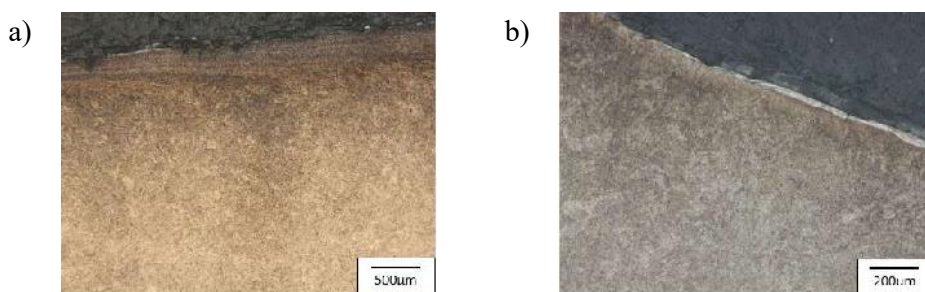
Tabela 11. Skład chemiczny stali zastosowanych na stemple

Pierwiastek	C [%]	Si [%]	Mn [%]	Cr [%]	Mo [%]	V [%]	W [%]	Co [%]
W360	0,50	0,20	0,25	4,50	3,00	0,60	-	-
S600	0,90	-	-	4,10	5,00	1,80	6,20	-
S705	0,95	-	-	4,10	5,00	1,90	6,20	4,80

Obraz uzyskany za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego ukazuje stempel wykonany z materiału W360 po wykonaniu 1480 odkuwek (rys. 91). Narzędzie posiadało liczne pęknięcia zmęczeniowe na zboczu kaloty, świadczące o długim czasie eksploatacji stempła oraz odkształcenia plastyczne i wykruszenia na szczycie kaloty.



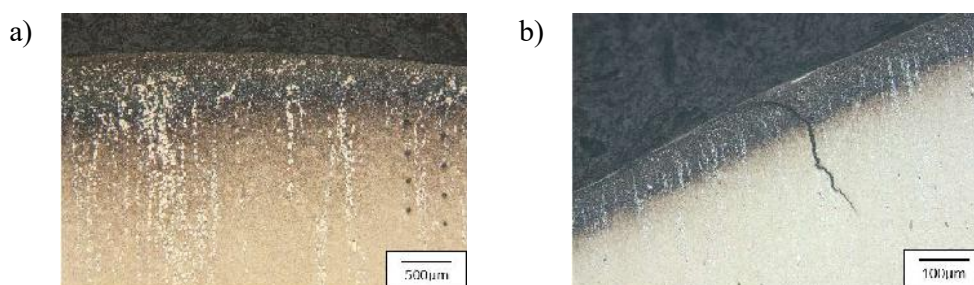
Rys. 91. Zdjęcia SEM w obszarze przypowierzchniowym przekroju dla stempła z materiału W360



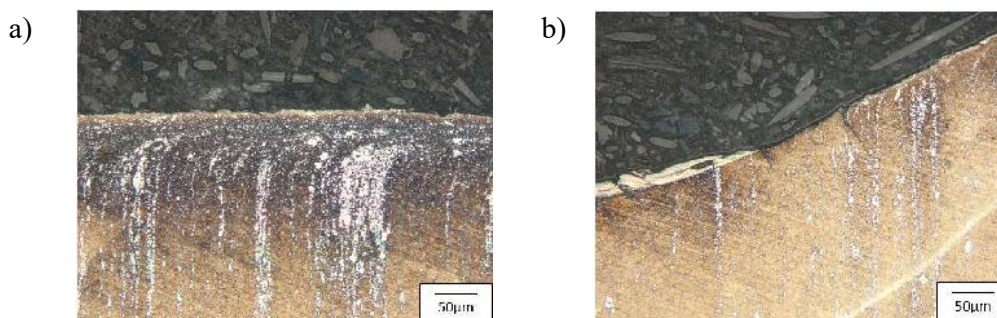
Rys. 92. Mikrostruktura stempła wykonanego z materiału W360 a) szczyt kaloty, b) zbocze kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

Na rys. 92 przedstawiono mikrostrukturę dla narzędzia ze stali W360 w obszarze warstwy wierzchniej. Zarówno na szczycie kaloty jak i na zboczu widoczny duży zgniot materiału – drobne ziarno oraz charakterystyczne płynięcie materiału w kierunku kształtowania kaloty (rys. 92a). Na zboczu kaloty można zauważyć nalepienia materiału wsadowego oraz drobne pęknięcia (rys. 92b). Mikrostruktura stali W360 to martenzyt wysokoodpuszczony, z widocznymi śladowymi ilościami austenitu szczątkowego – jasne obszary.

Kolejne analizowane narzędzia zostały wykonane ze stali szybko tnącej S600 i S705, typowa mikrostruktura dla tej stali to skrytoiglasty martenzyt oraz węgliki M_6C oraz MC.



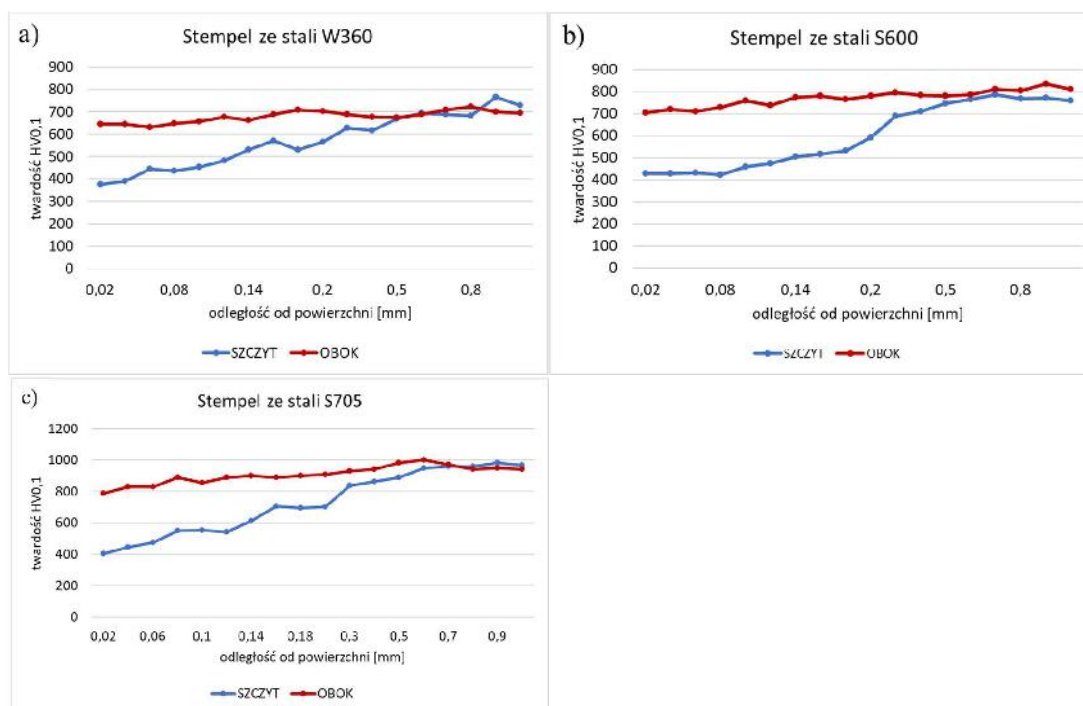
Rys. 93. Mikrostruktura stempła wykonanego z materiału S600 a) szczyt kaloty, b) zbocze kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony



Rys. 94. Mikrostruktura stempla wykonanego z materiału S705 a) szczyt kaloty, b) zbocze kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

W obu przypadkach widać wyraźne pasmowe ułożenie węglików (rys. 93 oraz rys. 94). Stempel wykonany ze stali S600 intensywniej się trawił zarówno na krawędzi, jak i na zboczu kaloty, natomiast narzędzie wykonane ze stali S705 tylko na szczycie kaloty. Intensywniejsze trawienie jest związane z rozpadem martenzytu i intensyfikacją procesów wydzieleniowych. Na zboczu narzędzia wykonanego ze stali S600 widoczne wyraźne pęknięcia oraz delikatne nalepienia materiału odkuwki. Dla stempla wykonanego ze stali S705 widoczne płynięcie węglików przy powierzchni narzędzia, u podstawy zbocza kaloty delikatne pęknięcia oraz warstwa nalepionego materiału odkuwki.

Na rys. 95 przedstawiono wyniki z pomiaru mikrotwardości wykonane na szczycie kaloty oraz u podstawy kaloty w głąb materiału narzędzia, w miejscachznaczonych na rysunkach 65 oraz 66.

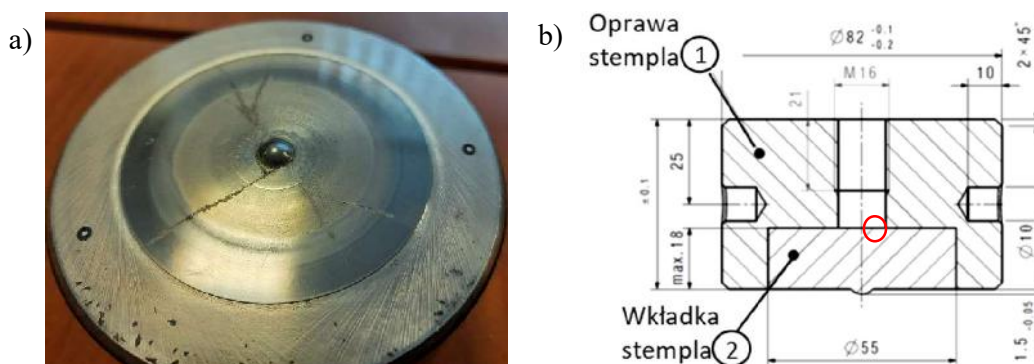


Rys. 95. Rozkład mikrotwardości na stemplu: a) W360, b) S600, c) S705

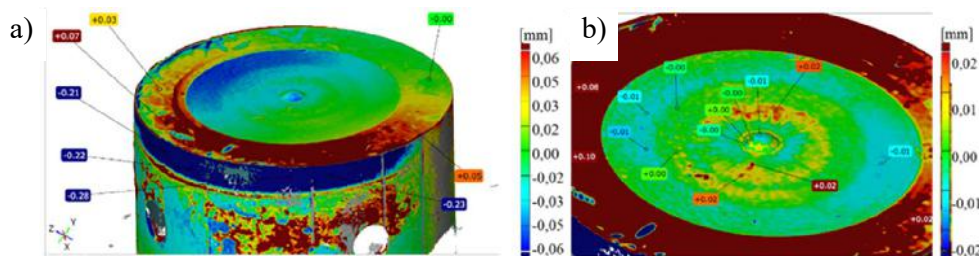
Analizując krzywe twardości widać, iż na każdym z użytych stempli na szycie kaloty dochodzi do odpuszczenia materiału na twardość około 400 HV na głębokości do 0,5 mm. U podstawy kaloty twardość materiału nie ulega odpuszczeniu, zachowując twardość sprzed eksploatacji. Żadne z badanych narzędzi nie uzyskało zakładanych rezultatów.

6.3 Ocena możliwości doboru wkładki węglkowej do kucia

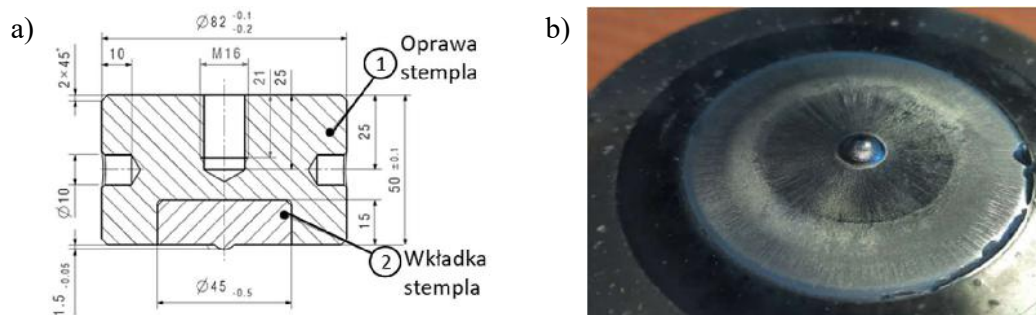
Kolejną metodą zwiększenia trwałości było zastosowanie na narzędzia wkładki wykonanej z węglków spiekanych, które charakteryzują się odpornością na działanie wysokich temperatur. Dodatkowo wysoka wartość modułu Younga i duża twardość węglków spiekanych zapewnia niską podatność do odkształceń plastycznych, co powoduje, że materiał ten może być skuteczny w zapewnieniu podwyższonej trwałości stempli. Przy pierwszej próbie zwiększenia trwałości stempli użyto wkładki z węgla spiekane o twardości 1340 HV (S30). Konstrukcję narzędzia przedstawia rys. 96, na testy zostały wykonane 3 narzędzia, których średnia trwałość wynosiła 9000 szt. Narzędzia zostały wycofane z procesu, ponieważ pękły lub uległy kolizji spowodowanej niepoprawnym umieszczeniem przedkuwki w gnieździe kucia. Natomiast pęknięcia mogły pochodzić od karbu jaki się tworzył pod gwintem (zaznaczono na rys. 96b), przy powierzchni węgla. Prawdopodobnie tam kumulowały się naprężenia, prowadzące do rozerwania stempla.



Analizując skany narzędzi (rys. 97) widać, iż kalota nie została odkształcona, natomiast powierzchnia robocza wkładki węglkowej nie leży w górnej płaszczyźnie oprawy stempla.

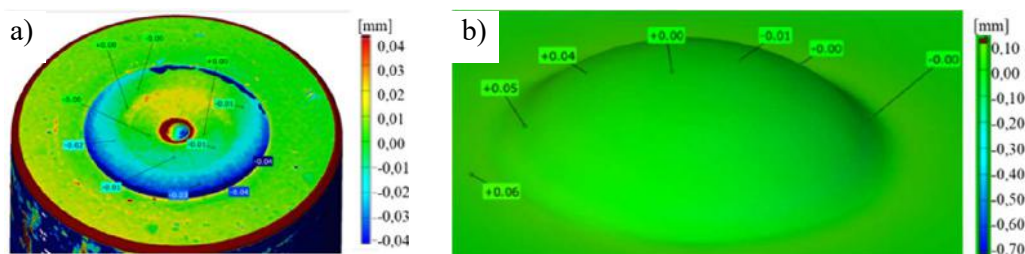


Brak mechanizmów zużycia w kalocie dla stempli z pierwszej próby spowodowały, że zdecydowano się zmienić konstrukcję wkładki węglkowej i ponownie wprowadzić narzędzia w proces. Przesuwając zakończenie otworu pod gwint powyżej mocowanej wkładki węglkowej, wyeliminowano karb konstrukcyjny (rys. 98).

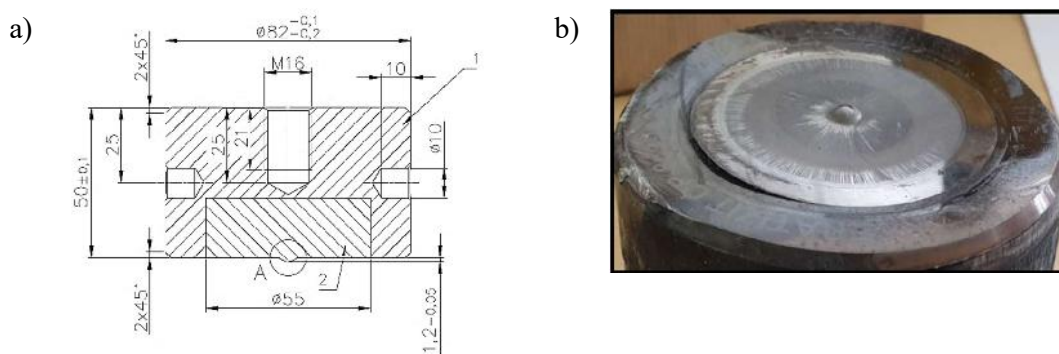


Rys. 98. Widok: a) nowej konstrukcji stempla z wkładką węglkową S79, b) stempla S79 z wykruszeniem na średnicy wkładki węglkowej

W nowej technologii wkładka węglkowa była montowana na wcisk wg wytycznych dostawcy narzędzi. Zastosowany węgiel miał twardość 1600 HV (S79), do prób przygotowano 3 sztuki, ich trwałość była na poziomie 6600 szt. Narzędzia uległy uszkodzeniu z powodu wykruszeń, zarówno w obszarze kaloty, jak i na średnicy wkładki oraz z powodu kolizji narzędzi związanej z niepoprawnym ułożeniem przedkuwki w drugim gnieździe. Analizując skany przedstawione na rys. 99 można zauważyć, iż kalota pozostała bez zmian. Natomiast ubytek materiału znajduje się na średnicy wkładki węglkowej.

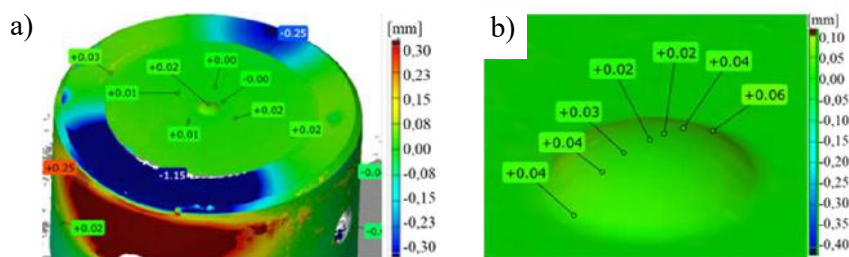


Rys. 99. Skan narzędzia z wkładką węglkową S79 a) całe narzędzie, b) obszar kaloty



Rys. 100. Widok: a) konstrukcji stempla z wkładką węglkową S91, b) stempla S91 po kolizji

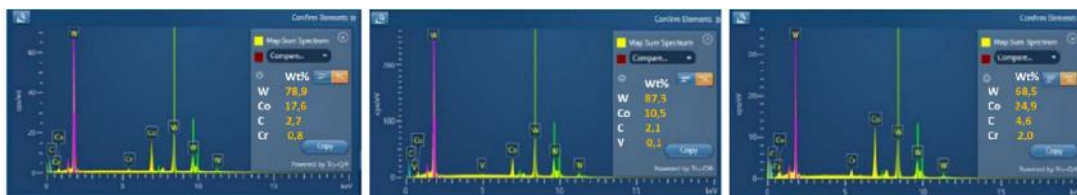
Do porównania mechanizmów zużycia został wprowadzony trzeci rodzaj narzędzia, wykonany przez kolejnego dostawcę. Gatunek węgla spiekanego został zaproponowany przez producenta, natomiast konstrukcja i montaż zostały opracowane przez autora. Zmianie również uległa wysokość kaloty, tj. z 1,5 mm na 1,2 mm, a jest to związane z zaostreniem wymagań produkcyjnych (rys. 100). Twardość węgla była na poziomie 1090 HV (S91), a trwałość wyniosła 20 000 szt.



Rys.101. Skan narzędzia z wkładką węglową S91 a) całe narzędzie, b) obszar kaloty

Tak jak w przypadku wcześniejszych narzędzi, kalota nie uległa uszkodzeniu, natomiast wycofanie stempla z procesu nastąpiło na skutek kolizji narzędzi w drugim gnieździe. Jest to widoczne zarówno na zdjęciu (rys. 100) oraz na skanach (rys. 101). Uszkodzenie mechaniczne obudowy stempla spowodowało jej obniżenie o ponad 1 mm oraz spowodowało pokruszenie węgla.

W celu pełniejszej analizy przyczyn pęknięcia wkładek z różnych węgli spiekanych, przeprowadzono badania materiałowe, pozwalające na identyfikację składów chemicznych. Skupiono się na analizie ilościowej narzędzi węglowych. Biorąc pod uwagę, że na właściwości węgli istotny wpływ wywiera zawartość osnowy kobaltowej, przeprowadzono ocenę jej udziału w badanych stemplach S30, S79 oraz S91. Do określenia udziału osnowy kobaltowej w celach porównawczych wykorzystano metodę cyfrowej analizy obrazów (rys. 102).



