

PRZEGLĄD MECHANICZNY

ORGAN CENTRALNEGO
ZARZĄDU PRZEMYSŁU
METALOWEGO
i
STOWARZYSZENIA
INŻYNIERÓW I TECH-
NIKÓW MECHANIKÓW
POLSKICH

Rok VII

Warszawa, Luty — Marzec 1948 rok

Zeszyt 2 — 3

Przyszłość naszego przemysłu obrabiarkowego

Inż.-mech. MIECZYŚLAW LESZ

Postęp w metodach obróbki i budowie obrabiarek w okresie drugiej wojny światowej. Dotychczasowy brak udziału polskiego przemysłu metalowego w ogólnosiwiatowym wysiłku o powiększenie i modernizację wyposażenia obrabiarkowego. Procentowy udział poszczególnych rodzajów obrabiarek w wyposażeniu polskiego przemysłu. Przełom w budowie obrabiarek warunkiem modernizacji wyposażenia obrabiarkowego przemysłu. Wytyczne ilościowego i technicznego planu budowy obrabiarek w Polsce.

Chcąc wytyczyć drogi rozwojowe naszego przemysłu obrabiarkowego, należy zdać sobie sprawę z osiągnięć tego przemysłu w krajach przodujących w budowie maszyn, t. j. przede wszystkim w Związku Radzieckim i Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej.

Druga wojna światowa była okresem szybkiego postępu w metodach obróbki i budowy obrabiarek. Postęp wyrażał się w szerokim zastosowaniu wysokich szybkości skrawania, obróbki w przyrządach, produkowania obrabiarek tańszych, prostszych i wydajnych, zamiast drogich, skomplikowanych i mało wydajnych, a także w szerokim rozpowszechnieniu obrabiarek specjalnych.

Zarówno w Związku Radzieckim, jak również w Stanach Zjednoczonych A. P. obróbka skrawaniem opiera się na narzędziach ze stopów spiekanych: 80 ÷ 90% operacji jest wykonywanych takimi narzędziami przy zastosowaniu dużych szybkości skrawania, przy czym bardzo często ostrza posiadają ujemne kąty natarcia. Wysokie szybkości skrawania dostosowane do warunków, w jakich wydają się zalety ujemnych kątów natarcia, wywołują zwiększone zapotrzebowanie mocy. Stąd obrabiarki zaopatrywane są w silniki o mocy nierzadko przekraczającej 50 KM. Tak np. tokarka „Pacemaker” firmy *American Tool Works Co.* o wzniosie kłów 260 mm posiada silnik o mocy 20 KM (analogiczny nasz typ tokarki ZDTN Zieleniewskiego — 6 KM); tokarka „*Super Productive Lathe*” 500 mm wzniosu kłów, posiada silnik o mocy 50 KM (analogiczny nasz typ TR 100 Stowarzyszenia Mechaników w Porębie 20 KM); półautomat „*Fay*” firmy *Jones & Lamson* o maksymalnej średnicy toczenia 45 mm, posiada silnik o mocy 40 KM; wielonożówka do obróbki pocisków kalibru 155 mm firmy *Cross & Co.* posiada silnik 100 KM i t. d.

Jako typowe przykłady zastępowania obrabiarek mało wydajnych — wydajnymi, można podać: zastąpienie wiertarko-frezarki — wiertarką kolumnową, a zwłaszcza promieniową, zastąpienie strugarki i szlifierki płaskiej — frezarką, zastąpienie dłutownicy-przeciągarką, tokarki-wielonożówką, lub rewolwerówką, wiertarki zwykłej-wielowrzecionową i t. d.

W związku z tymi zmianami w metodach obróbki, wiele fabryk zostało w czasie wojny gruntownie przebrojonych, produkcja jednostkowa i małoseryjna zastąpiona produkcją ciągłą, taśmową, park obrabiarkowy gruntownie odnowiony przy zmianie asortymentu obrabiarek zainstalowanych.

Jako przykład może służyć nowa fabryka rewolwerówek zrekonstruowana w czasie wojny w ZSRR o produkcji seryjnej (około 200 szt. miesięcznie), której park obrabiarkowy po przebrojeniu porównany jest w tabelicy I z parkiem 15-tu dawnych fabryk obrabiarek w ZSRR.

Co rzuca się w oczy w powyższym zestawieniu?

Widoczne jest, że fabryki radzieckie zmniejszają liczbę tokarek, wiertarko-frezarek i strugarek, powiększając równocześnie park wielonożówek, agregatów wytaczarskich, przeciągarek, oraz wiertarek (między innymi jak to wynika z opracowań szczegółowych — głównie wiertarek wielowrzecionowych oraz promieniowych).

Wprowadzenie wysokich szybkości skrawania oraz maszyn o wysokiej wydajności ogromnie skróciło czas obróbki. Tak np. wykonywanie obróbki kół zębatach na wielonożówce a następnie na wiertarce i przeciągarce (piasta), zamiast na tokarce i dłutownicy skróciło, w omawianej fabryce rewolwerówek, czas obróbki kół zębatach w stosunku do

czasu całkowitej obróbki mechanicznej z 25 — 30% do 17 — 18%.

TABLICA I

Rodzaj obrabiarek	Srednica z 15-tu. dawnych fabryk obrabiarek w ZSSR	Projekt nowej fabryki rewolwerówek w ZSSR
Tokarki	18,9	7,6
Revolwerówki	14,2	11,5
Wielonożówki	1,5	6,5
Wiertarki - frezarki	4,1	—
Agregaty wytaczarskie	—	1,8
Wiertarki	10,1	21,1
Strugarki	8,5	5,8
Frezarki	12,3	12,2
Obrabiarki do kół zębatych	5,1	7,1
Szlifierki	9,5	14,5
Przeciągarki	0,8	2,2
Automaty	2,5	2,5
Obrabiarki specjalne	4,3	2,2
Inne	8,8	5,—
	100,—	100,—

Wprowadzenie w innej fabryce zamiast strugarki — frezarki wielowrzecionowej bramowej do obróbki prowadnic tokarki skróciło czas obróbki z 12 do 5 godzin. Dzięki zastosowaniu frezarki bramowej wielowrzecionowej do obróbki wrzeciennika, zamka i skrzynki posuwów tokarki skrócono czasy obróbki:

korpusu wrzeciennika z 11 g. 10 min. na 5 g. 12 min
zamka " 6 " " 3 " 40 "
skrzynki posuwów " 4 " 16 " " 2 " 10 "
t. j. do połowy.

Podobny był w czasie wojny kierunek rozwojowy, przemysłu budowy maszyn w Stanach Zjednoczonych. Tak np. w jednej z amerykańskich fabryk maszyn na 6 rewolwerówek przypadają 2 półautomaty, 2 wielonożówki, 2 automaty, 8 szlifierek — tokarek nie ma zupełnie.

Szeroko rozwinęła się w czasie wojny metoda obróbki na konweyjerze przy pomocy obrabiarek zespołowych.

Już przed wojną konstruowany był cały szereg obrabiarek specjalnych, przeważnie ze stołem obrotowym, na którym mocowano obrabiane przedmioty. Przedmioty te zatrzymywały się przed ustawionymi dookoła stołu elementami wiertarskimi, tokarskimi, lub frezarskimi, celem wykonania odpowiedniej operacji. Czas jednego taktu był określany czasem potrzebnym na wykonanie najdłuższej operacji.¹⁾

1) Urządzenia tego typu zostały zaprojektowane i wykonane przez fabrykę obrabiarek w Porębie dla fabryki zestawów kołowych w Gliwicach (na wniosek dra Kręglewskiego) do obróbki kół wagonowych bosych (1946 r.).

Taka metoda obróbki miała wadę, że stół nie mógł być zbyt wielki, wskutek czego maksymalna ilość elementów (jednostek), a tym samym i operacji wynosiła najwyżej 7.

W czasie wojny w fabrykach silników i uzbrojenia znalazły szerokie zastosowanie obrabiarki zespołowe z jednostkami ustawionymi z obu stron podłużnego konweyjera. Konweyjer można było dowolnie przedłużać powiększając ilość operacji. Praktycznie ilość jednostek (i operacji) przekraczała w niektórych wypadkach 20.

Tak np. w fabryce znanej amerykańskiej firmy „Studebaker” w r. 1943 wykonano dla obróbki głowicy cylindra silnika lotniczego konweyjer długości 80 m, obsługiwany przez 3 grupy obrabiarek zespołowych wykonywujące razem 134 operacje.

Przez zastosowanie obróbki na liniach obrabiarek zespołowych uzyskano niezwykle efektowne wyniki.

Tak np. 5 linii obróbkowych, każda długości 22 m, w fabryce „General Electric” — również przy obróbce głowic cylindrów zastąpiło 96 obrabiarek; ilość zatrudnionych spadła przy tym z 265 do 15, a czas zużyty na obróbkę do 2% czasu zużywanego przy dawnym sposobie obróbki.

Proces modernizacji metod obróbki i parków obrabiarek, który w czasie wojny przebiegał najbardziej intensywnie w ZSRR i USA można zaobserwować także w Niemczech i w Anglii.

Maksymalna produkcja obrabiarek w USA. osiągnęła w 1942 r. poziom 1300 milion. dolarów, t. j. 6 razy wyższy niż w r. 1939; w Niemczech w 1941 r. — 145 tys. szt., t. j. 6,5 razy więcej niż w r. 1932, w Anglii w 1941 r. 80 tys. szt., t. j. 6,2 razy więcej niż w 1936 r.

W wyniku zainstalowania w przemyśle tej ogromnej ilości obrabiarek średni wiek obrabiarki bardzo się obniżył, park obrabiarkowy silnie się powiększył, asortyment zmienił się na korzyść obrabiarek wydajnych i precyzyjnych. Tak np. w USA. park obrabiarkowy podwoił się w czasie wojny osiągając 1700 tys. szt., z czego 750 tys. obrabiarek pracowało mniej niż 5 lat; 300 tys. od 6 — 15 lat i tylko 650 tys. ponad 15 lat. W Niemczech pod koniec wojny park obrabiarkowy liczył 1200 tys. jednostek, w czym obrabiarek ponad 15 lat było nie więcej niż 1/4.

Przemysł metalowy Polski nie brał udziału w tym światowym wścigu o powiększenie i modernizację parków obrabiarkowych. Przemysł nasz, odgrywając w czasie wojny rolę drugorzędą i pomocniczą dla przemysłu niemieckiego, prawie że nie inwestował się, eksploatując równocześnie ponad miarę posiadane obrabiarki.

Tablica II przedstawia udział procentowy poszczególnych typów obrabiarek w parku obrabiarkowym USA i Niemiec pod koniec wojny, oraz aktualne dane dla Polski na podstawie kartoteki CZPM.

TABLICA II

Rodzaj obrabiarek	USA 1945 r.	Niemcy 1944 r.	Polska 1947 r.
Tokarki	13,5	25,8	35,0
Rewolwerówki	6,5	6,0	4,6
Automaty	5,5	3,1	2,6
Frezarki	10,0	14,5	7,7
Obrabiarki do kół zębatych	3,3	1,7	1,3
Wiertarko-frezarki	3,0	1,3	1,8
Wiertarki	21,1	22,2	15,8
Strugarki i przeciągarki	3,9	2,3	3,7
Szlifierki	22,8	14,0	14,6
Inne	10,4	9,1	12,6
	100,0	100,0	100,0

Jak z tego zestawienia widać nasz park obrabiarkowy ze swoją przewagą tokarek, niedostatkiem rewolwerówek, automatów i frezarek jest niesłychanie przestarzały zarówno w porównaniu z parkiem amerykańskim, jak i niemieckim. Wysoki procent szlifierek pochodzi stąd, że w naszej statystyce w pozycji szlifierek figurują dwutarczowe ostrzałki do narzędzi, które stanowią 68% ogólnej liczby szlifierek. W naszym parku obrabiarek do kół zębatach $\frac{3}{4}$ stanowią frezarki obwiedniowe, a tylko $\frac{1}{4}$ dłutownice i szlifiereki.

Konieczną dla naszego przemysłu jest radykalna renowacja i modernizacja parku obrabiarkowego.

To, co zostało dokonane w USA, ZSRR, Anglii i Niemczech w czasie wojny, musi być dokonane obecnie w Polsce.

Warunkiem modernizacji parku jest przełom w budowie obrabiarek.

Produkcja przemysłu obrabiarkowego rośnie w planie 3-letnim do 85 milionów zł (w cenach 37 r.) w ostatnim roku planu, co jest bardzo wiele, jeśli porównać tę cyfrę z produkcją przedwojenną (11 milion.), ale bardzo mało, jeśli wziąć pod uwagę nasze potrzeby.

Poza tym, planowana na rok 1949 produkcja nieda nam jeszcze całego szeregu obrabiarek, bez których nie można sobie już dziś wyobrazić nowoczesnej fabryki maszyn, jak automaty, wielonożówki, frezarki bramowe, jednostki (wrzecienniki) wytaczarskie, wiertarskie, tokarskie i frezarskie.

Jakie realne zadania powinniśmy postawić przed naszym przemysłem obrabiarkowym w planie wieloletnim?

Nie można wzorować w pełni naszego przemysłu obrabiarkowego na przemyśle radziec-

kim, który nie posiada fabryki wypuszczającej mniej niż 100 obrabiarek jednego typu miesięcznie. Nie możemy też w pełni naśladować Stanów Zjednoczonych A. P., gdzie same przeciągarki produkuje 7 firm, a jedna tylko wytwórnia wykonuje ich 11 typów.

Zadania, które sobie postawimy winny być realne i wykonalne.

Sądzę, że w roku 1955 powinniśmy dać produkcję obrabiarek wartości 200 — 220 milionów zł w cenach 1937 r., co przy średniej cenie 15.000. — zł za obrabiarkę oznacza ok. 14.000 obrabiarek rocznie. Produkcja taka jest równa produkcji pokojowej Anglii, lub $\frac{1}{5}$ produkcji pokojowej Stanów Zjednoczonych.

Mogłoby się wydawać, że jest to zbyt wiele. Mniemanie takie byłoby jednak niesłuszne. Będziemy w roku 1955 posiadać w Polsce ok. 60.000 obrabiarek, dla renowacji parku przy amortyzacji 10-letniej, będziemy więc potrzebowali 6.000 sztuk. Pozostałe 8.000 sztuk plus 2.000 maszyn importowych, specjalnych, zapewnią przemysłowi metalowemu roczny wzrost o ok. 17%.

Jeśli idzie o asortyment, sądzę, że pilną jest sprawa uruchomienia u nas produkcji jednostek do obrabiarek zespołowych, przeprzegarek, rewolwerówek, a także frezarek bramowych i wiertarek wielowrzecionowych.

Plan produkcji 14.000 obrabiarek rocznie umożliwi wykonywanie niektórych obrabiarek uniwersalnych, takich jak tokarki, frezarki, rewolwerówki metodą ciągłą (taśmową).

W tym celu należy najbardziej ujednoczyć typy produkowanych obrabiarek, zlikwidować typy równoległe, stosować przy wykonywaniu sąsiednich wielkości szereg wspólnych elementów a nawet zespołów (np. skrzynka posuwów, mechanizm zamka przy tokarkach i t. d.).

Jak dalece nieuporządkowane jest dziedzictwo otrzymane przez przemysł obrabiarkowy niech świadczy o tym aktualna produkcja tokarek podana w tabl. III.

TABLICA III

Wzrost kłów	Fabryki produkujące
125 (130)	Bauer, Cytling
150	Zieleniewski, Strzelczyk
175	Josephy (dwa typy)
210 (215)	Wiepofana, Poręba
225 (230)	Wiepofana, Strzelczyk
260	Zieleniewski

Jak widać szereg typów wielkości tokarek powtarza się, przy czym każda składa się z zasadniczo odmiennych elementów konstrukcyjnych.

Pomimo, że procentowy udział tokarek w fabrykach przemysłu metalowego będzie mała, konieczność zamiany zużytego parku, oraz konieczność dostarczenia obrabiarek warsztatom kolejowym, drobnemu przemysłowi i rzemiosłu zmusi nas do poważnego powiększenia także produkcji tokarek.

Zbliżając się raczej do norm niemieckich niż amerykańskich ustalamy, że tokarki powinny stanowić 20% ogólnej produkcji obrabiarek t. j. 250 miesięcznie, z czego co najmniej 200 tokarek ujednoczonych (reszta specjalnych).

Sądzę, że dla tej produkcji należałoby zbudować specjalną fabrykę tokarek ujednoczonych o produkcji ciągłej, natomiast produkcji tokarek w innych fabrykach zaniechać.

Zadaniem planu wieloletniego winno być uruchomienie dużej fabryki rewolwerówek, również o produkcji ciągłej. Rewolwerówki będą nam potrzebne nie tylko dla rozszerzenia parku, ale przede wszystkim dla jego modernizacji. Większość tokarek pracujących obecnie w naszym przemyśle musi być zastąpiona rewolwerówkami. Tokarka powinna być używana wyłącznie dla robót jednostkowych, granica opłacalności rewolwerówki zaczyna się już przy serii 6 — 10 szt.

Dlatego sądzę, że przynajmniej z początku produkcja rewolwerówek winna wynieść od 10 — 15% całej naszej produkcji obrabiarek t. j. ok. 150 szt. miesięcznie, co przy uruchomieniu produkcji 4 typów wielkości daje już możliwość przejścia na produkcję ciągłą.

Możliwość przejścia na produkcję ciągłą zarysowuje się również przy produkcji frezarek, co będzie tym łatwiejsze, że typy wielkości obecnie produkowanych frezarek stanowią szereg oparty na wielu elementach wspólnych.

Elementy (jednostki obróbkowe) będą potrzebne do budowy linii obrabiarek zespołowych, które winny znaleźć zastosowanie głównie w naszym przemyśle motoryzacyjnym (motocykle, samochody, ciągniki). W 1955 r. produkcja samochodów w Polsce winna zbliżyć się do 40 tys. szt. rocznie, produkcja ciągników do 8 tys. szt. rocznie. Uzasadnia to już tworzenie w warsztatach mechanicznych tych fabryk linii obrabiarek zespołowych.

W konstrukcjach oraz opracowaniach fabrycznych obrabiarek należałoby już przy projektowaniu uwzględnić możliwości zastosowania nowoczesnych wydajnych metod obróbki.

Dla obrabiarek przeznaczonych do produkcji ciągłej należy przestrzegać następujących zaleceń:

1) Prowadnice łoż winny być projektowane w ten sposób, by umożliwiły obróbkę szeregową na wielowrzecionowych frezarkach lub szlifierkach bramowych (zamiast strugarek i ręcznego skrobania).

2) Wałki z umieszczonymi na nich kołami zębatymi wszelkiego rodzaju mechanizmów dla ruchów roboczych i posuwów winny być łożyskowane w miarę możliwości nie w korpusie obrabiarki, ale w specjalnych skrzyniach, wstawianych następnie jako całość w korpus obrabiarki. Unikamy w ten sposób kłopotliwej obróbki na ciężkiej wiertarko-frezarce otworów pod łożyska w korpusie obrabiarek, sprowadzając pracę do prostej operacji na wiertarce wielowrzecionowej lub za pomocą jednostek (wrzecienników) wytaczarskich.

3) Należy przeanalizować możliwość stosowania w niektórych wypadkach kół zębatych i wałków wieloklinowych środkowanych na zewnętrznej powierzchni wieloklina, co pozwoli uniknąć operacji szlifowania wewnętrznej średnicy wieloklina.

4) Otwory we wrzeciennikach i skrzynkach biegów należy wykonywać o ile możliwości przelotowo, bez podtaczań i wytaczań. Pozwala to na obróbkę za pomocą jednostek wytaczarskich lub na wiertarkach wielowrzecionowych, albo też na pracę w przyrządach.

5) Celem zmniejszenia obróbki zaleca się w niektórych wypadkach przechodzić na zasadę stałego wałka i wykonywać wałki gładkie, bez odsadzeń, stosując nakładane pierścienie oporowe. Tam, gdzie konieczne jest wykonanie wałka wielostopniowego, należy do minimum zmniejszyć różnicę średnic.

6) Konstrukcję wszystkich drobnych części, jak: koła zębate, tuleje, sprzęgła, wałki, należy dostosować do obróbki na wielonożówkach.

7) Cały szereg części kutych, mniej odpowiedzialnych, należy zastąpić żeliwem ciągliwym.

8) Szlifować należy tylko koła zębate wysoce szybkobieżne. Inne koła należy poddać obróbce wiórkowaniem.

9) Wszelkiego rodzaju osłony, drzwiczki i t. d. wykonywać z blachy: tłoczone lub spawane (nie żeliwne), należy je w możliwie najszerszej mierze normalizować.

W ogóle zaleca się wprowadzić do każdej konstrukcji jak najwięcej elementów normalnych, ujednoczonych, posuwając się aż do normalizacji całych zespołów (np. skrzynek posuwów, rozrządu hydraulicznego). Produkcję elementów znormalizowanych należy skoncentrować w jednej fabryce, uzyskując długie serie i osiągając tym samym możliwość zastosowania wielonożówek rewolwerówek, pracy w przyrządach itd.

Badania wydajności krajowych stali szybko tnących

Prof. Inż. WITOLD BIERNAWSKI

Zmiana składu typowych stali szybko tnących od czasu ich wprowadzenia do użytku do chwili obecnej. Usiłowania zastąpienia wolframu innymi składnikami. Porównanie metod badania skrawalności i trwałości ostrzy. Możliwości produkcji stali szybko tnących w Polsce. Przebieg i wyniki badań nad krajowymi stalami szybko tnącymi przeprowadzonych przez Zakład Mechanicznej Obróbki Materiałów Akademii Górniczej w Krakowie. Wnioski.

Spośród materiałów narzędziowych używanych do obróbki wiórowej i bezwiórowej, stale szybko tnące znajdują ciągle jeszcze bardzo szerokie zastosowanie. W latach przedwojennych, a w szczególności w okresie drugiej wojny światowej, zarówno w Związku Radzieckim jak i w państwach anglosaskich zostały wprowadzone na wielką skalę narzędzia z płytkami ze stopów spiekanych. Należyte wykorzystanie stopów spiekanych jest jednak uwarunkowane zwiększeniem mocy obrabiarek, ze względu na większą dopuszczalną szybkość skrawania, a zatem zwiększeniem ilości obrotów wrzeciona oraz sztywniejszą budową obrabiarek. W miarę wprowadzania w Polsce obrabiarek przystosowanych do skrawania stopami spiekanych, zastosowanie stali szybko tnących będzie się zmniejszać. W chwili obecnej jednak i w ciągu najbliższych lat, poważną rolę w naszym przemyśle metalowym i hutniczym odgrywać będą w dalszym ciągu stale szybko tnące.

Poczynając od roku 1861, w którym Robert Muchet opracował pierwszą stal szybko tnącą, jej skład chemiczny ulegał zmianom aż do roku 1906, w którym Fryderyk Winslow Taylor i White po długotrwałych i kosztownych badaniach warsztatowych ustalili ostateczny jej skład (tablica 1).

TABLICA 1

Skład chemiczny pierwszych stali szybko tnących.

Odkrywczy stali szybko tnącej	zawartość w %					
	C	Mn	Si	Cr	W	V
R. Muchet 1861 r.	2.0 ±2.4	1.7 ±2.5	0.7 ±1.6	—	5.0 ±8.0	—
R. Muchet 1891 r.	2.38	1.73	1.15	1.12	4.8	—
F.W. Taylor i White 1900 r.	1.14	0.18	0.25	1.83	7.72	—
F.W. Taylor i White 1906 r.	0.68	0.07	0.15	5.95	17.81	0.32

59/48-71

Dalsze zmiany polegały na wprowadzeniu większej ilości wolframu do 22%, wanadu do 2,5% i kobaltu do 18%. Do chwili obecnej pewne gatunki stali szybko tnącej zachowały skład stali Taylora i White'a z roku 1906. Niemniej jednak względu natury ekonomicznej, jak również ograniczenia w dostawie ferrostopów w okresie wojennym, spowodowały wyteżone prace nad stalami szybko tnącymi o małej zawartości składników stopowych, deficytowych, czy też trudnych do zdobycia z przyczyn wojennych.

Od roku 1914 Niemcy rozpoczęli intensywne badania nad stalami szybko tnącymi o małej zawartości wolframu, w roku 1925 redukują wolfram z 18% do 14%, przy równoczesnym zwiększeniu zawartości wanadu do 2%. Przeprowadzają również próby wprowadzenia molibdenu w ilości 6—10% zamiast wolframu, co jednak początkowo nie daje dobrych wyników. W roku 1930 redukują zawartość wolframu do 6—7%, w latach 1934—1935 ponawiają próby zastąpienia wolframu molibdenem. W latach 1936—1937 pojawiają się w Niemczech stale o zawartości 2—3% wolframu, tyleż molibdenu i tyleż wanadu. W roku 1943 Schröder opracowuje bardzo dokładnie warunki obróbki cieplnej i przeprowadza próby skrawania z 84 gatunkami stali szybko tnącej.

W okresie początkowym drugiej wojny światowej huty nasze pod zarządem niemieckiego okupanta produkowały stale o zmniejszonej zawartości wolframu, przedstawione w tablicy 2.

TABLICA 2

Skład chemiczny niemieckich stali szybko tnących niskowolframowych, produkowanych na początku drugiej wojny światowej.

Oznaczenie stali	Maksymalna zawartość w %		
	W	Mo	V
ABC II	10.0	0.6	1.7
ABC III	2.5	2.5	3.0
D	11.5	0.6	2.7
E	22.0	1.0	4.5

59/48-72

Wyjątek stanowiła stal E, której użytkowanie wymagało specjalnego zezwolenia. W końcowym okresie wojny skład chemiczny produkowanych stali szybko tnących przedstawia tablica 3.

Podobnie jak w Niemczech w Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej poszukiwano składnika stopowego, mogącego zastąpić wolfram. Począwszy od roku 1932 rozpoczyna się intensywna eksploatacja bogatych złóż molibdenu, znajdujących się na po-

rudniowo-zachodnich terenach Stanów Zjednoczonych A.P. W związku z tym w roku 1934 *Emmons* wprowadza nowy gatunek molibdenowych stali szybko tnących pod nazwą „*Momax*”, o składzie:

C — 0,7% Mo — 8,0 ÷ 9,5% W — 1,3 ÷ 1,8%
V — 0,9 ÷ 1,3% Cr — 3,5 ÷ 4,0%

TABLICA 3

Skład chemiczny niemieckich stali szybko tnących niskowolframowych, produkowanych pod koniec drugiej wojny światowej.

Oznaczenie stali	Maksymalna zawartość w %				
	W	Mo	Cr	V	Co
ABC II	8,0	—	4,0	2,0	—
ABC III	1,5	2,5	4,0	2,5	—
D	10,0	—	4,0	2,7	—
E	10,0	—	4,0	4,0	—
E C O 3	10,0	—	4,0	2,2	3,0

99/48-73

W związku Radzieckim, posiadającym ogromne złoża rud chromowych na Uralu i na Kaukazie, zostają przeprowadzane badania nad stalami szybko tnącymi o zwiększonej zawartości chromu do 13%, przy równoczesnym zmniejszeniu zawartości wolframu; stale te jednak nie znajdują zastosowania na narzędzia skrawające, natomiast dają dobre wyniki w zastosowaniu do obróbki bezwiórowej. Rozpoczęte w 1937 roku w Związku Radzieckim prace nad niskostopowymi gatunkami stali szybko tnących doprowadziły do ustalenia w ciągu roku 1938 i 1939 składu sześciu gatunków stali szybko tnących, z których trzy EJ — 260, EJ — 276 i EJ — 277 zostały wprowadzone do użytku warsztatowego. Skład chemiczny tych stali przedstawia tablica 4.

TABLICA 4

Skład chemiczny stali szybko tnących niskostopowych, produkowanych w Związku Radzieckim.

Znak stali	Zawartość w %				
	C	Cr	W	V	Mo
EJ-260	+0,90 +1,05	+4,0 +5,0	—	+2,0 +2,6	+3,2 +4,0
EJ-276	+1,10 +1,15	+3,8 +4,6	+2,2 +2,9	+2,2 +2,8	+2,3 +2,9
EJ-277	+1,10 +1,25	+3,8 +4,6	—	+2,3 +3,3	+2,3 +2,9

99/48-74

Stal EJ — 276, symbolicznie oznaczana 3/3¹/3, obrobiona cieplnie z należyte starannością we właściwych temperaturach i przetrzymana odpowiednią ilością czasu w kąpielach hartowniczych, nie ustępuje wysokowolframowej stali 18/4/1 (18% W, 4% Cr, 1% V).

Badania nad stalami szybko tnącymi wysokochromowymi przeprowadzane w Polsce w latach 1937 — 1939 dały podobne wyniki do osiągniętych w Związku Radzieckim.

W celu określenia skrawalności, wydajności lub trwałości ostrza stosujemy metody od najstarszej metody *Taylora*, nowoczesnej *Van Dongena* i *Stegwee*, rozwiniętej i upraktycznionej w Zakładzie Mechanicznej Obróbki Materiałów Akademii Górniczej w Krakowie, do najbardziej nowoczesnej metody pomiarów temperatur skrawania. *Metoda Taylora* jako najstarsza i jako najbardziej przekonywująca dla warsztatowców, jest jednak nieekonomiczna ze względu na niezbędną dużą masę materiału obrabianego, wielką ilość materiału skrawanego, długi okres próby oraz ze względu na znaczny rozrzut wyników, spowodowany niejednorodnością materiału skrawanego. Zależność, wynikająca z prób *Taylora* przedstawia się wzorem:

$$T = \left(\frac{C}{v}\right)^s \dots \dots \dots [1]$$

gdzie:

T — okres trwałości narzędzia w minutach,
v — szybkość skrawania w metrach na minutę,

C — stała materiałowa,

s — stała narzędziowa.

Zależność okresu trwałości narzędzia T od szybkości skrawania v jest słuszną wyłączenie dla ściśle określonych warunków skrawania; inaczej mówiąc „stała materiałowa” C jak również „stała narzędziowa” s są uzależnione od wielkości posuwu, głębokości skrawania, czynnika chłodzącego czy smarującego, kąta przystawienia, kątów ostrza, promienia zaokrąglenia krawędzi tnącej itd.

Rozwinięta metoda *Van Dongena* i *Stegwee* jest bardzo ekonomiczna, gdyż zamiast długich wałów o dużych średnicach, używanych do próby *Taylora*, stosuje się tarcze o średnicy do 300 mm i o grubości do 60 mm. Ilość materiału skrawanego jest około dziesięciokrotnie mniejsza, a czas próby osiem do dwunastu razy krótszy niż przy próbie *Taylora*. Metoda *Van Dongena* i *Stegwee* polega na promieniowym skrawaniu tarczy od środka do zewnątrz, przy stałej ilości obrotów. Na podstawie transformacji wzoru *Van Dongena* i *Stegwee*:

$$v_{\tau}^{s+1} = \frac{2 \pi p n^2 C^s (s+1)}{1000} \dots \dots \dots [2]$$

gdzie:

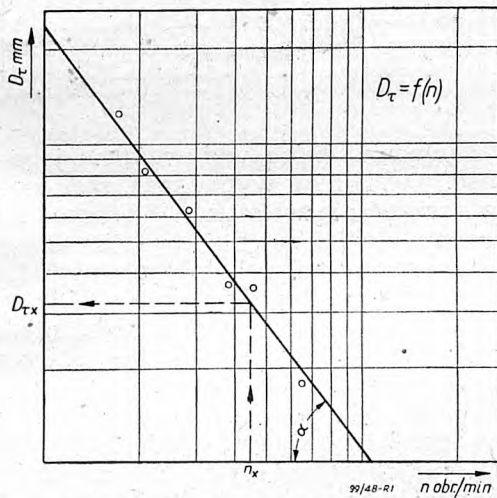
v_{τ} — szybkość spalania ostrza w metrach na minutę,

p — posuw poprzeczny w milimetrach na obrót,
 n — ilość obrotów tarczy na minutę,
 otrzymujemy zależność:

$$D_{\tau} = \left(\frac{B}{n}\right)^q, \dots \dots \dots [3]$$

gdzie:

D_{τ} — średnica spalania ostrza w milimetrach,
 B i q — współczynniki stałe.



Rys. 1. Zależność między średnicą spalania D_{τ} i ilością obrotów tarczy n .

Przeprowadzając co najmniej pięć pomiarów średnic spalania D_{τ} w zależności od ilości obrotów tarczy n i umieszczając odnośne punkty na podwójnej siatce logarytmicznej $\lg D_{\tau} - \lg n$ otrzymamy prostą, której współczynnik kierunkowy q równa się tangensowi α kąta nachylenia prostej względem osi n , (rys. 1):

$$q = \frac{\lg D_{\tau}}{\lg B - \lg n} = \operatorname{tg} \alpha \dots \dots [4]$$

Jak wynika z transformacji wzoru (2), współczynnik kierunkowy q równa się:

$$q = \frac{s - 1}{s + 1} \dots \dots \dots [5]$$

skąd

$$s = \frac{1 + q}{1 - q} \dots \dots \dots [6]$$

Obliczając q z wykresu można wyznaczyć stałą narzędziową Taylora s , a następnie, posługując się wykresem $D_{\tau} = f(n)$, można wyznaczyć z równania (2) stałą materiałową C . W ten sposób otrzymujemy wielkości potrzebne do równania Taylora. Na podstawie tego równania można znaleźć dla danego materiału narzędzia, materiału skrawanego przy

ustalonych warunkach skrawania tak zwaną godzinową szybkość skrawania V_{60} , to jest taką szybkość, która odpowiada okresowi trwałości ostrza $T = 60$ min. Wielkość ta służy dla porównania wydajności poszczególnych gatunków stali szybko tnących.

Nowoczesna metoda wyznaczania trwałości ostrza, polegająca na pomiarze temperatur skrawania, dokonywana jest przy pomocy termoelementu, utworzonego z dwóch noży tokarskich wykonanych z różnych stali, skrawających równocześnie materiał z zachowaniem ściśle jednakowych kształtów narzędzia i warunków skrawania.

Metoda termokolorów oparta jest na wyznaczeniu izoterm na ostrzu noża przy użyciu pewnych substancji, które zmieniają barwę w ściśle określonej temperaturze. Obie metody powyższe dają możliwość wyznaczenia pełnej charakterystyki materiału narzędzia. Jedynym ograniczeniem tej metody jest konieczność znajomości tak zwanej ścierności materiału skrawanego.

Aczkolwiek metoda pomiaru temperatur skrawania, będąca tematem wielu prac krajowych i zagranicznych a w szczególności w ostatnich czasach prac uczonych radzieckich, daje możliwość uzyskania pełnej charakterystyki materiału, narzędzia, niemniej jednak nie znalazła dotąd powszechnego prawa obywatelstwa, budzi zastrzeżenia warsztatowców ze względu na jej bardzo szczególny charakter w porównaniu do dawnych metod warsztatowych.

Polska, nie posiadając w swych granicach rud pierwiastków stopowych, wchodzących w skład stali szybko tnących, jest zmuszona importować je z zagranicy w postaci ferostopów. Ze względu na konieczność daleko idącej oszczędności w gospodarce dewizowej winniśmy w miarę możliwości wprowadzić do użytku warsztatowe niskostopowe stale szybko tnące pod warunkiem zachowania tej wydajności, jaką posiadają stale wysokowolframowe. Mając powyższe na uwadze, huty nasze będą produkować pięć, ewentualnie sześć gatunków stali szybko tnących, które pokryją całkowicie jakościowe wymagania przemysłu metalowego, hutniczego, górniczego*) i innych. W tablicy piątej zestawiono pięć gatunków stali szybko tnących według projektu normy hutniczej.

Przeglądając składy chemiczne stali, podanych w tablicy piątej widzimy, że mniej więcej odpowiadają one stalom produkowanym przed wojną, podczas wojny i częściowo obecnie przez Hute Baildon, Hute Batory,

*) Na przykład przemysł węglowy posiada kilkanaście zakładów produkujących maszyny górnicze i narzędzia, zrzeszonych w dwóch specjalnych Zjednoczeniach.

TABLICA 5

Skład chemiczny stali szybko tnących według projektu normy hutniczej SW-31.

Lp	Oznaczenie stali		Zawartość w %					
	PN	hutnicze	C	Cr	W	Mo	V	Co
1	3825.18.75	S 5 K	0,70 0,80	4,0 4,5	17,0 19,0	0,5 0,8	1,2 1,6	5,0 6,0
2	325.18.75	S 18 W	0,70 0,80	4,0 4,5	17,0 19,0	0,5 0,8	1,0 1,4	—
3	325.15.90	S 15 W	0,85 0,95	4,0 4,5	14,0 16,0	0,5 0,8	1,8 2,5	—
4	325.8.85	S 8 W	0,80 0,88	4,0 4,5	8,0 9,0	—	1,8 2,2	—
5	2534.4.100	S 3 V	0,95 1,05	3,5 4,0	2,0 2,5	2,0 2,5	2,5 3,0	—

Poza tym najwyżej 0,40 % Mn, 0,35 % Si, 0,030 % P, 0,030 % S
0,20 % Ni, 0,25 % Cu

59/48-75

TABLICA 6

Zestawienie porównawcze gatunków stali szybko tnących, produkowanych przez huty polskie przed wojną i obecnie.

Lp	Znak wg PN/H-205	Znak ogólnie hutniczy	Baildon	Batory	Stalowa Wola	Starachowice
1	3825.18.75	S 5 K	Mars	USUC	Cyklon	—
2	325.18.75	S 18 W	Mr xx	USU	Z xx	Star xx
3	325.15.90	S 15 W	Jupiter	USUV	Ares	Star x*)
4	325.8.85	S 8 W	Argo 14	II UD	ZS x II	—
5	2534.4.100	S 3 V	Argo 14V	III UD	HS	—

*) Różni się większą o 1% zawartością wanadu i brakiem molibdenu

59/48-76

Zakłady Południowe w Stalowej Woli i Hucie Starachowice (tablica 6)

W porozumieniu z Centralnym Zarządem Przemysłu Hutniczego i Hutniczym Instytutem Badawczym, Zakład Mechanicznej Obróbki Materiałów Akademii Górniczej w Krakowie przeprowadził obszerne badania wydajności stali szybko tnących, objętych projektem normy hutniczej SW — 31 i dodatkowo stali S 5 L, produkowanej przez Hucę Baildon, stali Olimpia i III UDK, produkowanych przez Hucę Batory. Badania zostały przeprowadzone na terenie Huty Batory oraz Huty Baildon, przy zastosowaniu rozwiniętej metody *Van Dongena* i *Stegwee*. Pochodzenie i skład chemiczny stali szybko tnących użytych do badań przedstawia tablica 7.

Użytkowa wartość narzędzia jest wybitnie uzależniona od jego obróbki cieplnej. Niewłaściwa na przykład temperatura i czas hartowania uniemożliwiają wydobycie tych

cech narzędzia, które wpływają na jego wydajność. W wielu wypadkach stal szybko tnąca, szczególnie wolframową oszczędnością, ocenia się jako mniej wydajną w porównaniu ze stalami wysokowolframowymi, podczas gdy starannie obrobiona cieplnie stal niskowolframowa w niczym prawie nie ustępuje stalom deficytowym, a nawet w pewnych wypadkach przewyższa je.

Zależnie od składu chemicznego stale szybko tnące wymagają odmiennego traktowania przy obróbce cieplnej. Obecność w stali wolframu, kobaltu i wanadu zapobiega tworzeniu się grubych ziarn, a więc czyni stal odporną na przegrzanie. Z tych więc powodów stale wysokostopowe nie są zbyt wrażliwe na przegrzanie, posiadają zakres temperatur hartowania i odpuszczania dość wysoki i z tego powodu chętniej widziane są przez przemysł metalowy. Zakres optymalnych temperatur hartowania stali wysokostopowych wynosi 1250 — 1320 C. Górną granicę

TABLICA 7

Skład chemiczny stali szybko tnących, poddanych próbom skrawania

Wg PN/H-205	Znak stali			Skład chemiczny w %									
	Ogólnie hutniczy	Baildon	Batory	C	Mn	Si	P	S	Cr	W	Mo	V	Co
3825.18.75	S 5 K	Mars		0,76	0,44	0,18	0,009	0,012	4,10	18,07	0,78	1,32	5,50
			USUC	0,74	0,33	0,15	0,027	0,010	4,32	19,35	0,62	1,80	7,28
325.18.75	S 18 W	Mr xx		0,82	0,42	0,53	0,009	0,012	4,00	17,57	0,88	1,51	—
			USU	0,70	0,33	0,14	0,033	0,008	4,52	17,62	0,68	2,10	—
325.15.90	S 15 W	Jupiter		0,88	0,23	0,21	0,009	0,008	3,87	14,52	0,82	2,39	—
			USUV	0,81	0,30	0,24	0,035	0,011	4,60	14,43	1,22	2,58	—
325.8.85	S 8 W	Argo 14		0,84	0,17	0,98	0,011	0,018	4,10	9,06	—	2,21	—
			II UD	0,81	0,26	0,21	0,033	0,009	4,07	7,72	0,06	2,48	—
2534.4.100	S 3 V	Argo 14V		0,99	0,20	0,16	0,009	0,02	3,70	2,27	2,58	2,92	—
			III UD	1,02	0,41	0,38	0,025	0,008	3,91	1,90	2,50	2,90	—
4325.6.90	S 5 L	Baildon		0,79	0,19	0,16	0,010	0,023	4,32	5,95	5,2	1,92	—
			Olimpia	1,40	0,35	0,17	—	—	4,25	11,48	0,13	5,73	—
			III UDK	0,97	0,29	0,36	0,024	0,010	4,34	1,35	2,20	3,13	—

59/48-77

stosuje się przy nożach tokarskich, dolną przy narzędziach delikatnych. Przed przystąpieniem do obróbki cieplnej narzędzi wykonuje się próbę hartowania na próbce, badając jej złom, twardość oraz strukturę mikroskopową. O ile złom nie jest gruboziarnisty, nie wskazuje na przegrzanie stali, czyli na zbyt długi czas przetrzymania i jeżeli twardość R_c wynosi około 63, a mikrostruktura wskazuje na rozpuszczenie się węglików w osnowie, świadczy to o należyтым doborze warunków obróbki cieplnej. Należy pamiętać, że o ile w kąpielii solnej ogrzewamy jednocześnie większą ilość narzędzi (hartowanie w koszyku), wówczas czas przetrzymania musi być odpowiednio dłuższy dla osiągnięcia właściwej temperatury. Zakres temperatur odpuszczania stali wysokostopowych wynosi od 560 — 600 C.

Stale niskostopowe są w większym stopniu wrażliwe na odpowiednią temperaturę hartowania, gdyż wykazują większą skłonność do przegrzewania i tworzenia grubego ziarna. Zakres temperatur hartowania stali oszczędnościowych leży niżej od zakresu temperatur hartowania stali wysokostopowych i jest znacznie węższy, wynosi bowiem 1210 — 1240 C. To właśnie jest przyczyną niechęci przy stosowaniu stali oszczędnościowych. Zdarza się bowiem często, że stale oszczędnościowe hartuje się w temperaturach zbyt wysokich lub też nadmiernie długo się przetrzymuje. Jako efekt tego, narzędzie jest kruche i wykazuje powierzchniowe pęknięcia. Z powyższych powodów przemysł metalowy niechętnie stosuje stale oszczędnościowe do obróbki metali, twierdząc, że posiadają one mniejszą wydajność. Tymczasem przyczyna leży w niewłaściwej

TABLICA 8

Optymalne warunki obróbki cieplnej stali szybko tnących.

Stale szybko tnące	Zakres temp hartow °C	Temp kąpeli hartown °C	Zakres temp odpuszcz °C	Czas w godz.	Ilość odpuszczeń
Wysokostopowe powyżej 12%W	1250-1310	540-560	570-610	0,5 1	1
Średniostopowe 6-12%W	1250-1290	520-540	560-600	0,5 1	2
Niskostopowe do 6%W	1220-1250	500-520	540-580	0,5 1	conajmniej 2

33/48-78

obróbce cieplnej, która spowodowana jest brakiem odpowiednich urządzeń w naszych warsztatach, a także brakiem odpowiednio wyszkolonych fachowców-hartowników. Stale oszczędnościowe powinny być odpuszczane kilkakrotnie, a przynajmniej dwukrotnie. Podczas badań zauważyliśmy, że twardość stali szybko tnących maleje po pierwszym zahartowaniu, drugie odpuszczanie podwyższa twardość do wymaganej wysokości 63 R_c , a trzecie nie zmienia wyniku. Temperatura pierwszego odpuszczania dla stali oszczędnościowych wynosi 540 — 560 C, przy następnym należy ją obniżyć o około 10C. Czas każdego odpuszczania nie powinien przekraczać jednej godziny, dłuższe odpuszczanie może spowodować spadek twardości. Hartowanie izotermiczne zarówno stali oszczędnościowych jak i innych stali narzędziowych obowiązuje dziś powszechnie i winno być wprowadzone możliwie najprędzej tam, gdzie jeszcze dotąd nie zostało wprowadzone. Właściwa i dokładna obróbka cieplna wymaga fachowców i urządzeń. Dziś, niestety, brak nam jeszcze wykwalifikowanych hartowników i dobrych urządzeń cieplnych.

TABLICA 9

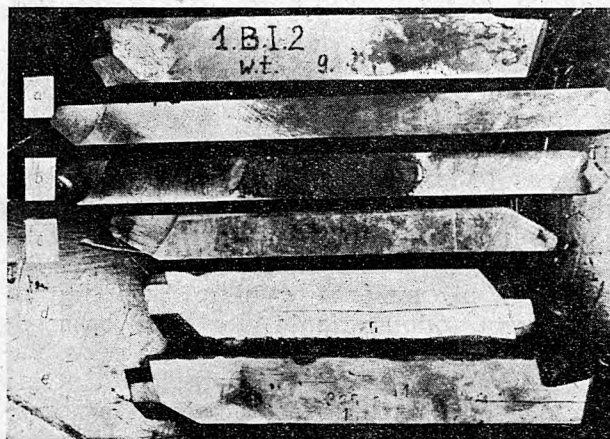
Obróbka cieplna noży z badanych stali szybko tnących.

Marka stali	Huta produkująca	Podgrzewanie		Ogrzewanie			Studzenie		Odpuszczanie				Twardość R_c	Uwagi
		I	II	temp. C	czas min.	piec	ośrod.	temp. C	temp. C	czas	ilość	piec		
S5K	Baidon	650 C ~ 3 godz.	850 C/4'	1290	2,75	el. opor.	olej	50	570	60	1	el. opor.	66÷68	
	Batory	.	.	1280	2	solny	sól	520	570	60	1	solny	63÷65	
S18W	Baidon	.	.	1280	2,75	el. opor.	olej	50	570	60	1	el. opor.	65÷67	
	Batory	.	.	1300	2	solny	sól	550	570	75	1	solny	62÷64	
S15W	Baidon	.	.	1280	2,75	el. opor.	olej	50	570	60	1	el. opor.	67÷69	
	Batory *)	.	.	1300	2	solny	sól	500	570	60	1	solny	64÷67	rysy
S8W	Baidon	.	.	1250	2,75	el. opor.	olej	50	550	45/30	2	el. opor.	64÷67	
	Batory	.	.	1260	2	solny	sól	510	545	60/60	2	solny	62÷65	
S3V	Baidon	.	.	1210	2,75	el. opor.	olej	50	550	45/30	2	el. opor.	63÷64	
	Batory **)	.	.	1210	1,75	solny	sól	495	550	60/90	2	solny	61÷63	
S5L	Baidon	.	.	1250	2,75	el. opor.	olej	50	550	45/30	2	el. opor.	64÷66	
Olimpia	Batory	.	.	1260	2	solny	sól	480	550	60	1	solny	65÷67	

*) Hartowanie dwukrotne ***) Stal marki III UDK (1,3 % W)

33/48-79

Im prędzej wyszkolimy hartowników, im prędzej zainstalujemy nowoczesne piece z urządzeniami do pomiarów temperatur, tym więcej zaoszczędzimy na materiałach narzędziowych, tym mniejszą ilość kosztownych ferrostopów, niezbędnych do produkcji stali szybko tnących, sprowadzać będziemy z zagranicy. Na tablicy 8 przedstawione są optymalne warunki obróbki cieplnej stali szybko tnących. Na tablicy 9 przedstawiono obróbkę cieplną stali narzędziowych użytych do badań.



Rys. 2. Noże tokarskie użyte do prób Van Dongena i Stegwee: a) noże przed próbą, b) nóż po skrawaniu stali (widoczny żłobek na powierzchni natarcia), c) nóż stepiony na żeliwie, d) rysa kuźnicza (po lewej) i hartownicza.

Noże tokarskie dostarczone przez Hutę Baildon i Batory przedstawiały zdzieraki prawie o przekroju trzonka 16x25, dostatecznie wytrzymałym na momenty występujące przy próbach skrawania. Przy skrawaniu stali chromoniklowej o wytrzymałości na rozrywanie $R_r = 90 \text{ kG/mm}^2$ i przy przekroju warstwy skrawanej (wióra) $F = 5 \text{ mm}^2$ (wypadek najniekorzystniejszy), opór właściwy skrawania wynosił $k_s = 250 \text{ kG/mm}^2$, wobec czego siła na nożu wynosiła $P = k_s \cdot F = 250 \times 5 = 1250 \text{ kG}$, co jest dopuszczalne dla powyższego przekroju trzonka przy wysunięciu noża $l \leq 1,5 h$, czyli $l \leq 37,5 \text{ mm}$. Kąty noży zostały dobrane w zależności od rodzaju i wytrzymałości materiału skrawanego. Tablica 10 przedstawia optymalne kąty ostrzy noży użytych do badań.

Na rysunku 2 przedstawiono parę noży, wybranych spośród używanych do prób, w celu przedstawienia kształtu noży zaszlifowanych, noży stepionych, jak również wad spowodowanych niewłaściwą obróbką kuźniczą i hartowniczą.

Badania stali szybko tnących zostały przeprowadzone na materiałach najczęściej obra-

TABLICA 10

Optymalne wartości kątów zaszlifowania ostrza noża.

Materiał obrabiany	α°	β°	γ°	δ°	λ°	κ°	r mm
Stal węglowa $R_r = 35-50 \text{ kG/mm}^2$	8	57	25	65	4	45	2
Stal węglowa $R_r = 50-65 \text{ kG/mm}^2$	8	69	13	77	4	45	2
Stal węglowa $R_r = 65-85 \text{ kG/mm}^2$	7	79	4	86	6	45	2
Stal chromoniklowa $R_r = 70-100 \text{ kG/mm}^2$	6	80	4	86	4	45	2
Żeliwo $H_B = 180-250 \text{ kG/mm}^2$	6	80	4	86	4	60	2

bianych, a mianowicie: na trzech gatunkach stali węglowych, jednym gatunku stali chromoniklowej i jednym gatunku żeliwa szarego. Materiały powyższe zostały dostarczone przez Huty Baildon, Batory i Zabrze w postaci tarcz o wymiarach następujących:

tarcze ze stali węglowej o średnicy zewnętrznej $D_1 = 300 \text{ mm}$, wewnętrznej $D_2 = 60 \text{ mm}$, i grubości $b = 150 \text{ mm}$,

„ ze stali chromoniklowej o średnicy zewnętrznej $D_1 = 300 \text{ mm}$, wewnętrznej $D_2 = 60 \text{ mm}$, i grubości $b = 70 \text{ mm}$,

„ żeliwne o średnicy zewnętrznej $D_1 = 350 \text{ mm}$, wewnętrznej $D_2 = 60 \text{ mm}$ i grubości $b = 150 \text{ mm}$.

W celu uzyskania dużej jednorodności tarcze wykonane były z wlewków o większych wymiarach, które po przekuciu były pocięte i spęczane do żądanych wymiarów, następnie żarzone i ulepszone cieplnie do odpowiedniej wytrzymałości na rozrywanie. Tarcze żeliwne wykonane były z odlewu, który po obróbeniu zgrubnym i odrzuceniu końców został pocięty na kawałki. Uniknięto w ten sposób por i jam w materiale i zanieczyszczeń. Każda z tarcz poddana została kontroli twardości na aparacie *Brinella* w kilku punktach na powierzchniach czolowych w celu sprawdzenia jednorodności (rysunek 3). Po skrojeniu mniej więcej połowy materiału kontrola twardości została powtórzona, z niektórych zaś tarcz wykonano próbki na rozrywanie. Tablica 11 podaje zestawienie i charakterystykę materiałów użytych do skrawania.

Próby zostały przeprowadzone na warsztacie mechanicznym Huty Batory na tokarce produkcji Stowarzyszenia Mechaników Poręba, o napędzie jednostkowym, mocy silnika $N = 20 \text{ KM}$. Zakres obrotów wykorzystanych podczas skrawania wynosił: $H = 19 \div 380 \text{ obr/min}$, przy ilości stopni obrotów $i = 14$, a wykorzystanie mocy tokarki wy-

TABLICA 11

Materiały skrawane, użyte do badań stali szybko tnących

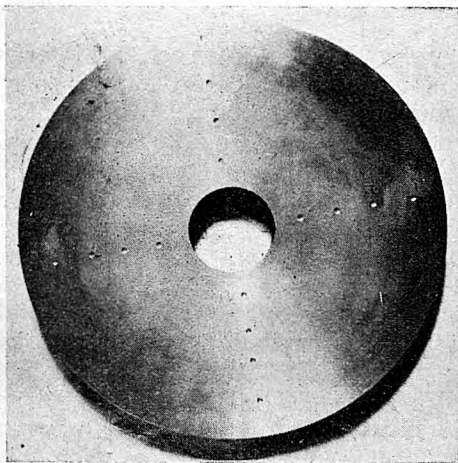
Materiał	Huta	Marka i numer wytopu	Obróbka cieplna	10/3000/30 ϕ	H_B kg/mm ²	R_r **) kg/mm ²	Analiza chemiczna w %							Uwagi
							C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	
stal węglowa	Batory	M25	żarz. 820 C	5,35 5,25	124 128	42 46								
stal węglowa	Baildon	MW6 w B 61126	norm. w pow. 850 C	4,90 4,75	149 159	53 56	0,35	0,56	0,26	0,019	0,029			część zużyta
stal węglowa	Batory	TA	norm. w pow. 850 C	4,05 4,00	223 228	80 88								
stal chromo-niklowa	Baildon	3 RSt Ni V 75 B 21945	hart. w oleju 865 C odpuszcz. 665 C	3,88 3,70	244 269	83 91	0,46	0,81	0,32	0,01	0,01	1,66	1,12	rozrzut w R_r na tarczy do 3 kg/mm ²
zeliwa szare	Zabrze			4,20 4,15	207 212									

*) Zakres średnic odcisku na poszczególnych tarczach

**) Skrajne wartości R_r . Na poszczególnych tarczach różnice w R_r dochodziły do 3 kg/mm² w podanym zakresie.

99/48-111

nosiło od 3,6 KM do blisko 30 KM (znaczące przeciążenie).



Rys. 3. Kontrola twardości i jednorodności materiału tarczy do prób Van Dongena i Stegwee na aparacie Brinella, średnice odcisku 10/3000/30 4,00—4,10, $R_r = 80 - 82$ kg/mm².

Badania omawianych stali szybko tnących zostały przeprowadzone przy dwóch najbardziej charakterystycznych przekrojach warstwy skrawanej:

- 1) przy posuwie $p = 1$ mm/obr i głębokości skrawania $g = 5$ mm, czyli przy przekroju warstwy skrawanej $F = 5 \times 1 = 5$ mm² (współczynnik kształtu $m = \frac{g}{p} = 5$) to znaczy w warunkach ciężkiej obróbki zgrubnej, przy użyciu maszyn o większej mocy;
- 2) przy posuwie $p = 0,2$ mm/obr i głębokości skrawania $g = 2$ mm, czyli przy przekroju warstwy skrawanej $F =$

$= 0,2 \times 2 = 0,4$ mm² (współczynnik kształtu $m = \frac{g}{p} = 10$) to znaczy w warunkach zbliżonych do obróbki wykańczającej, przy użyciu maszyn o mniejszej mocy.

Ponadto

- 3) przy posuwie $p = 0,2$ mm/obr i głębokości skrawania $g = 2$ mm, czyli przy przekroju warstwy skrawanej $F = 0,2 \times 2 = 0,4$ mm² i skrawaniu przerywanym z uderzeniami, to znaczy w warunkach zbliżonych do pracy na trugarkach, frezarkach, dłutownicach itd.

Ostatnie próby zostały wykonane w celu określenia ciągliwości i odporności na uderzenia narzędzi, wykonanych z poszczególnych gatunków stali szybko tnących. Rysunki 4, 5, 6 przedstawiają materiały skrawane w postaci tarcz z charakterystycznymi stopniami, odpowiadającymi poszczególnym średnicom spalania ostrza noża, uzależnionym od ilości obrotów tarczy.

Na podstawie przeprowadzonych prób zostały sporządzone wykresy $D\tau = f(n)$, a następnie wykresy $T = f(v)$. Na podstawie tych wykresów wyznaczono dla badanych stali szybko tnących godzinowe szybkości skrawania v_{60} , zebrane w tablicy 12.

Tablica 13 przedstawia wykładniki s ze wzoru Taylora $T = \left(\frac{C}{v}\right)^s$ dla wyżej wymienionych stali. Znając wartości v_{60} i s można z łatwością wyznaczyć szybkości skrawania dla dowolnego okresu trwałości narzędzia T , oczywiście zachowując wszystkie pozostałe warunki skrawania.

TABLICA 12

Wartości szybkości godzinowych v_{60} , otrzymanych przy badaniu stali szybko tnących metodą *Van Dongena* i *Stegwee*.

Stal szybko tnąca	Huta	stal węgl $R_r=42-46$		stal węgl $R_r=53-56$		stal węgl $R_r=80-82$		stal Cr-Ni $R_r=83-91$		żeliwo $H_B=207-212$	
		$F_1=5\text{ mm}^2$	$F_2=0,4\text{ mm}^2$	$F_1=5\text{ mm}^2$	$F_2=0,4\text{ mm}^2$	$F_1=5\text{ mm}^2$	$F_2=0,4\text{ mm}^2$	$F_1=5\text{ mm}^2$	$F_2=0,4\text{ mm}^2$	$F_1=5\text{ mm}^2$	$F_2=0,4\text{ mm}^2$
S5K	A	37,8	92,5	23,0	74,0	12,7	30,9	14,0	36,8	15,7	30,7
	B	37,2	79,9 *)	19,0	73,4	12,3	35,1	12,9	35,6	14,8	28,9
S18W	A	30,0	105,0	18,0	61,2	11,3	31,0	12,0	35,3	10,75	26,7
	B	29,8	98,8	18,4	64,1	11,1	30,3	11,2	32,6	11,6	26,9
S15W	A	26,7	93,1	20,0	59,3	12,6	31,7	12,0	44,1	12,8	29,7
	B	30,2	86,3	20,7	59,4	11,9	33,4	11,0	36,1	14,2	31,0
S8W	A	30,4	80,1	17,2	57,8	11,8	31,6	12,1	32,8	11,9	28,5
	B	34,8	86,4	20,0	57,8	11,5	33,3	12,5	35,6	13,1	29,6
S3V	A	27,1	86,5	16,4	65,1	9,8	27,0	10,1	35,0	10,8	26,1
	B	30,3	76,8	15,9	65,0	11,8	32,4	10,2	36,2	11,9	27,5
S5L	A	30,4	97,1	17,7	62,1	11,0	35,0	11,0	43,0 **)	11,8	29,6
Olimpia	B	31,2	79,5	17,6	60,2	10,5	32,7	11,7	36,5	11,5	26,9
III UDK	B	25,4	83,7	13,5	59,8	9,57	23,9	8,3	28,5	10,2	24,1

A - Huta Baildon

*) Materiał skrawany zanieczyszczony

B - Huta Batory

**) " " o wytrzymałości $R_r=80\text{ kg/mm}^2$

99/48-112

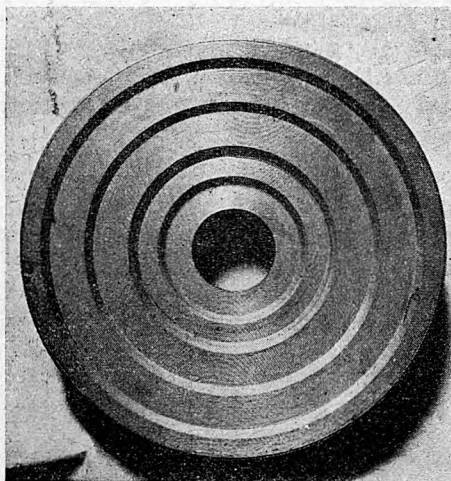
Szybkości godzinowe v_{60} oraz wykładniki potęgowe s dla skrawania przerywanego zestawione są w tablicy 14.

Badania porównawcze metodą *Van Dongena* i *Stegwee* i *Taylora*, wielokrotnie i sumiennie przeprowadzane przez *Van Dongena* i innych dawały wyniki różniące się $\pm 2 \div 3\%$. Charakterystyczną cechą metody *Van Dongena* i *Stegwee* jest mniejszy rozsiew punktów niż przy metodzie *Taylora*.

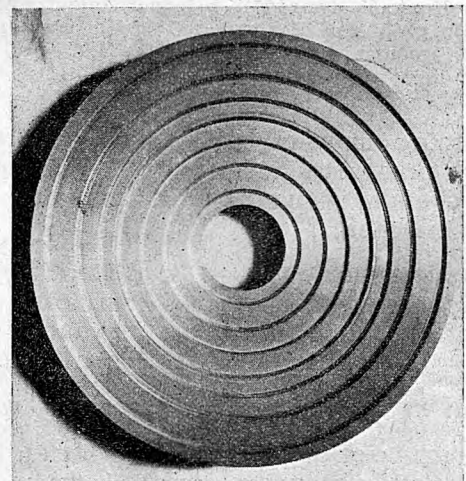
Jakkolwiek przeprowadzone przez Zakład Mechanicznej Obróbki Materiałów Akademii Górniczej próby wydajności metodą *Van Dongena* i *Stegwee* dawały pełną podstawę

do wyprowadzenia pewnych wniosków, nie mniej jednak przeprowadzono szereg prób porównawczych metodą *Taylora*. Do prób porównawczych zostały użyte te same noże, którymi posługiwano się przy badaniach metodą *Van Dongena* i *Stegwee* oraz przeznaczone do skrawania materiały w postaci wałów o średnicy około 200 mm i długości 2000 ÷ 2500 mm.

Jeden z wałów był wykonany ze stali węglowej o wytrzymałości $R_r = 56\text{ kg/mm}^2$ a więc o wytrzymałości takiej, jaką posiadały tarcze ($R_r = 53 \div 56\text{ kg/mm}^2$), drugi natomiast ze stali chromoniklowej o wytrzymałości $R_r = 90 \div 95\text{ kg/mm}^2$, a więc większej



Rys. 4. Tarcza (stal chromo niklowa) po serii pomiarów zgrubnych. Widoczny stożek w miejscach spalania ostrzy noży ($F = 5 \times 1 = \text{mm}^2$).



Rys. 5. Tarcza chromoniklowa po pomiarach w warunkach obróbki wykańczającej ($F = 2 \times 0,2 = 0,4\text{ mm}^2$).

TABLICA 13

Wartości wykładnika s , otrzymane przy badaniu stali szybko tnących metodą Van Dongena i Stegwee.

Stal szybko tnąca	Huta	Stal węglowa $R_p=42-46$		Stal węglowa $R_p=53-56$		Stal węglowa $R_p=80-82$		Stal Cr-Ni $R_p=83-91$		Żeliwo $H_B=207-212$	
		$F_1=5mm^2$	$F_2=0,4mm^2$	$F_1=5mm^2$	$F_2=0,4mm^2$	$F_1=5mm^2$	$F_2=0,4mm^2$	$F_1=5mm^2$	$F_2=0,4mm^2$	$F_1=5mm^2$	$F_2=0,4mm^2$
S 5 K	A	7,35	12,10	5,45	9,00	6,00	7,20	5,50	10,00	12,30	16,50
	B	8,10	11,50	5,06	9,50	5,98	6,55	5,45	10,80	13,80	15,80
S 18 W	A	5,46	14,00	5,30	6,96	5,80	6,95	5,25	9,40	11,50	17,20
	B	6,55	14,40	5,25	7,10	5,80	8,35	5,15	10,90	10,40	17,20
S 15 W	A	5,67	13,30	5,25	8,10	5,25	7,90	5,15	12,80	13,20	17,20
	B	5,90	14,90	5,85	7,07	5,90	7,35	5,80	11,60	11,10	17,20
S 8 W	A	7,00	12,30	4,90	7,70	6,00	8,15	6,40	9,50	10,80	20,00
	B	7,50	12,30	5,15	7,20	6,00	7,93	6,55	10,10	11,30	21,20
S 3 V	A	6,35	13,30	4,65	8,25	5,55	7,46	5,78	11,80	9,80	13,30
	B	6,50	9,25	4,40	8,25	6,40	9,25	4,70	15,60	9,82	11,50
S 5 L	A	6,00	15,60	5,50	7,04	6,05	9,80	5,25	12,80	10,75	15,10
Olimpia	B	5,95	12,30	5,30	7,05	6,15	8,38	6,15	12,60	10,10	14,90
UDK	B	6,00	14,40	4,27	8,25	5,90	7,26	4,50	9,00	10,10	13,20

A - Huta Baildon B - Huta Batory

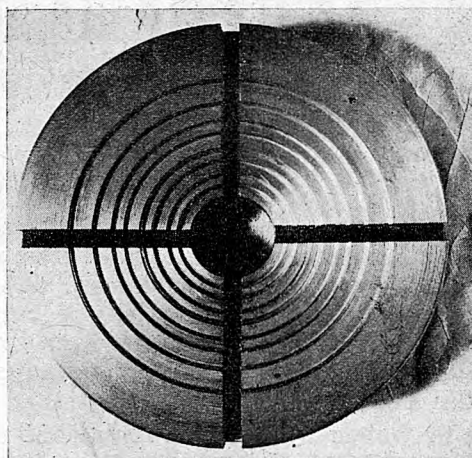
99/46-713

niż wytrzymałość tarcz ($R_r = 83 \div 91$ kg/mm^2).

Wyniki otrzymane metodą Taylora przy skrawaniu stali węglowej całkowicie pokrywały się z wynikami otrzymanymi metodą Van Dongena i Stegwee, natomiast przy skrawaniu stali chromoniklowej otrzymano zależność $T=f(v)$ w postaci prostej, (w podwójnym układzie logarytmicznym) leżącej nieco poniżej prostych uzyskanych metodą Van Dongena i Stegwee. Różnica ta powinna być wystąpić i wystąpiła ponieważ wytrzymałość wałów chromoniklowych była większa niż wytrzymałość tarcz (przy czym twardość wałów zwiększyła się w kierunku obwodu), rys. 7.

Na rysunkach 8, 9, 10, 11 zestawione są wyniki badań. Rysunek 8 przedstawia koszt składników stopowych Cr, W, V, Mo, Co, w jednym kilogramie stali szybko tnącej w za-

leżności od procentowej zawartości tych składników (obliczenia zostały dokonane na podstawie cen poszczególnych składników stopowych z miesiąca stycznia 1948 r.).

Rys. 6. Tarcza chromoniklowa po próbach skrawania przerywanego ($F = 2 \times 0,2 = 0,4$ mm^2).

TABLICA 14

Wartości szybkości godzinowej v_{60} i wykładnika potęgowego s dla skrawania przerywanego.

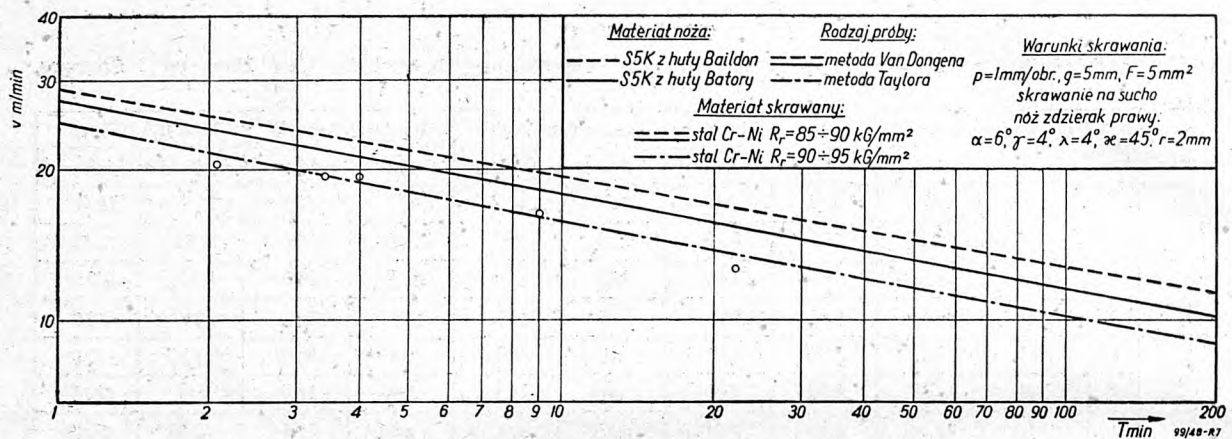
Stal szybko tnąca	Stal węglowa $R_r = 53-56$ kg/mm^2 $F = 2 \times 0,2 = 0,4$ mm^2				Stal chromoniklowa $R_r = 83-91$ kg/mm^2 $F = 2 \times 0,2 = 0,4$ mm^2			
	skrawanie ciągłe		skrawanie przerywane		skrawanie ciągłe		skrawanie przerywane	
	v_{60}	s	v_{60}	s	v_{60}	s	v_{60}	s
S 18 W	62,7	7,0	53,5	5,5	33,9	10,2	23,4	6,0
S 3 V	65,1	8,3	57,1	6,7	35,6	13,7	23,3	5,9
S 5 L	62,1	7,0	48,5	5,3	43,0 ^{*)}	12,8	24,1	5,5
UDK	59,8	8,3	—	—	28,5	9,0	23,7	5,8

*) stal chromoniklowa o wytrzymałości $R_r=80$ kg/mm^2

99/46-114

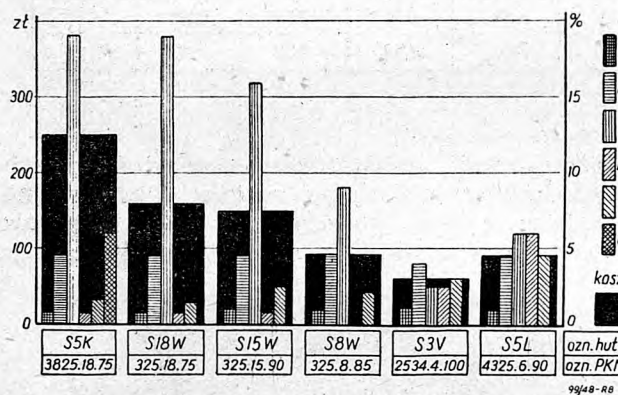
Rysunek 9 przedstawia godzinową szybkość skrawania v_{60} przy skrawaniu zgrubnym $F=5$ mm^2 stali szybko tnących różnych gatunków, przy skrawaniu trzech gatunków stali węglowej, stali chromoniklowej i żeliwa, na tle kosztów składników stopowych Cr, W, V, Mo, Co, znajdujących się w jednym kilogramie stali szybko tnącej.

Na rysunku 10 przedstawiona jest godzinowa szybkość skrawania v_{60} przy danych jak wyżej, dla $F=0,4$ mm^2 , a na rysunku 11— v_{60} dla $F=0,4$ mm^2 przy skrawaniu przerywanym.



Rys. 7. Zależność między szybkością skrawania, a okresem trwałości narzędzia

Na podstawie wyników uzyskanych z przeprowadzonych badań należy wyciągnąć następujące wnioski:



Rys. 8. Koszt i zawartość składników stopowych w 1 kg polskich stali szybko tnących.

Stal S5K — jest stalą przewyższającą dość znacznie wszystkie pozostałe stale szybko tnące. Wysoka jednak zawartość deficytowych składników jak wolfram i kobalt nie pozwala w chwili obecnej na szerokie jej stosowanie wobec konieczności ograniczenia wydatku dewiz.

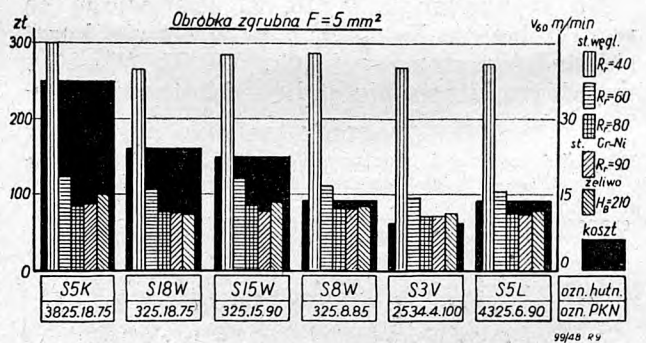
Stal ta wobec tego powinna znaleźć zastosowanie tylko do wyrobu noży tokarskich używanych w bardzo ciężkich warunkach obróbki zgrubnej przy skrawaniu materiałów twardych o wysokiej wytrzymałości na rozrywanie i trudno obrabialnych (żeliwo wysokowartościowe, stale węglowe ulepszone cieplnie, stale stopowe), gdzie inne gatunki wykazują dużo mniejszą wydajność. Przy większych przekrojach trzonek noży stal tę należy stosować w postaci nakładek lutowanych względnie przypawanych do zwykłej stali węglowej o wytrzymałości $R_t = 70 \div 80 \text{ kg/mm}^2$.

Stal S18W mimo wysokiej zawartości składników stopowych nie wykazuje specjalnych własności i aczkolwiek uważana była długi czas za najlepszą, to obecnie wydaje

się być przeładowaną niepotrzebnie składnikami stopowymi.

Stal S15W jest stalą o dobrej wydajności skrawania, przewyższającą stal S18W, powinna być stosowana tylko do wyrobu wszelkiego rodzaju narzędzi używanych przy ciężkich warunkach obróbki zgrubnej, jak również w postaci nakładek na noże.

Stal S8W posiada przy stosunkowo niskiej zawartości składników stopowych (7 ÷ 8% W, około 2% V) i znacznie niższej cenie, wszelkie zalety stali wysokostopowych i to zarówno przy skrawaniu materiałów twardych i miękkich, wiórem o większym przekroju, jak i przy skrawaniu wykańczającym. Służyć może do wyrobu wszelkiego rodzaju noży tokarskich, strugarskich, wiertel, frezów, rozwiertaków. Łatwość i pewność obróbki cieplnej tej stali daje rękojmię, że warsztaty przemysłu metalowego będą się nią mogły skutecznie posługiwać. Stal S8W powinna być uprzywilejowana jeżeli chodzi o udział w ogólnej produkcji.

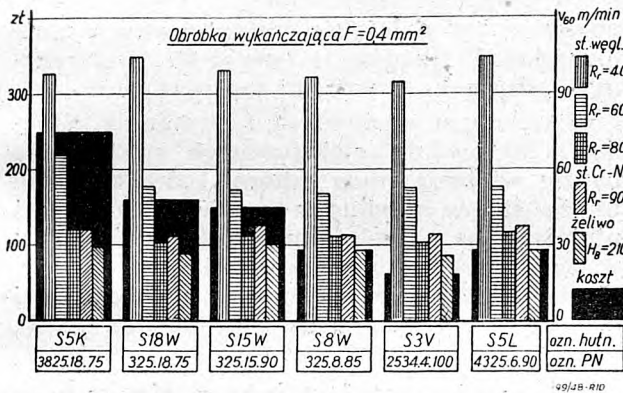


Rys. 9. Koszt składników stopowych w 1 kg polskich stali szybko tnących oraz wydajność tych stali przy skrawaniu stali węglowych, chromoniklowej i żeliwa.

Stal S3V jest stalą oszczędnościową typu 3/3/3. Mimo nie wielkiej zawartości składników stopowych ustępuje przy obróbce zgrubnej tylko nieznacznie stali S18W (około 10 ÷ 12%), zaś przy lekkich warun-

kach pracy dorównuje jej zupełnie, koszt jej jest zaś o wiele niższy.

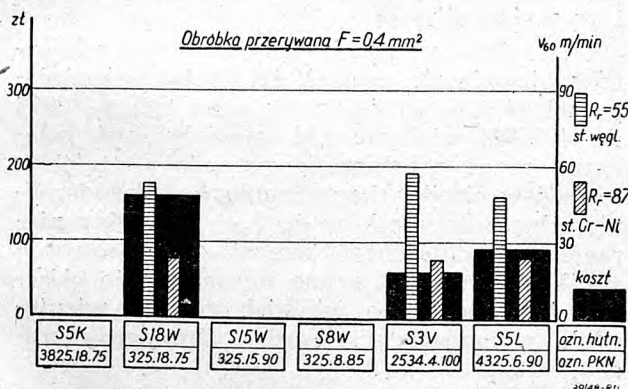
Duża odporność na wysokie temperatury oraz na ścieranie sprawia, że stal ta może być z powodzeniem stosowana do wyrobu narzędzi do zgrubnej obróbki materiałów średniej i małej twardości, wykańczaków i wiertel i wszelkich narzędzi pracujących z chłodzeniem.



Rys. 10. Koszt składników stopowych w 1 kg polskich stali szybko tnących oraz wydajność (v_{60}) tych stali przy skrawaniu stali węglowych, chromoniklowej i żeliwa.

Stal S3V poza powyższymi zaletami wykazuje dużą odporność na uderzenia (ciągliwość), a więc nadaje się dobrze do skrawania przerywanego i z uderzeniami.

Stal S5L okazała się gatunkowo wysoko wartościową pod względem wydajności, posiadając bowiem przeciętne wyniki przy obróbce zgrubnej, jest pierwszorzędną jako stal do gładzenia i przede wszystkim takie zastosowanie powinna znaleźć, zwłaszcza, że obróbka cieplna nie sprawia trudności, pomijając możliwość wypalenia molibdenu lub uszkodzenia narzędzia przy nieostrożnym podgrzewaniu.



Rys. 11. Koszt składników stopowych w 1 kg polskich stali szybko tnących oraz wydajność (v_{60}) tych stali przy skrawaniu stali węglowych, chromoniklowej i żeliwa.

Stal „Olimpia” odpowiada mniej więcej wydajności stali S5L, lecz wobec znacznie

wyższej zawartości wolframu (około 12%) i wanadu (około 5%) nie jest ekonomiczna.

Stal IIIUDK jako bardzo uboga w wolfram (1,3%) jest trudna w obróbce cieplnej i posiada najniższą wydajność ze wszystkich badanych gatunków stali.

Jak z powyższego wynika stale oszczędnościowe z powodzeniem mogą być stosowane do obróbki metali, zwłaszcza przy niezbyt ciężkich warunkach pracy, a dotychczasowe uprzedzenie jakie panowało w stosunku do tych stali wynikało przede wszystkim z niewłaściwego obchodzenia się z nimi przy obróbce cieplnej. Nie widać jednak istotnych przyczyn, dla których nie miałyby być one w użyciu i to w najszerszym zakresie.

Konieczność jak największego ograniczenia wydatku dewiz na zakup składników stopowych zagranicą, zmusza zarówno producenta jak i odbiorcę do racjonalnej gospodarki materiałami narzędziowymi. Całkowite uchwycenie w hutach złomu i odpadków w poszczególnych etapach produkcji narzędzi szybko tnących z uwzględnieniem gatunków, przyczyni się do zaoszczędzenia ferrostopów przez dostarczenie znacznych ilości materiału do wsadu pieca elektrycznego. Często zdarzające się przekraczanie przy wytopach podanej przez normy górnej granicy zawartości poszczególnych pierwiastków obciąża materiał niepotrzebnymi kosztami, nie podnosząc zasadniczo jego wydajności.

Stosowanie narzędzi na warsztacie czy to większym czy mniejszym musi być również celowe. Byłoby marnotrawstwem posługiwanie się stalą wysokostopową w wypadku, gdy ten sam efekt da się uzyskać przy użyciu stali oszczędnościowej, zważywszy, że cena ich jest w stosunku do stali S18W około dwukrotnie niższa.

Najlepszą gwarancją dobrego wykorzystania drogiego materiału narzędziowego jest, oprócz doboru właściwego kształtu narzędzia, oprócz zastąpienia całych narzędzi ze stali szybko tnącej narzędziami z nakładkami ze stali szybko tnącej na trzonki ze stali węglowej o wysokiej wytrzymałości ($R_r=80 \text{ kg/mm}^2$), należyty dobór warunków skrawania, który przede wszystkim zapewni ekonomiczne wykorzystanie narzędzia i obrabiarki.

ŹRÓDŁA

- 1) Prof. inż. Witold Biernawski — „Gospodarka materiałami narzędziowymi w świetle naszych możliwości surowcowych” „Przeгляд Mechaniczny”, VI, rok 1947, zeszyt 4 — 5.
- 2) Inż. Andrzej de Latour — praca dyplomowa pt. „Badanie stali szybko tnących”, wykonana pod kierunkiem prof. inż. Witolda Biernawskiego, 1947 r.

Nowe prądy w dziedzinie napędu i sterowania elektrycznego obrabiarek

Inż.-elektr. EUGENIUSZ MISIUREWICZ

Pojęcia elektrycznego napędu i elektrycznego sterowania obrabiarek. Wzrost mocy stosowanych ostatnio napędów elektrycznych. Automatyzacja cyklu pracy. Sterowanie zależnościowe. Sterowanie elektronowe o regulacji tyratronowej i sterowaniu fotoelektrycznym. Dalszy rozwój nowych rodzajów napędów. Sterowanie elektryczne kopiarek. Zagadnienie specjalne związane z budową nowoczesnych obrabiarek, zwłaszcza typu agregatorowego. Aparatury sterujące. Normalizacja.

Wstęp

Zadaniem napędu elektrycznego obrabiarek jest zasadniczo dostarczenie energii mechanicznej, niezbędnej do ich pracy, za pośrednictwem silników elektrycznych, sprzęgniętych bezpośrednio, lub pośrednio z napędzanymi elementami obrabiarki.

Często ograniczamy się jedynie do dostarczenia energii koniecznej do właściwego napędu i wtedy wszystkie zadania sterowania obrabiarki wykonywane są przez elementy mechaniczne, czy też hydrauliczne (niekiedy również pneumatyczne). Zmiana liczby obrotów wrzecion i wielkości posuwów oraz włączanie i wyłączanie ruchów roboczych i pomocniczych obrabiarki, odbywa się wówczas na drodze mechanicznej lub elektrycznej.

Sterowania elektrycznego w takim układzie właściwie nie ma, gdyż stosowana aparatura elektryczna służy tylko do włączania silnika przed rozpoczęciem pracy i wyłączania go po jej ukończeniu, jak również do zabezpieczenia silnika i przewodów instalacji obrabiarki od zwarcia i przeciążeń. Są to obrabiarki o napędzie elektrycznym.

W obrabiarkach o sterowaniu elektrycznym, silniki napędowe (a czasem i inne elementy, jak elektromagnesy i t. p.) odpowiednio sterowane, spełniają cały szereg dodatkowych zadań, jak przede wszystkim włączanie i wyłączanie ruchów roboczych i pomocniczych, poza tym zaś często, przy zastosowaniu silników regulowanych — zmiana liczby obrotów i wielkości posuwów.

Sterowanie elektryczne posiada szereg zalet, jak łatwość obsługi z wielu miejsc, możliwość łatwego i elastycznego stosowania sterowań zależnościowych i ryglowań, prostota uzyskiwania połączeń sterujących za pomocą łatwych do ułożenia przewodów, zamiast bardzo złożonych nieraz elementów mechanicznych i t. d. Spowodowało to szerokie rozpowszechnienie się ich w obrabiarkach od czasu, gdy aktualne przed laty zagadnienie „napęd indywidualny, czy grupowy”, zostało zdecydowanie rozstrzygnięte na korzyść napędu indywidualnego.

Nie oznaczają to, oczywiście, aby sterowanie elektryczne mogło być jedynym, godnym uwagi rozwiązaniem, tym nie mniej, zarówno konstruktor, jak i użytkownik obrabiarki

powinien być należycie zorientowany w możliwościach napędów i sterowań elektrycznych, aby móc je w pełni wykorzystać.

Obszernemu omówieniu zagadnienia napędu i sterowania elektrycznego poświęcona będzie większa praca autora, która zapewne ukaże się w niedługim czasie, artykuł zaś niniejszy, ma na celu zapoznanie czytelników w ogólnym zarysie z najważniejszymi osiągnięciami i kierunkiem rozwoju techniki w tej dziedzinie w ostatnim dziesięcioleciu.

1. Wzrost mocy i zmiany w sieciach fabrycznych

Jedną z najbardziej wyraźnych w omawianym okresie tendencji napędu obrabiarek, był stały wzrost mocy napędów. W czasie wojny skonstruowano niektóre obrabiarki specjalne dla ciężkich robót zgrubnych, o mocy dochodzącej do 400 — 450 KM, a silniki rzędu 70 — 100 KM, np. w półatomatach do obróbki pocisków, przy zastosowaniu wielo- nożowej obróbki nożami z nakładkami ze stopów spiekanych, nie były rzadkością.

Ogólne uznanie konieczności wzmocnienia przekrojów sieci fabrycznych, spowodowane wzrostem mocy silników dało w wyniku zrewidowanie, panujących poprzednio poglądów w sprawie wielkości silników, które mogą być bezpośrednio włączane na sieć i znacznie uprościło w szeregu wypadków aparaturę wyłącznikową.

O ile jeszcze przed 10 laty szereg odbiorców obrabiarek uważał, że do bezpośrednio włączania na sieć nadają się tylko silniki do 4 KM, większe zaś musiały być włączane przez przełącznik gwiazda — trójkąt, to dziś w obrabiarkach regułą jest bezpośrednie włączanie silników do 7 — 10 KM, a nie- rzadko do 20 KM i więcej. Zastosowanie silników pierścieniowych ogranicza się głównie do napędów o wielkich masach wirujących, wymagających bardzo długiego rozruchu.

Napędy zasilane z sieci prądu stałego zanikają coraz bardziej, w związku z wymi-eraniem tych sieci w fabrykach. W Stanach Zjednoczonych A. P. gdzie sieci fabryczne prądu stałego przetrwały dłużej, niż w Europie, nastąpiło również zasadnicze przejście na prąd zmienny.

2. Automatyzacja cyklu pracy

Z rozwojem budowy obrabiarek specjalnych i ich automatyzacją, będącą jedną z dominujących cech w rozwoju konstrukcji obrabiarek w latach wojennych, kojarzy się ściśle rozwój sterowania w kierunku automatyzacji cykli pracy.

Automatyczny cykl pracy obrabiarki składa się najczęściej z szybkiego przesuwu, aż do zbliżenia się narzędzia, lub narzędzi do przedmiotu obrabianego, posuwu roboczego i szybkiego powrotu do położenia wyjściowego. Cykl taki może być uzupełniony dodatkowymi czynnościami, zwłaszcza gdy obrabiarka wykonuje więcej niż jedną operację.

Czynnościami takimi może być np. samoczynny obrót bębna lub stołu w wielowrzecionowych automatach, obrót głowicy rewolwerowej w automatach typu rewolwerowego i t. d.

Coraz większe rozpowszechnianie się skomplikowanych obrabiarek specjalnych, obrabiarek zespołowych, a wreszcie samoczynnych linii obróbkowych, dało w wyniku opracowanie szeregu bardzo ciekawych konstrukcji sterowania. O rozmiarach np. sterowania elektro-hydraulicznego kilku wykonanych samoczynnych linii obróbkowych mogą dać pojęcie następujące cyfry: suma długości użytych do połączeń przewodów elektrycznych wynosiła 4 — 25 km, ilość wyłączników krańcowych 30 — 210, styczników i przekaźników 20 — 220, lamp elektro-nych 25 — 120, przycisków 30 — 90.

Nie będziemy przytaczali oczywiście szczegółowych schematów tego rodzaju sterowań, gdyż wyszłoby to poza ramy niniejszego artykułu.

3. Sterowanie zależnościowe

Wszystkie sterowania obrabiarek typu zespołowego (agregatowego) należą do t. zw. „sterowań zależnościowych”, t. zn. poszczególne ruchy i czynności różnych organów obrabiarki wykonywane są w ustalonej kolejności i wykonanie czynności następnej uzależnione jest od ukończenia lub dojścia do przewidzianego etapu czynności poprzedniej. Rozwiązanie tego rodzaju zadań może być dokonywane za pomocą kilku metod, a mianowicie:

A. System kontaktów drogowych, czyli t. zw. *kolejnościowy*. Przy tym systemie pierwszy impuls sterujący włącza ruch pierwszego elementu. Po ukończeniu ruchu, lub po dojściu do właściwego punktu, element poruszający się naciska na wyłącznik krańcowy, uruchamiając w ten sposób element następny i t. d. Długości i zakresy ruchów ustala się za pomocą odpowiedniego rozmieszczenia wyłączników krańcowych

i ustawienia krzywek, lub zderzaków na ruchomych częściach.

System kontaktów drogowych posiada dwie odmiany:

a) *Sterowanie impulsowe*. W tym wypadku wystarcza krótkie tylko naciśnięcie wyłącznika krańcowego przez zderzak. Wywołany ruch trwa nadal poza wyłącznik krańcowy, również po przejściu zderzaka, mającego w tym wypadku postać krótkiego garbu.

b) *Sterowanie kontaktami stałymi*. Dla kontynuowania ruchu, spowodowanego przez naciśnięcie wyłącznika krańcowego trzeba, aby wyłącznik ten był stale naciśnięty. Zderzak musi wtedy mieć kształt długiej listwy, lub odpowiedniej krzywki.

B. System cykliczny. Przy tym systemie cykl pracy jest sterowany za pomocą krzywek, umieszczonych na bębnie lub podobnym elemencie i uruchamiających wyłączniki krańcowe. Bęben obraca się stopniowo, sterując kolejne czynności obrabiarki. System ten również może mieć sterowanie impulsowe lub za pomocą kontaktów stałych.

C. System kolejnościowo-cykliczny. Jest połączeniem systemów A i B. W tym wypadku wyłączniki krańcowe, sterujące ruchy poszczególnych organów, uruchamiane są, jak przy systemie cyklicznym przez krzywki, umieszczone na bębnie; bęben jednak nie obraca się ruchem stałym, a pokreca się skokami o jedną podziałkę, po zakończeniu każdego ze sterowanych ruchów.

Ogólnie powiedzieć można, że sterowanie impulsowe jest mechanicznie prostsze, gdyż krótkie krzywki są wygodne i łatwe do umieszczenia dla konstruktora.

Wadą tego typu sterowania jest to, że przy przerwaniu cyklu, przed jego ukończeniem, np. na skutek chwilowego zaniku napięcia, powrót do takiego stanu układu, aby móc podjąć pracę od miejsca, w którym została ona przerwana, nastęrcza trudności i raczej lepiej jest zacząć przerwany cykl od początku. Poza tym system ten wymaga zwykle szeregu blokowań wzajemnych pomiędzy stycznikami sterowania. Wszystko to powoduje, że system ten, bardzo rozpowszechniony przy cyklach prostych, ustępuje przy cyklach bardziej złożonych typowi sterowania o kontaktach stałych, przy którym ilość potrzebnych blokowań jest mniejsza i przy przypadkowej przerwie znacznie prostsze jest rozpoczęcie pracy od miejsca, gdzie została ona przerwana.

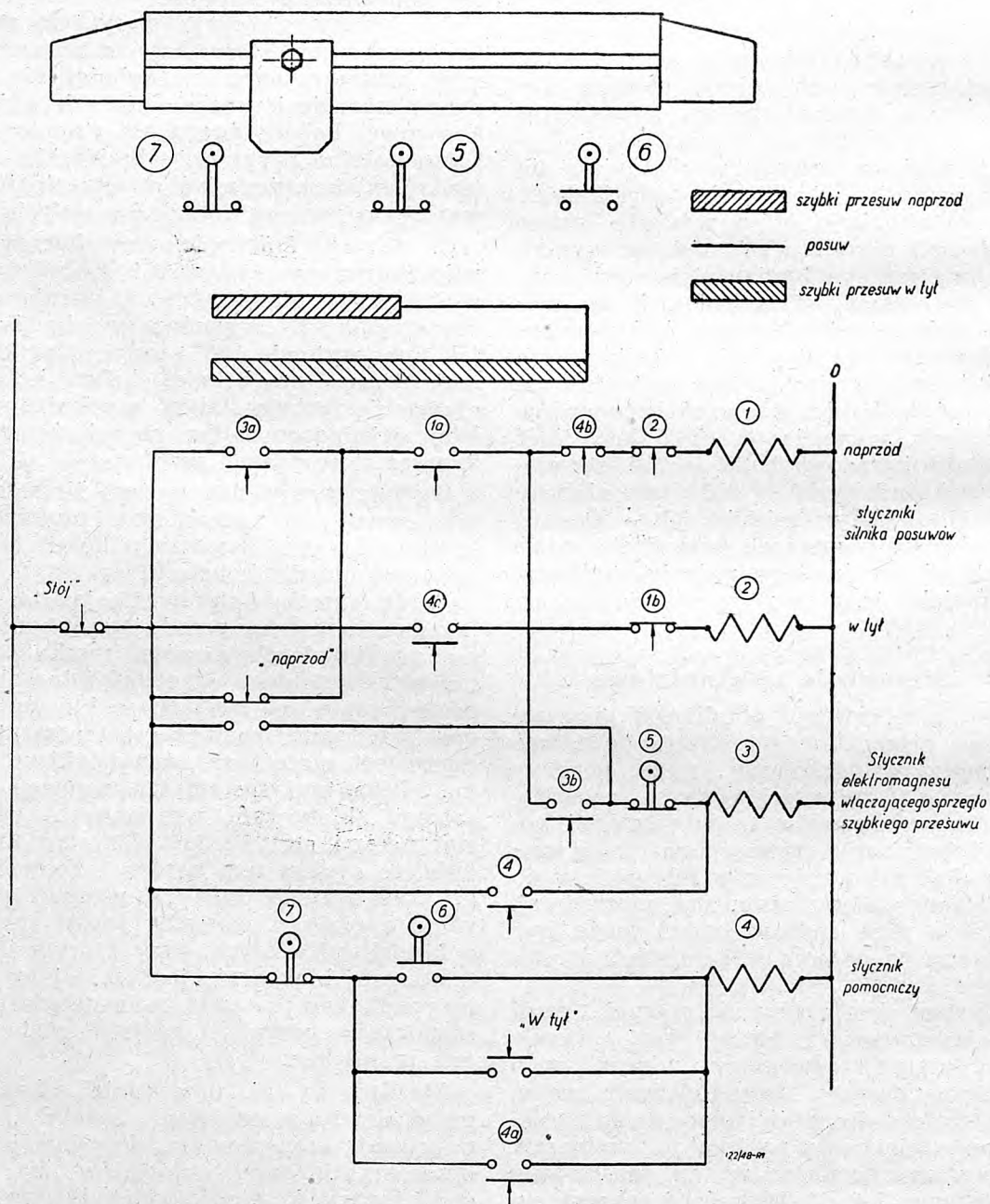
Możliwe są też, oczywiście, schematy łączące oba typy sterowań. System cykliczny, z bębniem krzywkowym, dogodny jest przy obrabiarkach typu automatów dla dużych serii. System kolejnościowo-cykliczny, z bębniem, poruszającym się skokami, nadaje się szczególnie dla sterowań złożonych, przy

których daje on dogodnie skoncentrowanie części aparatury w jednym miejscu.

Jako przykład prostego sterowania zależnościami należącemu do typu kolejnościowego o sterowaniu impulsowym, podajemy układ, przedstawiony (jako schemat rozwinięty) na rysunku 1. Jest to układ, mogący mieć zastosowanie np. dla frezarek o półautomatycznym cyklu pracy, gdy ma pewien wolny wybieg i wyłączenie ruchu roboczego nie wymaga szczególnej dokładności, to też wystarcza użycie w tym celu zwykłych wyłączników krańcowych.

Przy naciśnięciu przycisku „Naprzód”, włącza się stycznik 3, powodując za pomocą

sterowanego przezeń elektro-magnesu, włączenie sprzęgła szybkiego posuwu. Jednocześnie, za pomocą dwóch kontaktów pomocniczych stycznika 3, a mianowicie 3a i 3b włącza się stycznik 1, uruchamiający silnik posuwów w kierunku „naprzód”. Stół rusza szybkim posuwem naprzód. Wraz z włączeniem stycznika 1 włączony jest jego kontakt pomocniczy oraz rozłączony kontakt 1b. Po puszczeniu przycisku „Naprzód”, styczniki 1 i 3 włączone są nadal dzięki swym kontaktom pomocniczym 1a i 3a. Po dojściu zderzaka, umieszczonego na stole do wyłącznika krańcowego 5, zostaje on przez ten zderzak naciśnięty i wyłącza stycznik 3, wobec cze-



Rys. 1. Przykład sterowania zależnościowego typu impulsowo - kolejnościowego stołu frezarki o cyklu półautomatycznym.

go elektro-magnes opada, przełączając sprzęgło na posuw. Stycznik 1 nadal jest włączony poprzez kontakt spoczynkowy przycisku „Naprzód” i swój kontakt pomocniczy 1a. (Taki układ gwarantuje niemożność ominięcia wyłącznika krańcowego 5 przez zbyt długie przytrzymanie przycisku „Naprzód” w stanie naciśniętym. Przy zastosowanym układzie, w razie najechania na wyłącznik krańcowy 5 przy naciśniętym przycisku „Naprzód”, przerwie się oprócz obwodu stycznika 3, również obwód trzymający stycznika 1 i stół stanie). Stół posuwa się obecnie posuwem roboczym.

Pomimo zejścia (po chwili) zderzaka z wyłącznika krańcowego 5, stycznik 3 pozostaje wyłączony, bo jego obwód trzymający poprzez własne kontakty pomocnicze, pozostaje przerwany.

W chwili naciśnięcia zderzaka w końcu ruchu roboczego na wyłącznik krańcowy 6, włącza się stycznik pomocniczy 4, który przez swój kontakt trzymający 4a jest nadal włączony. Stycznik 4 wyłącza poprzez kontakt pomocniczy 4b, stycznik 1 i włącza po jego opadnięciu za pomocą kontaktu 4c, stycznik 2 na bieg silnika w tył i jednocześnie znów włącza stycznik 3, przełączając w ten sposób sprzęgło na szybki przesuw.

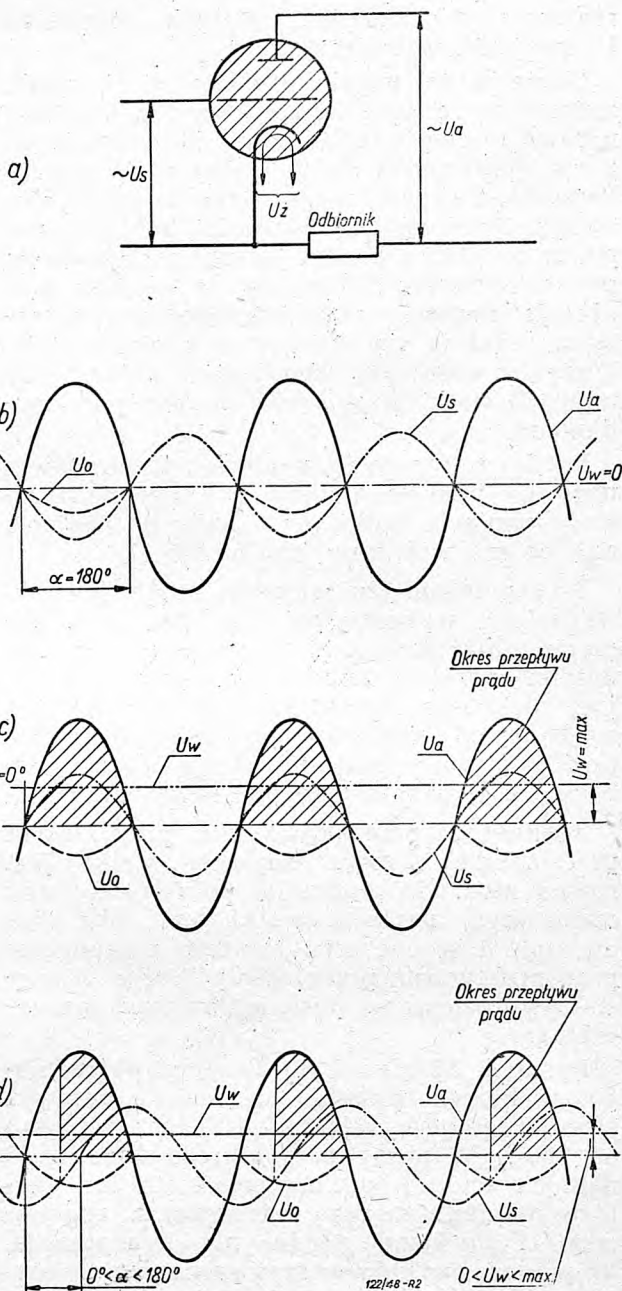
Stół posuwa się szybkim przesuwem w tył, po czym, w położeniu wyjściowym, zderzak naciska wyłącznik krańcowy 7, a zatem przerywa obwód stycznika pomocniczego 4 i stół się zatrzymuje. Cykl pracy jest ukończony. Po zmianie obrabianego przedmiotu, obrabiarkę uruchamia się do nowego cyklu pracy, przez ponowne naciśnięcie przycisku „Naprzód”.

Przyciski: „Stój” i „W tył” służą dla zatrzymania i cofnięcia stołu, w razie jakiegoś wypadku. W normalnym cyklu pracy, używane nie bywają.

Przytoczony przykład jest jednym z najprostszych i ma służyć tylko dla zobrazowania typu sterowania, które może obejmować zakres o wiele większy. Dla porządku należy dodać, że postawione zadanie można rozwiązać i w inny sposób, np. przez użycie dwóch oddzielnych silników dla szybkiego przesuwu i posuwu oraz mechanizmu różnicowego w napędzie, usuwającego potrzebę stosowania elektromagnesu przełączającego. Schemat będzie wtedy podobny, lecz różniący się w szczegółach od podanego.

4. Sterowanie elektronowe

W ostatnim okresie rozwinęły się niektóre nowe, nie stosowane uprzednio w budowie obrabiarek typy napędu i sterowania, powstałe na tle rozwoju techniki i lamp elektronowych. Są nimi: a) napęd o regulacji tyratronowej, b) sterowanie fotoelektryczne.



Rys. 2. Przebieg regulacji napięcia za pomocą lampy tyratronowej: a) lampa tyratronowa, b) tyratron nie przepuszcza prądu $\alpha = 180^\circ$, $U_w = 0$, c) tyratron w pełni wystereowany $\alpha = 0$, $U_w = \max$, d) tyratron wystereowany częściowo $0 < \alpha < 180^\circ$, $0 < U_w < \max$.

Oznaczenia: α — przesunięcie fazowe napięcia sterującego, U_a — napięcie zmienne prostowane (anodowe), U_s — napięcie zmienne na siatce sterującej, U_o — zmienne napięcie ujemne siatki, przy którym tyratron nie przepuszcza prądu (napięcie ryglujące), U_w — napięcie stałe wyprostowane.

a) Napęd o regulacji tyratronowej polega w zasadzie na użyciu silników bocznikowych prądu stałego z obrotami regulowanymi za pomocą zmiany napięcia twornika (zasada układu Ward-Leonarda) i zmiany napięcia wzbudzenia (zasada t. zw. „regulacji bocznikowej”). Nowością jest sposób uzyskiwania

regulowanych napięć stałych twornika i uzwojenia wzbudzenia.

Napięcia te uzyskuje się z sieci prądu zmiennego za pomocą sterowanych prostowników jonowych o żarzonej katodzie, czyli t. zw. *tyratronów*. Są to lampy prostownicze napełnione gazem, wyposażone w siatkę sterującą. Przez zmianę wielkości, lub fazy napięcia na siatkach sterujących, przesuwa się punkt zapłonu tyratronów w każdym półokresie napięcia prostowanego, a tym samym reguluje się otrzymane napięcie stałe. Z reguły stosowaną metodą jest zmiana fazy napięcia siatki w stosunku do napięcia anodowego.

Przebieg regulacji napięcia wyprostowanego za pomocą zmiany przesunięcia fazowego napięcia siatki w stosunku do napięcia anodowego widoczny jest na rys. 2.

Przy przesunięciu fazowym napięcia siatki sterującej, wynoszącym 180° (rys. 2b), napięcie siatki sterującej ma w półokresie dodatnim napięcia anodowego, gdy możliwe jest działanie tyratronu, wartość ujemną większą od napięcia ryglującego. Wobec tego tyratron w ogóle prądu nie przepuszcza. Napięcie wyprostowane jest równe zeru.

Rysunek 2c przedstawia stan, przy którym przesunięcie fazowe napięcia siatki jest równe zeru. W dodatnim półokresie prądu anodowego, napięcie siatki jest cały czas dodatnie i wobec tego tyratron przepuszcza prąd praktycznie przez cały półokres. Napięcie wyprostowane posiada wartość maksymalną.

Rysunek 2d odnosi się do stanu pośredniego, w którym przesunięcie fazowe napięcia sterującego jest większe od 0, lecz mniejsze od 180° . W początku półokresu dodatniego napięcia anodowego, napięcie siatki ma wartość ujemną, większą od napięcia ryglującego i tyratron prądu nie przepuszcza. W punkcie, w którym krzywa napięcia siatki przecina krzywą napięcia ryglującego, następuje zapłon tyratronu i prąd płynie przez cały resztę okresu. Napięcie wyprostowane jest mniejsze od maksymalnego, gdyż tyratron przepuszcza prąd tylko przez część półokresu dodatniego. Im krótszy jest okres pracy tyratronu w ciągu tego półokresu, tym mniejsza jest wielkość napięcia wyprostowanego i naodwrot im dłuższy jest ten okres — tym większe napięcie wyprostowane.

W ten sposób, zmieniając kąt α przesunięcia napięcia siatki w stosunku do anodowego możemy regulować wielkość napięcia wyprostowanego od zera do maximum.

Dla sterowania siatek wystarczają bardzo małe moce, co umożliwi szerokie stosowanie zwykłych lamp elektronowych, typu radio-

wego w układach sterujących napięcia siatek tyratronów.

Łatwość zastosowania dla tego celu układów lampowych pozwala na sprowadzenie organów regulacji ręcznej do wielkości zwykłego potencjometru radiowego i zredukowanie do minimum ilości organów obsługi. W razie potrzeby możliwa jest tak daleko posunięta automatyzacja sterowania, na jaką nie pozwala żadna inna dotąd metoda. Łatwości regulacji sprzyja również znikoma bezwładność, cechująca układy lamp elektronowych.

Regulacja tyratronowa, oprócz możliwości automatycznego rozruchu silnika przy jednoczesnym ograniczeniu prądu rozruchowego do dowolnej wielkości, kompensacji spadku obrotów przy obciążeniu, wyrównywania wahań napięcia w sieci, i t. d. umożliwi rozwiązanie przy pomocy stosunkowo prostych środków, takich zadań jak np. regulacja wielkości posuwów, w zależności od przekroju zdejmnowanego wióra i tp.

Uproszczony schemat typowego sterowania tyratronowego ¹⁾ przedstawia rys. 3.

Schemat ten, w którym opuszczone zostały wszystkie szczegóły, mogące zaciemnić zasadę działania, jak cały układ sterowania przyciskowego, hamowania, transformatory żarzenia, szczegółowe schematy lampowego układu regulacyjno-kompensacyjnego i t. d., jest oczywiście jednym tylko z szeregu możliwych wariantów.

Zasada działania jest następująca: napięcie z sieci prądu zmiennego otrzymywane poprzez transformator TRa , prostowane jest w tyratronach T_1 i T_2 — dla twornika, a T_3 i T_4 dla uzwojenia wzbudzenia, silnika M . Napięcie sterujące doprowadzane jest do siatek tyratronów poprzez transformatory siatkowe TRs_1 i TRs_2 .

Pierwotne uzwojenie tych transformatorów, przyłączone są do przekątnych mostków *Wheatstone'a*, utworzonych przez obie półki uzwojenia wtórnego transformatora zasilającego TRz_1 oraz opornik R_1 i uzwojenia dławika X_1 i analogicznie przez TRz_2 , R_2 i X_2 .

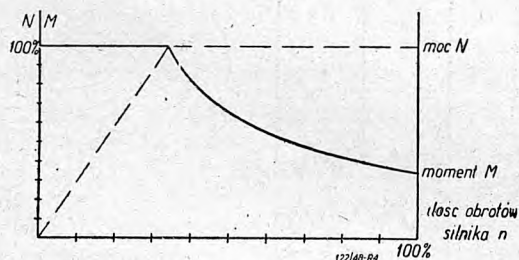
Dławiki X_1 i X_2 mają dodatkowe uzwojenia włączone w obwody anodowe lamp układu sterującego — kompensacyjnego: L_1 i L_2 .

Zmiana prądu anodowego tych lamp powoduje zmianę nasycenia magnetycznego uzwojeń. Przy małym prądzie w obwodzie anodowym lamp L_1 i L_2 , nasycenie rdzeni dławików jest małe i indukcyjność ich uzwojeń wobec tego duża; natomiast przy wroście rośnie nasycenie rdzeni i indukcyjność wobec tego maleje.

¹⁾ W. G. Zusman i P. W. Markin: Bezstopniowy napęd elektronowo-jonowy obrabiarek do metali. *Stanki i Instrumenty*, zeszyt 8/1947.

prąd rozruchu nie przekracza z góry zadanej wartości, leżącej zwykle w granicach ok. 120 — 140% prądu nominalnego. Przy zatrzymaniu silnika, jest on elektrycznie hamowany. Przy przeciążeniu, silnik staje i prąd jego zostaje ograniczony do np. tychże 120 — 140% prądu nominalnego jak przy rozruchu, względnie do mniejszej jeszcze wartości.

Dalszej automatyzacji napędu nic nie stoi na przeszkodzie. Wymaga to jedynie ewentualnie dodania do układu sterowania dodatkowych potrzebnych układów lampowo-przełącznikowych, zależnie od czynników wpływających na regulację. Charakterystykę napędu tyratronowego, to jest przebieg krzywych mocy i momentu obrotowego w zależności od obrotów silnika przedstawia rysunek 4. Jak widać z wykresu, w zakresie regulacji prądem twornika, moment obrotowy jest stały, a moc rośnie liniowo, proporcjonalnie do liczby obrotów. W dalszym ciągu, w zakresie regulacji napięciem wzbudzenia, moc jest stała, a moment maleje odwrotnie proporcjonalnie do liczby obrotów.



Rys. 4. Charakterystyka napędu tyratronowego.

Ogólny zakres regulacji wynosi od 1:75 do 1:100, przy czym napięciem twornika reguluje się w zakresie od ok. 1:20 do 1:25, a napięciem wzbudzenia w zakresie ok. 1:3 do 1:4. Wynika z tego, że stosunek mocy przy obrotach najmniejszych i największych wynosi ok. 1:25, a moment maleje przy wartości obrotów w całym zakresie w stosunku 1:3 do 1:4.

Omówiona wyżej charakterystyka momentu obrotowego i mocy wskazuje na to, że głównym zakresem zastosowań tego rodzaju napędu są przede wszystkim napędy posuwów wszelkiego rodzaju, dla których charakterystyka taka jest naogół odpowiednia.

Dla napędów głównych, w których naogół pożądana jest charakterystyka zbliżona do stałej mocy w całym zakresie regulacji, napędy tyratronowe stosowane są naogół rzadko i ze znacznie mniejszym zakresem regulacji.

Szerokiemu zastosowaniu tego rodzaju napędów w obrabiarkach wszelkiego rodzaju, stoją na przeszkodzie pewne ich wady, których oczywiście nie są one pozbawione. Są to:

a) ograniczenie mocy do kilku KM, ze względu na wielkość aparatury i moce produkowanych dotąd tyratronów; b) stosunkowo znaczne rozmiary aparatury; c) znaczny koszt; d) konieczność starannej konserwacji przez wykwalifikowanych fachowców-elektryków, ze znajomością radiotechniki.

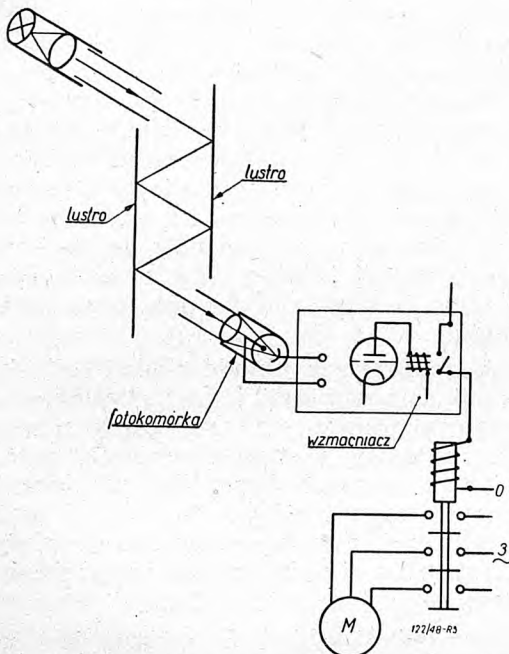
W naszych warunkach, na razie uwzględniać należy jeszcze jeden czynnik, t. j. konieczność importowania prawie wszystkich części składowych aparatury, z wyjątkiem silnika. Z czasem w miarę rozwoju naszego przemysłu radiotechnicznego, dodatkowa ta trudność oczywiście odpadnie.

W Stanach Zjednoczonych, gdzie sterowania jncncw-elektryczne rozpowszechniły się najbardziej, stosowane są one dla napędów posuwów frezarek bramowych i podłużnych, z regulacją w zakresie ok. 1:50 ÷ 1:75, regulacji obrotów głowicy przedmiotu w szlifiarkach do wałków i gwintów (w zakresie ok. 1:10), regulacji liczby obrotów tarczy szlifierskiej do gwintu (wstosunku ok. 1:3) i t. d. Również w Związku Radzieckim, napędy tego rodzaju zaczynają znajdować coraz większe zastosowanie. W Niemczech, aż do końca wojny, praktycznie nie były one stosowane.

Dalszym ciekawym rodzajem układów sterujących, są sterowania fotoelektryczne. Znalazły one w ostatnich latach b. szerokie rozpowszechnienie przy zabezpieczeniu obsługi pras od przypadkowego wsunięcia ręki pod stempel prasy. Jak wiadomo, wszelkiego rodzaju siatki i t. p. urządzenia, jak również układy, zmuszające do użycia obu rąk dla uruchomienia prasy, aby w ten sposób zapobiec dostaniu się ręki wolnej pod stempel, utrudniają pracę i wymagają dodatkowych czynności dla ich obsługi. Zazwyczaj obsługujący stara się w miarę możliwości, urządzenia takie „unieszkodliwić“, nieraz w bardzo pomysłowy sposób, co powoduje, że praktycznie nie działają one w ogóle, albo też nadzorowanie prawidłowego ich stosowania wymaga stałej uwagi ze strony kierownictwa. Niezależnie od tego, często zmniejszają one wydajność pracy.

Doskonałe usługi oddaje tutaj zabezpieczenie fotoelektryczne, polegające na tym, że rolę osłony mechanicznej przejmuje promień, rzucony przez małą żaróweczkę i zespół soczewek na układ dwóch podłużnych lusterek, pomiędzy którymi przechodzi on kilkakrotnie, trafiając w końcu na fotokomórkę połączoną ze wzmacniaczem. Na wyjściu wzmacniacza, w obwodzie anodowym lampy znajduje się przełącznik z kontaktem włączonym w obwód cewki stycznika, wyłączającego silnik napędowy prasy, lub np. elektromagnesu sterującego sprzęgło. Przerwanie promienia świetlnego, przez wsunięcie ręki w chroniony obszar, powoduje zmniejsze-

nie prądu fotokomórki, a przez to natychmiastowe zwolnienie przekaźnika i opadnięcie stycznika, wyłączającego silnik napędowy, lub magnes sprężą.



Rys. 5. Schemat sterowania fotoelektrycznego urządzenia zabezpieczającego prasę.

Rysunek 5 przedstawia schemat tego rodzaju układu. Wystarczy tu jednolampowy wzmacniacz z drugą lampą prostowniczą i wymiary jego są niewiele większe od stycznika 25 — amperowego tak że jego umieszczenie razem z pozostałymi elementami sterowania nie następuje trudności. Poza utrzymaniem czystości lusterek, urządzenie nie wymaga żadnej specjalnej konserwacji. Układ wzmacniacza może być bardzo prosty z lampami typów normalnie używanych w radioodbiornikach. Jedyne przy bardzo znacznych wahaniami napięcia sieci, zachodzi potrzeba dodatkowego stosowania lampy — stabilizatora napięcia, aby uniknąć wyłączeń przy nadmiernych jego spadkach. W sieciach o normalnych wahaniami napięcia, nie zachodzi potrzeba stosowania stabilizatora.

Dzięki odpowiednim osłonom fotokomórki, światło dzienne i sztuczne nie przeszkadza działaniu urządzenia.

Poza podanym wyżej przykładem, istnieją liczne możliwości zastosowania sterowania fotoelektrycznego; są to jednak, jak dotąd nągół odosobnione wypadki i nie znalazły dotąd szerszego zastosowania w dziedzinie obrabiarek z wyjątkiem pras. Tym niemniej, możliwości w tej dziedzinie są duże (np. samoczynne przełączanie z szybkiego przesuwu na posuw roboczy, przy zbliżeniu się narzędzia do przedmiotu obrabianego, przenoszenia

impulsów z b. dokładnych przyrządów pomiarowych drogą świetlną bez mechanicznego ich obciążenia przy tym jakimkolwiek momentem, i t. p.).

Wydaje się, że precedens wprowadzenia do sterowania obrabiarki lampy elektronowej w sterowaniach jonowo-elektronowych, oswojający konstruktora i użytkownika maszyny z dość bądź co bądź delikatnym elementem, jakim jest w sterowaniu obrabiarki lampy elektronowej, może spowodować również większy niż dotąd rozwój sterowań fotoelektrycznych. Odpowiedź na to pytanie dadzą niewątpliwie lata najbliższe.

5. Dalszy rozwój innych rodzajów napędów

Poza wyżej wzmiankowanymi napędami, których zastosowanie, lub większe rozpowszechnienie przypada na ostatnie lata, równoległe nastąpił w omawianym okresie dalszy rozwój znanych już dawniej rodzajów napędów. Tak na przykład, ulepszone zostały silniki asynchroniczne dla częstych włączeń, dając możliwość osiągnięcia w poszczególnych przypadkach, do 2000 włączeń na godzinę.

Tego rodzaju silniki wielobiegowe (2 do 4 prędkości) z wentylacją obcą, przez wbudowany wentylator z własnym silnikiem, propagowała np. niemiecka firma Garbe-Lahmeyer do napędu strugarek. Nie znalazły one jednak większego rozpowszechnienia m. in. z powodu dużych uderzeń prądu na sieć przy przesterowaniach, nie łagodzonych, jak np. w układzie Leonarda, bezwładnością mas wirujących przetwornicy. Ponadto przesterowywanie w głównym obwodzie prądowym, powoduje konieczność stosowania dużych wielkości styczników przesterowujących. Jak wiadomo, o ile styczniki na niewielkie prądy nominalne do ok. 60A dają się przystosować do częstych włączeń, to wymagania stawiane w tym wypadku części mechanicznej styczników na duże prądy nominalne, ze względu na ich duże masy ruchome, są dość trudne do spełnienia i sterowanie wypada bardzo wielkie i kosztowne.

Większość użytkowników również niezbyt chętnym okiem widzi w lżejszych, seryjnych obrabiarkach stosowanie silników specjalnych (a takimi są niewątpliwie silniki do częstych włączeń). Uważają oni, że o ile pewne trudności przy konserwacji, remoncie i wymianie silników, z tym związane, mogą być okupione, przy niezbyt wielkiej ilości maszyn ciężkich, lub specjalnych znajdujących się w warsztacie, przez zalety prostszych mechanicznie układów to ew. rozciągnięcie ich na większość maszyn nor-

malnych, niweczy przede wszystkim dobre strony rozwijającej się stopniowo normalizacji silników, wprowadzając znów szereg typów anormalnych; należy wątpić aby normalizacja silników dla częstych włączeń mogła już teraz nastąpić.

Dla uniknięcia nieporozumień należy oczywiście zaznaczyć, że nie mówimy tu o napędach z ilością włączeń do 40 — 60 na godzinę, gdyż w tych wypadkach, zwłaszcza gdy nie chodzi o przesterowywanie silnika na przeciwny kierunek ruchu, a o zatrzymanie (zwłaszcza przy hamulcu mechanicznym) i ponowny rozruch, można z reguły stosować silniki normalne.

W większości wypadków, gdy niezbędne jest częste przełączanie i pożądana jest jednocześnie bezstopniowa regulacja prędkości (np. napędy stołów szlifierek i strugarek), stosowane są tu przy mniejszych mocach i skokach, raczej napędy hydrauliczne, a przy większych — (strugarki) napędy w układzie *Leonarda*.

Napędy za pomocą *silników komutatorowych prądu zmiennego*, są nadal stosowane b. rzadko i ograniczają się do pojedynczych przypadków. Na przeszkodzie do większego rozpowszechnienia się tego rodzaju napędów stoją, jak i dotąd wielkie wymiary tych silników, konieczność starannej ich konserwacji oraz przeważnie niezbyt stałe charakterystyki ilości obrotów w zależności od obciążenia, którymi się one odznaczają.

Silniki bocznikowe prądu stałego, o regulacji ilości obrotów za pomocą zmiany prądu wzbudzenia w związku z zanikaniem sieci prądu stałego, są również coraz rzadziej spotykane.

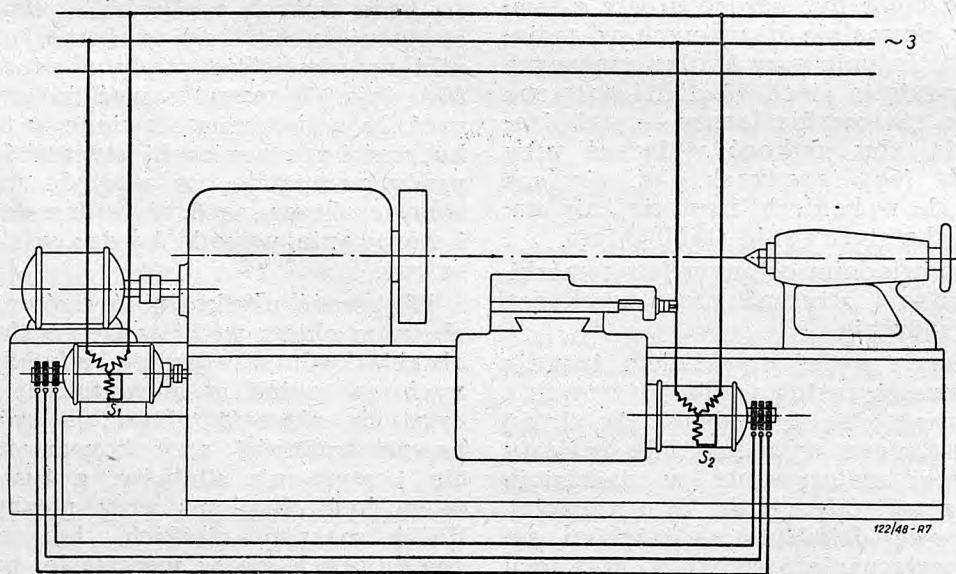
Układy typu *Word-Leonarda* są nadal podstawowymi napędami średnich i ciężkich strugarek, oraz stosowane są, w niektórych przypadkach dla napędów wrzecion głowic przedmiotu w szlifierech i t. p.

Główną cechą nowoczesnych napędów *Leonarda* dla strugarek jest dążenie do uzyskania możliwie krótkich czasów przesterowania, co przyczynia się do wzrostu nie tylko wydajności maszyny, ale i dokładności przełączania. Najprostszym środkiem, stosowanym do tego celu, jest utrzymanie dużej oporności w stosunku do samoindukcji w obwodzie wzbudzenia prądnicy zespołu *Leonarda*, aby w ten sposób skrócić czas potrzebny na zmianę pola przy przesterowaniu.

Inny ze znanych układów (AEG) dla kompensacji samoindukcji i magnetyzmu szczątkowego posiada wzbudnicą pomocniczą zaopatrzoną w trzy uzwojenia, połączone: jedno, poprzez styczniki przełączające i opornik regulacyjny z biegunami wzbudnicy głównej, drugie — szeregowo z obwodem twornika silnika, trzecie wreszcie, bocznikowe — jest samowzbudne.

Amerykański układ *Roto-Troll* jest układem *Leonarda*, z wzbudnicą posiadającą 4 uzwojenia, służące do kompensacji spadków omowych napięcia i wpływu magnetyzmu szczątkowego, co pozwala na uzyskanie zakresu regulacji aż do 1:120.

Interesującym układem, który zastosowano w kilku konstrukcjach obrabiarek, jest t. zw. „wał elektryczny”, tj. układ przenoszący ruch obrotowy synchronicznie od organu „nadającego” do organu „odbierającego” bez sprzęgnięcia mechanicznego.



Rys. 6. Wał elektryczny: S_1 — nadajnik, S_2 — odbiornik.

Układ zachowuje się, jak wał mechaniczny, tj. odbiornik powtarza dokładnie wszystkie ruchy nadajnika. Polega to na wykorzystaniu momentu synchronizującego, powstającego w silnikach asynchronicznych pierścieniowych, których stojany i wirniki są połączone równolegle, gdy oba wirniki nie znajdują się w tym samym położeniu w stosunku do stojanów. W zależności od przeznaczenia, układy takie mogą być wykonane w różnych wariantach.

Przykład wału elektrycznego, podany na rys. 6 jest typu najczęściej stosowanego w budowie obrabiarek.

Rysunek ten przedstawia napęd posuwów np. ciężkiej tokarki. Jako nadajnik służy silnik S_1 sprzęgnięty przez koła zmianowe lub skrzynkę posuwów z wrzecionem tokarki.

Odbiornikiem jest silnik S_2 . Obie silniki są silnikami asynchronicznymi, o wirnikach pierścieniowych. Szczotki wirników są połączone ze sobą we wszystkich trzech fazach, stojany zaś przyłączone do sieci jednofazowo (do dwóch przewodów sieci prądu zmiennego, 3-fazowego). Trzecia faza uzwojenia stojana jest zwarta.

W ten sposób, przy stojących wirnikach mamy w obwodzie magnetycznym obu maszyn pola pulsujące i nie powstaje moment obrotowy. Przy obrocie jednego z wirników, za pomocą momentu obrotowego, przyłożonego z zewnątrz do wału, powstaje, zgodnie z teorią maszyn asynchronicznych, pole wirujące, naskutek którego płyną w przewodach łączących oba wirniki, prądy wyrównawcze, powodujące obrót również drugiego wirnika. Powstający przy tym moment synchronizujący utrzymuje oba wirniki w tym samym położeniu względem siebie. Ścisłe biorąc, wirnik „odbiornika” cofnięty jest względem wirnika „nadajnika” o pewien niewielki kąt, zależny od wielkości momentu obrotowego przeniesionego przez układ w danej chwili.

Przy odpowiedniej wielkości przekładni pomiędzy wałami silników, a napędzanymi, lub napędzającymi organami kąt ten można pominąć. Przy przekroczeniu przez opory w napędzie maksymalnego momentu synchronizującego, silnik odbiornika zatrzymuje się i układ wypada z synchronizmu, co należy brać pod uwagę przy obliczaniu tego rodzaju układów.

Układy takie mogą być używane np. dla ciężkich tokarek o znacznych długościach toczenia, dla tokarek tarczowych o przestawialnym łożu z suportem i w ogóle wszędzie tam, gdzie użycie wałka do napędu posuwów natrafia na trudności konstrukcyjne. Że dokładność uzyskiwana za pomocą tego układu może być bardzo wielka, świadczy fakt zastosowania go do przenoszenia ru-

chów w takich maszynach, jak szlifierki do kół zębatych.

Coraz bardziej rozpowszechnia się t. zw. *sterowanie elektro-hydrauliczne*, które odznacza się tym, że zasadnicze sterowanie maszyny jest hydrauliczne, natomiast przełączanie elementów sterujących urządzenia hydraulicznego następuje drogą elektryczną, za pomocą elektromagnesów. O ile w układzie są również elementy uruchamiane nie hydraulicznie, to mogą one być sterowane bezpośrednio elektrycznie.

Układy takie, rozpowszechniające się zwłaszcza w większych automatach, obrabiarkach zespołowych i samoczynnych liniach obróbkowych, łączą w sobie zalety hydrauliki, którymi są: bezstopniowa ciągła regulacja szybkości, łatwe zabezpieczenie od przeciążeń, możliwość pracy do stałych zderzaków, pozwalająca na utrzymanie b. dokładnego ograniczenia ruchów, łatwość prędkiego przestrajania cyklu pracy i t. d., z zaletami sterowania elektrycznego, pozwalającego na centralizację obsługi, łatwość powiązania ruchów odległych od siebie elementów, prostotę ryglowań i t. d.

Ograniczone z konieczności rozmiary artykułu nie pozwalają na umieszczenie i omówienie na tym miejscu któregoś z bardziej interesujących schematów tego rodzaju, gdyż są to zwykle sterowania dość rozgałęzione. Szersze omówienie tego rodzaju sterowań i bliższe dane, znajdują czytelnicy, interesujący się tym zagadnieniem w wzmiankowanej na początku artykułu książce.

Ostatnim rodzajem sterowań, które tu pokrótce omówimy, jest *sterowanie elektryczne kopiarek*. Obejmują one obecnie już nie tylko frezarki-kopiarki przestrzenne do matryc, ale również półautomaty tokarskie do toczenia kształtowego, a nawet do toczenia takich części, jak np. wałki o stopniowanych średnicach i t. p. Zasada obróbki metodą kopioną zaczęła rozpowszechniać się szczególnie w okresie wojny. Oprócz znanego układu *Kellera*, w którym ruchy dźwigniki kopiującej, zamykającej odpowiednie kontakty, włączają i wyłączają posuw, opracowano szereg układów *bezkontaktowych*, które mogą być: a) piezoelektryczne, b) kondensatorowe, c) z opornikami omowymi, d) indukcyjne, e) bolometryczne, f) fotoelektryczne.

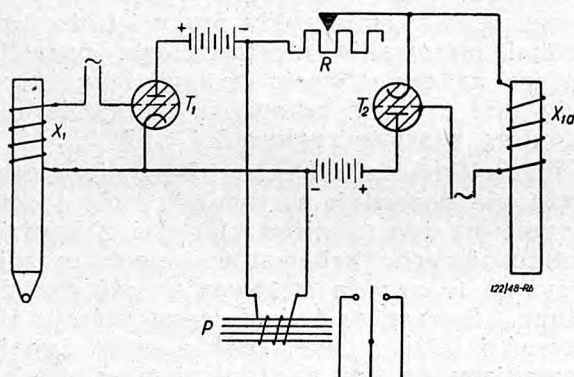
Pierwsze trzy rodzaje sterowań opracowane zostały raczej teoretycznie i większego praktycznego zastosowania dotąd nie znalazły.

Ciekawym przykładem sterowania indukcyjnego jest schemat opatentowany przez AEG, przedstawiony na rysunku 7.

Zasada działania omawianego urządzenia np. dla frezarki-kopiarki polega na tym, że ruchy dźwigni urządzenia kopiującego prze-

noszą się, przy pełnym kopiowaniu przestrzennym, na rdzenie 3-ch cewek indukcyjnych, zasilanych napięciem zmiennym, umieszczonych w 3-ch prostopadłych do siebie kierunkach. Rdzenie te przesuwają się wewnątrz cewek i w ten sposób zmieniają ich indukcyjność, co z kolei powoduje zmiany napięcia na siatkach połączonych z nimi tyratronów i zmianę ich prądów anodowych.

W obwodzie anodowym każdego z 3-ch tyratronów umieszczony jest przełącznik spolaryzowany P , prąd w uzwojeniu, którego jest kompensowany przez identyczny układ o odwróconej biegunowości. W obwodzie siatkowym tego układu znajduje się taka sama cewka indukcyjna, zasilana z tego samego źródła napięcia zmiennego, której rdzeń przesuwa się wraz z odpowiednim ruchem suportu frezarskiego. Opornik R służy do ustalenia przekładni kopiowania.



Rys. 7. Schemat sterowania indukcyjnego frezarko-kopiarki: X_1 — cewka indukcyjna połączona z dźwignią kopiującą, X_2 — cewka indukcyjna połączona z suportem frezarskim, R — opornik do regulacji przekładni kopiowania, P — przełącznik spolaryzowany, sterujący ruchy silnika posuwu, T_1 i T_2 — tyratrony.

Z chwilą, gdy ruch dźwigni kopiującej przesunie np. rdzeń cewki X_1 , zmiana napięcia siatki tyratronu T_1 spowodowana przez zmianę indukcyjności tej cewki, spowoduje np. wzrost prądu anodowego tegoż tyratronu, na skutek czego powstanie prąd w uzwojeniu przełącznika spolaryzowanego P , pozostającego dotąd, przy równowadze, i przełącznik ten przyciągnie zworek w lewo, włączając ruch suportu frezarskiego np. w dół. Spowoduje to odpowiednie przesunięcie rdzenia w cewce X_1 , co spowoduje z kolei zmianę napięcia siatki, a więc i prądu anodowego w tyratronie T_2 . Z chwilą, gdy w miarę przesuwania się rdzenia w cewce X_1 , prąd anodowy w tyratronie T_2 wzrośnie do wielkości równej prądowi tyratronu T_1 , uzwojenie przełącznika P pozostaje bez prądu i silnik posuwu wyłączy się. W ten sposób suport roboczy kopiuje ściśle ruchy suportu kopiarskiego.

Zastosowanie tej metody może się rozciągać nie tylko na frezarkę lecz i na wszystkie inne rodzaje obróbki, gdzie wchodzi w grę kopiowanie. Jak podaje opis patentowy, stosowane w tym układzie cewki indukcyjne, mogą mieć dość znaczne wymiary (do 200 mm długości) co pozwala na uzyskanie znacznej czułości układu.

Ciekawe są również układy bolometryczne, polegające na wykorzystaniu zmiany oporności oporników, nagrzewanych prądem elektrycznym, znajdujących się w różnych warunkach chłodzenia. Praktycznie wygląda to w ten sposób, że dwa cienkie druciki oporowe, włączone do 2 gałęzi mostka *Wheatstone'a*, umieszczone są nad dwiema wąskimi szczelinami, przez które przepływa strumień powietrza, chłodzący te druciki.

Nad szczelinami znajduje się cienka blaszka, połączona z dźwigniami urządzenia kopiującego. Przy ruchach dźwigni blaszka ta odsłania jedną ze szczelin więcej niż drugą, co powoduje intensywniejsze chłodzenie jednego z drucików oporowych. Następuje przez to zmiana jego temperatury, a zatem i oporności, co powoduje naruszenie równowagi w mostku *Wheatstone'a* i przepływ prądu wyrównawczego w uzwojeniu przełącznika spolaryzowanego, włączonego w przekątną mostka, i którego kontakt włącza odpowiedni przesuw organu roboczego.

Układy fotoelektryczne wreszcie, kopiują optycznie z czarno-białego szablonu rysunkowego. Jako organ pośredniczący służy fotokomórka z odpowiednim układem lamp elektronowych.

Przejrzawszy w ten sposób pobieżnie najciekawsze rodzaje układów, zastosowanych w ostatnich latach do napędów i sterowań obrabiarek zatrzymamy się jeszcze na chwilę na niektórych zagadnieniach specjalnych, związanych z budową nowoczesnych obrabiarek, zwłaszcza typu zespołowego. Rozpatrzmy kilka takich zagadnień.

Zagadnienie dokładnego wyłączenia spotyka się b. często przy obrabiarkach o automatycznym, lub półautomatycznym cyklu pracy, gdzie wchodzi w grę samoczynne ograniczenie ruchu roboczego, w celu uzyskania dokładnych wymiarów przedmiotu obrabianego. Wymagana dokładność waha się, w zależności od rodzaju obrabiarki, od kilku dziesiątych do setnych części mm. Przy dokładności rzędu dziesiątych — możliwe jest rozwiązanie zagadnienia środkami czysto elektrycznymi — przez zastosowanie wyłączników krańcowych, uruchamianych poprzez przekładnię dźwigniową.

Przy wymaganiu większych dokładności, normalnie stosowane metody czysto elektryczne bądź to zawodzą w ogóle, bądź też nie dają dostatecznej pewności ruchu. Roz-

wiązanie problemu daje wtedy najczęściej zastosowanie hydrauliki, z pracą na stały zderzak, lub napędu mechanicznego, krzywkowego.

Oryginalne rozwiązanie, będące połączeniem metody mechanicznej i elektrycznej, zastosowane zostało na krótko przed wojną w jednej z tokarek wielonożowych niemieckich i następnie, w czasie wojny w kilku innych obrabiarkach o charakterze półautomatów. Polega ono na tym, że suport, stół lub t. p., którego posuw ma być wyłączany w pewnym miejscu z dużą dokładnością, posiada normalny napęd mechaniczny posuwu, za pomocą śruby i nakrętki, lub koła zębatego i zębarki. Na jednym z wałków napędu posuwów umieszczone jest sprzęgło kłowe, o zębach skośnych, dociskane sprężyną, przez które przenoszony jest moment napędowy.

Dokładne ograniczenie ruchu odbywa się za pomocą zderzaka stałego, o który stół lub suport opiera się i zatrzymuje, co powoduje wzrost momentu obrotowego na wzmiankowanym wyżej sprzęgle kłowym. Ten wzrost momentu daje w wyniku (wobec tego, że zęby sprzęgła są skośne) — cofnięcie się jego połówki ruchomej, która naciska przy cofaniu się wyłącznik krańcowy, powodujący wyłączenie silnika posuwu z ewentualnym jednoczesnym włączeniem szybkiego ruchu powrotnego.

Przy dostatecznej sztywności budowy maszyny, zastosowanie tego systemu wyłączenia daje wyniki zupełnie zadawalające, o ile przy konstrukcji zwróci się dostateczną uwagę na wpływ odkształceń sprężystych w elementach napędu i wpływ bezwładności części ruchomych (to ostatnie, aby uniknąć przeskakiwania sprzęgła w chwili włączania szybkich przesuwów).

Zagadnienie następne — *zatrzymywanie się wrzecion w określonym położeniu*, bywa niekiedy aktualne przy wytaczarkach wielowrzecionowych, np. przy jednoczesnym wytaczaniu kilku otworów współśrodkowych o jednakowej lub zbliżonej średnicy, za pomocą wytaczadła z szeregiem nożyków. Przy wprowadzaniu narzędzia, niezbędne jest (aby uniknąć połamania noży), dokonywanie tego przy nieruchomych wrzecionach z nożami ustawionymi np. w górę i przedmiocie obrabianym nieco uniesionym w stosunku do swego ostatecznego położenia przy obróbce.

Dla osiągnięcia potrzebnego dla tego celu zatrzymywania się wrzecion w ściśle określonym położeniu istnieje kilka metod. Polegają one w zasadzie na tym, że po zatrzymaniu się wrzecion, o ile stanęły one w położeniu niewłaściwym (co kontroluje wyłącznik krańcowy, sterowany przez garb lub wycięcie na wrzecionie), uruchamia się bądź

silnik dodatkowy, pracujący przez przekładnię i wprawiający wrzeciono w powolny ruch obrotowy, aż do chwili osiągnięcia właściwego położenia i zatrzymujący się po tym samoczynnie. Czasem silnik główny bywa, dla osiągnięcia tego samego celu, zasilany krótkimi impulsami prądu, wywołującymi powolny jego obrót.

Zagadnienie ryglowań i sygnalizacji jest sprawą pierwszorzędną wagi przy projektowaniu obrabiarek złożonych, szczególnie agregatowych, a tym bardziej samoczynnych linii obróbkowych, gdyż wykonanie którejś z czynności nie w przepisanej kolejności, lub jej niewykonanie, albo też nieukończenie czynności poprzedzającej, może grozić uszkodzeniem kosztownych narzędzi lub maszyny. Tak np. w wielowrzecionowej wytaczarce zespołowej o sterowaniu elektrohydraulicznym i pneumatycznym zaciskaniu części obrabianej w przyrządzie, konieczne są co najmniej następujące ryglowania, pozwalające na włączenie ruchu roboczego obrabiarki tylko w wypadkach gdy: a) ciśnienie sprężonego powietrza w sieci jest dostateczne, b) wrzeciona stoją w odpowiednim położeniu, c) przedmiot obrabiany został zacisnięty w przyrządzie, d) ciśnienie oleju w obwodzie smarowania jest właściwe.