Rys. 102. Wyniki analizy ilościowej EDS dla stempli węglowych S30, S79 oraz S91

Przeprowadzona analiza wykazała następujący skład chemiczny stempli:

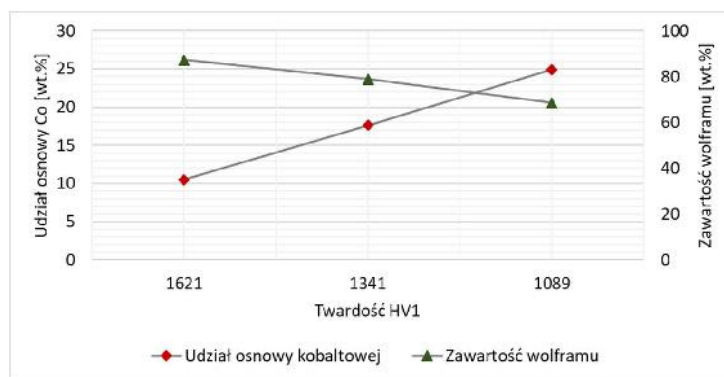
S79 – W-87,3%, Co-10,5%, C-2,1%, V-0,1%

S30 – W-78,9%, Co-17,6%, C-2,7%, Cr-0,8%

S91 – W-68,5%, Co-24,9%, C-4,6%, Cr-2,0%

Analiza EDS wykazała największy udział osnowy Co na poziomie 24,9% dla materiału stempla S91, dla S79 zawartość kobaltu to 10,5% oraz 17,6% dla S30. Odwrotna zależność jest

w przypadku zawartości wolframu, tzn. stempel S79 cechował się najwyższą zawartością wolframu oznaczoną metodą EDS, co przedstawiono na rys. 102. W jego widmie nie obserwowano również refleksów pochodzących od chromu, które obserwowano w przypadku dwóch pozostałych stempli. Wskazuje to, że do wykonania fazy zbrojącej zastosowano wyłącznie węglík wolframu. Natomiast pozostałe stemple zostały wykonane przy głównym udziale węglíka wolframu, jednak prawdopodobnie zastosowano częściowo drugi rodzaj fazy zbrojącej, tj. węglík chromu typu Cr_3C_2 , który charakteryzuje się niższą twardością. Zastosowanie jako fazy zbrojącej wyłącznie węglíka wolframu pozwoliło na uzyskanie wysokiej twardości stempla S79 – wyraźnie wyższej od S30, pomimo nieznacznie tylko niższej zawartości osnowy kobaltowej. Na ostateczną twardość wpływa zatem nie tylko zawartość osnowy, ale również skład fazowy węglíków zastosowanych w zbrojeniu. Należy również wziąć pod uwagę, że chrom wykazuje wysoką rozpuszczalność w kobalcie, z tego względu nie można wykluczyć, że jego obecność może mieć wpływ na osnowę kobaltową. Chrom dodawany jest na etapie wytwarzania węglíków spiekanych jako inhibitor wzrostu fazy węglíkowej. Tym niemniej należy wyraźnie podkreślić, że niezależnie od roli chromu w materiale węglíków stempli S30 oraz S91, to w przypadku stempla o najwyższej twardości, tj. S79, zidentyfikowano najwyższą zawartość wolframu.



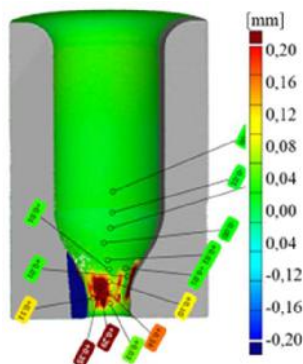
Rys. 103. Zależność twardości od udziału osnowy kobaltowej i zawartości wolframu

Na rys. 103 pokazano wykres zależności średniej twardości od udziału osnowy kobaltowej oraz od zawartości wolframu. Przedstawione wyniki wskazują, że zaobserwowano zależność pomiędzy twardością, a udziałem osnowy kobaltowej. Najwyższa zawartość kobaltu w stemple S91 wiązała się z najniższą twardością, natomiast najtwardszy był węglík spiekany o najniższej zawartości kobaltu. Główną przyczyną wycofania wszystkich analizowanych narzędzi z procesu było uszkodzenie mechaniczne wkładki z węglíka spiekane, nie zaobserwowano mechanizmów zużycia na stemplach. Przeprowadzone badania wskazują, że wkładka z węglíka, który ma najniższą twardość (1089 HV) przepracowała największą ilość cykli, przez co powinna zostać poddana dalszym analizom. Natomiast ostateczna decyzja dotycząca wprowadzenia narzędzi w proces zależy od kosztów finansowych, bowiem jedna wkładka jest ponad dziesięciokrotnie droższa niż stempel ze standardowego materiału, typu 1.2365.

6.4 Zastosowanie technik inżynierii powierzchni dla matrycy wstępnej

Inżynieria powierzchni stawia bardzo duże możliwości poprawy trwałości narzędzi nie ingerując w zmianę jego kształtu. Wytwarzanie warstw powierzchniowych o właściwościach lepszych niż materiał podłoża, często jest technologią tańszą, umożliwiającą poprawę własności eksploatacyjnych narzędzia. W związku z szeregiem mechanizmów niszczących, które działają niekorzystnie na matrycę wstępną, zdecydowano się na zastosowanie następujących technologii: laserowe kulkowanie udarowe (LSP), LSP z powłoką Alvin oraz azotowanie gazowe z wytworzeniem azotku typu epsilon.

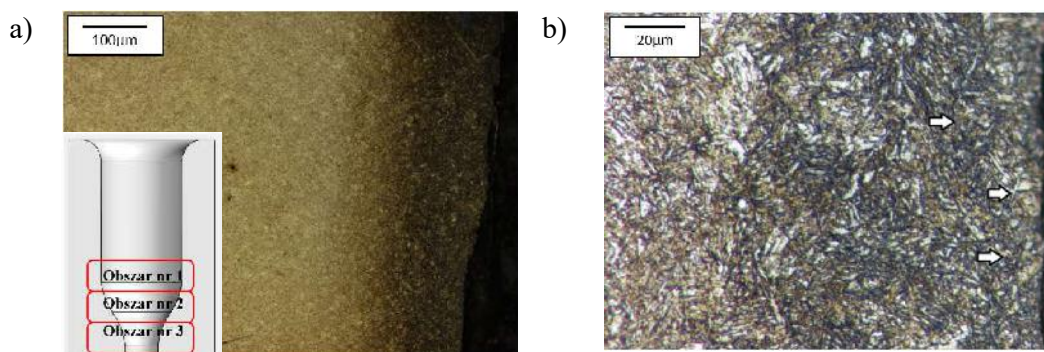
Laserowe umacnianie udarowe (LSP) polega na impulsowym uderzeniu wiązką lasera w obrabiany materiał podłoża, który pokryty jest cienką warstwą absorbującą promieniowanie. Jej zadaniem jest zwiększenie pochłaniania promieniowania oraz hamowanie wnikania fali cieplnej w głąb materiału. Następnie na warstwie absorbującej znajduje się grubsza warstwa inercyjna, która z kolei ma za zadanie zmniejszyć szybkość rozchodzenia się plazmy. Indukowany laserem zgniot oraz wprowadzenie naprężeń ściskających w warstwie wierzchniej materiału narzędzia ma poprawić wytrzymałość zmęczeniową obrabianego przedmiotu. Znając właściwości technologii LSP podjęto próbę zwiększenia trwałości matryc wstępnych. Zostały przygotowane trzy matryce wstępne z materiału QRO90, po obróbce cieplnej na twardość 52 – 53 HRC, po azotowaniu gazowym na grubość warstwy dyfuzyjnej 0,1 mm, poddane następnie laserowemu umacnianiu udarowemu. Przed wprowadzeniem w proces narzędzie zostało podgrzane do temperatury 200 °C, podczas wyciskania smarowane i chłodzone było smarem na bazie grafitu i oleju, materiał odkuwki podgrzany był do temperatury około 1040 °C. Niestety w przeprowadzonych badaniach w warunkach przemysłowych każde z trzech wprowadzonych narzędzi (wariant LSP) uległo zatarciu po wyciśnięciu 1 sztuki.



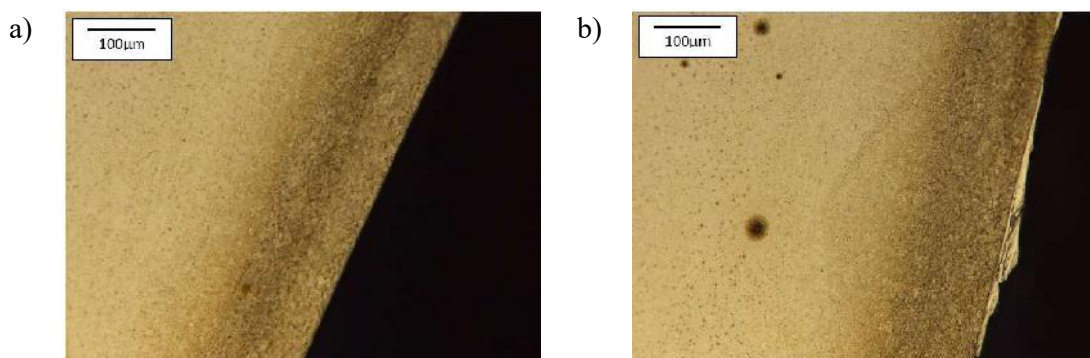
Rys. 104. Skan matrycy wstępnej po laserowym umacnianiu udarowym po wykonaniu 1 sztuki

Przedstawiony na rys. 104 skan narzędzia po eksploatacji informuje o bardzo dużym naklejeniu w miejscu kształtowania trzonka, sięgającym nawet do 0,35 mm. Pozostała część narzędzia pozostała bez zmian.

W obszarze 1 pokazanym na rys. 55 nie stwierdzono zmian mikrostrukturalnych w materiale matrycy wstępnej. Obecna w obszarze przypowierzchniowym warstwa azotowana charakteryzowała się jednorodną grubością na całym przekroju i wynosiła 100 μm (rys. 105). Lokalnie w mikrostrukturze obserwowano tworzenie się wydzielań azotków występujących na granicach ziaren byłego austenitu (zaznaczono strzałkami na rys. 105b). Nie tworzyły one jednak ciągłej siatki na granicach ziaren, co przyczyniałoby się do nadmiernej kruchości uzyskanej warstwy. W obszarze mikrostruktury nie obserwowano zmian wskazujących na wystąpienie przemian fazowych wynikających z oddziaływania technologii LSP.



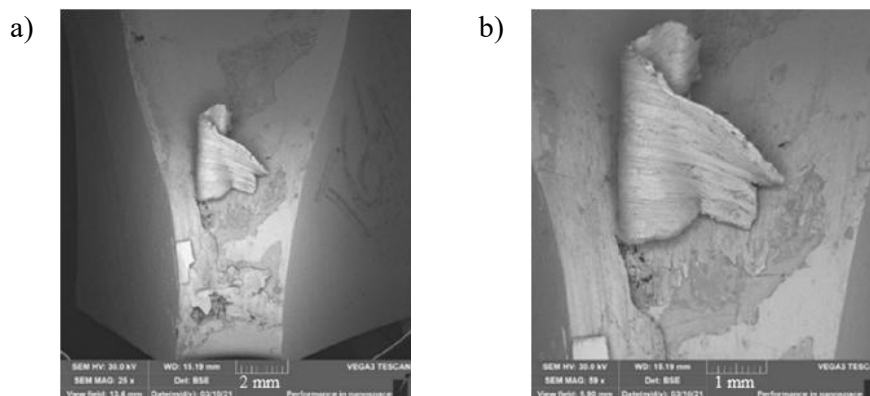
Rys. 105. Widok: a) mikrostruktury badanej matrycy wstępnej z obszaru 1 pokazanym na rys. 55, b) powiększony fragment obszaru z rysunku a). Mikroskopia świetlna, stan trawiony



Rys. 106. Widok: a) mikrostruktury badanej matrycy wstępnej z obszaru 2 pokazanym na rys. 55, b) widoczne lokalnie występujące nalepienia Nirevy. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

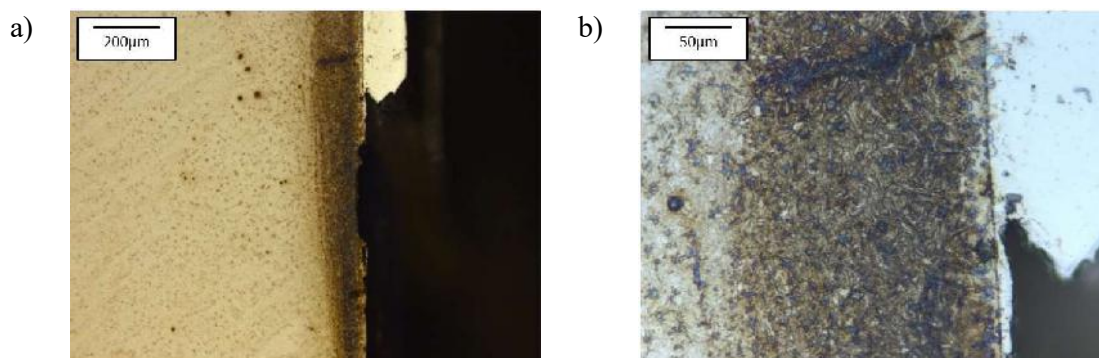
Badania mikroskopowe realizowane w obszarze 2 pokazanym na rys. 55 również nie wykazały zmian mikrostrukturalnych (rys. 106a). Lokalnie obserwowano obecność nalepień z materiału wsadowego (Nirevy) – rys. 106b. W obrazie mikroskopowym SEM obserwowano również zmiany wskazujące na powstanie płaskich obszarów mających postać wykruszeń (rys. 107). Powstanie tych zmian wskazuje na znaczną kruchość materiału w obszarze przypowierzchniowym, co związane jest najprawdopodobniej z nałożeniem się naprężeń ściskających pochodzących od warstwy azotowanej oraz wywołanych procesem LSP. Powstałe wykruszenia mogły powstać w wyniku skłonności do adhezji powierzchni matrycy do materiału wsadowego. Prowadziło to do powstania połączeń adhezyjnych i wykruszenia fragmentów materiału narzędzia wskutek obniżonej wytrzymałości warstwy wierzchniej,

wywołanej wprowadzeniem dodatkowych naprężeń. Ostatecznie skutkowało to zatarciem matrycy wstępnej.



Rys. 107. Widok: a) nalepienia Nirevy oraz wykruszenia powierzchni widoczne w obrazie mikroskopowym SEM dolnego odcinka obszaru 2 pokazanego na rys. 55, b) powiększony fragment obszaru z rysunku a). SEM

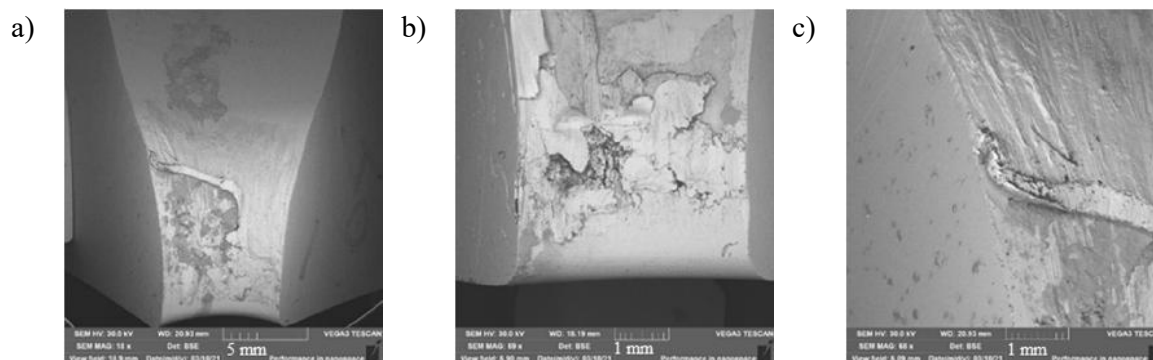
W obszarze 3 stwierdzono obecność pęknięć powstałych prostopadle do powierzchni wewnętrznej matrycy wstępnej (rys. 108). W dolnym odcinku tego obszaru obserwowano znaczne nalepienie materiału wsadowego (Nirevy), a także nieznaczne odkształcenie plastyczne przy powierzchni. Badania te są zbieżne z wynikami uzyskanymi z zastosowaniem metody elektronicznej mikroskopii skaningowej (SEM) – rys. 109.



Rys. 108. Widok: a) mikrostruktury badanej matrycy wstępnej z obszaru 3 pokazanym na rys. 55, b) powiększony fragment obszaru z rysunku a). Mikroskopia świetlna, stan trawiony

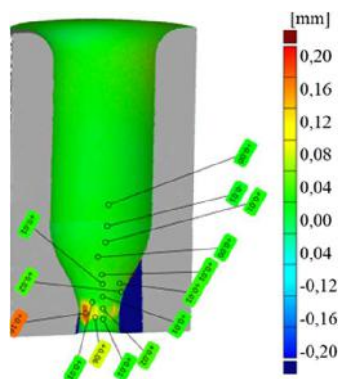
W obrazie mikroskopu świetlnego przy większych powiększeniach w obszarze przypowierzchniowym narzędzia można zaobserwować nieznaczny, mikrometrycznej grubości obszar, który wskazuje na wystąpienia zmian mikrostrukturalnych wywołanych oddziaływaniem ciepła. Obszar ten stanowi jednocześnie miejsce wystąpienia nalepienia na powierzchni matrycy wstępnej. Lokalne podwyższenie temperatury do zakresu austenizacji będzie czynnikiem sprzyjającym powstawaniu szczepień, gdyż skłonność ta wzrasta w przypadku materiałów o tej samej sieci krystalograficznej. Wytrzymałość powstałego połączenia adhezyjnego była większa niż wytrzymałość materiału wsadowego,

o czym świadczy wyrwanie fragmentu Nirevy widoczne na rys. 109b, z pozostawieniem cienkiej jej warstwy w obszarze przypowierzchniowym.

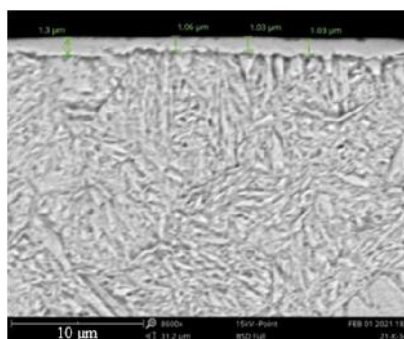


Rys. 109. Widok: a) nalepienia Nirevy oraz wykruszenia powierzchni widoczne w obrazie mikroskopowym SEM z obszaru 3 pokazanego na rys. 55, b), c) powiększone fragmenty obszaru z rysunku a). SEM

Następnie badaniom mikroskopowym poddano matrycę wstępną po przeprowadzonym procesie LSP oraz utwardzonej dodatkowo poprzez naniesienie powłoki Alvin (CrAlSiN). Niestety każde z trzech wprowadzonych narzędzi do procesu produkcyjnego zostało wycofane po wykonaniu 1 sztuki. Przedstawiony na rys. 110 skan wskazuje na znaczny przyrost materiału w obszarze kształtującym trzonek, występujące nalepienie osiąga wielkość do 0,16 mm.