Dalej posuw roboczy może odbywać się tylko gdy wrzeciona się obracają. Przy zatrzymaniu się choćby jednego wrzeciona, posuw musi być natychmiast przerwany. Uszkodzenie jednego z silników wrzecion powinno spowodować przed jego wyłączeniem, samoczynne wyłączenie się posuwu, aby uniknąć połamania narzędzi, zwłaszcza przy zastosowaniu stopów spiekanych. Wreszcie w każdym wypadku, gdy cykl pracy nie przebiega normalnie, musi natychmiast zadziałać sygnalizacja optyczna, często połączona z akustyczną, wskazująca w miarę możliwości, od razu na miejsce, w którym trzeba poszukiwać uszkodzenia.

Znacznie większej ilości ryglowań wymagają oczywiście automatyczne linie obróbkowe, gdzie ilość organów, kontrolujących właściwy przebieg cyklu, sięga nieraz powyżej stu.

Dla praktycznego wykonania tego rodzaju ryglowań stosuje się przeważnie wyłączniki krańcowe, sterowane przez części ruchome maszyny bezpośrednio lub za pomocą krzywek, jak również wyłączniki ciśnieniowe, przekaźniki czasowe, czasem fotokomórki; dla wzajemnego zabezpieczenia od błędnych włączeń tych styczników samego sterowania (które nie mogą być włączone równocześnie, lub też muszą się włączać w określonej kolejności), stosuje się kontakty pomocnicze styczników.

Schematy sterowań tego rodzaju, obejmujące niekiedy do kilkudziesięciu silników

i organów sterujących, narysowane w zwykły sposób, odtwarzający symbolicznie rzeczywisty przebieg przewodów połączeniowych i układ styków aparatów, przestają być czytelne i zrozumiałe. Schemat taki, z zaznaczeniem wszystkich zacisków, musi pozostać, jako schemat montażowy, ale posługiwanie się nim dla rozumienia zasady działania sterowania, lub szybkiego ustalenia miejsca powstania zakłócenia, jest praktycznie niemożliwe.

Przy układach tego rodzaju, a zresztą wogóle przy wszelkich nieco bardziej złożonych schematach, nieocenione usługi oddają t. zw. „schematy rozwinęte”, przedstawiające z reguły tylko obwody sterujące, przy czym styki uzwojenia i t. d. ułożone są we wzajemnych położeniach, wynikających nie z ich przynależności do określonych aparatów, a z dogodności przedstawienia rysunkowego; przynależność ich do aparatów wynika z oznaczeń cyfrowych. W takim układzie narysowany jest np. schemat, przedstawiony na rys. 1.

6. Aparatura sterująca

Wysokie żądania, stawiane sterowaniom elektrycznym polegające na zapewnieniu niezawodności działania i prostoty obsługi oraz konserwacji, wymagają zastosowania odpowiedniej aparatury sterującej.

Niestety, pod tym względem pozostało jeszcze bardzo dużo do zrobienia. Nie mówiąc już o istniejących u nas w chwili obecnej trudnościach ze zdobyciem odpowiedniej aparatury, co jest objawem niewątpliwie przejściowym, związanym ze zniszczeniami wojennymi naszego przemysłu elektrotechnicznego i będzie stopniowo ulegało zmianie w miarę postępów odbudowy tego przemysłu, należy stwierdzić, że nawet w krajach o bardzo wysoko postawionej technice trudno jest o aparaturę sterującą, odpowiadającą wszystkim wymaganiom, stawianym przez przemysł obrabiarkowy.

Aparaty sterujące, wytwarzane przez większość wielkich firm światowych, są budowane z reguły tanio, a przez to zbyt tandetnie dla zastosowania ich w wielu wypadkach w budowie obrabiarek. Nie są one dostatecznie wytrzymałe ani mechanicznie, ani elektrycznie, dla stałej, długotrwałej pracy przy częstych włączeniach i przełączeniach. Najczęściej kontakty budowanych styczników wymagają nieraz zmiany po kilkudziesięciu tysiącach, a co najwyżej po 150 ÷ 200.000 włączeniach; ich część mechaniczna wytrzymuje czasem tylko kilkaset tysięcy włączeń. Wyłączniki ręczne wytrzymują często tylko kilkanaście tysięcy włączeń pod prądem.

Tymczasem np., przy strugarkach częstości włączeń 200 — 400 na godzinę nie są by-

najmniej rzadkością. Przy 4000 godzin roboczych rocznie (praca 2-zmianowa), odpowiada to 800.000 do 1.600.000 włączeń rocznie, a za tym przy użyciu normalnych styczników niskiej jakości, w ciągu roku trzeba by kilkakrotnie zmieniać kontakty, a po roku pracy zmienić całe styczniki. Inne obrabiarki jak np. małe tokareczki narzędziowe do gwintowania, tokarki — wykańczarki i t. d., mają częstości włączeń nieraz niewiele mniejsze.

W razie stosowania aparatury normalnej, zachodzi w tych wypadkach konieczność używania aparatów na większe prądy nominalne, niż wynika to z rzeczywistości występujących w układzie natężeń prądów i wielkości silników. Stosując tak przewymiarowane aparaty, osiąga się większą trwałość, przynajmniej kontaktów.

W ostatnich latach przed wojną ukazało się na rynku światowym kilka konstrukcji styczników odpowiadających również i pod względem wytrzymałości mechanicznej, wymaganiom przemysłu obrabiarkowego, sprawę zaś trwałości kontaktów trzeba było rozwiązywać przez przewymiarowywanie stosownej aparatury. Gorzej przedstawiała się sprawa z wyłącznikami ręcznymi. Tak np. przemysł niemiecki wypuścił dopiero na początku wojny modele wyłącznika walcowego, spełniającego postulat przemysłu obrabiarkowego (firma „Klöckner“). Wynikiem tego było to, że w ciągu krótkiego czasu wszystkie poważniejsze firmy obrabiarkowe niemieckie zaczęły stosować te wyłączniki, pomimo ich wyższej ceny, zastępując nimi inne fabrykaty. Styczniki natomiast, zaprojektowane przez tę samą firmę, z przeznaczeniem również dla obrabiarek, okazały się, pomimo szeregu lat doświadczeń, zużytych na ich opracowanie, typem nieudanym. Kontakty ich były dostatecznie wytrzymałe, ale część magnetyczna miała wady konstrukcyjne.

Zagadnienie konstrukcji specjalnej aparatury sterującej dla obrabiarek nie jest sprawą prostą. Istotnie jeżeli np. na 10.000 błędnych włączeń czy włączeń stycznika, jedno tylko odbędzie się z opóźnieniem np. o 0,5 sekundy, na skutek przypadkowego zacięcia lub zahamowania części mechanicznej, to już taki znikomy procent błędów (0,01%) dyskwalifikuje aparat. Przy np. 400 włączeniach na godzinę, znaczyłoby to, że co 25 godzin, t. j. co drugi dzień może nastąpić opóźnienie we włączeniu, lub wyłączeniu stycznika, co w napędzie nowoczesnej, szybkobieżnej strugarki, może oznaczać „przeskoczenie” stołu poza zderzaki o 0,25 m. i więcej, dając w konsekwencji połamanie narzędzi, zepsucie obrabianego przedmiotu, a czasem i uszkodzenie maszyny. Jest to przy-

kład może szczególnie jaskrawy, ale tym nie mniej rzeczywisty.

Wytrzymałość mechaniczna i elektryczna aparatów sterujących i ich zdolność do wytrzymywania bez szkody wielkich ilości włączeń, nie stanowi oczywiście jeszcze całości stawianych im wymagań.

Oprócz tego odgrywa również rolę sprawa łatwości i wygody obsługi i wbudowania, łatwości konserwacji, odporności na nieumiejętną obsługę, przypadkowe uderzenia części, które muszą wystawać na zewnątrz maszyny, jak dźwignie wyłączników, przyciski i t. p., możliwość dobrego zabezpieczenia od kurzu i wody i t. d.

O tym, że całość tych żądań nie została spełniona dotąd przez żadną z największych nawet firm elektrotechnicznych, świadczą najlepiej wypowiedzi przedstawicieli fabryk obrabiarkowych na konferencji, zwołanej w roku 1944 przez firmę „Westinghouse” — jednego z największych producentów aparatury elektrycznej w Stanach Zjednoczonych. Z wypowiedzi tych wynika, że większość producentów obrabiarek w Stanach Zjednoczonych nie uważała za możliwe powierzyć montażu sterowań firmom elektrotechnicznym, podkreślając, że dla zapewnienia należytej jakości swych sterowań, muszą one dobierać różne fabrykaty, a nawet wykonywać pewne, specjalne części, we własnym zakresie.

Jak widać z powyższego, sprawa aparatury elektrycznej dla obrabiarek nie może być uważana jeszcze za definitywnie załatwioną. Pomimo niewątpliwie znacznych postępów, osiągniętych w tej dziedzinie, do zrobienia pozostaje jeszcze wiele.

7. Normalizacja

Zagadnienie normalizacji aparatury silników elektrycznych jak również i pewnej normalizacji sterowań, w sensie ujednoczenia w miarę możliwości niektórych zasadniczych ich elementów, posiada bardzo wielkie znaczenie dla użytkowników i producentów obrabiarek.

Rozproszkowanie przemysłu obrabiarkowego w krajach Europy Zachodniej i w Sta-

nach Zjednoczonych na wielką ilość przedsiębiorstw, wzajemnie ze sobą konkurujących, nie sprzyjało na ogół normalizacji.

Tym nie mniej, zwłaszcza w okresie wojny, zaczęto prowadzić w tym kierunku szereg prac. W Związku Radzieckim, planowy typ gospodarki wpłynął oczywiście bardzo dodatnio na ujednostajnienie aparatów i silników elektrycznych, stosowanych w radzieckim przemyśle obrabiarkowym. W Polsce, w okresie przedwojennym, normalizacja wyposażenia elektrycznych obrabiarek, praktycznie biorąc nie istniała. Obecnie prowadzone są intensywne prace w tym kierunku. Opracowana została i ukaże się w najbliższym czasie norma PN/N-502: „Obrabiarki do metali — Wyposażenia elektryczne”, zawierająca wytyczne dla projektowania i wykonywania instalacji elektrycznych obrabiarek, z punktu widzenia zadośćuczynienia przepisom bezpieczeństwa. Normalizacją silników elektrycznych zajmuje się Stowarzyszenie Elektryków Polskich.

Wybraniem spośród produkowanej w kraju aparatury elektrycznej typów odpowiednich dla obrabiarek i uruchomieniem, w porozumieniu z przemysłem elektrotechnicznym, produkcji dalszych typów, potrzebnych dla przemysłu obrabiarkowego, zajmuje się obecnie Centralne Biuro Konstrukcji Obrabiarek, razem ze Zjednoczeniem Przemysłu Obrabiarkowego. Jednocześnie prowadzone są w CBK Obrabiarek prace wstępne nad znormalizowaniem typowych najprostszycy sterowań w postaci tablic, zawierających potrzebne aparaty, które będą wbudowywane do korpusów obrabiarek.

Projekty te, po ich skonkretyzowaniu, zostaną wkrótce przedłożone Polskiemu Komitetowi Normalizacyjnemu dla dalszego ich przepracowania.

Nasz system gospodarki planowej pozwala na pełne wykorzystanie zalet normalizacji i polski przemysł obrabiarkowy zamierza w omawianej dziedzinie wykorzystać wszystkie istniejące możliwości dla osiągnięcia wysokiej jakości i wydajności swej produkcji, przy równoczesnym ułatwieniu w ten sposób odbiorcom obsługi i konserwacji produkowanych przez siebie obrabiarek.

CZAS ODNOWIĆ PRENUMERATĘ

NA I-sze PÓLROCZE 1948 ROKU

Prenumerata kwartalna wynosi zł 400.—

prenumerata ulgowa

dla studentów i członków SIMP zł 300.—

Należność prosimy wysłać na nasze konto PKO Nr I-4665

Zastosowanie temperatur poniżej zera do obróbki cieplnej

Inż. STANISŁAW JABŁOŃSKI

Początkowe próby stosowania temperatur poniżej 0 C do obróbki cieplnej. Charakter i przebieg przemiany przechłodzonego austenitu w temperaturach poniżej 0 C. Hartowanie stali szybko tnących. Polepszanie własności narzędzi ze stali szybko tnących, zahartowanych i odpuszczonych w sposób zwykły, względnie narzędzi wykonanych. Obróbka cieplna stali narzędziowych stopowych i węglowych. Obróbka cieplna stali konstrukcyjnych stopowych. Odprężanie stopów żelaznych. Opóźnianie starzenia naturalnego stopów glinowych. Regenerowanie zużytych sprawdzianów. Osadzanie części pasowanych wciskowo. Chłodzenie narzędzi tnących. Urządzenia do uzyskiwania niskich temperatur.

Wstęp

Stosowanie temperatur poniżej 0 C do obróbki cieplnej stali nie jest zagadnieniem całkiem nowym. Już w roku 1932 *Luerssen* i *Greene* stwierdzili dodatni wpływ oziębienia niektórych rodzajów zahartowanych stali do temperatur poniżej 0 C na ich własności mechaniczne. W latach następnych prace innych badaczy omówione niżej ugruntowały ich poglądy.

W roku 1937 w Ameryce po raz pierwszy zastosowano temperaturę poniżej 0 C do obróbki cieplnej narzędzi ze stali szybko tnącej z wyraźnym wynikiem dodatnim. Stwierdzono, mianowicie, zwiększenie twardości narzędzia, polepszenie jego własności skrawalnych i zwiększenie czasu pracy bez ostrzenia. Na krótko przed wojną, a zwłaszcza podczas wojny obróbka cieplna stali w temperaturach poniżej 0 C znajduje szerokie zastosowanie, głównie w Ameryce, gdzie zostaje ona szeroko rozreklamowana przez wytwórców chłodziarek specjalnie do tego celu wyrabianych.

Szersze zastosowanie tej metody do celów praktycznych w wielu wypadkach dało wyniki rozbieżne — wydawało się, że sprawa jest przereklamowana.

Dopiero późniejsze systematyczne badania naukowe wykazały przyczyny rozbieżności wyników i całkowicie dowiodły w bardzo wielu wypadkach celowości stosowania temperatur poniżej 0 C w obróbce cieplnej stali.

W dobie obecnej obróbka cieplna z zastosowaniem temperatur poniżej 0 C znajduje zastosowanie w hartowaniu stali szybko tnących oraz węglowych i stopowych stali narzędziowych i konstrukcyjnych, do podwyższenia twardości niektórych rodzajów stali zahartowanych w sposób normalny, odprężania (sezonowania) stali i innych stopów i do opóźniania starzenia naturalnego stopów glinowych.

Niskie temperatury znajdują i inne zastosowania w obróbce metali: do chłodzenia narzędzi skrawających oziębionym powietrzem, zamiast chłodziwem ciekłym, do regenerowania zużytych lub przeszlifowanych sprawdzianów stalowych oraz przy osadzaniu części pasowanych wciskowo.

Celem niniejszego artykułu jest krótki przegląd metod i wyników osiągniętych w dziedzinie zastosowania temperatur poniżej 0 C, dający możliwość zapoznania się szerszemu gronu techników z tą stosunkowo mało u nas znaną dziedziną.

Niestety, dotąd nie było możliwości poparcia tego przeglądu własnymi pracami i doświadczeniami z powodu wielkich trudności związanych z otrzymaniem niezbędnego sprzętu laboratoryjnego — głównie chłodziarek, zdolnych do wytwarzania bardzo niskich temperatur.

Instytut Materiałoznawstwa i Obróbki Ministerstwa Przemysłu i Handlu jest w chwili obecnej zainteresowany kwestią obróbki w temperaturach poniżej 0 C i można mieć nadzieję, że w stosunkowo niedługim czasie rozpocznie badania własne, które zostaną w odpowiednim czasie opublikowane.

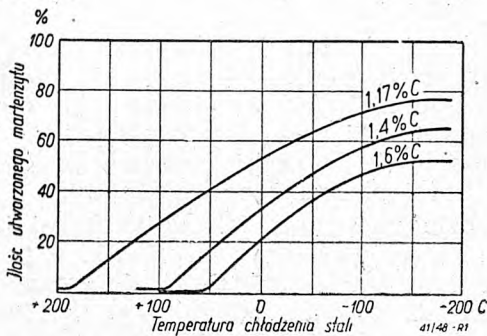
Charakter i przebieg przemiany przechłodzonego austenitu.

Wczesne badania nad wpływem niskiej temperatury na własności stali dowiodły, że zahartowane wysokowęglowe i niektóre stopowe stale ochłodzone do temperatury leżącej znacznie poniżej 0 C i następnie doprowadzone do temperatury pokojowej wykazują określony i regularny wzrost objętości. Tego rodzaju wzrost objętości może być wytłumaczony jedynie jako skutek przemiany austenit — martenzyt.

Prace *Lewisa*, przeprowadzone w roku 1929, wykazały, że stale o wysokiej zawartości węgla (np. 0,8%) szybko ochłodzone z temperatury hartowania (powyżej A_{c3}) do 200 ÷ 300 C zatrzymują w tych temperaturach budowę austenityczną. Taki austenit zwany austenitem przechłodzonym jest stosunkowo stały i nie ulega rozkładowi przez kilka minut. Przy powolnym chłodzeniu do temperatur poniżej 230 C rozpoczyna się szybki rozkład austenitu, który zamienia się na martenzyt.

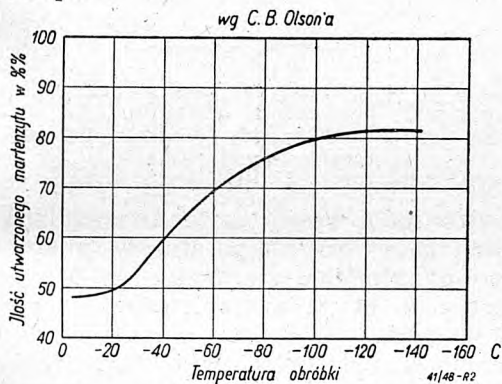
Powszechnie znane badania *Baina* i *Davenporta* nad przechłodzonym austenitem ustaliły zależność pomiędzy składem chemicznym stali, a temperaturą tworzenia się martenzytu

i szybkością przebiegu przemiany austenit — martenzyt.



Rys. 1. Wpływ temperatury, do której stal została ochłodzona oraz składu chemicznego na ilość utworzonego martenzytu.

W oparciu na wspomnianych pracach oraz na wczesnych badaniach przeprowadzonych przez *Cohena* i *Gordona* nad warunkami powstawania i przemiany przechłodzonego austenitu, można było wyciągnąć wniosek, że przemiana przechłodzonego austenitu na martenzyt nie zachodzi całkowicie t.zn., że pewna część austenitu przy ochłodzeniu do temperatury pokojowej pozostaje nierozłożoną i że oziębienie zahartowanej stali do temperatur leżących znacznie poniżej 0 C powoduje dalszy rozkład pozostałej części austenitu na martenzyt.



Rys. 2. Wpływ oziębienia zahartowanej stali wysokowęglowej na dalszą przemianę austenit-martenzyt.

Późniejsze prace *Bigiejewa*, *Cohena* i innych wyjaśniły ostatecznie wpływ niskich temperatur na budowę wewnętrzną i własności stali.

Ilość utworzonego martenzytu, czyli ilość rozłożonego austenitu w stali ogrzanej do temperatury hartowania i następnie szybko ochłodzonej, zależy od temperatury, do której stal zostaje ochłodzona i od jej składu chemicznego. Należy zaznaczyć, że szybkość chłodzenia w tym wypadku nie powinna być niższa od szybkości krytycznej t. zn. szybkości, umożliwiającej utworzenie się martenzytu w ogóle. Temperatura początku tworzenia się martenzytu obniża się ze wzrostem zawartości węgla w stali, a ilość austenitu, któ-

ry pozostaje nierozłożonym zwiększa się. (Patrz rys. 1).

Niektóre stale zahartowane w sposób zwykły i następnie ochłodzone do temperatury poniżej 0 C wykazują dalszy rozkład pozostałego austenitu. W każdym wypadku rozkład przechłodzonego austenitu, spowodowany obniżeniem temperatury poniżej 0 C ustaje przy pewnej niskiej temperaturze, zależnej od gatunku stali i warunków przebiegu poprzedzającej obróbki cieplnej w temperaturze powyżej 0 C. (Patrz rys. 2).

Dalsze obniżenie temperatury nie powoduje przemiany i pewna część austenitu pozostaje nierozłożoną.

W stalach szybko tnących o normalnym składzie chemicznym z 18% wolframu, ogrzanych do temperatury 1290 C i następnie chłodzonych w sposób ciągły do różnych i coraz to niższych temperatur ilość tworzącego się martenzytu zależy od temperatury, do której stal została ochłodzona jak to przedstawione jest na rys. 3.

Omawiany wykres wyobraża krzywą przemiany dla stali szybko tnącej o zawartości 0,5 ÷ 0,8% C i 18% W; 4% Cr i 1% Va ogrzanej do 1290 C i chłodzonej do pewnych temperatur pośrednich.

Gdy stal ta zostaje ochłodzona z temperatury 1290 C z niewielką szybkością austenit zamienia się na węgliki i perlit w zakresie temperatur od 750 do 650 C.

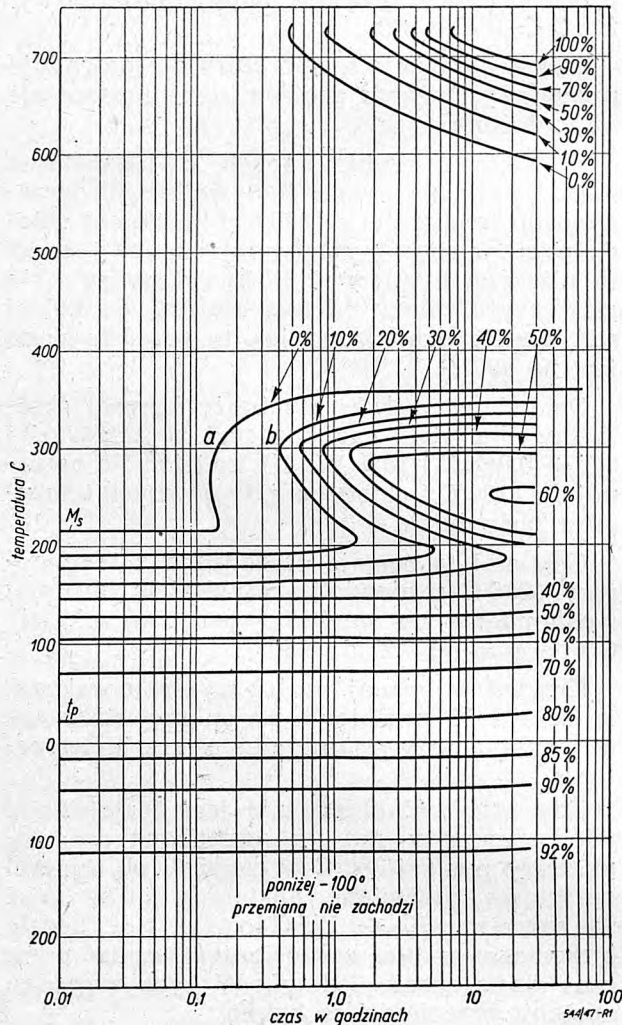
Krzywe w górnej części wykresu wskazują zależność przebiegu przemiany od czasu utrzymania w wymienionym zakresie temperatur.

Gdy szybkość chłodzenia jest dostatecznie wielka np. gdy stal jest chłodzona do temperatury poniżej 760 C w ciągu 5 lub 6 minut częściowa przemiana austenitu może zająć w zakresie 370 ÷ 205 C o ile stal będzie utrzymana w tym zakresie temperatur przez czas dostatecznie długi. W tym wypadku austenit przechodzi w bainit.

Z wykresu widać że początek przemiany austenitu na bainit w 316 C (punkt *a*) ma miejsce po 8 minutach utrzymania stali w tej temperaturze a po 24 minutach (punkt *b*) 10% austenitu zamienia się na bainit. Właściwe hartowanie stali narzędziowej następuje w temperaturach poniżej 230 C gdy zachodzi przemiana austenit — martenzyt.

W omawianej stali martenzyt zaczyna powstawać w temperaturze M_s , w miarę obniżenia temperatury do której stal zostaje ochłodzona w sposób ciągły ilość martenzytu wzrasta jak np. przy obniżeniu temperatury do wysokości oznaczonej linią poziomą następną pod M_s — tworzy się 10% martenzytu i tak dalej aż do tempera-

tury pokojowej t_p , w której 80% austenitu ulega przemianę na martenzyt. Ochłodzenie stali do temperatur poniżej pokojowej może wywołać przemianę do 92% austenitu. Wynika z tego że ilość utworzonego martenzytu zależy od temperatury do której stal została ochłodzona; szybkość chłodzenia po przekroczeniu tej temperatury nie wywiera wpływu ani na charakter przemiany ani na ilość powstającego martenzytu.



Rys. 3. Krzywa szybkości przemiany dla stali szybkoctwnej 18:4:1, wskazująca przemianę austenitu i martenzytu w temperaturach poniżej temperatury pokojowej.

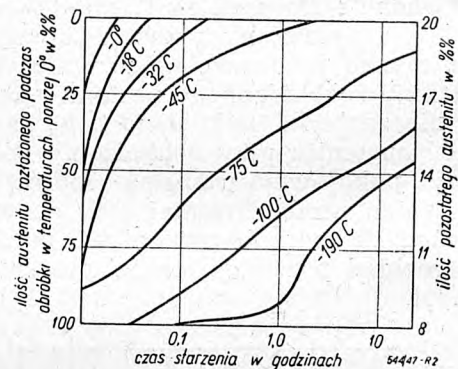
Dylatometryczne badania próbek omawianej stali wykazały, że przy ciągłym chłodzeniu z 1290 do 100 C krzywa dylatometryczna przebiega w sposób ciągły wykazując kurczenie się próbki aż do temperatury $M_s = 215$ C, w tym punkcie krzywa załamuje się wykazując przyrost długości próbki na skutek wzrostu objętościowego towarzysząc tworzeniu się martenzytu. W miarę spadku temperatury rozszerzanie się próbki a za tym i tworzenia się martenzytu przebiega

aż do — 100 C gdzie przemiana ustaje i próbka zaczyna kurczyć się w sposób normalny aż do — 190 C.

Po takiej obróbce 92% austenitu zamienia się na martenzyt a 8% pozostaje nierozłożone. Ani szybkość chłodzenia do niskiej temperatury ani czas utrzymania w tych temperaturach nie wykazuje wpływu na zmniejszeniu ilości nierozłożonego austenitu.

W celu rozłożenia jak największej ilości austenitu na martenzyt chłodzenie z temperatury hartowania 1290 C aż do temperatur poniżej 0 C powinno odbyć się w sposób ciągły.

Ochłodzenie stali do temperatury pokojowej i utrzymania w tej temperaturze przez pewien okres czasu obniża zdolność austenitu do dalszego rozkładu na martenzyt w temperaturach poniżej 0 C (patrz rys. 4).



Rys. 4. Wpływ starzenia w temperaturze pokojowej na zdolności pozostałego austenitu do dalszego rozkładu w temperaturach poniżej 0 C dla stali szybkoctwnej 18-4-1.

Bardzo mała część austenitu rozkłada się izotermicznie w temperaturze pokojowej, ulega on natomiast starzeniu; wydaje się że starzenie to czyni austenit bardziej stałym; toteż im dłuższy czas trwa starzenie austenitu w temperaturze pokojowej tym mniejsza ilość jego ulega rozkładowi na martenzyt podczas następującej po starzeniu obróbki w temperaturach poniżej 0 C.

Przy chłodzeniu odbywającym się w sposób ciągły nie zachodzi potrzeba obniżenia temperatury hartowanej stali poniżej — 100 C gdyż przemiana w tym wypadku ustaje przy tej temperaturze. Natomiast gdy stal przy hartowaniu zostaje ochłodzona do temperatury pokojowej i utrzymana w tej temperaturze przez pewien przeciąg czasu — dalsza przemiana austenitu na martenzyt nie rozpoczyna się natychmiast po obniżeniu temperatury poniżej 0 C. Im dłużej trwało starzenie w temperaturze pokojowej tym niższa temperatura jest potrzebna do osiągnięcia optymalnych warunków rozkładu austenitu.

Z wykresu na rys. 4 widać że ochłodzenie do — 190 C po 10 godzinach starzenia w tem-

peraturze pokojowej powoduje rozkład za ledwie połowy ilości austenitu rozłożonej przy ochłodzeniu do -75 C przeprowadzonym w sposób ciągły.

Ustabilizowanie się pozostałej części austenitu spowodowane starzeniem w temperaturze pokojowej występuje w formie bardziej wyraźnej po przeprowadzeniu starzenia w temperaturach podwyższonych.

Rozkład pozostałego austenitu w temperaturach poniżej 0 C jeszcze zachodzi po starzeniu w 100 C lecz po odpuszczeniu w zakresie 100 do 470 C ochłodzenie nawet do -190 C nie wywołuje rozkładu.

Rozkład austenitu w temperaturach poniżej 0 C występuje na nowo w stalach odpuszczonych w zakresie od 470 do 600 C co da się wytłumaczyć tym, że na skutek wydzielania się węglików skład chemiczny austenitu ulega zmianie przez co ztraca on swoją stałość.

Wobec powyższego temperatura odpuszczania stali, która ma być poddana dalszej obróbce cieplnej w temperaturach poniżej 0 C powinna być dostatecznie wysoka, aby wywołać wydzielanie się węglików lecz nie przekraczać granicy 600 C przy której rozpoczyna się rozkład austenitu i martenzytu. Czas pozostawiania stali w temperaturze pokojowej po zahartowaniu normalnym i przed obróbką w temperaturach poniżej 0 C powinien być możliwie najkrótszy.

Praktyczne zastosowanie temperatur poniżej 0 C do obróbki cieplnej.

a. Hartowanie stali szybko tnących.

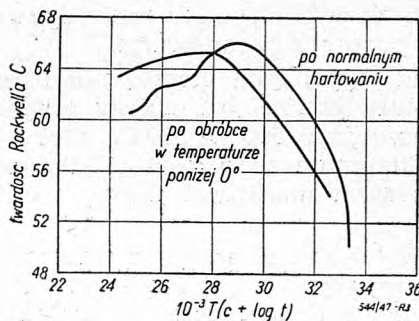
Najlepsze wyniki daje ogrzanie stali do właściwej temperatury hartowania i ochłodzenie w sposób ciągły do temperatury -100 C . W tym wypadku uzyskuje się dla stali szybko tnącej zawierającej 18% wolframu rozkład ok. 92% austenitu na martenzyt.

Bardziej ekonomiczne jest przeprowadzenie chłodzenia z temperatury hartowania do temperatury leżącej poniżej punktu tworzenia się martenzytu (ok. 200 C) w oleju lub w powietrzu z natychmiast następującym chłodzeniem do -100 C . W wypadku, gdy przerwa pomiędzy pierwszym, a drugim chłodzeniem nie przekracza paru minut, uzyskuje się tę samą ilość rozłożonego austenitu.

Po ochłodzeniu całego przekroju obrabianego przedmiotu do -100 C stal ogrzewa się do pokojowej temperatury. Czas potrzebny na osiągnięcie niskiej temperatury w całym przekroju zależy od jego wielkości i może wynosić od $\frac{1}{2}$ godziny do kilku godzin.

Odpuszczanie stali obrabianej w sposób wyżej opisany jest wskazane, gdyż może spowodować dalszy wzrost twardości. Temperatura i czas odpuszczania biorąc ogólnie, są

w tym wypadku nieco niższe, niż dla stali hartowanej normalnie. Załączony wykres (patrz rys. 5) obrazuje wpływ czasu i temperatury odpuszczania na wzrost twardości stali szybko tnącej chłodzonej w sposób ciągły do -100 C i hartowanej normalnie. Na osi rzędnych wykresu zaczepniętego z pracy prof. M. Cohena odłożone są twardości w stopniach Rc a na osi odciętych wielkości $T (C + \log t)$ — wprowadzonej przez I. H. Hollomoria i L. D. Jaffe, gdzie T — temperatura absolutna w $^{\circ}\text{F}$; C — stała = 19 dla stali szybko tnącej i t — czas odpuszczania w godzinach.



Rys. 5. Wpływ temperatury i czasu odpuszczania na twardość stali szybko tnącej 18-4-1 zahartowanej normalnie i ochłodzonej w sposób ciągły do -100 C .

Stal ochłodzona do niskiej temperatury osiąga maksimum twardości wcześniej, niż stal hartowana normalnie.

Punkt przecięcia się krzywych wypada dla $64,5\text{ Rc}$ i odpowiada odpuszczeniu w 510 C przez 4 godziny, 538 C przez 0,8 godz., 565 C przy 0,2 godz. i 593 C przy 3 minutach odpuszczania.

Narzędzia ze stali szybko tnącej obrabione w niskiej temperaturze są 2 do 6 razy trwałe w pracy w porównaniu do narzędzi obrabionych cieplnie w sposób zwykły. Zależy to do pewnego stopnia i od rodzaju stali szybko tnącej np. wysokowęglowe stale kobaltowe wykazują większą trwałość, niż stale bezkobaltowe z niższym węglem.

b. Polepszenie własności narzędzi ze stali szybko tnących zahartowanych i odpuszczonych w sposób zwykły względnie narzędzi wykończonych.

Spowodowanie rozkładu pozostałego austenitu drogą ochłodzenia do temperatur poniżej 0 C w stalach szybko tnących zahartowanych i odpuszczonych we właściwy sposób nie może być przeprowadzone i poddawanie takich stali obróbce w niskich temperaturach jest bezcelowe. Tym niemniej w niektórych wypadkach własności stali szybko tnących obrabionych cieplnie w sposób normalny mogą być polepszone przez obróbkę w temperaturach poniżej 0 C .

Może to zająć w następujących wypadkach:

1) Gdy stal szybkochnąca została odpuszczona w stosunkowo niskiej temperaturze. W stali takiej pozostaje wiele nierozłożonego austenitu i obniżenie temperatury spowoduje dalszy jego rozkład, a przez to wzrost twardości i polepszenie własności skrawających narzędzia.

2) Narzędzia ze stali szybkochnącej obrabiane cieplnie we właściwy sposób mogą być podczas szlifowania ogrzane za wysoko, tak, że cienka warstwa powierzchniowa ulegnie ponownemu zahartowaniu.

Zastosowanie obróbki w temperaturze poniżej 0°C w tym wypadku może spowodować rozkład pozostałego austenitu.

W obu wypadkach przed ochłodzeniem do temperatury poniżej 0°C należy odpuścić stal w temperaturze 500 ÷ 560°C, ażeby usunąć wpływ starzenia w pokojowej temperaturze i tym samym umożliwić dalszy rozkład austenitu.

Narzędzia zahartowane z zastosowaniem temperatur poniżej 0°C mogą być następnie cjanowane w temperaturze leżącej nieco poniżej temperatury odpuszczania. Narzędzia obrabiane w ten sposób posiadają lepsze własności skrawające w porównaniu do narzędzi cjanowanych po zwykłej obróbce cieplnej, warstwa nacjanowana jest mniej krucha i krawędź tnąca trwalsza.

c. Obróbka cieplna stali narzędziowych stopowych i węglowych.

Stale narzędziowe stopowe, jak na przykład stale chromowo-wolframowe lub chromowo-molibdenowe, używane do wyrobu matryc, wykazują po normalnym zahartowaniu i ochłodzeniu do temperatury —85 lub —100°C zwiększenie twardości o 4 — 6 punktów skali Rc. W niektórych wypadkach może zająć konieczność odpuszczania po takiej obróbce w celu zmniejszenia kruchości świeżo uformowanego martenzytu.

Narzędzia ze stali węglowej jak np. piły taśmowe, przecinaki i rozwiertaki poddane obróbce w temperaturze poniżej 0°C uzyskują wzrost twardości i lepsze własności tnące.

d. Obróbka cieplna stali konstrukcyjnych stopowych.

Obróbka w temperaturach poniżej 0°C znajduje zastosowanie do tych stali konstrukcyjnych, które po normalnym zahartowaniu nie wykazują dostatecznej twardości na skutek skłonności do zatrzymania mniejszych lub większych ilości przechłodzonego austenitu.

Typowym przykładem takich stali jest stal do nawęglania, zawierająca 4 — 5% Ni i powyżej 1% Cr. Warstwa nawęglona tej stali zatrzymuje po hartowaniu bardzo znaczną ilość przechłodzonego austenitu, na skutek

czego bardzo często trudno jest uzyskać twardość powyżej $R_c = 58$. Ochłodzenie takiej stali natychmiast po zahartowaniu już nawet do — 80°C podnosi twardość warstwy o 2 — 3 punkty w skali C Rockwella.

Stal na łożyska kulkowe zawierająca ok. 1% C i ok. 1,5% Cr po normalnym zahartowaniu osiąga wprawdzie twardość $R_c = 61 \div 63$ lecz zatrzymuje pewną nieznaczną ilość przechłodzonego austenitu, który jest powodem szybkiego wyrabiania się pierścieni i kulek łożyska.

Ochłodzenie do — 100°C zahartowanej i odpuszczonej stali tego rodzaju powoduje wzrost twardości o parę punktów w skali Rockwella. Bardzo dobre wyniki uzyskano w Ameryce przez zastosowanie kilkakrotnego ochładzania tej stali do — 85 ÷ — 100°C z wytrzymaniem po 1 godzinie w tych temperaturach i każdorazowym odpuszczaniem w temperaturze ok. 150°C. Należy zaznaczyć, że obróbka cieplna w temperaturach poniżej 0°C utrudnia powstawanie pęknięć szlifierskich, występujących na wszystkich rodzajach stali zahartowanych.

e. Odprężanie (sezonowanie) stopów żelaznych.

Odprężanie stopów w temperaturach poniżej 0°C jest bodaj że najnowszym zastosowaniem niskich temperatur do obróbki cieplnej; daje ono następujące korzyści:

1. Wielokrotnie skraca czas odprężania.

2. Umożliwia przeprowadzenie bardzo skutecznego odprężania stali zahartowanych bez obniżenia ich twardości.

3. Pozwala na osiągnięcie wyników odprężania praktycznie nieosiągalnych przy zastosowaniu temperatur powyżej 0°C.

Kilkuletnie odprężanie naturalne t. zn. przebiegające w temperaturach atmosferycznych lub pokojowych może być zastąpione przez kilkugodzinne odprężanie przeprowadzone w temperaturach od — 85 do — 105°C.

Dla dokładnych narzędzi pomiarowych 5 do 15 godzinne odprężanie w temperaturze — 105°C odpowiada 30-letniemu odprężaniu naturalnemu. Klocki pomiarowe wymagające bardzo starannego odprężania w celu ustabilizowania ich wymiarów, są odprężane 5 — 6-krotnie w temperaturze — 85°C przed ostatecznym wykończeniem przy czym po każdym ochłodzeniu następuje lekkie ogrzanie do temperatury, nie powodującej obniżenia ich wysokiej twardości (65 Rc). Tego rodzaju obróbka pozwala na ustabilizowanie wymiarów klocków w granicach 0,05 mikrona.

Długie prowadnice ze stali stopowych poddawane są 10-krotnemu odprężaniu w temperaturze — 50°C z ogrzaniem do 150°C po każdym oziębieniu.

Precyzyjne narzędzia ze stali nierdzewnej są odprężane natychmiast po zahartowaniu w temperaturze -100 C przez 10 godzin z następnym wygrzewaniem przez 4 godziny w 175 C — cykl ten jest powtarzany 3 razy.

Prawdopodobnie zastosowanie do odprężania stali temperatury -160 do -190 C pozwoli na dalsze skrócenie czasu odprężania.

Dobre ustabilizowanie stali w temperaturach podwyższonych wymaga ogrzewania ich do takich temperatur, przy których następuje spadek twardości, nieznaczny wprowadzie, lecz obniżający w dużej mierze użyteczny czas pracy wykonanych z niej narzędzi.

Zastosowanie odprężania w temperaturze poniżej 0 C usuwa tę niedogodność, gdyż nie tylko nie obniża twardości narzędzi, lecz w wielu wypadkach, a szczególnie, gdy jest przeprowadzane natychmiast po zahartowaniu wpływa bardzo korzystnie na wzrost twardości i na długotrwałość narzędzia.

f. Opóźnienie starzenia naturalnego stopów glinowych.

Stopy glinowe typu duraluminium po przechłodzeniu (zahartowaniu) stają się bardzo plastycznymi na skutek przejścia twardych związków metalicznych w stan stałego roztworu. W tym stanie podlegają one obróbce plastycznej na zimno jak tłoczenie, gięcie, zakuwanie główek nitów i t. d. Stopy te ulegają starzeniu naturalnemu, które przebiega dość szybko, jest połączone ze wzrostem twardości i kruchości stopu co czyni go nie przydatnym do przeróbki plastycznej. Niektóre ze stopów tego typu zaczynają twardnieć już po upływie 15 — 60 minut od chwili przechłodzenia (zahartowania), co w znacznym stopniu utrudnia procesy wytwórcze związane z plastyczną obróbką tych stopów.

Zastosowanie temperatur poniżej 0 C przychodzi w tym wypadku z wybitną pomocą. Ochłodzenie do 0 C zastosowane natychmiast po przechłodzeniu i wytrzymywanie w tej temperaturze wstrzymuje starzenie o 48 godzin.

W temperaturze od -40 do -45 C stopy te nie wykazują objawów starzenia przez kilka tygodni.

Zjawisko to jest oddawna wykorzystywane w praktyce warsztatowej do nitów i innych drobnych przedmiotów ze starzejących się stopów glinowych, które od momentu przechłodzenia do czasu poddania ich obróbce plastycznej na zimno są przechowywane w temperaturach poniżej 0 C .

Inne zastosowania temperatur poniżej 0 C w obróbce metali

a. Regenerowanie zużytych sprawdzianów.

Jak już było wspomniane, ochładzanie zahartowanych stali do temperatur poniżej 0 C jest połączone ze wzrostem objętości zachodzącym na skutek przemiany pozostałego austenitu na martenzyt. Zjawisko to może być wykorzystane do regenerowania zużytych sprawdzianów. Jest to możliwe jednak tylko w tych wypadkach, gdy stal nie była ochładzana poniżej 0 C podczas wykonywania sprawdzianu i gdy ilość pozostałego austenitu jest dostatecznie wielka, aby spowodować dostateczny wzrost objętości.

Zużyte lub przeszlifowane sprawdziany powinny być oziębiane do możliwie niskiej temperatury np. -150 C — 190 C . Lekkie podgrzanie (100 do 150 C) sprawdzianów przed ochładzaniem jest konieczne, gdyż ułatwia rozkład pozostałego austenitu.

b. Osadzanie części pasowanych wciskowo.

Zastosowanie niskich temperatur pozwala na uzyskiwanie osadzeń spoczynkowych, o rodzaju, który nie może być osiągnięty inną drogą. Osadzenie wciskowe uzyskuje się w zasadzie drogą wciśnięcia względnie wprasowania wałka lub tulei w otwór. W celu uzyskania należącego osadzenia średnica wałka jest nieco większa od średnicy otworu.

Ogrzanie części, posiadającej otwór, powoduje zwiększenie jego średnicy i umożliwia włożenie wałka. Po ostygnięciu otrzymuje się połączenie zaciskowe, przy czym zacisk jest tym mocniejszy, im większa jest różnica średnic wałka i otworu oraz im sztywniejsza jest część w której wykonany jest otwór. Równocześnie im większa jest ta różnica średnic tym większa musi być różnica temperatur wałka i część z otworem w chwili ich składania.

Niektóre stale lub inne stopy nie mogą być ogrzewane zbyt wysoko bez zmiany ich własności. W takich wypadkach należyte rozwiązanie daje zastosowanie temperatur poniżej 0 C . Uzyskanie żądanej zmiany średnic dla złożenia części może być osiągnięte w sposób dwojaki:

1. Wałek jest oziębiany, a otwór pozostaje w temperaturze pokojowej.

2. Wałek jest oziębiany, a otwór ogrzewany do temperatury nie zmieniającej własności materiału.

Sposób drugi pozwala na uzyskaniu większych różnic temperatur.

c. Chłodzenie narzędzi tnących.

Zastosowanie zamiast chłodziwa strumienia powietrza ochłodzonego do temperatury -60 ÷ -80 C przedłuża czas pracy narzędzi

dzia bez ostrzenia i daje bardziej gładką obróbkę.

W *Bridgeport Works*, gdzie zastosowano tego rodzaju chłodzenie do frezów palcowych ze spiekanych węglików przy frezowaniu krzywek do wieżyczek działowych wykonanych ze stali nierdzewnej o twardości 30—35 Rc frezowano 4—5 krzywek bez ostrzenia, zamiast jednej przy użyciu zwykłego chłodzenia.

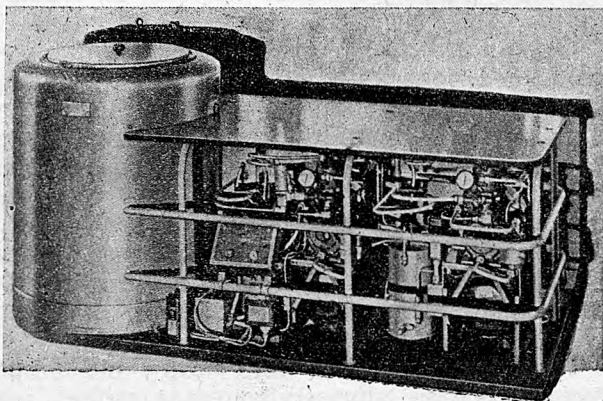
Urządzenia

Do otrzymywania niskiej temperatury do celów omawianej obróbki „zimnej” stosuje się 3 rodzaje urządzeń:

1. Chłodzarki pracujące za pomocą zestawionego i sprasowanego dwutlenku węgla.
2. Chłodzarki mechaniczne.
3. Chłodzarki do temperatur najniższych.

Chłodzarka pierwszego rodzaju składa się z izolowanego cieplnie zbiornika wypełnionego spirytusem lub trójchlorkiem etylenu, w którym umieszcza się kawałki zestawionego i sprasowanego dwutlenku węgla, nazywanego „suchym lodem”. Mieszanina taka osiąga temperaturę do -80 C .

Przedmioty chłodzone mogą być zanurzone wprost do mieszaniny, względnie umieszczane w metalowym pudełku i za-



Rys. 6. Chłodzarka mechaniczna wyrobu „Motor Products Corporation”.

nurzane razem z nim. Chłodzarki tego rodzaju używane są raczej do opóźniania starzenia stopów glinu i do oziębiania części osadzanych na zimno, gdyż dają temperaturę nie dostatecznie niską do celów obróbki cieplnej. Mogą one również być użyte do otrzymywania zimnego powietrza do chłodzenia narzędzi; w tym wypadku w zbiorniku umieszcza się węzownicę przez którą przepływa powietrze.

Eksploatacja tego rodzaju chłodziarek jest bardzo kosztowna na skutek wysokiej ceny „suchego lodu”. Poza tym dostawa „suchego

lodu” jest połączona ze stratami i nie wszędzie można go otrzymać.

Mechaniczne chłodzarki używane do celów obróbki cieplnej naogół są podobne do zwykłych chłodziarek mechanicznych.

Działanie ich jest oparte na adiabatycznym sprężaniu i rozprężaniu w obwodzie zamkniętym gazów o niskim punkcie wrzenia jak np. propan lub etan, na skutek czego następuje obniżenie temperatury w zimnej komorze chłodzarki. Przedmioty obrabiane umieszcza się w zimnej komorze chłodzarki wypełnionej cieczą o niskim punkcie krzepnięcia jak np. alkohol lub trójchlurek etylenu, co zapewnia szybsze odbieranie ciepła od przedmiotu chłodzonego. Można również chłodzić materiał w komorze chłodzarki bez użycia cieczy pośredniczącej w odbiorze ciepła.

Nowoczesne chłodzarki tego typu są budowane dla temperatur do -110 C i są zdolne do odbierania od 250 do 500 kalorii na godzinę.

Chłodzarki tego typu nadają się do przeprowadzenia większości zabiegów obróbki cieplnej stali w temperaturach obniżonych, zadowalają wymagania praktyki warsztatowej i są znacznie ekonomiczniejsze.

Na rys. 6 pokazana jest chłodzarka mechaniczna wyrobu „Motor Products Corporation” Chicago, zdolna do obniżania temperatury do -85 C (-120 F) i odbierająca ok. 250 kalorii na godzinę.

Do uzyskania temperatur leżących poniżej -110 C należy uciekać się do chłodziarek zasilanych skroplonymi gazami o bardzo niskim punkcie wrzenia. Ciekłe powietrze umożliwia utrzymanie temperatury do -190 ciekły azot do -200 C .

Ponieważ w praktyce warsztatowej rzadko zachodzi potrzeba stosowania tak niskich temperatur — chłodzarki do tych temperatur są używane w laboratoriach do celów badawczych.

ZRÓDŁA I LITERATURA PRZEDMIOTU

- C. V. Luerrsen and O. V. Greene „The Cold Treatment of certain Alloy Steels” *Trans. Am. Soc. Steel Treat.* V 19 — 1932 str. 501 — 544.
- P. Gordon & M. Cohen „The Transformation of Retained Austenite in. H. S. Steel at Subatmosphere temperatures” *Trans. A. S. M.* V XXX — 1942.
- Steward M. De Fay „Sub zero treatment of High Steels” *Iron Age* April 19 — 1944.
- M. Cohen „Tempering of Tool Steels” *Metal Progress* May and June 1947 vol. 51 str. 781 — 788 i 962 — 968.
- M. Cohen and P. Gordon „Sub zero Treatment of tool steels” *Tron Age* March 21 — 1947 str. 55.
- C. B. Olsen „Sub zero Temperature in Treating and Assembly metal Parts” *Machinery* April 1947.
- S. S. Steinberg „Termiczeskaja Obrabotka Stali” *Metallurgizdat* 1945.
- E. S. Davenport and E. C. Bain „Transformation of Austenite at Constant Subcritical Temperatures” *Trans. Am. Inst. Min. Met. Eng.* V 90 — 1930.

Obróbka metali narzędziami o ujemnych kątach natarcia

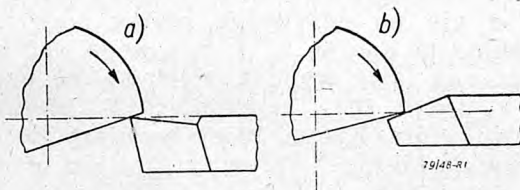
Inż.-mech. STANISŁAW SZULC

Istota zastosowania narzędzi o ujemnych kątach natarcia. Amerykańskie i europejskie mianownictwo kątów ostrza. Charakterystyczne cechy konstrukcji frezów o ujemnych kątach natarcia. Szybkość skrawania. Posuw i głębokość skrawania. Trwałość ostrza i wydajność skrawania, kąt przystawienia ostrzy freza. Średnica freza. Drgania. Frezowanie współbieżne. Wydajność frezów i gładkość powierzchni. Materiał płytek ze stopów spiekanych. Inne rodzaje obróbki przy zastosowaniu ujemnych kątów. Wymagania, dotyczące stanu obrabiarek do frezowania ujemnymi kątami natarcia. Wpływ stosowania frezów o ujemnych kątach na konstrukcję obrabiarek. Warunki opłacalności produkcji przy zastosowaniu ujemnych kątów natarcia.

W ciągu ostatnich 6 lat została rozwinięta nowa metoda frezowania, której charakterystyczną cechą jest stosowanie frezów z nakładkami ze stopów spiekanych, których ostrza posiadają ujemne kąty natarcia.

Samo zastosowanie ujemnych kątów natarcia nie jest nowe i nie powinno nasuwać wątpliwości co do skuteczności metody. Ujemne kąty natarcia zaczęto stosować przed rokiem 1930 w ostrzach noży tokarskich w specjalnych wypadkach, a mianowicie: do toczenia powierzchni, posiadających przerwy (rowki) podłużne na powierzchni obrabianej, do zdzierania surowych odlewów i odkuwek oraz do obróbki stali manganowych, szczególnie źle obrabialnych (bandaże kół wagonowych).

Jeżeli uprzytomnić sobie, że między pracą freza czołowego, a pracą noża tokarskiego zachodzi analogia, polegająca na tym, że ostrza freza skrawają powierzchnie w sposób przerywany, wówczas zastosowanie zdobytych z dziedziny specjalnych wypadków toczenia do pracy głowicy frezowej jest zrozumiałe. Obecnie metoda ta jest stosowana do szeregu rodzajów obróbki; ponieważ frezowanie frezem czołowym można uważać za najbardziej złożony wypadek obróbki powierzchni przerywanych, właściwości metody zostaną objaśnione na tym właśnie rodzaju obróbki.



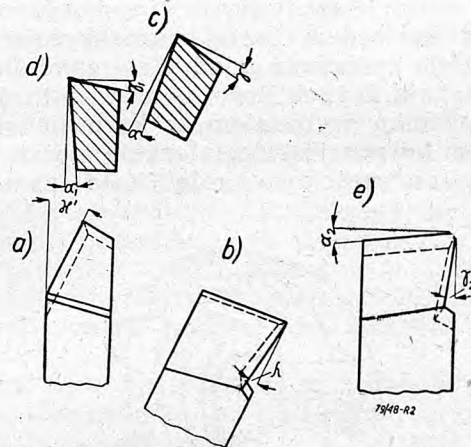
Rys. 1. Warunki pracy noża tokarskiego przy toczeniu powierzchni przerywanych a) przy dodatnim, b) przy ujemnym kącie natarcia.

Zastosowanie ujemnego kąta natarcia na nożu tokarskim zostało użyte przy obróbce powierzchni przerywanych w celu odświeżenia punktu zetknięcia się ostrza z przedmiotem ku tyłowi t.j. w stronę przekroju o dostatecznej wytrzymałości (Rys. 1a i b). Przy toczeniu powierzchni przerywanych

przyjęto stosować ujemne kąty natarcia aż do wartości $\gamma = -15^\circ$.

Rozwiązanie zagadnienia obróbki powierzchni przerywanych zostało umożliwione również dzięki stworzeniu odpowiednich rodzajów stopów spiekanych, odpornych na uderzenia. Doświadczenie nabyte dzięki rozwojowi konstrukcji frezów o ujemnych kątach natarcia zostało z kolei użytkowane przy toczeniu.

Z uwagi na to, że dane liczbowe, dotyczące wartości kątów frezów odnoszą się do innego mianownictwa kątów ostrza, niż przyjęto na kontynencie europejskim, podano na rys. 2 porównanie sposobu oznaczenia kątów ostrza sposobem europejskim i amerykańskim.



Rys. 2. Porównanie oznaczenia kątów ostrza.

	Rzutowanie		Odpowiedniki na frezie
	europejskie	amerykańskie	
Rzuty	a, b, c	a, d, e	
Kąt natarcia	γ	(boczny) γ_1	Promieniowy kąt natarcia γ_1
Kąt pochylenia krawędzi tnącej	λ	(tylny) γ_2	Kąt pochylenia linii śrubowej γ_2
Kąt przystawienia	$90' - \alpha'$	α'	Kąt stożka α'

Z rys. 2 wynika, że kątom natarcia γ i pochylenia krawędzi tnącej λ , mierzonym w kierunku prostopadłym i równoległym do kra-

wędzi ostrza, odpowiadają boczny γ_1 i tylny kąt natarcia γ_2 , mierzone w kierunku trzonka noża i prostopadle do niego. Jeżeli wyobrazimy sobie nóż tokarski (rys. 2), zamocowany w głowicy frezowej, wówczas kąt γ_1 będzie jednoznaczny z promieniowym kątem natarcia, a kąt γ_2 z kątem pochylenia linii śrubowej freza.

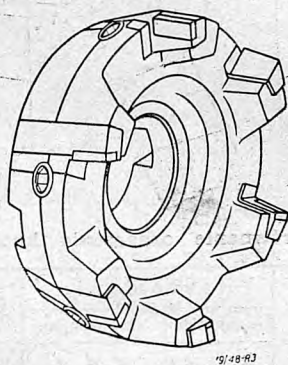
Jeżeli obydwa te kąty γ_1 i γ_2 posiadają wartości ujemne, wówczas mówi się o podwójnie ujemnych kątach natarcia (termin często spotykany w literaturze).

Mając dane kąty γ_1 i γ_2 oraz α' (rys. 2) można obliczyć kąt γ z wzoru:

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_1 \cos \alpha' + \operatorname{tg} \gamma_2 \sin \alpha' \quad [1]$$

Charakterystyczne cechy konstrukcji frezów o ujemnych kątach natarcia

Rys. 3 przedstawia głowicę frezową o ujemnych kątach natarcia. Posiada ona następujące szczegóły charakterystyczne: stożkowe położenie krawędzi tnącej, która odpowiada kątowi przystawienia α noża tokarskiego. Celem tego połączenia ostrza jest uzyskanie jego wydłużenia oraz zmniejszenie do minimum nacisku jednostkowego wywartego przez wiór. Korpus głowicy podpira ostrze tuż za krawędzią tnącą, pozostawiając odpowiednią przestrzeń między ostrzami dla pomieszczenia dużych ilości wiórów, a to dzięki odpowiednim wybraniom w korpusie głowicy. Sam korpus jest dostatecznie ciężki, gdyż spełnia on częściowo rolę koła zamachowego.

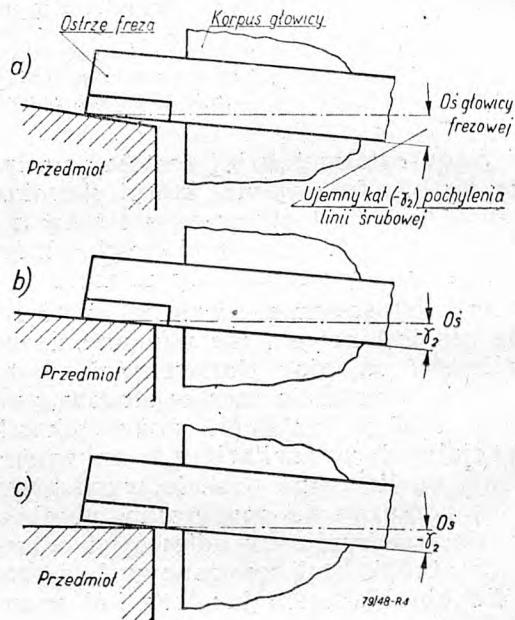


Rys. 3. Głowica frezowa o ujemnych kątach natarcia.

Rys. 4 przedstawia dalszą analogię pracy ostrza freza z pracą noża tokarskiego (porównaj rys. 1).

Ujemne pochylenie linii śrubowej określone tylnym kątem natarcia γ_2 , powinno być tak wielkie, by zapewnić, że uderzenie ostrza o materiał nastąpi w pewnej odległości od wierzchołka ostrza. Powyższy wgląd jest decydującym przy doborze pochylenia linii śrubowej freza i tylnego kąta natarcia noża

tokarskiego. Doświadczenia wykazały, że optymalne warunki styku ostrza z materiałem dla ostrzy z płytek ze stopów spiekanych występują, gdy ostrze uderza o materiał w odległości od krawędzi tnącej, równej wielkości posuwu na 1 ząb freza.



Rys. 4. Położenie ostrza względem materiału w chwili rozpoczęcia skrawania.

Istota frezowania narzędziami o ujemnych kątach natarcia polega na równoczesnym stosowaniu ujemnego kąta pochylenia linii śrubowej (γ_2) łącznie z ujemnym boczny kąt natarcia (γ_1). Rola ujemnego pochylenia linii śrubowej (t. j. γ_2) polega na spowodowaniu uderzenia o materiał w odpowiedniej odległości od krawędzi tnącej, zaś rola ujemnego boczno kąta natarcia polega na wywarceniu takiego nacisku, by tworzący się wiór wprowadzić w chwili jego oddzielania się od materiału w stan deformacji plastycznej, a nie na odrywaniu płytek materiału. Kombinację kątów γ_1 i γ_2 mogą dać nieskończoną ilość wypadkowych kątów natarcia γ (wzór [1]), zmieniających kierunek spływu wióra. Kątem, który wywiera główny wpływ na kierunek spływu wióra jest boczny kąt natarcia (γ_1) i jego wartość musi być dostosowana do rodzaju materiału, by osiągnąć nacisk, wystarczający dla wprowadzenia danego materiału w stan plastyczny.

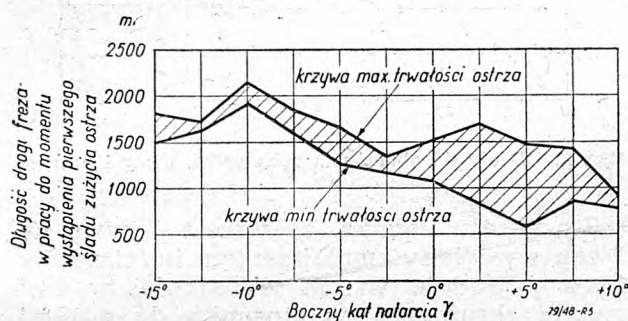
Na podstawie doświadczeń ustalono wartości bocznych kątów natarcia (γ_1), jak to podaje tabl. I.

Wartości, zawarte w tabl. I są oparte na kącie pochylenia linii śrubowej $\gamma_r = -10^\circ$. Kąt ten stanowi do pewnego stopnia kompromis między wymaganiami obróbki, a wymaganiami konserwacji narzędzi.

TABLICA I
Wartości boczego kąta natarcia (γ_1)

Rodzaj materiału	Wytrzymałość kG mm ²	Boczny kąt natarcia γ_1
odkóвка	45 — 65	0°
odlew	45	-5°
odkóвка	65 — 95	-5°
odlew	65	-10°
odkóвка	95 — 155	-10°

Powiększenie kąta γ_2 wymaga równoczesnego zmniejszania boczego kąta natarcia γ_1 . Jeśli chcemy utrzymać jednakowy nacisk ostrza na materiał. Względny rzeczowe nakazują, by obie wartości kątów (γ_1 i γ_2) utrzymać w granicach ich minimum, wystarczającego do uzyskania wspomnianego działania. Nadmiernie duży wypadkowy kąt natarcia γ spowoduje zbyt wielkie opory skrawania,



Rys. 5. Maksymalna i minimalna trwałość ostrza w zależności od boczego kąta natarcia γ_1

przy czym wystąpi hamowanie swobodnego spływu wióra i w konsekwencji szybkie zniszczenie ostrza przez wyżarcie zagłębienia. Charakterystyczny jest wykres na rys. 5, przedstawiający maksymalną i minimalną trwałość ostrza w zależności od boczego kąta natarcia γ_1 . Wykres ten wykonano dla stali węglowej 0,4 — 0,5% C i 0,6 — 0,9% Mn. Wynika z tego, że ujemny boczny kąt natarcia $\gamma_1 = -10^\circ$ daje największą trwałość ostrza przy prawie najmniejszej rozbieżności max. i min. trwałości. Najniższa trwałość ostrza i największa rozbieżność zachodzi dla dodatnich bocznych kątów natarcia $\gamma_1 = 0^\circ$ do $+5^\circ$.

Szybkość skrawania

Czynnikiem ograniczającym szybkość skrawania jest warunek trwałości ostrza. Oznaką nadmiernie wysokiej szybkości skrawania dla narzędzi o ostrzach ze stopów spiekanych o ujemnych kątach natarcia jest iskrzenie wióra i przedmiotu.

Górna granica szybkości stosowanej przy frezowaniu miękkiej stali przy zachowaniu optymalnej trwałości ostrza wynosi ok. 300 m/min., zaś dla frezowania stali o wysokiej wytrzymałości ok. 180 m/min. Analogiczne dane dla frezów o ostrzu ze stopów spiekanych, ale o dodatnim kącie natarcia wynoszą 300 — 450 m/min. dla stali miękkich i ok. 80 m/min. dla stali o wysokiej wytrzymałości. Przypuszczalnym powodem rozbieżności w odniesieniu do stali o wysokiej wytrzymałości może być to, że stan plastyczny, w który materiał wióra zostaje wprowadzony dzięki stosowaniu ujemnego kąta natarcia wpływa w wysokim stopniu na polepszenie obrabialności. Dzięki temu można zbliżyć szybkość skrawania tych stali do szybkości stosowanej przy skrawaniu stali o niskiej wytrzymałości, u których wprowadzenie wióra w stan plastyczny nie jest tak istotne.

Przypuszcza się dalej, że rola ujemnego kąta natarcia nie jest jednakowa przy skrawaniu stali o niskiej i wysokiej wytrzymałości. Stan materiału wióra z miękkiej stali nie różni się bowiem znacznie od stanu materiału przedmiotu podczas, gdy różnica właściwości fizycznych w wypadku materiału o wysokiej wytrzymałości jest znaczna.

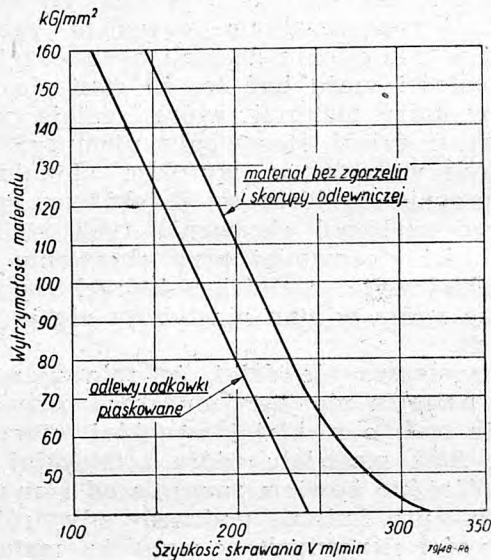
Drugim czynnikiem wpływającym na ograniczenie szybkości skrawania jest ilość ciepła, wytworzona podczas skrawania. Szybkość skrawania i posuw muszą być tak dobrane, by przekrój wióra wystarczał do pochłonięcia i uniesienia całkowitego ciepła wytworzonego podczas skrawania, którego ilość zależy od szybkości skrawania. Zwiększenie szybkości skrawania ponad ten stan równowagi wytworzy taką ilość ciepła, której wiór o danym przekroju nie będzie w stanie unieść. To spowoduje wzrost temperatury samego przedmiotu.

Jeżeli moc frezarki jest za mała dla osiągnięcia wymaganego posuwu, wówczas zwiększenie posuwu na 1 zab musi nastąpić przez zmniejszenie ilości zębów freza, zachowując posuw na 1 minutę w granicach mocy frezarki. Zwiększenie przekroju wióra przez zwiększenie posuwu na 1 zab ponad pewną granicę powoduje wzrost nacisku wióra na ostrze. To powoduje wzrost tarcia wióra o ostrze i dodatkowy wzrost ciepła.

Powyższe rozważanie doprowadza do określenia, że za ekonomiczną szybkość skrawania uważać można:

- taką szybkość, przy której wzrost temperatury przedmiotu jest bliskim 0 C, a całkowite ciepło skrawania zostaje uniesione przez wiór oraz,
- taką szybkość najmniejszą, przy której stosowaniu uzyskuje się maksymalną gładkość powierzchni.

Obliczenie, dokonane w r. 1937 w Niemczech, wykazało, już wówczas, że obrabiarka dostosowana do osiągnięcia tak określonej ekonomicznej szybkości powinna posiadać moc ok. 80 KM, zamiast stosowanej wówczas mocy 10 — 12 KM. Wynik tego obliczenia jest zgodny z mocą stosowaną obecnie przy frezowaniu ujemnymi kątami natarcia.



Rys. 6. Szybkość skrawania dla stali przy stosowaniu ujemnych kątów natarcia.

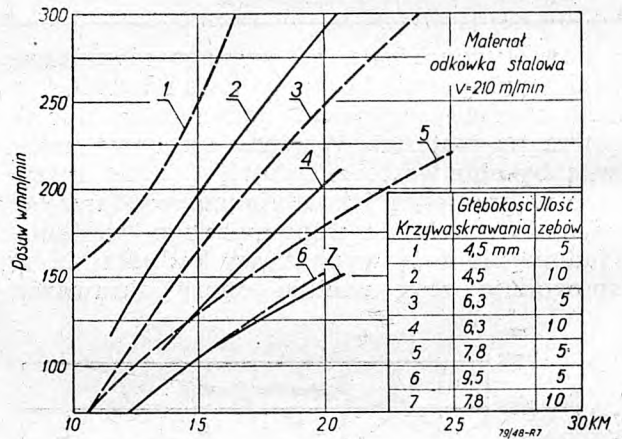
Polecane szybkości skrawania dla frezowania stali przy stosowaniu ujemnych kątów natarcia przedstawia rys. 6. Dane wykresu odnoszą się do frezarki w dobrym stanie utrzymania i o wystarczającej mocy.

Posuw i głębokość skrawania

Początkowo stosowano przy frezowaniu posuw drobne około 0,025 mm na 1 ząb freza. Praktyka wykazała, że minimalny ekonomiczny posuw na ząb nie powinien być mniejszy dla większości materiałów od 0,11 mm, a to ze względów cmówionych wyżej. Posuw poniżej 0,02 mm należy uważać za szkodliwe dla ostrza ze względu na silne ścieranie ostrza przy minimalnej wydajności skrawania. Nowoczesne frezarki nie dostosowane do skrawania ujemnymi kątami dopuszczają posuw na jeden ząb w granicach 0,1 — 0,18 mm, a to z powodu zbyt małej mocy napędu posuwu. Frezarki klasy *Milwaukee* i *Cincinnati*, przeznaczone do pracy ujemnymi kątami, posiadają silniki do napędu posuwu o mocy 10 — 15 KM. Moc ta pozwala na stosowanie posuwów do 1000 mm/min. Okazało się, że frezy wytrzymują posuw na 1 ząb, dochodzące do 0,5 mm. Wielkość posuwu na 1 ząb zależy od typu freza. Np. frezarka *Milwaukee* o posuwie 1000 mm/min. może pracować frezem o ilości

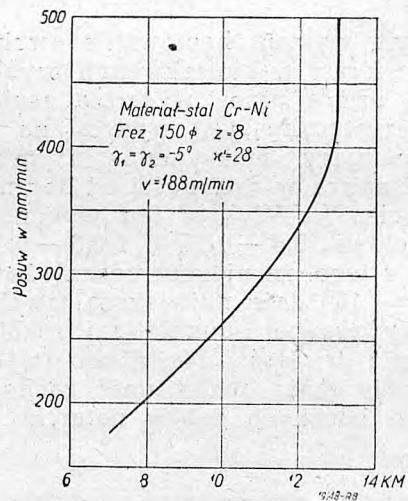
zębów $= \frac{D(\text{mm})}{25}$. Interesującym jest szczególnie, że posuw osiągnięty przy frezowaniu lekkich stopów wynosił 4,5 m/min. i że osiągnięto go, używając do frezowania szlifierki do płaszczyzn o poziomej osi tarczy segmentowej, w której segmenty zastąpiono blokami nożowymi, tworząc w ten sposób głowicę frezową. Frezarka ta pracowała kilka tygodni na robotach produkcyjnych.

Wyniki prób dokonanych na frezarce pionowej przedstawiają wykresy na rys. 7.



Rys. 7. Zależność obciążenia zęba freza, mocy i posuwu

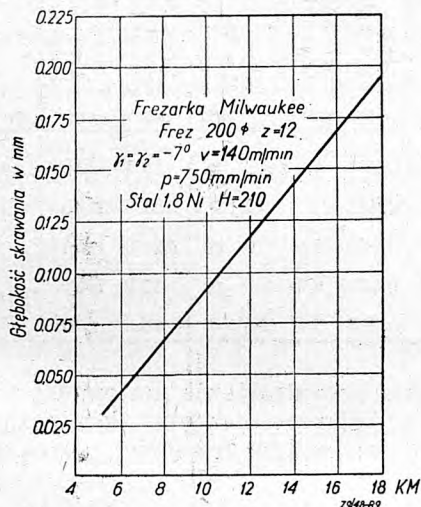
Z wykresu wynika, że wzrost posuwu na 1 ząb wywołany zmniejszeniem ilości zębów freza powoduje wzrost wydajności w cm^3 metalu skrojonego w stosunku do zużytej mocy oraz, że wzrost posuwu jest przy tym szybszy, niż odpowiedni wzrost mocy.



Rys. 8. Zależność mocy i posuwu przy stałej głębokości frezowania

Związek zachodzący między mocą a posuwem przy stałej głębokości frezowania przedstawia wykres na rys. 8. Celem próby było ustalenie najmniejszego ekonomicznego posu-

wu na 1 ząb, który to posuw wyniósł 0,11 mm. Przy tym posuwie wiór schodził rozgrzany do czerwoności. Posuw ten stanowi granicę, kiedy ciepło może być całkowicie odprowadzone przez wiór bez rozgrzania przedmio-



Rys. 9. Zależność mocy od głębokości skrawania przy stałym posuwie.

tu. Zmniejszenie posuwu hamuje odpływ ciepła przez wiór, powodując ogrzanie przedmiotu.

Z braku innych wskazówek dobór posuwu musi być przeprowadzony drogą prób, a oceną właściwego posuwu jest to, że wiór znaj-

duje się w stanie wyżarzonym (z wyjątkiem materiałów, hartujących się w powietrzu).

Rys. 9 przedstawia związek między głębokością skrawania, a zużyciem mocy. Związek ten jest liniowy, przy czym wzrost zużycia mocy jest mniejszy, niż wzrost głębokości skrawania.

Trwałość ostrza i wydajność skrawania

Tabl. 2 przedstawia wyniki badań nad trwałością ostrza, wykonanych przy użyciu frezarki poziomej o konstrukcji przeznaczonej do stosowania ujemnych kątów natarcia. Wydajność skrawania, osiągnięta przy próbach, przewyższa wydajność $10 \text{ cm}^3/\text{KM}/\text{min}$, przyjmowaną przez konstruktorów za podstawę dla obliczeń frezarki. Trwałość ostrza wyrażona w objętości metalu skrawanego na 1 KM na min. jest raczej niska, jednakże dane zawarte w tabelicy pomagają do stworzenia poglądów o warunkach frezowania ujemnymi kątami.

Tabl. 3 zawiera wyniki frezowania szeregu wypadków wziętych z produkcji dla wadliwie dobranych warunków frezowania.

Przykład 1: obróbka lekka, posuw na 1 ząb = 0,03 mm, wyjątkowo niski, dzięki czemu trwałość ostrza (sztuk na jedno ostrzenie) bardzo wysoka, ale wydajność skrawania niska.

TABLICA 2.

Wyniki prób trwałości ostrza (Kearney nad Trecher Corp). Frez: $\gamma_1 = \gamma_2 = -7^\circ$, materiał frezowany: odkówki stalowe C = 0,35 — 0,45% Mn = 0,4 — 0,8% Ni = 1,65 — 2,0% Mo = 0,2 — 0,3% Brinell = 210.

Frez		Wymiary przedmiotu mm	Warunki skrawania					Wyniki prób				
Średnica mm	Ilość zębów		Obroty freza/min	Szybkość skrawania Vm/min	Posuw mm/młn	Posuw na 1 ząb mm	Głębokość skrawania mm	Ilość przejść freza	Moc na wrzecionie KM	Objętość metalu skrojonego na jedno przejście freza cm^3	Całkowita objętość skrojona cm^3	Wydajność skrawania $\text{cm}^3/\text{KM}/\text{min}$
200	12	320 × 90	205	130	740	0.305	38	54	15.20	97.2	5259.4	17.04
200	12	310 × 75	222	142	760	0.285	38	50	20.50	90.8	4538.7	10.80
200	12	315 × 75	205	130	933	0.378	38	17	16.75	94.0	1597.7	16.12
200	12	315 × 75	205	130	933	0.378	38	27	16.75	94.0	1802.1	16.12
200	10	830 × 140	215	130	933	0.455	38	13	28.70	442.0	4111.0	17.40
200	10	830 × 92	205	130	933	0.455	57	8	28.14	436.0	3506.8	17.85
200	10	1320 × 140	205	130	740	0.385	38	12	28.14	702.0	8429.3	14.10
200	10	1320 × 89	250	156	740	0.303	38	12	19.05	446.0	5374.7	13.40
200	10	1490 × 140	388	243	740	0.196	38	9	28.14	736.0	6636.5	10.31
200	10	1490 × 90	250	156	933	0.372	38	12	21.40	476.0	5720.5	15.08
200	19	1320 × 140	205	130	740	0.360	38	13	29.04	700.0	9143.7	13.90

TABLICA 3

Przykłady wadliwych warunków frezowania ujemnymi kątami natarcia wzięte z praktyki

Nr przykłądu	F r e z					Wymiary przedmiotu	Materiał odkówek Rr	Warunki skrawania				W y n i k i					
	Ø freza	Ilość zębów	Boczny kąt natarcia	Ilość kąt natarcia (pochylenie linii strub)	Stożek ostrza			Obrotów/min	Szybkość skrawania	Posuw	Posuw na 1 ząb	Głębokość skrawania	Ilość przejść freza	W y n i k i			Wydajność skrawania
														Moc na wrzecionie	Objętość metalu skrojona na jedno przejście freza	Całkowita objętość skrojona	
mm	γ ₁	γ ₂	α ¹	mm	mm	m ³ /min	mm	mm	mm	KM	cm ³	cm ³	cm ³ /KM/min				
1	2.0	10	-5°	-5°	25°	60×60	95	450	290	146	0.031	4,6	1400	6	18.4	25809	7.05
2	250	12	-5°	-5°	25°	305×92	100	320	255	89	0.025	18	42	12 ¹ / ₂	368.0	15485	12.30
3	250	10	-10°	-10°	25°	305×92	100	302	241	89	0.040	10,5	75	10	221.0	16583	9.48
4	200	10	-5°	-5°	25°	165×86	70	545	312	12,5	0.050	6,3	300	10	57.2	17206	15.08
5	150	8	-5°	-5°	25°	250×92	110	178	82	93	0.065	2.0	130	5	48.5	6292	3.44

Przykład 2: anormalnie duży naddatek na obróbkę. Frezarka przeciążona mimo b. małego posuwu na 1 ząb. Wydajność skrawania dość dobra. Przeciążenie widoczne z małej ilości przejść freza na 1 ostrzenie.

Przykład 3: odkówka jak w przykładzie 2, naddatki na obróbkę normalne, wyniki obróbki znacznie lepsze (ilość przejść freza na jedno ostrzenie).

Przykład 4: niewystarczająca moc dla zwiększenia posuwu, który jest niezwykle mały. Zmniejszenie szybkości skrawania wpłynęłoby dodatnio na trwałość ostrza.

Przykład 5: frezarka b. słabej konstrukcji, wydajność nader niska.

Zwiększenie posuwu ok. 3-krotnie spowodowałoby wzrost trwałości ostrza. Szybkość skrawania powinna wynosić ok. 150 m³/min.

We wszystkich przytoczonych przykładach ilość zębów (frezów) powinna być zmniejszona do połowy z uwagą na małą moc silnika napędu wrzeciona.

Kąt przystawienia ostrzy freza (stożek ostrza)

Doświadczenie wykazało, że przy zastosowaniu na ostrzu głowicy kąta przystawienia $\alpha^1 = 15^\circ$ (rys. 3) uzyskuje się największą trwałość ostrza.

Odchyłki od $\alpha^1 = 15^\circ$ w górę i w dół powodują spadek trwałości ostrza. Powodem tego jest to, że zmniejszenie długości ostrza przez zmianę kąta α^1 spowoduje wzrost nacisku jednostkowego wióra na ostrze, zaś wydłużenie ostrza stwarza zbyt wielką jego długość pracującą. Jedno i drugie wpływa ujemnie na trwałość ostrza. Przy frezowaniu przelotowym nie ma trudności ze stosowa-

niem kąta przystawienia, natomiast przy frezowaniu nieprzelotowym konieczny jest kompromis kosztem trwałości ostrza.

Średnica freza

Krytycznym momentem pracy ostrza jest moment uderzenia ostrza o materiał. Stwierdzono, że najlepsze warunki pracy zachodzą, jeśli ostrze trafia krawędź przedmiotu pod kątem ok. 40° . Zbyt duży lub zbyt mały kąt powoduje silne uderzenia, a w obu wypadkach zmiana wielkości kąta skraca trwałość ostrzenia.

Wyrażając kąt zetknięcia ostrza z przedmiotem średnicą freza, optymalne warunki pracy zachodzą wówczas, jeśli stosunek średnicy freza do szerokości przedmiotu ma się, jak 3:2 przy założeniu, że oś freza leży w osi przedmiotu. Jeśli stosunek powyższy nie jest zachowany, wówczas oś freza powinna być odpowiednio przesadzona z osi przedmiotu tak, by optymalny kąt zetknięcia freza z przedmiotem został utrzymany. Zmniejszenie średnicy freza narusza wyżej omówioną równowagę szybkości skrawania i posuwu. Zmniejszenie średnicy freza wymaga zwiększenia jego obrotów dla utrzymania żądanej szybkości skrawania. Utrzymując niezmienną wielkość posuwu na minutę, należy zmniejszyć ilość zębów freza tak, aby przy zwiększonych obrotach utrzymać wielkość posuwu na 1 ząb bez zmiany.

Drgania

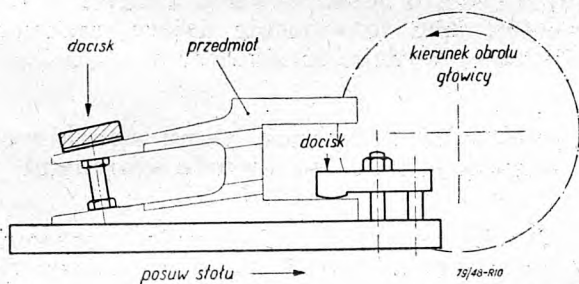
Drgania przy użyciu narzędzi o ostrzach ze stopów spiekanych powodują natychmiastowe zniszczenia ostrza. Powodem drgań może być:

- niewłaściwy kąt, pod którym ostrze uderza o materiał; najmniejsze prawdopodobieństwo drgań zachodzi przy kącie

ok. 40° , natomiast im większy jest ten kąt, tym niebezpieczeństwo drgań rośnie;

- b) niewłaściwy sposób zamocowania przedmiotu. Przykład prawidłowego zamocowania przedmiotu przedstawia rys. 10.

Przedmiot jest chwyciony za dolny występ (po prawej stronie) od strony wejścia freza oraz z góry od strony wyjścia freza. Cienka ścianka zamocowana z góry jest usztywniona podpórką śrubową. Przedmiot ten był frezowany współbieżnie przy stosowaniu $v=250$ m/min. posuwem $p=90$ mm/min., frezem $\varnothing 250$ mm o 10 zębach. Materiał frezowany stal CrNi, $R_r=100$ kG/mm²;



Rys. 10. Przykład zamocowania przy frezowaniu narzędziem o ujemnych kątach natarcia.

- c) napęd wrzeciona kołem o zbyt małej średnicy (koło zamachowe na końcu wrzeciona jest środkiem zaradczym patrz rys. 11).

Frezowanie współbieżne

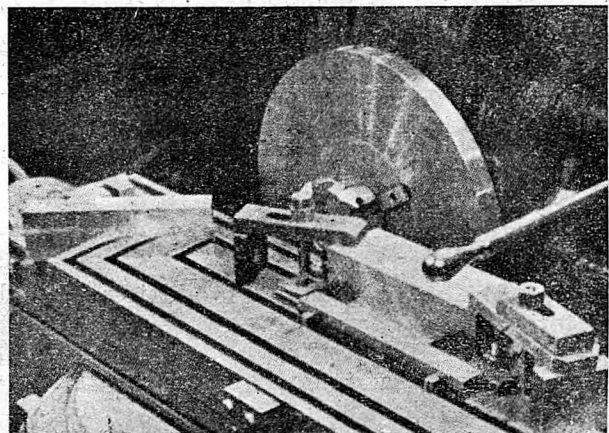
Przy stosowaniu frezów walcowych z ostrzami o ujemnych kątach natarcia występuje zagadnienie ewentualnego zastosowania frezowania współbieżnego.

Zalety i wady frezowania współbieżnego przy stosowaniu frezów o ujemnych kątach natarcia są naogół te same, co w wypadku dodatnich kątów.

Śród zalet frezowania współbieżnego należy podkreślić jedną, mianowicie tą, że frez wykazuje przy tej metodzie większą trwałość ostrza, niż przy frezowaniu przeciwbieżnym. Powodem tego jest układ ruchów ostrza i przedmiotu, dzięki którym ostrze na początku swej pracy skrawa odcinek wióra o większej grubości, co pozwala uniknąć tarcia ostrza o materiał, jakie stale zachodzi przy rozpoczęciu skrawania przy frezowaniu przeciwbieżnym. Współbieżny układ ostrza i przedmiotu powoduje również, że odcinek wióra o małej grubości jest znacznie krótszy, niż przy frezowaniu przeciwbieżnym, a sam wiór ma grubość znacznie bardziej jednostajną, niż w drugim wypadku.

Trudności, jakie się nasuwają przy frezowaniu współbieżnym w odniesieniu do ujemnych kątów natarcia są następujące:

- a) dobór ujemnego tylnego kąta natarcia γ_2 jest trudniejszy, niż przy frezowaniu przeciwbieżnym, gdyż chcąc zachować prawidłowe warunki pracy (jak rys. 1 i 4), frez o danym kącie γ_2 znajduje zastosowanie tylko w stosunkowo wąskich granicach głębokości skrawania;
- b) aby otrzymać wiór o odpowiedniej grubości zakres zmienności posuwów na 1 obrót freza dla danej głębokości skrawania jest mniejszy, niż przy frezowaniu przeciwbieżnym.



Rys. 11. Frezarka z kołem zamachowym.

Pomimo tych trudności panuje przekonanie, że wyniki frezowania współbieżnego przy zastosowaniu ujemnych kątów natarcia są bezsprzecznie lepsze od wyników frezowania przeciwbieżnego pod warunkiem, że frezarka odpowiada specjalnym wymaganiom. Głównym powodem, który ogranicza rozpowszechnienie frezowania współbieżnego jest brak kalkulatorów zadających tego urządzenia do usuwania luzu śruby pociągowej stołu frezarki. Wyniki frezowania współbieżnego są pod względem wydajności i gładkości powierzchni, jak i pod względem kosztów takie, że gdyby powszechnie stosowane konstrukcje na to pozwalały, można przypuszczać, że frezowanie przeciwbieżne zostałoby zarzucone.

Wydajność frezów i gładkość powierzchni

Frezowanie ujemnymi kątami natarcia wymaga stosowania wyłącznie frezów o ostrzach ze stopów spiekanych i jakkolwiek uogólnienie wobec dużej różnorodności robót fre-

zarskich jest trudne, można jednak stwierdzić, że:

— ilość przedmiotów obrobionych na jedno ostrzenie frezami ze stopów spiekanych jest 3 do 10-krotnie większa, niż przy stosowaniu frezów ze stali szybko tnącej w identycznym wypadku obróbki,

— czas maszynowy przy stosowaniu frezów o ostrzach ze stopów spiekanych jest blisko trzykrotnie krótszy, niż w identycznym wypadku obróbki ze stali szybko tnącej,

— wydajność frezów o ujemnych kątach natarcia jest wyższa od wydajności frezów o dodatnich kątach. Np. wzrost wydajności mierzony trwałością ostrza był 8-krotny przy obróbce stali o wytrzymałości $R_r = 125 \text{ kG/mm}^2$, dzięki przejściu z dodatnich na ujemne kąty natarcia.

Przy frezowaniu stali łatwo obrabialnych frezami o ujemnych kątach osiągnięto chropowatość powierzchni w granicach 0,075 do 0,10 $\mu \text{ t. j.}$ taką, jaka jest charakterystyczna dla gładko oszlifowanych powierzchni. Badania struktury zewnętrznej warstwy obrobiczej powierzchni nie wykazały przy tym żadnej deformacji ziarna.

Materiali pŁytek ze stopów spiekanych

Warunki, w których wiór oddziela się od materiału są następujące:

- wysoka temperatura,
- nieutleniona i doskonale czysta powierzchnia wióra,
- doskonale czysta powierzchnia czoła ostrza.

W tych warunkach i w obecności sił skrawania płytki, wykonane z wolframu bez domieszek, wykazują silne pokrewieństwo z materiałem wióra przy skrawaniu stali. Wyraża się to w tendencji do przywierania cząstek wióra do ostrza i tworzenia ostrza wtórnego (*build up edge*, *Aufbauschneide*). Dodatek tytanu do płytki usuwa tę tendencję.

Powyzszy objaw nie zachodzi przy skrawaniu żeliwa i dzięki temu jest możliwe stosowanie w tym wypadku pŁytek z wolframu bez domieszek.

Inne rodzaje obróbki przy zastosowaniu ujemnych kątów

Prócz frezowania pŁaszczyzn, co może być uważane dotychczas za główne pole zastosowania ujemnych kątów natarcia, uzyskano dodatnie wyniki stosowania tej metody przy toczeniu, przeciąganiu powierzchni (metodę tę ogranicza konieczna w tym wypadku wysoka masowość produkcji) oraz frezowanie profilowymi frezami odwiedniowymi, przy równoczesnym zastosowaniu koła zamachowego do frezowania profilów większych od profilów gwintów.

Frezowanie gwintów przy stosowaniu ujemnych kątów nie dało dotychczas dobrych wyników.

Wypadkiem frezowania, niezbadanym pod względem warunków przebiegu obróbki, jest frezowanie rowków. Jakkolwiek operacja ta jest powszechnie stosowana, wyniki jej zależą tak dalece od warunków przebiegu operacji, że stwarzanie ogólnych podstaw jest trudne. Panują w odniesieniu do tego rodzaju frezowania rozbieżności metod przy równoczesnych dodatnich wynikach samej operacji. Np. praktyka angielska prowadzi do stosowania frezów o ujemnym kącie pochylenia linii śrubowej $\gamma_2 = -30^\circ$, ujemnym bocznym kącie natarcia $\gamma_1 = -10^\circ$ i o małej ilości zębów podczas, gdy praktyka USA stosuje frezy o kącie pochylenia linii śrubowej $\gamma_2 = 0$, o bocznym kącie natarcia $\gamma_1 = -15^\circ$, jako rozwiązanie dające, rzekomo, najwyższą wydajność skrawania.

Wymagania, dotyczące stanu obrabiarek używanych do frezowania ujemnymi kątami

Wysokie szybkości skrawania stosowane w tej metodzie stawiają nieco ostrzejsze wymagania, niż w wypadku obróbki narzędziami o otrzach ze stopów spiekanych i dodatnich kątach natarcia.

Przed rozpoczęciem pracy należy upewnić się, czy:

- wszystkie pasy klinowe napędu pracują z jednakowym naprężeniem,
- główne sprzęgła są wyregulowane (poślizg sprzęgieł powoduje natychmiastowe wyłamania ostrza freza),
- wyłączniki przeciążenia są prawidłowo wyregulowane,
- uszczelnienie smarowania wrzeczona nie przepuszcza smaru. Kropla smaru spływająca z wrzeczona może dostać się wskutek siły odśrodkowej na rozgrzaną w pracy płytkę ostrza i płytka ulegnie natychmiastowemu zniszczeniu,
- maksymalna głębokość skrawania (przy obranej szybkości i posuwie) nie spowoduje przeciążenia silnika.

Wyznaczanie warunków obróbki na podstawie przeciętnej głębokości skrawania nie jest wystarczające. Ponadto należy:

- jako podstawę do obliczenia zużycia mocy przyjmować wydajność skrawania $= 12 \text{ cm}^3/\text{KM}^{\cdot}\text{min}$. przy skrawaniu stali $R_r = 65 - 100 \text{ kG/mm}^2$,
- używając obrabiarki po raz pierwszy, włączyć w obwód watomierz i amperomierz dla skontrolowania obciążenia silnika.

Wpływ stosowania frezów o ujemnych kątach na konstrukcję obrabiarek

Rozległe doświadczenia zebrane w ciągu ostatnich 6 lat w stosowaniu ostrzy ze stopów spiekanych do obróbki materiałów począwszy od stopów lekkich, aż do stali o wysokiej wytrzymałości, wykazuje potrzebę stosowania dwóch zasadniczych typów frezarek. Porównanie charakterystycznych własności tych typów podaje tablica 4.

TABLICA 4

Porównanie charakterystycznych cech konstrukcyjnych dwóch podstawowych typów frezarek o wymiarach stołu 450 x 1800 mm.

	F r e z a r k a	
	do stopów lekkich	do stali
Zakres posuwów (mm/min)	450 — 6000	100 — 2030
Zakres obrotów	500 — 3000	50 — 1250
Szybki przesuw stołu (mm/min)	3800	3800
Moc głównego silnika	do 50 KM	do 50 KM
Max średnica freza (mm)	500	500
Chłodzenie	obfite	żadne

Różnice w zakresach obrotów i posuwów obu typów są tak duże, że stosowanie w przyszłości jednego typu frezarki będzie leżało poza granicami opłacalności. Przeprowadzone w tablicy 4-iej porównanie odnosi się do dwóch frezarek o wymiarach stołu 450 x 1800 mm. W obu wypadkach jest wskazane zastosowanie koła zamachowego, umieszczonego tuż obok ostatniego koła zębatego napędu wrzeciona. Koło to powinno posiadać uzębienie śrubowe o szlifowanych zębach i dużą średnicę. Średnica freza nie powinna przekraczać 1½ średnicy głównego łożyska wrzeciona.

Przy dużych szybkościach ($v < 200 \text{ m/min}$) prawidłowy styk między zębami kół napędzających nie może być zachowany, jeśli główne koło napędzające wrzeciona posiada średnicę mniejszą od średnicy freza. Wadę tę usuwa się przez zastosowanie koła zamachowego na wrzecionie frezarki. Rys. 11 przedstawia zastosowanie koła zamachowego. Koło to stanowi element pośredni między frezem a wrzecionem. Wrzeciono posiada zakończenie normalne. Śruby przytwierdzające głowicę frezową przechodzą nawskroś przez koło zamachowe i są wkręcone we wrzeciono.

Zastosowanie koła zamachowego do frezarki (rys. 11) pozwoliło na uzyskanie lustrzanej powierzchni przedmiotu, jak widać z rysunku, pomimo, że luz osiowy wrzecio-

na wynosił ok. 0,4 mm. Wpływ tak wielkiego luzu został usunięty działaniem koła zamachowego.

Napęd wrzeciona frezarki dla obróbki stopów lekkich powinien się odbywać przy pomocy klinowych pasów. Stosowanie motoru na wrzecionie nie jest wskazane ze względu na brak elastyczności na uderzenia ostrzy. Określenie górnej granicy obrotów wrzeciona może w tym wypadku mieć miejsce z uwagi na bezpieczeństwo, a nie ze względów technologicznych.

Do dalszych szczegółów konstrukcji, na które wywiera wpływ stosowanie ujemnym kątów natarcia należy zaliczyć łoża. Dotychczas silnie rozpowszechniony typ frezarki o wsporniku pionowo przesuwalnym powinien być zastąpiony przez sztywne łoża skrzynkowe, mieszczące napęd hydrauliczny posuwu.

Do obróbki stali urządzenie do chłodzenia powinno być zastąpione przez urządzenie sprężonego powietrza dla wydmuchiwania wiórów. Wylot przewodu powinien być położony tak blisko ostrzy frezu, by usuwanie wióra następowało natychmiast po jego oddzieleniu się od materiału. Takie urządzenie jest powszechnie stosowane na frezarkach do obróbki dźwigarów skrzydłowych płatowców. Urządzenie do chłodzenia o dużej wydajności jest nieodzowne tylko we frezarkach, przeznaczonych dla obróbki lekkich stopów.

Jakkolwiek górne granice szybkości skrawania lekkich stopów nie zostały dotychczas osiągnięte, uzyskano dobre wyniki, skrawając przy szybkości 4500 m/min. Szybkość ta jest jednak daleka od osiągalnej.

Przewiduje się, że stosowane obecnie, jako górna granica, posuwu rzędu 2000 mm/min dla frezarek do obróbki stali i żeliwa zostaną w ciągu najbliższych lat przekroczone, gdyż stosowanie ich w pracy na frezarkach o charakterystyce jak tabl. 4 nie przedstawia obecnie żadnych trudności. Ten rząd wielkości posuwu zmusza do zarzucenia klasycznych mechanizmów posuwu, jak skrzynka *Nortona*. Na pierwszy plan wybija się napęd hydrauliczny i elektryczne sterowanie posuwu.

Warunki opłacalności produkcji przy zastosowaniu ujemnych kątów natarcia

Silne skrócenie czasu maszynowego, uzyskane przez zastosowanie ujemnych kątów natarcia podkreśla znaczenie czasów wymiary przedmiotów i ich zamocowania. Dlatego konsekwencją stosowania tej metody skrawania jest konieczność przejścia z mechanicznych na hydrauliczne i pneumatyczne metody zamocowania przedmiotów. Nieza-

leżnie od tego metoda skrawania ujemnymi kątami może nie znaleźć uzasadnienia dla jej stosowania w wypadkach, gdy stosunek czasów maszynowych do ręcznych wykazuje silną przewagę tych ostatnich. Koszty związane z przejściem na ujemne kąty skrawania mogą nie być wyrównane zyskiem ze skrócenia tylko czasów maszynowych.

Powyższe bynajmniej nie oznacza, by metoda skrawania ujemnymi kątami miała być przywiązana wyłącznie do wysoko seryjnej produkcji. Na dowód tego niech posłużą przykłady, pochodzące z warsztatów kolejowych, a więc warunków z punktu widzenia produkcji raczej przypadkowych. Miarę opłacalności stanowił w tym wypadku koszt na sztukę obrobioną. Korzyści osiągnięte przez wprowadzenie ujemnych kątów były następujące:

- a) wyższa wydajność,
- b) wydatek mocy na jednostkę objętości skrawanego metalu znacznie niższy, niż w wypadku obróbki narzędziami ze stali szybko tnącej,

- c) mniejsza ilość frezarek na tę samą produkcję liczoną w sztukach,
- d) mniejsze koszty ogólne łącznej ilości frezarek pracujących ujemnymi kątami.

Na podstawie uzyskanego dotąd doświadczenia w zastosowaniu płytek ze stopów spiekanych można stwierdzić, że stoimy na samym początku możliwości wykorzystania stopów spiekanych jako materiału odpornego na ścieranie i jako materiału na narzędzia łącznie z metodą skrawania ujemnymi kątami. Dlatego wypowiedanie twierdzeń, określających warunki opłacalności stosowania stopów spiekanych w wypadkach ogólnych i w wypadkach zastosowania ostrza o ujemnych kątach natarcia, jest zbyt wczesne.

Niezależnie od tego należy uświadomić sobie fakt, że stopy spiekane wolframu nie są bynajmniej ostatnim wyrazem techniki w dziedzinie materiałów na ostrza i że przejdą one do historii tak, jak przeszły już stale narzędziowe, stale *Musheta* i jak obecnie przechodzą już do historii stale szybko tnące.

Utwardzenie powierzchniowe prowadnic

Inż.-mech. ZDZISŁAW NOWAKOWSKI

Znaczenie twardości prowadnic dla przedłużenia trwałości obrabiarek. Nakładki z utwardzonymi powierzchniami roboczymi, łączone z łożem mechanicznie. Ogólne właściwości metody powierzchniowego utwardzania prowadnic. Utwardzanie powierzchniowe prowadnic żeliwnych. Utwardzanie powierzchniowe stalowych prowadnic obrabiarek o spawanych łożach.

Jednym z najważniejszych zagadnień w dążeniu do podniesienia trwałości obrabiarki jest przedłużenie czasu użytkowania jej prowadnic przy jednoczesnym zachowaniu wymaganej dokładności ich wykonania.

Prowadnice bowiem są elementem najbardziej narażonym na szybkie zużycie, gdyż pracują zawsze przy ruchu obrabiarki i praca ta odbywa się w warunkach specjalnie niekorzystnych, przy stałym zetknięciu z wiórami, kurzem, piaskiem, oraz odpadkami, powstałymi przy obróbce utwardzonej powierzchni odlewów, lub odkuwek.

Powoduje to zużywanie się powierzchni roboczej prowadnicy, spadek dokładności poniżej dopuszczalnej i konieczność dokonania remontu.

Szybkość zużywania się prowadnic jest różna, w zależności od warunków pracy obrabiarki: najmniejsza dla obrabiarek skrawających metale lekkie, a największa przy obróbce materiałów twardych, dających krótki i łamliwy wiór, co występuje wyraźnie w tokarkach do walców lub do obróbki przed-

miotów z utwardzonego żeliwa, którego wióry w postaci sproszkowanej głęboko „wyżerają” prowadnice. Dlatego też remont obrabiarek dokonywany jest nie wskutek jakiegoś sporadycznego uszkodzenia mechanicznego, a w rezultacie naturalnego zużycia i jest spowodowany przede wszystkim koniecznością doprowadzenia prowadnic do wymaganej dokładności, drogą obróbki mechanicznej za pomocą szlifowania lub też strugania, a następnie skrobania ręcznego.

Na podstawie statystyki stwierdzono, że koszt naprawy prowadnic wynosi ponad 50% kosztów całkowitego remontu obrabiarki.

Pomijając ten ujemny moment gospodarczy, ważniejsza jest strata, jaka powstaje w produkcji wskutek wypadnięcia obrabiarki z łańcucha produkcyjnego na czas dłuższy.

Wprowadzie stosuje się różne środki zabezpieczające prowadnice przed szybkim zużyciem się jak osłony z blachy zakładane na części bardziej narażone na zanieczyszczenie, czy też harmonijki elastyczne, chroniące możliwie całą powierzchnię prowadnic, jed-

nak są to wszystko półśrodki, nie dające pożądaných rezultatów.

Rozwiązanie tego zagadnienia tkwi bowiem w podwyższeniu twardości pracujących powierzchni przewodnic.

Stosowana twardość powierzchni przewodnic roboczych wynosi zazwyczaj 200 — 220 H_B .

Obecnie daje się zaobserwować dążenie do dwu lub trzykrotnego powiększenia twardości przewodnic (400 — 600 H_B), wskutek czego w przybliżeniu osiąga się w tym samym stosunku zwiększenie ich trwałości.

Dotychczas opanowane i stosowane metody powiększenia twardości powierzchni przewodnic roboczych są następujące:

I. Nakładki z utwardzonymi powierzchniami roboczymi, łączone z łożem mechanicznie.

II. Utwardzanie powierzchniowe przewodnic.

Dane, jakie omówimy w poniższym artykule, zostały oparte na doświadczeniach i osiągnięciach zagranicznych, traktowanych niestety w większości wypadków jako tajemnice fabryczne, oraz na pewnych doświadczeniach, jakie były i są dokonywane w krajowym przemyśle obrabiarkowym, narażone w skromnym jeszcze zakresie. Dlatego, oraz ze względu na obszerność zagadnienia nie będzie ono mogło być opracowane szczegółowo, niemniej jednak wskazana zostanie droga poszukiwań praktycznego rozwiązania tego zagadnienia, niewątpliwie b. ważnego dla rozwoju naszego przemysłu obrabiarkowego.

Nakładki z utwardzonymi powierzchniami roboczymi łączone z łożem mechanicznie

Metoda ta polega na nakładaniu na obrabianą, płaską powierzchnię łoża, stanowiącą podstawę przewodnicy, listew utwardzonych, o profilu zewnętrznym odpowiadającym powierzchni przewodnic roboczych (rys. 1).

Listwy te wykonuje się ze zwykłej stali konstrukcyjnej, o zawartości do 0,2% C, podatnej do utwardzania, przy czym bardzo są pożądane dodatki stopowe, zmniejszające ścieralność.

Listwy łączone są z łożem mechanicznie, za pomocą wkrętów lub śrub wkręcanych od spodu łoża przez podstawę przewodnicy.

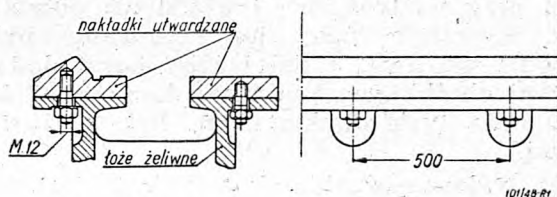
Przed obróbką termiczną listwę obrabia się całkowicie, przy czym dla uniknięcia powierzchniowych pęknięć przy hartowaniu i zmniejszenia obróbki ostatecznej powierzchnię pracującą szlifuje się.

Utwardzaniu podlega tylko powierzchnia zewnętrzna, natomiast powierzchnię stykową z łożem zabezpiecza się przed utwardzeniem,

aby uzyskać jej przyleganie i możliwość obróbienia otworów na śruby.

Po przykręceniu listwy do łoża, jest ona ostatecznie szlifowana, przy czym ze względu na odkształcenia, jakie powstają przy obróbce termicznej i przykręcaniu, zachodzi konieczność obróbki na głębokość około 0,5 mm. Zatem grubość warstwy utwardzonej winna wynosić co najmniej 1,5 mm.

Sposób ten jest technologicznie dość prosty. Istotną trudność polega jedynie na opanowaniu termicznej obróbki listwy, aby zmniejszyć odkształcenia szczególnie boczne, które przy obróbce i montażu wywołują niekorzystne tendencje do łukowego wyginania się listwy.



Rys. 1. Łoże z nakładkami stalowymi

Ujemną stroną tej metody są dość znaczne koszty jej stosowania, oraz zmniejszenie sztywności samego łoża, jakie niewątpliwie zachodzi przy mechanicznym łączeniu z listwą, w stosunku do jednolitej konstrukcji.

Tym niemniej podwyższając twardość przewodnic, a zatem zwiększając ich trwałość, zadanie swoje spełnia w sposób zadawalający.

Nadaje się ona w pierwszym rzędzie do obrabiarek krótkich o przewodnicach szerokich i jest w takich wypadkach z powodzeniem stosowana przez szereg firm.

Utwardzanie powierzchni przewodnic

a. Ogólne właściwości metody

Przy metodzie tej, analogicznie jak przy piecowych metodach obróbki termicznej, otrzymujemy również zewnętrzne utwardzenie powierzchni, w czasie jednak nieporównanie krótszym i kosztem znacznie mniejszym.

Utwardzenie polega tutaj na szybkim ogrzaniu powierzchni płomieniem specjalnego palnika do temperatury powyżej przemiany i zachowaniu osiągniętej struktury przez gwałtowne oziębienie strumieniem cieczy.

Metoda ta znalazła już cały szereg zastosowań praktycznych przy rozmaitego rodzaju elementach maszynowych, wykonywanych z różnych materiałów, jak szyny kolejowe, koła zębate, wrzeciona obrabiarek itp.

Ze względu na wielkość i kształt obrabiarki oraz na końcową obróbkę metoda ta przy utwardzaniu przewodnic wymaga poko-

nania całego szeregu znacznych trudności i dlatego stosunkowo dość niedawno została zastosowana w niektórych wypadkach przez nieliczne firmy zagraniczne.

Tym niemniej należy sądzić, że stosowanie jej ma duże widoki rozwoju, a zapoczątkowane u nas próby są jedną z ważniejszych prac w dziedzinie postępu budowy obrabiarek.

Zasadnicza trudność stosowania tej metody w obrabiarkach nie polega na samym procesie technologicznym, który, jak zaznaczono wyżej, został już całkowicie opanowany, lecz na konieczności zmniejszenia do tego stopnia odkształceń wymiarowych, jakie ona przy wielkościach i kształtach obrabiarek wywołuje, żeby jej stosowanie było wogóle możliwe, a dalej żeby koszt dodatkowej obróbki mechanicznej, koniecznej dla usunięcia tych zniekształceń, był możliwie niski.

W budowie obrabiarek metoda ta jest stosowana przy utwardzaniu przewodnic, żeliwnych i stalowych. Oba te zastosowania omówimy kolejno.

c. Utwardzanie powierzchniowe przewodnic żeliwnych.

Przewodnice podlegające utwardzaniu powierzchniowemu płomieniem nie mogą być wykonywane ze zwykłego żeliwa maszynowego. Do tego celu używa się żeliwa stopowego o zmniejszonej zawartości węgla 2,2% — 2,5%, co osiąga się przez dodanie do wsadu kopolaka dużej ilości żeluznego, dochodzącej w pewnych wypadkach do 70% wsadu. Ponadto jako dodatki stopowe winno ono zawierać do 1,5% Ni oraz do 0,8 Cr. Taki skład żeliwa jest konieczny, celem otrzymania struktury drobnoziarnistej, potrzebnej dla osiągnięcia jednorodności warstwy utwardzonej, oraz uzyskania zdolności do jej pogłębiania.

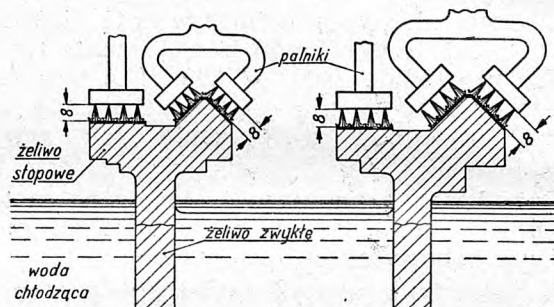
Dla otrzymania takiego żeliwa nie wystarczy normalny kopolak lecz potrzebny jest piec z możliwością wdmuchiwania tlenu.

Żeliwo takie ze względu na proces jego wytwarzania oraz zawarte w nim dodatki stopowe jest zbyt kosztowne, aby można było go używać do odlewu całego łoża obrabiarki. W tym celu stosuje się przy odlewaniu metodę następującą: ponieważ normalnie łoża odlewane są przewodnicami, do dołu, leje się najpierw do formy porcję żeliwa stopowego, w ilości potrzebnej na przewodnice, z pewnym nadmiarem dla zagwarantowania jednolitości jakościowej odlewu tej partii, a następnie zwykłe żeliwo maszynowe do całkowitego wypełnienia formy (patrz rys. 2).

W takim wypadku otrzymuje się jednolity odlew, w którym jedynie przewodnice są od-

lane z materiału droższego, lecz niezbędnego do tych celów.

Następnie łożę poddaje się obróbie mechanicznej na strugarce z pozostawieniem pewnego naddatku na szlifowanie, który ustala się drogą prób dla każdego typu łoża oddzielnie, przy czym nie powinien on przekraczać paru dziesiątych części milimetra.



Rys. 2. Utwardzanie przewodnic żeliwnych.

Utwardzanie odbywa się na specjalnej maszynie, która konstrukcją swoją jest zbliżona do strugarce podłużnej, lecz z racji swego przeznaczenia znacznie lżejsza. Na belce poprzecznej zamiast suportów, zamocowane są palniki o szerokości odpowiadającej poszczególnym powierzchniom przewodnicy i dostosowane do ich kształtu (rys. 2).

Cała szerokość podlegająca utwardzaniu jest objęta kilkoma palnikami w ten sposób, że utwardzanie całości powierzchni odbywa się jednocześnie.

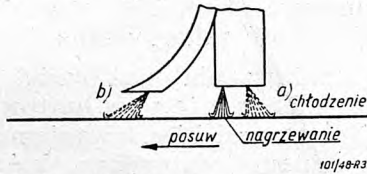
Do wytwarzania płomienia można używać tlenu i acetylenu, względnie tlenu i gazu świetlnego, bądź mieszaniny tlenu, gazu świetlnego i acetylenu. Najkorzystniejsze w praktyce okazało się używanie tlenu w połączeniu z gazem świetlnym, ponieważ przy niezmiernie ilości tlenu cena używanego gazu świetlnego była o 93% niższa od użytego do tego samego celu acetylenu, poza tym osiągnięto korzystniejsze wyniki samego procesu utwardzania.

Aby osiągnąć jednolitą płaszczyznę płomienia, palniki posiadają w przedniej swej części szereg otworów rozmieszczonych w jednej płaszczyźnie i możliwie jak najbliżej siebie. Do otworów tych doprowadzona jest mieszanina gazu palnego. W odległości około 6—8 mm od płaszczyzny przechodzącej przez otwory płomieniowe znajduje się następny szereg otworów, do których doprowadzana jest woda. Otwory wodne posiadają średnicę około 3 mm i rozmieszczone są w odległości około 5 mm od siebie, dając prawie jednolity, płaski strumień wody.

Podczas procesu hartowania palniki nagrzewają powierzchnie, a tuż za nimi następuje chłodzenie wodą wytryskującą z drugiego rzędu otworów. Celem zapewnienia wa-

runków hartowania oraz uniknięcia większych odkształceń, odległość między otworami płomieniowymi i wodnymi winna być jak najmniejsza.

Mimo stosunkowo małej odległości płomieni od strumienia wody, woda nie zalewa płomieni dzięki wyższemu ciśnieniu gazów, wypływających z palników. Otwórki wodne *a* mogą być odchyłone pod małym kątem od płaszczyzny palników tak, aby woda odbijając się od powierzchni oddalała się od płomienia (rys. 3).



Rys. 3. Nagrzewanie i chłodzenie.

Wskazane jest również umieszczenie przed palnikami płomieniowymi jednego kompletu rurek wodnych *b*, z których wypływająca woda będzie chroniła żeliwo przed ewentualnym odwęglaniem, spowodowanym przenikaniem ciepła od palników wzdłuż materiału. Rurki te muszą mieć kierunek zdecydowanie odchyłający się od płomienia, gdyż możliwość zalania palników z tej strony jest znacznie większa.

Palniki są ustawione w odległości około 6 do 8 mm od powierzchni hartowanej. Przy hartowaniu stosuje się następujące ciśnienie gazów i cieczy: ciśnienie tlenu 5 — 9 atm., gazu świetlnego 2 — 3 atm., wody chłodzącej 2 — 3 atm.

Podczas hartowania łożo jest zamocowane na stole maszyny, tak, aby powierzchnie hartowane były równoległe do prowadnic maszyny.

Stół posiada kształty wanny, którą napelnia się wodą, przy czym fragmenty hartowane wystają około 50 mm nad powierzchnię.

Woda w tym wypadku zapobiega zbyt niemu przenikaniu ciepła w głąb samego łoża, co mogłoby powodować doraźne odkształcenia, włącznie byłoby powstawaniem szkodliwych naprężeń wewnętrznych.

Hartowanie odbywa się przy przesuwie mechanicznym stołu z szybkością od 100 do 300 mm/min. Wielkość posuwu dla każdego typu łoża musi być określona doświadczalnie.

Po hartowaniu prowadnice łoża poddaje się ostatecznej obróbce szlifowaniem.

Proces ten w przeciwieństwie do podanego w ustępie poprzednim jest znacznie tańszy, lecz technologicznie bardziej skomplikowany.

Szczegółowe warunki techniczne tej metody muszą być każdorazowo ustalone drogą prób dla danego typu łoża.

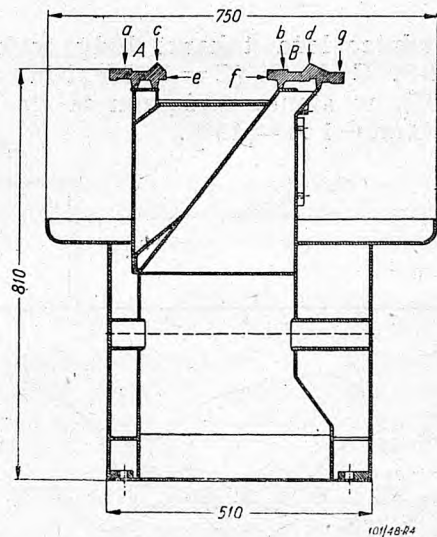
Tym niemniej znalazła ona już szerokie zastosowanie, a w produkcji obrabiarek jest stosowana jako normalne wykonanie przez cały szereg firm zagranicznych jak *Monarch*, *Warner & Sweasy* i inn.

c. Utwarzanie powierzchniowe prowadnic stalowych.

Wprawdzie w budowie obrabiarek stalowe prowadnice są naogół rzadko stosowane, jednakże jedna z fabryk, a mianowicie firma *Gustaw Verget* produkowała seryjnie takie właśnie tokarki, wykonując znaczną ilość prób wstępnych, które w wyniku doprowadziły do całkowitego opanowania produkcji.

Metody stosowane przy utwardzaniu powierzchniowym prowadnic stalowych w tokarkach stanowią pewną nowość w tej dziedzinie i zasługują ze wszechmiar na zapoznanie się z nimi, celem ewentualnego zastosowania ich przy innych typach obrabiarek i innych materiałach prowadnic.

Próby wstępne były przeprowadzone na różnych wzorcach ze stali St 70.11 ($Rr=70-85$ kG/mm² przy $A=10-12\%$), o różnych kształtach i wymiarach. Wzorce były poddawane próbom hartowania powierzchniowego przy pomocy płomienia z tlenu i gazu świetlnego, przy użyciu palników o stałym posuwie mechanicznym.

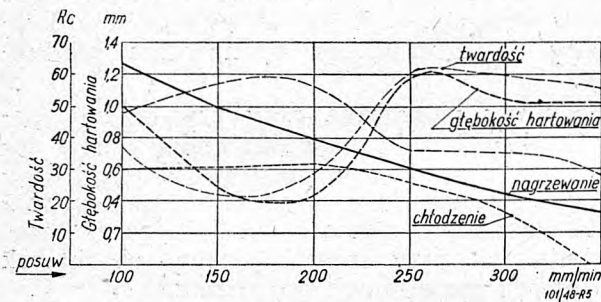


Rys. 4. Przekrój spawanego łoża z hartowanymi prowadnicami.

Badania wykazały, że wielkość powstałych zniekształceń jest w pierwszym rzędzie zależną od momentu bezwładności przekroju wzorca i jest mniejsza dla wzorców przyspawanych do korpusów ze wszystkich stron. Spośród wzorców o różnych przekrojach nieprzyspawanych najmniejsze zniekształcenie oraz wklęsłość, wynoszącą 1,85 mm wykazał wzorec prowadnicy *A* na rys. 4.

Nieprzypawane wzorce o wymiarach $40 \times 15 \times 550$ i $40 \times 40 \times 500$ mm wykazały odkształcenia 9,6 i 2,8 mm, natomiast wzorec o wymiarach $40 \times 15 \times 550$ mm przypawany kolejno do belki dwuteowej, korytkowej, następnie do kątowników i do płyty o wymiarach $50 \times 15 \times 967$ mm wykazał następujące odkształcenie: 0,1, 0,17, 0,6 i 7 mm.

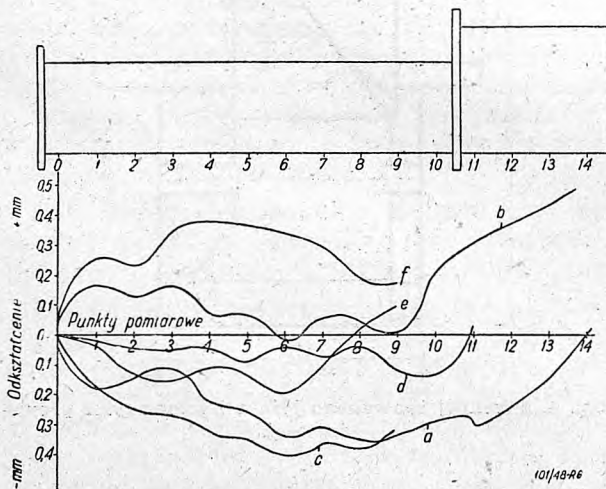
Wyniki tych wstępnych prób zostały ujęte w krzywe podające twardość i głębokość hartowania, jakie uzyskano przy różnych posuwach palników (rys. 5).



Rys. 5. Wyniki hartowania powierzchniowego wzorców

Opierając się na wynikach otrzymanych na wzorcach, przeprowadzono próby hartowania powierzchniowego stalowej prowadnicy tokarki konstrukcji spawanej o wzniosie kłów 225 mm i rozstawieniu kłów 1000 mm, o kształcie i wymiarach pokazanych na rys. 4.

Prowadnice łoża tokarki były wykonane ze stali St C 45. 61 (C = 0,45%, Mn = 0,8%, Si = 0,35), w stanie wyżarzonym $Rr = 60 - 70$ kg/mm² i $A = 19\%$.



Rys. 6. Krzywe odkształceń prowadnic stalowych łoża po zahartowaniu.

Hartowanie prowadnic odbywało się na specjalnej maszynie o spawanej konstrukcji, która wyposażona była w żelazny zbiornik, urządzenia mocujące, węzownice z tlenem, gazem świetlnym i wodą do chłodzenia

oraz cztery palniki gazowe do podgrzewania, osadzone na specjalnym ruchomym wózku o napędzie mechanicznym z bezstopniową regulacją szybkości w zakresie od 80 do 320 mm/min.

Palniki były między sobą niepowiązane i mogły być indywidualnie nastawione w kierunku pionowym i poziomym.

Próby hartowania przeprowadzono dla powierzchni prowadnic *a*, *b*, *c* i *d* (rys. 4) przy posuwach odpowiednio: 260, 280, 300 i 250 mm/min. W tych warunkach osiągnięto po zahartowaniu twardość powierzchni do 50 Rc i głębokość zahartowania 2—3 mm.

Celem zmniejszenia możliwości odkształceń, jakim podlega łożo przy hartowaniu, stosuje się jeszcze przed hartowaniem specjalną operację uginania wstępnego, które polega na zginaniu łoża na zimno wg kopiałów. Profil kopiałów i wielkość zgięcia wstępnego ustala się w drodze doświadczeń, w zależności od konstrukcji i wymiarów łoża oraz warunków obróbki termicznej (tablica 1).

TABLICA I

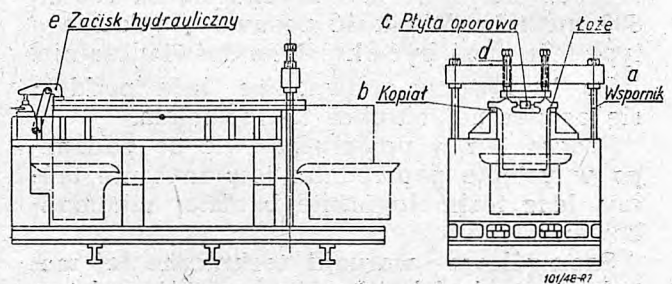
Wielkość uginania wstępnego łoża spawanego tokarki o wzniosie kłów 225 mm

Rozstaw kłów mm	Strzałka ugięcia wstępnego w mm	
	Ty'na prowadnica (a na rys. 4)	Przednia prowadnica (b na rys. 4)
1000	1,3	1,6
1500	2,6	2,4
2000	4,0	3,8

Wielkość odkształceń, jakie powstały po hartowaniu łoża tokarki o rozstawie kłów 1500 mm w zależności od miejsca pomiaru na prowadnicy podaje rys. 6. Liczby na odciętych wskazują miejsca pomiarowe tokarki uwidocznionej na rysunku. Oznaczenia krzywych odpowiadają oznaczeniom powierzchni prowadnic na rys. 4.

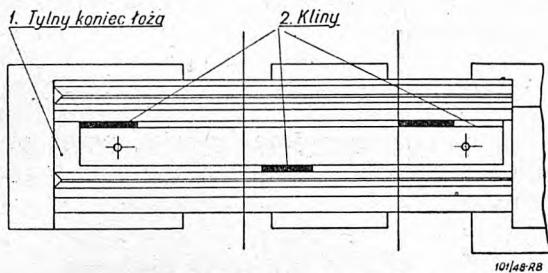
Całość procesu hartowania prowadnic można ująć w następujący przebieg:

1) Ustawienie łoża na urządzeniu do uginania wstępnego (rys. 7).



Rys. 7. Urządzenie do przeginania łoża.

- a) Podłożenie pod prowadnice łoża sztywnych podpór *a* i kopiałów *b*.
- b) Ustawienie płyty oporowej *c* między prowadnicami z jednoczesnym zaklinowaniem (rys. 8).



Rys. 8. Płyta oporowa.

- c) Sprawdzenie poziomego położenia prowadnic łoża.
- 2) Przeprowadzenie uginania wstępnego prowadnic według kopiału, przez zaciąganie śrub *d* od strony przedniego końca łoża, względnie zapomocą zaciskania hydraulicznego od strony tylnego końca łoża *e*. Sprawdzenie czujnikiem wielkości ugięcia.
- 3) Założenie i ustawienie palników (rys. 2).
- 4) Hartowanie płaszczyzn prowadnic i zbadanie ich twardości.
- 5) Zdjęcie łoża i zbadanie odkształceń.

Zbadane odkształcenia i pomiary twardości należy każdorazowo notować i wpisane dane okresowo z sobą porównywać, celem poczynienia koniecznych poprawek w procesie, aby zmniejszyć odkształcenia.

Czas hartowania prowadnic łoż tokarki o rozstawieniu kłów 1000 mm wynosi tą metodą 180 min oraz 40 minut badanie twardości i odkształceń prowadnic po hartowaniu czyli razem łączny czas całej operacji hartowania — 220 minut.

Po obróbce termicznej następuje ostateczna obróbka mechaniczna prowadnic przez szlifowanie, przytłum ze względu na dość znaczne nadmiary do zbierania (do 1 mm), powstałe z odkształceń, czas jej trwa do 20 godzin.

Jak widać sposób ten jest dość kosztowny i kłopotliwy w wykonaniu, tym niemniej systematyczna praca badawcza ustaliła szereg czynników, jakie mogą mieć wpływ przy utwardzaniu prowadnic stalowych i przy dalszych próbach nie należy ich lekceważyć.

Najbardziej jednak naturalnym i przekonującym sposobem utwardzania prowadnic jest hartowanie powierzchniowe jednolitych prowadnic żeliwnych i w tej metodzie leży kierunek przyszłego rozwoju tego procesu w budowie obrabiarek.

Obróbka termiczna prądami szybkozmiennymi

Inż. mech. KAZIMIERZ UKIELSKI

Uwagi wstępne. Istota zjawiska grzania indukcyjnego prądami szybkozmiennymi. Przetwornice prądów szybkozmiennych. Zastosowania praktyczne grzania indukcyjnego. Przykłady obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi. Wybór urządzenia. Koszty hartowania powierzchniowego.

W procesach technologicznych, wymagających grzania obrabianych przedmiotów, stosowane są dwie zasadniczo różne metody doprowadzania ciepła w celu podniesienia temperatury przedmiotu:

- a) ciepło dopływa z zewnątrz, przechodząc dzięki istniejącej różnicy temperatur od gorętszego ciała (grzejnika) lub gorętszego środowiska do chłodniejszego przedmiotu;
- b) ciepło wytwarzane jest wewnątrz samego przedmiotu, przy czym w procesie tym następuje przemiana na energię cieplną jakiejś innej postaci energii.

Pierwsza metoda jest najdawniejsza i najczęściej stosowana. Przepływ ciepła odbywa się drogą przewodnictwa, konwekcji lub promieniowania. Można ją zrealizować przez

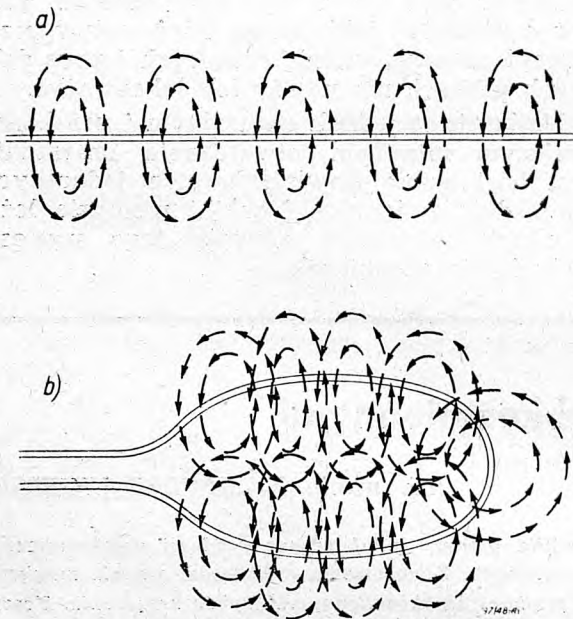
umieszczenie przedmiotu w płomieniu lub strumieniu gorącego gazu, przez zetknięcie przedmiotu z gorącym grzejnikiem, przez zanurzenie w gorącej cieczy, przez wystawienie na działanie promieniowania lub też przez umieszczenie w komorze gorącego pieca, co stanowi równoczesne powiązanie kilku wspomnianych elementarnych sposobów.

Źródłem ciepła „grzejnika” jest również przemiana na energię cieplną innej postaci energii np. chemicznej — w wypadku spalania, lub elektrycznej — w grzejnikach oporowych. Obrabiany przedmiot otrzymuje jednak ciepło drogą pośrednią, co stwarza konieczność specjalnych urządzeń, powoduje duże straty ciepła, znacznie przedłuża czas ogrzewania, naraża powierzchnię przedmiotu na utlenienie i przepalenie oraz stwarza możliwości nierównomiernego i niewłaściwego

rozkładu temperatur, paczenie się przedmiotu itp.

Przy zastosowaniu drugiej metody ciepło wytwarzane może być w całym przedmiocie lub też tylko w ściśle określonych jego częściach, gdzie tego wymaga przeprowadzany proces technologiczny, a ogrzanie można przeprowadzić dowolnie szybko i ograniczyć rozpraszanie się ciepła. Substancja przedmiotu nie ulega przy tym żadnym zmianom a grzanie uzyskiwane jest dzięki przepływowi prądu elektrycznego — *grzanie oporowe*, bądź też dzięki zjawiskom towarzyszącym zmianom pola elektrycznego — *grzanie dielektryczne* lub magnetycznego — *grzanie indukcyjne*.

Już na początku bieżącego stulecia *Giroud, Keller, Heroult* zapoczątkowali przez kon-



Rys. 1. Linie sił pola magnetycznego wokół prostego (a) i zwiniętego w pętlę (b) przewodu elektrycznego.

strukcję pieca elektrycznego elektrodowego nową dziedzinę przemysłu: *elektro-metalurgia*. W tym samym czasie *Kjellin* skonstruował pierwszy piec elektro-magnetyczny, stosując prąd szybkozmienny o częstotliwości 5 do 10 tysięcy okresów na sekundę.

Szybki rozwój radiotechniki otworzył zupełnie nowe możliwości stosowania pola elektro-magnetycznego o wysokiej częstotliwości. Ta nowa dziedzina elektrotechniki rozwinęła się szczególnie w czasie ostatniej wojny w Stanach Zjednoczonych A.P. i Rosji Sowieckiej.

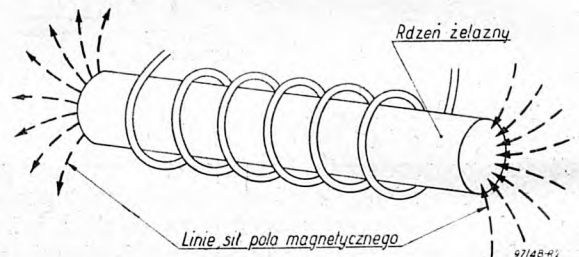
Poniższe uwagi mają posłużyć do wykazania, w jaki sposób prądami szybkozmiennymi można przeprowadzić obróbkę termiczną szybciej, lepiej i bardziej ekonomicznie. Czas hartowania, odpuszczania, spawania, lutowa-

nia, topienia można zredukować z minut do sekund.

Urządzenia do obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi dają możliwość kontroli temperatury w dowolnym miejscu i przez dowolny czas, nawet przez personel mało wykwalifikowany.

Zasady grzania indukcyjnego

Prąd elektryczny przepływając przez przewodnik wytwarza dookoła niego pole magnetyczne.



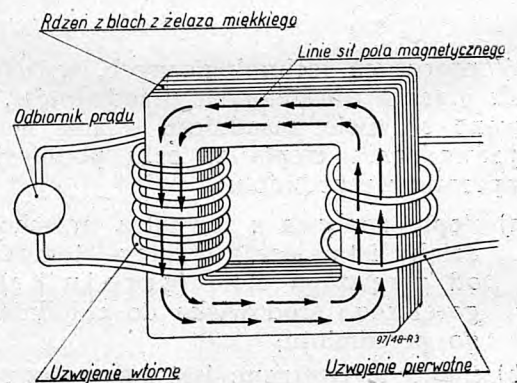
Rys. 2. Elektromagnes.

Gdy przewód zwinięty jest w formę pętli, pole magnetyczne wewnątrz pętli zostaje wzmocnione. Cewka jest kilkakrotnie zwinięta pętlą.

Natężenie pola magnetycznego zależy od trzech czynników:

- natężenia prądu przepływającego przez przewodnik;
- ilości zwoi cewki;
- rodzaju otoczenia wewnątrz i na zewnątrz cewki.

Cewka o większej ilości zwojów, przewodzących niewielki prąd, daje ten sam efekt magnetyczny, co duży prąd przepływający przez pojedynczą pętlę.



Rys. 3. Transformator.

Jeżeli zewnętrzne lub wewnętrzne otoczenie cewki jest złym przewodnikiem linii magnetycznych np. powietrze, to wytworzone pole magnetyczne będzie słabe, gdy zaś jest dobrym, to pole magnetyczne będzie mocne.

Gdy w cewkę przewodzącą prąd elektryczny włożymy rdzeń z miękkiego żelaza, utworzymy elektromagnes.

Gdy przez cewkę płynie prąd zmienny lub pulsujący, pole magnetyczne również ulega zmianom i jego linie sił powstają i zanikają. Jeżeli linie sił pola magnetycznego w czasie powstawania i zanikania przecinają przewodnik, powstaje w nim prąd indukcyjny.

Praktyczne zastosowanie tego zjawiska widzimy w transformatorze, używanym do zmiany napięcia prądu. W transformatorze cewka prądu wtórnego o określonej ilości zwojów umieszczona jest w obrębie pola magnetycznego uzwojenia pierwotnego o innej ilości zwojów. Gdy prąd zmienny płynie przez uzwojenie pierwotne, w uzwojeniu wtórnym powstaje prąd indukcyjny o innym napięciu, określonym stosunkiem ilości zwoi obydwóch cewek.

Gdy częstotliwość prądu jest mała, a w dodatku rdzeń wykonany jest z blach z pewną izolacją na ich powierzchniach, to w samym rdzeniu poza zmianą jego namagnesowania nie występują wyraźnie inne dodatkowe zjawiska. Gdy jednak częstotliwość prądu jest duża, a rdzeń jednolity, to zostanie on szybko ogrzany. To zjawisko nazywamy *indukcyjnym grzaniem prądami szybkozmiennymi*.

Dwa zjawiska elektryczne składają się na wytwarzanie ciepła przy grzaniu indukcyjnym prądami szybkozmiennymi:

- straty prądów wirowych,
- straty histerezy.

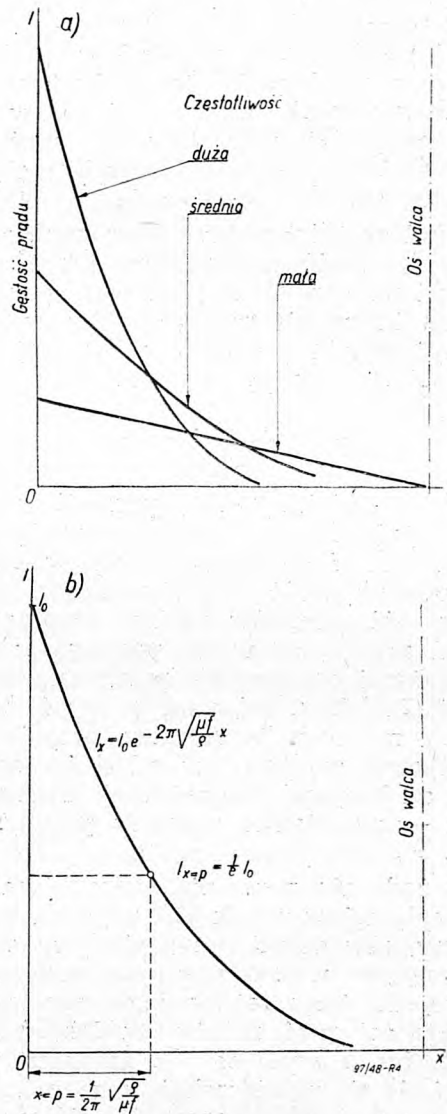
Metalowy rdzeń, umieszczony w cewce, sam jest przewodnikiem i zmienne pole magnetyczne przy powstawaniu i zanikaniu indukuje w nim prądy, krążące w płaszczyznach prostopadłych do linii sił pola. Natężenie tych „wirowych” prądów jest tym większe, im większa jest przeciętna wartość pola magnetycznego oraz im większa jest częstotliwość. Całkowita ilość energii elektrycznej prądów wirowych zależy poza tym od objętości rdzenia. Opór materiału rdzenia powoduje zamianę energii prądów wirowych na ciepło.

Zmienność pola magnetycznego powoduje poza tym ciągłą zmianę położenia poszczególnych molekuł materiału rdzenia. Powoduje to tarcie między molekułami, co znowu jest przyczyną wywiązywania się ciepła, które określamy jako straty histerezy.

Gdy przedmiot jest wykonany z materiału paramagnetycznego, powstają oba zjawiska: straty prądów wirowych i histerezy, gdy zaś z materiału diamagnetycznego — tylko straty prądów wirowych. Tym tłumaczy się fakt, że przedmioty z materiału paramagnetycznego grzeją się szybciej, niż z materiału dia-

magnetycznego przy zastosowaniu w obu wypadkach prądu szybkozmiennego o tej samej charakterystyce.

W nowoczesnych urządzeniach do obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi używa się częstotliwości w granicach 125.000 do 450.000 okr./sek. Granice te zostały praktycznie ustalone jako najbardziej przydatne do celów przemysłowych.



Rys. 4. Rozkład gęstości prądów wirowych a) rozkład gęstości prądów przy różnych częstotliwościach, b) wyznaczenie grubości warstwy skutecznego grzania.

Indukcyjne grzanie prądami szybkozmiennymi pozwala na osiągnięcie dowolnie wysokich temperatur. Istnieje więc możliwość szybkiego topienia każdego metalu nawet tak wysokotopliwego jak platyna, jak również możliwość szybkiego grzania przedmiotów metalowych do każdej żądanej temperatury poniżej punktu topliwości. Inną ważną zaletą obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi jest możliwość grzania tylko tej części

przedmiotu, która znajduje się wewnątrz cewki zasilanej prądem szybkozmiennym. To pozwala ściśle zlokalizować obróbkę cieplną na żądanej, czy żądanych powierzchniach przedmiotu obrabianego.

Prąd stały przepływa przewodnikiem rozkładając się równomiernie na całym przekroju, natomiast prąd zmienny ma tendencję do skupiania się na powierzchni. Tym wyrażeniem występuje to w prądach wirowych, przy grzaniu więc indukcyjnym rozgrzewa się najbardziej powierzchnia przedmiotu. Z drugiej zaś strony właściwość tę wykorzystujemy w budowie samych cewek grzejnych w instalacjach wysokiej częstotliwości: można je wykonywać z rurek miedzianych i chłodzić przepływającą wewnątrz wodą.

Rozkład gęstości prądów wirowych ma odwrotną zależność wykładniczą jak to pokazane jest na rys. 4. Z praktycznego punktu widzenia interesuje nas grubość warstwy p , w której skupia się 90% całkowitej ilości prądu. Oblicza się ją ze wzoru

$$p = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\rho}{\mu f}} \text{ cm}$$

gdzie ρ — elektryczna oporność materiału w jednostkach elektromagnetycznych $\text{ohm-cm} \times 10^9$, f — częstotliwość w okr./sek, μ — przenikliwość magnetyczna.

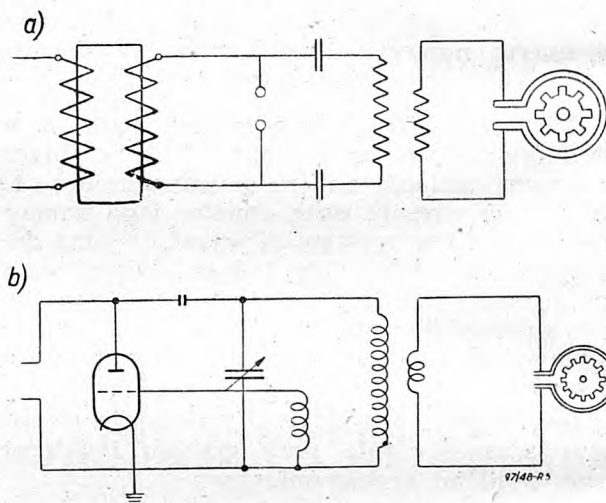
Większość procesów obróbki cieplnej stali prądami szybkozmiennymi wymaga temperatury wyższej od granicy przemiany magnetycznej (720°C) a wówczas $\mu = 1$. W wypadkach niższych temperatur przenikliwość magnetyczna zależna jest od ilości amperozwoi i od krzywej magnetyzacji danego materiału — przeciwnie możemy przyjąć wartość $\mu = 200$.

Jeśli żąda się zagrzaną walca równomiernie w całym jego przekroju, musi on być tak zagrzany, aby dzięki przewodnictwu cieplnemu wewnątrz walca uzyskało temperaturę zbliżoną do temperatury jego powierzchni. Ażeby to osiągnąć, należy tak dobrać częstotliwość, by p wyniosło $\frac{1}{4}$ średnicy walca. Jeżeli żąda się powierzchniowego zahartowania walca stalowego, częstotliwość musi być tak dobrana, by wielkość p była nieznacznie mniejsza, lub większa od żądanej grubości warstwy zahartowanej.