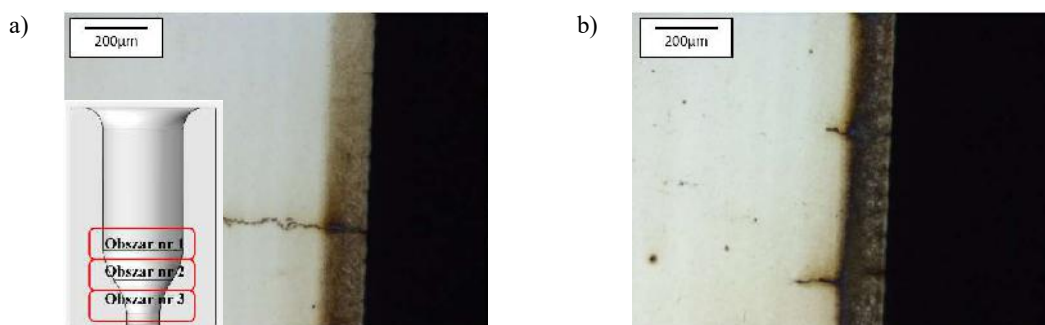


Rys. 110. Skan matrycy wstępnej po LSP oraz po naniesieniu powłoki Alvin po wykonaniu 1 sztuki

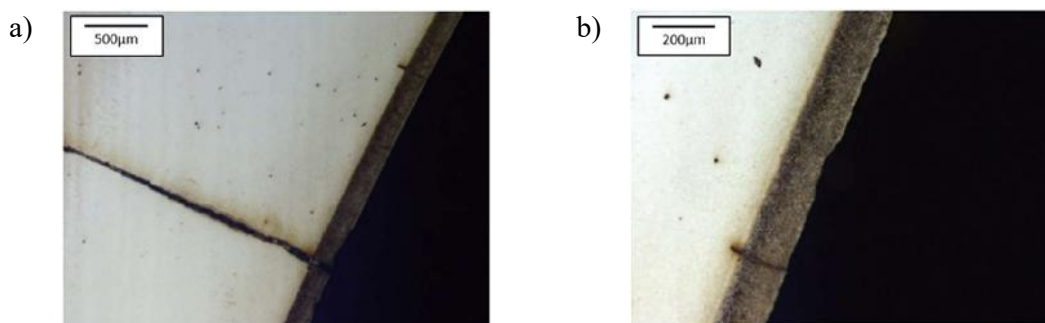


Rys. 111. Widoczna jednorodna powłoka Alvin z naniesionymi znacznikami grubości. SEM, stan trawiony

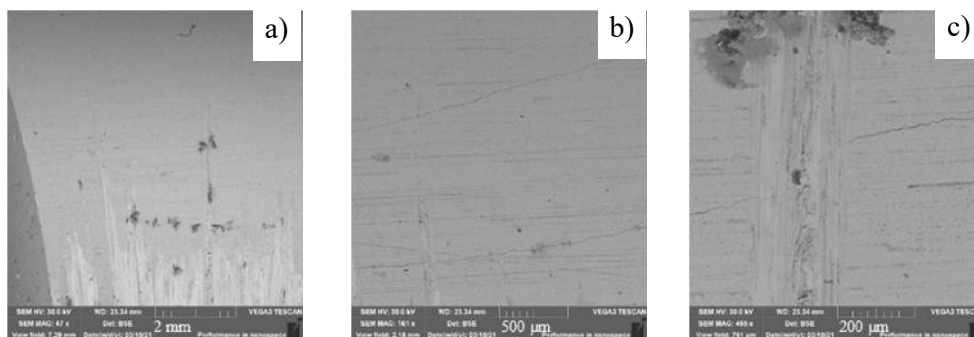
W przypadku matrycy wstępnej po przeprowadzonym laserowaniu oraz z naniesioną powłoką Alvin o grubości nieznacznie przekraczającej $1\ \mu\text{m}$ (rys. 111), stwierdzono występowanie licznych pęknięć poprzecznych do powierzchni eksploatacyjnej we wszystkich badanych obszarach (rys. 55). W przeciwieństwie do warstwy wyłącznie po laserowaniu, pęknięcia te penetrowały w głąb materiału na znaczną odległość od powierzchni. Obrazy mikroskopowe uzyskane z obszaru 1 pokazano na rys. 112. Lokalnie obserwowano także intensywniejsze trawienie warstwy azotowanej, co wskazuje na wystąpienie odpuszczania materiału narzędzia, wywołanego oddziaływaniem ciepła materiału wsadowego. Związane jest to z przyklejeniem materiału wsadowego do powierzchni matrycy wstępnej, które obserwowano w kolejnych obszarach.



Rys. 112. Mikrostruktura badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 1 pokazanym na rys. 55. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

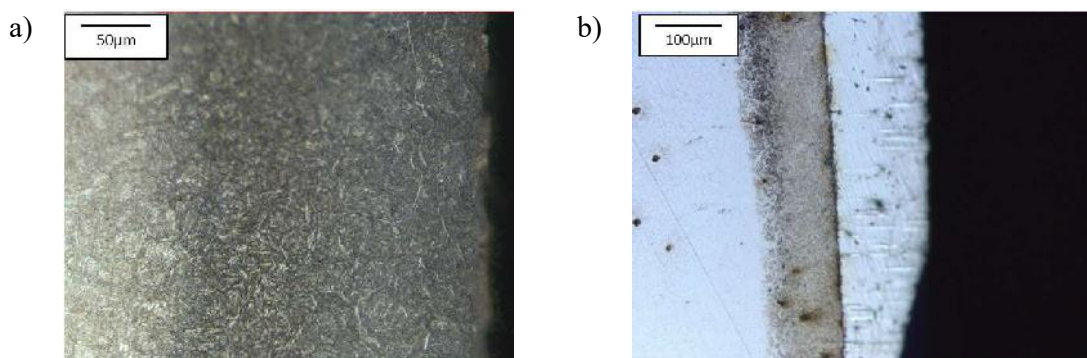


Rys. 113. Mikrostruktura badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 2 pokazanym na rys. 55. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

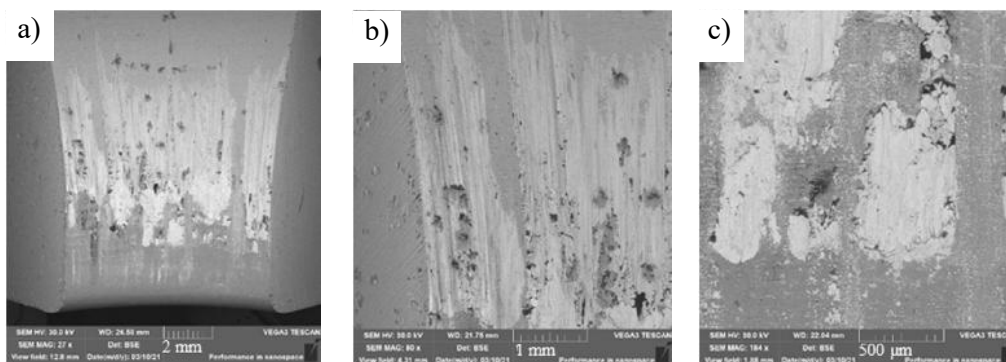


Rys. 114. Uszkodzenia mechaniczne powierzchni widoczne w obrazie mikroskopowym SEM obszaru 2 pokazanego na rys. 55; b), c) Powiększone fragmenty obszaru z rysunku a). SEM

W obszarze 2 badanej matrycy wstępnej obserwowano również występowanie pęknięć prostopadłych do powierzchni, jednak osiagających lokalnie znacznie większe długości (rys. 113) niż na obszarze nr 1. Potwierdzają to badania mikroskopowe SEM (rys. 114). Warstwa azotowana w tym obszarze charakteryzowała się zwiększoną intensywnością trawienia, co wskazuje na wystąpienie zmian mikrostrukturalnych wywołanych odpuszczającym działaniem ciepła (rys. 113a).



Rys. 115. Widok: a) mikrostruktury badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 3 pokazanym na rys. 55, b) widoczne nalepienie materiału wsadowego w dolnym odcinku narzędzia. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

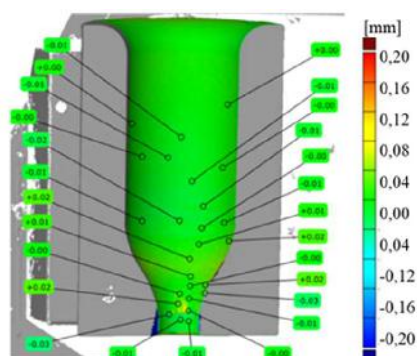


Rys. 116. Nalepienia oraz uszkodzenia mechaniczne powierzchni widoczne w obrazie mikroskopowym SEM obszaru 3 pokazanego na rys. 55; b), c) Powiększone fragmenty obszaru z rysunku a). SEM

W przypadku obszaru 3 obserwowano jednakową grubość warstwy azotowanej, a także obecność nalepień w dolnym odcinku matrycy wstępnej (rys. 115). Lokalnie obserwowano również drobne wykruszenia występujące w obszarze przypowierzchniowym, co wskazuje na jej zwiększoną kruchość. Jak omówiono wcześniej, związane jest to najprawdopodobniej z przeprowadzonymi modyfikacjami powierzchni. Wykruszenia te mają charakter wzdluznych bruzd tworzących się prostopadle do osi narzędzia, co wykazały badania mikroskopowe SEM realizowane w tym obszarze (rys. 116). W przypadku tego elementu, podobnie jak w matrycy wstępnej po laserowaniu, obserwowano powstanie znacznego nalepienia ściśle przylegającego do powierzchni narzędzia, co ostatecznie doprowadziło do zatarcia (rys. 116). W obrazie mikroskopii skaningowej (SEM) można zauważyć znaczną liczbę tlenków pochodzących od materiału wsadowego i osadzonych na dolnym odcinku powierzchni eksploatacyjnej

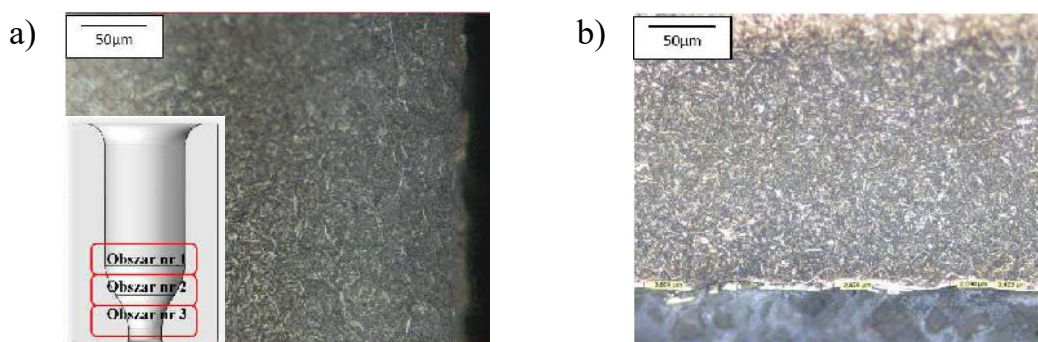
matrycy wstępnej (rys. 116). Obecność tych tlenków na powierzchni narzędzia może wskazywać, że w przypadku tej matrycy istotnym czynnikiem sprzyjającym powstawaniu połączeń adhezyjnych, może być wysoka zbieżność tworzącej się na powierzchni powłoki chromowej warstwy tlenków do tlenków obecnych na powierzchni Nirevy wywołane nagrzewaniem wstępnym (zgorzeliny).

Kolejna analizowana matryca wstępna wykonana była z materiału W360, obrobiona cieplnie na twardość 56 HRC, azotowana na grubość warstwy dyfuzyjnej około 200 μm z warstwą azotków o grubości około 3 μm . Do procesu zostały wprowadzone trzy matryce wstępne, w których doszło do zablokowania materiału odkuwki przy próbie wyciśnięcia pierwszej sztuki. Na przedstawionym na rys. 117 skanie narzędzia nie widać praktycznie żadnych zmian, widoczny jest minimalny przyrost materiału w części kształtującej trzonek na poziomie 0,08 mm.



Rys. 117. Skan matrycy wstępnej z warstwą azotków po wykonaniu 1 sztuki

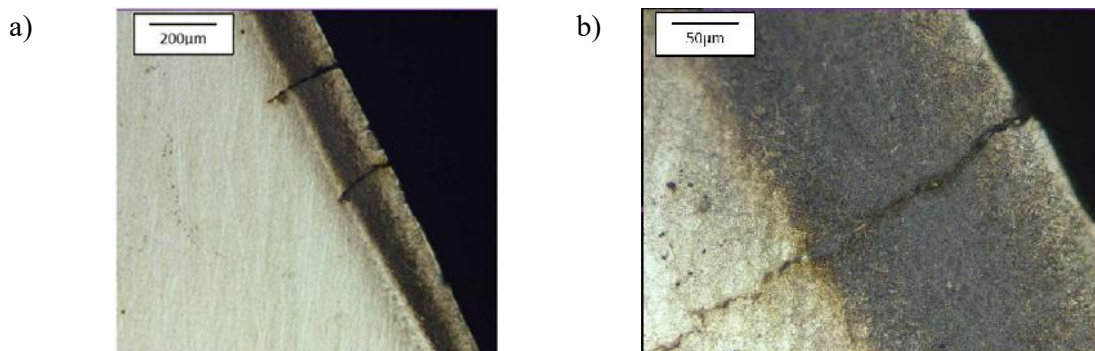
Następnie została wykonana analiza z wykorzystaniem mikroskopu świetlnego, analizowane obszary wg rys. 55.



Rys. 118. Mikrostruktura badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 1 pokazanym na rys. 55. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

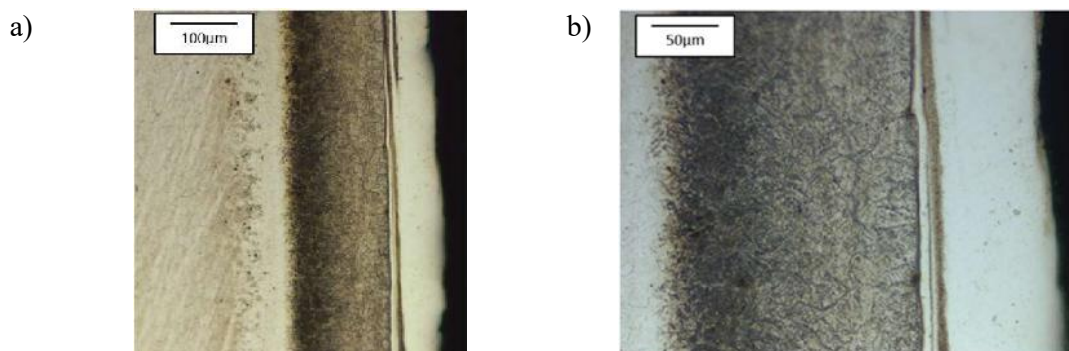
W obszarze nr 1 wg rys. 55 brak śladów zużycia, wyraźnie widoczna biała siatka azotków w strefie dyfuzyjnej (rys.118), która wykazuje wysoką kruchość, co prowadzi do jej łatwej dekohezji od podłoża w wyniku działania naprężeń ścinających. Przemieszczające się twarde cząstki przyczyniają się do rysowania odkuwki. W obszarze 2 zaobserwowano liczne pęknięcia

prostopadle do powierzchni narzędzia, penetrujące w głąb materiału po granicach ziaren. Dodatkowo na rys. 119b przy powierzchni widoczny biały obszar warstwy azotków.



Rys. 119. Mikrostruktura badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 2 pokazanym na rys. 55. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

Obszar 3 dyskwalifikujący to narzędzie do dalszej eksploatacji wystąpił w miejscu największego przewężenia, gdzie jest kształtowany trzonek odkuwki zaworu oraz występuje wysokie tarcie wskutek intensywnego płynięcia materiału w tej strefie.

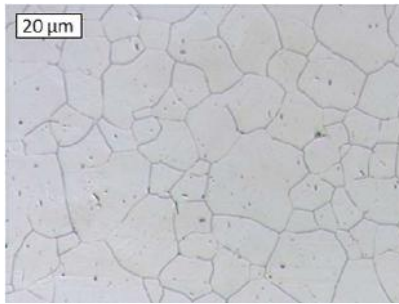


Rys. 120. Mikrostruktura badanej matrycy wstępnej w obszarze przypowierzchniowym w obszarze 3 pokazanym na rys. 55. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

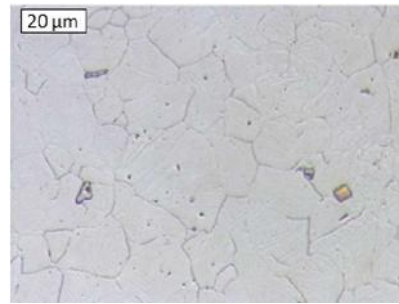
W obszarze tym zaobserwowano naklejenie się materiału z odkuwki o znacznej grubości, zlokalizowane w dolnym odcinku tej strefy (rys. 120). Wszystkie analizowane narzędzia po zastosowaniu technik inżynierii powierzchni, zostały wycofane z procesu z powodu bardzo silnego zużycia adhezyjnego, związanego z naklejaniem materiału odkuwki do powierzchni matrycy wstępnej w obszarze nr 3. Badania te przyczyniły się również do tego, że zdecydowano się na głębsze przyjrzenie nagrzewaniu materiału wsadowemu. Bowiern prawdopodobną, dodatkową przyczyną (przyklejania się materiału odkuwki do narzędzia i wycofaniu ich za ledwie po pierwszej sztuce) mogło być niedogrzanie materiału wsadowego i niezupełne rozpuszczenie się twardych faz międzymetalicznych, co przy zwiększonym tarcu w tym obszarze oraz większym oporze plastycznym, mogło doprowadzić do zablokowania się odkuwki, a tym samym uszkodzenia narzędzi. Żadne z analizowanych narzędzi nie spełniło wymagań produkcyjnych.

6.5 Nagrzewanie materiału wsadowego

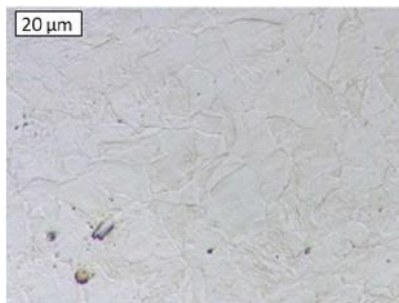
W związku z problemami przedwczesnego zużycia matryc po różnych wariantach inżynierii powierzchni, przebadano również materiał wsadowy, na którym wykonano ocenę mikrostruktury i pomiary twardości. Wyniki badań mikrostrukturalnych dla dziewięciu losowo pobranych wałeczków, po jednokrotnym przejściu procesu grzania w induktorze, zaprezentowano na rys. 121.



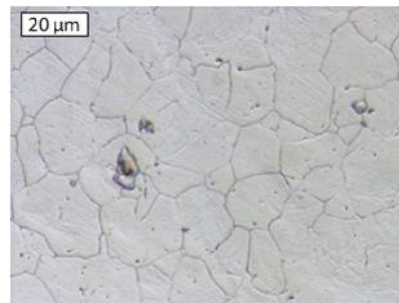
288 HV10 (próbka A)



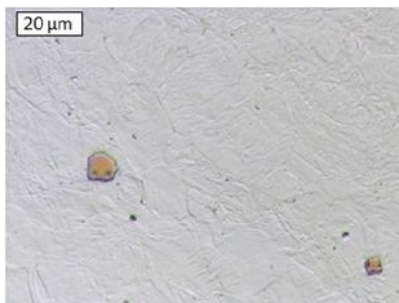
283 HV10 (próbka B)



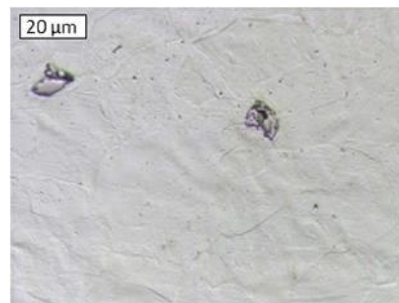
211 HV10 (próbka C)



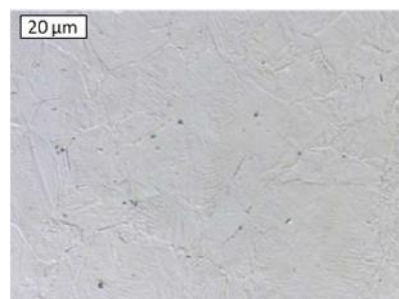
255 HV10 (próbka D)



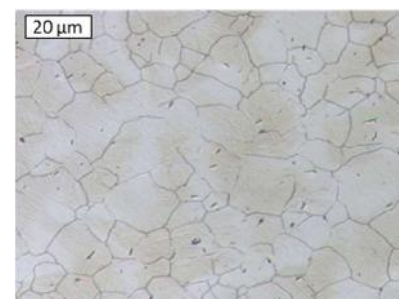
192 HV10 (próbka E)



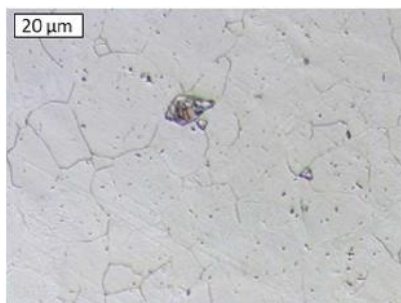
195 HV10 (próbka F)



210 HV10 (próbka G)



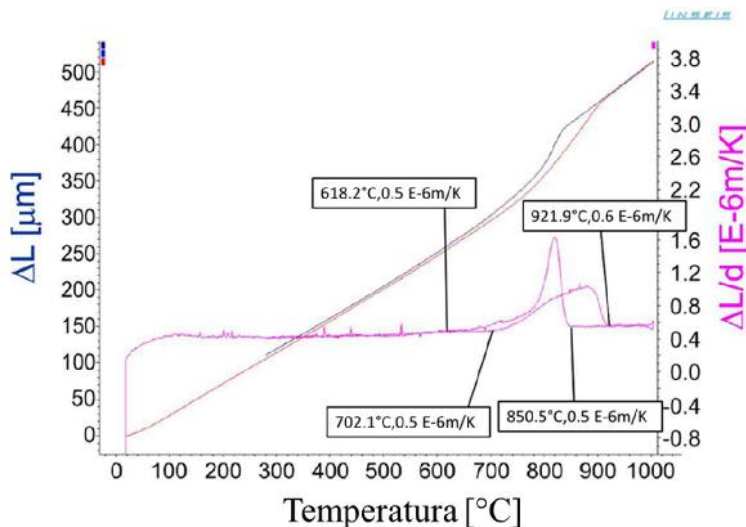
333 HV10 (próbka H)



221 HV10 (próbka I)

Rys. 121. Mikrostruktury dziewięciu wstępniaków zgodnie z kolejnością wypadania z induktora. Mikroskopia świetlna, stan trawiony [8]

Mimo zachowania tych samych parametrów procesu grzania, nie w każdym wstępniaku udało się osiągnąć rozpuszczenie węglików po granicach ziaren austenitu. Ten sam materiał wykazywał twardość w przedziale od 192 do 333 HV10. Im wyższa twardość, tym więcej węglików znajdujących się na granicach ziaren (próbka H). Czas eksploatacji narzędzia będzie również zależny od struktury i twardości wstępniaka. Może to świadczyć o niestabilności procesu grzania materiału wsadowego. Im twardsze wstępniaki, tym trwałość narzędzia będzie niższa. Wykonano również badania dylatometryczne w celu wyznaczenia zakresu temperatur rozpuszczania faz międzymetalicznych po granicach ziaren dla stali Nireva (rys. 122), które wynoszą 702 °C - 922 °C.