O ile na to warunki pozwalają, odległość pomiędzy cewką a przedmiotem obrabianym należy sprowadzić do minimum. W poszczególnych wypadkach jest to niemożliwe, np. przy piecach do topienia metali, gdzie grubość tygla oddziela cewkę od metalu topionego. Natomiast przy hartowaniu części maszynowych odległość tę da się sprowadzić do 1,5 mm.

Pewne straty mocy w samej cewce są nieuniknione, gdyż nie jest ona idealnym prze-

wodnikiem, lecz przez bliskie jej umieszczenie w stosunku do grzanego przedmiotu, straty te można wybitnie zmniejszyć i podnieść współczynnik mocy cewki. Efekt grzania spowodowany stratami histerezy odgrywa nieznaczną rolę w stosunku do efektu spowodowanego stratami prądów wirowych. Penetracja strumienia magnetycznego w głąb materiału podlegającego obróbce cieplnej jest tego samego rzędu co i rozkład gęstości prądów wirowych i jest nieznaczną przy częstotliwości 50 okr./sek, gdy przenikliwość magnetyczna wynosi około 200. Stąd, chociaż straty histerezy na jednostkę objętości warstwy zewnętrznej obrabianego cieplnie przedmiotu są wysokie, to całkowite straty będą względnie nieznaczące.



Rys. 5. Schematy oscylatorów: a — iskrowego, b — lampowego.

Przetwornice prądów szybkozmiennych

Można wyodrębnić pięć typów przetwornic:

- 1) *Przetwornice niskiej częstotliwości* pobierają prąd zmienny z sieci i zmieniają jego napięcie do 5÷100 volt i pozwalają na pracę z natężeniem do 1500 amp. Przetwornice te używane są w kuznictwie i spawalnictwie.
- 2) *Przetwornice obrotowe*, czyli zespoły silnik-prądnic, wytwarzające prąd o częstotliwości 100 do 15.000 okresów/sek i mocy do 1.500 kW. Współczynnik wydajności tej grupy wynosi 70 do 80%. Przetwornice obrotowe używane są przy piecach do produkcji stali specjalnych i metali nieżelaznych, oraz do hartowania powierzchniowego dużych przedmiotów.
- 3) *Przetwornice częstotliwości z lampami rtęciowymi* ze sterującą siatką, które pozwalają osiągnąć częstotliwość do 5000 okr./sek. Wydajność ich dochodzi do 90% i dają one całkowitą pewność ruchu, gdyż nie posiadają części obrotowych.

4) *Oscylatory iskrowe*. Dla zasilania tych przetwornic prąd z sieci zostaje przetworzony na napięcie od 3000 do 10000 volt. Obwód drgający składa się z kondensatorów, cewki i iskiernika. Wyjście prądu szybkozmiennego następuje przez drugą regulowaną cewkę, sprzęgniętą magnetycznie z cewką, będącą częścią układu drgającego.

Częstotliwość dochodzi od 30.000 do 200.000 okr./sek., lecz moc jest ograniczona do 30 kW, a wydajność nie przekracza 50%. Koszty instalacji tego typu przetwornic są stosunkowo niewielkie, lecz urządzenie wymaga starannej i fachowej obsługi, a im wyższa jest częstotliwość, tym trudniej jest utrzymać stałość łuku iskiernika. Urządzenie to wymaga poza tym dokładnego ekranowania, gdyż wysyłane fale elektromagnetyczne mogą zakłócić w znacznym stopniu tele-komunikację.

Przetwornice tego typu są używane w przemyśle do spawania i lutowania.

5) *Oscylatory lampowe* pozwalają na osiągnięcie wysokich częstotliwości w granicach od 100.000 okr./sek. do 50.000.000 okr./sek. Urządzenia te w swym układzie niewiele się różnią od nadawczej stacji radiowej i pozwalają na łatwą regulację ilości okresów, co jest bardzo ważne przy procesach obróbki termicznej. Moc osiągalna dochodzi do 300 kW i zależy od ilości i charakterystyki lamp obwodu drgającego.

Wydajność urządzenia wynosi 75%, regulacja jest prosta, obsługa łatwa, lecz koszty instalacji bardzo wysokie. Koszty eksploatacji są zależne od czasu żywotności lamp, która wynosi od 3.000 do 10.000 godzin pracy. Lampy amerykańskie dają nawet lepsze wyniki. W praktyce należy się liczyć z wymianą lamp co 2 lata.

Urządzenia tego typu mają szerokie zastosowanie w nowoczesnym przemyśle.

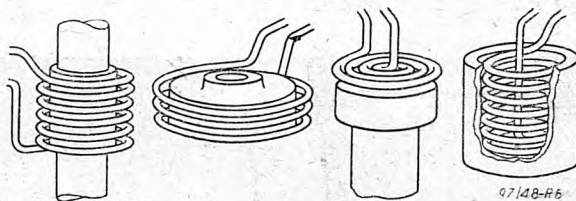
Zastosowania praktyczne

Instalacje do obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi znalazły swe zastosowanie we wszystkich dziedzinach przemysłu, gdzie automatyzacja obróbki i szybkość fabrykacji gra zasadniczą rolę. Dla przykładu można przytoczyć w szczególności: przemysł zbrojeniowy, samochodowy, obrabiarkowy, maszyn górniczych, rolniczych, maszyn do pisania i liczenia itd.

Obecnie już obsługa instalacji jest prosta, a żądaną częstotliwość osiąga się przy pomocy przekręcania tylko jednej gałki, co pozwala na najbardziej wydajną pracę.

Po ustaleniu czasu obróbki na pierwszych sztukach, załącza się automatyczny przerywacz dopływu prądu i dzięki temu nawet niewprawny robotnik może obsługiwać urządzenie.

Wydajność instalacji, w porównaniu ze wszystkimi innymi metodami obróbki cieplnej jest bardzo duża, gdyż prąd elektryczny jest tu zużywany tylko na bezpośrednie grzanie, a czas ogrzewania znikomy. Zużycie wody chłodzącej jest niewielkie i przy urządzeniu mocy 30 kW zużycie to wynosi około 10 litrów na min.



Rys. 6. Typowe kształty cewek grzejnych.

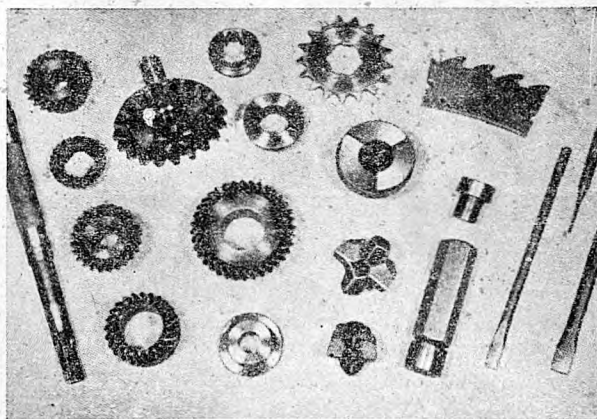
To samo urządzenie bez żadnego wyposażenia dodatkowego może być użyte do hartowania, odpuszczania, lutowania, topienia metali nieżelaznych i żelaznych. Duża ilość uzwojeń przeznaczonych do różnych celów grzejnych i różnych wielkości przedmiotów obrabianych może być użyta bez zmiany samej przetwornicy.

Urządzenia do obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi są budowane jako jednostki przenośne, dające się użyć w każdym miejscu warsztatu, gdzie do dyspozycji jest źródło prądu.

Wyżej przytoczone zalety czynią tę metodę obróbki sprawniejszą od wszystkich dotychczas znanych.

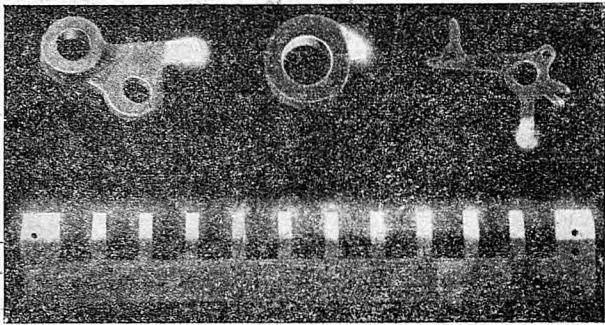
1) Hartowanie miejscowe.

Ponieważ tylko te części przedmiotu będą grzane, które znajdują się wewnątrz lub w pobliżu uzwojenia lub uzwojeń cewki grzejnej, od konstrukcji tylko tych uzwojeń zależą miejsca, które będą zahartowane (patrz rys. 6). Stanowi to znaczne uproszczenie



Rys. 7. Typowe przedmioty hartowane powierzchniowo.

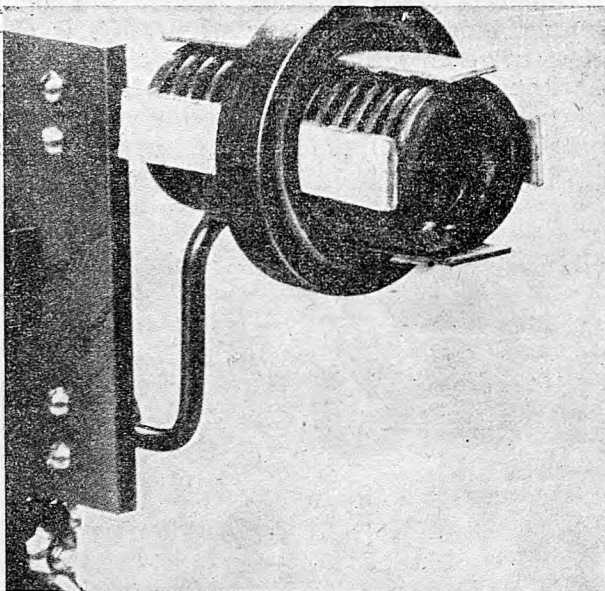
w stosunku do innych metod miejscowej i powierzchniowej obróbki cieplnej przy zastosowaniu np. płomienia acetylenowego bądź też zanurzania do roztopionych soli lub łożwiu. W wielu wypadkach istnieje możliwość użycia stali o średniej zawartości węgla, zamiast stali do nawęglania i uniknięcia dzięki temu kosztownego zabezpieczania powierzchni, które powinny pozostać miękkie. Z drugiej strony części maszyn ze stali miękkich mogą być nawęglone i powierzchnie narażone na szybkie zużycie odpowiednio utwardzone, przy czym całość przedmiotu zachowuje swą ciągliwość.



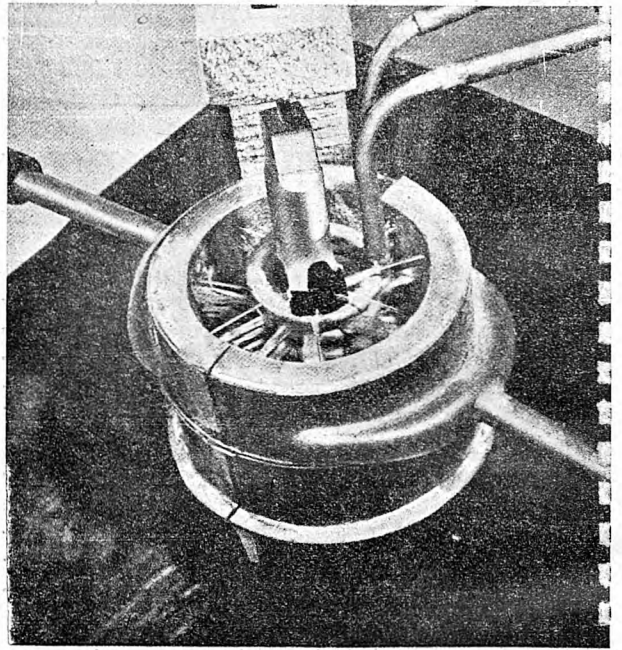
Rys. 8. Miejscowe hartowanie przedmiotów o skomplikowanych kształtach.

2) *Zupełne prawie usunięcie zniekształceń.*

Ześrodkowanie ogrzewania tylko do tych powierzchni przedmiotu, które mają być utwardzane pozwala na zupełne prawie usunięcie zniekształceń, które występują przy ogrzewaniu całych przedmiotów o skomplikowanych kształtach lub zmiennych przekrojach, tak, że są zbędne dodatkowe kosztowne operacje prostowania i szlifowania.



Rys. 9. Grzanie wnętrza pierścienia.

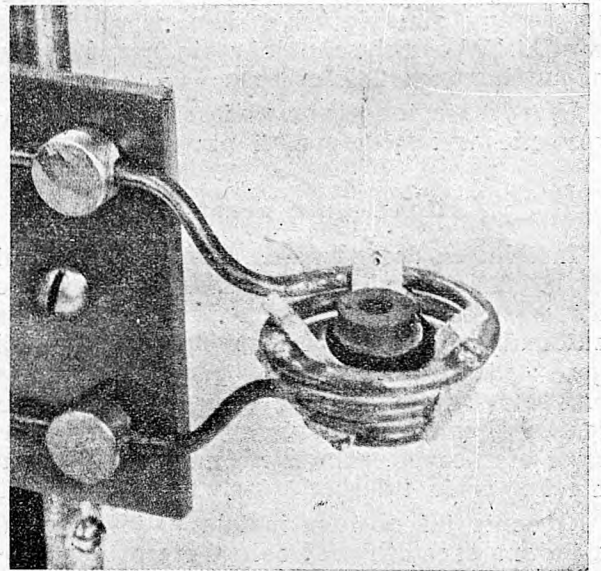


Rys. 10. Hartowanie gwintownika przy zastosowaniu natrysku.

Szczególnie dobre wyniki osiąga się przy hartowaniu kół zębatych, wałków o zmiennych średnicach, gwintowników i w ogóle części o zmiennych przekrojach.

3) *Usunięcie wzrostu ziaren, odwęglania powierzchni i powstawania zgorzeli.*

Ze względu na bardzo krótki czas potrzebny do podgrzewania przedmiotu do temperatury hartowania, usunięte zostaje niebezpieczeństwo wzrostu ziarna i unika się odwęglania powierzchniowego i powstawania zgorzeli, co znowu wprowadza zasadniczą oszczędność w czasach przeznaczonych na wykończenie, gdyż odpada czynność czyszczenia.



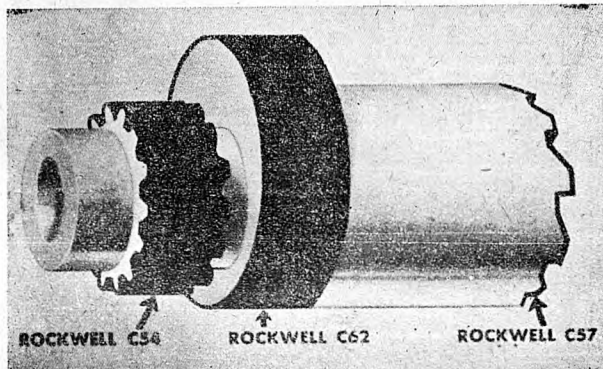
Rys. 11. Grzanie stożkowego kółka zębatego.

4) Samoczynna kontrola czasu trwania obróbki cieplnej.

Po dobraniu i uregulowaniu częstotliwości i mocy prądu, potrzebnych do właściwego ogrzania przedmiotu, i ustalenia najkorzystniejszego czasu trwania ogrzewania, zostaje odpowiednio nastawiony samoczynny wyłącznik, który powoduje wyłączenie prądu grzejnego i otwarcie uchwytu tak, aby przedmiot wypadł do zbiornika z cieczą chłodzącą, albo uruchomienie natrysku cieczy chłodzącej. Raz nastawiony wyłącznik samoczynny zapewnia, że przebieg grzania i hartowania wszystkich przedmiotów jest ten sam i że jakość obróbki termicznej pozostaje zupełnie jednakowa. Samoczynny przebieg obróbki usuwa niepewność elementu ludzkiego i zmniejsza tym samym ilość braków.

5. Możliwość użycia tańszych gatunków stali.

Ze względu na wyeliminowanie możliwości zniekształceń, wzrostu ziarna, odwęglania powierzchni obrabianej i ze względu na jednorodność osiągniętych wyników, wiele wytwórni stosuje zwykłą stal węglistą zamiast dotychczas używanych drogiej stali stopowych i osiąga zupełnie zadawalające wyniki. Poza oszczędnością na koszcie materiału, osiąga się znaczną ekonomię w obróbce mechanicznej, wykańczaniu i czyszczeniu, bez

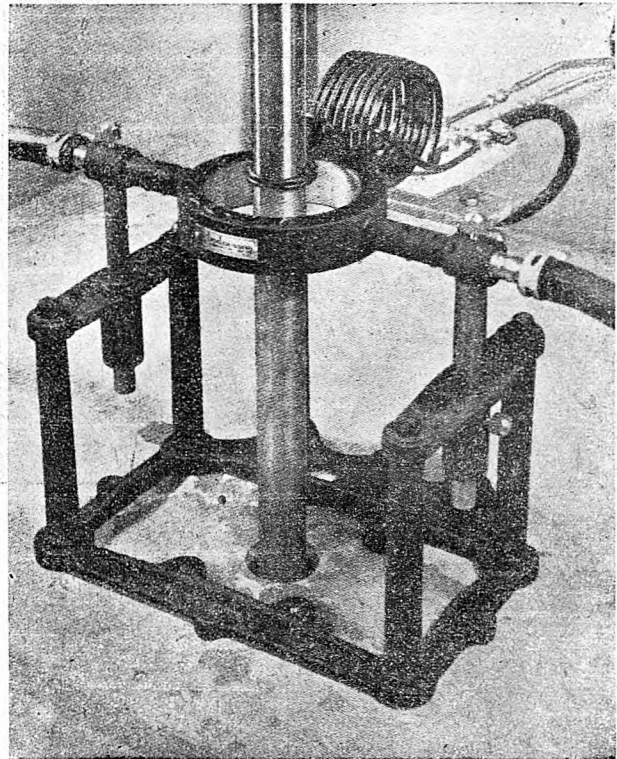


Rys. 12. Wałek pompy olejowej o powierzchniach różnej twardości.

szkody dla jakości, czy właściwości fizycznych.

6) Możliwość osiągnięcia różnych stopni twardości w poszczególnych częściach danego przedmiotu.

Warunki pracy części maszynowych wymagają w wielu wypadkach, aby posiadały one różne twardości w poszczególnych częściach powierzchni. Takie zadanie było dotychczas nieosiągalne, szczególnie przy obróbce małych przedmiotów, gdzie powierzchnie, które mają mieć różną twardość są blisko siebie położone. Przy zastosowaniu prądów szybkozmiennych obróbka taka nie przedstawia żadnych trudności.



Rys. 13. Urządzenie do ciągłego posuwowego hartowania wałów.

Mechanizm napędowy pompy olejowej pokazany na rys. 12 może służyć za przykład osiągnięcia różnych twardości części blisko siebie położonych. Zęby zostały zahartowane do twardości $Rc = 54 \text{ kg/mm}^2$, mimośród do $Rc = 62$, a czoło sprzęgła do $Rc = 57$. Należy zaznaczyć, że odległość koła zębatego od mimośrodu wynosi tylko 6 mm. Każda część mechanizmu została zahartowana oddzielnie. Czas hartowania poszczególnych powierzchni był następujący:

Koła zębate	— 16 sek.
Mimośród	— 22 sek.
Sprzęgło	— 13 sek.

7) Ciągłe posuwowe hartowanie wałów i rur.

Nowy sposób ciągłego posuwowego hartowania wałów i rur do średnicy 75 mm daje możliwość osiągnięcia zupełnie dotychczas nieznanymi wyników. Wał czy rura jest zwolna obracana dookoła swej osi i jednocześnie przesuwana przez cewkę grzejną i pierścień natrysku chłodzącego. Osięga się twardość wysokiego stopnia, równomierną na całej długości. Głębokość warstwy zahartowanej może być dowolnie określona i zależy od dobrania mocy i częstotliwości prądu i szybkości przesuwania wału czy rury przez cewkę grzejną. Raptowne zagrzanie i krótki okres działania wysokiej temperatury sprowadza do minimum możliwości odwęglania powierzchni oraz pacerzenia się nawet bardzo długich



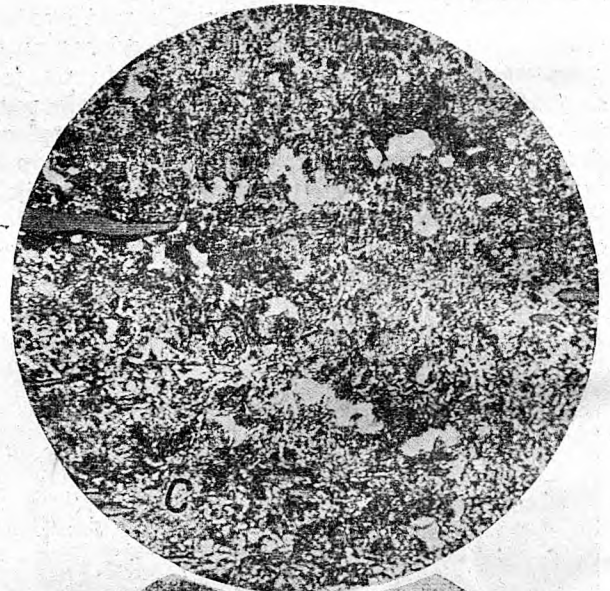
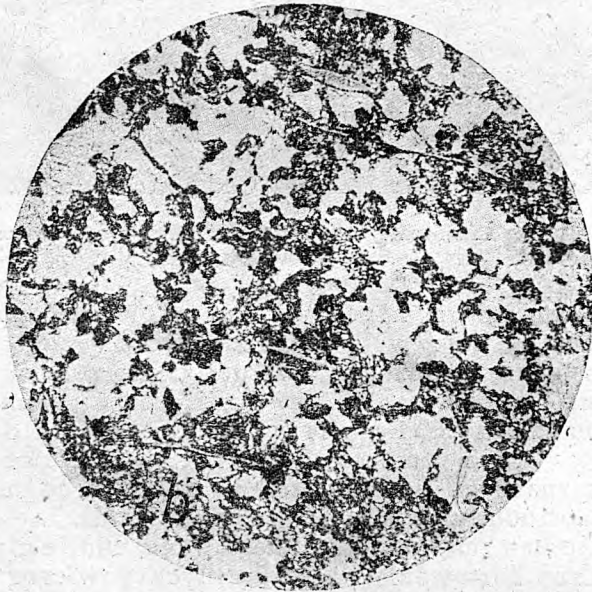
a

8) Wyrównanie pozostałych naprężeń, kształtowanie na gorąco i odpuszczanie.

Ze względu na to, że przy zastosowaniu prądów szybkozmiennych temperatura i cykl grzania mogą być dokładnie kontrolowane, można z łatwością przeprowadzić takie operacje, jak odpuszczanie, wyrównanie naprężeń, grzanie przed kuciem lub ciągnięciem oraz spęczanie. Jeżeli zadanie tego wymaga, grzanie może nastąpić tylko na określonej przestrzeni. Dokładna kontrola temperatury grzania gwarantuje podwyższenie jakości i osiągnięcie całkowitej równomierności.

9) Nowe metody lutowania.

Metoda lutowania prądami szybkozmiennymi pozwala rozwiązać z niespotykaną dotychczas wydajnością zagadnienie łączenia części metalowych.

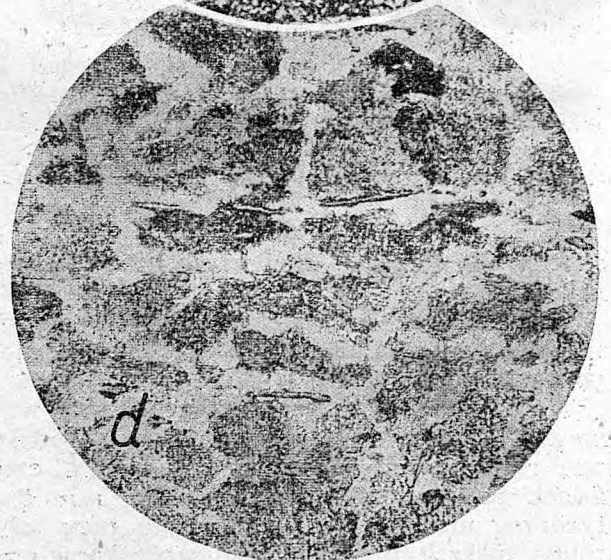


c

Rys. 14. Mikrostruktura wału hartowanego metodą ciągłą posuwową: a) powierzchnia: średnie kryształy — martenzyt, ciemne plamy — troostyt, włókna — siarczek manganu; b) na głębokości 1.25 mm — jasne plamy martenzyt, ciemne troostyt.

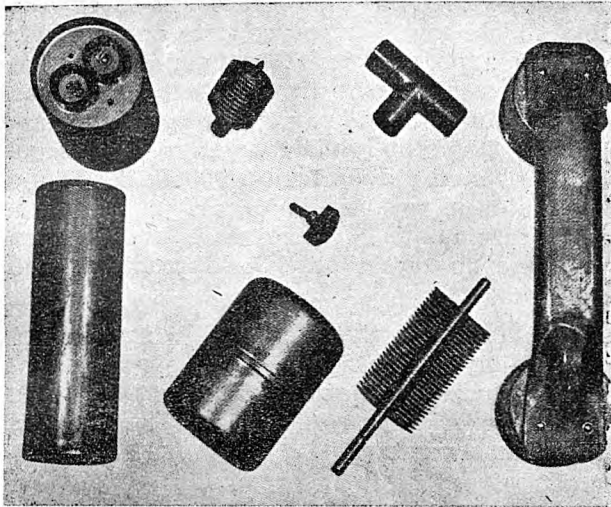
wałów. Wały czy też rury szlifowane nie wymagają żadnej obróbki mechanicznej po hartowaniu tą metodą.

Typowy przykład osiągniętych wyników pokazują rysunki 14 i 15. Wał o średnicy 50 mm i długości 400 mm ze stali węglowej o zawartości 0.35 ÷ 0.45% C; 1.35 ÷ 1.45% Mn; 0,2 ± 0,3% S i do 0,045% P został zahartowany opisanym powyżej sposobem. Szybkość przesuwu wału przez cewkę grzejną i pierścień chłodzący wynosiła 60 mm/min, a temperatura hartowania była 830 C. Głębokość warstwy zahartowanej do twardości Rockwell C 60 wyniosła 0.75 mm. Twardość rdzenia wału pozostała Rockwell C 40.



d

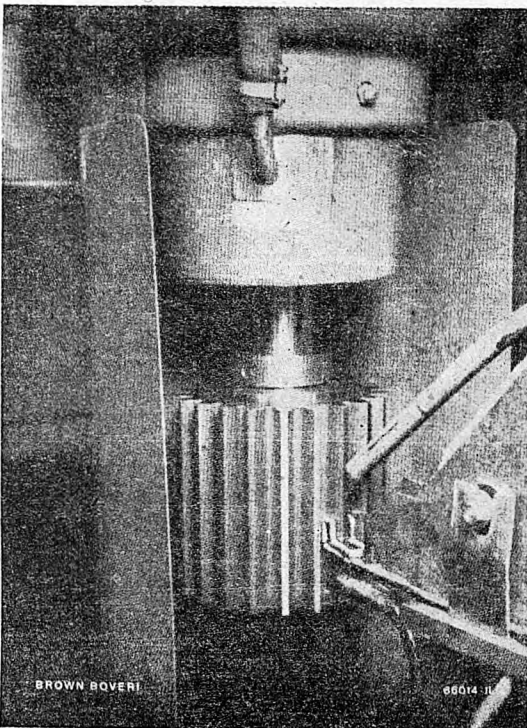
Rys. 15. Mikrostruktura wału hartowanego metodą ciągłą posuwową; c) na głębokości 2,5 mm — troostyto-sorbityczna struktura z plamami martenzytu, d, rdzeń — perlit i ferryt z włóknami siarczku manganu.



Rys. 16. Przedmioty lutowane grzaniem indukcyjnym.

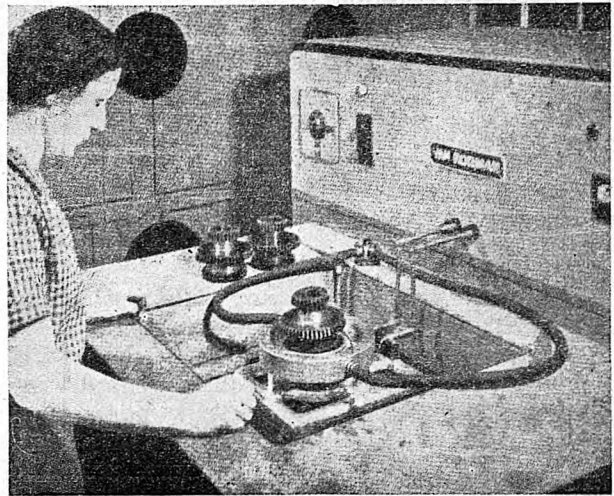
Stosując tę metodę, umieszczamy wzdłuż całego szwu pasek lub krążek ze stopu, który ma być materiałem łączącym. Cewka swym kształtem jest dostosowana do kształtu szwu. Przy włączeniu prądu następuje w ciągu kilku sekund rozgrzanie całego szwu, roztopienie lutu i wypełnienie szwu na całej jego długości.

Przy lutowaniu dużych serii stosuje się system tasmowy, pozwalający na pracę ciągłą, zsynchronizowaną z innymi operacjami. Ponieważ materiał grzany jest od wewnątrz, lutownie wypełnia dokładnie szew najbar-



Rys. 17. Hartowanie powierzchniowe poszczególnych zębów.

dziej skomplikowanego połączenia. Prądy szybkozmienne nagrzewają łączone powierzchnie równomiernie, co daje w wyniku wyjątkowo mocne połączenia. Przez szybkość grzania unika się prawie zupełnie tworzenia zgorzeliny i odbarwienia materiału. Stąd operacje wykańczające, zwykle tak kosztowne, są zredukowane do minimum. Wszelkie lutowa o różnych punktach topności, od miękkiego lutu do srebra, mogą być użyte przy zastosowaniu tej metody.



Rys. 18. Hartowanie zespołu kół zębatach.

Przykłady obróbki cieplnej prądami szybkozmiennymi.

1) Obróbka kół zębatach.

Na rys. 17 pokazane jest hartowanie koła zębatego o 22 zębach module 4,5 i szerokości wieńca 100 mm. Ponieważ narzucone były bardzo ściśle tolerancje wymiarowe, zdecydowano hartować pojedyncze zęby oddzielnie przy pomocy cewki o specjalnym kształcie. Częstotliwość została dobrana 5.500 okr./sek, gdyż penetracja miała wynosić 1 mm. Czas hartowania wszystkich zębów wyniósł 6,7 min., przy szybkości przesuwu cewki 1,2 cm/sek.; zużycie prądu wyniosło 2 kW.

Obróbka cieplna kół zębatach prądami szybkozmiennymi znalazła już szerokie zastosowanie praktyczne i pozwoliła na używanie zwykłej stali węglowej, zamiast kosztownych stali stopowych. Doświadczenia amerykańskie dowiodły, że stal o zawartości 0,4÷0,5% C z dodatkiem manganu daje szczególnie dobre wyniki.

Obrabiając cieplnie prądami szybkozmiennymi zespół trzech kół zębatach (rys. 18), zaleca się ze względu na usunięcie wszelkich możliwości wypaczenia hartować najpierw koło o średnicy najmniejszej, po tym o średnicy średniej, wreszcie największej.

Używając do hartowania kół zębatach przetwornicy o częstotliwości 300.000 okr/sek, mocy 35 kW, mogą być osiągnięte następujące wyniki:

Srednica:	Szerokość:	Czas obróbki:
80 mm	10 mm	8 sek
130 mm	13 mm	12 — 14 sek
180 mm	20 mm	32 — 40 sek
230 mm	25 mm	80 sek

Obróbka cieplna prądami szybkozmiennymi powoduje tylko utwardzenie powierzchniowe i tym samym pozwala hartować koła zębata z tulejami bronzowymi, które są wprawowywane przed nacinaniem zębów, przez co osiąga się dokładną współśrodkowość otworu z zębami.

Twardość otrzymana na zębach wynosi 58—63 Rockwell C. w zależności od użytej stali.

2) Obróbka śrub pociągowych.

W czasie ostatniej wojny zakłady *Bullard Co.* w *Bridgeport* zmuszone zostały do rewizji dotychczasowej metody produkcji śrub pociągowych, by pokryć żądane zapotrzebowanie. Czynnikiem hamującym podwyższenie wydajności były: obróbka cieplna i operacje wykańczające, jak prostowanie i sprawdzanie.

Metody dawniej używane przewidywały następujące operacje:

- normalizacja stali o składzie: 0,45% C; 0,5% Mn; 1% Cr; w temperaturze 820—850 C.
- obróbki zgrubna;
- odprężenie przez zagrzanie do 650 ÷ 660 C;
- frezowanie gwintu na maszynach *Pratt and Whitney*;
- hartowanie w temp. 800 C i chłodzenie w oleju;
- odpuszczanie w ciągu trzech godzin w temp. 180 C;
- czyszczenie;
- prostowanie;
- szlifowanie gwintu dla usunięcia skutków zniekształcenia w obróbce cieplnej.

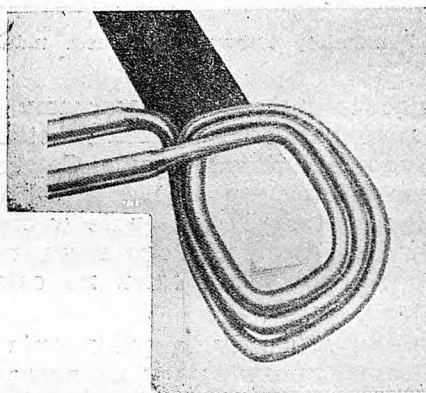
Wszystkie operacje cieplne były przeprowadzane w piecach pionowych. Twardość po hartowaniu wynosiła 48 — 50 Rc. Ta metoda produkcji dawała znaczną ilość braków.

Podjęto początkowo próby szlifowania gwintu z pełnego obrobionego już cieplnie pręta, ale nie dało to zadowalających wyników produkcyjnych i zakłady *Bullard* wraz z laboratorium urządzeń na prąd szybkozmienny *f-my Lepel — New York* opracowały ciągną posuwową metodę obróbki cieplnej śrub pociągowych prądami szybkozmiennymi. Zostało zainstalowane urządzenie o mocy 50 kW i częstotliwości do 300.000 okr/sek.

W czasie grzania wał obracał się z szybkością 15 obr/min i przesuwiał się przez cewkę grzejną z prędkością 140 mm/min. Temperatura zagrzania wynosiła 850 C. Przy zastosowaniu tej metody zostało wyprodukowane około 1.000 śrub pociągowych o średnicach 38 do 42 mm i długości od 900 do 2.500 mm z gwintem Acme $\frac{3}{4}$ " i $\frac{1}{2}$ ". Wyniki okazały się bardzo dobre i ilość braków została sprowadzona do zera i odpady operacje wykańczające.

3) Napawanie płytek ze stopów spiekanych.

Stosując do napawania prądy szybkozmienne wykluczamy możliwość przegrzania, redukujemy czas napawania i ilość braków jest znikoma.



Rys. 19. Cewka grzejna do napawania płytek ze stopów spiekanych.

Przy użyciu instalacji o dwu stanowiskach, mocy 15 kW, częstotliwości 9.600 okr/sek, osiągnięto następujące wyniki:

400 narzędzi na godz.	o wymiarach	6 x 6 mm
325	" " "	12 x 12 mm
250	" " "	18 x 18 mm
85	" " "	30 x 30 mm

4) Lutowanie stykowe wiertel.

Lutowanie stykowe wiertel ze stali szybkoznającej z chwytem ze stali narzędziowej pozwala przy zastosowaniu prądów szybkozmiennych na użycie miedzi o wysokim punkcie topliwości jako materiału łączącego, wykluczając możliwość oddzielenia chwytu od wiertła.

5) Topienie metali.

Instalacja do grzania indukcyjnego jest idealnym urządzeniem dla topienia małych ilości (do 15 kg) metali dla doświadczeń metalurgicznych i prac eksperymentalnych. Specjalnie też nadaje się do topienia metali przy odlewach metodą odśrodkową. Metale i stopy każdego składu — żelazne, czy nieżelazne pospolite, czy szlachetne — o niskim, czy wysokim punkcie topliwości — mogą być tą metodą bardzo szybko topione.

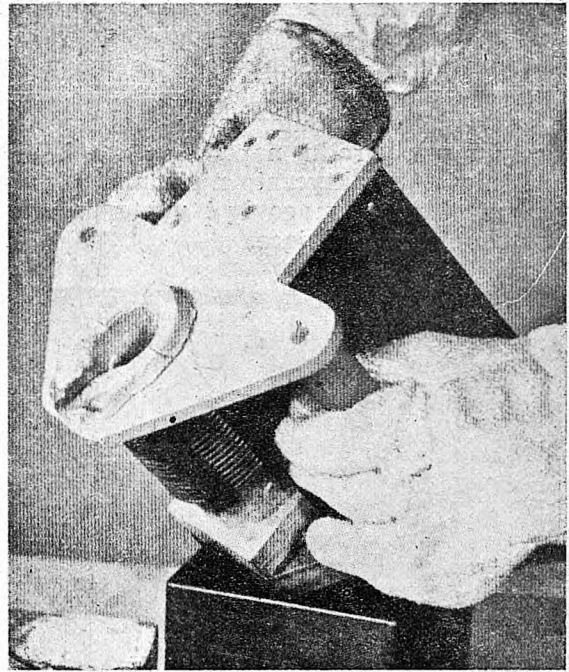
Można tu używać dwu rodzajów tygli: grafitowych — dobrze przewodzących i ceramicznych — źle przewodzących prąd indukcyjny. Gdy użyte są tygle ceramiczne, prąd szybkozmienny jest indukowany tylko w metalu topionym i wydajność wówczas jest b. duża.

Wybór urządzenia.

Wybór urządzenia indukcyjnego grzania prądami szybkozmiennymi zależy od rodzaju procesu technologicznego, dla którego potrzebne jest ogrzewanie przedmiotów oraz od ich ilości i rozmiarów. Gdy duża ilość metalu ma być grzana i przewidywane jest zużycie mocy do 100 kW, a gdy grubość warstwy ogrzanej jest większa od 15 mm, wtenczas należy zdecydować się na przetwornicę obrotową. Gdy zaś mamy za zadanie hartowanie powierzchniowe do głębokości 0,5 — 0,75 mm, wówczas należy zainstalować oscylator lampowy, bo tylko ten typ daje częstotliwość dostatecznie wysoką (500.000 okr./sek.).

W wypadku gdy mamy do czynienia z zadaniami wymagającymi grzania cieńszych przedmiotów na wskroś, jak np. odpuszczania, hartowania, lutowania, czy wyrównania naprężeń — możemy zastosować z tym samym skutkiem oscylator iskrowy lub lampowy. Dla obsługi pojedynczego stanowiska pracy, lub zlokalizowanej grupy stanowisk najlepiej użyć przetwornicy lampowej, gdy moc nie przekracza 20 kW.

Gdy koniecznym jest zainstalowanie paru stanowisk pracy na warsztacie w punktach odległych od przetwornicy najlepiej jest zainstalować przetwornicę obrotową i użyć przewodników otulonych ołowiem. Należy tu

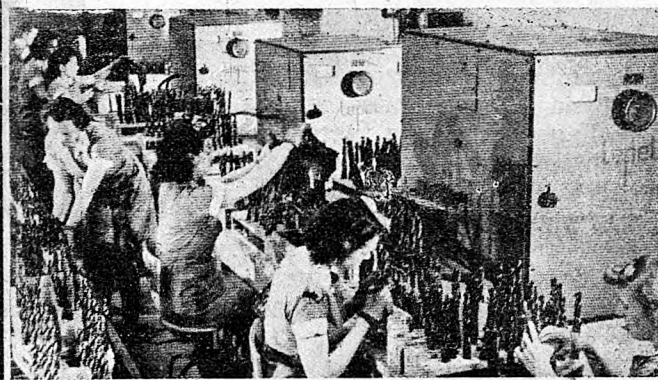
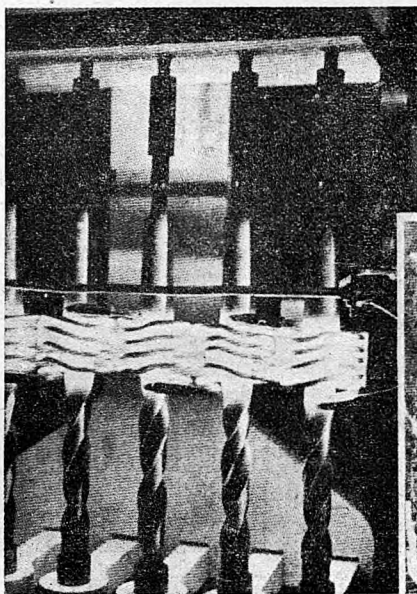


Rys. 21. Tygiel indukcyjny do topienia metali.

zaznaczyć, że kondensatory strojeniowe winny być zainstalowane bezpośrednio przed cewkami grzejnymi, aby przewody doprowadzające przenosiły tylko część składową mocy ($1/4 - 1/10$).

Koszty hartowania powierzchniowego zależą od wielkości i kształtu przedmiotów, jednakże wynoszą tylko ułamek kosztów nawęglania. Moc zużyta jest stosunkowo bardzo mała, ponieważ tylko nieznaczna część przedmiotu jest grzana. Na hartowanie powierzchniowe 1 tony stali zużywa się przeciętnie 100 — 20 kWh. Moc, jaką należy stosować przy hartowaniu powierzchniowym winna wynosić 1,25—2,5 kW na 1 cm² powierzchni hartowanej, a czas 1 — 4 sekund.

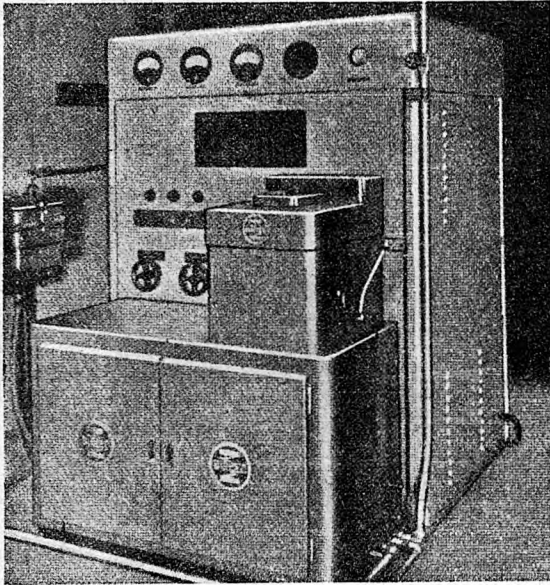
Gdy w grę wchodzi hartowanie ciągle posuwowe, jak to ma miejsce w wypadku wałów czy rur, wówczas grzejemy tylko małą



Rys. 20. Lutowanie stykowe wiertel.

część całej powierzchni i przez to zapotrzebowanie mocy jest względnie małe.

Pręty, wały, czy taśmy stalowe mogą być w sposób ciągły przesuwane przez cewkę z urządzeniem chłodniczym, a do przesuwu materiału służą rolki napędzane mechanicznie. Ponieważ praktycznie nie ma ciepła wypromieniowanego, mogą być użyte precyzyjne mechanizmy podające.



Rys. 22. Półautomatyczne urządzenie do hartowania powierzchniowego, moc 5 kW—800.000 okr/sek.

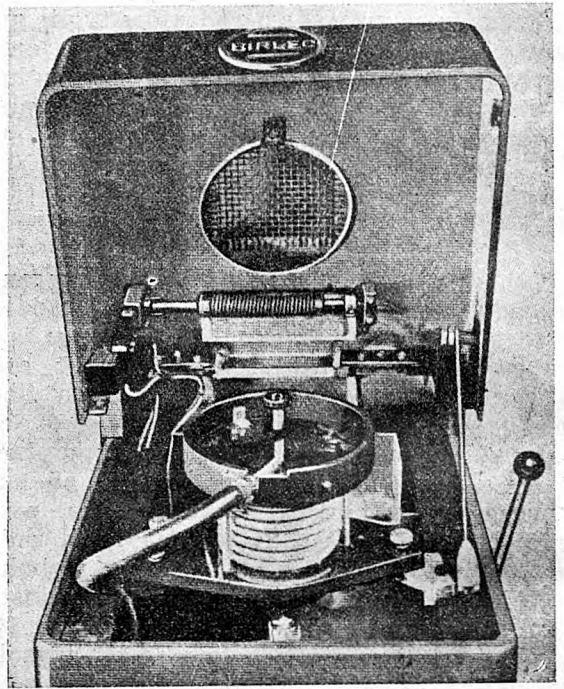
Ze względu na to, że czas grzania jest bardzo krótki, temperatura hartowania może być wyższa o 100—200 C niż normalnie, a daje to możliwość gwałtowniejszego rozpuszczenia węglików, bez żadnego ujemnego działania na stal.

Na rys. 22 i 23 pokazane są zespoły półautomatyczne do hartowania powierzchniowego drobnych części.

Prąd szybkoziemny dostarczany jest przez przetwornicę lampową o mocy 5 kW, o częstotliwości do 800.000 okr/sek. Pokrywą nad głowicą grzejącą podnosi się tylko w wypadku wymiany cewki, w czasie pracy otwiera się tylko małą pokrywkę. Dźwignia po prawej stronie podnosi i opuszcza bolec ze stali nierdzewnej, na którym umieszcza się część, mającą podlegać obróbce termicznej. Po grzaniu następuje automatyczne hartowanie strumieniem wody, a gdy proces jest skończony zapala się lampa sygnałowa.

Urządzenie automatyczne do hartowania powierzchniowego wałów okrągłych i wieloklinowych do średnicy 20 mm pokazane jest na rys. 24.

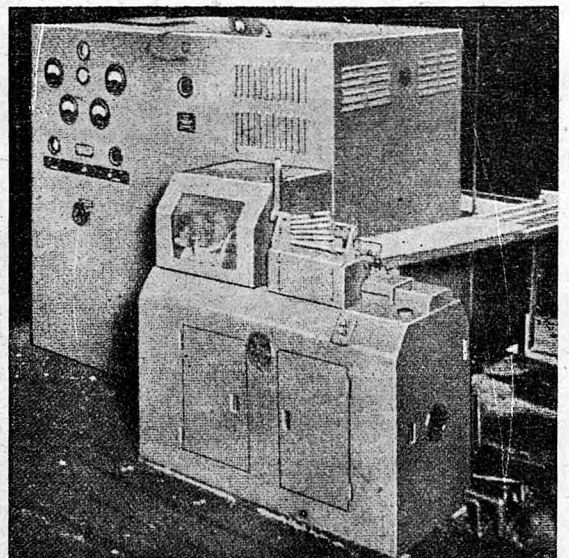
Długość części podlegającej hartowaniu wynosi około 70 mm a głębokość hartowania około 0,75 mm. Każdy wałek jest automa-



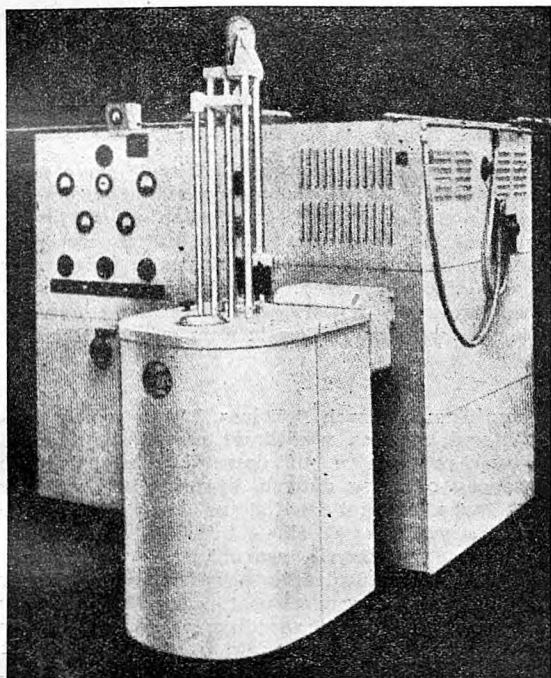
Rys. 23. Głowica robocza urządzenia rys. 22.

tycznie brany z magazynu, przesuwany przez cewkę grzejącą i urządzenie natryskujące wodą i wyrzucany nazewnątrz. Urządzenie jest zasilane przetwornicą lampową mocy 20 kW, o częstotliwości 400.000 okr/sek, a wydajność jego wynosi około 300 wałków na godz.

Obróbka mechaniczna wałków została całkowicie ukończona przed przystąpieniem do hartowania powierzchniowego i wałki bez żadnych dalszych operacji są przesyłane do montażu.



Rys. 24. Automatyczne urządzenie do hartowania powierzchniowego wałków, moc 20 kW 400.000 okr/sek.



Rys. 25. Automatyczne urządzenie do ciągłego posuwowego hartowania wałów do długości 600 mm.

Inne urządzenie do ciągłego posuwowego hartowania pokazane jest na rys. 25.

Urządzenie zasilane jest oscylatorem lampowym mocy 45 kW i można na nim hartować wałki do średnicy 22 mm i długości 600 mm. Wałek umieszczony pionowo, jest przesuwany w dół z określoną prędkością poprzez cewkę grzejącą i urządzenie chłodzące. Po zahartowaniu wałka na całej długości prąd zostaje automatycznie wyłączony i wałek przyspieszonym posuwem powraca do pozycji załadowania.

Koszty instalacji przetwornic lampowych są dość znaczne i wynoszą od 320 dol. do 800 dol. za 1 kW mocy zainstalowanej, w zależności od wielkości urządzenia czym większe urządzenie, tym niższy koszt jednostkowy za kW.

Koszty instalacji przetwornic obrotowych są odpowiednio niższe i wynoszą od 100 dol. do 400 dol. za 1 kW mocy zainstalowanej.

Koszty ruchu są zależne od ilości mocy zużywanej np.: dla całkowitego zagrzania prętów stalowych do temperatury 1000 °C zużywa się około 1 kWh energii na 2,5 kg ma-

teriału. Koszty hartowania powierzchniowego są znacznie mniejsze, gdyż zużycie mocy jak już wspomnieliśmy, wynosi od 100 — 200 kWh na 1 tonę materiału.

Wnioski końcowe.

Powierzchniowe hartowanie prądami szybkoprądowymi ma ogromną przewagę nad wszelkimi innymi metodami obróbki powierzchniowej, jak: nawęglanie, cjanowanie, azotowanie i hartowanie płomieniem gazowym. Zalety jego mogą być zestawione w następujący sposób. Możliwość zniekształceń sprowadzona jest do minimum, gdyż doprowadzenie ciepła ogranicza się tylko do warstwy zewnętrznej, a wytrzymałość rdzenia pozostaje niezmienną. Stal używa się zasadniczo nisko-stopową lub zwałką węglistą, ponieważ głębokość warstwy zahartowanej nie jest istotną, a chłodzenie wodą jest stosowane natychmiast po nagraniu. Nie istnieje obawa utleniania powierzchni, ponieważ czas grzania jest bardzo krótki i zawarty jest w granicach 1 — 2 sekund. Stąd też wynika, że część całkowicie obrabiona mechanicznie i zahartowana nie wymaga żadnych dodatkowych operacji wykańczających. Ze względu na to, że warunki hartowania mogą być z góry określone i powtarzane z wielką dokładnością, istnieje pewność jednolitości składu i twardości materiału po obróbce, nawet przy obsłudze słabo wyszkolonego personelu. Urządzenie zajmuje znacznie mniej miejsca niż innego rodzaju piece elektryczne czy gazowe. Dla większości prac proces jest łatwy do zmechanizowania i nadaje się wybitnie dla produkcji seryjnej. Przypadkową zaletą jest to, że nie zachodzi tu odwęglanie i że istnieje możliwość hartowania lokalnego, bez użycia kosztownych metod zabezpieczających.

BIBLIOGRAFIA:

- „Machinery“ tom 70, Nr. 1787 z 9.I.1947 r.
- „Machinery“ tom 70, Nr. 1789 z 23.I.1947 r.
- „L'Indicateur Industriel“ Nr. 455 z 10.IV.1947 r.
- „Machinery“ tom 70, Nr. 1795 z 20.III.1947 r.
- High Frequency Induction Heating Unit — „Lepel“ — New York.
- „The ABC of High Frequency Induction Heating of Metal“ — „Mullard“ London.

Wyszedł z druku i ukazał się w sprzedaży zeszyt 3

Poradnika Technicznego „MECHANIK“

Sposoby wykonywania noży Fellowsa

Inż.-mech. BRONISŁAW KIEPUSZEWSKI

Geometria noży Fellowsa. Noże Fellowsa niekorygowane, ukształtowane wg metody Simonsa. Noże Fellowsa niekorygowane ukształtowane wg metody Reineckera. Porównanie noży Fellowsa systemu Simonsa i Reineckera. Ogólna charakterystyka noży Fellowsa niekorygowanych w przekroju teoretycznym. Noże Fellowsa korygowane w przekroju teoretycznym. Porównanie pracy noży Fellowsa z pracą innych narzędzi do obwiedniowego wykonywania kół zębatach. Sposoby wykonywania noży Fellowsa w naszych warunkach warsztatowych. Materiał na noże. Plan operacyjny wykonania noża metodą Simonsa. Plan operacyjny wykonania noża metodą Reineckera.

W zeszycie „Przeglądu Mechanicznego“ z 1939 r. autor zamieścił artykuł pt. „Noże Fellowsa do dłutowania kół zębatach metodą obwiedniową“. Omówiono w nim obszernie stronę teoretyczną noży Fellowsa systemu Simonsa niekorygowanych i podano obliczenia, pozwalające na szlifowanie tych noży na szlifierkach do kół zębatach Maaga. Wojna nie pozwoliła autorowi opublikować drugiej części wymienionego artykułu, który zresztą zaginął w zawierusze wojennej, a dotyczącego już strony czysto warsztatowej wykonywania noży systemu Simonsa w naszych warunkach.

Obecna trudna sytuacja na rynku narzędzi specjalnych, a w szczególności narzędzi do kół zębatach, spowodowała, że autor zdecydował się opracować ponownie zaginioną drugą część artykułu, jednak w taki sposób, ażeby tworzyła całość odpowiadającą obecnym naszym

wiadomościom o nożach Fellowsa. W ten sposób powstał artykuł pod wieloma względami nowy, ujmujący kilka zagadnień pod innym niż dawniej kątem widzenia i wzbogacony o szereg danych, które w 1939 r. nie były jeszcze znane. Artykuł dzieli się na trzy części: I — „Geometria noży Fellowsa“, II — „Sposób wykonywania noży Fellowsa w naszych warunkach warsztatowych“. Część III — „Sprawdzanie noży Fellowsa, tolerancje wykonania i projekty norm na tle naszych potrzeb i warunków warsztatowych“ znajduje się w opracowaniu.

Wiadomości zawarte w niniejszym artykule pozwolą naszym inżynierom i technikom, zatrudnionym przy wyrobie kół zębatach, na zaprojektowanie i wykonanie najbardziej prostych noży Fellowsa metodą obwiedniową w naszych warunkach warsztatowych.

I. GEOMETRIA NOŻY FELLOWSA

Noże Fellowsa mogą być ukształtowane wg dwóch systemów Simonsa i Reineckera, jak to wskazują rys. 1 i 2.

Nóż ukształtowany wg metody Simonsa posiada zmienną wysokość zębów. Zęby są tym niższe, im bardziej oddalamy się od czoła. Wynika to stąd, że wierzchołki zębów leżą na stożku o kącie wierzchołkowym 2ϑ a dna wrębów (lub międzyzębnych) na walcu, którego oś pokrywa się z osią narzędzia.

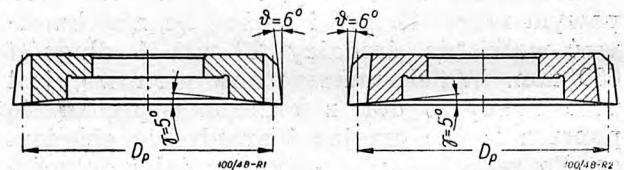
Nóż wykonany metodą Reineckera (rys. 2) posiada zęby o stałej wysokości na całej grubości użytecznej noża, ponieważ dna wrębów są tutaj równoległe do wierzchołków zębów i leżą również na powierzchni stożka o kącie wierzchołkowym 2ϑ .

A. Noże Fellowsa nie korygowane w przekroju teoretycznym, ukształtowane wg metody Simonsa

Rys. 3. pokazuje nam ząb noża Fellowsa niekorygowany, ukształtowany wg metody Simonsa. Jeśli założymy, że kąty β , γ i $\vartheta = 0$, to ząb noża staje się normalnym zębem koła zębatego o zębach prostych. Ząb taki nie mógłby jednak skrawać, ze względu na tarcie o materiał obrabianego koła.

Boczny kąt odsadzenia β możemy otrzymać w ten sposób, że szlifujemy boczne po-

wierzchnie zęba noża tak samo, jak to czynimy z kołem zębatach o zębach śrubowych.



Rys. 1. Nóż Fellowsa wykonany wg metody Simonsa.

Rys. 2. Nóż Fellowsa wykonany wg metody Reineckera.

Różnica polega tylko na tym, że jedna z powierzchni ewolwentowych zęba noża jest powierzchnią zęba koła śrubowego prawego, a druga, należąca do tego samego zęba noża — powierzchnią zęba koła śrubowego lewego.

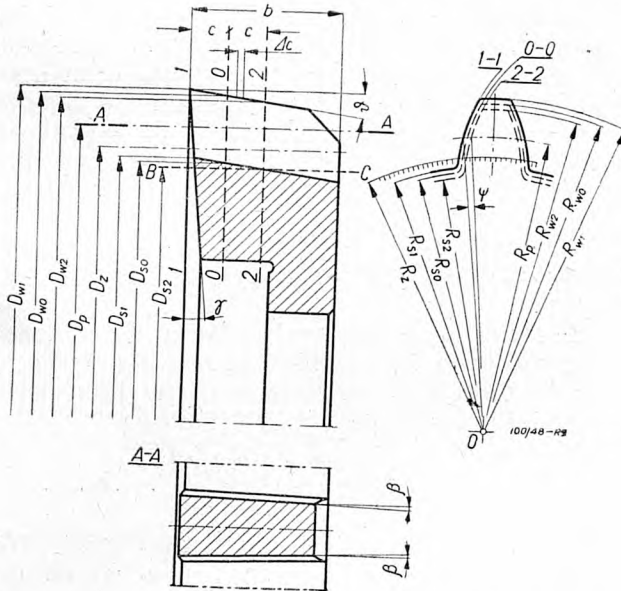
Stąd wynika już prosty wniosek, że powierzchnie boczne zęba noża są powierzchniami śrubowymi, zakreślonymi przez ewolwenty, ograniczające profil zęba noża. Kąt pochylenia linii śrubowej każdej z tych powierzchni (prawej i lewej) na walcu pedziatowym o średnicy D_p jest kątem β .

1. Zależności między kątami noża.

Kąt przyłożenia na wierzchołku zęba przyjmuje się powszechnie $\vartheta = 6^\circ$. Kąt β , czyli kąt bocznego przyłożenia, pozostaje już

w ścisłym związku z kątem przyporu α i kątem ϑ .

Jeżeli rozpatrzmy nóż niezaostrzony, w którym wierzchołkowy kąt natarcia $\gamma = 0$



Rys. 3. Ząb noża Fellowsa ukształtowany wg metody Simonsa

Oznaczenia: D_p — śr. koła podziałowego, D_z — śr. koła zasadniczego, D_s — śr. koła stóp (wrenchów), D_w0, D_w1, D_w2 — średnice kół wierzchołkowych w przekroju 0-0, 1-1, 2-2, Δc — warstwa elementarna

(rys. 4) to między styczną do zarysu zęba i promieniem powstanie kąt α_r , który moglibyśmy nazwać kątem przyporu noża niezaostrzonego, lub krócej **czołowym kątem przyporu noża**.

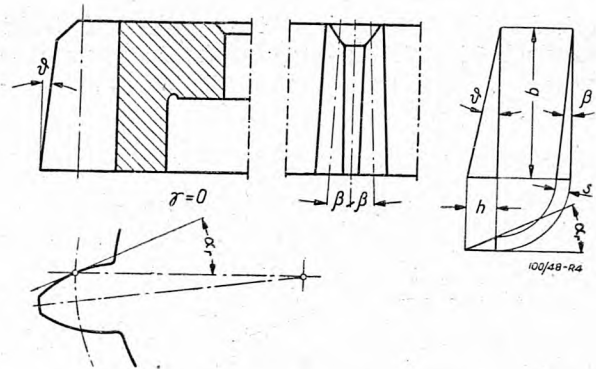
Zachodzą tu zależności:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{s}{b}; \text{ mnożymy licznik i mianownik przez } h$$

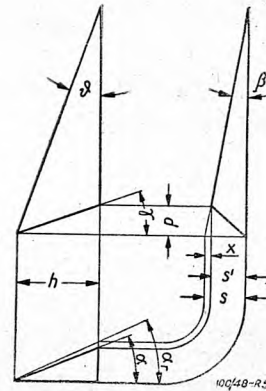
$$\operatorname{tg} \beta = \frac{s}{h} \cdot \frac{h}{b}; \text{ ale } \frac{s}{h} = \operatorname{tg} \alpha_r \text{ i } \frac{h}{b} = \operatorname{tg} \vartheta \text{ więc:}$$

$$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \alpha_r \operatorname{tg} \vartheta \dots [1]$$

Dla ułatwienia pracy noża — szlifujemy czoło noża pod kątem natarcia, który wynosi z reguły $\gamma = 5^\circ$. Kąt γ zmienia płaszczyznę czołową noża w powierzchnię stożkową, w rezultacie czego krawędź tnąca noża nie będzie już dokładną ewolwentą. Ostrząc nóż pod kątem γ , nie liczymy się jednak z tą niedokładnością, gdyż jest ona b. mała. Ważna jest natomiast zmiana kąta przyporu. Zależność między czołowym kątem przyporu noża niezaostrzonego α_r i **nominalnym kątem przyporu narzędzia α** (jest to kąt, jaki otrzymuje koło zębate nacinane danym nożem) może być wyznaczona na podstawie rys. 5.



Rys. 4. Przedstawienie zależności między czołowym kątem przyporu noża α_r oraz kątem przyłożenia bocznym β i wierzchołkowym ϑ przy założeniu, że $\gamma = 0$.



Rys. 5. Przedstawienie zależności między: kątem przyporu nacinanego koła α (nominalny kąt przyporu narzędzia), czołowym kątem przyporu noża α_r , kątami przyłożenia — bocznym β i wierzchołkowym ϑ oraz wierzchołkowym kątem natarcia γ .

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{s'}{h}; s' = s - x$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{s}{h} - \frac{x}{h}; \frac{s}{h} = \operatorname{tg} \alpha_r;$$

$$x = p \cdot \operatorname{tg} \beta; \frac{p}{h} = \operatorname{tg} \gamma$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \alpha_r - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \beta$$

$$\operatorname{tg} \alpha_r = \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \beta \dots [2]$$

wstawiając w równanie [1] na $\operatorname{tg} \alpha_r$ wartość z równania [2], otrzymamy:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \vartheta}{1 - \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \vartheta} \dots [3]$$

W ten sposób mamy określone związki między kątami noża. Np. dla $\alpha = 20^\circ, \gamma = 5^\circ$ i $\vartheta = 6^\circ$ mamy $\beta = 2^\circ 12' 4''$ i $\alpha_r = 20^\circ 10' 30''$.

Do obliczenia **średnicy zasadniczej noża (walca zasadniczego) D_z** , z której odwinęto wszystkie ewolwenty, kształtujące powierzchnie śrubowe zęba, należy naturalnie użyć czołowego kąta przyporu noża α_r , jak rów-

niez do obliczenia średnicy rolki szlifierki *Maaga* D_r i kąta skrzytu stojaka i kulisy szlifierki β_s , jeśli narzędzie szlifujemy na szlifierce *Maaga*.

Średnica walca zasadniczego:

$$D_z = D_p \cos \alpha_r; D_p = m z \quad (m - \text{moduł}, z - \text{ilość zębów narzędzia}) \quad D_z = m z \cos \alpha_r \quad [4]$$

Średnica rolki szlifierki *Maaga*¹⁾

$$D_r = z m_n \frac{\cos \alpha_{rn}}{\cos \beta_s \cos 15^\circ} - s; \quad [5]$$

gdzie:

s — grubość taśmy odtaczającej szlif. *Maaga*
 β_s — kąt skrzytu stojaka i kulisy szlifierki.

$$\sin \beta_s = \sin \beta \frac{\cos \alpha_{rn}}{\cos 15^\circ} \quad [6]$$

oraz:

$$m_n = m \cos \beta \quad (m_n - \text{moduł normalny}) \quad [7]$$

i kąt przyporu normalny:

$$\text{tg } \alpha_{rn} = \text{tg } \alpha_r \cos \beta \quad [8]$$

Ostrzenie narzędzia stępionego odbywa się przez szlifowanie powierzchni stożkowej, nachylonej do czoła pod kątem γ (rys. 3). Wskutek tego pracują coraz to nowe przekroje noża. Każdy nowy przekrój na skutek zbieżności zębów ku tyłowi posiada mniejszą grubość zęba g po łuku średnicy podziałowej D_p , która dla całej szerokości użytecznej noża $2c$ jest ta sama, podobnie jak i średnica koła zasadniczego D_z .

Przy nacinaniu koła zębatego nożem *Fellowsa* wsuwamy narzędzie tak głęboko w obrabiane koło, ażeby otrzymać żadaną grubość zęba. Z grubości tej wynika więc niejako „automatycznie” zmiana odległości osi noża i obrabianego koła. Odległość ta jest tym mniejsza, im dalej od czoła znajduje się rzeczywiście pracujący przekrój noża.

2. Przekrój teoretyczny noża.

Podzielmy nóż *Fellowsa* na szereg cienkich warstewek Δc , prostopadłych do osi noża (rys. 3). Nie trudno zauważyć, że profil zęba noża w każdej następnej warstewce jest przesunięty równoległe do osi symetrii zęba, w kierunku osi noża o $\Delta c \text{tg } \vartheta$ w stosunku do profilu zęba w poprzedniej warstewce.

Oznacza to, że jeśli chcielibyśmy wykonać każdą warstewkę oddzielnie przy pomocy narzędzia-zębaki (np. freza ślimakowego) — to do wykonania wszystkich warstewek możemy użyć tej samej zębaki, należy ją tylko przesunąć o wartość $\Delta c \text{tg } \vartheta$.

Wynika stąd, że poszczególne warstewki noża *Fellowsa* są kołami zębatymi korygo-

¹⁾ Patrz instrukcję obsługi szlifierki *Maaga* do kół zębatych o zębach prostych i śrubowych.

wanymi przez przesunięcie profilu zębów o $\Delta c \text{tg } \vartheta$. Jak widzimy z teorii korekcji przez przesunięcie profilu — wszystkie te warstewki elementarne noża będą miały te same: moduł — m , średnicę podziałową — D_p , podziałkę — t , kąt przyporu α_r i średnicę koła zasadniczego $D_z = D_p \cos \alpha_r$. Zmienna jest natomiast grubość zęba g po łuku koła podziałowego i — w wypadku noża *Simonsa* — ogólna wysokość zęba h , wysokość głowy zęba h_g i stopy zęba h_s (w wypadku noży syst. *Reineckera* ogólna wysokość zęba $h = \text{const.}$).

W przekroju $0 - 0$ (rys. 3) nóż nie jest korygowany — jest to t. zw. *przekrój teoretyczny*.

Przekrój ten jest wyjściowym do obliczenia całego noża. Grubość zęba noża, w przekroju teoretycznym, mierzona po łuku koła podziałowego wynosi:

$$g_o = \frac{m \pi}{2} + \frac{l_o}{2} \quad [9]$$

gdzie l_o — *luz międzyzębny* naciętych kół zębatych. W przekrojach równoległych do teoretycznego grubości zębów będą różne od wartości [9].

Dla zwiększenia użyteczności noża zakładamy przekrój teoretyczny nie w płaszczyźnie czołowej noża nowego, ale w odległości c od płaszczyzny czołowej. Szerokość użyteczna noża obejmuje obszar $2c$.

Elementarne warstewki noża, leżące przed przekrojem teoretycznym mają profile zębów przesunięte (skorygowane) na zewnątrz, warstewki zaś, położone za przekrojem teoretycznym, mają profile zębów przesunięte do wewnątrz — w odniesieniu do zębów koła przekroju teoretycznego.

Im wartość c jest większa — tym dłuższa jest użyteczność noża, ale jednocześnie tym mniej dokładne będą przekroje krańcowe, leżące w odległości c po obydwu stronach przekroju teoretycznego. Dla przeciętnych noży handlowych wartość c w zależności od modułu podaje tab. I.

TABLICA I

moduł m mm	1 — 2,75	3 — 4,5	5 — 8
c mm	4 — 5	5 — 6	6,5

Jeśli jednak chodzi o noże wyjątkowo dokładne należy przyjąć $c = 0,25 \div 0,5$ mm. Użyteczność takich noży jest znacznie krótsza, ale po zużyciu $0,5 \div 1$ mm można ich używać jako zwykłych noży handlowych.

3. Obliczanie pozostałych wymiarów noża

Wysokość głowy zęba w przekroju teoretycznym musi być conajmniej taka, jak wy-

sokość stopy zęba koła nacinanego, która dla zębów normalnych zerowych wynosi $h_s = 1,25 m$. Ząb noża *Fellowsa* nacina nieco krótszą ewolwentę, niż taki sam ząb zębatki lub freza ślimakowego, co wynika z krótszej drogi przyporu (patrz dalej punkt F: „Porównanie pracy noża *Fellowsa* z pracą innych narzędzi do obwiedniowego wykonywania kół zębatych”), ażeby więc otrzymać ewolwentę o tej samej długości, należy głowę zęba noża *Fellowsa* nieco podwyższyć. Zakładamy:

$$h_{g0} = 1,25 m \quad [10]$$

Średnica wierzchołków zębów noża w przekroju teoretycznym:

$$D_{w0} = m z + 2 \cdot 1,25 m \quad [11]$$

Wysokość głowy zęba w płaszczyźnie czołowej noża 1-1 (rys. 3):

$$h_{g1} = 1,25 m + c \operatorname{tg} \vartheta \quad [12]$$

Średnica wierzchołków zębów noża w płaszczyźnie czołowej 1-1:

$$D_{w1} = m z + 2,5 m + 2 c \operatorname{tg} \vartheta \quad [13]$$

Wysokość stopy zęba w przekroju teoretycznym winna być zasadniczo równa wysokości głowy zęba. Ponieważ jednak jest to wielkość służąca nam do obliczenia średnicy dna wrębów (koła stóp) D_s , musimy tu zwrócić uwagę na krańcowy użyteczny przekrój noża 2-2, w którym wysokość głowy zęba:

$$h_{g2} = h_{g0} - c \operatorname{tg} \vartheta$$

Np. dla $c = 5 \text{ mm}$ i $\vartheta = 6^\circ$ $h_{g2} = h_{g0} - 5 \operatorname{tg} 6^\circ = h_{g0} - 0,525 \text{ mm}$, czyli wysokość głowy zęba w przekroju 2-2 h_{g2} jest o $0,525 \text{ mm}$ mniejsza od wymaganej. Wobec tego, ażeby przekrój 2-2 był jeszcze użyteczny, powiększamy o $0,525 \text{ mm}$ stopę zęba w tym przekroju, dodając jeszcze $0,25 \text{ mm}$ na przejście tarczy szlifierskiej.

Ogólnie wysokość stopy zęba we wszystkich przekrojach (średnica dna wrębów D_s jest dla wszystkich przekrojów noża *Simonsa* ta sama) będzie:

$$h_s = 1,25 m + c \operatorname{tg} \vartheta + 0,25 \quad [14]$$

Więc średnica dna wrębów (koła stóp):

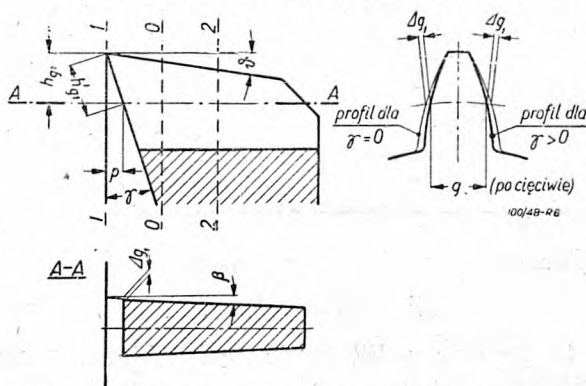
$$D_s = D_p - 2h_s$$

$$D_s = m z - 2,5 m - 2 c \operatorname{tg} \vartheta - 0,5 \quad [15]$$

Pomiarowa grubość zęba po cięciwie koła podziałowego, leżącego na stożkowej powierzchni noża — g (rys. 6), potrzebna jest przy wykonywaniu noży, gdyż wg tej gru-

²⁾ Dla modułów większych ($m \geq 4$) i małej ilości zębów w kołach nacinanych stosujemy nawet $h_{g0} = 1,3 m$, chociaż zwiększa to luz wierzchołkowy i tym samym osłabia ząb koła nacinanego.

bości prowadzimy szlifowanie bocznych powierzchni ewolwentowych noża na szlifierce.



Rys. 6. Grubość zęba mierzona na cięciwie koła podziałowego na stożkowej czołowej powierzchni noża i wpływ kąta γ na grubość zęba.

Obliczenie tej grubości g jest jednak dość złożone³⁾, a pomiar jej niezbyt dokładny zwłaszcza dla małych modułów. Wygodniej i dokładniej jest mierzyć wymiar M na kilku zębach, jak na rys. 7. Wzór na obliczenie wymiaru M podajemy wg *Simonsa*⁴⁾.

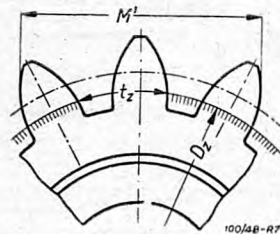
Dla narzędzia nowego i $\gamma = 0$:

$$M = 2 \cos \alpha_r \left[\frac{\pi R_p}{z} n + \frac{\pi m}{4} + c \operatorname{tg} \beta \cos \frac{90}{z} \left(1 + \operatorname{tg} \alpha_r \operatorname{tg} \frac{90}{z} \right) + R_p \operatorname{inv} \alpha_r \right] + \frac{l_0}{2} \quad [16]$$

gdzie n — ilość wrębów objętych wymiarem M :

$$n = \frac{\alpha z}{180} + \frac{1}{2} \quad [17]$$

Ilość wrębów (luk międzyzębnych) n , zawierających się w wymiarze M , dla kąta przyporu $\alpha = 20^\circ$ i liczby zębów noża — z podaje tabl. 11.



Rys. 7. Wymiar M' przez kilka zębów noża (w przypadku czołowej powierzchni stożkowej).

Wskutek podcięcia zęba noża czołową powierzchnią stożkową wymiar M należy zmniejszyć o $2 \Delta g_1$ (patrz rys. 6):

$$\Delta g_1 = p \operatorname{tg} \beta; \quad p = h_g \operatorname{tg} \gamma; \quad h_g = 1,25 m + c \operatorname{tg} \vartheta$$

$$\Delta g_1 = (1,25 m + c \operatorname{tg} \vartheta) \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg} \gamma \quad [18]$$

³⁾ Patrz „Przegląd Mechaniczny“ 4/1939 str. 189.

⁴⁾ „Przegląd Mechaniczny“ 4/1939 str. 180.

TABLICA II

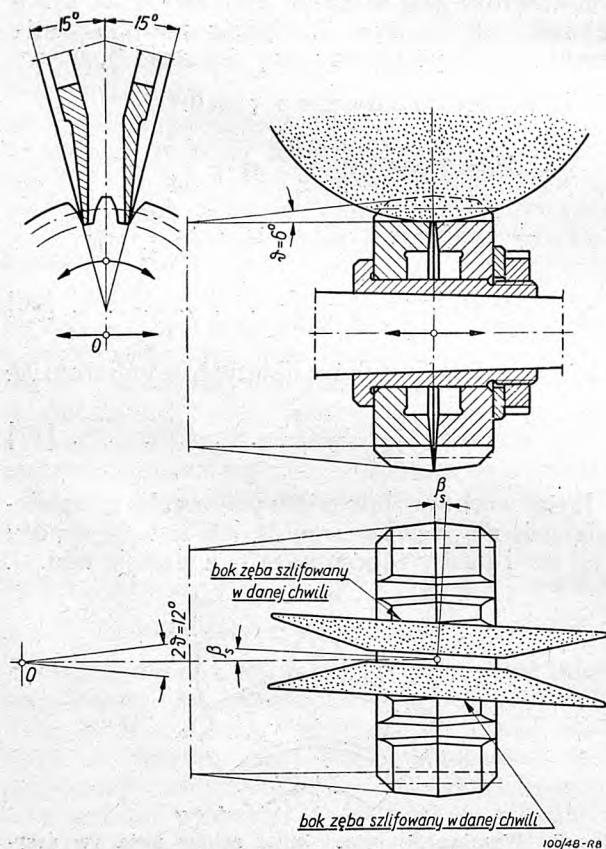
Ilość wrębów n	1	2	3	4	5	6	7	8
Kąt przyporu $\alpha = 20^\circ$	I l o ś ć z ę b ó w n o ż a							
	od — do	od — do	od — do	od — do	od — do	od — do	od — do	od — do
	12 — 18	19 — 27	28 — 36	37 — 45	46 — 54	55 — 63	64 — 72	73 — 81

Dla noża nowego i $\gamma > 0$ wymiar M' wynosi:

$$M' = M - 2 \Delta g, \dots [19]$$

4. Zasada szlifowania noży Simonsa na szlifierce Maaga.

Rys. 8 przedstawia zasadę szlifowania noży Fellowsa syst. Simonsa na szlifierce do kół zębatach Maaga. Nie wdając się chwilowo w szczegóły, należy podkreślić, że mają one tę przewagę nad nożami Reineckera z punktu widzenia wykonania, że operację szlifowania bocznych powierzchni ewolwent-



Rys. 8. Szlifowanie noży Fellowsa syst. Simonsa na szlifierce Maaga do kół zębatach śrubowych.

towych, operację najdokładniejszą, najbardziej kosztowną i jednocześnie trudną można w tych nożach wykonać w zasadzie na każdej szlifierce, umożliwiającej szlifowanie kół zębatach. (Szlifierka Maaga pozwala na osiągnięcie największych dokładności). Szlifowanie noży Reineckera wymaga natomiast

być to szlifierek specjalnych, bądź też przeróbki np. szlifiarki Maaga w ten sposób, ażeby można było na niej zamocować nóż pod kątem ϑ . Taka przeróbka nie pozwala już używać szlifiarki do zwykłych prac produkcyjnych. Nie bez znaczenia natomiast jest fakt — szczególnie ważny w naszych warunkach warsztatowych, że do szlifowania noży Fellowsa syst. Reineckera wystarcza szlifierka Maaga do kół zębatach o zębatach prostych.

B. Noże Fellowsa niekorygowane w przekroju teoretycznym ukształtowane wg metody Reineckera

1. Geometria noży Reineckera.

W nożu systemu Reineckera (rys. 2 i 9) ząb posiada jednakową wysokość na całej szerokości użytecznej noża.

Dzieląc nóż na elementarne warstwy Δc prostopadłe do osi narzędzia, przekonamy się, że i tutaj, podobnie jak w nożach Simonsa, każdą z warstewek, którą możemy traktować jako koło zębata o szerokości wieńca Δc , można wykonać tym samym narzędziem-zębatką, należy tylko zmieniać jej odległość od osi noża.

Oznacza to, że i tutaj poszczególne elementarne warstwy noża są kołami zębatymi, korygowanymi przez przesunięcie zarysu zęba o $\Delta c \operatorname{tg} \vartheta$.

Przekrój teoretyczny 0 — 0 ma tutaj takie same znaczenie i określenie, jak w nożach syst. Simonsa, czyli jest przekrojem posiadającym zęby o grubości po łuku koła podziałowego:

$$\widehat{g}_0 = \frac{\pi m}{2} + \frac{l_0}{2}.$$

Ewolwenty, ograniczające profile zębów w poszczególnych przekrojach, są odwinięte z tego samego walca zasadniczego o średnicy D_z , co można odczytać z rys. 10, pokazującego szlifowanie noża Reineckera na szlifierce Maaga. Każda z nich jest przesunięta obwodowo, po łuku koła podziałowego w stosunku do poprzedniej o kąt $\Delta\psi$, a kąt przesunięcia ewolwenty, leżącej w przekroju 2 — 2, w stosunku do ewolwenty, znajdującej się w płaszczyźnie 1 — 1, wynosi ψ . Przesunięcie ewolwent w poszczególnych

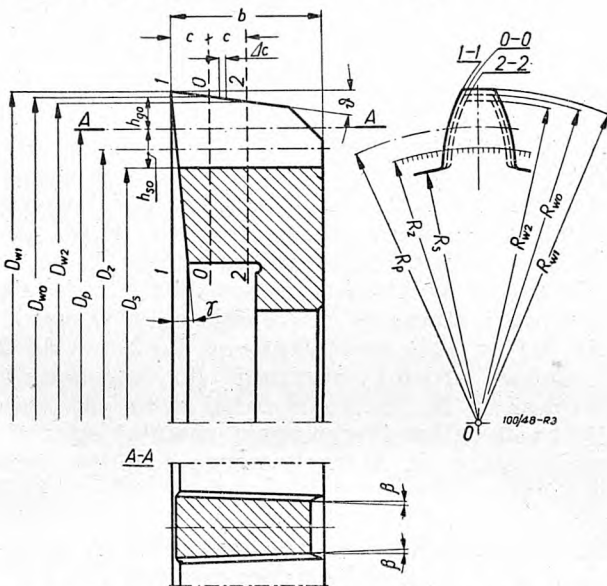
przekrojach noża jest wprost proporcjonalne do odległości tych przekrojów od płaszczyzny 1 — 1. (Rys. 9).

Wynika stąd, że boczne powierzchnie ewolwentowe zęba noża *Reineckera* — tak jak w nożu *Simonsa* — są powierzchniami śrubowymi.

Kąt pochylenia linii śrubowej każdej z tych powierzchni na walcu podziałowym noża D_p jest kątem β . Ząb w przekroju A — B (rys. 9) jest zbieżny ku tyłowi, a kąty β są kątami bocznego przyłożenia.

Podobnie jak w nożach *Simonsa* kąt wierzchołkowego przyłożenia $\vartheta = 6^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, a kąt β obliczamy z wzoru [3].

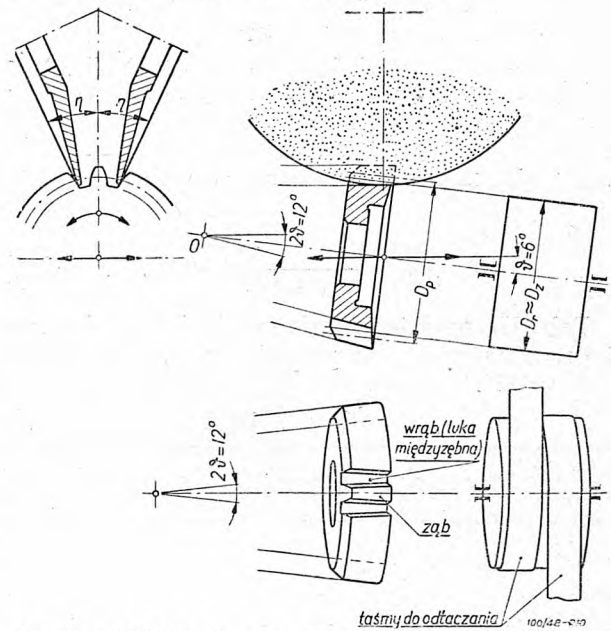
Do obliczenia noża systemu *Reineckera* pozostają w mocy zależności: [1], [2], [3], [4], [9], [10], [11], [12], [13], [16], [17], [18], [19], natomiast zmienia się wzory na: a) wysokość stopy zęba — h_s , b) średnicę wrębów noża w przekroju teoretycznym — D_{s0} i w płaszczyźnie czołowej — D_{s1} , c) średnicę rolki odtaczającej dla szlifierki *Maaga* — D_r .



Rys. 9. Ząb noża *Fellowsa* ukształtowany wg metody *Reineckera*. Oznaczenia: D_p — śr. koła podziałowego; D_{w0} , D_{w1} , D_{w2} — średnice kół wierzchołków i D_{s0} , D_{s1} , D_{s2} — średnice dna wrębów (kół stóp) w płaszczyznach 0—0, 1—1, 2—2; D_z — śr. koła zasadniczego.

a) Jak wiemy w nożu *Simonsa* wysokość stopy zęba we wszystkich przekrojach jest jednakowa, natomiast w nożu *Reineckera* jest ona dla każdego przekroju inna i to właśnie stanowi różnicę między tymi narzędziami. Różnica ta z punktu widzenia pracy noża jest nieistotna, decyduje jednak o sposobie wykonywania narzędzia. Mianowicie, jeśli noże *Simonsa* można szlifować jak koła zębate śrubowe, to przy szlifowaniu noża *Reineckera* należy oś jego pochylić pod kątem ϑ dla uzyskania bocznych kątów przy-

łożenia β , co wymaga albo specjalnej szlifierki, albo przeróbki zwykłej szlifierki do kół zębatach (patrz rys. 10 i 23).



Rys. 10. Szlifowanie noży *Fellowsa* syst. *Reineckera* na szlifierce *Maaga*.

Wysokość stopy zęba noża *Reineckera* w przekroju teoretycznym 0 — 0 powinna być taka sama, jak wysokość h_{s0} głowy zęba w tym przekroju. Ze względów obróbkowych dodajemy jeszcze 0,25 mm na przejście tarczy szlifierskiej:

$$h_{s0} = 1,25 m + 0,25 \quad \dots [20]$$

b) Średnica wrębów w przekroju teoretycznym:

$$D_{s0} = m z - 2,5 m - 0,5 \quad \dots [21]$$

Średnica dna wrębów w płaszczyźnie czołowej 1 — 1: dla $\gamma = 0$ wynosi:

$$D_{s1} = m z - 2,5 m - 0,5 + 2 c \operatorname{tg} \vartheta \quad \dots [22]$$

i dla $\gamma > 0$:

$$D'_{s1} = D_{s1} - \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \vartheta (D_{w1} - D_{s1}) \quad \dots [23]$$

c) Nóż *Fellowsa* systemu *Reineckera* szlifujemy jak zwykle koło zębate o zębach prostych, pochylając oś noża pod kątem ϑ do poziomu. Odpowiedni wzór na średnicę rolki odtaczającej dla szlifierki *Maaga* ma następującą postać:

$$D_r = m z \frac{\cos \alpha_r}{\cos 15^\circ} - s \quad \dots [24]$$

s — grubość taśmy rolującej; α_r wg wzoru [2]

C. Ogólna charakterystyka noży *Fellowsa* niekorygowanych w przekroju teoretycznym

Noże *Fellowsa* niekorygowane w przekroju teoretycznym dzielą się na: 1. Noże, w których zarys zęba poniżej koła zasadni-

czego nie jest zarysem pracującym. 2. Noże, w których zarys zęba poniżej koła zasadniczego jest profilem pracującym. 3. Noże, w których ewolwentowy zarys zęba zaczyna się powyżej koła zasadniczego.

1. Przypadek, w którym zarys zęba poniżej koła zasadniczego nie jest zarysem pracującym, zachodzi wówczas gdy ilość zębów noża jest większa od *ilości granicznej* Z_{gr} którą obliczamy ze wzoru:

$$Z_{gr} = \frac{2 + \frac{2c \operatorname{tg} \vartheta}{m}}{\sin^2 \alpha} \quad [25]$$

Tab. III podaje *graniczne ilości zębów noży* w zależności od modułu m dla $\alpha = 20^\circ$ i $\vartheta = 6^\circ$.

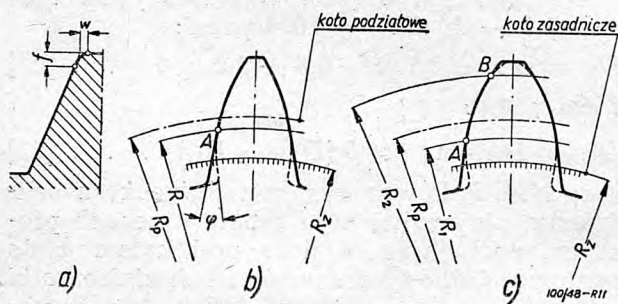
TABLICA III

moduł m mm	1	1,5	2	2,5	3	4	5	6	7	8
Z_{gr}	25	22	21	20	20	19	19	19	19	18

Należy zaznaczyć, że noże w których zarys zęba poniżej koła zasadniczego nie jest zarysem pracującym są właściwie jedynymi nożami, jakie można wykonać dokładnie w naszych warunkach warsztatowych, mając do dyspozycji tylko szlifierki *Maaga*.

2. Noże, w których profil zęba poniżej koła zasadniczego jest profilem pracującym.

Przypadek ten zachodzi przy ilości zębów mniejszej od podanej w tab. III. Zarys zęba poniżej koła zasadniczego jest tutaj prostą styczną do ewolwenty w jej punkcie początkowym, czyli pokrywa się z promieniem wprowadzonym ze środka koła.



Rys. 11. a — modyfikacja zarysu odniesienia (zębalki) b i c — modyfikowane zarysy zębów noży Fellowsa.

Takie ukształtowanie zarysu pozwala na obliczenie wielkości ścięcia występującego przy wierzchołku zęba nacinanego koła. Odpowiednie wymiary ścięcia zarysu odniesienia t. j. zębalki o module = 1 mm podają

⁵⁾ Wzory [26] i [27] podano na podstawie wstępnego projektu normy instrukcyjnej do projektowania noży Fellowsa PN/N-679, która obecnie podlega rozpatrzeniu

wzory [26] i [27]⁵⁾ w założeniu, że użyto noża zeszlifowanego dla przekroju teoretycznego (rys. 11a).

$$f = 1 - \frac{z}{2} \sin^2 \alpha \quad [26]$$

$$w = \frac{z}{4} \arccos \frac{z-4}{z} - \frac{z}{4} \sqrt{1 - \frac{z-4}{z}} + \frac{z}{2} \operatorname{inv} \alpha - \operatorname{tg} \alpha \quad [27]$$

gdzie z — ilość zębów noża.

3. Noże, w których ewolwentowy zarys zęba zaczyna się powyżej koła zasadniczego.

W tych nożach odróżniamy zasadniczo dwie grupy:

a) Noże, w których zarys zęba składa się z prostej stycznej do ewolwenty w punkcie A (rys. 11a) i ewolwenty. Stosuje się je w przypadku gdy nóż posiada znacznie mniejszą ilość zębów od wartości granicznej, ażeby uniknąć dużego w takim wypadku podcięcia zębów lub też i dla większej ilości zębów, niż graniczna, gdy chodzi o uzyskanie ścięcia wierzchołków zębów koła nacinanego. Wymiary ścięcia są w tym wypadku również matematycznie wyznaczalne. Dla zadanego f (rys. 11a) można wyznaczyć promień koła R przechodzącego przez punkt styczności A, kąt φ i wymiar w (rys. 11a i b). Wykonanie takich noży natrafia na duże trudności w naszych warunkach warsztatowych, gdyż konieczne są tutaj szlifierki specjalne.

b) Noże, w których zarys zęba składa się z prostej stycznej do ewolwenty w punkcie A (rys. 11c), ewolwenty od punktu A do B i znów prostej stycznej do ewolwenty w punkcie B. Są to noże używane do specjalnych celów i wymagają również specjalnych szlifierek, których tarcze są odpowiednio zaprofilowane.

D. Noże Fellowsa korygowane w przekroju teoretycznym

Jeśli chcemy uniknąć zniekształcenia wierzchołków zębów kół nacinanych nożami Fellowsa o ilości zębów mniejszej od granicznej, a wykonanie noży podanych w punkcie C2 i C3 jest niemożliwe — należy w takim przypadku skorygować nóż w przekroju teoretycznym.

Korygowanie noży Fellowsa w przekroju teoretycznym nabiera szczególnego znaczenia w naszych warunkach warsztatowych, gdy na razie nie posiadamy zupełnie szlifierek specjalnych.

Współczynnik korekcji noża w przekroju teoretycznym obliczamy ze wzoru:

$$x_n = 1 - \frac{z_n}{2} \sin^2 \alpha + \frac{c}{m} \operatorname{tg} \vartheta \quad [28]$$

z_n — ilość zębów noża.

Kąt przyporu współpracy w przekroju teoretycznym (kąt przyporu, jaki powstaje w czasie pracy między nożem zeszlifowanym do przekroju teoretycznego i nacinanym kołem — inaczej *toczny kąt przyporu*) α_t może być obliczony ze wzoru:

$$\operatorname{inv} \alpha_t = \frac{2 x_n - x_k}{z_n} \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{inv} \alpha \quad . . . [29]$$

x_k — współczynnik korekcji nacinanego koła zębatego.

W zależności od tego kąta oblicza się kąt przyłożenia bocznego β :

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\operatorname{tg} \delta \operatorname{tg} \alpha_t \cos \alpha}{1 - \operatorname{tg} \delta \operatorname{tg} \gamma \cos \alpha_t} \quad . . . [30]$$

Widzimy więc, że kąt przyporu współpracy a zatem i kąt przyłożenia bocznego zależą od współczynnika korekcji nacinanego koła zębatego, czyli od ilości i rodzaju zębów tego koła, ponieważ współczynnik korekcji koła zębatego wyraża się wzorem:

$$x_k = \frac{z_{gk} - z_k}{z_{gk}}$$

z_{gk} — graniczna ilość zębów koła zębatego.

Oznacza to, że korygowany przekrój noża *Fellowsa* musi być obliczony w odniesieniu do określonego koła zębatego⁶⁾.

Odległość osi narzędzia zeszlifowanego do przekroju teoretycznego od osi nacinanego koła wynosi:

$$a_r = a_o \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_t}; \quad a_o = \frac{m(z_n + z_k)}{2};$$

$$a_r = \frac{m(z_n + z_k)}{2} \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_t} \quad . . . [31]$$

Wysokość głowy zęba noża korygowanego

$$h_{gok} = a_r - a_o + m(1,25 - x_n) \quad . . . [32]$$

Grubość zęba po łuku koła podziałowego

$$g_{ok} = g_o + 2 x_n m \operatorname{tg} \alpha \quad . . . [33]$$

w przekroju teoretycznym:

Pozostałe wymiary noży korygowanych oblicza się przy pomocy tych samych wzorów, co noże niekorygowane, należy wstawić jednak w te wzory odpowiednie wartości obliczone dla korygowanego przekroju teoretycznego.

E. Porównanie noży systemu Simonsa i Reineckera

Porównanie noży *Fellowsa* syst. *Simonsa* i *Reineckera* pozwala nam wyciągnąć następujące wnioski:

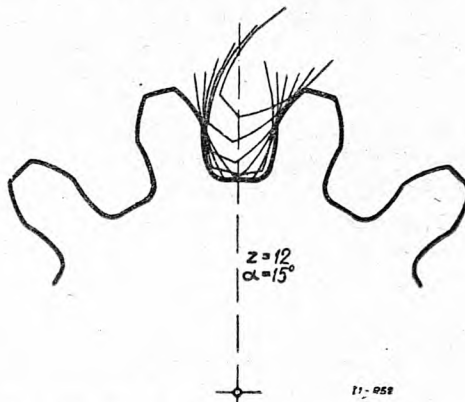
a) Boczne powierzchnie zębów są w jednym i drugim nożu ewolwentowymi po-

⁶⁾ Wg kąta przyporu współpracy należy również obliczać nóż niekorygowany do nacinania kół zębatach korygowanych, jeśli chodzi nam o dokładne utrzymanie wymiaru średnicy dna wrębów D_s nacinanego koła.

wierzchniami śrubowymi (prawa i lewa) o kącie pochylenia linii śrubowej β .

b) Powierzchnie te są utworzone z ewolwent odwiniętych z tego samego walca zasadniczego o średnicy D_z , co widać wyraźnie ze sposobów szlifowania np. na szlifierni *Maaga* tak noża *Simonsa*, jak i *Reineckera*.

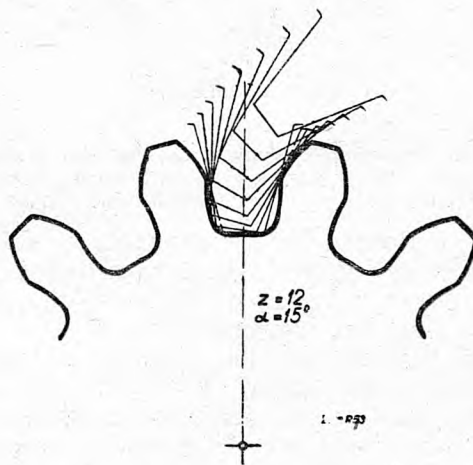
c) Obydwa narzędzia posiadają identyczne przekroje teoretyczne, położone w połowie szerokości użytecznej noża i będące przekrojami wyjściowymi do obliczenia pozostałych wymiarów noża przy użyciu tych samych związków trygonometrycznych.



Rys. 12. Podcięcie zębów nożem *Fellowsa*.

d) Wysokość głów zębów w tych samych przekrojach obydwu noży są jednakowe.

Fakt, że wysokość stopy zęba w nożu syst. *Reineckera* jest zmienna, a w nożu *Simonsa* ma wartość stałą, stanowi różnicę nieistotną, podyktowaną tylko względami wykonawczymi.



Rys. 13. Podcięcie zębów nożem — zębatką.

e) Profile zębów w analogicznych przekrojach obydwu noży powyżej koła zasadniczego są jednakowe pod warunkiem, że przeprowadzimy poprawkę kąta przyporu w ustawieniu tarcz szlifierni *Maaga* przy szlifowaniu noża *Reineckera*. (Bliższe dane o popraw-

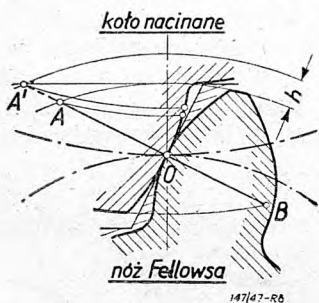
ce kąta ustawienia tarcz szlifierskich patrz cz. II, pkt. B 2).

Reasumując, możemy powiedzieć, że pod względem charakteru pracy, noże *Fellowsa* systemu *Simonsa* i *Reineckera* są jednakowe i zamienne.

F. Porównanie pracy noża *Fellowsa* z pracą innych narzędzi do obwodniowego wykonywania kół zębatach.

Chodzi tu przede wszystkim o porównanie pracy noża *Fellowsa* z pracą narzędzia-zębatki i podobnie pracującego freza ślimakowego. Ze względu na inny kształt zęba, a w szczególności mniejszą grubość zęba przy wierzchołku, nóż *Fellowsa* nie daje tak znacznego podcięcia zębów jak narzędzie-zębatka lub frez ślimakowy (rys. 12 i 13).

Z drugiej jednak strony przy nacinaniu nożem *Fellowsa* kół zębatach o małym kącie przyboru i dużych modułach konieczne jest stosowanie większego luzu wierzchołkowego, niż przy nacinaniu narzędziem-zębatką, a to wpływa niekorzystnie na wytrzymałość zębów. Widać to z rys. 14, na którym *duża przyboru* narzędzia-zębatki i obrabianego koła *OAA'* jest dłuższa niż przy użyciu noża *Fellowsa*. Zębatka o tej samej wysokości zęba co nóż *Fellowsa* wykona więc dłuższy profil ewolwentowy nacinanego zęba. Ząb



Rys. 14. Porównanie pracy noża *Fellowsa* i narzędzia — zębatki o tym samym module i kącie przyboru α .

noża *Fellowsa* dla wykonania ewolwenty o tej samej długości winien posiadać wysokość głowy większą o Δh_g , o którą powiększy się też luz wierzchołkowy.

Ten fakt zmusza nas właśnie do nadania głowie zęba noża *Fellowsa* wysokości $h_{go} = 1,25 m$ dla modułów małych i średnich, a $h_{go} = 1,3 m$ dla modułów większych ($m \geq 4$), podczas gdy narzędzie — zębatka może posiadać jednakową wysokość głowy zęba $h_g = 1,2 m$.

Narzędzie-zębatka pod względem wykonania jest oczywiście dużo prostsze od noża *Fellowsa* (frez ślimakowy szlifowany zajmuje tu raczej miejsce ostatnie), jednak noże *Fellowsa* ze względu na szerokie możliwości stosowania ich do różnego rodzaju uzębień,

począwszy od uzębienia prostego zewnętrznego, a skończywszy na uzębieniu śrubowym wewnętrznym oraz szczególnej przydatności do obróbki kół zębatach wielowieńcowych i dużej wydajności — długo jeszcze zachowają swoje uprzywilejowane stanowisko.

II. SPOSOBY WYKONYWANIA NOŻY FELLOWSA W NASZYCH WARUNKACH WARSZTATOWYCH

Do masowej produkcji noży *Fellowsa* używa się za granicą specjalnych szlifierek, których u nas do tej pory nie ma. Są to szlifiarki, pracujące przeważnie wg metody *Reineckera* i pozwalające na wykonanie noży opisanych pokrótce w części I, punkty C 2 i C 3. Można bowiem na nich ograniczać ruch odtaczania, przez co od punktu A począwszy (rys. 11b), profil zęba biegnie po prostej stycznej do ewolwenty. Prosta ta odpowiada krawędzi tarczy. Profilując odpowiednio tarczę, można też uzyskać zgrubienie zęba u podstawy i zmniejszenie lub zwiększenie grubości zęba przy wierzchołku, co pozwala na wykonywanie noży o ilości zębów mniejszej od granicznej bez uciekania się do korekacji noża w przekroju teoretycznym (rys. 11c).

Omawiając sposoby wykonywania noży *Fellowsa* w naszych warunkach warsztatowych, możemy się oprzeć jedynie na szlifiarkach *Maaga*, które tych wszystkich możliwości oczywiście nie posiadają. Jak do tej pory, nie rozwiązano bowiem w nich problemu ograniczania ruchu odtaczania, ani też odpowiedniego profilowania tarcz szlifierskich. Szlifierka *Maaga* pracuje krawędzią tarczy i zastosowanie tarczy w kształcie ściętego stożka bez wewnętrznego wybrania, co umożliwiłoby jej kształtowe profilowanie, natrafia na trudności w związku z automatyczną kompensacją zużycia tarczy. Rezygnacja z automatycznej kompensacji zużycia tarczy byłaby równoznaczna z niedokładnością procesu szlifowania, a dokładność szlifiarki *Maaga* jest przecież jej zaletą najcenniejszą.

Mimo tych wszystkich ograniczeń, które wynikają z przystosowania szlifierek *Maaga* do celów produkcyjnych, a nie do szlifowania noży *Fellowsa*, szlifują one zupełnie dobrze noże 2", 3" i 4" niekorygowane, o ilości zębów większej od granicznej, jak również noże korygowane o ilości zębów nieco mniejszej od granicznej.

Natomiast nie można szlifować na szlifiarkach *Maaga* noży z chwytym cylindrycznym lub stożkowym o średnicy podziałowej mniejszej od 35 mm, używanych dość często do uzębienia wewnętrznych, ponieważ najmniejsza średnica rolki do odtaczania wynosi dla szlifierek typu SS — $\frac{1}{2}$, HSS — $\frac{1}{2}$ i SS —

$\frac{1}{2}x - 35$ mm, a dla szlifierek typu SS — 60, HSS — 60 i SS — 60x — 60 mm.

Rozpatrując szlifowanie noży *Fellowsa* na szlifierkach *Maaga*, podamy przykład szlifowania wg metody *Simonsa* i następnie ten sam przykład wg metody *Reineckera*. Jak już bowiem wspomnieliśmy, metoda *Simonsa* wymaga szlifierki do kół zębatych śrubowych, a dla metody *Reineckera* wystarcza szlifierka do kół o zębach prostych (bez skreću stojaka i kulisy). Trzeba ją natychmiast przerobić tak, ażeby możliwe było nachylenie osi noża pod kątem ϑ .

W ten sposób warsztaty, pragnące wykonywać noże *Fellowsa* we własnym zakresie, mogą — w zależności od swego wyposażenia — stosować jedną lub drugą metodę, biorąc pod uwagę fakt, że przeróbka szlifierki *Maaga* do metody *Reineckera* nie pozwala na wykonywanie bieżącej produkcji warsztatowej, co nie zachodzi przy metodzie *Simonsa*.

A. Materiał na noże Fellowsa.

Na noże *Fellowsa* należy użyć stali szybko tnącej najwyższej jakości, ponieważ warunki skrawania są tutaj wyjątkowo trudne ze względu na małe wartości kątów β , γ i ϑ . Stal po zahartowaniu i odpuszczeniu winna mieć twardość nie mniejszą od 62 ÷ 64 Rc, a jednocześnie nie może być krucha. Odporność na ścieranie gra rolę bardzo ważną, gdyż w przeciwnym razie narzędzie szybko się tępi, co powoduje niedokładność zarysu, oraz niegładką powierzchnię. Od rodzaju stali i starannej obróbki cieplnej zależy trwałość narzędzia, jego dokładność i częstość ostrzenia.

Najodpowiedniejszymi będą tutaj stale szybko tnące kobaltowe o orientacyjnej zawartości składników: 0,75% C, 4 ÷ 4,5% Cr, 17 ÷ 19% W, 0,5 ÷ 0,8% Mo, 1,2 ÷ 1,6% V, 5 ÷ 6% Co. Stale kobaltowe wymagają jednak dobrego opanowania procesu hartowania. Nieumiejętne przeprowadzenie obróbki cieplnej nie daje wymaganej twardości, a ponadto stal wykazuje drobne pęknięcia powierzchniowe, wzdłuż których narzędzie potem kruszy się.

Dobre wyniki dawała przed wojną stal kobaltowa produkcji krajowej „Unikat” oraz stale takie, jak „Star xxx” i „Mr xxx”.

Literatura radziecka⁷⁾ zaleca następujące dwa gatunki stali wysokostopowej i jeden gatunek niskostopowej, jako nadających się na noże *Fellowsa*: 1) 0,7 ÷ 0,8% C, mniej niż 0,4% Mn, mniej niż 0,4% Si, mniej niż 0,03% S i P oddzielnie wzięwszy, 17,5 ÷ 19% W,

1 ÷ 1,4% V, 3,8 ÷ 4,6% Cr, mniej niż 0,2% Ni, 0,3% Mo.

2) 0,66 ÷ 0,78% C, mniej niż 0,4% Mn, mniej niż 0,4% Si, mniej niż 0,03% S i P oddzielnie wzięwszy, 17 ÷ 18,5% W, 0,5 ÷ 0,6% V, 3,8 ÷ 4,6% Cr, mniej niż 0,2% Ni, 0,3% Mo.

3) Ok. 1% C, mniej niż 0,4% Mn, mniej niż 0,4% Si, ok. 4% Cr, ok. 3% W, ok. 2% V, ok. 4% Mo, mniej niż 0,03% S i P oddzielnie wzięwszy.

B. Sposób wykonywania noży Fellowsa metodą Simonsa.

1. Przebieg wykonania narzędzia objaśnimy na przykładzie.

Przykład: Wykonać 2 noże *Fellowsa* 4", wykańczaki, niekorygowane w przekroju teoretycznym o następujących danych: $m=2,5$, $z=40$, $\alpha=20^\circ$.

Zakładamy: $\gamma=5^\circ$, $\vartheta=6^\circ$, $c=5$ mm.

Obliczamy:

Kąt boczny przyłożenia β ze wzoru [3]:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \beta &= \frac{\operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \vartheta}{1 - \operatorname{tg} \vartheta \cdot \operatorname{tg} \gamma} = \frac{\operatorname{tg} 20^\circ \cdot \operatorname{tg} 6^\circ}{1 - \operatorname{tg} 6^\circ \cdot \operatorname{tg} 5^\circ} \\ \beta &= 2^\circ 12' 46'' \end{aligned}$$

Czołowy kąt przyporu α_r z wzoru [2]:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha_r &= \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma = \\ &= \operatorname{tg} 20^\circ + \operatorname{tg} 2^\circ 12' 46'' \cdot \operatorname{tg} 5^\circ \\ \alpha_r &= 20^\circ 10' 30'' \end{aligned}$$

Normalny kąt przyporu ze wzoru [8]:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha_{rn} &= \operatorname{tg} \alpha_r \cos \beta = \\ &= \operatorname{tg} 20^\circ 10' 30'' \cos 2^\circ 12' 46'' \\ \alpha_{rn} &= 20^\circ 9' 40'' \end{aligned}$$

Moduł normalny z wzoru [7]:

$$\begin{aligned} m_n &= m \cdot \cos \beta = 2,5 \cdot \cos 2^\circ 12' 46'' \\ m_n &= 2,49835 \text{ mm} \end{aligned}$$

Kąt skreću stojaka i kulisy szlifierki β_s z wzoru [6]:

$$\begin{aligned} \sin \beta_s &= \sin \beta \frac{\cos \alpha_{rn}}{\cos 15^\circ} = \sin 2^\circ 12' 46'' \cdot \frac{\cos 20^\circ 9' 40''}{\cos 15^\circ} \\ \beta_s &= 2^\circ 9' 2'' \end{aligned}$$

Średnica rolki szlifierki *Maaga* z wzoru [5]:

$$\begin{aligned} D_r &= z \cdot m_n \frac{\cos \alpha_{rn}}{\cos \beta_s \cdot \cos 15^\circ} - s = \\ &= 40 \cdot 2,49835 \cdot \frac{\cos 20^\circ 9' 40''}{\cos 2^\circ 9' 2'' \cdot \cos 15^\circ} - 0,3 \\ D_r &= 96,8805 \text{ mm} \cong 96,89^{-0,01} \end{aligned}$$

Średnica wierzchołków w płaszczyźnie czołowej noża z wzoru [13]:

$$\begin{aligned} D_w &= m \cdot z + 2,5 \cdot m + 2 \cdot c \cdot \operatorname{tg} \vartheta = \\ &= 2,5 \cdot 40 + 2,5 \cdot 2,5 + 2 \cdot 5 \cdot \operatorname{tg} 6^\circ \\ D_w &= 107,3 \text{ mm} \end{aligned}$$

⁷⁾ S. S. Czetwierikow: „Mietalłorieżuszczyje Instrumenty”, Moskwa 1946.

Srednica dna wrębów (koła stóp) z wzoru [15]:

$$D_s = m \cdot z - 2,5 \cdot m - 2 \cdot c \cdot \operatorname{tg} \vartheta - 0,5 = 2,5 \cdot 40 - 2,5 \cdot 2,5 - 2 \cdot 5 \cdot \operatorname{tg} 6^\circ - 0,5$$

$$D_s = 92,2 \text{ mm}$$

Wymiar M przez 5 zębów (ilość wrębów $n=4$) dla $\gamma=0$ z wzoru [16]:

$$M = 34,984 \text{ mm (dla } l_0 = 0,08)$$

Wymiar M' dla $\gamma=5^\circ$ z wzoru [19]:

$$M' = M - 2 \Delta g_1$$

Δg_1 z wzoru [18]:

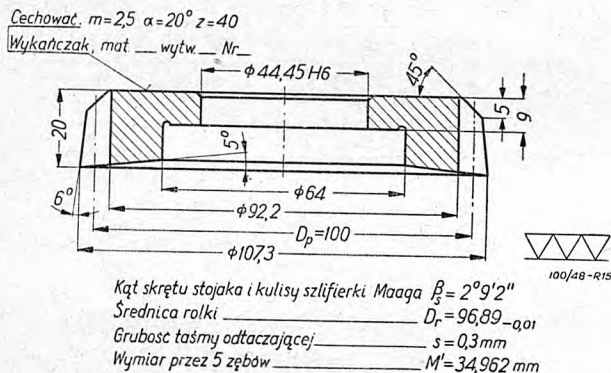
$$\Delta g_1 = (1,25 \cdot m + c \cdot \operatorname{tg} \vartheta) \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma = (1,25 \cdot 2,5 + 5 \cdot \operatorname{tg} 6^\circ) \cdot \operatorname{tg} 2^\circ 12' 46'' \cdot \operatorname{tg} 5^\circ$$

$$\Delta g_1 = 0,01095 \cong 0,011 \text{ mm}$$

więc:

$$M' = 34,984 - 2 \cdot 0,011 = 34,962 \text{ mm}$$

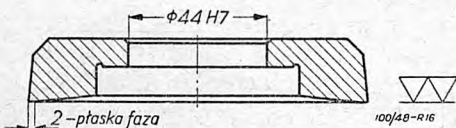
Obliczone wymiary wystarczają do wykonania noża, którego warsztatowy rysunek widzimy na rys. 15.



Rys. 15. Warsztatowy rysunek noża Fellowsa wg metody Simonsa: $m=2,5$; $\alpha=20^\circ$; $z=40$; Wykańczak.

2. Plan operacyjny.

Plan operacyjny przewiduje wykonanie dwóch noży jednocześnie, ponieważ w ten sposób obróbka jest znacznie tańsza. Dwie najkosztowniejsze operacje, mianowicie struganie i szlifowanie zębów przeprowadzamy równocześnie dla dwóch noży, przez co koszt ich wykonania jest prawie o połowę mniejszy. Równocześnie przy najdłuższej operacji — szlifowaniu zębów noży — wykorzy-



Rys. 16. Nóż Fellowsa syst. Simonsa po operacji toczenia.

stujemy w ten sposób obydwie tarcze szlifierki Maaga (rys. 8). W rezultacie koszt wykonania pojedynczego noża Fellowsa syst. Simonsa jest znacznie niższy, niż koszt wy-

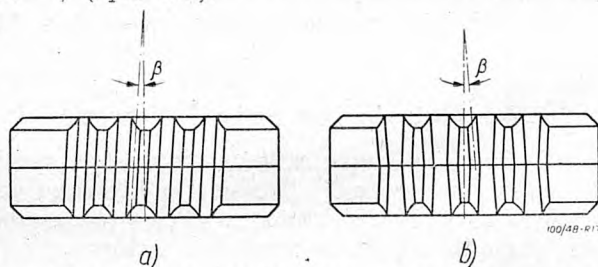
konania takiego samego noża syst. Reinckera, który musi być szlifowany pojedynczo i nacinanie zębów musi się również tutaj odbywać w odniesieniu do jednej sztuki.

Operacja 1. Z materiału $\varnothing 110$ mm uciąć na pile 2 krążki $\varnothing 110 \times 22$ mm.

Operacja 2. Toczyć noże z nadmiarem 0,3 mm pod szlifowanie, zostawiając na czole płaską fazę 2 mm, jak wskazuje rys. 16.

Operacja 3. Zamocować 2 noże razem płaskimi fazami do siebie na strugance Sunderlanda (dłutownicy Maaga, frezarcze Pfautera) i strugać (dłutować, frezować) zęby z nadmiarem 0,2 mm na stronę pod szlifowanie. Operację tę przeprowadza się w dwóch zakładaniach:

1. zakładanie: nacinać zęby w dwóch nożach jednocześnie, tak jakby to było koło śrubowe prawe o kącie pochylenia $\beta = 2^\circ 12' 46''$ (rys. 17a).



Rys. 17. Struganie (dłutowanie, frezowanie szlifowanie) dwóch noży Fellowsa syst. Simonsa a) I zakładanie: wykonanie powierzchni śrubowych prawych o kącie pochylenia β b) II zakładanie: wykonanie powierzchni śrubowych lewych.

2. zakładanie: nacinać zęby w dwóch nożach jednocześnie tak, jakby to było koło zębate o zębach śrubowych lewych również o kącie pochylenia linii śrubowej zęba $\beta = 2^\circ 12' 46''$. Ustawić obrabiane noże i narzędzie tak, ażeby zębatka (frez) trafiała dokładnie w poprzednio nacięte wręby (luki międzyzębne) w miejscu, gdzie dwa noże stykają się z sobą. (Patrz rys. 17b).

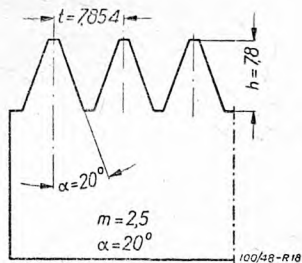
Przy omawianiu operacji 3 należy zauważyć, że do strugania lub dłutowania (frezowania) zębów należy użyć specjalnego narzędzia — zębatki (freza ślimakowego), której zęby są wyższe od normalnych, ponieważ zęby noża Fellowsa we wszystkich przekrojach użytecznych, a szczególnie w płaszczyźnie czołowej (jeśli chodzi o nóż syst. Simonsa) są — jak nam wiadomo — wyższe od zębów normalnego koła zębatego o tym samym module. W naszym przypadku wysokość zęba wykonywanego noża w płaszczyźnie czołowej wynosi:

$$h_1 = \frac{D_{w_1} - D_s}{2} = \frac{107,3 - 92,2}{2} = 7,55 \text{ mm.}$$

⁵⁾ W praktyce wystarczy naciąć pod kątem $\beta = 2^\circ$, ponieważ nadmiar na szlifowanie pozwoli nam podczas operacji szlifowania zębów uzyskać właściwy kąt β .

Dodając do tego 0,25 mm na przejście narzędzia-zębatki (freza ślimakowego), czyli uwzględniając luz wierzchołkowy między wierzchołkami zębów nacinanych noży i nacinającym narzędziem, otrzymamy wysokość zęba zębatki 7,8 mm (rys. 18).

Wykonywanie specjalnych narzędzi-zębatek lub frezów ślimakowych jest jednak bardzo kosztowne i opłaca się tylko przy masowej lub seryjnej produkcji noży *Fellowsa*. Przy sporadycznej produkcji po kilka sztuk można używać normalnych narzędzi, a później pogłębić luki międzyzębne piłką tarczową na frezarce uniwersalnej przy użyciu podzielnicy. Należy jednak uważać, ażeby piłka miała odpowiednią szerokość i ażeby nie kaleczyła boków zębów noży, gdyż później mogłyby one „nie wydać” przy szlifowaniu. Pogłębianie piłką należy wykonywać również w dwóch nożach jednocześnie i w dwóch zakładaniach, przygotowując frezarkę raz jak do frezowania koła zębatego o zębach śrubowych prawych raz znów — lewych.



Rys. 18. Narzędzie — zębatka do wykonania noża *Fellowsa* $m = 2,5$; $\alpha = 20^\circ$.

Operacja 4. Usunąć zadziory.

Operacja 5. Hartować i odpuścić. Twardość ≥ 62 Rc.

Operacja 6. Opiaškować drobnym piaskiem.

Operacja 7. Na szlifierce do płaszczyzn zabielić płaszczyzny oporowe noży (płaszczyzny przeciwległe do stożkowych powierzchni czołowych).

Operacja 8. Zamocować nóż na szlifierce do otworów w uchwycie magnetycznym okrągłym i szlifować otwór $\varnothing 44,45$ H6 oraz zabielić płaszczyznę pod nakrętkę i fazę 2 mm w płaszczyźnie czołowej noża (rys. 19).

Operacja 9. Zamocować na trzpieniu szlifierskim 2 noże i szlifować wierzchołki zębów noży (rys. 20).

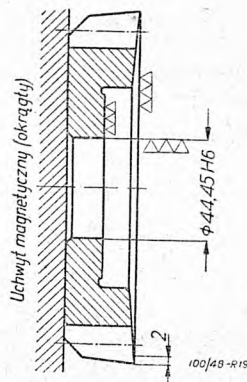
Operacja 10. Zamocować na tulejce i trzpieniu 2 noże i szlifować zęby na szlifierce *Maaga* do kół zębatych śrubowych w dwóch zakładaniach na wymiar $M' = 34,962$ mm przez 5 zębów.

1. zakładanie: szlifować zęby w dwóch nożach jednocześnie tak, jakby to było koło zębate śrubowe o zębach prawych i o kącie pochylenia linii śrubowej zęba $\beta = 2^\circ 12' 46''$. Patrz rys. 8 i 17a.

2. zakładanie: szlifować zęby w dwóch nożach jednocześnie tak, jakby to było koło zębate o zębach śrubowych lewych i o kącie pochylenia linii śrubowej zęba $\beta = 2^\circ 12' 46''$. Patrz rys. 8 i 17b.

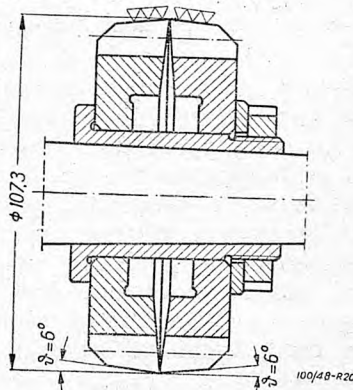
Uwaga: użyć rolki o średnicy $D_r = 96,89$ mm i taśm do odtaczania o grubości $s = 0,3$ mm. Kąt skreśtu stojaka szlifierki i kulisy $\beta_s = 2^\circ 9' 2''$.

Szlifowanie winno odbywać się w ten sposób, że najpierw w 1 zakładaniu zdzieramy i wygładzamy, zważając, ażeby z całkowitego nadmiaru na wymiarze M' zebrać tylko połowę, a resztę zostawić do szlifowania w 2-im zakładaniu, w którym również zdzieramy i wygładzamy bezpośrednio po sobie.



Rys. 19. Szlifowanie otw. średn. 44,45 H6 płaszczyzny oporowej pod nakrętkę i płaskiej fazy 2 mm.

Szlifowanie zgrubne prowadzimy energicznie na dużych posuwach i dużej ilości wahnięć na minutę, zostawiając na właściwe szlifowanie nadmiar ok. 0,03 mm na stronę i uważając, ażeby zbyt nie „przypalić” szlifowanych powierzchni. Powierzchnie przypalone mają bowiem znacznie mniejszą twardość i w tych miejscach krawędzie tnące noża będą się szybko tępiły.

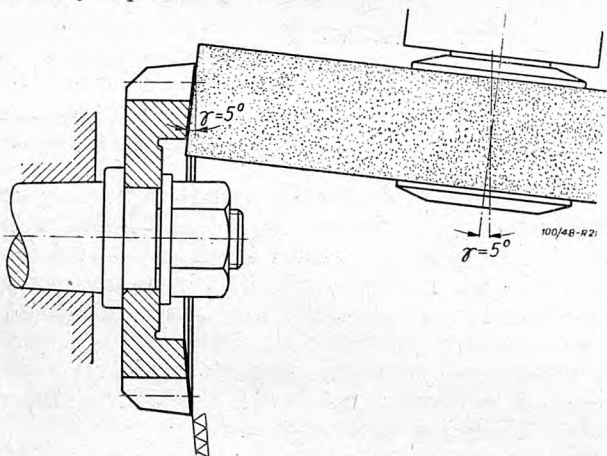


Rys. 20. Szlifowanie wierzchołków zębów w dwóch nożach *Fellowsa* jednocześnie.

W dalszym ciągu zmniejszamy posuw i ilości wahnięć na min. aż do chwili, gdy na grubości zęba pozostaje jeszcze nadmiar

maksimum 0,01 mm na stronę. Od tej chwili prowadzimy szlifowanie wykańczające, czyli gładzenie.

Gładzenie należy prowadzić na najmniejszych posuwach, jakie posiada szlifierka i bardzo dbać o staranne wykończenie powierzchni szlifowanych. Przy użyciu odpowiednich tarcz szlifierskich (najlepsze okazały się w praktyce także K 60 lub K 80) otrzymana powierzchnia jest wystarczająco gładka, a delikatny szlif krzyżowy (t.zw. z angielska „criss cross”) nie przeszkadza w pracy narzędzia, ani w gładkości obrabianych powierzchni. Wprost przeciwnie — jest on dowodem dobrego ustawienia szlifierki i poprawnego przebiegu procesu szlifowania. To też należy starać się o to, ażeby szlif krzyżowy wystąpił wyraźnie i miał prawidłowy wygląd (porównać z kołem wznosowym szlifowanym na szlifierce *Maaga*). Jeśli szlif krzyżowy nie występuje lub ma nieprawidłowy wygląd, należy go poprawić przez odpowiednie przekręcenie klinowych pierścieni pod wrzeciennikami tarcz szlifierskich. W czasie pracy noża szlif krzyżowy przyciera się przy krawędziach tnących zębów i nie zostawia śladów na obrabianych powierzchniach kół zębatych.



Rys. 21. Ostrzenie noża *Fellowsa*.

Przy seryjnej lub masowej produkcji noży *Fellowsa* można szlifowanie zdzierające przeprowadzić na całej partii noży tarczami szlifierskimi o grubszym ziarnie np. K 40, a szlifowanie właściwe i gładzenie przy użyciu tarcz o drobniejszym ziarnie np. K 80 lub K 120. Zwiększa to gładkość szlifowanych powierzchni, ale równocześnie jest ryzykowne ze względu na znaczne trudności przy ponownym dokładnym ustawieniu noży na szlifierce.

Ustawienie noży na szlifierce powinno być bardzo staranne, ażeby zapewnić równomierne podział nadmiaru na szlifowanie pomiędzy oba zakładania. Jeśli bowiem okaże się, że wskutek niestarannego ustawienia lub spazczenia po obróbce cieplnej noże „nie wyda-

ją” i na ewolwentowych powierzchniach szlifowanych pozostały ciemne, niezabielone plamy, noże takie należy wyrzucić jako braki lub przeszlifować je na odpowiednio mniejszy wymiar M' , odpowiadający żdzierakom. Noże z niezabielonymi plamami mają wadliwy profil i dają niegładką obróbkę.

Operacja 11. Zamocować pojedynczy nóż na krótkim trzpieniu na szlifierce do wałków z obrotową głowicą szlifierską i szlifować czołową powierzchnię stożkową aż do zupełnego zaniku płaskiej fazy 2 mm (patrz rys. 21).

Przy omawianiu operacji 11 należy zwrócić uwagę, że dopiero po tej operacji nóż powinien posiadać na 5 zębach wymiar $M' = 34,962$ mm. Ponieważ jednak trudno jest ściśle ustalić jakie są nadmiary na szlifowanie na stożkowej powierzchni czołowej po operacji toczenia noży, wymiar M' staramy się uzyskać już na szlifierce *Maaga*. Jeśli nadmiar wynosi dokładnie 0,3 mm — to popełniony błąd nie przekracza 0,001 mm, co nie ma praktycznego znaczenia.

Operacja 12. Znaczyć nóż na płaszczyźnie odporowej przez trawienie ($m=2,5$; $z=40$; $\alpha=20^\circ$; znak wytwórni; cecha materiału; nr noża).

C. Sposób wykonywania noży *Fellowsa* metodą *Reineckera*.

1. Obliczając ten sam nóż o $m=2,5$; $z=40$; $\alpha=20^\circ$ dla wykonania go metodą *Reineckera*, stwierdzamy, że wszystkie wymiary potrzebne do wykonania noża są te same, co dla metody *Simonsa* z wyjątkiem średnicy dna wrębów D_{s1} w płaszczyźnie czołowej 1—1 dla $\gamma > 0$ i średnicy rolki do odtaczania D_r dla szlifierki *Maaga*.

Średnicę wrębów D_{s1}' w płaszczyźnie czołowej noża 1—1 dla $\gamma > 0$ obliczamy z wzoru [23]

$$D_{s1}' = D_{s1} - \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \vartheta (D_{w1} - D_{s1})$$

gdzie:

$D_{w1} = 107,3$ mm a D_{s1} pozwala nam obliczyć wzór [22]:

$$D_{s1} = m \cdot z - 2,5 \cdot m - 0,5 + 2 \cdot c \cdot \operatorname{tg} \vartheta = 94,3 \text{ mm}$$

więc:

$$D_{s1}' = 94,3 - \operatorname{tg} 5^\circ \operatorname{tg} 6^\circ (107,3 - 94,3) = 94,2 \text{ mm}$$

Średnicę rolki obliczamy z wzoru [24]:

$$D_r = m \cdot z \frac{\cos \alpha_r}{\cos 15^\circ} - s = 2,5 \cdot 40 \cdot \frac{\cos 20^\circ 10' 30''}{\cos 15^\circ} - 0,3$$

$$D_r = 96,876 = 96,88^{-0,01} \text{ mm}$$

Widzimy więc, że praktycznie biorąc, możemy użyć tej samej rolki dla jednej i drugiej metody.

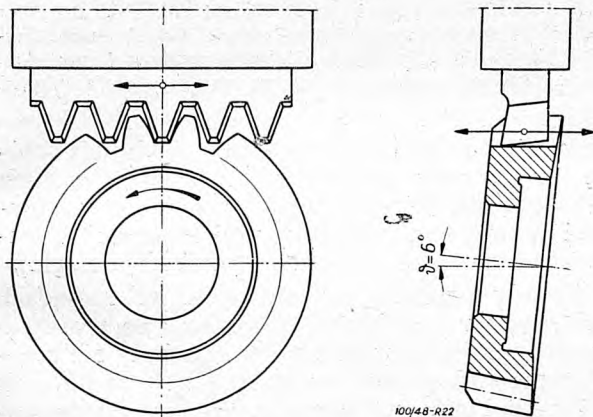
2. Plan operacyjny.

Noże systemu *Reineckera* należy wykonywać pojedynczo, gdyż oprócz operacji 9, tj. szlifowania płaszczyzn oporowych i wierzchołków zębów (i takich operacji, jak hartowanie, piaskowanie i szlifowanie na płasko), innych operacji nie można wykonać w dwóch nożach jednocześnie. Dlatego też rezygnujemy z płaskiej fazy 2 mm w płaszczyźnie czołowej noża, która nam tutaj nie będzie potrzebna. Jest to oczywiście ujemna strona tej metody, ponieważ pojedyncze wytwarzanie jest droższe.

Plan operacyjny w ogólnym zarysie jest podobny do poprzedniego. Zmieni się tylko sposób wykonania oper. 3 (struganie zębów) i oper. 10 (szlifowanie zębów na szlifierce *Maaga*). Dlatego też nie będziemy omawiać wszystkich operacji kolejno od początku, a tylko dwie wymienione.

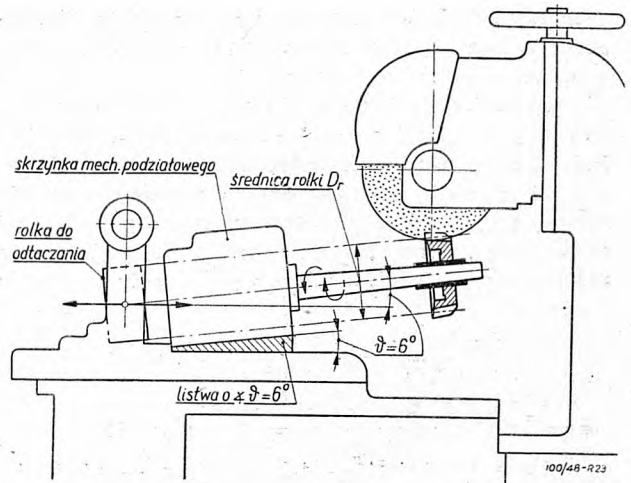
Operacja 3. (Struganie zębów). Zamocować nóż na strugarce *Sunderlanda* pod kątem $\vartheta = 6^\circ$, jak wskazuje rys. 22 i strugać zęby noża z nadmiarem 0,2 mm na stronę pod szlifowanie.

Należy zaznaczyć, że operację strugania zębów w nożu syst. *Reineckera* można wykonać tylko na strugarce *Sunderlanda*. Do dłutownicy *Maaga* lub frezarki *Pfautera* należałoby dorobić dopiero specjalne urządzenie, dość kosztowne, które umożliwiłoby otrzymanie kąta $\vartheta = 6^\circ$. Urządzenie takie opłaca się tylko przy większej produkcji noży. To też noże *Fellowsa* syst. *Reineckera* mogą wykonywać tylko te warsztaty, które posiadają strugarkę *Sunderlanda*.



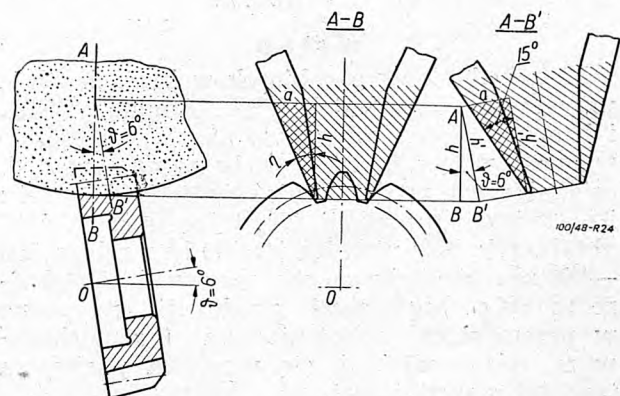
Rys. 22. Struganie zębów noża *Fellowsa* typu *Reineckera* na strugarce do kół zębatach *Sunderlanda*.

Operacja 10. (Szlifowanie zębów na szlifierce *Maaga*). Zamocować nóż na tulejce i trzpieniu od szlifierki *Maaga*, specjalnie dostosowanej do uzyskania kąta $\vartheta = 6^\circ$, jak pokazuje rys. 10 i 23, i szlifować zęby na wymiar $M' = 34,962$ mm (dokonując pomiaru przez 5 zębów).



Rys. 23. Przeróbka szlifierki *Maaga* do kół zębatach o zębach prostych do szlifowania noży *Fellowsa* systemu *Reineckera*.

Przeróbka szlifierki *Maaga* polega na podłożeniu pod skrzynkę urządzenia podziałowego listwy dokładnie oszlifowanej pod kątem 6° . W ten sposób oś urządzenia podziałowego z kłem i zabierakiem przybiera pozycję nachyloną do poziomu pod kątem 6° . Kieł, podpierający trzpień szlifierski z drugiej strony winien być również odpowiednio przesunięty i wykonany, jako kieł kulisty. Jest to o tyle trudne do wykonania, że należy dorobić nową oprawę do przesuniętego kła, a wówczas ogranicza ona wzdłużny przesuw tarcz szlifierskich. To też lepiej stosować jest drugie rozwiązanie, w którym usuwa się zupełnie omawiany kieł wraz z jego oprawą, a odpowiednio wykonany trzpień szlifierski centruje się w otworze kła urządzenia podziałowego i przymocowuje do tarczki zabierakowej tego urządzenia. Nie trzeba dodawać, że cała przeróbka powinna być wykonana jak najstaranniej, gdyż od tego będzie zależała dokładność operacji szlifowania zębów noża.



Rys. 24. Poprawka kąta ustawienia tarcz szlifierskich przy szlifowaniu noża *Fellowsa* typu *Reineckera* na szlifierce *Maaga*.

Zaleca się użyć do przeróbki szlifierkę *Maaga* do szlifowania kół zębatach o zębach prostych, biorąc pod uwagę, że po przeróbce można na niej szlifować już tylko noże *Fellowsa*.

Należy zwrócić uwagę, że przy metodzie *Reineckera* winna być przeprowadzona poprawka kąta ustawienia tarcz szlifierskich, które w płaszczyźnie prostopadłej do osi kłów szlifierki (przed przeróbką) tworzą ząb zębatki o kącie przyporu 15° . W metodzie *Reineckera* tarcze szlifierskie powinny tworzyć ząb zębatki o kącie 15° w przekroju nachylonym do poprzedniego o kąt $\vartheta = 6^\circ$ (prostopadłym do osi szlifowanego noża). Wobec tego kąt η , pod którym należy ustawić każdą z tarcz wyznaczmy z rys. 24:

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{a}{h}; a = h' \operatorname{tg} 15^\circ; h' = \frac{h}{\cos \vartheta}$$

więc

$$a = h \cdot \frac{\operatorname{tg} 15^\circ}{\cos \vartheta}; \operatorname{tg} \eta = \frac{\operatorname{tg} 15^\circ}{\cos \vartheta} = \frac{\operatorname{tg} 15^\circ}{\cos 6^\circ}; \eta = 15^\circ 4' 44''$$

Różnica $4'44''$ jest — jak widzimy — niewielka i praktycznie może być nie uwzględniana, zwłaszcza przy wykonywaniu noży zdzieraków, od których nie wymaga się specjalnej dokładności.

Noże *Fellowsa* zdzieraki, które służą do wstępnego, zgrubnego dłutowania kół zębatych o większych modułach lub do dłutowania kół zębatych z nadmiarem pod późniejsze szlifowanie, wykonujemy zupełnie tak samo, jak noże wykańczaki, szlifując je jednak na wymiar M' mniejszy o taką wartość, jaką ma wynosić nadmiar pod szlifowanie w dłutowanych kołach zębatych lub nadmiar na wykończenie przy dłutowaniu wstępnym.

Nie trzeba dodawać, że noże dzwonowe, jak również noże do użębień wewnętrznych wykonamy w sposób identyczny do metod wyżej opisanych. Należy tylko jeszcze raz z naciskiem podkreślić, że na szlifierkach *Maaga* ze względu na ograniczoną minimalną średnicę rolki do odtaczania nie można wykonywać noży *Fellowsa* o średnicy podziałowej $D_p < 35$ mm, jak również noży niekorygowanych w przekroju teoretycznym o ilości zębów mniejszej od granicznej (patrz tab. III). W takich wypadkach szlifierki *Maaga* muszą być zastąpione przez szlifierki specjalne.

LITERATURA

Buckingham Earle, Olah Georg „Stirnräder mit geraden Zähnen“.

Buckingham Earle „Manuel for gear design“ — 3 tomy.

DIN-Normen 867—870 i 1825—1829.

Mierzewski Czesław, inż. „Obróbka kół zębatych metodą *Fellowsa*“, „Mechanik“ 4—5/47.

Ochęduszek Kazimierz, inż. „Koła zębate w zarysie“, tom. I. Konstrukcja.

Pfauter Herman „Pfauter Hobbing“ w jęz. ang.

„Stanki i instrument“ 1/1936, str. 15.

Instrukcja obsługi szlifierki *Maaga*.

Projekt normy instrukcyjnej PN/N—679 (w opracowaniu).

Metoda produkcji ciągłej w budowie obrabiarek

Inż.-mech. JAN JUCHIMOWICZ

Możliwość zastosowania metod produkcji ciągłej do wyrobu obrabiarek w niedużych seriach. Metody produkcji ciągłej i ich modyfikacja dla potrzeb przemysłu obrabiarkowego. Obróbka średnich i drobnych części. Obróbka łóż tokarek. Obróbka głowic. Obróbka kół zębatych. Obróbka tulej okrągłych, pokrywki, łożysk wrzecionowych i kół pasowych. Obróbka kół do pasów klinowych. Obróbka wałków i wrzecion. Przykłady organizacji zakładów, w których zastosowano metodę produkcji ciągłej. Wnioski.

Wstęp

Metody budowy obrabiarek w krajach silnie uprzemysłowionych jak USA, Anglia, ZSRR i Niemcy przed samą wojną, a szczególnie w czasie wojny, oparte zostały na najnowszych osiągnięciach w dziedzinie obróbki, montażu i organizacji produkcji. Nie tylko duże fabryki obrabiarek, lecz również i zakłady z załogą 200—300 pracowników zaczęły wprowadzać niektóre metody organizacji produkcji stosowane w przemysłach zbrojeniowym i samochodowym, odznaczających się wysokim poziomem techniki warsztatowej.

Jak wiadomo, w przemysłach tych stosuje się metodę **produkcji ciągłej**, polegającej na odpowiednim podziale operacji obróbkowych i montażowych oraz synchronizacji maszyn i urządzeń tak, aby stworzyć nieprzerywany, ciągły potok gotowych części skierowanych do montażu, który również pracuje metodą ciągłego potoku. Przed przemysłem obrabiarkowym stoi

zagadnienie opracowania zasad produkcji, które nawet przy stosunkowo niedużych seriach (50—200 szt. miesięcznie), pozwala wykorzystać osiągnięcie techniki przemysłowej i elementy organizacyjne metod produkcji ciągłej.

Zasady produkcji, wzorowane na metodach przemysłów o produkcji masowej, po wprowadzeniu pewnych modyfikacji, spotkały się z dużym powodzeniem w produkcji obrabiarek i z pewnością znajdują coraz szersze zastosowanie. Przy istniejącym dążeniu, w szczególności w krajach o planowej gospodarce, do unifikacji zbliżonych typów obrabiarek i ich zespołów, niektóre z nich będą wykonywane w znacznych ilościach. Trzeba zaznaczyć jednak, że nawet w stosunku do tych najbardziej potrzebnych i zunifikowanych typów obrabiarek może być mowa tylko o produkcji seryjnej a nie masowej, gdyż roczna ich produkcja rzadko przekroczy kilka tysięcy sztuk, gdy liczby te w przemysłach o produkcji masowej, np. samochodowej,

wym, sięgają setek tysięcy i milionów sztuk. To porównanie wskazuje na konieczność modyfikacji metod ciągłej produkcji, stosowanych w przemyśle samochodowym przy zastosowaniu ich do produkcji obrabiarek. Niniejszy artykuł ma na celu zobrazowanie zasad, na których opiera się wprowadzenie do przemysłu obrabiarkowego nowych metod wytwórczych i nowej organizacji produkcji.