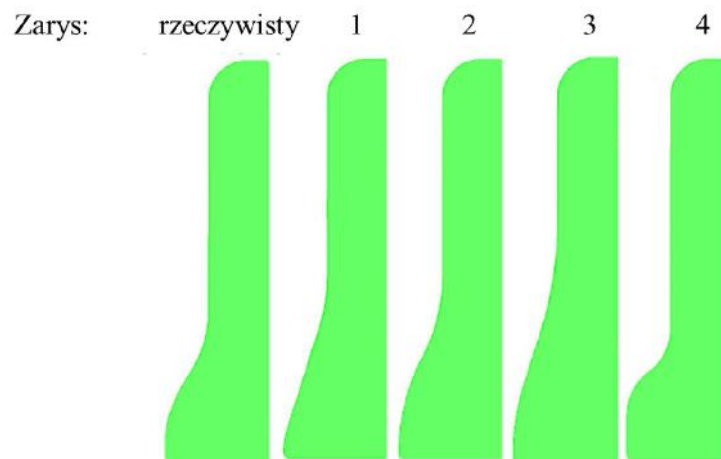
Rys. 122. Krzywa dylatometryczna dla materiału Nireva [8]

Oznacza to, że fazy występujące na granicy ziaren powinny się rozpuścić podczas procesu nagrzewania, niemniej jednak największa rozpuszczalność węglików przypada w górnym zakresie wyznaczonych temperatur, a każde wahanie podczas nagrzewania może zakłócić lub spowolnić proces, powodując, iż na granicach ziaren będą znajdować się wydzielania. Zwiększenie czasu wytrzymania materiału NCF3015 w podwyższonej temperaturze, spowoduje rozpuszczenia wydzieleni węglikowych na granicach ziaren austenitu oraz spadek

twierdzenia. Niestety nie można tego osiągnąć poprzez zwiększenie czasu cyklu, ponieważ spowoduje to obniżenie normatywu wykonalności na stanowisku produkcyjnym. Zaproponowano wprowadzenie do procesu produkcyjnego dłuższej nagrzewnicy, która będzie składała się z dwóch sekcji grzejnych. Pierwsza część będzie bez zmian, materiał będzie nagrzewany z podobną prędkością jak w konwencjonalnym procesie produkcyjnym do temperatury 1080 °C. Różnica natomiast następuje po opuszczeniu pierwszej strefy i wejściu w drugą strefę grzejną. W drugiej sekcji będzie zamontowana żarowytrzymała stalowa rura, która będzie otulona zwojem indukcyjnym, nagrzewanym do temperatury około 1080 °C. Każda strefa będzie zasilana osobnym generatorem. Obszar drugi stanowi swojego rodzaju obszar stabilizacji temperatury odkuwek, które przez około 20 s utrzymywane będą w temperaturze około 1080 °C. Dzięki takiemu zabiegowi otrzyma się strukturę ze znacznie mniejszą ilością węglików występujących na granicach ziaren austenitu. Zostało to potwierdzone w testach laboratoryjnych.

6.6 Zmiana kształtu matrycy wstępnej

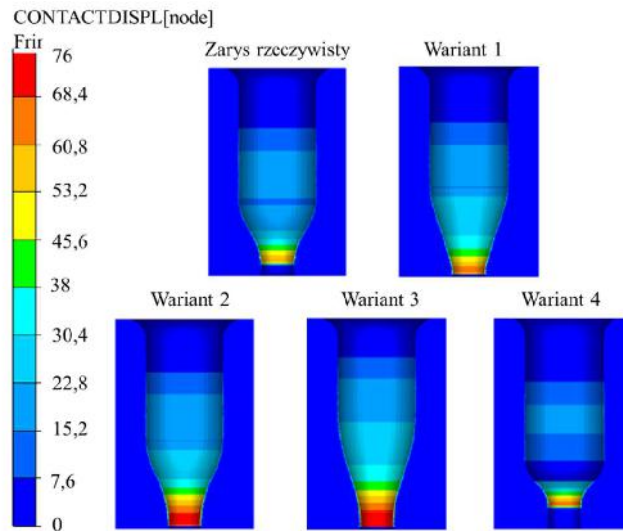
W celu zmniejszenia zużycia ściernego opracowano 4 zarysy matryc wstępnych. Modyfikowano kształt narzędzia do I operacji, ponieważ zużycie ściernie było jednym z głównych mechanizmów dyskwalifikującym narzędzie z dalszej eksploatacji. W symulacjach użyto współczynnik tarcia oraz przewodzenia ciepła wyznaczony doświadczalnie (na podstawie porównania linii płynięcia i przebiegów temperatur zbadanych w procesie przemysłowym), opisany w rozdziale 5. Na rys. 123 przedstawiono różne warianty zarysu matrycy wstępnej z I etapu kształtowania zaworu.



Rys. 123. Ogólny widok wariantów zarysu narzędzia do I operacji

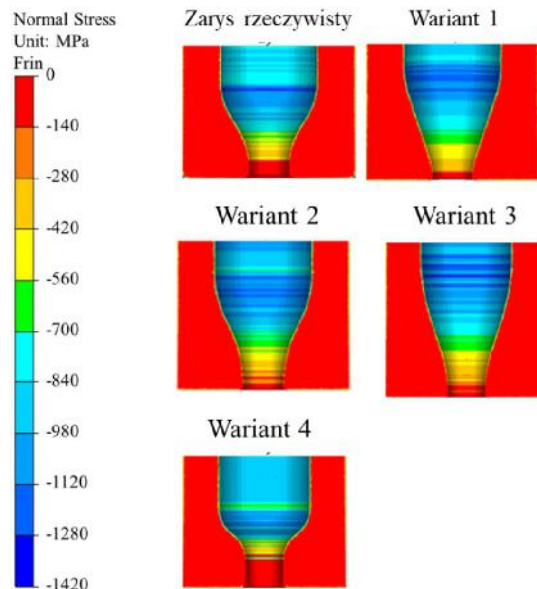
Rozkład drogi tarcia po I operacji kucia zaworu w narzędziach o różnych zarysach wykroju został pokazany na rys. 124. Można zauważyć, że we wszystkich przypadkach najwyższa wartość drogi tarcia występowała w dolnej części narzędzia, w obszarze największej redukcji przekroju. Dla rzeczywistego i 4 wariantu zarysu przemieszczenie materiału odkuwki

względem powierzchni matrycy było najmniejsze, więc pod tym względem są to najbardziej optymalne kształty narzędzi.



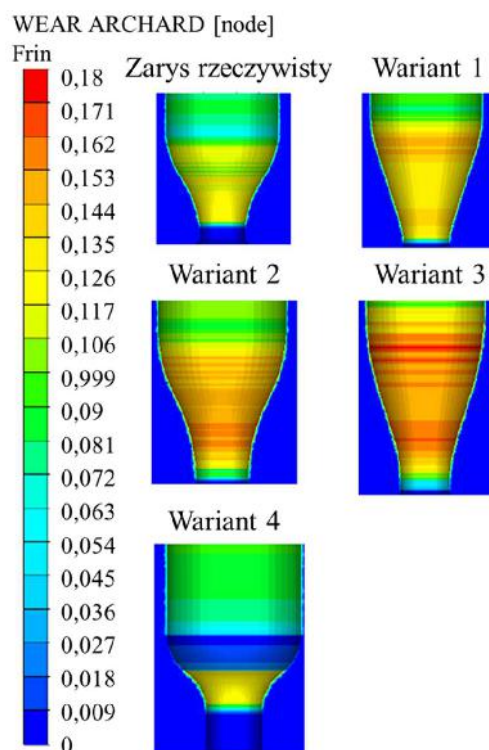
Rys. 124. Rozkład drogi tarcia materiału odkuwki względem powierzchni matrycy

Na rys. 125 widoczne są rozkłady nacisków na powierzchni matrycy z I operacji, przy zagłębieniu stempla 12mm do końca odkształcania. Analizując te rozkłady można zauważyć, że największe naciski wynosiły nawet 1400 MPa. Najmniejsze naprężenia normalne podczas procesu występowały dla zarysu rzeczywistego oraz wariantu 4, lecz były one nieznacznie niższe, niż w pozostałych wersjach kształtu narzędzi.



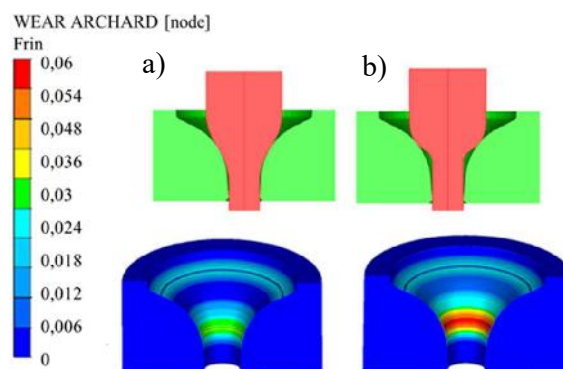
Rys. 125. Rozkład naprężeń normalnych do powierzchni matrycy 12mm do końca kształtowania

Rozkłady zużycia ściernego na powierzchniach roboczych wszystkich wariantów zarysu matrycy przedstawiono na rys. 126. Analizując je można stwierdzić, że najmniejsze zużycie ściernie występowało dla wariantów rzeczywistego oraz 4, a największe dla 3.



Rys. 126. Rozkład zużycia ściernego wg modelu Archarda dla wszystkich wariantów zarysu

Przy założonych warunkach brzegowych, symulacje numeryczne różnych wariantów kształtu matrycy wstępnej pokazały, że najmniejsze zużycie ściernie wystąpiło dla wariantu 4 oraz zarysu rzeczywistego. Wprowadzenie 4 wariantu kształtu matrycy wstępnej do produkcji wiąże się jednak z konsekwencjami w operacji II, tj. wzrost zużycia ściernego wg modelu Archarda w miejscu kształtowania profilu na narzędziu (rys. 127).

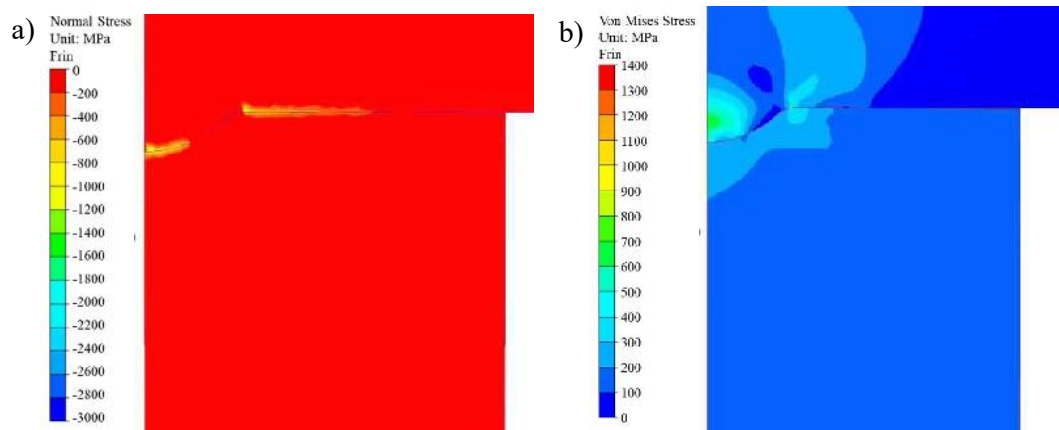


Rys. 127. Kształt odkuwki oraz rozkład zużycia ściernego po II operacji kucia: a) rzeczywisty kształt z procesu, b) wariant 4

Wprowadzenie nowego kształtu matrycy wstępnej do procesu wyciskania wg przedstawionych symulacji nie wpłynęłoby lub w bardzo niewielkim stopniu zwiększyłoby trwałość narzędzia. Natomiast nowy kształt matrycy w I operacji mógłby spowodować utratę trwałości matrycy w II operacji. Kształtując przedkulkę w procesie wyciskania wstępnie nadawany jest kształt profilu na zaworze wg zarysu rzeczywistego, przez co mniejsze zużycie ściernie występuje na matrycy podczas kucia, niż ma to miejsce przy zastosowaniu matrycy wstępnej wykonanej wg wariantu 4. W związku z powyższym nie zdecydowano się na zmianę kształtu narzędzia podczas procesu wyciskania. Wariant rzeczywisty jest najbardziej dopasowany do procesu.

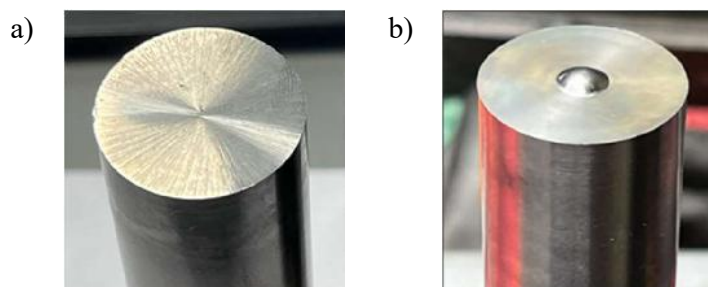
6.7 Zmiana technologii wytwarzania „kaloty” na powierzchni czołowej zaworu silnikowego

Podczas modelowania numerycznego, przedstawionego w rozdziale 5, wskazano na bardzo duże wartości naprężeń normalnych (sięgających do 1800 MPa) oraz zredukowanych (do 1000 MPa) w pierwszym etapie kształtowania kaloty. Dlatego podjęto próbę zamodelowania procesu wyciskania i kucia odkuwki zaworowej z kształtowaniem kaloty w pierwszej operacji, tj. wyciskania (rys. 128).



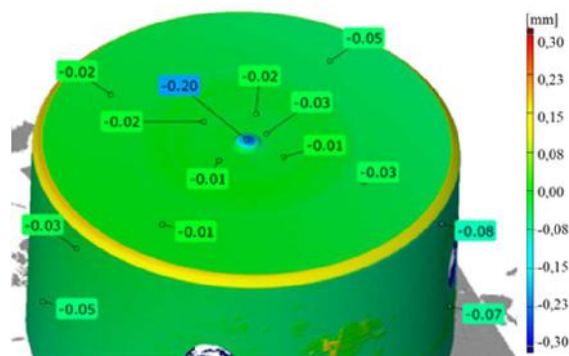
Rys. 128. Rozkład naprężeń a) normalnych, b) zredukowanych dla kaloty

Naprężenia w pierwszym etapie kucia, na przedkulkę z wstępnie ukształtowaną kalotą, zmalały o ponad 40% i tak kolejno dla naprężeń normalnych osiągają maksymalną wartość około 1000 MPa, natomiast dla naprężeń zredukowanych 600 MPa.



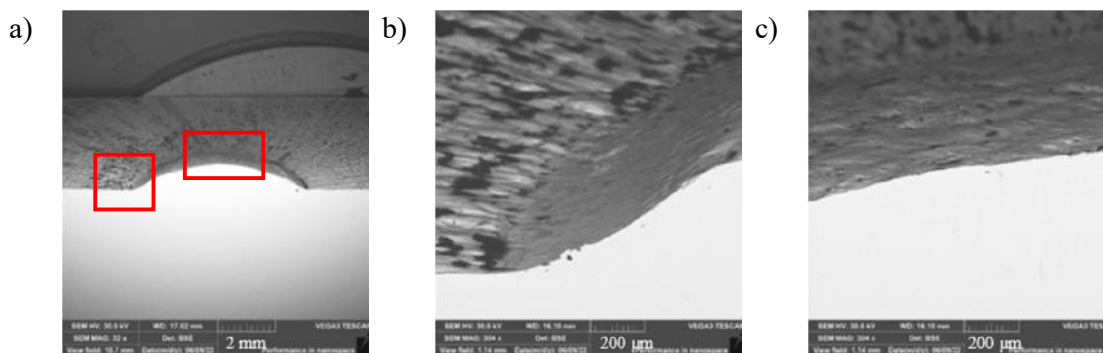
Rys. 129. Stempel z pierwszej operacji a) bez kaloty, b) z kalotą

W związku z tak znaczną redukcją naprężeń wprowadzono w proces w pierwszej operacji stempel z naniesionym kształtem kaloty (rys. 129). Zostało wprowadzone pięć kompletów składających się ze stempla z pierwszej operacji z ukształtowaną kalotą oraz stempla z drugiej operacji z materiału 32CrMoV12-28, po obróbce cieplnej na twardość 52 HRC. Każda para średnio przepracowała 3000 szt., w pierwszej kolejności zużył się stempel z pierwszej operacji, natomiast ubytek materiału na stemple na drugiej operacji wynosił 0,2 mm – wykonany skan stempla z drugiej operacji to potwierdza (rys. 130). Dodatkowo należy zaznaczyć, że dla przeprowadzonych prób obowiązywała już wysokość kaloty 1,2 mm, a dopuszczalne zużycie wynosiło 0,3 mm.

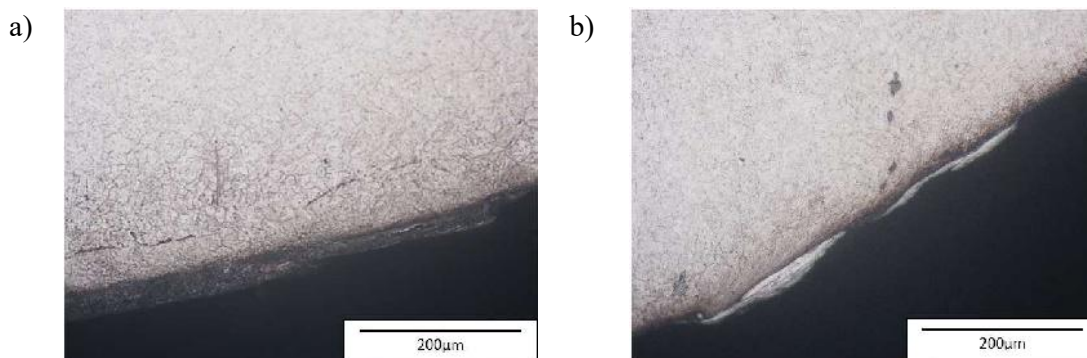


Rys. 130. Skan stempla z drugiej operacji, po wstępnym kształtowaniu kaloty w pierwszej operacji

Następnie narzędzie zostało poddane analizie z wykorzystaniem mikroskopu świetlnego oraz skaningowego mikroskopu elektronowego. Podstawowa różnica pomiędzy stemplami, które kształtowały kalotę, a tymi, które tylko kalibrowały po wstępnym już ukształtowaniu w pierwszej operacji, jest brak pęknięć u podstawy kaloty (rys. 131). Oznacza to, iż jest znacznie mniejsza (< 1000 MPa) koncentracja naprężeń we wskazanym miejscu.