Dla metod produkcji ciągłej charakterystyczne jest to, że dla kompletnej obróbki jednej lub kilku części tworzy się linie lub gniazda z kompletem wszystkich niezbędnych obrabiarek i urządzeń, np.: dla obróbki łoż, dla obróbki kół zębatach, wałków, tulejek i t. p. Obrabiarki ustawia się w kolejności operacji obróbki i zapatruje w komplet narzędzi i środków transportowo - podnośnikowych. Na liniach i gniazdach muszą być przewidziane ponad to składy półfabrykatów. Operacje są z góry przeznaczone na poszczególne obrabiarki nie tylko wg typow wymiarów, lecz i wg numerów inwentaryzacyjnych. Linie obróbki projektuje się na podstawie taktu produkcji. **Taktem produkcji** nazywamy odstęp czasu między wykonaniem 2 kolejnych gotowych przedmiotów.

Taktem linii nazwiemy odstęp czasu między wykonaniem 2 kolejnych części. Czas poszczególnych operacji znacznie różni się między sobą i wynosi od kilku do kilkudziesięciu, a nawet kilkuset minut. Takt produkcji musi być zsynchronizowany z taktem linii względnie powinien być jego wielokrotnością.

Należy zwrócić uwagę na zasadnicze różnice metod stosowanych do ciągłej produkcji obrabiarek w przeciwstawieniu do metod produkcji ciągłej w przemyśle motoryzacyjnym. Takt produkcji w przemyśle samochodowym wynosi 5—15 min., a w obrabiarkowym 40—300 minut. Dla tego też tylko dla głównych części wymagających dużej ilości pracy jak łoża, wrzecienniki, wrzeciono, śruby pociągowe mogą być zaprojektowane samodzielne linie obróbki o przeznaczeniu jednocelowym. Dla innych części muszą być projektowane linie przystosowane do obróbki kilku części podobnych do siebie wykonywanych na jednej linii, kolejno przerabianej. A więc pierwszą właściwością charakterystyczną metod produkcji ciągłej w budowie obrabiarek jest zasada **zmiennych linii obróbkowych**. Oczywiście metoda ta wymaga właściwego doboru obrabiarek, gdyż muszą one pozwalać na łatwą wymianę narzędzi i przyrządów, a obrabiarki o ciągłym cyklu pracy, jak np. półautomaty wielowrzecionowe, powinny dawać się łatwo przestawiać na zmienioną produkcję (konstrukcje bezkrzywkowe). Należy jednak podkreślić, że w wypadkach, gdy takt linii przekracza 60 minut już się przeważnie nie opłaca stosować obróbki na liniach lecz stosuje się produkcję seryjną w odpowiednich gniazdach obróbkowych.

Warunkiem dobrze zaprojektowanej linii o zmiennej obróbce jest krótki czas potrzebny

na przystosowanie do obróbki kolejnych części. Dla większych części, jak zamek, skrzynka posuwów i tp. trudno uzgodnić obróbkę na tych samych obrabiarkach. Dla takich części stosuje się linie obróbki wyposażone w obrabiarki, pozwalające stosować **zasadę jednoczesnej obróbki kilku płaszczyzn**, polegającej na tym, że kilka operacji wykonywanych jest jednocześnie bez jakiegokolwiek zmiany narzędzi, czy urządzeń a jedynie tylko przez odpowiednie ustawienie i zamocowanie przedmiotów obrabianych.

Metoda obróbki jednoczesnej, najczęściej jest stosowana na frezarkach wielowrzecionowych. Na stole frezarki ustawionych jest kilka uchwytów, odpowiadających kolejnym płaszczyznom obrabianym (operacjom). W czasie jednego cyklu roboczego wykonane są jednocześnie wszystkie operacje, po czym przedmiot obrabiany z uchwytu pierwszego przenoszony jest do 2-go, z 2-go do 3-go i td., aż wreszcie zdejmuje się go ze stanowiska ostatniego. Przedmiot nieobrobiony zakłada się zawsze na stanowisko pierwsze.

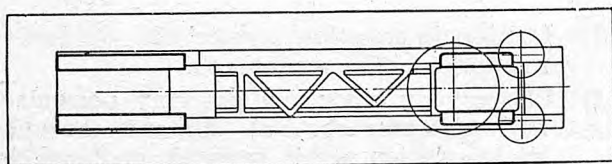
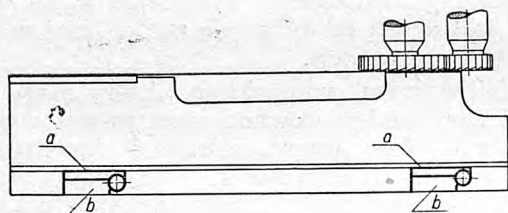
Zasada jednoczesnego wykonania kilku operacji jest **drugą modyfikacją** zasadniczej metody ciągłej produkcji.

Podstawowym warunkiem, który musi być spełniony przed wprowadzeniem metod ciągłej produkcji, jest unowocześnienie konstrukcji produkowanych obrabiarek. Takie unowocześnienie pod względem technologicznym polegałoby w zasadzie na następujących wytycznych:

- 1) Unifikacja zespołów i części dla zwiększenia ilości części wspólnych.
- 2) Płaszczyzny korpusów powinny pozwalać na przelotową obróbkę dla zastosowania wielowrzecionowych frezarek podłużnych lub szlifierek do płaszczyzn.
- 3) Otwory wytaczane w korpusach nie powinny posiadać odsadzeń, stożków, wgłębień i powierzchni planowanych od strony wewnętrznej, a to celem możliwości zastosowania wielowrzecionowych zespołów wytaczarskich.
- 4) Koła zębata, sprzęgła i wałki wieloklinowe powinny, o ile można, środkować się na zewnętrznej średnicy wałków (wymaga to jednak miękkich otworów w piastach wieloklinowych, co nie zawsze jest wskazane).
- 5) Zaleca się w miarę możliwości stosować wałki gładkie z odchyłkami wg zasady stałego wałka.
- 6) Różnice średnic wałków, dla przyspieszenia obróbki na wielonożówkach powinny być możliwie małe.
- 7) Kształt kół zębatach, wałków, tulejek, sprzęgieł i td. powinien być możliwie prosty i nadający się do obróbki na rewolwerówkach i wielonożówkach.
- 8) Konstrukcja odlewów powinna umożliwiać formowanie maszynowe.

- 9) Cały szereg części powinien być tak konstruowany, aby można je było prasować lub odkuwać w foremnikach.
- 10) Koła zębate należy wykonywać ze stali do ulepszenia ze względu na możliwość hartowania prądem o wysokiej częstotliwości.
- 11) Części takie, jak dźwignie, zderzaki i td. należy wykonywać z żeliwa ciągliwego, zamiast odkuwanych.
- 12) Niektóre żeliwne odlewy dla zmniejszenia naddatku na obróbkę odlewać w kokilach.
- 13) Tuleje łożyskowe i inne podobne wykonywać jako odlewy odśrodkowe.
- 14) Poddać rewizji wymiary i tolerancje części, dla zapewnienia możliwie największej zamienności części na montażu.

Projekt wprowadzenia metody produkcji ciągłej powinien być opracowany na podstawie rozmiarów produkcji oraz produkowanych obrabiarek. Stosowanie metod ciągłej produkcji w ZSRR i w Niemczech zobrazują przykłady zaczerpnięte z literatury technicznej.



Rys. 1. Frezowanie dolnej powierzchni łoża, *a* — płytki odchylnie równe grubości naddatku na obróbkę *b* — bazy stałe.

I. Przykłady obróbki części obrabiarkowych w liniach obróbkowych¹⁾

1. Obróbka łoż tokarek.

Jako przykład zostanie rozpatrzona obróbka łoż tokarek DIP—200, która opracowana została dla dwu wariantów: *a*) produkcja 500 szt. miesięcznie t. zn. 6000 szt. rocznie, przy czym takt produkcji wynosi 40—50 min, *b*) produkcja 100 szt. miesięcznie (1200 szt. rocznie) z taktom 240 min.

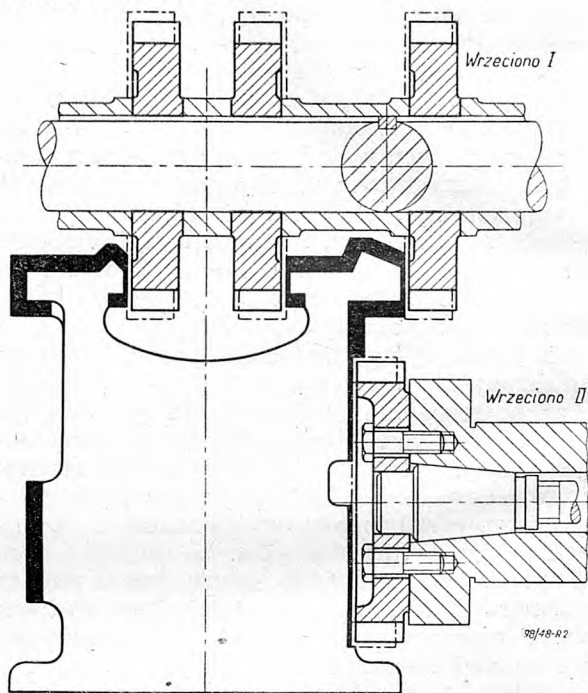
Jakkolwiek w naszych warunkach z wielką trudnością udało się w nielicznych wypadkach osiągnąć ilości produkowanych obrabiarek zbliżone do wariantu 2-go, a produkcja w ilościach wariantu 1-go, stojąca na pograniczu produkcji masowej, jest chwilowo całkowicie nierealna, tym niemniej w dalszym ciągu zostanie w krótkości opisany również wariant 1-szy, ja-

¹⁾ Na podstawie książki **D. W. Czarnko**: Technologia potocznego prozwoztwa stankow.

ko przykład zastosowania najdalej idących w tym wypadku metod.

a) Obróbka łoż przy produkcji 500 szt. miesięcznie.

Operacja pierwsza (rys. 1) — frezowanie dolnej powierzchni łoża.

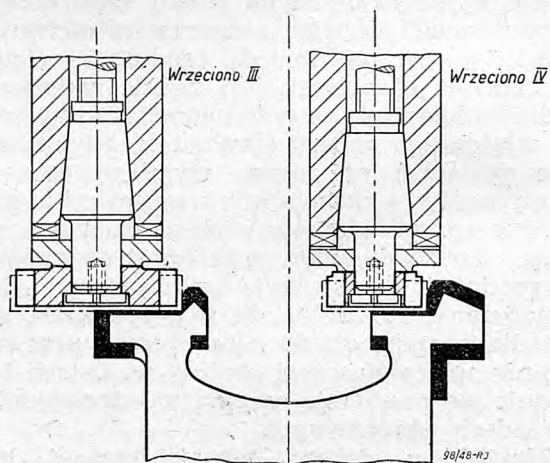


Rys. 2. Obróbka łoża.

Przy frezowaniu zgrubnym łoża stawia się nieobrobionymi prowadnicami na podstawkach *b*.

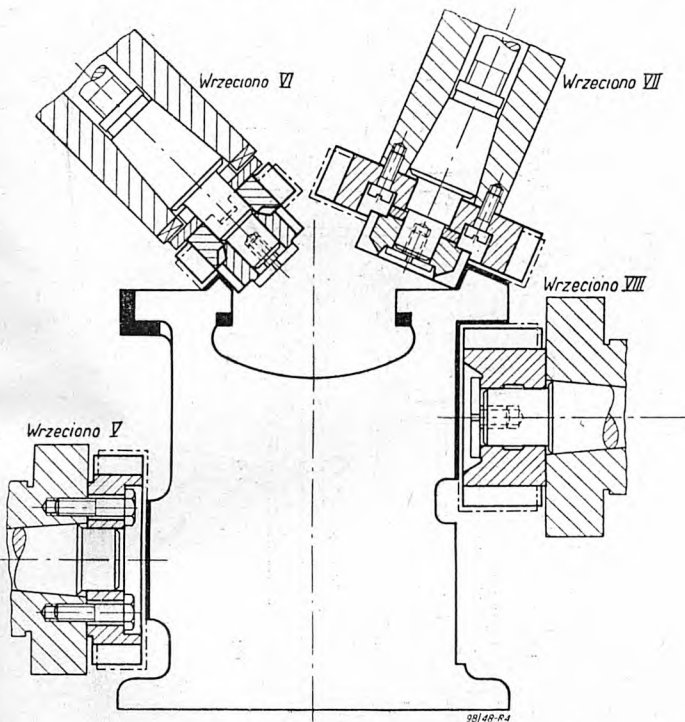
Druga operacja — zgrubne frezowanie prowadnic, wykonywa się na 9 wrzeczonowej zespołowej frezarce bramowej z 4-ma rzędami wrzeczion. Na rysunkach 2, 3, 4 i 5 przedstawione są kolejno pozycje obróbki oraz wrzeczona I — IX- tej frezarki. Do wykańczającej obróbki prowadnic stosowana jest druga taka sama frezarka.

Po frezowaniu zgrubnym łoża wraca na pierwszą frezarkę bramową, na której przeprowa-



Rys. 3. Obróbka łoża.

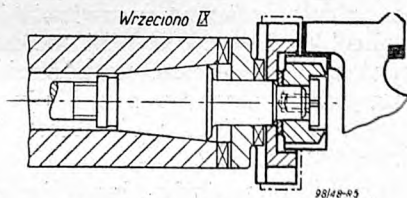
dza się frezowanie dolnej powierzchni na czysto. W tej czwartej operacji łożo ustawia się obrobionymi prowadnicami na odchylnych płytkach a (rys. 1), które zastępują warstwę zdjętą w operacji 2-giej. Na rys. 6 przedstawione są zarysy 9-wrzecionowej frezarki zastosowanej do obróbki prowadnic.



Rys. 4. Obróbka łoża.

Po frezowaniu mogą na łożu pozostać niektóre miejsca nie obrobione jak np. spód prowadnic. Obróbka tych płaszczyzn dla uniknięcia przerw w pracy wykonywa się na strugarce pojedynczo, a nie w pakiecie.

Operacja piąta — wiercenie i gwintowanie wykonywa się w przyrządzie obrotowym (wzdłuż osi łoża) na wiertarce promieniowej. Zastosowanie takiego przyrządu zmniejsza czas obróbki do 30%. Dla uniknięcia strat czasu na zamocowanie można zastosować 2 i 3 przyrządy przy jednej wiertarce.

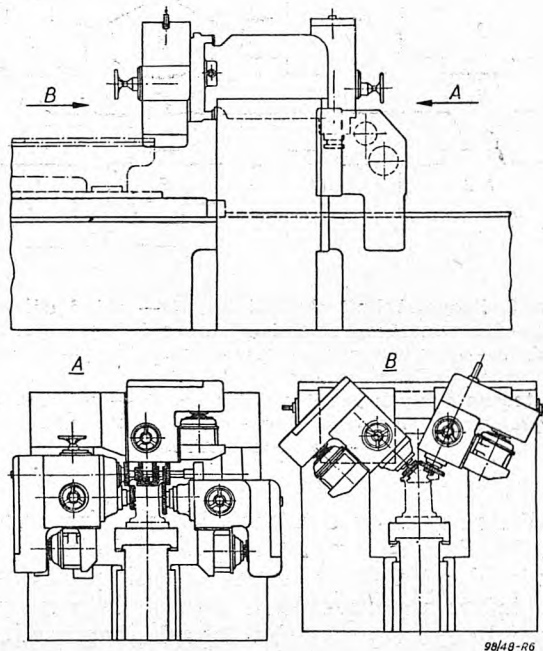


Rys. 5. Obróbka łoża.

Operacja szósta — szlifowanie prowadnic (zamiast skrobania) może być wykonana na szlifierkach typu **Billeter** (szlifowanie czołem tarczy), lub na szlifierkach typu **Matisson** — szlifowanie obwodem tarczy (rys. 7).

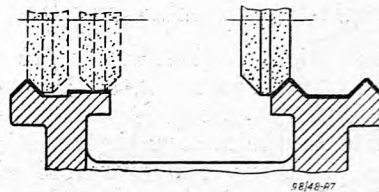
Szlifierki pracujące obwodem tarczy są znacznie wydajniejsze. Jest to wynikiem nie tyle

samemu sposobu szlifowania, lecz konstrukcji samych szlifierek, gdyż: 1) pracują one z zastosowaniem chłodzenia, 2) moc ich (15 KW) jest 5-ciokrotnie większa, w wyniku czego stosuje się głębokości szlifowania do 0,1 mm, podczas gdy na szlifierce **Billeter** maks. 0,03 mm., oraz większe szybkości podłużne 15—20 m/min. (**Billeter** tylko do 10 m/min. 0,03).



Rys. 6. Frezarka 9-wrzecionowa do obróbki prowadnic.

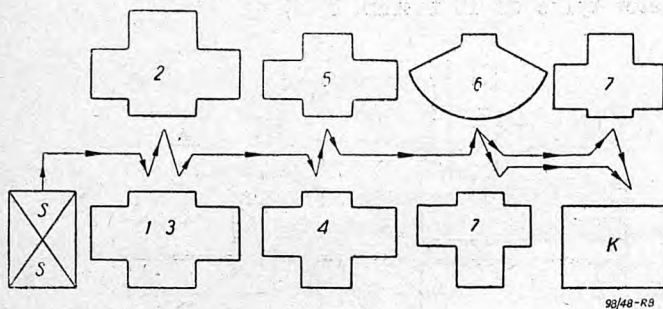
Zakres stosowania szlifowania obwodem jest ograniczony tym, że nie każdy kształt prowadnic można tym sposobem szlifować (np. prowadnice w kształcie jaskółczego ogona).



Rys. 7. Szlifowanie prowadnic obwodem tarczy.

Rys. 8 przedstawia linię obróbki łoż w wypadku pierwszego wariantu t. zn. przy produkcji ok. 500 szt. miesięcznie. Łamaną linią pokazana jest droga łoża na linii obróbki. Widzimy, że nie ma tu ruchów powrotnych. Do transportu musi być przewidziana suwnica. Okazuje się, że przy zastosowaniu obróbki metodą ciągłą przy produkcji ok. 500 szt. miesięcznie, 7 obrabiarek wysokosprawnych zastępuje 12 zwykłych. Należy tu jednak zaznaczyć, że odlewy muszą być odpowiedniej jakości: bez wad kształtów i wewnętrznych naprężeń z nadatkiem na obróbkę 8 — 12 mm, bez skaz, wymagających poprawek, bez spawania lub dodatkowej obróbki.

Stosowanie wielowrzecionowych frezarek przy serii ok. 100 szt. miesięcznie nie opłaca się, gdyż będą one obciążone tylko częściowo. Ale już przy 200 sztukach miesięcznie frezowanie łoż może być ekonomiczniejsze od strugania. Każdorazowo musi jednak być przeprowadzona kalkulacja porównawcza.



Rys. 8. Schemat linii obróbki łoż, S — skład odlewów, 1, 3 — frezowanie zgrubne i ostatecznej dolnej powierzchni, 2 — frezowanie zgrubne prowadnic, 4 — frezowanie wykańczające prowadnic, 5 — struganie zgrubne i ostateczne dolnych partii prowadnic, 6 — wiercenie w przyrządach obrotowych, 7 — szlifowanie prowadnic, K — miejsce kontroli.

W Ameryce w ostatnich latach frezowanie łoż (zamiast strugania) rozpowszechnia się coraz bardziej. Tak np. firma Gisholt produkująca ciężkie rewolwerówki frezuje łoża na frezarce bramowej wyrobu fabryki Ingersoll.

W jednej z dużych fabryk obrabiarek²⁾, wypróbowany był nowy sposób, polegający na tym, że frezowanie prowadnic na czysto wykonywa się narzędziami ze stopów spiekanych dużymi prędkościami i małymi posuwami. Powierzchnie obrabiane otrzymuje się tak gładkie, jak po szlifowaniu. Bliższych danych co do stosowania tego sposobu brak.

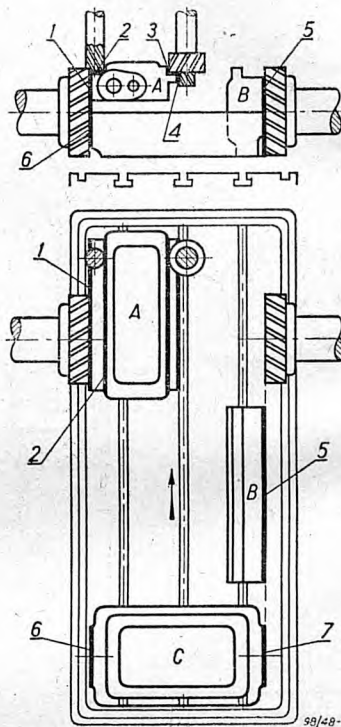
Na politechnice w Brunzwicku już w r. 1932 dokonywano prób frezowania łoż głowicami ze stopów spiekanych. Przy szybkości 70 m/min. i posuwie 75 mm/min. oraz głębokości frezowania 2 mm uzyskano chropowatość płaszczyzn nie przekraczającą 2—3 μ , (szlifowanie daje 4 — 6 μ).

Frezowanie wielowrzecionowe posiada tę ujemną stronę, że łoże znacznie się nagrzewa i odkształca, a oprócz tego również odkształca się przy zamocowaniu, które musi być bardzo silne ze względu na pracę wielu frezów. Te odkształcenia zmuszały do większych naddatków na szlifowanie, co zwiększało czas szlifowania i stawiało pod znakiem zapytania korzyści płynące z zastosowania frezowania zamiast strugania. Przy odpowiedniej jakości odlewów i konstrukcji łoża, pozwalającej na dogodne i prawidłowe zamocowanie, zastąpienie strugania wielowrzecionowym frezowaniem może być celowe.

²⁾ Iron Age z dn. 10.12.42.

2. Obróbka korpusów głowic.

Obróbka głowic i innych korpusów jak zamki, skrzynka posuwów i t. p. tokarki DIP—200 opracowana została dla produkcji ok. 500 szt. miesięcznie, czyli dla taktu 40—50 minut. Tablica I zestawia kolejność operacji oraz potrzebne do tego celu obrabiarki.



Rys. 9. Obróbka 7 powierzchni skrzynki posuwów na 4-wrzecionowej frezarce metodą łączenia operacji.

Korpusy takie mają zazwyczaj 4 do 8 płaszczyzn do frezowania, wymagających 3—4 operacji. Jeżeli zastosować 3—4 frezarki wielowrzecionowe na linii obróbki, to przy takcie 40—50 minut będą one niedostatecznie obciążone. Można ustawić 2 frezarki i wykonywać na nich wszystkie 4 operacje seriami z każdorazowym ustawieniem frezarek do odpowiedniej operacji. Sposób ten jest niedogodny, gdyż wymaga zwiększonego zapasu półfabrykatów, dużego miejsca, stratę czasu na ustawienie i przerywa ciąg obróbki. Lepsze wyniki można otrzymać, stosując **jednoczesne wykonanie kilku operacji** na jednej frezarce przez odpowiednie zamocowanie przedmiotów obrabianych, o ile na to pozwala ich kształt.

Jako przykład metody łączenia operacji przedstawiona jest na rys. 9 obróbka korpusu skrzynki posuwów. W tym wypadku połączono na czterowrzecionowej frezarce podłożnej 3 operacje A, B i C. Przedmiot obrabiany przedstawia się z pierwszego położenia A w drugie, B i wreszcie w trzecie — C. Powierzchnie obrabiane 6 i 7 skrzynki w położeniu C leżą we wspólnych płaszczyznach z powierzchniami 1 i 5 położenia A i B i obrabiane są wspólnymi głowicami.

TABLICA I

L p.	Nazwa operacji	Nazwa obrabiarki	Ilość	Uwagi
1	Szlifowanie wierzchu	Szlifierka do płaszcz.	1	Stoi nie w linii
2	Frezowanie boków	Frezarka wielowrzecionowa	2	" " "
3	" "	" "	2	" " "
4	" "	" "	2	" " "
5	Wiercenie i roztaczanie zgrubne	Agregat wielowrzecionowy	1	" " "
6	Wiercenie i roztaczanie wykańczające	" "	1	" " "
7	Wiercenie i roztaczanie otworów poprzecznych	Wiertarka promieniowa	1	W przyrządzie obrotowym
8	Diamentowanie otworów łożyskowych	Wytaczarka specjalna	1	
9	Mycie i oczyszczenie	Specjalne urządzenie	1	

wicami frezowymi. Po przejściu kolejnych trzech położeń przedmiot obrabiany zdejmuje się z frezarki z siedmiu obrobionymi płaszczyznami. Metoda łączenia operacji pozwala po pierwsze ograniczyć się do jednej obrabiarki zamiast korzystać z trzech niedociążonych, a po drugie praca w tym wypadku wykonywana jest bez przerwy a nie partiami i pozwala uniknąć strat związanych z przezbrajaniem obrabiarki. Zdejmowanie i zakładanie może odbywać się i podczas frezowania.

Należy zaznaczyć jednak, że przy produkcji 100 szt. miesięcznie frezowanie korpusów skrzynkowych z powodzeniem zastąpi struganie.

Metoda łączenia operacji zastosowana została z powodzeniem również do obróbki głowic tokarki DIP 200. Obrabiane są w tym wypadku na jednej frezarce wszystkie płaszczyzny oraz kanał przyrzadyczny ustalający głowicę na łożu.

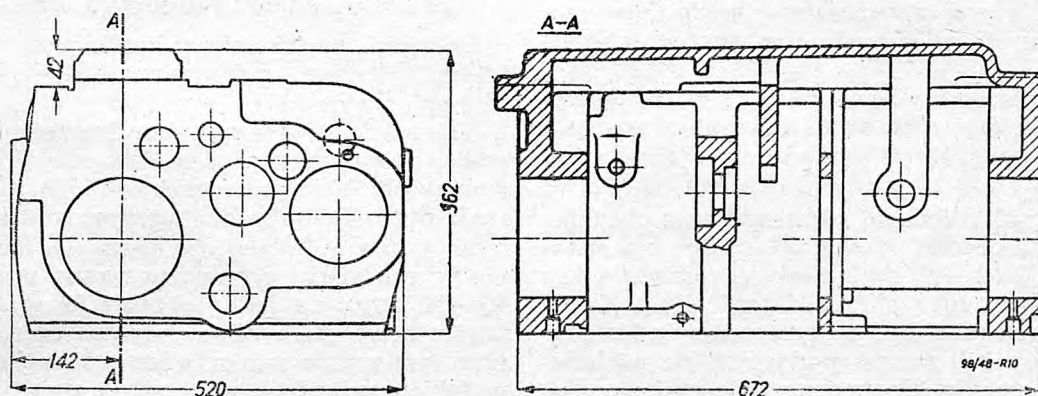
Wiercenie i roztaczanie otworów głowic (operacja 5 i 6) wykonywa się na poziomej wielowrzecionowej wytaczarce zespołowej. Duża wydajność tych obrabiarek jest wynikiem jednoczesnego wykonania wielu otworów. W przemyśle samochodowym stosowanie obrabiarek zespołowych jest zjawiskiem powszechnym. Zdarzają się obrabiarki, które pracują jedno-

cznie 50-ma wrzecionami. Ustawione na liniach obróbkowych wykonują tylko jedną operację, która trwa 5—10 minut, co odpowiada taktowi produkcji przemysłu samochodowego. Obróbka otworów w głowicach wymaga często 4 i więcej operacji. Ustawienie 4-ch drogich obrabiarek zespołowych w linii byłoby nieekonomiczne, gdyż nie będą one całkowicie wykorzystane. Dla dwu zgrubnych i dwu wykańczających operacji obróbki otworów głowicy tokarki DJP—20 M, zastosowano specjalnie skonstruowane 2-wrzeciennikowe wytaczarki 3-wrzecionowe, z obrotowym stołem i uchwytami do równoczesnego mocowania dwóch głowic.

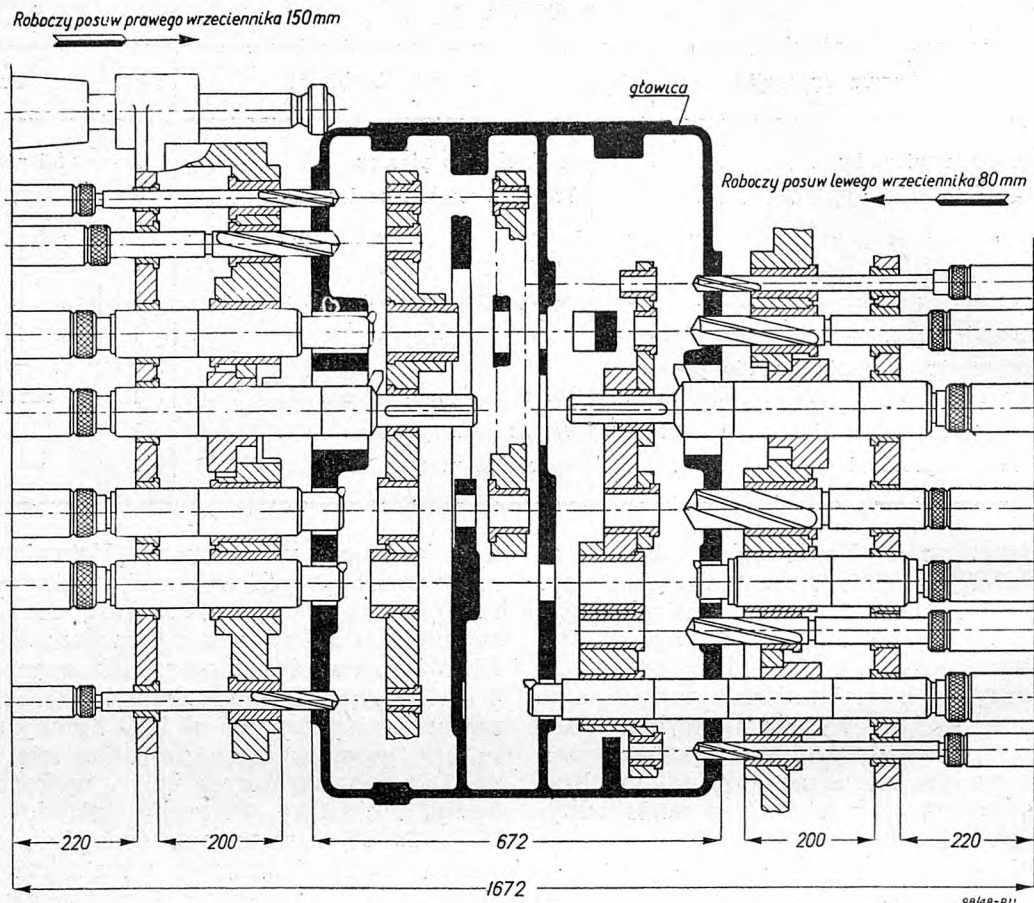
Wydajność pierwszej wynosi 3,6 szt./godz., a drugiej 4,3 szt./godz. Na rys. 10 przedstawiona jest głowica tokarki DJP—20 M, a na rysunkach 11 i 12 jej rozwinięcie z przyrządem wiertarskim i narzędziami.

Zwraca uwagę: 1) Ustawienie głowicy na szerokiej podstawie obróbkowej co stwarza warunki dobrego i szybkiego zamocowania. 2) Prowadzenie narzędzi nie tylko w zewnętrznych podwójnych ściankach, lecz również i wewnątrz głowicy. 3) Środkowanie głowicy na 2-ch otworach.

Podana wyżej wydajność wytaczarek wielowrzecionowych jest zastanawiająca i wprowadzenie tego typu obrabiarek może być rozważa-



Rys. 10. Głowica tokarki DJP 20 M.



Rys. 11. Obróbka głowicy na wytaczarce wielowrzecionowej — wytaczanie zgrubne 1-sze przejście.

ne nie tylko przy stosowaniu metod produkcji ciągłej.

Następna operacja (7) — wiercenie i roztaczanie otworów poprzecznych wykonywa się w przyrządzie obrotowym na promieniowej wiertarce.

Jeżeli wg taktu wystarcza 1 wiertarka, to używane są 2 przyrządy aby zaoszczędzić czas roboczy na zdejmowanie i zamocowanie nowej głowicy. Otwór wrzecionowy głowicy diametruje się na specjalnej wytaczarce (operacja 8). Bardzo ważne jest, aby obrabiane części przychodziły na montaż w stanie oczyszczonym. Do tego służy specjalne kompletnie osłonięte urządzenie do mycia strumieniami wody (operacja 9). Po oczyszczeniu następuje ostateczna kontrola.

Niektóre zakłady oprócz tego stosują jeszcze na linii obróbki szlifowanie dolnych płaszczyzn głowicy, wg których ustawia się ona na łożu. Szlifowanie ma tu zastąpić skrobanie.

Na rys. 13 pokazano rozmieszczenie obrabiarek na linii obróbki głowic. Mogą one być ustawione w jeden lub dwa rzędy. To ostatnie jest dogodniejsze, gdyż skracza długość linii. Każda z obrabiarek musi być zaopatrzona w oddzielny elektryczny lub ręczny podnośnik do zakładania i mocowania. Do przesuwania służy podajnik rolkowy. Urządzenie do mycia ustawia się

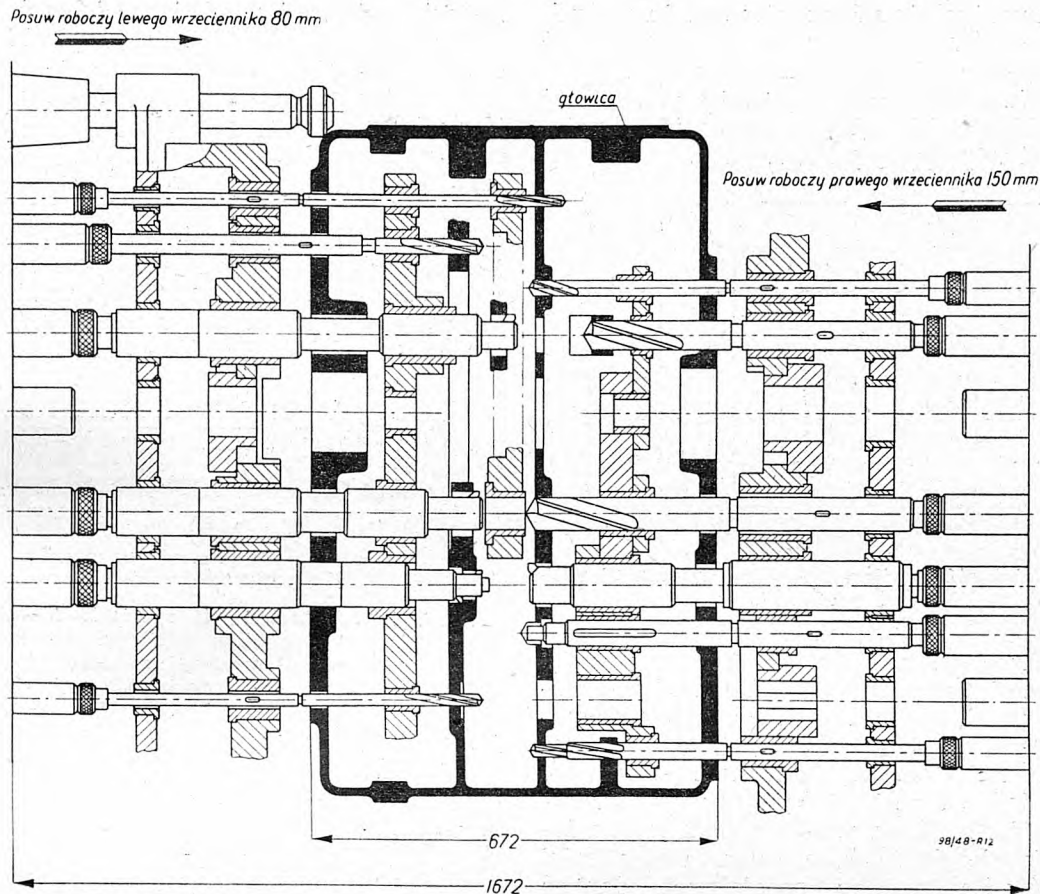
tak aby z niego mogła korzystać i inna linia obróbki.

Korpusy mniejsze, jak zamek, skrzynka posuwów, są obrabiane w analogiczny sposób jak głowice, z tym, że przy niewielkich seriach używane są raczej przyrządy do obróbki na wiertarkach niż specjalnie budowane agregaty wielowrzecionowe. Przy obróbce na wiertarkach w przyrządach obrotowych należy stosować szybkozmiennne uchwyty wiertel, gdyż zwykle, z tulejkami redukcyjnymi nie pozwolą uzyskać korzyści jakie dadzą wysoko sprawne przyrządy.

3. Obróbka średnich i drobnych części.

Do takich części należą: koniki, supórty, podtrzymki, listwy, pokrywki, drobne korpusy, dźwignie, widelki.

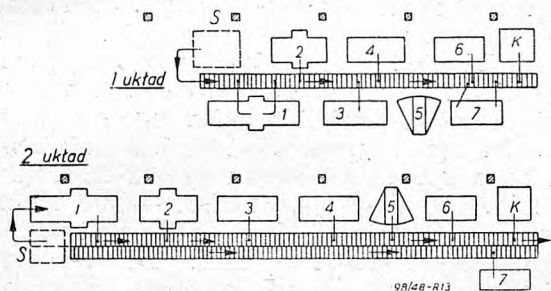
Najczęściej wymagają one frezowania, strugania, rozwiercania i szlifowania. Kolejność i czasy obróbki tych części są różne. Czas operacji niewielki, obróbkę przeprowadza się zazwyczaj nie w liniach obróbkowych lecz seryjnie w gniazdach, przy czym nawet przy takcie 40—60 minut na jedną obrabiarkę w gnieździe przypada obróbka kilku różnych części. Praktyka przemysłu samochodowego wykazała, że w takich gniazdach nie powinno się obrabiać więcej jak 20—25 różnych części.



Rys. 12. Obróbka głowicy na wytaczarce wielowrzecionowej — wytaczanie zgrubne 2-gie przejście.

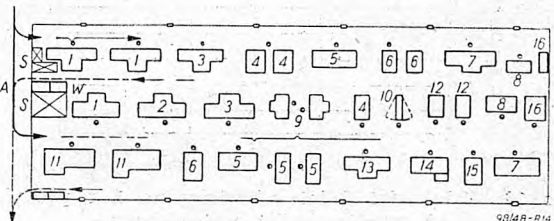
W produkcji obrabiarek takt jest większy i można ilość tych części powiększyć do 30—40. Gniazda obróbki tych części wyposażone są w frezarki, strugarki, wiertarki i inne obrabiarki, oraz w przyrządy, narzędzia normalne i specjalne. Trasowanie i obróbka w złożeniu nie powinny być stosowane. (Rys. 14 przedstawia przykład takiego gniazda).

się na specjalnych szlifierkach — zdzierarkach do płaszczyzn, które nie są pokazane na rysunku, gdyż muszą one być umieszczone w zamkniętych pomieszczeniach i obsługiwać kilka gniazd obróbki.



Rys. 13. Linia obróbki głowicy, S — skład półfabrykatów, 1, 2 — frezarki wielowrzecionowe, 3, 4 — wytaczarki wielowrzecionowe, 5 — wiertarka promieniowa, 6 — wytaczarka do diamentowania głównych otworów, 7 — urządzenie do mycia i oczyszczania, K — miejsce kontroli ostatecznej.

Obrabiarki powinny być rozstawione luźno. Należy przewidzieć przy nich miejsce na półfabrykaty. Na linii musi znajdować się miejsce na przechowanie przyrządów i narzędzi specjalnych. Wstępne zgrubne operacje wykonywa-

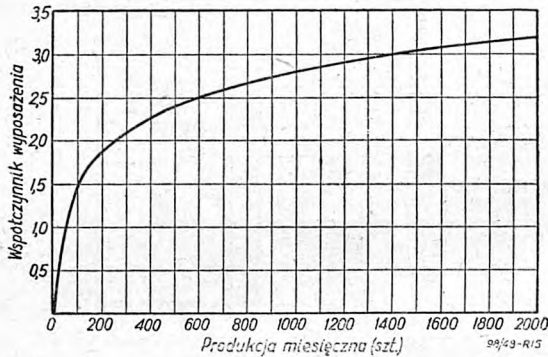


Rys. 14. Gniazdo obróbki drobnych i średnich części, A — dowóz części, S — skład półfabrykatów, W — skrzynia na wióry, 1 — frezarki poziome, 2 — wytaczarka, 3 — frezarki pionowe, 4 — szlifierki, 5 — tokarki, 6 — wiertarki, 7 — szlifierki płaskie, 8 — stoły ślusarskie, 9 — frezarki małe, 10 — wiertarki promieniowe, 11 — rewolwerówki, 12 — strugarki, 13 — szlifierki na okrągło, 14 — szlifierki do wewnętrznego szlifowania, 15 — gwinciarzka, 16 — miejsca kontroli.

Części są transportowane na dostosowanych do nich wózkach. W końcu gniazda przed kontrolą znajdują się stoły ślusarskie dla ślusarzy usuwających zadziory. Bardzo ważną rzeczą jest dobór zespołu obrabianych części, obrabiarek i przyrządów. Co do konstrukcji tych ostatnich, to wymaga się by przewidziane zostały możliwości obróbki kilku części w jednym przy-

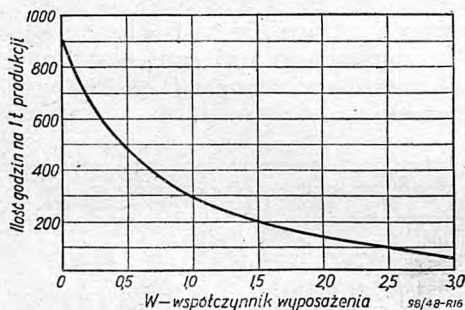
ządzie, ewentualnie przy zastosowaniu małych dodatkowych uzupełnień, a ponadto możliwość jednoczesnego wykonania kilku operacji.

Obniżenie czasów obróbki zależy w znacznej mierze od jakości i ilości wyposażenia warsztatu obróbki w przyrządy i narzędzia.



Rys. 15. Zależność współczynnika wyposażenia od wielkości produkcji.

Na wykresie (rys. 15) przedstawiona jest zależność współczynnika wyposażenia od produkcji miesięcznej, czyli od tego, czy jest to produkcja masowa, seryjna, czy jednostkowa. Wykres na rys. 16 charakteryzuje zależność pojemności pracy na jedną tonę produkcji od współczynnika wyposażenia. T.zw. **współczynnik wyposażenia** przyjmuje się tu jako iloraz sumy ilości przyrządów i uchwytów specjalnych danego pododdziału przez ilość wykonywanych w nim części.



Rys. 16. Zależności ilości robocizny na 1 t produkcji od współczynnika wyposażenia.

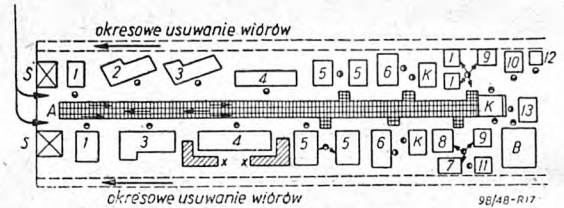
Wykresy te opierają się na statystyce przemysłów, stosujących metody produkcji ciągłej. Nie pretendują one do ścisłości, ale pomimo tego dają pewne wskazówki przy projektowaniu linii obróbki.

4. Obróbka kół zębatach.

W zakładach produkujących obrabiarki małymi seriami wstępna obróbka kół zębatach odbywa się głównie na tokarkach uniwersalnych. Dlatego czas obróbki kompletu kół do 1 obrabiarki wypada bardzo duży. Przy zwiększeniu produkcji miesięcznej i przy wprowadzeniu metod produkcji ciągłej należy obrabiać koła zębata na rewolwerówkach, wiertarkach, półauto-

matach wielonożowych i specjalnych półautomatach do obróbki przedmiotów płaskich o stosunkowo dużej średnicy.

Zasadniczą cechą stosowanych tu półautomatów wielonożowych jest przystosowanie ich do szybkiego przestawiania na inną pracę, wobec tego nadają się one do zastosowania w zmiennych liniach obróbki. Ze względu na dużą wydajność takiego wyposażenia czas obróbki na 1 sztukę wypada mały i dlatego gniazda obróbki należy projektować przewidując w nich obróbkę, zależnie od rozmiarów produkcji, kilkunastu do kilkudziesięciu różnych kół.

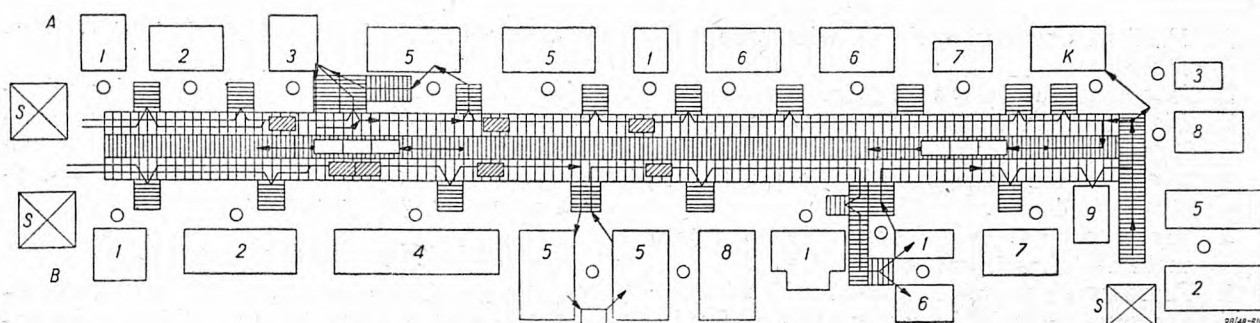


Rys. 17. Linia obróbki kół zębatach, S — składowiska półfabrykatów, A — podajnik rolkowy, B — maszyna do hartowania prądami wysokiej częstotliwości, 1 — wiertarka, 2 — rewolwerówka do robót uchwytowych, 3 — rewolwerówka do robót uchwytowych, 4 — przeciagarka, 5 — wielonożówki, 6 — tokarki, 7 — dłuciarki do kół zębatach, 8 — frezarka kół zębatach, 9 — zaokrąglarki zębatach, 10 — prasę do kalibrowania otworów, 11 — maszynę do wiórkowania, 12 — docieraczka, 13 — szlifiernia do wewnętrznego szlifowania, K — kontrola, X — skład międzyoperacyjny.

Koła należy rozbić na grupy wg średnicy zewnętrznej, która jest wielkością najbardziej charakteryzującą potrzebne wyposażenie gniazda. Następnie należy je podzielić na podgrupy wg kształtu, a więc: 1) koła płaskie, 2) koła z pojedynczą piastą, 3) koła podwójne, 4) potrójne i poczwórne.

Tam gdzie są urządzenia do hartowania prądami wysokiej częstotliwości należy stosować stal do ulepszania, zamiast stali do nawęglania, wymagającej kosztownej obróbki termicznej. Wyjściowym materiałem dla małych kół będą pręty, dla większych odkówki, a w szczególności odkówki foremnikowe, które dają oszczędność na czasie obróbki, a prócz tego i na materiale. Na rys. 17 przedstawiona jest linia obróbki kół zębatach składająca się z 2-ch rzędów: dla kół do 80 mm i dla kół od 80 — 300 mm zewnętrznej średnicy. Na rysunku podane jest również wyposażenie tej linii. Do transportu służy trójrzędny podajnik rolkowy. Środkowy rząd przeznaczony jest do ruchów powrotnych. Jako podstawowe wyposażenie przewiduje się: dla rewolwerówek uchwyty pneumatyczne z wymiennymi szczękami, dla wiertarek uchwyty samocentrujące, dla szlifierek uchwyty samocentrujące z wymiennymi szczękami, dla wielowrzecionówek szybkozmienne znormalizowane nakładki do mocowania noży.

Zagadnienie unowocześnień obróbki kół zębatach posiada b. doniosłe znaczenie, gdyż dotychczas stosowane metody są mało wydajne.



Rys. 18. Linia obróbki tulejek: S — skład półfabrykatów, 1 — wiertarki, 2 — rewolwerówki, 3 — przeciagarka pionowa, 4 — przeciagarka pozioma, 5 — wielowrzecionówki, 6 — szlifierki, 7 — obrab. do rowków, 8 — tokarki, 9 — frezarka specjalna, K — miejsce kontroli.

Należy tu wymienić najważniejsze wskazania związane z tym zagadnieniem:

- 1) stosowanie odkówek foremnikowych, co miałyby szczególne widoki powodzenia przy wprowadzeniu normalizacji kół zębatach,
- 2) zastąpienie tokarek przez rewolwerówki, wielonożówki i specjalne półautomaty z wyposażeniem szybko dostosowanych do zmiennej pracy w zależności od kształtu obrabianych kół zębatach,
- 3) zastosowanie procesu shaving, (wiórkowanie), jako procesu wykańczającego obróbki użebienia,
- 4) hartowanie prądami wysokiej częstotliwości, pozwalające stosować stal do ulepszenia, zamiast stali do nawęglania.

5. Obróbka części okrągłych jak tulejki, pokrywki, łożyska wrzecionowe i koła pasowe.

Ogólny czas wykonania części tej grupy wynosił ok. 20% całego czasu wykonania omawianej tokarki przed unowocześnieniem jej produkcji, również nie jest on procentowo mniejszy w założeniu produkcji ok. 500 szt. miesięcznie. Grupa ta rozбивa się na podgrupy zależnie od wymiarów i kształtów, a mianowicie: a) tulejki gładkie lub z 1 odsadzeniem i gładkim otworem, b) tulejki z kołnierzem, c) tulejki z kołnierzem i otworem stopniowanym, d) tulejki długie, e) pokrywki, f) łożyska wrzecionowe, g) koła pasowe.

a) Obróbka tulejek gładkich.

W porównaniu z dotychczas stosowanymi sposobami obróbki zastosowanie metod ciągłej produkcji wprowadza następujące zmiany:

- 1) Odlewy formowane maszynowo z modeli metalowych z otworem, (jeżeli jest potrzebny) i z małym naddatkiem 1 do 1,5 mm na obróbkę.
- 2) Wiercenie otworu i planowanie czoła na wiertarkach, zamiast na tokarkach.
- 3) Zgrubne przeciąganie otworu na pionowej przeciagarce, zamiast wytaczania.
- 4) Zgrubne toczenie na szybkoobrotowych tokarkach na trzpieniu o zacisku pneumatycznym lub na małych wielonożówkach — półautomatach.
- 5) Kalibrowanie na przeciagarce zamiast rozwiercania.

6) Frezowanie rowków na smar w otworze na specjalnej obrabiarence.

7) Szlifowanie zewnętrzne.

b) Obróbka tulejek z kołnierzem. Obrabiane są one wg wyżej podanej kolejności z tym, że w większym zakresie stosuje się półautomaty wielonożowe oczywiście przystosowane do szybkiej zmiany rodzaju przedmiotu obrabianego. Wg wymiarów dzielą się tulejki na: małe od 50 — 70 mm i duże od 80 — 150 mm średnicy zewnętrznej.

Duże tulejki posiadają grubsze ścianki i dla tego nie wymagają podwójnego przeciągania. Tulejki z otworem stopniowanym wymagają obróbki na rewolwerówkach zamiast na wiertarkach. W tych wypadkach, gdy nie jest konieczna zbyt dokładna współosiowość otworów, lepiej stosować wiertarki, gdyż są one wydajniejsze i łatwiej przystosowywane do zmiennych robót. Zasadniczo przytoczona wyżej kolejność obróbki tulejek nawet z **otworem stopniowanym** (grupa c) będzie ta sama, tylko dla pewnych operacji zamiast wiertarek należy przewidzieć rewolwerówki.

Rys. 18 przedstawia gniazdo składające się z 2-ch rzędów maszyn do obróbki tulejek. Rząd **A** przeznaczony jest dla mniejszych, a **B** dla większych tulejek. Odpowiednio do tego w rzędzie **A** ustawione są mniejsze, a w rzędzie **B** większe obrabiarki. Do transportu służą podajniki rolkowe. Środkowy podajnik służy do ruchów powrotnych.

Najważniejszymi z pośród tulejek są **tuleje wrzecionowe**. Toczy się je przeważnie na tokarkach uniwersalnych. Przy zwiększonych seriach przewiduje się obróbkę zgrubną na rewolwerówkach. Około 57% ogólnego czasu obróbki zajmuje toczenie. Ten czas przy zastosowaniu metod produkcji ciągłej powinien być znacznie zmniejszony przez zastosowanie do obróbki wiertarek, przeciagarek, wielonożówek, szlifowania zewnętrznego i diamentowania otworów. Mowa tu o tulejkach stalowych wylewanych brązem. Tuleje stalowe muszą być kute w foremnikach wraz z otworem i z minimalnymi naddatkami na obróbkę.

Kolejność operacji przedstawiałaby się następująco:

1. Obróbka otworu i czoła na wiertarce 8 do 12 min.
2. Przeciąganie otworu 0,5 min.
3. Zdzieranie na wielonożówce (na trzpieniu) 3 do 4 min.
4. Wykończenie na wielonożówce (na trzpieniu) 3 do 4 min.
5. Toczenie rowków i frezowanie na czysto czoła na tokarce uniwersalnej.
6. Frezowanie przecięć i rowków 10 min.
7. Frezowanie gwintów z obu stron 14,5 min.
8. Szlifowanie zewnętrzne 7,5 min.
9. Diamentowanie na tokarce specjalnej 3 min.
10. Inne 3 min.

Przy produkcji miesięcznej do 200 szt. tuleje łożyskowe mogą być obrabiane w rzędzie **B** (rys. 18), który musiałby być uzupełniony odpowiednimi obrabiarkami.

Przy większej serii (do 500 szt.) obróbka tulei łożyskowych musi być wydzielona w osobną linię. Do zalewania brązem musi być przewidziane odpowiednie urządzenie ustawione na linii obróbki.

6. Koła do pasów płaskich i klinowych wymagają dobrego wyważenia i z tego powodu są najczęściej całkowicie obrobione. Czas obróbki tych kół nawet na rewolwerówkach wymaga 1,5 do 2 godz. Dla zmniejszenia czasu obróbki należałoby, wzorując się na przemyśle samochodowym obrabiać tylko powierzchnię zewnętrzną i otwór, natomiast koniecznie wyważyć dynamicznie lub statycznie. F-ma **Gisholt** wypuściła na rynek wyważarkę do statycznego wyważania o pionowym układzie. Główną jej zaletą jest prostota działania oraz możliwość bezpośredniego odczytu na skalach położenia i głębokości wiercenia, potrzebnego dla osiągnięcia wyważenia. Wyważarka posiada wbudowaną wiertarkę dla wykonania wiercenia.

Przy przejściu na produkcję ciągłą kolejność obróbki przedstawia się w sposób następujący:

- 1) Skórowanie otworu i planowanie czoła piasty na wiertarce względnie na rewolwerówce.
- 2) Planowanie drugiego czoła piasty na wiertarce lub tokarce.
- 3) Przeciąganie otworu.
- 4) Przeciąganie rowka na wpust.
- 5) Skórowanie zewnętrzne i planowanie czoła z obu stron na wielonożówce.
- 6) Wykończenie na wielonożówce.
- 7) Wyważanie.
- 8) Wiercenie innych otworów.
- 9) Szlifowanie czoła piasty w wypadku, gdy tego wymaga uszczelnienie.
- 10) Polerowanie czoła piasty.

Przy takiej obróbce czas wykonania znacznie się zmniejsza i wynosi 25 do 50 minut. Przy mniejszych rozmiarach produkcji wykonanie

kół można umieścić w rzędzie obróbki dla dużych tulejek.

Usprawnienie produkcji kół do pasów klinowych wymaga: 1) odpowiedniej konstrukcji: otwory muszą być gładkie bez wgłębień, czoła piast niezbyt szerokie (10 — 20 mm). 2) dokładnych odlewów maszynowych.

7. Obróbka wałków i wrzeciona.

Obróbka wałków, osi, sworzni, śrub pociągowych i wrzecion zajmuje w produkcji obrabiarek poważną część wyposażenia warsztatowego. Tłumaczy się to: a) znaczną ilością tych części, b) ich konstrukcją i c) małą wydajnością dotychczas stosowanych metod produkcji. Ogólny czas obróbki tych części wynosi 15 — 20% całego czasu obróbki wszystkich części tokarki. Przy wprowadzaniu metod produkcji ciągłej przygotowanie do obniżenia czasów obróbki powinno iść w następujących kierunkach:

1) Zastosowanie w niektórych wypadkach układu stałego wałka. Da to możliwość stosowania niejednokrotnie gładkich wałków i osi z uproszczoną obróbką i szlifowaniem bezkłowym. Wprawdzie zwiększy się ilość potrzebnych do produkcji rozwiertaków, przeciagaczy i sprawdzianów, czyli wzrośnie wyposażenie warsztatowe, jednak przy dużych seriach produkcji nie jest to czynnikiem decydującym.

2) W złączach wieloklinowych rozważyć należy możliwość stosowania środkowania na zewnętrznej części cylindrycznej, dzięki czemu można będzie dla wałków niehartowanych uniknąć szlifowania wielowypustów, a dla wałków hartowanych ograniczyć się do szlifowania tylko ich boków.

3) Zmniejszenie różnicy średnic wałków stopniowych.

4) Obróbka czoła i nakielkowanie na specjalnych frezarko - centrówkach.

5) Zastosowania obróbki do zderzaka, co wymaga odpowiedniego wymiarowania wałków, biorąc za podstawę ich powierzchnię czołową.

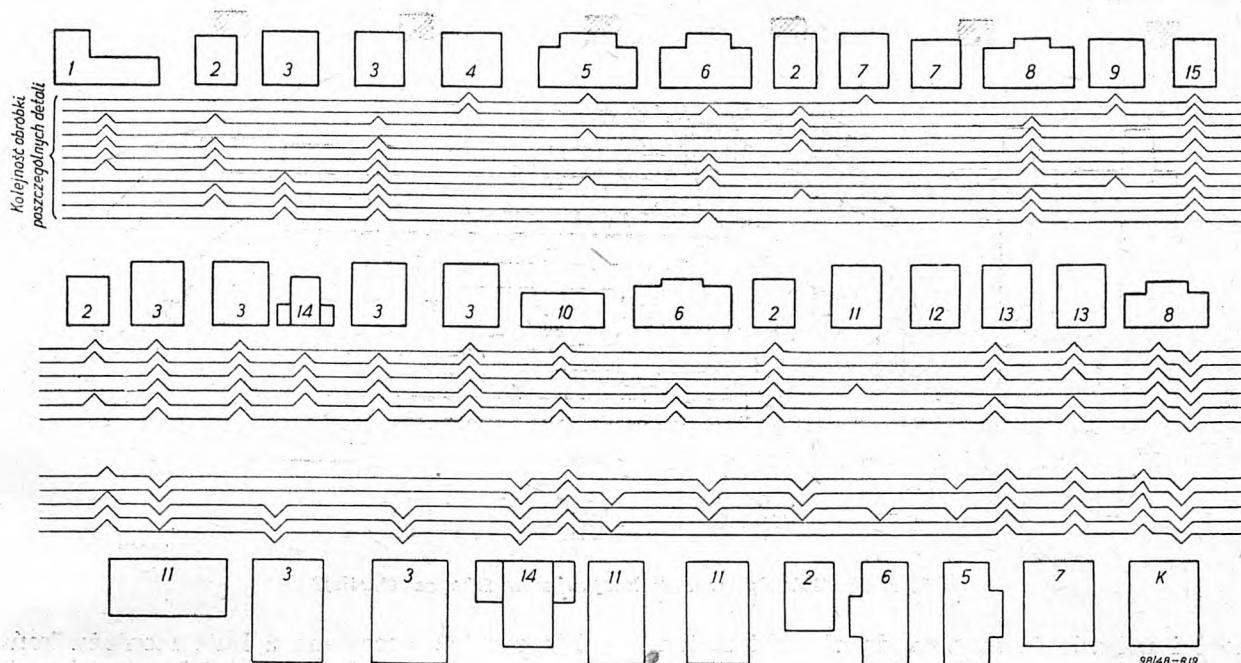
6) Wykonania gwintów na frezarkach, walcarkach i na gwinciarkach.

7) Toczenie zgrubne i wykańczające na półautomatach wielonożowych.

8) Tylko wałki długie i gibkie wykonywać na tokarkach.

Jak i w wypadku tulejek w jednym gnieździe obróbki powinno się obrabiać kilka do kilkunastu różnych rodzajów wałków. Wymaga to wyposażenia w obrabiarki dające się łatwo przystosować do obróbki różnych części. Przede wszystkim chodzi tu o łatwe i szybkie nastawienie wielonożowych półautomatów.

W ostatnich czasach zagranicą, a w szczególności w Ameryce, ogromnie wzrosło zapotrzebowanie na wielonożowe tokarki z półautomatycznym przebiegiem pracy. Cały szereg firm, jak **Lo-Swing**, **Gisholt**, **Sunstrand** wypuściło na rynek półautomaty wielonożowe, w których podkreśla się jako zalety:



Rys. 19. Oddział obróbki wałków, 1 — rewolwerówka, 2 — wiertarki, 3 — wielonożówki, 4 — szlifierka bezkłowa zgrubna pozioma, 5 — frezarka pozioma, 6 — frezarka pionowa, 7 — frezarka obwiedniowa, 8 — szlifierka na okrągło, 9 — szlifierka bezkłowa, 10 — centrowkofrezarka, 11 — tokarka, 12 — frezarka do gwintów, 13 — szlifierka wieloklinów, 14 — prasy do prostowania, 15, K — miejsce kontroli.

1) duży wybór szybkości i posuwów, 2) szeroki zakres automatycznego cyklu pracy, 3) prostota obsługi i nastawienia, 4) odpowiednia moc, 5) automatyzacja, 6) posuwy przyspieszone i wreszcie co najważniejsze 7) szybkie przestawianie przy zmianie pracy.

Inne obrabiarki, jak tokarki, frezarki do gwintów, frezarko - centrowki, frezarki do wieloklinów i szlifierki są łatwo przystosowalne do obróbki zmiennych części.

Zależnie od wyposażenia gniazda, obróbka może być zmieniana 3 — 5 razy na tydzień. Jako przykład podaje się, że amerykańska fabryka samochodowych skrzynek biegów „Fuller“, pomimo 50 różnych typowymiarów, zorganizowała masową produkcję dzięki unifikacji części i doborowi obrabiarek o elastycznym dostosowaniu się do obróbki różnorodnych części.

Całą omawianą grupę wałków należy rozbić na podgrupy o zbliżonych wymiarach i kolejności obróbki: 1) wałki gładkie, 2) małe ośki, sworznie o długości 180 do 250 mm, 3) wałki krótkie do 380 mm przy $l:d = 12$ (sztywne), 4) wałki o długości ponad 380 mm przy $l:d = 12 \div 15$ (sztywne), 5) wałki długie nieszttywne przy $l:d = 15$.

Rys. 19 przedstawia oddział obróbki wałków przy produkcji ok. 400 tokarek miesięcznie.

Składa się on z 3-ch linii obróbkowych: pierwsza dla wałków o dług. 180 — 250 mm, druga dla wałków do 380 mm i trzecia ponad 380 mm i wałków giętych. Linie są wyposażone w obrabiarki zapewniające dużą wydajność i szybkie ustawienie, gdyż w każdym rzędzie musi być obrabianych po kilkanaście różnych części.

II. Przykłady organizacji zakładów, w których zastosowano metodę produkcji ciągłej

W interesującej książce B. L. Bogusławskiego³⁾ opisane są przykłady zastosowania metod produkcji ciągłej w niemieckich fabrykach obrabiarek. Są one tym ciekawsze, że skala produkcji niektórych z tych fabryk jest zbliżona do naszych możliwości.

Z przykładów tych widać, że elementy organizacyjne produkcji ciągłej dają się z powodzeniem zastosować w mniejszych zakładach pod warunkiem jednak zaplanowania dostatecznej produkcji jednego typu. Niemieckie zakłady obrabiarek, które zastosowały elementy produkcji ciągłej można podzielić na 3 grupy:

1) zakłady, w których obróbka i montaż miały przymusowy takt pracy,

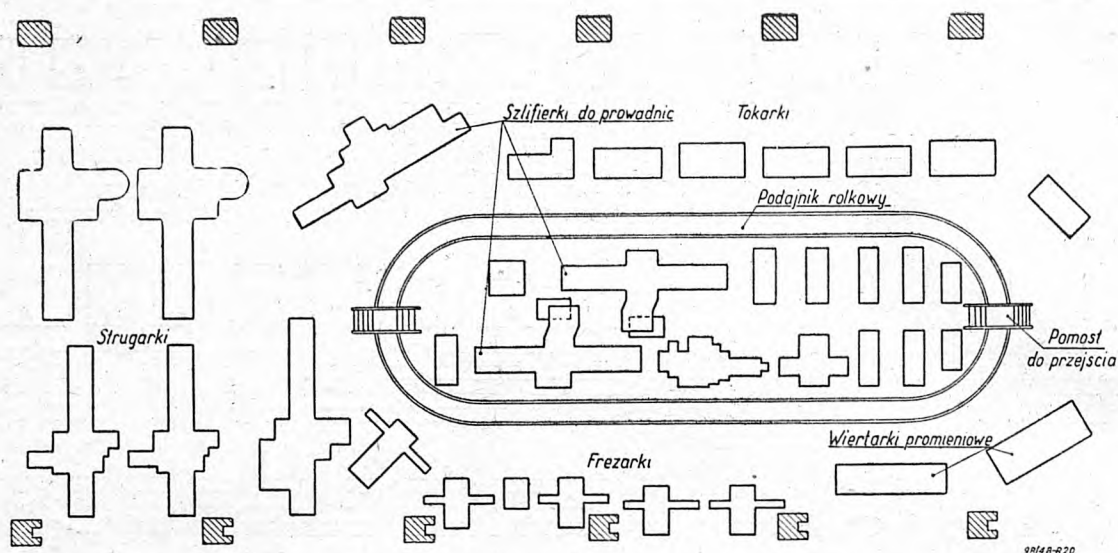
2) zakłady, w których tylko montaż był zorganizowany wg przymusowego taktu pracy,

3) zakłady, które zostały zreorganizowane dla usprawnienia wydajności, zmniejszenia zapasów półfabrykatów i procentowego zmniejszenia wykwalfikowanych pracowników.

A. Do pierwszej grupy można zaliczyć Zakład W. Gustloff (Weimar) zbudowany w 1942 r. Produkcję stanowiły tokarki pociągowe jednego typowymiaru nowoczesnej konstrukcji w ilości 150 — 170 szt. miesięcznie. Jak można wnioskować z przytoczonych danych, organizacja produkcji była następująca:

Praca trwała 5 dni w tygodniu po 10 godzin dziennie. Szósty dzień przeznaczony był na re-

³⁾ B. L. Bogusławski. Nowoje w stankostrojenji po inostrannym materiałam.



Rys. 20. Gniazdo obróbki korpusów w fabryce Gustloff

mont i ustawienie maszyn do obróbki zmien-
nych części.

Wrzeczona, wałki, koła zębate i inne drobne części wykonywano w gniazdach o zamkniętym cyklu produkcji i jako gotowe dostarczano je przez rozdzielnię, (magazyn przejściowy) na montaż. Ciężkie części, jak głowice, korpusy zamków, skrzynek, koników i inne, wykonywane były w gnieździe, wyposażonym w obrabiarki — przeznaczone wyłącznie do produkcji tych części.

Rys. 20 podaje rozmieszczenie obrabiarek w tym gnieździe.

Charakterystyczny jest podajnik rolkowy urządzony w kształcie zamkniętego pierścienia. Dzięki temu podajnikowi części przechodziły z operacji na operację bez gromadzenia większych ilości półfabrykatów. Wprowadzenie takiej organizacji umożliwiło zmniejszenie ilości obrabiarek o 30%, powierzchni warsztatowej o 40% i ilości fachowców o 8%. Oprócz tego znacznie zmniejszył się zapas półfabrykatów.

Tylko obróbka łoża była wydzielona w samodzielny linię obróbki, przedstawioną na rys. 21.

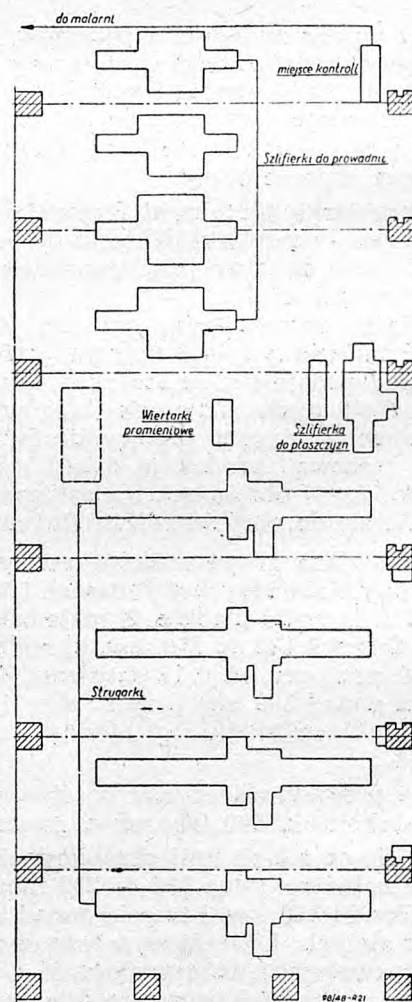
Do wiercenia łoża używano przyrządu obrotowego. Zamiast frezowania, czoła łoż szlifowano. Po szlifowaniu łoża kierowano do malarni, gdzie przewidziane były stoiska i urządzenia do oczyszczenia, gruntowania, szpachlowania, malowania i suszenia jak to pokazuje rys. 22. Z malarni łoża kierowano na linię montażu końcowego. Inne gotowe części szły ze składu przejściowego na montaż podgrup (montaż wstępny). Zmontowane podgrupy kierowane były na linię montażu grup.

Zasadnicze grupy posiadały samodzielne linie montażu o przymusowym takcie. Po zmontowaniu, grupy były próbowane i kontrolowane na linii montażu. Doprowadzone do porządku grupy kierowano na linię montażu końcowego.

Takt montażu grup wynosił 70 min. a montażu końcowego 140 min.