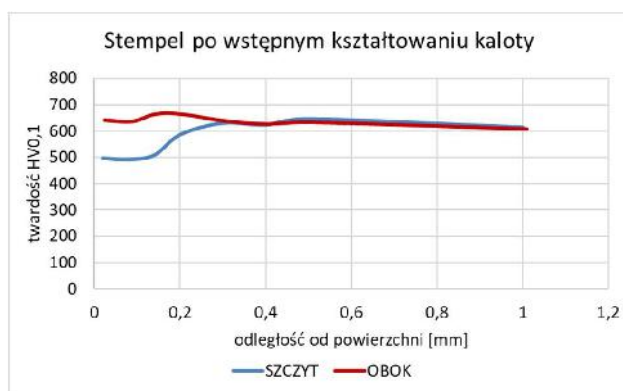


Rys. 131. Wyniki obserwacji mikroskopowych SEM dla stempla a) zaznaczone miejsce oceny mikrostruktury i mikrotwardości, b) podstawa kaloty, c) kalota



Rys. 132. Mikrostruktura stempla a) szczyt kaloty, b) zbocze kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

Kalota stempla uległa odkształceniu plastycznemu. Analiza wykonana na mikroskopie świetlnym (rys. 132) pokazuje białe nalepienia na zboczu kaloty, świadczące o dużej adhezji materiału odkuwki do narzędzia. W przypadku tego stempla nie zaobserwowano pasmowości w strukturze. Dodatkowo w przypadku stempla formującego kalotę, widoczna była biała warstwa, natomiast w analizowanym rozwiązaniu nie widać zgniotu.



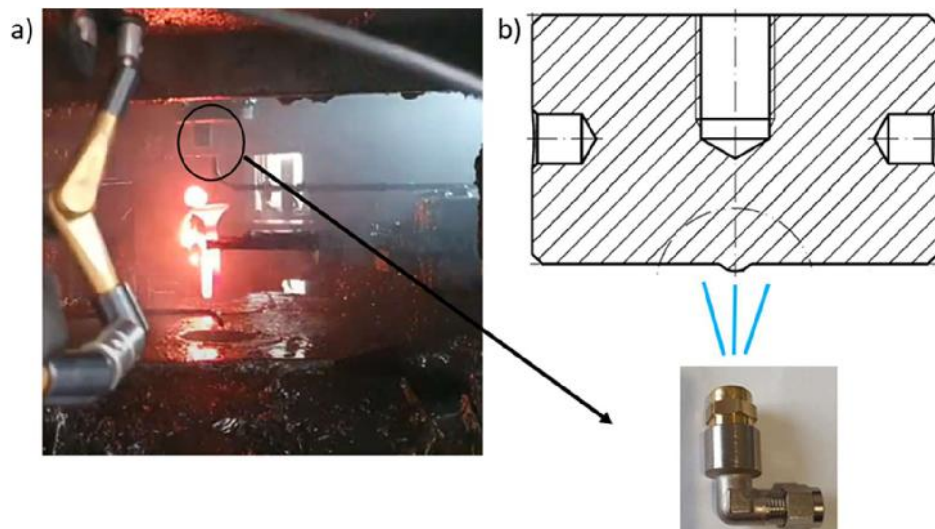
Rys. 133. Rozkład mikrotwardości na stemplu

Wykonano również pomiary mikrotwardości na analizowanym narzędziu zarówno na szczycie kaloty, jak i u jej podstawy (rys. 133). Obniżona wartość twardości na szczycie kaloty informuje o odpuszczeniu materiału narzędzia, uzyskana twardość wynosi 500 HV. Natomiast twardość u podstawy kaloty pozostaje na niezmiennym poziomie, tj. około 600 HV. Przedstawiona metoda zwiększenia trwałości została objęta zgłoszeniem patentowym w UP.

6.8 Chłodzenie stempla

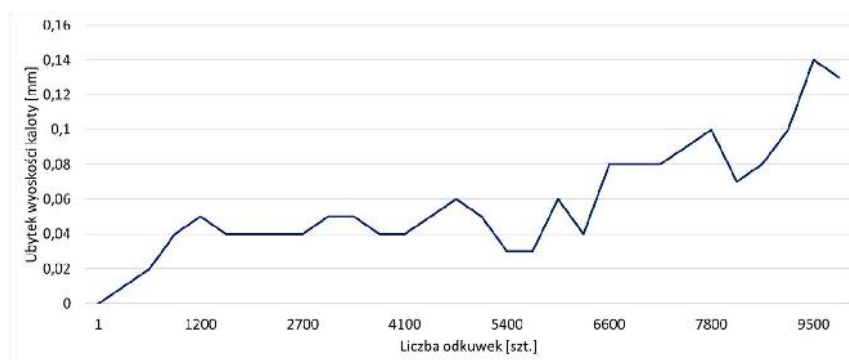
Przeprowadzona kompleksowa analiza technologii kucia wykazała, iż zbyt wysoka temperatura w miejscu kształtowania kaloty na stemplu może powodować lokalne odpuszczenie materiału we wskazanym miejscu, a tym samym przyczynić się do przedwczesnego zużycia narzędzia i wycofania go z procesu. W związku z tym na prasie do wyciskania i kucia zaworów na manipulatorze odpowiedzialnym za przenoszenie detalu

pomiędzy gniazdami, zaproponowano układ chłodzenia (rys. 134). Badania przeprowadzono dla 5 stempli, a uzyskane wyniki przedstawiono dla stempla reprezentatywnego.



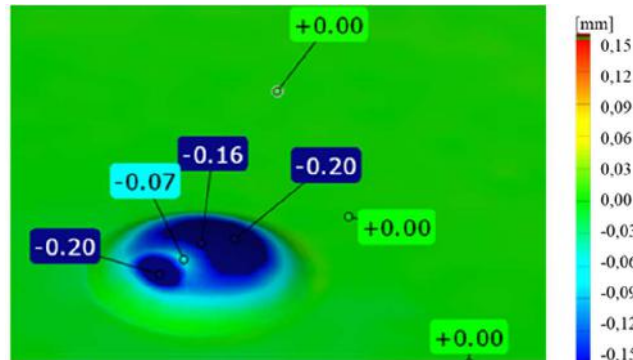
Rys. 134. a) Komora prasy z układem chłodzącym stempel, b) szkic dyszy chłodzącej kalotę

W tym celu zamontowano dyszę, która została podłączona z układem odpowiedzialnym za podawanie wody na stempel prasy. Z każdym cyklem prasy na stemplu rozpylana była woda celem obniżenia jego temperatury pracy i tym samym zwiększenia trwałości narzędzia. Przy wykorzystaniu dodatkowego układu chłodzenia wodą uzyskano pięciokrotny wzrost czasu eksploatacji stempli w stosunku do dotychczasowego rozwiązania. Prezentowany poniżej wykres ubytku wysokości kaloty otrzymany z wykorzystaniem metody skanowania odwrotnego 3D wskazuje, iż trwałość narzędzi wzrosła (rys. 135). Analizując skan zużycia stempla można zauważyć, iż utrata wysokości kaloty następuje dużo wolniej niż było to zaprezentowane na wykresie na rys. 64 (stemple bez chłodzenia). Do 1000 szt. stempel obniża wysokość o około 0,05 mm, kolejny skok zużycia ma miejsce przy 6000 sztuce, a następny po kolejnych 3000 sztuk.



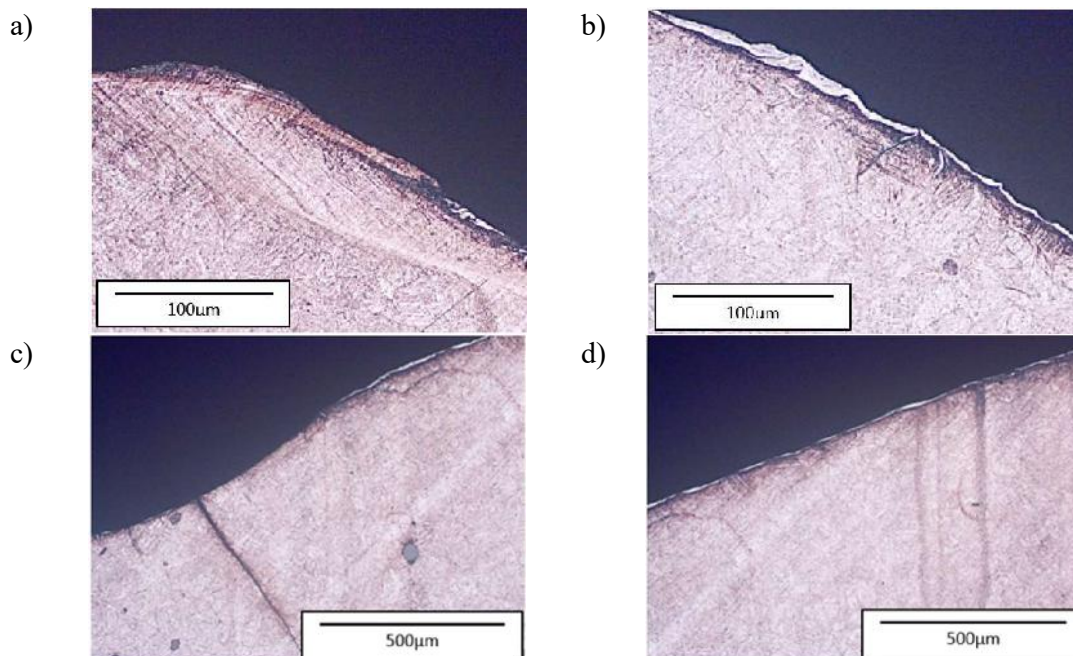
Rys. 135. Wykres ubytku wysokości kaloty uzyskany z wykorzystaniem metody skanowania odwrotnego dla stempla chłodzonego wodą

Stempel przepracował około 10 000 szt. i został wycofany, ponieważ na skutek eksploatacji nastąpiło częściowe wykruszenie materiału w kalocie. Ubytek materiału w kalocie w porównaniu do rysunku CAD narzędzia wyniósł 0,2 mm (rys. 136).



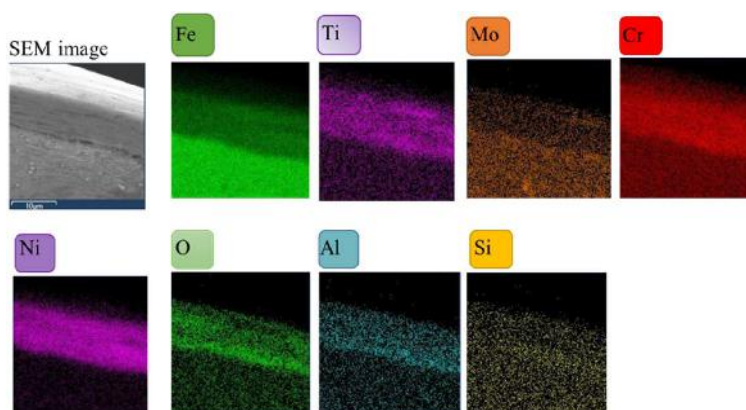
Rys. 136. Skan kaloty po zakończeniu eksploatacji dla stempla chłodzonego wodą po wykonaniu 10 000 szt.

Następnie wybrany stempel został poddany ocenie mikroskopowej (rys. 137). Po przepracowaniu 10 000 szt. na stemple widoczne są znaczne odkształcenia plastyczne w kalocie oraz płynięcie materiału w kierunku kształtowania detalu. U podstawy kaloty znajduje się pęknięcie zmęczeniowe prostopadłe do krawędzi narzędzia, na głębokość 500 μm .



Rys. 137. Mikrostruktura stempla a) szczyt kaloty, b), c), d) zbocze kaloty. Mikroskopia świetlna, stan trawiony

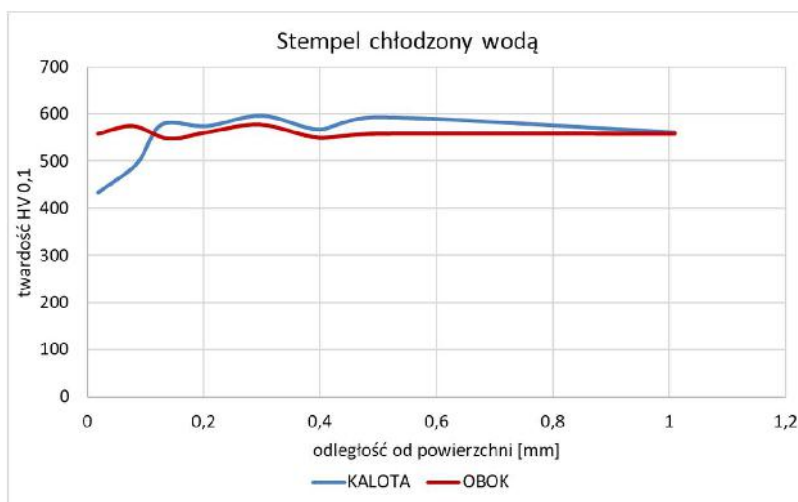
Na powierzchni kaloty widoczna silna adhezja materiału odkuwki do materiału narzędzia, co zostało potwierdzone na skaningowym mikroskopie elektronowym za pomocą analizy metodą EDS (rys. 138).



Rys. 138. Analiza EDS/SEM w miejscu adhezji materiału odkuwki do materiału podłoża

Pierwiastki, które zostały zidentyfikowane to: Cr, Ni, Ti, O, Al. Świadczy to o obecności zarówno materiału wsadowego oraz tlenków pochodzących od materiału odkuwki.

Następnie został wykonany pomiar twardości (rys. 139) na szczycie kaloty oraz u jej podstawy.



Rys. 139. Rozkład mikrotwardości na stemplu chłodzonym wodą

Analizując przebieg twardości przy podstawie kaloty nie zarejestrowano zmian twardości dla materiału narzędzia, a jej wartość wynosiła około 600 HV, natomiast na szczycie kaloty doszło do odpuszczenia materiału na twardość 420 HV. Uzyskane wysokie trwałości dla eksploatowanych narzędzi oraz niskie nakłady finansowe (jako główne wskaźniki w zakładzie produkcyjnym), stanowiły podstawę do podjęcia decyzji o wprowadzeniu analizowanych rozwiązań do produkcji seryjnej.

6.9 Podsumowanie zrealizowanych prac

W ramach pracy doktorskiej wprowadzane i testowane były różne metody poprawy trwałości narzędzi, których rezultaty opisano w rozdziałach 6.1 – 6.8:

- Dobór stali do prasy na gorąco dla matrycy wstępnej.

Zastosowany materiał QRO90 Supreme z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm, charakteryzuje się lepszymi własnościami eksploatacyjnymi w podwyższonych temperaturach, powodując, iż lepsze trwałości były osiągnięte na narzędziach wykonanych z tego materiału. Dodatkowe znaczenie miał również aspekt ekonomiczny, ponieważ spośród testowanych materiałów stal QRO90 Supreme miała cenę 5 – 20 % niższą niż pozostałe stale. Na tej podstawie zdecydowano, że najlepszym rozwiązaniem będzie zastosowanie na matryce wstępne materiału QRO90 Supreme.

- Dobór stali do pracy na gorąco dla stempla.

Po analizie warunków eksploatacyjnych dla stempla z II operacji nie zdecydowano się na zastosowanie stali, których temperatura odpuszczania wynosiła ponad 500 °C, a twardość wahała się od 58 do 61 HRC. Najlepszy okazał się stempel wykonany z W360, aczkolwiek jego średnia trwałość była niższa od aktualnie stosowanej, tańszej stali 32CrMoV12-28. Natomiast stemple wykonane ze stali szybkotnącej uległy odpuszczeniu lub uszkodzeniu mechanicznemu w trakcie eksploatacji, ulegając bardzo szybkiemu zużyciu. Okazało się, iż żaden z wytypowanych materiałów nie spełnia wymagań procesu produkcyjnego.

- Ocena możliwości doboru wkładki węglkowej do kucia dla stempla w II operacji.

Bardzo dobre wyniki trwałości uzyskano dla wkładek wykonanych z węgla spiekane. Na żadnym testowanym materiale nie doszło do zmiany kształtu kaloty. Problemem okazała się prasa kuźnicza, która nie posiada wystarczających zabezpieczeń informujących o niepoprawnym załadunku przedkuwki do drugiego gniazda, w związku z czym stemple ulegały uszkodzeniom mechanicznym, nie wykonując założonego normatywu. Dlatego spośród przebadanych różnych węglków zastosowanych na wkładki stempli, najlepsze rezultaty daje węgiel o największej ilości osnowy kobaltowej.

- Zastosowanie technik inżynierii powierzchni dla matrycy wstępnej.

Na podstawie przeprowadzonych analiz mikroskopowych wykonanych na przekrojach wzdłużnych matrycy wstępnej oraz ocenie stanu ich powierzchni można stwierdzić, że podjęta próba zwiększenia trwałości matrycy wstępnej na drodze laserowania, laserowania połączonego z pokryciem powłoką Alvin, a także azotowania z warstwą azotków nie przyniosła oczekiwanego rezultatu. Matryce z I operacji ulegały uszkodzeniu po jednym cyklu pracy, co wskazuje, że przeprowadzone modyfikacje powierzchni zdecydowanie obniżają ich trwałość poprzez zwiększenie adhezji materiału wsadowego do powierzchni eksploatacyjnej narzędzia. Dlatego dalsze prace w tym kierunku nie będą kontynuowane. Ewentualnie podjęte zostaną badania z pokryciem narzędzi tylko powłoką, bez zastosowania azotowania.

- Nagrzewanie materiału wsadowego.

Badania i próby laboratoryjne wykazały, iż dłuższy czas grzania i wygrzewania materiału wsadowego ujednorodni materiał wsadowy w całej objętości. Wprowadzenie do procesu dodatkowego wygrzewania materiału wsadowego spowoduje, iż będzie możliwość skrócenia czasu cyklu produkcyjnego, poprzez możliwość zwiększenia prędkości przesuwu, a co za tym idzie, wzrośnie wydajność procesu oraz będzie krótszy czas kontaktu odkuwki z narzędziem, co ma bezpośrednie przełożenie na wzrost trwałości narzędzia.

- Kształt matrycy wstępnej.

Wykorzystując modelowanie numeryczne przeprowadzono badania mające na celu zoptymalizowanie kształtu matrycy z I operacji. Analizując uzyskane wyniki MES dla czterech różnych wariantów kształtu zdecydowano, iż ze względu na porównanie sił oraz nacisków najlepsze wyniki otrzymywano dla aktualnie stosowanego kształtu narzędzia. Dlatego w tym aspekcie nie przewiduje się dalszych zmian.

- Zmiana technologii wytwarzania „kaloty” na powierzchni czołowej zaworu silnikowego.

Wprowadzenie dodatkowego wstępnego kształtowania kaloty w pierwszej operacji spowodowało wydłużenie czasu eksploatacji stempla w II operacji, nie zmniejszając trwałości stempla w I operacji. Narzędzia pracowały po 3000 szt. Koszt zmiany konstrukcyjnej w narzędziu jest nieznaczny i nie wpływa na finalny koszt produkcji zaworu.

- Chłodzenie stempla.

Odziaływanie podwyższonej temperatury jest w przypadku stempli najważniejszym czynnikiem determinującym przydatność narzędzi do produkcji odkuwek. Zastosowanie dodatkowego chłodzenia spowodowało zmniejszenie podatności na odpuszczanie w wysokiej temperaturze, przez co wzrosła trwałość narzędzi do kucia, bowiem taki zabieg spowodował zmniejszenie odkształcenia plastycznego narzędzia w tym obszarze.

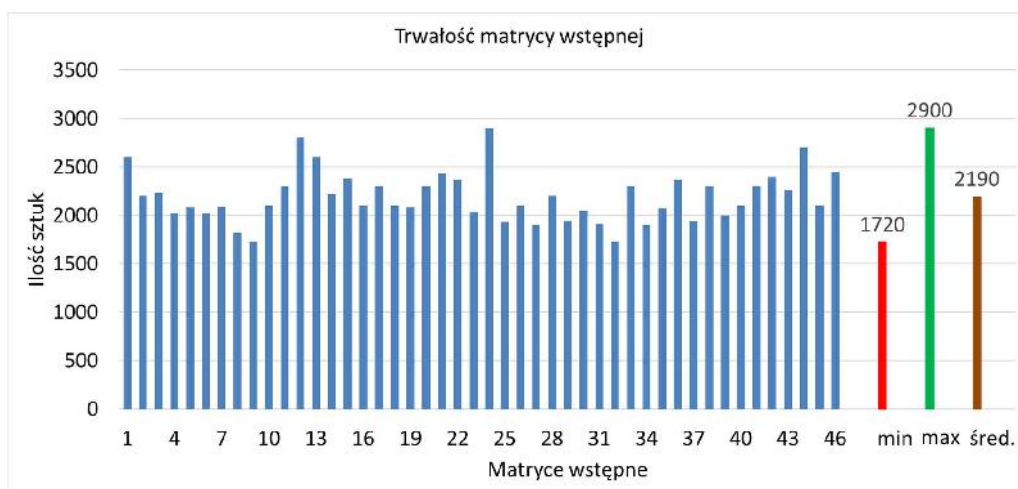
Spośród przetestowanych i zweryfikowanych w warunkach przemysłowych dostępnych metod poprawy trwałości narzędzi, wytypowano najbardziej uzasadnione od strony naukowej i ekonomicznej. Na tej podstawie oraz w oparciu o własne doświadczenia autora, zdecydowano się na wybranie następujących metod poprawy trwałości:

- dla matrycy w I operacji: matrycę wstępną wykonaną z materiału QRO90 z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm,
- dla stempla w II operacji: chłodzenie stempla wodą oraz dodatkowo kształtowanie kaloty w pierwszej operacji,
- wdrożenie nowej konstrukcji nagrzewnicy indukcyjnej.

Stwierdzono, że zaproponowane, a następnie zaimplementowane metody i sposoby będą najbardziej efektywne ze względu na trwałość, jakość odkuwki i koszt wdrożenia. Dodatkowo kierunki dalszych badań będą skoncentrowane na zastosowaniu węglików spiekanych na stemple w II operacji, wstępne rezultaty są bowiem obiecujące. Natomiast proponowane rozwiązanie musi zostać przetestowane na prasie wyposażonej w czujniki potwierdzające poprawne ułożenie przedkuwki w drugim gnieździe.

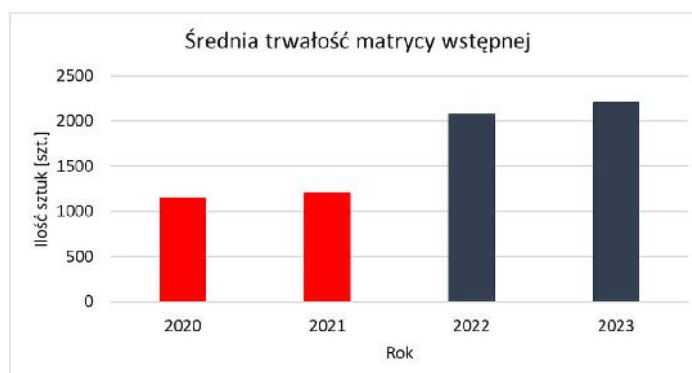
7. Implementacja docelowych metod poprawy trwałości w gnieździe produkcyjnym oraz analiza i ocena zastosowanych rozwiązań zarówno dla matrycy w I operacji oraz dla stempla w II operacji

Poprzez zastosowanie metod podnoszących trwałość narzędzi w procesie wyciskania i kucia zaworów ze stali Nireva dla samochodów ciężarowych, została uzyskana powtarzalna oraz wyższa trwałość matrycy wstępnej w pierwszej operacji oraz stempla w drugiej. Dla matrycy wstępnej zastosowana stal do pracy na gorąco to QRO90 Supreme o grubości warstwy azotowanej wynoszącej 0,2 mm. Prowadzone długotrwałe analizy średniej trwałości matryc po wprowadzeniu tej metody zwiększenia trwałości, przedstawione na rys. 140 wskazują, iż problem z zacieraniem oraz blokowaniem się odkuwki w matrycy wstępnej podczas startu procesu produkcyjnego został wyeliminowany. Minimalna trwałość narzędzia wzrosła z 1 sztuki na 1720 szt. Natomiast wartość średnia wzrosła o 1000 szt. w porównaniu do danych przedstawionych na wykresie na rys. 49. Zwiększyła się również wartość maksymalna jaką można uzyskać na danej matrycy wstępnej.



Rys. 140. Wykres zużycia matrycy wstępnej

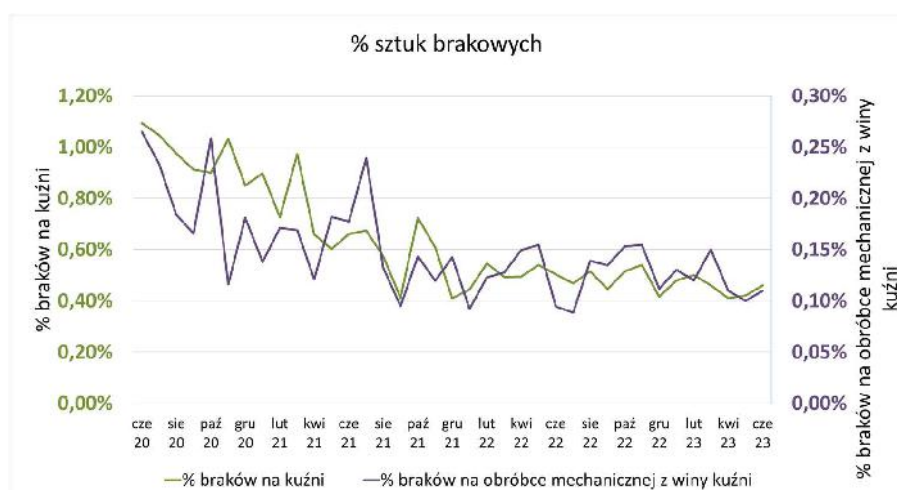
Dane przedstawione na wykresie (rys. 140) są zbieżne ze średnim zużyciem rocznym dla matrycy wstępnej przedstawionym na rys. 141.



Rys. 141. Wykres średniego zużycia matrycy wstępnej w latach: 2020, 2021, 2022, 2023

W latach 2020 - 2021, gdzie wyciskanie odbywało się na matrycach wstępnych z grubością warstwy azotowanej 0,1 mm, średnia trwałość narzędzia na rok jest na poziomie około 1100 szt. Natomiast od 2022 roku w wymaganiach konstrukcyjnych matrycy wstępnej została zdefiniowana grubość warstwy dyfuzyjnej na poziomie 0,2 mm. Znajduje to swoje odzwierciedlenie w średnim zużyciu dla narzędzia zarówno w roku 2022 oraz 2023 i wynosi ponad 2000 sztuk.

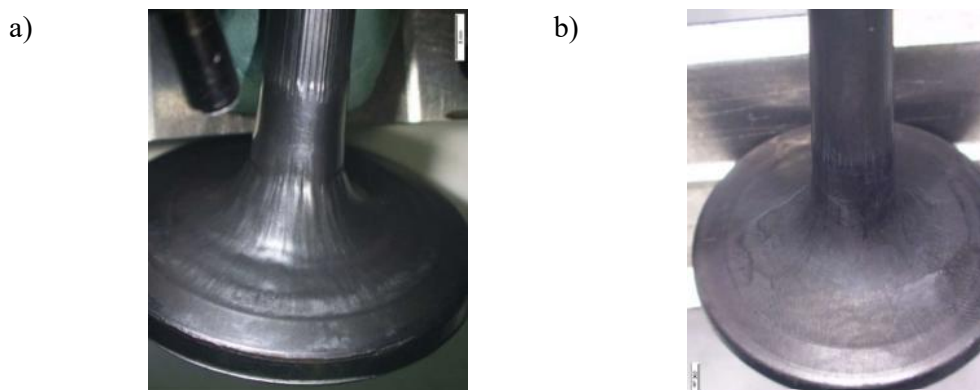
Ponadto dodatkowym potwierdzeniem uzyskanych wyników, wskazującym na poprawę trwałości jest wskaźnik jakościowy, określający brakowość, powstającą podczas procesu wyciskania i kucia zaworów ciężarowych. Analiza uzyskanych wyników pozwala stwierdzić, że dzięki wprowadzonym usprawnieniom zmniejszyła się częstotliwość wymian matrycy wstępnej na zmianę produkcyjną i zmianie uległa częstotliwość rozpoczynania procesu produkcyjnego na nowym narzędziu, co za tym idzie powstaje mniejszy odpad podczas ruszania z procesem. Poprawiła się również jakość wyciskanych zaworów ciężarowych. Na rys. 142 są przedstawione dane jakościowe od czerwca 2020 do czerwca 2023. Dla sztuk brakowych na kuźni (linia zielona) od czerwca 2020 do grudnia 2021 spadek jest najbardziej dynamiczny z 1,1% do 0,5%, natomiast po tym czasie następuje stabilizacja brakowości. Jest to związane z wdrożeniem do procesu produkcyjnego matryc wstępnych z materiału QRO90 Supreme o grubości warstwy azotowanej 0,2 mm.



Rys. 142. Wykres sztuk niezgodnych powstających na obszarze kuźni i obróbce mechanicznej z winy kuźni dla zaworów ciężarowych

Druga krzywa (linia fioletowa) przedstawia liczbę braków na obróbce mechanicznej spowodowaną niezgodną odkuwką. Wady, które powstają na zaworze na operacji wyciskania, które nie zostaną usunięte na obróbce mechanicznej, są związane z deformacją kształtu na profilu, trzonku czy też średnicy talerza zaworowego. Od czerwca 2020 do czerwca 2023 procent sztuk brakowych trafiających na obróbkę mechaniczną z winy kuźni obniżył się z 0,26% do 0,11%, czyli jakość odkuwki poprawiła się o ponad 100%. Na rys. 143 porównano zawory z procesu, gdzie wyciskanie było realizowane na matrycy

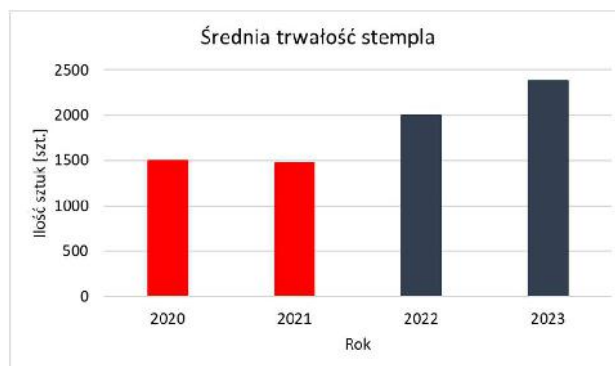
wstępnej o grubości warstwy azotowanej 0,1 mm (rys.143a) oraz po zmianie grubości warstwy azotowanej na 0,2 mm (rys. 143b) – są to ostatnie sztuki przed wymianą narzędzia. Każde z narzędzi przepracowało po 2100 szt.



Rys. 143. Ostatni zawór z narzędzia: a) matryca wstępna o grubości warstwy dyfuzyjnej 0,1 mm b) matryca wstępna o grubości warstwy dyfuzyjnej 0,2 mm

Zawór przedstawiony na rys. 143a ma silnie zdeformowany profil, jest to związane z bardzo dużymi odkształceniami na przedkuwce. W efekcie na obróbce mechanicznej prawdopodobnie z prezentowanego detalu powstanie sztuka brakowa lub poprawkowa, która zwiększy koszty związane z produkcją. Inaczej prezentuje się detal na rys. 143b – brak defektów nie zakłóci procesu produkcyjnego, nie wpłynie to na wydajność linii oraz na wskaźniki związane z jakością.

Wdrożenie do procesu urządzenia do chłodzenia kaloty oraz wstępne kształtowanie kaloty w pierwszej operacji, spowodowało, iż pomimo zacieśniania tolerancji na wysokości kaloty z 0,6, jak to miało miejsce we wcześniejszych latach, na 0,3, została osiągnięta średnia trwałość dla stempla większa niż w latach 2020 oraz 2021 – średnia trwałość dla stempli w roku 2022 wyniosła około 2400 szt. (rys. 144).



Rys. 144. Wykres średniego zużycia stempla w latach: 2020, 2021, 2022, 2023

Prezentowane wyniki jednoznacznie wskazują na poprawę wskaźników ilościowych i jakościowych w procesie wyciskania i kucia zaworów ze stali chromowo – niklowej do silników samochodów ciężarowych. Dodatkowo planowane jest wdrożenie dłuższej

nagrzewnicy podczas grzania materiału wsadowego. Ma to na celu rozpuszczenie węglików na granicy ziaren i zmniejszenie twardości wstępniaków, spowoduje to wzrost trwałości matrycy wstępnej. Należy raz jeszcze podkreślić, że w przyszłości w ramach dalszych kierunków rozwoju planuje się wdrożyć wkładki z węglików spiekanych na stemple w II operacji, co powinno spowodować efekt synergii i także zwiększyć trwałość oprzyrządowania kuźniczego oraz jakość produkowanych odkuwek.

V. Podsumowanie i wnioski

Celem realizowanej pracy było opracowanie technologii wytwarzania zaworu silnikowego ze stali chromowo – niklowej, poprzez dopasowanie aktualnie realizowanej technologii do zastosowanego materiału wsadowego, zwiększając trwałość matrycy wstępnej z I operacji oraz stempla z II operacji, co stanowiło podstawę do określenia tezy dysertacji. Do osiągnięcia tak postawionego celu pracy i udowodnienia tezy, przeprowadzono cały szereg prac badawczych, które szczegółowo przedstawiono w rozdziale III.3. W pierwszej kolejności przeprowadzono studia literaturowe, mające na celu analizę obecnego stanu wiedzy w analizowanym zakresie. Następnie zostały zdefiniowane procesy technologiczne związane z produkcją zaworów. W kolejnym etapie zaprezentowano stale stosowane na zawory oraz scharakteryzowano mechanizmy, a także warunki eksploatacyjne wpływające na ich trwałość i przyspieszone niszczenie. W dalszej części pracy zostały opisane mechanizmy zużycia działające na narzędzia kuźnicze. Kolejny rozdział został poświęcony metodom zwiększającym trwałość narzędzi. Przeprowadzone studia literaturowe pozwoliły stwierdzić, że procesy kucia matrycowego na gorąco należą do trudnych technologii wytwarzania ze względu na ekstremalne warunki pracy narzędzi kuźniczych: cykliczne obciążenia termiczne (80 – 1000 °C), jak i mechaniczne (naciski nawet powyżej 2000 MPa), a także drgania, zapylenie, zadymienie oraz inne czynniki zewnętrzne. W związku z powyższym istotne znaczenie ma poprawa trwałości oprzyrządowania kuźniczego, poprzez zastosowanie różnych metod poprawy warunków eksploatacji narzędzi. W literaturze najczęściej miejsca poświęca się: doborowi stali do pracy na gorąco, zastosowaniu technik inżynierii powierzchni oraz poprawie warunków pracy narzędzi. W oparciu o przeprowadzoną analizę stanu zagadnienia postawiono tezę pracy (roz. III.2), a uzyskane wyniki potwierdzają jej poprawność. Przeprowadzone kompleksowe prace badawcze wykazały, że:

- 1) Kluczowe znaczenie w zakresie technologii produkcji zaworów ze stali chromowo – niklowej ma zwiększenie trwałości narzędzi stosowanych w ich produkcji. Z tego względu bardzo ważne podczas realizowanych badań było wytypowanie narzędzi o najniższej trwałości w aktualnie realizowanym procesie. Pozwoliło to na określenie mechanizmów zużycia, a w dalszym etapie umożliwiło dobór metod poprawy ich trwałości.
- 2) Narzędziem o najniższej trwałości w pierwszej operacji jest matryca wstępna, natomiast w drugiej operacji stempel. Wykorzystując technikę skanowania 3D, analizę mikroskopową oraz pomiary twardości, zostały określone mechanizmy działające na wybrane narzędzia. Dla matrycy wstępnej mechanizmem decydującym o wycofaniu narzędzia z procesu było zużycie ściernie oraz odkształcenie plastyczne w obszarze kształtującym trzonek. Ponadto w zależności od obszaru na narzędzie działały następujące mechanizmy: zużycie cieplno – mechaniczne, adhezja oraz utlenianie materiału odkuwki.

- 3) W przypadku stempla z drugiej operacji krytyczne okazało się odkształcenie plastyczne obszaru zwanego kalotą w wyniku odpuszczenia materiału narzędzia. Dodatkowo, wykorzystując modelowanie numeryczne, przeanalizowano miejsca, w których występują największe naprężenia na stemplu, wyznaczono mechanizmy zużycia, np. zużycie ściernie wg modelu Archarda oraz odkształcenia plastyczne i czas kontaktu odkuwki z narzędziem. Wyniki symulacji potwierdziły się z wcześniej przeprowadzoną analizą mechanizmów zużycia na narzędziach.
- 4) W rozdziale 6 wytypowano wstępne metody poprawy trwałości: dobór stali do pracy na gorąco dla matrycy wstępnej z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm, dobór stali na stempel, ocena możliwości doboru wkładki węglkowej, nagrzewanie materiału wsadowego, zmiana kształtu matrycy wstępnej, zmiana technologii wytwarzania „kaloty” na powierzchni czołowej zaworu silnikowego, chłodzenie stempla.
- 5) W dalszych rozważaniach uwzględniono badania mające na celu dobór stali do pracy na gorąco na matrycę, a także dobór grubości warstwy azotowanej. Materiały wybrane do dalszych analiz to stale o nazwach handlowych: QRO90 Supreme, Unimax oraz W360, na których wytworzono warstwę azotowaną o wyższej grubości, wynoszącej 0,2 mm. W przypadku dotychczasowego procesu grubość warstwy azotowanej wynosiła 0,1 mm. Zastosowanie stali do pracy na gorąco z grubością warstwy dyfuzyjnej 0,2 mm miało na celu poprawę własności zmęczeniowych oraz uzyskanie wyższej twardości warstwy wierzchniej na większej głębokości, aby nie dochodziło do ścinania warstwy w pierwszych cyklach pracy. Wdrożone rozwiązanie znacznie zwiększyło efektywność prowadzenia procesu produkcyjnego. Narzędzie nie ulegało zatarciu, a odkuwka nie blokowała się w oczku matrycy po wyciśnięciu 1 sztuki. Mechanizmy zużycia wyglądały analogicznie na każdym z zastosowanych narzędzi. Jakość produkowanych odkuwek znacznie wzrosła, ponieważ narzędzie po wyciśnięciu ponad 2000 szt. nie ulegało tak silnej deformacji, jak w przypadku narzędzi ze stali QRO90 z grubością warstwy dyfuzyjnej 0,1 mm.
- 6) Na podstawie wykonanych prób na matrycy wstępnej z zastosowaniem technik inżynierii powierzchni, do których należały: laserowanie warstwy wierzchniej, laserowanie i naniesienie powłoki Alvin oraz wytworzenie warstwy azotowanej z warstwą azotku typu epsilon, stwierdzono, że matryce wstępne uległy uszkodzeniu po jednym cyklu pracy. Występowanie licznych wykruszeń warstwy wierzchniej w obszarze kształtującym trzonek oraz zwiększona adhezja materiału wsadowego do powierzchni eksploatacyjnej narzędzia wskazują, że przeprowadzone modyfikacje powierzchni zdecydowanie obniżają ich trwałość.
- 7) Badania materiału wstępniaków wykazały, że mimo zachowania tych samych parametrów dla procesu nagrzewania materiału wsadowego nie dochodziło

do rozpuszczenia się węglików po granicach ziaren, zachowując twardość, jak dla materiału w stanie dostawy. Powoduje to obniżenie trwałości matrycy wstępnej w I operacji. Na podstawie przeprowadzonych symulacji numerycznych wykazano, iż materiał rdzenia jest na granicy minimalnej temperatury niezbędnej do rozpuszczenia faz międzymetalicznych po granicach ziaren, określonej za pomocą dylatometru. Wskazane jest wydłużenie nagrzewnicy, aby bez zmiany czasu cyklu pracy maszyny wydłużyć czas nagrzewania materiału odkuwki.

- 8) Z uwagi na brak powtarzalnej trwałości matrycy wstępnej przeanalizowano cztery warianty zmiany jej kształtu i porównano z zarysem rzeczywistym. Stwierdzono, iż kształt matrycy wstępnej aktualnie stosowanej w procesie ma najmniejsze naprężenia normalne, zużycie ściernie oraz jej kształt nie zwiększa zużycia ściernego i jest najbardziej dopasowany do matrycy w drugim gnieździe.
- 9) Biorąc pod uwagę spadek twardości w warstwie przypowierzchniowej stempli wynikający z ich odpuszczania, zaproponowano wykorzystanie do tego celu stali do pracy na gorąco o nazwie handlowej W360 oraz stale szybko tnące o nazwach handlowych S600 i S705. Przy stosowaniu różnych rodzajów stali nie uzyskano zadowalających wyników trwałości stempli, narzędzia z każdego z zaproponowanych materiałów uległy bowiem odkształceniu plastycznemu nie wykonując oczekiwanej liczby sztuk.
- 10) W nawiązaniu do badań stempli z wkładką z węglików spiekanych, stwierdzono, że narzędzia nie odkształcały się plastycznie w obszarze kaloty. Im mniejsza ilość osnowy kobaltowej tym wyższa twardość narzędzia, a te o największej twardości ulegały wykruszeniu w obszarze kształtowania kaloty. Natomiast ich przedwczesne wycofanie z procesu było spowodowane uszkodzeniem mechanicznym stempla, ponieważ prasa nie posiada zabezpieczeń przed niepoprawnym umieszczeniem odkuwki w drugim gnieździe, w związku z czym dochodziło do kolizji na narzędziach. Koszty narzędzi z węglików spiekanych w produkowanym detalu są wielokrotnie większe niż dla materiałów konwencjonalnych, w związku z czym powinny one produkować wielokrotnie większe ilości odkuwek.
- 11) W przypadku stempli została również zaproponowana zmiana technologii kształtowania kaloty, która polegała na tym, że podczas wyciskania na przedkuwce odkształcana jest kalota, zmniejszając naprężenia na stemplu podczas kucia. Formując kalotę w pierwszej operacji zostały osiągnięte powtarzalnie wysokie trwałości dla stempla stosowanego w II operacji.
- 12) Przedstawione w rozprawie chłodzenie stempla w czasie procesu produkcyjnego spowodowało znaczne wydłużenie czasu eksploatacji na stemplach. Odkształcenie plastyczne kaloty następowało po kilkukrotnie większej ilości cykli, ponieważ

- narzędzie pracowało w temperaturach niższych, niż temperatura odpuszczania materiału narzędzia, co znacznie ograniczyło wpływ tego mechanizmu na zużycie,
- 13) Spośród przetestowanych i zweryfikowanych w warunkach przemysłowych dostępnych metod poprawy trwałości narzędzi, wytypowano najbardziej uzasadnione od strony naukowej i ekonomicznej. Na tej podstawie oraz w oparciu o własne doświadczenia autora, zdecydowano się na wybranie następujących metod poprawy trwałości:
- dla matrycy w I operacji: matrycę wstępną wykonaną z materiału QRO90 z grubością warstwy azotowanej 0,2mm,
 - dla stempla w II operacji: chłodzenie stempla wodą oraz dodatkowo kształtowanie kaloty w pierwszej operacji,
 - wdrożenie nowej konstrukcji nagrzewnicy indukcyjnej.
- 14) Zastosowanie nowych rozwiązań zwiększyło trwałość matrycy wstępnej z I operacji o 100%, natomiast stempla z II operacji o 60%. Dodatkowo o 100% zmniejszyła się ilość sztuk niezgodnych, zarówno w obszarze kuźni, jak i na obróbce mechanicznej z winy niezgodnej odkuwki. Bardziej szczegółowa analiza została przedstawiona na wykresach w rozdziale 7.
- 15) Narzędzia, dzięki zwiększonej trwałości, mogą przepracować znacznie więcej cykli w procesie kucia, co przynosi realne, ekonomiczne korzyści poprzez zmniejszenie udziału kosztów narzędzi w całkowitym koszcie produkcji, zmniejszenie liczby przerw technologicznych związanych z wymianą narzędzi oraz poprawę jakości wytwarzanych odkuwek.

VI. Literatura

1. T. Sinigaglia, M. Eduardo, S. Martins, J.C. M. Siluk; Technological evolution of internal combustion engine vehicle: A patent data analysis; *Applied Energy*; 306 (2022) 118003; <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2021.118003>
2. F. Leach, G. Kalghatgi, R. Stone, P. Miles; The scope for improving the efficiency and environmental impact of internal combustion engines; *Transportation Engineering*; 1 (2020) 1000005; <https://doi.org/10.1016/j.treng.2020.100005>
3. Commercial Vehicles Market Size Worth Around US\$ 3.07 Trn by 2030: The global commercial vehicles market size is projected to worth around US\$ 3.07 Trillion by 2030 and expanding grow at a CAGR) of 6.8% over the forecast period 2021 to 2030; NASDAQ OMX's News Release Distribution Channel; (2022)
4. L. Wang; γ' Phase in a New Fe-Based Superalloy; *Journal of Materials Engineering and Performance*; 31 (2022) 8914-8922; <https://doi.org/10.1007/s11665-022-06954-7>
5. US 2009/0081073 A1; Alloys with high corrosion resistance for engine valve applications; C. A. Barbosa, D. D. Jarreta, A. Sokolowski; (2009)
6. M. Hawryluk, M. Lachowicz, M. Janik, J. Ziemba, Z. Gronostajski; Influence of the nitrided layer thickness of dies made of two types of tool steel used in hot extrusion of valve forgings made of nickel–chromium steel on the durability of these tools; 21 (4) (2021) 277-293; <https://doi.org/10.1007/s43452-021-00301-8>
7. M. Hawryluk, M. M. Lachowicz, M. Janik, J. Ziemba, Z. Gronostajski; Preliminary studies of increasing the durability of forging tools subjected to various variants of surface treatment used in the hot die forging process of producing valve forgings; *Engineering Failure Analysis*; 143 B (106886) (2023) 1-17; <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106886>
8. M. Hawryluk, M.M. Lachowicz, M. Janik, Z. Gronostajski, M. R. Stachowicz; Effect of the heating temperature of a nickel-chromium Steel charge material on the stability of the forging process and the durability of the die; *Archives of Metallurgy and Materials*; 68 (2) (2023) 711-722; <https://doi.org/10.24425/amm.2023.142453>
9. Ł. Dworzak, M. Hawryluk, M. Janik; The Impact of the Lubricant Dose on the Reduction of Wear Dies Used in the Forging Process of the Valve Forging; *Materials*; 14 (1) (2021); <https://doi.org/10.3390/ma140-021>
10. Semiatin SL, ASM Handbook, Volume 14A - Metalworking: Bulk Forming. ASM International, (2005; 2009)
11. Z. Gronostajski, M. Kaszuba, M. Hawryluk, M. Zwierzchowski; A review of the degradation mechanisms of the hot forging tools; *Archives of Civil and Mechanical Engineering*; 14 (4) (2014) 528-539; <https://doi.org/10.1016/j.acme.2014.07.002>

- 12.K. Gebauer; Performance, tolerance and cost of TiAl passenger car valves; *Intermetallics*; 14 (2006) 355-360, <https://doi.org/10.1016/j.intermet.2005.08.009>
- 13.P. Forsberg, P. Hollman, S. Jacobson, Wear mechanism study of exhaust valve system in modern heavy duty combustion engines, *Wear* 271 (9-10) (2011) 2477-2484, <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.11.039>
- 14.R. Elo, J. Heinrichs, S. Jacobson, Wear protective capacity of tribofilms formed on combustion engine valves with different surface textures, *Wear* 376–377 (2017) 1429–1436. Part B, <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.12.060>
- 15.M. Priest, C.M. Taylor, Automotive engine tribology – approaching the surface, *Wear* 241 (2) (2011) 53–65, [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(00\)00375-6](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(00)00375-6)
- 16.Y.S. Wang, S. Narasimhan, J.M. Larson, S.K. Schaefer, Wear and wear mechanism Simulation of heavy-duty engine intake valve and seat inserts, *J. Mater. Eng. Perform.* 7 (1) (1998) 53-65
- 17.D. Pierce, A. Haynes, J. Hughes, R. Graves, P. Maziasz at all., High temperature material for heavy duty diesel engines: Historical and future trends, *Progress in Materials Science*, 103 (2019) 109-179, <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2018.10.004>
- 18.V. Mallikarjuna, K. Rajesh, S.M.D. Jameel Basha; Process Improvement in the Manufacturing of Engine Valve; *Int. J. Adv. Eng. Res. Sci.*; 3 (2016) 40-47; <https://dx.doi.org/10.22161/ijaers/3.10.9>
- 19.H. Tschaetsch; *Metal forming practice processes machines tools*; Springer; (2005); https://doi.org/10.1007/3-540-33217-0_4
- 20.P. Nussari, Y. Aue-u-Ian; Investigation of the “surface dimple” defect occurring during the production of an electric upsetting process by viscoplastic finite element modeling; *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98 (2018) 1047-1057; <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2275-4>
- 21.Y. Sun, T. Liu, Z. Zhang, T. Zhang, T. Luo; Optimum control of process parameters in electrical upsetting; 217 (2003) 1259-1263
- 22.Y.G. Wang, X.M. Yin; Analysis of parameters and microcomputer control for the electric upsetting process for forging engine valves; *Journal of Materials Shaping Technology*; 5 (1987) 125-131; <https://doi.org/10.1007/bf02834811>
- 23.G. Quan, Z. Zou, Z. Zhang, J. Pan; A Study on Formation Process of Secondary Upsetting Defect in Electric Upsetting and Optimization of Processing Parameters Based on Multi-Field Coupling FEM; 19 (4) (2016) 856-864; <http://dx.doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2015-0678>
- 24.P. Nuasri, Y. Aue-u-Lan; Influence of Process Parameters on Electric Upsetting Process by Using Finite Element Modeling; *Key Engineering Materials* 728 (2017) 42-47; <https://doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.728.4>

25. Z. Liu, G. Deng, Z. Wang, W. Zhou, Y. Yu, J. Zhou; Numerical simulation and experiment study on hot extrusion process of 18Ni (250) maraging steel large fan shaft for aero-engines; *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*; 126 (2023) 2371-2386; <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11301-8>
26. B. Painter, R. Shivpuri, T. Altan; Prediction of die wear during hot-extrusion of engine valves; *Journal of Materials Processing Technology*; 59 (1-2) (1996) 132-143; [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(96\)02294-7](https://doi.org/10.1016/0924-0136(96)02294-7)
27. A. Muster; *Kucie matrycowe, projektowanie procesów technologicznych*; Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej; 1986
28. P. Wasyniuk; *Kucie matrycowe*; Wydawnictwo Naukowo – Techniczne, 1987
29. L. D. Smith, J. M. Berg; Shape and Velocity Optimization for Metal Forging; *IFAC Proceedings Volumes*; 29 (1) (1996) 595-600; [https://doi.org/10.1016/S1474-6670\(17\)57727-7](https://doi.org/10.1016/S1474-6670(17)57727-7)
30. W.Y. Li, M. Yu, J. Li, G. Zhang, S. Wang; Characterizations of 21-4N to 4Cr9Si2 stainless steel dissimilar joint bonded by electric-resistance-heat-aided friction welding; *Materials and Design*; 30 (10) (2009) 4230-4235; <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.04.032>
31. P. Nagasankar, P. Gurusamy, S. Gopinath, K. Gnanaprakash, G. Pradeep; Optimization of process parameters on engine exhaust valves using Taguchi method in friction welding process; *Materials today proceedings*; 33 (7) (2020) 3212-3217; <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.376>
32. A.B. Farina, R.C.N. Liberto, C.A. Barbosa, Development of New Intermediate Nickel Alloys for Application in Automotive Valves of High Performance Engines, *SAE* (2013), <https://doi.org/10.4271/2013-01-1153>
33. S.K. Schaefer, J.M. Larson, L.F. Jenkins, Y. Wang; Evolution of heavy duty engine valve; *Mater Des*; (1997) 129-139
34. J.M. Larson, L.F. Jenkins, S.L. Narasimhan, J.E. Belmore; Engine valves – design and material evolution; *J. Eng. Gas Turbines Power*; 109 (1987) 355 – 361; <https://doi.org/10.1115/1.3240048>
35. R. Liu, J.H. Yao, Q.L. Zhang, M.X. Yao, R. Collier; Microstructures and hardness/wear performance of high-carbon stellite alloys containing molybdenum; *Metallurgical and Materials Transactions A*; 46 (2015) 5504-5513; <https://doi.org/10.1007/s11661-015-3132-9>
36. Z. Yuanzhi, Y. Zhimin, X. Jiangpin, Microstructural mapping in closed die forging process of superalloy Nimonic 80a valve head, *Journal of Alloys Compounds*, 509 (20) (2011) 6106-6112, <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2011.03.038>

37. F. Bayata, A.T. Alpas; The high temperature wear mechanisms of iron – nickel steel (NCF 3015) and nickel based superalloy (Inconel 751) engine valves; *Wear* (2021) 480-481 p. 203943, <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203943>
38. <https://f.hubspotusercontent20.net/hubfs/7407324/Material%20Saftey%20Data%20Sheets/NCF%203015-30%20Ni%20Valve%20Steel.pdf>
39. P. Forsberg, P. Hollman, S. Jacobson; Wear mechanism study of exhaust valve system in modern heavy duty combustion engines; *Wear*; 271 (9-10) (2011) 2477-2484; <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.11.039>
40. A. M. Jaswin, D.M. Lal, A. Rajadurai; Effect of Cryogenic Treatment on the Microstructure and Wear Resistance of X45Cr9Si3 and X53Cr22Mn9Ni4N Valve Steels; *Tribology transactions*; 54 (3) (2011) 341-350; <https://doi.org/10.1080/10402004.2010.546033>
41. Y.S. Wang, S. Narasimhan, J.M. Larson, J. E. Larson, G.C.Barber; The effect of operating conditions on heavy duty engine valve seat wear; *Wear*; 201 (1-2) (1996) 15-25; [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(96\)06945-1](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(96)06945-1)
42. F.H. Stott; The role of oxidation in the wear of alloys; *Tribology International*, 31 (1-3) (1998) 61-71; [https://doi.org/10.1016/S0301-679X\(98\)00008-5](https://doi.org/10.1016/S0301-679X(98)00008-5)
43. R. Zhao, G.C. Barber, Y. S. Wang, J. E. Larson; Wear mechanism analysis of engine exhaust valve seats with a laboratory simulator; *Tribology Transactions*; 40 (2) (1997) 209-218; <https://doi.org/10.1080/10402009708983647>
44. P. J. Blau; A wear model for diesel engine exhaust valves; Oak Ridge National Laboratory; ORNL/TM-1009/259 (2009)
45. A. Farina, R.C. Nascimento Liberto, C. A. Barbosa; Development of New Intermediate Nickel Alloys for Application in Automotive Valves of High Performance Engines; SAE International; (2013); <https://doi.org/10.4271/2013-01-1153>
46. F. Lai, S. Qu, R. Lewis, T. Slatter, W. Fu, X. Li; The influence of ultrasonic surface rolling on the fatigue and wear properties of 23-8N engine valve steel; *International Journal of Fatigue*; 125 (2019) 299-313; <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.04.010>
47. F.H. Stott; The role of oxidation in the wear of alloys; *Tribology International*; 31 (1-3) (1998) 61-71
48. B.A. Pint, S. Dryepondt, K.A. Unocic; Oxidation of superalloys in extreme environments; *The Minerals, Metals & Materials Society*; (2010) 861-875
49. C.G. Scott, A.T. Riga, H. Hong; The erosion-corrosion of nickel-base diesel engine exhaust valves; *Wear*; 181-183 (1995) 485-494
50. S.Jia, X. Hu, F. Lai, Ch. Duan, X. Li; Study on the Tribology Properties of Iron-Nickel-Base NCF 3015 Steel for Engine Valve at High Temperatures; *Journal of materials engineering and performance*; 32 (4) (2023) 1545-1557; <https://doi.org/10.1007/s11665-022-07246-w>

51. A. Hornik, D. Jędrusik, P. Gustof, P. Czech; Analiza naprężeń termicznych na przyłgni zaworu wylotowego w doładowanym silniku z zapłonem smoczym; *Autobusy: technika, eksploatacja, systemy transportowe*; R. 17 nr 12 (2016) 979-982
52. O.G. Kwon, M.S. Han; Failure analysis of the exhaust valve stem from a Waukesha P9390 GSI gas engine; *Engineering Failure Analysis*; 11 (2004) 439-447
53. M.I. Khan, M.A. Khan, A. Shakoor, A failure analysis of the exhaust valve from a heavy duty natural gas engine; *Engineering Failure Analysis*; 85 (2018) 77-88; <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.12.001>
54. N.D. Evans, P.J. Maziasz, J.J. Truhan, Phase transformations during service aging of nickel based superalloy Pyromet 31V; *The Minerals, Metals & Materials Society*; (2005)
55. Z. Gronostajski, M. Hawryluk; The main aspects of precision forging; *Archives of civil and mechanical engineering*; 8 (2) (2008) 39-55; [https://doi.org/10.1016/S1644-9665\(12\)60192-7](https://doi.org/10.1016/S1644-9665(12)60192-7)
56. M. Hawryluk, P. Widomski, J. Ziembra; Analysis of the causes of rapid damage of forging tool/ Analiza występowania nagłych uszkodzeń narzędzi kuźniczych. *Met Form/ Obróbka Plast Met* 2017; XXVIII (1): 75-92
57. A. A. Emamverdian, Y. Sun, Ch. Cao, C. Pruncu, Y. Wang; Current failure mechanisms and treatment methods of hot forging tools (dies) - a review; *Engineering Failure Analysis*; 129 (2021) 105678; <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105678>
58. G. W. Stachowiak, A. W. Batchelor; *Engineering tribology*; (2014); <https://doi.org/10.1016/C2011-0-07515-4>
59. E. Summerville, K. Venkatesan, C. Subramanian; Wear processes in hot forging press tools; *Material & Design*; 16 (5) (1995) 289-294; [https://doi.org/10.1016/0261-3069\(96\)00010-6](https://doi.org/10.1016/0261-3069(96)00010-6)
60. M. Hawryluk, Z. Gronostajski, M. Kaszuba, J. Krawczyk, P. Widomski, J. Ziembra, M. Zwierzchowski, M. Janik; Wear mechanisms analysis of dies used in the process of hot forging valve made of high nickel steel; *Arch. Metall, Mater.*; 63 (2018) 4 1963-1974; <https://dx.doi.org/10.24425/amm.2018.125131>
61. R. Hild, T. Berg, P. Mattfeld, D. Trauth, F. Klocke, D.C. Hoffmann, N.C. Kruppe, T. Brögelmann, K. Bobzin; Analysis of wear phenomena during forward extrusion under dry friction conditions; *Wear*; 426-427 Part B (2019) 1362-1370; <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.127>
62. A. Klimpel; *Napawanie i natryskiwanie cieplne technologie; WPS*; (1999)
63. R. Ebara, K. Kubota; Failure analysis of hot forging dies for automotive components; *Engineering Failure Analysis*; 15 (2008) 881-893; <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2007.10.016>

64. S.M. Ghalehbandi, F. Biglari; Predicting damage and failure under thermomechanical fatigue in hot forging tools; *Engineering Failure Analysis*; 113 (2020) 104545; <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104545>
65. Z. Gronostajski, M. Kaszuba, S. Polak, M. Zwierzchowski, A. Niechajowicz, M. Hawryluk; The failure mechanisms of hot forging dies; *Materials Science and Engineering A*; 657 (2016) 147-160; <https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.01.030>
66. R. Rajiev, P. Sadagopan, R. S. Prakash; Study on investigation of hot forging die wear analysis – An industrial case study; *Materials today proceedings*; 27 (3) (2020) 2752-2757; <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.11.330>
67. M. Hawryluk, M. Lachowicz, M. Zwierzchowski, M. Janik, Z. Gronostajski, J. Filipiak; Influence of the grade of hot work tool steels and its microstructural features on the durability of punches used in the closed die precision forging of valve forgings made of nickel-chrome steel; *Wear*; 528-529 (2023) 204963; <https://doi.org/10.1016/j.wear.2023.204963>
68. M. Hawryluk, J. Ziemia, M. Janik, P. Górski, Ł. Dudkiewicz, K. Głód, J. Krawczyk; Wear Analysis of Forging Tools Used in an Industrial Production Process-Hot Forging in Closed Dies of the "Head-Disk" of an Engine Valve Forging; *Materials*; 14 (22) (2021) 7063; <https://doi.org/10.3390/ma14227063>
69. R. Ebara; Fatigue crack initiation and propagation behavior of forging die steels; *International Journal of Fatigue*; 32 (5) (2010) 830-840; <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2009.07.020>
70. O. Barrau, C. Boher, C. Vergne, F. Rezai-Aria; Investigations of friction and wear mechanisms of hot forging tool steels; *Proceedings of the Sixth International Conference on Tooling, Karlstad, 2002*
71. M. Gierzyńska – Dolna; Metodyka badań i kryteria oceny materiałów stosowanych na matryce kuźnicze, *Obr. Plast. Metali*; T.11 nr 3 (2000) 13-18;
72. P. Widomski, Z. Gronostajski; Comprehensive Review of Methods for Increasing the Durability of Hot Forging Tools; *Procedia Manufacturing*; 47 (2020) 349-355; <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.280>
73. K. Lange, L. Cser, M. Geiger, J.A.G. Kals; Tool life and tool quality in bulk metal forming; *CIRP Annals*; 41 (2) (1992) 667-675; [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63253-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63253-3)
74. M. Hawryluk; Review of selected methods of increasing the life of forging tools in hot die forging processes; *Archives of civil and mechanical engineering*; 16 (2016) 845-866; <https://doi.org/10.1016/j.acme.2016.06.001>
75. M. Blicharski; *Wstęp do inżynierii materiałowej*; Wydawnictwo Naukowo – Techniczne; (1998)

76. Materiały w budowie maszyn, Przewodnik do ćwiczeń laboratoryjnych pod redakcją A. Barbacki; Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej (2001)
77. M. Hawryluk; Metody analizy oraz zwiększania trwałości narzędzi kuźniczych stosowanych w procesach kucia matrycowego na gorąco; Praca habilitacyjna; Politechnika Wrocławska, Katedra obróbki plastycznej i metrologii
78. L.A. Dobrzański; Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo: Materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego; Wydawnictwo Naukowo – Techniczne (2002)
79. <https://www.uddeholm.com/poland/pl/>
80. <https://www.bohler-edelstahl.com/en/products/w360-isobloc-2/>
81. Mały poradnik mechanika tom I, Nauki matematyczno – fizyczne, materiałoznawstwo; Wydawnictwo Naukowo – Techniczne (1994)
82. <http://www.oberonrd.pl/?p=main&what=27>
83. D. Grabiec, P. Siwak; Mikrostruktura i właściwości węglików spiekanych WC-6Co wytwarzanych metodą spiekania iskrowo-plazmowego (SPS); Obróbka plastyczna metali; 28 (2) (2017) 123-132
84. Ceratizit: matmatch.com, 23.03.2022
85. J. Garcia, V.C. Cipres, A. Blomqvist, B. Kaplan; Cemented carbide microstructures: a review; International Journal of Refractory Metals & Hard Materials; 80 (2019) 40-68; <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2018.12.004>
86. B. Tomiczek, G. Matula, K. Gołombek; Metodyka badań mikrostruktury i podstawowych własności węglików spiekanych; LAB; 1 (2020)
87. F.D. Silveira, L. Schaeffer; Evaluation of different levels of prestressing for cold forging tools by numerical simulation analysis; The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 98 (2018) 2487-2495; <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2351-9>
88. D. J. Politis, N. J. Politis, J. Lin, T. A. Dean; A review of force reduction methods in precision forging axisymmetric shapes; The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 97 (2018) 2809-2833; <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2151-2>
89. A. Młynarczak, J. Jakubowski; Obróbka powierzchniowa i powłoki ochronne; Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej (1998)
90. Y. Z. Babaskin, S. Y. Shipitsyn; Steel with a Nitride Phase for Hot Forging and Pressing Tools; Steel in translation; 40 (2) (2010) 177-180; <https://doi.org/10.3103/S096709121002018X>
91. D. Kundalkar, M. Mavalankar, A. Tewari; Effect of gas nitriding on the thermal fatigue behavior of martensitic chromium hot-work tool steel; Materials Science and Engineering A; 651 (2016) 391-398; <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.10.007>

92. S.S. Akhtar, A.F. Arif, Bekir Sami Yilbas; Evaluation of gas nitriding process with in-process variation of nitriding potential for AISI H13 tool steel; *International journal of advanced manufacturing technology*; 47 (5-8) (2010) 687-698; <https://doi.org/10.1007/s00170-009-2215-4>
93. B. Wang, X. Zhao, W. Li, M. Qin, J. Gu; Effect of nitrided-layer microstructure control on wear behavior of AISI H13 hot work die steel; *Applied Surface Science*; 431 (2018) 39-43; <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2017.03.185>
94. J. Michalski, J. Tacikowski, A. Nakonieczny, P. Wach; Nitriding without the compound layer and with continuous in-process variation of the nitriding potential; *Int. J. Microstructure and Materials Properties*; 2 (1) (2007) 45-53; <https://doi.org/10.1504/IJMMP.2007.012937>
95. M. Pavan, D. Furfari, B. Ahmad, M.A. Gharghour, M.E. Fitzpatrick; Fatigue crack growth in a laser shock peened residual stress field; *International Journal of Fatigue*; 123 (2019) 157-167; <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.01.020>
96. W. Deng, Ch. Wang, H. Lu, X. Meng, Z. Wang, J. Lv, K. Luo, J. Lu; Progressive developments, challenges and future trends in laser shock peening of metallic materials and alloys: A comprehensive review; *International journal of machine tools & manufacture*; 191 (104061) (2023); <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2023.104061>
97. M. Rozmus-Górnikowska, J. Kusiński, M. Blicharski; The influence of the laser treatment on microstructure of the surface layer of an X5CrNi8-10 austenitic stainless steel; *Archives of metallurgy and materials*; 56 (3) (2011); <https://doi.org/10.2478/v10172-011-0079-8>
98. K. Ding, L. Ye; *Laser shock peening, Performance and process simulation*; Woodhead publishing limited; (2006)
99. J.H. Kim, Y.J. Kim, J.W. Lee, S.H. Yoo; Study on effect of time parameters of laser shock peening on residual stresses using FE simulation; *Journal of Mechanical Science and Technology*; 28 (5) (2014) 1803-1810; <https://doi.org/10.1007/s12206-014-0327-8>
100. D. Isler, Y. Birol, M. Urgan; PVD coated hot work tool steels for tooling applications in semi-solid processing of steels; *International Journal of Material Forming*; 3 (2010) 747-750; <https://doi.org/10.1007/s12289-010-0878-x>
101. L. A. Dobrzański, A.D. Dobrzańska-Danikiewicz; *Obróbka powierzchni materiałów inżynierskich*; International Ocosco Wordpress; (2011)
102. Y. Sun, T. Bell; Combined Plasma Nitriding and PVD Treatments; *The International Journal of Surface Engineering and Coatings*; 70 (1) (1992) 38-44; <https://doi.org/10.1080/00202967.1992.11870939>
103. J. Walkowicz, J. Smolik, K. Miernik, J. Bujak; Anti-wear properties of Ti(C,N) layers deposited by the vacuum arc method; *Surface and Coatings Technology* 81 (1996) 201-208 [https://doi.org/10.1016/0257-8972\(95\)02538-3](https://doi.org/10.1016/0257-8972(95)02538-3)

- 104.J. Smolik; Rola warstw hybrydowych typu warstwa azotowana/ powłoka PVD w procesie zwiększania trwałości matryc kuźniczych; Radom WITE; (2007)
- 105.Z. Gronostajski, M. Kaszuba, M. Hawryluk, B. Nowak Trwałość narzędzi w procesach kucia; Obróbka Plastyczna Metali; 26 (3) (2015) 255-270
- 106.Z. Pater, G. Samołyk; Podstawy technologii obróbki plastycznej metali; Politechnika Lubelska (2013)
- 107.Praca zbiorowa pod redakcją J. Sińczak; Procesy przeróbki plastycznej – ćwiczenia laboratoryjne. Podstawy teoretyczne i wykonawstwo ćwiczeń; AKAPIT; (2001)
- 108.D.J. Jeong, D.J. Kim, J.H. Kim, B.M. Kim, T.A. Dean; Effects of surface treatments and lubricants for warm forging die life; Journal of Materials Processing Technology; 113 (1-3) (2001) 544-550; [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00693-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00693-8)
- 109.S.P. Shenoy; Lubricant Choices and Forging Cost; <https://www.forgingmagazine.com/forming/article/21922921/lubricant-choices-and-forging-cost>; Published 2013, Accessed March 28, 2020
- 110.E. Daouben, A. Dubois, M. Dubar, L. Dubar, R. Deltombe, N.G. Truong Dinh, L. Lazzarotto; Effects of lubricant and lubrication parameters on friction during hot steel forging; International Journal of Material Forming 1 (Supp 1) (2008) 1223-1226; <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0162-5>
- 111.M. L. Margi, D. A. Eduardo, S.T. Button; Influence of surface topography on the wear of hot forging dies; The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 65 (1-4) (2013) 459-471; <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4185-1>
- 112.P. Kramer, P. Groche; Friction Measurement under Consideration of Contact Conditions and Type of Lubricant in Bulk Metal Forming; Lubricants; (2019); <https://doi.org/10.3390/lubricants7020012>
- 113.M. Hawryluk, Ł. Dudkiewicz, J. Marzec, M. Rychlik, R. Tkocz; Selected Aspects of Lubrication in Die Forging Processes at Elevated Temperatures—A Review; Lubricants; 11 (5) 206 (2023); <https://doi.org/10.3390/lubricants11050206>
- 114.<https://www.aed-automation.com/en/products/solutions-forging/spraying-machines.html>
- 115.D.H. Kim, B.M. Kim, C.G. Kang; Estimation of die service life for a die cooling method in a hot forging process; The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 27 (1-2) (2005) 33-39; <https://doi.org/10.1007/s00170-004-2100-0>
- 116.T. Altan, M. Shirgaokar; Advanced Die Materials and Lubrication Systems to Reduce Die Wear in Hot and Warm Forging; (2007); <https://www.forging.org/uploaded/content/media/AltansPres.pdf>
- 117.B.A. Behrens, I. Lueken, D. Odening; Cooling and lubrication of automated forging processes with high-pressure systems; International Journal of Material Forming; 3 (2010) 331-334

118. <https://www.jerko-kempen.de/en#umformung>
119. <https://www.sms-group.com/insights/all-insights/3d-printing-innovation-through-additive-manufacturing>
120. <https://www.sms-group.com/insights/all-insights/spray-head-with-revolutionary-design>
121. B. A. Behrens, A. Huskic, D. Rosenbush, J. Peddinghaus, H. Wester, M. Siegmund, J. Giedenbacher, J. Siring; Design, Characterisation and Numerical Investigations of Additively Manufactured H10 Hybrid-Forging Dies with Conformal Cooling Channels; *Metals*; 12 (7) (2022) 1063; <https://doi.org/10.3390/met12071063>
122. H.S. Park, X.P. Dang; A study on the heating process for forging for an automotive crankshaft in terms of energy efficiency; *Procedia CIRP* 7 (2013) 646-651; <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.047>
123. B.J. Yang, A. Hattiangadi, W.Z. Li, G.F. Zhou, T.E. McGreevy; Simulation of steel microstructure evolution during induction heating; *Materials science and engineering A*; 527 (12) (2010) 2978-2984; <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.01.038>
124. <https://www.kuka.com/pl-pl/bran%C5%BCe/bank-rozwi%C4%85za%C5%84/2020/11/kuznia-matrycowa-z-lublina>
125. M. Rychlik; Wpływ automatyzacji procesu kucia matrycowego odkuwek typu rozwidlonego na wydajność produkcji, jakość uzyskiwanych wyrobów oraz trwałość oprzyrządowania kuźniczego; *Raporty Wydziału Mechanicznego Politechniki Wrocławskiej*; 2021, Ser. PRE; nr 23. 172 s.
126. M. Praveen, N. Vaikunta Murthy, N. Naga Krishna; Surface cleaning of IS-2062 E350 grade steel plates by shot blasting; *Materials Today: Proceedings*; (2023); <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.06.139>

STRESZCZENIE PRACY DOKTORSKIEJ

mgr inż. Marta Janik

„Opracowanie wysokowydajnej technologii wytwarzania zaworu silnikowego ze stali chromowo-niklowej przeznaczonego dla samochodów ciężarowych”

Praca dotyczy opracowania udoskonalonej technologii wytwarzania zaworów do samochodów ciężarowych ze stali chromowo – niklowej. Odkuwka tego typu wytwarzana jest w dwóch operacjach, tj. wyciskanie współbieżne długiego trzonka, a następnie kucie w matrycach zamkniętych głowy zaworu. Trudność w przetwarzaniu materiału wsadowego (stali Nireva) wynika z obecności licznych węglików chromu występujących na granicach ziaren austenitu oraz wydzielen pierwotnych węglikoazotków równomiernie rozmieszczonych w osnowie austenitycznej. Obróbka plastyczna jest trudna do opanowania, głównie ze względu na zwiększoną adhezję materiału wsadowego do podłoża narzędzia oraz blokowanie się przedkuwki w oczku matrycy wstępnej. Brak powtarzalności w eksploatacji matrycy z I operacji waha się od 1 szt. do około 2500 szt. odkuwek. Sporym problemem w procesie produkcji jest również stosunkowo niska trwałość oraz brak powtarzalności w eksploatacji stempla stosowanego w II operacji kucia, w której kluczowym elementem decydującym o jego dalszej eksploatacji jest obszar tzw. ”kaloty”, w której dochodzi do odpuszczenia materiału, powodując jej odkształcenie plastyczne, utratę wysokości i wycofanie z procesu. Niska trwałość narzędzi wynika z bardzo trudnych warunków eksploatacyjnych panujących w procesie kucia (cykliczne, wysokie obciążenia mechaniczne i termiczne, długa droga tarcia i inne). Na podstawie przeprowadzonych badań, obejmujących: analizę technologii, modelowanie numeryczne, badania makro połączone ze skanowaniem 3D wykrojów narzędzi oraz badań mikrostrukturalnych, pomiarów twardości stwierdzono, że kluczowy jest poprawny dobór parametrów procesu (czas przebywania w induktorze materiału wsadowego, narzędzia, warunki pracy), bowiem nieznaczne ich zmiany znacząco wpływają na czas eksploatacji narzędzi kuźniczych. W analizowanym procesie kluczowe są dwa narzędzia: matryca z I operacji oraz stempel z II operacji. Przeprowadzono szczegółową analizę zużycia matrycy wstępnej. Badania wykazały obecność śladów zużycia ściernego, silnie rozwiniętą siatkę pęknięć zmęczenia cieplno - mechanicznego oraz ślady zużycia adhezyjnego i deformacji plastycznej na powierzchni matrycy. Następnie przeprowadzono analizę zużycia stempla. Zaobserwowano pęknięcia zmęczeniowe u podstawy kaloty, występowanie efektu przyklejania materiału odkuwki do powierzchni narzędzi, a przede wszystkim odkształcenia plastyczne kaloty. Na tej podstawie oraz po kompleksowej analizie procesu postawiono następującą tezę: „poprzez zastosowanie wybranych metod poprawy trwałości, takich jak: zwiększenie grubości warstwy azotowanej na matrycy wstępnej, wstępne kształtowanie kaloty i chłodzenie

stempla w drugiej operacji, a także wydłużenie czasu nagrzewania materiału wsadowego można znacząco zwiększyć trwałość narzędzi kuźniczych, co przyczyni się do udoskonalenia obecnej technologii oraz zwiększenia wydajności procesu kucia zaworów wykonanych ze stali chromowo – niklowej”. Znając mechanizmy zużycia występujące na badanych narzędziach zaproponowano następujące metody poprawy trwałości dla matrycy wstępnej: dobór materiału narzędziowego z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm, zastosowanie technik inżynierii powierzchni (laserowanie, powłoka PVD, azotowanie), dobór kształtu matrycy za pomocą modelowania numerycznego, nagrzewanie materiału wsadowego. Dla stempla analizowano następujące metody: dobór materiału narzędziowego, zmiana technologii wytwarzania kaloty oraz chłodzenie stempla. Przeprowadzone badania w warunkach przemysłowych wykazały, że spośród tych metod w produkcji seryjnej najlepsze będą: dla matrycy w I operacji zastosowanie stali do pracy na gorąco QRO90 Supreme z grubością warstwy azotowanej 0,2 mm, dla stempla w II operacji jego chłodzenie oraz wstępne kształtowanie kaloty w I operacji. Wdrożenie wyników badań do procesu produkcyjnego pozwoliło na zwiększenie trwałości o 60% dla stempla oraz o 100% dla matrycy wstępnej, a tym samym udowodnienie postawionej tezy pracy. Dodatkowo zostanie uruchomiona nowa technologia grzania materiału wsadowego w nagrzewnicy indukcyjnej obejmująca nagrzewanie i wygrzewanie wsadu. Kierunkiem dalszych badań będzie zastosowanie w procesie produkcyjnym narzędzi wykonanych z węglików spiekanych. Ponowne przetestowanie narzędzi węglkowych nastąpi po uruchomieniu prasy wyposażonej w czujniki potwierdzające poprawne ułożenie przedkuwki w drugim gnieździe. Zaimplementowana część rozwiązań w procesie produkcyjnym znacznie poprawiła jego efektywność oraz wpłynęła na poprawę jakości wytwarzanych komponentów.

ABSTRACT

M.Eng. Marta Janik

„Development of a high-performance technology for the production of a chromium-nickel steel engine valve for trucks”

The dissertation concerns the development of an improved technology of valves production for trucks from chrome-nickel steel. This type of forging is produced in two operations, i.e. co-extrusion of a long stem and then forging of the valve head in closed dies. The difficulty in the charging material processing (Nireva steel) comes from the presence of numerous chromium carbides occurring on the austenite grain boundaries and primary carbonitride precipitates evenly distributed in the austenitic matrix. Plastic forming is difficult to control, mainly due to the increased adhesion of the charging material to the tool base and the blocking of the forging preform in the forming area of the preliminary forging die. Lack of repeatability in the operation of the forging die from the first operation, ranging from 1 piece to approximately 2,500 pieces of forgings. A significant problem in the production process is also the relatively low durability and lack of repeatability in the operation of the punch used in the second forging operation, in which the key element determining its further use is the so-called “calotte”, in which the material is tempered, causing its plastic deformation, loss of height and finally removal from the process. Low tool durability results from very difficult operating conditions in the forging process (cyclic, high mechanical and thermal loads, long friction path, etc.). Based on the carried out research, including: technology analysis, numerical modeling, macro tests combined with 3D scanning of tools forming shapes and microstructural tests, hardness measurements, it was found that the correct selection of process parameters is crucial (holding time of the charging material in the inductor, tools, working conditions), because their slight changes significantly affect the working life of forging tools. There are two tools which are crucial in the analyzed process: the forging die from the first operation and the punch from the second operation. A detailed analysis of the preliminary forging die wear was performed. Tests showed the presence of traces of abrasive wear, a highly developed network of thermal and mechanical fatigue cracks and traces of adhesive wear and plastic deformation on the surface of the forging dies. Then, an analysis of punch wear was performed. Fatigue cracks at the base of the calotte, the effect of sticking the forging material to the tool surface, and, above all, plastic deformation of the calotte were observed. Based on this and after a complex process analysis, the following thesis was made: “by using selected methods of durability improvement, such as: increasing the thickness of the nitrated layer on the preliminary forging die, initial creation of the calotte and cooling of the punch in the second operation, as well as extending the heating time of

the charging material, it is possible to significantly increase the durability of forging tools, which will contribute to improving the current technology and increasing the efficiency of the forging process of valves made of chrome-nickel steel". Knowing the wear mechanisms occurring on the tested tools, the following methods were proposed to improve the durability of the preliminary forging die: selection of tool material with a nitrided layer thickness of 0.2 mm, use of surface engineering techniques (lasing, PVD coating, nitriding), selection of the forging die shape using numerical modeling, heating of the charging material. For the punch the following methods were analyzed: selection of tool material, change the production technology of calotte and cooling of the punch. The tests carried out in industrial conditions have shown that among these methods in mass production, the best will be: for the forging die in the first operation, the use of QRO90 Supreme hot work steel with a nitrided layer thickness of 0.2 mm, for the punch in the second operation, its cooling and initial creation of the calotte in the first operation. The implementation of the research results into the production process allowed to increase the durability by 60% for the punch and by 100% for the preliminary forging die, thus proving the thesis of the dissertation. Additionally, a new technology for heating the charging material in an induction heater will be launched, including heating and annealing the batch. The direction of further research will be the use of tools made of sintered carbides in the production process. Carbide tools will be tested again after starting the forging press equipped with sensors confirming the correct position of the forging preform in the second forging cavity. Some of the solutions implemented in the production process significantly improved its efficiency and improved the quality of manufactured components.