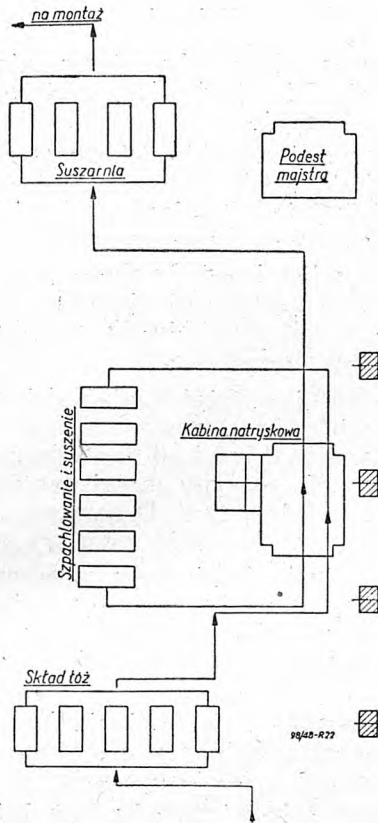
Dlatego też stosowano 2 linie montażu końcowego po 7 pozycji czynnych i 2 rezerwowych w każdej, jak to pokazano na rys. 23.

Łoża z przykręconymi nogami na linii montażu końcowego stawiano na wózki, które przy-



Rys. 21. Linia obróbki łoż w fabryce Gustloff

czepiano do wózków już ustawionych na linii, tak że tworzył się łańcuch przesuwany windą. Zmontowane obrabiarki suwnicą przenoszono na stację prób.



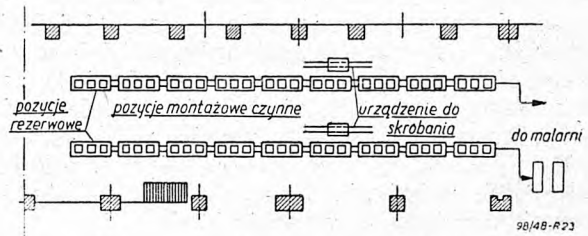
Rys. 22. Malarnia fabryki Gustloff.

B. Odmienną organizację posiadała fabryka obrabiarek Adolf Lang (Zeulenroda), zreorganizowana z produkcji różnorodnej na produkcję ciągłą tokarek jednego typu. Cały zakład mieścił się w jednym budynku z 2 galeriami. Przed reorganizacją obrabiarki były ustawione wg typów tworząc oddziały tokarek, szlifierek, strugarek i t.p. Po częściowym wprowadzeniu produkcji ciągłej schemat organizacji był następujący:

Cały zakład był podzielony na oddziały-gniazda, w których całkowicie były wykonywane poszczególne grupy jak głowice, skrzynki posuwów, zamki i t.p. Takich oddziałów było 10. Każde z tych gniazd posiadało własne zadanie i było kierowane jak niezależny zakład. Rys. 24 przedstawia 2 takie gniazda: a) dla produkcji skrzynek posuwów i b) korpusu przedniej nogi. Z tego rysunku można wnioskować, że w takich gniazdach wykonywa się obróbkę tylko korpusów i większych części. Drobne części i koła zębate wykonywane w 2 innych oddziałach wspólnych dla całego zakładu.

Również skład materiałów z obrzynarkami, kuźnia, hartownia i malarnia były wspólne. Gotowe, zmontowane grupy szły na montaż końcowy wg przymusowego taktu.

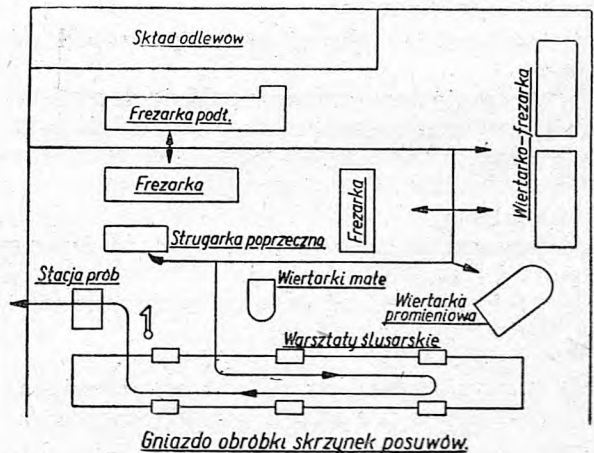
Według danych zakładów A. Lang zastosowanie zasad produkcji ciągłej pozwoliło zmniejszyć liczbę robotników o 30% przy jednoczesnym wzroście produkcji na 1 robotnika o 47%.



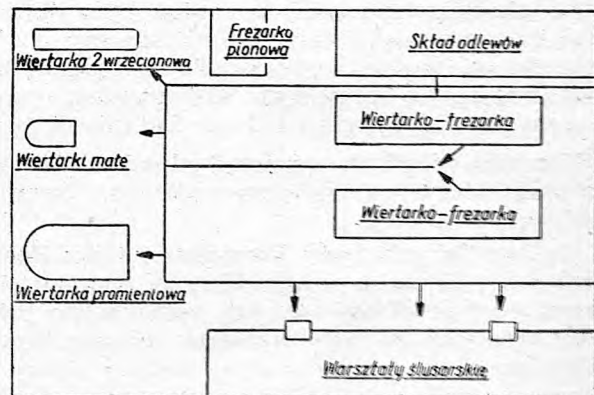
Rys. 23. Linia montażu końcowego tokarek w fabryce Gustloff

C. Interesująca jest organizacja zakładów Boeringer (Göppingen) oparta częściowo również na elementach organizacyjnych produkcji ciągłej. Zakłady te produkowały wiele typów obrabiarek: strugarek, tokarek pociągowych, rewolwerówek i wielonożówek.

Wprowadzenie nowej organizacji rozpoczęto od zmian konstrukcyjnych i unifikacji budowanych typów obrabiarek. Konstrukcja wrzecienników tokarek, rewolwerówek i wielonożówek była analogiczna. Wrzecienniki, poczynając od



Gniazdo obróbki skrzynek posuwów.



Gniazdo obróbki korpusów przedniej nogi.

Rys. 24. Gniazda obróbki korpusów w fabryce tokarek A. Lang.

korpusu, posiadały dużo części wspólnych. Dotyczyło to również innych grup. Dzięki temu zwiększyły się serie jednakowych części i powstała podstawa do zwiększenia oprzyrządowania, zainstalowania specjalnych obrabiarek jak np. wytaczarek wielowrzecionowych do obróbki głowic i wprowadzenia gniazd obróbki i linii montażu. Wszystkie części były podzielone na następujące grupy wg wymagań obróbki: 1) ciężkie odlewy: łoża, stoły i stojaki, 2) średnie odlewy: korpusy skrzynek, głowic, zamków, suporty i t.d., 3) drobne odlewy: łożyska, tulejki, pokrywki, dźwignie i t.d., 4) koła zębate, 5) wrzeciona, wałki, stworzenie i t.d.

W każdej z tych grup stworzony został oddział dla wspólnej obróbki kilku lub kilkunastu części.

W oddziale ciężkich części obrabiarki były ustawione wg kolejności obróbki tak, aby przedmiot obrabiany stale posuwał się w kierunku do montażu.

Operacje były z góry wyznaczone na określone obrabiarki. Wypożyczalnie narzędzi i pomocy warsztatowych były rozlokowane w pobliżu obrabiarek.

Do transportu części, oprócz suwnic, służyły również specjalnie zaprojektowane urządzenia transportowe. Dla przykładu podajemy przebieg obróbki wrzeciennika:

- 1) szlifowanie górnej płaszczyzny pod pokrywę,
- 2) struganie wg wzorca w pakietach po 5 szt dolnej powierzchni w tym dwu prowadnic przyrządowych, które służą jako baza w następnych operacjach,
- 3) kontrola,
- 4) frezowanie czołowe płaszczyzn na 2-wrzecionowej frezarce podłużnej,
- 5) wiercenie i roztaczanie na wielowrzecionowej wytaczarce zespołowej,
- 6) diamentowanie otworu głównego,
- 7) montaż łożysk i pokryw na osi wrzeciona,
- 8) diamentowanie łożysk wrzecionowych.

Dla zmniejszenia czasu obróbki wytaczarka była tak skonstruowana, że można było obrabiać jednocześnie 11 narzędziami. Znaczna ilość potrzebnych do tego wytaczadeł i narzędzi była umieszczona na obrotowym stojaku. Czas wytaczania zmniejszył się z 1400 do 240 minut.

Kontrola odbywała się przed zdjęciem głowicy z obrabiarki, co ułatwiało wykonanie ewentualnych poprawek.

Według danych f-my **Boeringer** i f-my **Heidenreich** i **Harbeck** wprowadzenie elementów organizacji produkcji ciągłej opłacało się już przy produkcji 50 szt. obrabiarek jednego typu miesięcznie.

Jako podstawowe zagadnienie uważano wymienność nie tylko poszczególnych części, ale i całych grup. Dokładność obróbki powinna zapewnić szybki przebieg montażu bez dodatko-

wych operacji. Wymaga to nie tylko zaostrzonych wymagań warsztatowych, lecz również odpowiedniego podejścia do wyznaczenia wymiarów i tolerancji w rysunkach.

Wnioski.

Przytoczone przykłady stosowania metody produkcji ciągłej w budowie obrabiarek pozwalają wnioskować, że:

1) Najbardziej charakterystycznym rysem tej metody jest dobór i ustawienie obrabiarek i urządzeń w linię lub gniazda, które jednak powinny pozwalać na łatwe przystosowywanie się.

2) Stosowanie tej metody wymaga bardzo mało obrabiarek specjalnych jednocełowych, jak do różnorodnych przedmiotów obrabianych, np. wytaczarki zespołowe.

3) Obrabiarki o dużej wydajności: frezarki podłużne, wielowrzecionowe, wielonożówki, półautomaty wielonożowe i szlifierki do prowadnic, muszą zastąpić maszyny mniej wydajne, aby ograniczyć rozmiary linii. O nasyceniu linii tymi obrabiarkami decydują rozmiary produkcji.

4) Automaty i półautomaty, stosowane przy produkcji tego rodzaju, powinny posiadać konstrukcję pozwalającą na łatwe przestawianie przy zmiennych rodzajach przedmiotu obrabianego.

5) Dla lepszego wykorzystania frezarek wielowrzecionowych należy w szerokim zakresie stosować zasadę łączenia operacji.

6) Zastosowanie tej metody daje duże korzyści, zwiększając wydajność, zmniejszając ilość wykwalifikowanych robotników, oraz pozwalając pracować przy mniejszym zapasie półfabrykatów.

7) Należy jednak z drugiej strony zwrócić uwagę na zwiększone zapotrzebowanie personelu inżynierskiego i rozszerzenie biur fabrykacji.

8) Trzeba ponad to podkreślić, że metoda produkcji ciągłej może być w pełni zastosowana przy rocznej produkcji obrabiarek wynoszącej ok. 3 — 6 tysięcy (jednego lub dwu zunifikowanych typów - wielkości). Częściowe zastosowanie metody może być rozciągnięte na produkcję o rozmiarach 1000 — 2000 sztuk rocznie, (dwu, trzech typów, po 500 — 1000 sztuk każdego typu).

9) Nie jest niemożliwe zastosowanie tej metody, w niektórych naszych fabrykach obrabiarek.

10) Przed wprowadzeniem jej należy zunifikować typy i elementy obrabiarek przeznaczonych do produkcji ciągłej oraz przepracować je pod względem fabrykacyjnym.

11) Zapewnić ciągłość dostaw surowców i półfabrykatów.

12) Metoda produkcji ciągłej w chwili obecnej powinna być rozważana przy planowaniu produkcji tokarek.

Superfinish

INŻ. MECH. STANISŁAW SZULC

Wprowadzenie w zagadnienie. Struktura zewnętrznej warstewki metalu po obróbce mechanicznej. Kształt geometryczny powierzchni Superfinish mechaniczny. Superfinish elektrolityczny.

Słowo *Superfinish* oznacza metodę obróbki, która nadaje powierzchni wyższy stopień wykończenia od osiągalnego innymi metodami, znanymi do czasu jej wynalezienia.

Mówiąc o stopniu wykończenia powierzchni należy mieć na uwadze:

- a) *stan mikrostruktury*, w rozumieniu metalograficznym, samej powierzchni, oraz warstewki o grubości rzędu 1,5 do 5 μ położonej tuż pod powierzchnią.
- b) *gładkość powierzchni*, którą wyrażają wielkości określające mikrostrukturę powierzchni pod względem geometrycznym.

Ażeby móc zrozumieć całkowicie znaczenie metody określonej nazwą *superfinish* należy odpowiedzieć na pytania:

- a) w jakim stanie narzędzie skrawające pozostawia zewnętrzną warstewkę materiału,
- b) Na czym polega gładkość powierzchni i co oznacza pojęcie *mikrostruktura geometryczna*.

Odpowiedzi na powyższe pytania ustalają zarazem zadanie *superfinish'u*. Pozostaje do objaśnienia istota metody i porównanie jej z innymi metodami stosowanymi do nadawania wysokiej gładkości, wreszcie określenie jakie są rodzaje *superfinish'u*.

Sama technika stosowania metody jest prosta i łatwa i składają się na nią czynności wykonawcze o znaczeniu drugorzędnym dla samej istoty zagadnienia.

Struktura zewnętrznej warstewki metalu po obróbce skrawaniem:

Narzędzie wywiera podczas skrawania nacisk skierowany prostopadłe do powierzchni metalu. Nacisk ten powoduje, że część kryształów metalu zostaje wyrwana z rodzimego metalu, zdeformowana lub rozłupana i wgnieciona w jego powierzchnię.

Badania¹⁾ wykonane metodą dyfrakcji elektronowej wykazały, że struktura powierzchni i zewnętrznej warstwy metalu obrobionego skrawaniem jest zupełnie odmienną od struktury reszty metalu.

Badania te rozróżniły 3 stany warstwy powierzchniowej metalu po obróbce:

- a) rozłupane kryształy metalu, oderwane od metalu rodzimego, zachowujące jednak strukturę krystaliczną;
- b) struktura bezpostaciowa, w której odłamki kryształów utrzymują się tylko dzięki spójności (kohezji);

- c) struktura nieuszkodzonej warstwy rodzimego metalu, która sięga miejscami do wewnątrz warstwy uszkodzonej.

Spójność między połupanymi kryształami warstwy bezpostaciowej a nieuszkodzoną warstwą krystaliczną nastąpiła pod wpływem ciepła wytworzonego podczas skrawania. Zależnie od tego powierzchnia obrobiona ma charakter bardziej chropowaty, lub też bardziej zagnieciony, jak gdyby rozwałcowany. Warstewkę tą nazwano warstwą *Beilby'ego*. Warstewka tych uszkodzeń jest ponadto pokryta powłoką składającą się z adsorbowanych gazów i wilgoci (patrz rys 1).

Skrawanie nożem tokarskim powoduje najsilniejsze uszkodzenia struktury metalu. Warunki pracy noża mogą wprawdzie ulec pewnej poprawie przez stosowanie chłodziw zawierających sodę, siarkę lub inne składniki zapobiegające zgrzewaniu cząstek wióra z powierzchnią obrabianą, mimo to zapobieganie odrywania się cząstek metalu od wióra jest nader trudne. Cząstki te zostają rozmazane na powierzchni metalu pod wpływem nacisku ostrza.

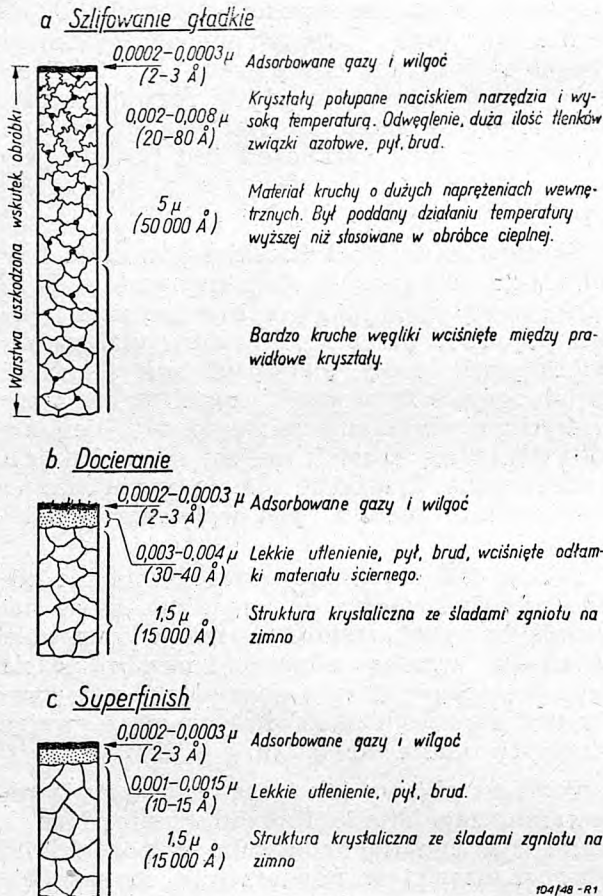
Jakość tak obrobionej powierzchni nie odpowiada dzisiejszym wymaganiom, które nakazują by powierzchnia nośna wykazywała możliwie wysoką odporność na korozję, na wysokie temperatury i nadawała się do pracy pod wysokimi naciskami nie przerywając ciągłości warstewki smaru.

Podobne objawy jak toczenie wykazują rolowanie, zagniatanie i przetłaczanie. Nacisk narzędzia wgniata naderwane w poprzedniej obróbce cząstki w powierzchnię metalu. Powstaje w ten sposób bezpostaciowa warstwa rozmazana i wbita w krystaliczną strukturę metalu. Warstwa ta jest w tym wypadku bardziej jednorodna i silniej przylega do nieuszkodzonej warstwy metalu, niż w wypadku toczenia. Ten typ powłoki można porównać z powłoką metalu uzyskaną natryskiem. Może ona pracować zadawalająco tylko przy niskich naciskach i szybkościach, oraz przy obitym smarowaniu.

Warstewka uszkodzonego metalu utworzona podczas szlifowania (rys. 1-a) jest dwóch rodzajów. Przy szlifowaniu wykańczającym ($v = 2000 - 2600$ m/min., drobne ziarno i twarde spoiwo tarczy) docisk i zagrzanie miejscowe są silne i powodują powstanie zagniezionej warstewki. Przy szlifowaniu wygładzającym, a więc z małą szybkością obwodową tarczy ($v = 100 - 500$ m/min), przy

¹⁾ Mass. Inst. of Technology.

bardzo drobnym ziarnie i bardzo twardym spoiwie tarczy, uzyskuje się wygładzenie powierzchni praktycznie bez zmiany wymiarów przedmiotu. Powierzchnia ta jest równa i gładka, jednak uszkodzenie struktury metalu występuje tu w wyższym stopniu niż przy poprzednim rodzaju szlifowania. Warstewka zgnieciona jest w tym wypadku płytsza i bardziej zbita, niż w poprzednio wymienionych rodzajach obróbki. Warstewka ta jest twardsza i kruchsza, a odłamki jej uszkadzają powierzchnię metalu podczas pracy.



Rys. 1. Schematyczny przekrój warstwy Beilby'ego w wypadku szlifowania, docierania i superfinish'u.

Przy docieraniu (rys. 1-b) docisk narzędzia jest 4 — 20 krotnie mniejszy niż przy szlifowaniu, pomimo to jednak warstewka uszkodzonego metalu sięga głębokości od 0,001 do 0,004 m.

Warstewka rozgniecionego metalu powstaje w tym wypadku wskutek ciepła wytworzonego przez tarcie narzędzia i obrabianą powierzchnię na dużej przestrzeni. Warstewka ta zawiera również cząstki materiału ściernego, użytego do docierania i działa wskutek tego ścierającą w pracy.

Superfinish (rys. 1-c) który charakteryzują bardzo niskie szybkości skrawania, przy bardzo częstej zmianie kierunku ruchu płytek

ściernych — zdejmuje znaczną część warstwy uszkodzonej, jednakże zostawia w mniejszej skali ten sam charakter uszkodzeń struktury, co przy szlifowaniu i docieraniu, dzięki czemu nie stanowi jeszcze idealnego sposobu wykańczania²⁾.

Powyższe zestawienie wskazuje na to, że żaden z wymienionych rodzajów obróbki nie pozwala na utworzenie powierzchni metalograficznie nie uszkodzonej.

Kształt geometryczny powierzchni

Pojęcia „gładkość” i „wykończenie”, oraz ich przeciwieństwo „chropowatość” nie są nowe, a ich kryterium jakościowe stanowiła do niedawna opinia wzrokowa i dotykowa.

Potrzeby wynikłe z zagadnień nowoczesnej mechaniki zmusiły jednak techników do przejścia i w tej dziedzinie na metody ilościowe pomiaru. Powstała zatem nowa gałąź wiedzy technicznej, obejmująca badania powierzchni pod względem geometrycznym i zmierzającą do liczbowego określenia charakteru powierzchni t. j. chropowatości.

Miarą chropowatości są odchyłki rzeczywistej powierzchni przedmiotu od teoretycznej, geometrycznej powierzchni, określającej kształt i wymiary przedmiotu. Na odchyłki te składają się błędy dwóch rodzajów:

- błędy „makrogeometryczne”³⁾, (h_{makro}), mierzone odchyłkami położenia powierzchni dolegania zwykłego warsztatowego narzędzia pomiarowego od teoretycznej, geometrycznej powierzchni przedmiotu. Są to błędy, które zaliczamy do błędów kształtu przedmiotu. Powstają one wskutek niedokładności obrabiarki i wyrażają się w postaci falistości o charakterze nie zawsze periodycznym⁴⁾.
- błędy „mikrogeometryczne”, (h_{mikro}), które najprościej można określić jako odchyłki rzeczywistej powierzchni przedmiotu od powierzchni dolegania narzędzia pomiarowego (patrz rys. 2).

Ten rodzaj błędów wynika z bezpośrednio działania narzędzia przy skrawaniu. Tak objaśnione pojęcie chropowatości i rozróżnienie obu rodzajów błędów posiada charakter czysto względny, oba błędy zależą bowiem od własności instrumentu pomiarowego. (Np.

²⁾ patrz „superfinish elektrolityczny” w dalszym ciągu artykułu.

³⁾ Pojęcia makro i mikrogeometrii nie są uzasadnione, albowiem ich rozgraniczenie nie wynika z istoty zagadnienia, lecz jest umowne.

(Schlesinger — Report on Surface finish).

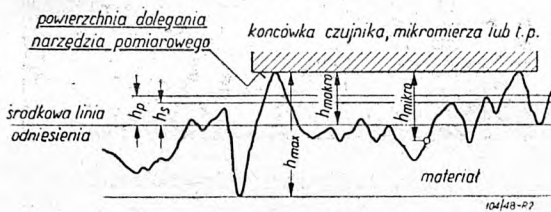
⁴⁾ Rząd wielkości amplitudy falistości nie jest powszechnie przyjęty. Jest on podawany w granicach 1—25 mikro-cal (Nicolau), powyżej 25 mikro-cal (Schlesinger), wreszcie (w przeliczeniu na mm) 0,0005—0,5 mm. (Am. Std. B. 46. 1—1947).

przy użyciu czujnika do pomiaru gładkości, odwzorowanie błędów powierzchni zależy od kształtów wymiarów końcówki czujnika).

Trudność tę starano się ominąć dwiema drogami:

- zastępując rzeczywistą powierzchnię mierzoną przez powierzchnię odniesienia, położoną między szczytowymi, a dolnymi punktami chropowatości tak, by wartość sumy kwadratów odległości tych punktów od powierzchni odniesienia stanowiła minimum. (Projekt DIN). Założenie to posiada szereg niedogodności, a przede wszystkim nie omija wspomnianej trudności.
- wzglądniacząc w pomiarze chropowatości tylko błędy rzędu mikrogeometrycznego, w oderwaniu pomiaru od całości kształtu struktury (Metody USA i angielskie).

W obu wypadkach zmuszeni jesteśmy do operowania wyżej wspomnianym pojęciem powierzchni odniesienia. Położenie jej jest takie by występy materiału nad — i wgłębienia pod nią były sobie równe.



Rys. 2 Struktura geometryczna powierzchni.

Uważając krzywą na rys. 2 jako odwzorowanie profilu powierzchni w dowolnym jej przekroju, wskutek przeniesienia zagadnienia z przestrzeni na płaszczyznę, „powierzchnia odniesienia” została zastąpiona przez „środkową linię odniesienia”. Charakterystykę liczbową chropowatości będą stanowiły następujące wielkości:

$$h_p = \frac{1}{L} \int y dx,$$

lub

$$h_s = \frac{1}{L} \sqrt{\int y^2 dx},$$

obie mierzone od środkowej linii odniesienia i wyrażone w mikronach.

Dla określenia chropowatości wprowadzono prócz h_p i h_s następujące wskaźniki:

$h_{max} (\mu)$ = całkowita wysokość profilu (Schmalz)

F_1 (Schmaltz) i F_2 (Nicolau) = współczynniki kształtu powierzchni, wreszcie

$$\frac{h_{max}}{S}$$

jako miara pochyłości i chropowatości (Nicolau), gdzie S oznacza podziałkę nierówności spowodowaną posuwem narzędzia⁵⁾.

Kryteria powyższe nie określają jednoznacznie stanu powierzchni, bowiem wskaźników wykazują różnice w swym charakterze.

W rzeczywistości problem gładkości powierzchni polega na znalezieniu sposobu określenia zależności między samą chropowatością, t.j. kształtem, a skojarzonymi z nią czynnikami, jak szybkość skrawania, współczynnik tarcia, wytrzymałość na zmęczenie itp. Zagadnienie polega zatem na matematycznym określeniu chropowatości przy pomocy takiej wielkości wymiernej, która zależała by poszczególnie wskaźniki w jedną zależność funkcyjną, wywodzącą się jeśli nie z rozumowania ścisłego, to conajmniej opartą o dobrą korelację statystyczną omawianych czynników.

Na tym tle, próby ujęcia chropowatości w postaci znormalizowanych wartości czysto geometrycznych, zgodnych np. z szeregiem liczb Renarda, wydają się zbyt wąskim ujęciem zagadnienia. Ujęcie takie jest wprawdzie przeprowadzane (normy USA, ZSRR, Anglii, Szwecji) może ono być jednak uważane jako przejściowe usystematyzowanie zagadnienia oceny gładkości i sposobów jej uzyskiwania i powinno ustąpić natychmiast miejsca właściwym danym, kojarzącym w sobie charakterystykę stanu powierzchni pod każdym z poruszonych wyżej względów.

Poznanie lub nauka będą w stanie stworzyć kryteria zdolne do określenia związku między strukturą powierzchni, a tarcie, wytrzymałością na zmęczenie, korozją, odpornością na zużycie itp. czynników, które wpływają na współpracę ciał stałych ze stałymi, stałych z cieczami itp. Będzie to wymagało długich i systematycznych doświadczeń.

Tak ujęte zagadnienie przesuwają się z dziedziny analizy i syntezy geometrycznej do zakresu metod nienależących już do mikrogeometrii, bowiem mierzone własności powierzchni nie stanowią wyłącznie wyniku odchyłek geometrycznych lecz nie mniej zależą od rodzaju materiału, tworzącego daną powierzchnię i decydującego o jego własnościach fizycznych.

Superfinish

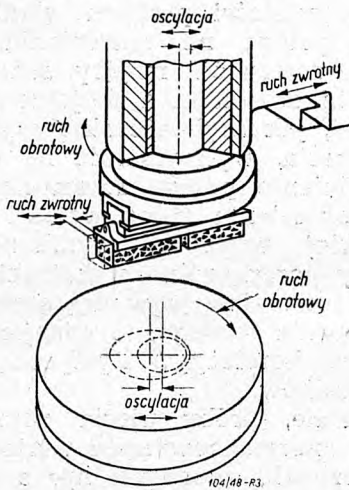
Z powyższych rozważań wynika, że za cel metody *superfinish* należy uważać:

- usunięcie warstewki uszkodzonych kryształów i bezpostaciowej warstwy metalu, utworzonej wskutek nacisku na-

⁵⁾ Szczegółowe objaśnienie parametrów gładkości powierzchni, P. S. Szulc — Gładkość powierzchni, Przegląd Mechaniczny Nr 148.

- rzędzia w operacjach obróbki skrawaniem, poprzedzających superfinish, oraz
- b) doprowadzenie struktury mikrogeometrycznej powierzchni do pożądanej gładkości.

Metodę tę należy uważać jako rodzaj obróbki wykańczającej.



Rys. 3 Schemat napędu głowicy do superfinish'u płaszczyzn.

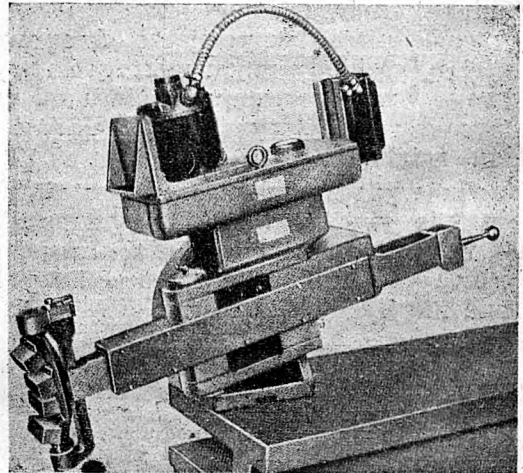
Operacja *superfinish* polega na docieraniu powierzchni metalu, przy czym narzędzie stanowią osetki wykonane z materiałów ściernych. Praca tych osełek odbywa się w ściśle określonych warunkach szybkości, nacisku i chłodzenia. Samo narzędzie składa się z jednej do 6 osełek, o kształtach dostosowanych do kształtu obrabianej powierzchni. Osetki są umieszczone w oprawce, posiadającej własny napęd przy pomocy elektromotoru małej mocy. Oprawka ta wykonywa szereg złożonych ruchów oscylacyjnych i obrotowych, które w połączeniu z ruchem obrotowym przedmiotu powodują, że ruch osetek w stosunku do obrabianej powierzchni jest nieregularny i wielokierunkowy, o stale zmiennym kierunku. Szybkość i docisk osetek są zmienne, zaś szybkość przedmiotu stała, dająca się jednak regulować.

Rysunek 3 przedstawia schematyczny przebieg napędu do superfinish'u płaszczyzn a rysunek 4, uniwersalną głowicę do superfinish'u powierzchni cylindrycznych, np. czopów. Zaletą głowicy, rys. 4 jest, że może być ona użyta również na zwykłej tokarce.

Istota pracy jest następująca:

- a) osetki stale zmieniają kierunek pracy, dzięki czemu przy odpowiednio małym ich nacisku nie ma warunków dla utworzenia się ostrza wtórnego, za tym powierzchnia tak wykończona musi posiadać wysoką gładkość,
- b) początkowy docisk płytek jest wystarczający by osetki wywierały dostatecz-

ny nacisk na wystające części chropowatej powierzchni metalu, i by zaczęły je ścierać. W miarę ścierania, powierzchnia styku między osetką a metalem rośnie, wskutek czego nacisk jednostkowy osetek maleje do takiej granicy, aż staje się niewystarczający do przerwania błony smaru. Moment ten stanowi automatycznie koniec operacji. Następnie on w zależności od nacisku osetek na powierzchnię. Dalsze ruchy osetek odbywają się po błonie smaru, nie wchodząc w styczność z metalem.



Rys. 4 Głowica uniwersalna.

Wielkość powierzchni styku osetek zależy od wymiarów powierzchni obrabianej. Za mała powierzchnia styku nie jest w stanie usunąć błędów wymiarowych powierzchni, za duża — ma skłonność do zatrzymywania luźnych ziarn ściernych i powodować pogorszenie gładkości już wykończonych powierzchni.

Materiał osetek:

- a) rodzaj ziarna: węgliki Si — do wykańczania metali o niskiej wytrzymałości, węgliki Al — do wykańczania stali,
- b) wielkość ziarn — 200—600, (600 jako najczęściej stosowane),
- c) spoiwo, podobnie jak dla tarcz szlifierskich, wypalane, zeszkłone (*vitrified*), oraz prasowane z krzemianów (*silicate*) wreszcie bakelitowe.

Główny kierunek ruchów narzędzia musi być prostopadły do śladów poprzedniej obróbki. Ruch zwrotny o szybkości zmiennej jest wypadkowym dwóch ruchów składowych, z których jeden, podstawowy, jest ruchem o małej amplitudzie i szybkości $v = 0.6 - 3.0$ m/min, drugi zaś o większej amplitudzie i mniejszej szybkości od podstawowego. Docisk osetek, w przeciwieństwie do docisku stosowanego przy innych metodach wykańczania, jest bardzo mały (1—2 kG/cm²),

a powierzchnia styku osełki z metalem stosunkowo duża.

Charakter powierzchni wykańczanej nie stanowi ograniczenia w zastosowaniu tej metody. Doświadczenia wykazuje, że jest łatwiej wykończyć powierzchnię bardziej chropowatą, niż powierzchnię gładką, a nie regularną. Wykończenie np. powierzchni tocznej jest łatwiejsze niż powierzchni frezowanej.

Superfinish może składać się z 2-ch operacji: *superfinish* z grubny, przy użyciu osełek o grubszym ziarnie, szybkości $v = 3-9$ m min., oraz wykańczający, osełkami o drobnym ziarnie i szybkości $v =$ ok. 18 m min.

Optymalna szybkość przedmiotu leży w granicach 15—18 m/min. Mała szybkość nie pozwala uzyskać dostatecznej gładkości, a w każdym wypadku należy dobrać właściwy stosunek szybkości przedmiotu i osełek.

Chłodziwo ma w *superfinish*'u dwa zadania:

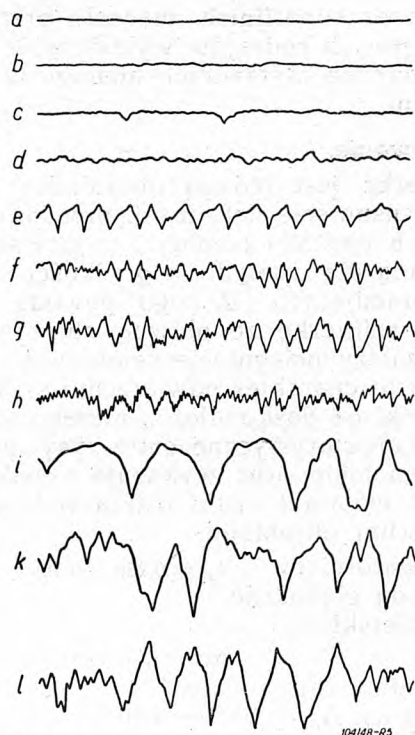
- usuwać drobne cząstki metalu, ścięte w pracy,
- kontrolować i ograniczyć w odpowiedniej chwili działanie ściernych płytek.

Dopływ chłodziwa jest stały, bez ciśnienia. Ma ono służyć po obrabianiu powierzchni pod wpływem własnego ciężaru. Skład chłodziwa, stosowanego do *superfinish*'u, jest następujący: 85—90% nafty i 15—10% gęstego oleju. Chłodziwo musi być oczyszczone w separatorach magnetycznych i wirówkach przed ponownym użyciem.

Czas trwania operacji *superfinish*'u jest różny. Zależy on od chropowatości powierzchni przygotowanej do wykańczania, twardości materiału i żądanego stopnia wykończenia powierzchni. Jako dane wyjściowe może posłużyć czas 10—20 sek. na każdy cm^2 powierzchni wykańczanej przypadający na cm^2 powierzchni roboczej docieraka. Przeciętny czas trwania wykańczania drobnych części przez *superfinish* (tłoki, ośki, sworzenie, zawory itp.) wynosi 40 sek. do 1.20 min. Tak krótki czas trwania operacji, łącznie z wysoką wydajnością osełek praktycznie nie wpływa na podwyższenie ceny gotowych przedmiotów.

Wydajność zestawu osełek wynosi (w produkcji samochodowej) ok. 250 wałów korbowych (po 25—90 sek na 1 wał 6-cio korbowy), lub 1600 tłoków, lub 2000 prowadnic zaworowych, lub 9800 bębnow hamulcowych, lub wreszcie 300000 trzonów zaworowych.

Rozwój konstrukcji obrabiarek do *superfinish*'u nastąpił przede wszystkim w zastosowaniu do przemysłu samochodowego który zapoczątkował tę metodę (Chrysler 1930-34). Skonstruowano obrabiarki do *superfinish*'u



Rys. 5 Profilogramy: powierzchni: a. polerowanej, b. wykończonej metodą *superfinish*'u, c. płaskiej, dotartej mechanicznie (*lapping*), d. otworu docieranego mechanicznie (*honning*), e. tocznej diamentem, f. otworu przeciągniętego, g. otworu rozwierconego, h. szlifowanej, i. frezowanej, k. otworu wierconego, l. tocznej.

płaszczyzn, tłoków, wałów korbowych, prowadnic zawodowych oraz cylindrów. Niezależnie od tych obrabiarek specjalnych *f-ma Foster Machine Co, Elkhart Ind.* skonstruowała głowicę uniwersalną, nadającą się również do produkcji na małą skalę. Ten typ głowicy znalazł zastosowanie do docierania wrzecion obrabiarek m.in., frezarek zaopatrzonych w brązowe panewki (metoda próbowana m.in. w fabryce *Archdale*).

Najlepsze pojęcie o właściwościach i osiągalnych wynikach metody da poniżej zestawienie porównanie charakterystyki głównych dotychczas stosowanych metod wykańczania skrawaniem powierzchni metali.



Rys. 6 Wygląd powierzchni (od lewej strony) tocznej, szlifowanej, szlifowanej gładko, docieranej, wykończonej przez *superfinish*.

Rys. 5 podaje profilogramy powierzchni obrabianych różnymi metodami.

Z porównania profilogramu otrzymanego dla *superfinish*'u z profilogramami dla innych metod wykańczania widać, że gładkość osiągn

nięta przez superfinish znacznie przewyższa wyniki innych rodzajów wykończenia. Rys. 6 daje optyczne zestawienie analogicznych powierzchni.

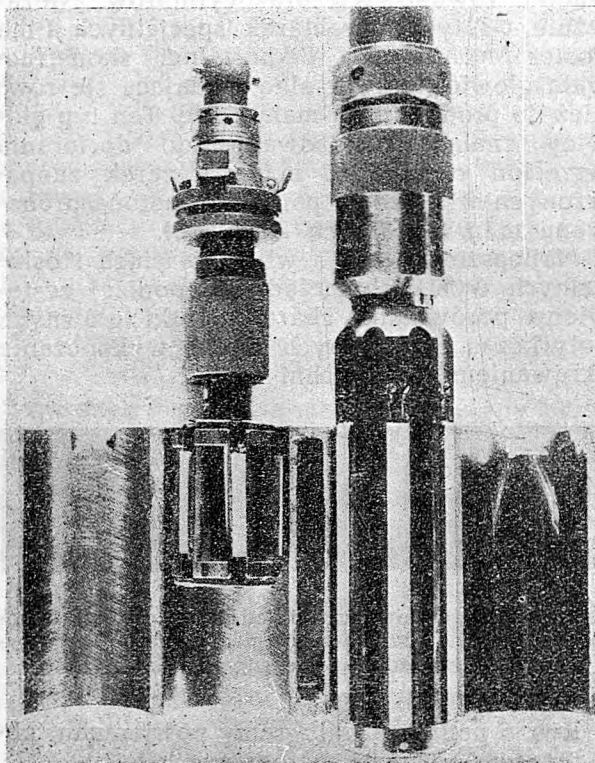
Szlifowanie.

Szlifierka jest jedyną obrabiarką umożliwiającą usunięcie deformacji przedmiotu wywołanych obróbką cieplną i najpowszechniej stosowaną dla osiągnięcia gładkości powierzchni pracujących. Z tego powodu należy uważać szlifierkę ze główną obrabiarką, od której zależy osiągnięcie zmienności części. Pomimo to charakter powierzchni szlifowanej jest daleki od doskonałości, nieregularny, posiada charakterystyczne ostre rysy, przeważnie równoległe oraz wykazuje cząstki przywartego metalu (cząstki ostrza wtórnego) do powierzchni obrobionej

Chropowatościom $h_p = 0,25\mu$ $0,50\mu$ $0,75\mu$
odpowiada głębokość
rys szlifierskich

około $0,0015\text{ mm}$ $0,0035\text{ mm}$ $0,008\text{ mm}$
a osiągalna chropowatość szlifowania leży
w granicach $h_p = 0,05 - 0,30\mu$.

Ujemną stroną szlifowania jest silny docisk tarczy do przedmiotu, który powoduje miejscowe zagrzanie powierzchni przedmiotu do około 1100 C , i odpuszczanie przedmiotów hartowanych. Drugą wadą szlifowania jest falistość powierzchni, leżąca w granicach $0,25 - 2,5\text{ mm}$.



Rys. 7 Docierak do otworów (z lewej) i narzędzie do superfinish'u (z prawej).

Docieranie mechaniczne (honing)

Operacja odbywa się przy pomocy narzędzi zaopatrzonych w płytki ścierne. Docieranie jest obróbką, stosowaną w celu osiągnięcia wymiaru, oraz w celu doprowadzenia powierzchni do prawidłowych geometrycznych kształtów (płaskość, prostoliniowość, okrągłość). Docieranie otworów (honing) jest szybszą operacją od docierania sworzni (lapping), ale mniej wydajne od szlifowania. Dokładność docierania wynosi $0,05 - 0,075\text{ mm}$. na wymiar i okrągłość przy średnicy przedmiotu $6 - 20\text{ mm}$.

Prostoliniowość płaszczyzn docieranych leży w granicach $0,0015\text{ mm}$. Gładkość osiągnięta docieraniem wynosi $h_p = 0,025 - 0,20\mu$ zależnie od wymagań, przy czym gładkość osiągnięta tą metodą jest znacznie równomierniejsza dla poszczególnych sztuk w obrębie danej partii niż w wypadku szlifowania.

Szybkość obrotowa docieraka przy docieraniu otworów wynosi $v_1 = 45 - 150\text{ m/min}$. zaś szybkość ruchu posuwistego zwrotnego wynosi $v_2 = 90 - 360\text{ m/min}$. Częstotliwość zwrotnego ruchu docieraka wynosi $30 - 100$ skoków/min. Docisk narzędzia wynosi $35 - 70\text{ kg/cm}^2$. Temperatura pracy (wywołana tarciem) wynosi $20 - 40\text{ C}$.

Szybkość obwodowa tarcz dla docierania płaszczyzn wynosi $v_t = 9 - 27\text{ m/min}$. Szybkość obwodowa przedmiotu $v_p = 6 - 22\text{ m/min}$. docisk tarcz ok. 85 kg/cm^2 .

Naddatki na docieranie (lapping) wynoszą:
 $0,025 - 0,130\text{ mm}$. dla płaszczyzn,
 $0,013 - 0,040\text{ mm}$. dla sworzni,
 $0,013 - 0,500\text{ mm}$. dla otworów (małych i dużych średnic).

Superfinish.

Prawidłowo przygotowane do superfinish'u powierzchnie powinny wykazywać:

chropowatość $h_p = 0,85 - 0,25\mu$
szybkość płytek ściernych wynosi

$v = 1 - 6\text{ m/min}$.

szybkość przedmiotu (obwodowa)

$v = 3 - 10\text{ m/min}$.

zmiana kierunku ruchu $300 - 3000$ na min.

docisk narzędzia $0,07 - 2,1\text{ kg/cm}^2$

Gładkość osiągnięta przez superfinish wynosi $h_p = 0,025 - 0,05\mu$, dzięki czemu superfinish wału korbowego i innych części silnika zastępuje dotarcie w ruchu.

Próby smarowania powierzchni wykończonych przy pomocy superfinish'u wykazały, że warstewka smaru 10-krotnie cieńsza od koniecznej do smarowania powierzchni b. gładko szlifowanych pozwala na obciążenie 2 razy większe, zanim nastąpi jej przerwanie. Inne doświadczenia wykazały, że zmniejszenie chropowatości z $0,5$ na $0,035\mu$ pozwala na 25-krotne zwiększenie obciążenia zanim nastąpi zatarcie współpracujących powierzchni.

Wyniki te pozwalają bądź na zwiększenie obciążenia powierzchni narażonych na tarcie bez zwiększenia wymiarów samym powierzchnią bądź też przy pozostawieniu obciążenia bez zmiany, na zmniejszenie powierzchni nośnych co równa się zmniejszeniu ciężaru konstrukcji.

Zużycie części współpracujących wykończonych przez superfinitish jest praktycznie niedostrzegalne, co pozwala na stosowanie od pierwszej chwili optymalnych luzów w poszczególnych zespołach.

W przeciwieństwie do docierania, superfinitish nie poprawia wymiarów przedmiotu i nie usuwa błędów poprzedniej obróbki (błędy geometryczne kształtu, ślady drgań itp.) lecz przeciwnie, potęguje te ślady.

Na podstawie przytoczonej wyżej charakterystyki rodzajów obróbki wykańczającej można te rodzaje podzielić na następującą grupę:

- a) Obróbka wykańczająca „wymiarowa” i „bezwymiarowa”. Cechą obróbki bezwymiarowej jest usunięcie warstwy materiału o grubości, nieprzewyższającej tolerancji gotowego przedmiotu. Do obróbki wymiarowej należą wszystkie rodzaje obróbki, z wyjątkiem niektórych rodzajów docierania wykańczającego i superfinitish'u,
- b) obróbka „ciepła”, podczas której występuje znaczne miejscowe podwyższenie temperatury powierzchni przedmiotu i obróbka „chłodna”, w której podwyższenie temperatury jest nieznaczne. Do pierwszej należą wszystkie rodzaje obróbki wykańczającej, z wyjątkiem t.zw. „microhoning”, t.j. wykończenia otworów przy równoczesnym nadaniu im wysokiej gładkości, oraz superfinitish.

Zestawienie charakteru omówionych rodzajów obróbki wykańczającej podaje Tablica I.

Na podstawie powyższego zestawienia można podkreślić następujące zalety wykańczania powierzchni metodą superfinitish:

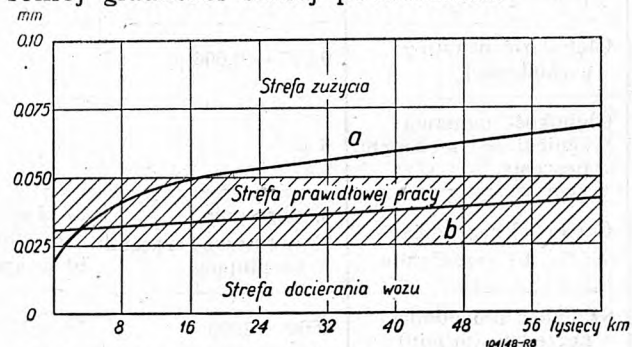
- a) Prawie zupełne usunięcie zużycia części pracujących w ruchu. Wysoka gładkość powierzchni pozwala na utrzymanie ciągłości warstewki smaru, która rozgranicza powierzchnie współpracujące, zmniejszając ich tarcie do minimum.
- b) Odporność na korozję powierzchni doskonale gładkiej jest silnie zwiększona. Przykład wpływu superfinitish'u na zużycie części przedstawia rys. 8.

Superfinitish elektrolityczny

Badania zjawisk tarcia i zmęczenia materiału wykazują, że przy jednakowej strukturze geometrycznej powierzchni, zachowanie się materiału w pracy zależy od mikrostruktury powierzchniowej warstwy metalu. Wskutek tego superfinitish musi być rozpatrywany

pod dwoma kątami: mechanicznym i metalograficznym.

Wobec zalet powierzchni wykończonych drogą superfinitish'u mechanicznego rozpoczęto prowadzić badania, czy nie zachodzi możliwość zastosowania takiej metody, która pozwoliłaby na usunięcie zupełne warstwy *Beilby'ego* przy równoczesnym nadaniu wysokiej gładkości samej powierzchni.

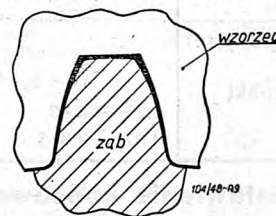


Rys. 8 Wykres dotarcia i zużycia się samochodu.

- a) przy wykończeniu zwykłym
- b) przy wykończeniu superfinitishem

Metodą tą okazał się superfinitish elektrolityczny, który polega na skorodowaniu szczytów chropowatości, pozostałych z poprzedniej obróbki mechanicznej. Wynikiem korodującego działania kąpieli jest wyższa gładkość powierzchni, a uzyskanie żądanej gładkości mierzy się przy tej metodzie przy pomocy czasu, znając grubość skorodowanej warstwy na jednostkę czasu (w mikronach na sek.).

Stosując np. superfinitish elektrolityczny do sworzni łokowych przez 30 sek., uzyskujemy spadek chropowatości jego powierzchni z 1,25 μ na 0,10 μ przy skorodowaniu 0,01 mm grubości warstewki metalu.



Rys. 9 Powiększony profil zęba wykończonego superfinitish'em elektrolitycznym.

Stwierdzono również, że superfinitish elektrolityczny nie deformuje profilu przedmiotu, wobec czego można tę metodę stosować do wykończenia powierzchni o dokładnym profilu (koła zębate, zawory itp.). Rys. 9.

Badania nad wpływem wykończenia elektrolitycznego powierzchni na własności mechaniczne materiału są dopiero zapoczątkowane. Na podstawie wstępnych porównań wyników badań własności mechanicznych próbek wykończonych mechanicznie i elektrolitycznie można stwierdzić, że wyniki dla tych ostatnich wykazują znacznie mniejszą rozbieżność.

TABLICA I
Zestawienie warunków pracy i wyników głównych rodzajów obróbki wykańczającej

Rodzaj wykończenia	Szlifowanie	Docieranie otworów (<i>honing</i>)	Docieranie powierzchni (<i>lapping</i>)	Superfinish
Gładkość powierzchni h_p (μ)	0.025 — 0.80 μ	0.025 — 0.20 μ	0.010 — 0.12 μ	0.010 — 0.12 μ
Wygląd zewnętrzny powierzchni	ostre linie równoległe	niezbyt ostre linie krzyżujące się	gładkie rysy o charakterze przypadkowym	przypadkowe drobne rysy
Głębokość warstwy uszkodzonej	0,007 — 0,008 μ		0.003 μ	0.0010 — 0.0015 μ
Głębokość warstwy zgniecionej w danym procesie	5 μ		1,5 μ	1,5 μ
Cechy a) narzędzia b) przedmiotu	a) obrotowy b) obrotowy i czasami oscylujący	a) obrotowy lub oscylujący b) w spoczynku	a) obrotowy i mimosłobodowy b) obrotowy (lub spoczynkowy) i powrotny	a) obrotowy i powrotny b) obrotowy i oscylujący
Szybkość obwodowa narzędzia (m/min)	1600 — 2600	50 — 170	10 — 30	1 — 17 (opt. 1,5 — 7)
Szybkość przedmiotu (m/min)	10 — 20	0	7 — 25	zgrubna 3 — 10 wykończ. 10 — 20
Ruch zwrotny	ciągły $1/1, - 3/4$ szerokości tarczy na 1 obrót przedmiotu	30 do 40 skoków na min.	30 — 90 skoków na min.	300 — 3000 skoków min
Narzędzia	tarcza cylindryczna	1 do 6 osełek rozprężnych	2 tarcze równoległe środek ścierny, luźny	3-6 osełek do otworów 1-6 osełek do sworzni
Chłodziwo	emulsujące $1/40$ lub woda z sodą	mineralny olej o niskiej lepkości		
Styk narzędzia z powierzchnią przedmiotu	w linii	w 1 — 6 miejsc liniowych	w linii lub na powierzchni	na dużej powierzchni
Docisk narzędzia z powierzchnią przedmiotu	140 — 1400	35 — 70	do 85	0.07 — 2 dla otworów 0.2 — 3.5 dla wałków i płaszczyzn
Temperatura miejscowego rozgrzania przedmiotu kG/cm ²	180 — 1100 C	20 — 40 C	20 — 40 C	nie dostrzegalne
Grubość warstwy zdjętej w mm				
a) podczas obróbki wstępnej	0.25 — 0.40	0.05 — 0.40	nie stosowane	nie stosowane
b) gładzenie	0.07 — 0.015	0.025 — 0.008	0.008 — 0.0003	0.0025 — 0.0015

Zestawienie końcowe

Wobec rosnących wymagań w odniesieniu do warunków pracy mechanizmów (obciążenie, szybkość, odporność na zużycie) została wprowadzona nowa metoda osiągnięcia wysokiej gładkości, t.zw. superfinish.

Superfinish ma na celu:

- usunąć zewnętrzną warstewkę tlenków i zdeformowanej struktury metalu, utworzonej przez każdy rodzaj obróbki skrawaniem,
- nadać powierzchni metalu prawidłowy kształt z punktu widzenia mikrogeometrycznego.

Cel ten zostaje osiągnięty:

- częściowo przez superfinish mechaniczny, który pozostawia ślady warstewki zdeformowanej,

- całkowicie przez superfinish elektroli-tyczny.

Obydwa rodzaje superfinish'u zaliczyć można do t. zw. obróbki bezwymiarowej t. j. która zdejmując warstewkę, o grubości leżącej w zakresie powszechnie stosowanych tolerancji wymiarów.

LITERATURA

- A. M. Swigert — Story of Superfinish; Lynn Publ. Co Detroit 1940.
 Dr. G. Schlesinger — Surface Finish, The Inst. of Prod. Eng. London 1942.
 M. Moudon dr. — Le polissage électrolytique méthode de Superfinition.
 P. Nicolau — Microgéométrie et étude des formes des surfaces.
 J. Misset et P. Revel — La Superfinition. 3 — 5 Editions de l'office professionnel général de la transformation des métaux, Paris 1945.
 The Inst. of Mech. Eng., Proceedings 1945 Vol. 153.

Nowa metoda wykreślnego doboru zespołów współosiowych przekładni zębatych

Inż.-mech. WITOLD SZYMANOWSKI

Wstęp. Zależności podstawowe. Dobór zespołów współosiowych metodą obliczenia najmniejszej wspólnej wielokrotnej. Warunek najmniejszej różnicy ilości zębów sąsiednich kół zębatych. Obliczanie zespołów przybliżonych za pomocą kolejnych prób. Metoda krzywej granicznej. Wpływ zmiennych modułów. Tabele i wykresy dla doboru zespołów przybliżonych przekładni współosiowych. Zespoły dokładnych przekładni współosiowych. Nowa metoda wykreślna doboru zespołów dokładnych przekładni.

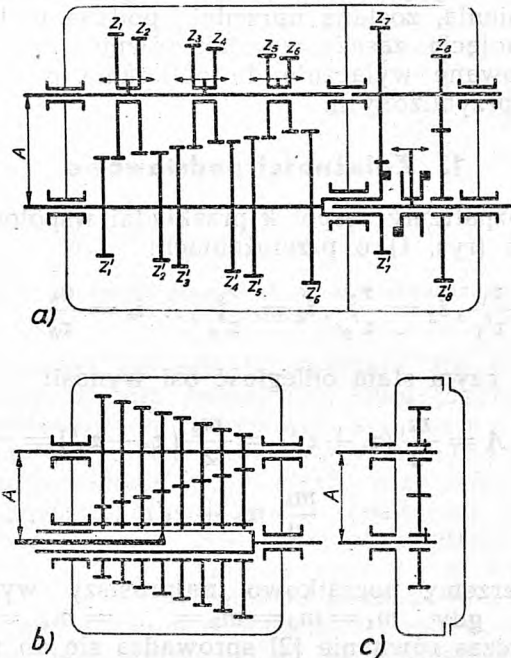
Wstęp

Zespoły współosiowych przekładni zębatych znajdują szerokie zastosowanie w budowie obrabiarek. Spotykamy się z nimi w konstrukcji każdego nieomal wrzeciennika lub skrzynki posuwów, przy czym rozróżnić należy trzy następujące najbardziej typowe zastosowania: a) Przekładnie z kołami przesuwными lub też ze sprzęgłami lub odboczkami (rys. 1a). Liczba par kół współosiowych dochodzi tu zazwyczaj do 6 lub nawet 8, czasem liczba par może być jeszcze wyższa, gdy wspólne osie wałów wykorzystane są do przeprowadzenia równolegle kilku niezależnych łańcuchów przekładniowych. b) Przekładnie z klinem przesuwным (rys. 1b), w którym liczba par kół zębatych dochodzi do kilkunastu. c) Przekładnie z kołami zębatymi wymiennymi (rys. 1c), z liczbą przełożeń zależną jedynie od możliwości doboru odpowiedniej ilości kół zębatych.

Nowe kierunki projektowania obrabiarek stawiają konstruktorowi coraz częstsze i trudniejsze zadania doboru zespołów przekładni współosiowych. Konieczność dostosowania obrabiarek do ich produkcji w wielkich seriach, lub nawet masowo, wpływa na tendencję zmniejszenia ilości otworów łożyskowych w skrzynkach, które ponadto często są wydzielane konstrukcyjnie wewnątrz zasadniczych korpusów, a więc muszą posiadać ograniczone wymiary. Wpływa to na zwiększanie ilości przekładni w poszczególnych zespołach współosiowych.

Dla nowoczesnych obrabiarek niezwykle typowym elementem są wymienne koła zębate współosiowe. Spotykamy je przede wszystkim w automatach, półautomatach i obrabiarkach do specjalnych celów, poza tym również w t.zw. obrabiarkach produkcyjnych, a nawet ostatnio i w obrabiarkach uniwersalnych, gdzie obok przełączania skrzynek przekładniowych za pomocą dźwignien stosuje się często koła wymienne do zmiany zakresu ilości obrotów lub wielkości posuwów. Przekładnie kół wymiennych współosiowych w wielu wypadkach wypierają zwykle koła zmianowe z ruchomą osią koła pośredniego (przekładnie gitarowe), gdyż jakkolwiek trudniejsze do zaprojektowania, przewyższają je sztywnością ułożyskowania i łatwą obsługą.

Należy jeszcze wspomnieć o próbach eliminowania mechanizmu Nortona z napędu ruchu posuwowego. Zastąpienie tych mechanizmów, odznaczających się małą sztywnością i kłopotliwą obsługą oraz trudnością uniknięcia otworu w przedniej ścianie korpusu, sprowadza się w wielu wypadkach do rozwiązania zadania doboru odpowiedniego zespołu przekładni współosiowych.



Rys. 1. Typowe zastosowanie zespołów przekładni współosiowych: a) przekładnie z kołami przesuwными, przekładnie odboczkowe i sprzęgłowe, b) przekładnie z klinem przesuwным, c) koła zębate wymienne.

Gdy zespół przekładni współosiowych jest nieliczny, a nadto gdy dopuszczalne są pewne odchylenia wielkości zadanych przełożeń, dobór ich jest dosyć łatwy. Trudności znacznie wzrastają wraz ze wzrostem ilości przekładni w zespole, a nadto ze zmniejszeniem tolerancji wielkości przełożenia. W nowoczesnych obrabiarkach staramy się o ściśle przestrzeganie szeregów geometrycznych, oraz stosowanie normalnych liczb obrotów, i wielkości posuwów¹⁾; np. projekt normy

1) Porówn. inż. W. Szymanowski. Szeregi obrotów wrzecion obrabiarek i ich normalizacja. Mechanik zes. 4 — 5, 1947.

PN/N—510 „Normalne liczby obrotów wrzecion”, dopuszcza odchyłkę zaledwie $\pm 1,5\%$. Jakkolwiek odchyłki te są nieznaczne, pozostawiają jednak pewną swobodę w doborze poszczególnych przekładni. Bez porównania trudniejsze jest zagadnienie doboru przekładni współosiowych w wypadku konieczności ścisłego przestrzegania żądanych przełożeń, co ma miejsce np. w skrzynkach posuwów gwintowych, mechanizmach zataczarek, obrabiarek do kół zębatach itp. Należy wobec tego rozróżnić dwa odmienne typy zespołów przekładni współosiowych, *przekładnie współosiowe przybliżone* i *przekładnie współosiowe dokładne*, przy czym naogół konieczne jest stosowanie odrębnych metod przy ich obliczaniu.

Celem tego artykułu jest zapoznanie czytelników z nową wykreślną metodą doboru zespołów dokładnych przekładni współosiowych, aby jednak uzyskać obraz całości zagadnienia, zostaną uprzednio podane niektóre pojęcia zasadnicze, jak również metody stosowane wyłącznie do obliczania przekładni przybliżonych.

1. Zależności podstawowe

Rozpatrzmy zespół k przekładni współosiowych (rys. 1) o przełożeniach:

$$i_1 = \frac{z_1}{z'_1}, i_2 = \frac{z_2}{z'_2}, i_3 = \frac{z_3}{z'_3}, \dots, i_k = \frac{z_k}{z'_k} \quad [1]$$

przy czym stała odległość osi wynosi:

$$A = \frac{m_1}{2}(z_1 + z'_1) = \frac{m_2}{2}(z_2 + z'_2) = \dots = \frac{m_k}{2}(z_k + z'_k) \quad [2]$$

Bierzemy początkowo najprostszy wypadek, gdy $m_1 = m_2 = m_3 = \dots = m_k = m$; wówczas równanie [2] sprowadza się do warunku, aby suma ilości zębów S współpracujących kół zębatach była wielkością stałą, t.zn.

$$S = z_1 + z'_1 = z_2 + z'_2 = \dots = z_k + z'_k \quad [3]$$

Wyznaczamy szereg par liczb całkowitych wzajemnie pierwszych $a_1, b_1; a_2, b_2; \dots, a_k, b_k$, które spełniają zależność:

$$\frac{a_1}{b_1} = \frac{z_1}{z'_1} = i_1; \frac{a_2}{b_2} = \frac{z_2}{z'_2} = i_2; \dots \frac{a_k}{b_k} = \frac{z_k}{z'_k} = i_k \quad [4]$$

Wówczas

$$z_1 = p_1 a_1; z_2 = p_2 a_2 \dots z_k = p_k a_k \quad [5a]$$

$$\text{oraz } z'_1 = p_1 b_1; z'_2 = p_2 b_2 \dots z'_k = p_k b_k \quad [5b]$$

ponadto

$$p_1 s_1 = p_2 s_2 = \dots = p_k s_k = S \dots [6]$$

gdzie

$$s_1 = a_1 + b_1, s_2 = a_2 + b_2, \dots, s_k = a_k + b_k \quad [7]$$

Jasne jest, że najmniejsza stała odległość osi zostanie osiągnięta, gdy suma ilości zębów S_{min} będzie najmniejszą wspólną wielokrotnością (NWW) liczb $s_1, s_2, s_3 \dots s_k$, które będziemy nazywali *sumami jednostkowymi przełożeń*.

2. Dobór zespołów współosiowych metodą obliczania NWW

Metoda ta nadaje się przede wszystkim do doboru zespołów przybliżonych, a zwłaszcza w tych wypadkach, gdy zostaną zastosowane normalne przełożenia poszczególnych przekładni²⁾ t.zn. przełożenia, w których $i = 1,06^q$, gdzie q jest dowolną liczbą całkowitą dodatnią lub ujemną.

Należy zwrócić uwagę przy stosowaniu metody NWW, że dla uzyskania możliwie małej sumy zębów S , należy unikać wartości sum jednostkowych s , będących dużymi liczbami pierwszymi, gdyż zwiększa to najmniejszą wspólną wielokrotną. Jeżeli np. $i =$

$$1:1,12 = \frac{a}{b} \sim \frac{8}{9}, \text{ wówczas } s = a + b = 17;$$

ponieważ jest to liczba pierwsza, bardziej jest wskazane w tym wypadku przyjąć przy-

$$\text{bliżenie } i = \frac{a}{b} = \frac{17}{19}, \text{ gdyż stąd } s = 36 = 2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 3.$$

Oczywiście taka dowolność wyboru jest możliwa jedynie przy obliczaniu zespołów przybliżonych.

Postępowanie stosowane przy metodzie NWW najlepiej da się wyjaśnić na następującym przykładzie:

Przykład 1. Obliczyć zespół złożony z 6 następujących przekładni:

$$i_1 = 1:1,41; i_2 = 1:1,12; i_3 = 1:1,12; i_4 = 1:1,26; i_5 = 1:1,58; i_6 = 1:2$$

Obieramy czynniki pierwsze licznika i mianownika:

$$\frac{a_1}{b_1} \approx \frac{7}{5}; \frac{a_2}{b_2} \approx \frac{19}{17}; \frac{a_3}{b_3} \approx \frac{17}{19}; \frac{a_4}{b_4} \approx \frac{4}{5}; \frac{a_5}{b_5} \approx \frac{7}{11}; \frac{a_6}{b_6} \approx \frac{1}{2}.$$

Stąd:

$$\begin{aligned} s_1 &= a_1 + b_1 = 7 + 5 = 12 = 2 \cdot 2 \cdot 3 \\ s_2 &= a_2 + b_2 = 19 + 17 = 36 = 2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 3 \\ s_3 &= a_3 + b_3 = 17 + 19 = 36 = 2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 3 \\ s_4 &= a_4 + b_4 = 4 + 5 = 9 = 3 \cdot 3 \\ s_5 &= a_5 + b_5 = 7 + 11 = 18 = 2 \cdot 3 \cdot 3 \\ s_6 &= a_6 + b_6 = 1 + 2 = 3 \end{aligned}$$

$$\text{NWW} = S_{min} = 2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 3 = 36$$

Rzeczywista suma zębów S może być przyjęta jako wielokrotność S_{min} np. 72, 108 i t.p. Przyjmując jednak $S = S_{min} = 36$, otrzymamy $p_1 = S : s_1 = 36 : 12 = 3, p_2 =$

2) Porów. inż. W. Szymanowski „Podstawy obliczania skrzynek prędkości w obrabiarkach”. Przegląd Mechaniczny. 1939 r. zes. 1.

$$= S : s_2 = 1, p_3 = S : s_3 = 1; p_4 = S : s_4 = 4; p_5 = S : s_5 = 2 \text{ i } p_6 = S : s_6 = 12.$$

Stąd już bezpośrednio: $z_1 = p_1 \cdot a_1 = 3 \cdot 7 = 21, z_2 = p_2 \cdot a_2 = 1 \cdot 19 = 19, z_3 = 17, z_4 = 16, z_5 = 14, z_6 = 12$. Podobnie $z'_1 = p'_1 \cdot b_1 = 3 \cdot 5 = 15, z'_2 = p'_2 \cdot b_2 = 1 \cdot 17 = 17, z'_3 = 19, z'_4 = 20, z'_5 = 22, z'_6 = 24$.

3. Warunek najmniejszej różnicy ilości zębów sąsiednich kół zębatych

Należy zwrócić uwagę, że w niektórych wypadkach obliczona w powyższy sposób suma zębów może nie zezwolić na konstrukcyjne wykonanie pewnych typów przekładni. Np. dla trójek przesuwnych (rys. 2a) zbyt mała różnica średnic kół z_1 i z_2 może nie zezwolić (jak to pokazano na rys. 2b) na przesuwanie bloku kół w prawo od położenia środkowego. Warunek wykonalności sprowadza się tu do zależności $z_1 - z_2 = \Delta z \gg 4$ [8] ³⁾.

Jak widać, wykonanie przekładni i_1, i_2, i_3 z przykładu 1, w postaci trójki przesuwnej jest niewykonalne, gdyż $z_1 - z_2 = 21 - 19 = 2 \ll 4$. Tak więc suma zębów dopuszczalna w układzie z dwójkami, w tym wypadku musiałaby zostać zwiększona.

Androuin podaje następującą metodę bezpośredniego ustalania najmniejszej ilości zębów:

jeżeli $i_1 = \frac{z_1}{z'_1}; i_2 = \frac{z_2}{z'_2}$, a nadto $z_1 - z_2 = \Delta z$ wówczas

$$i_2 = \frac{z_1 - \Delta z}{z'_1 + \Delta z} = \frac{i_1 z'_1 - \Delta z}{z'_1 + \Delta z};$$

$$i_2 z'_1 + i_2 \cdot \Delta z = i_1 z' - \Delta z;$$

i wreszcie $z'_1 = \frac{\Delta z \cdot (i_2 + 1)}{i_1 - i_2} \dots \dots \dots$ [9]

Przykład 2. Rozpatrując np. przekładnie $i_1 = 1,41$ i $i_2 = 1,12$ znajdziemy: $z'_1 = \frac{4(1,12 + 1)}{1,41 - 1,12} = 29,3$. Przyjmując $z'_1 = 30$ otrzymamy $z_1 = i_1 \cdot z'_1 = 1,41 \cdot 30 = 42; S = z_1 + z'_1 = 42 + 30 = 72$, oraz $z'_2 = S : (1 + i_2) = 72 : 2,12 = 34; z_2 = 72 - 34 = 38$ ⁴⁾

4. Obliczenie zespołów przybliżonych za pomocą kolejnych prób

W wielu, zwłaszcza prostszych wypadkach rezygnuje się z obliczenia NWW, stosując kolejne próby z pomocą suwaka rachunkowego. W tych wypadkach zakłada się zgóry sumę zębów S ⁵⁾ (która zresztą często jest

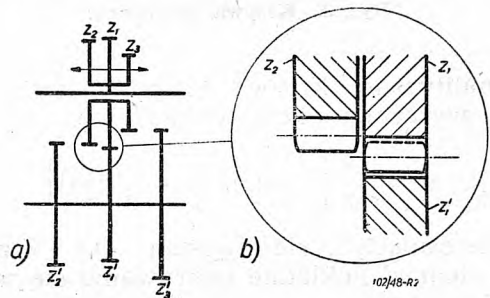
3) $\Delta z = 4$ jest najmniejszą teoretyczną wielkością różnicy, przy której jednak wierzchołki zębów ocierałyby się o siebie. Pragnąc tego uniknąć należałoby średnice wierzchołków zmniejszyć np. o 0,1 mm lub zastosować $\Delta z = 5$.

4) Germar, na podstawie analizy t. zw. krzywej granicznej, uzyskuje wzór, który pozwala bezpośrednio określać najmniejszą dopuszczalną sumę

$$S_{min} = 1,8 \frac{\Delta z}{lg \varphi}, \text{ gdzie } \varphi = i_1 : i_2.$$

5) Wskazówka praktyczna: Dla przekładni znormalizowanych zaleca się przyjmować S będące wielokrotnością liczb 12 lub 18.

narzucona przez inne względy konstrukcyjne), poczem liczbę S dzieli się kolejno przez wartości $i + 1$ w wypadku, gdy $i \gg 1$, albo też przez $\frac{1}{i} + 1$, gdy $i \leq 1$. Jako wynik otrzymuje się liczbę zębów koła mniejszego (z lub z'). Liczbę zębów koła współpracującego uzyskuje się mnożąc wynik przez i (lub $\frac{1}{i}$) albo bezpośrednio odejmując go od sumy S . Rozwiązanie jest prawidłowe, jeżeli otrzymane dla wszystkich przekładni ilości zębów są bliskie liczby całkowitej, do której muszą być następnie zaokrąglone, gdyż w przeciwnym razie uzyskalibyśmy zbyt wielką odchyłkę od założonej przekładni. Jeżeli nie uda się dla wszystkich przekładni uzyskać potrzebną dokładność, należy próbę powtórzyć przy założeniu innej sumy zębów.



Rys. 2. a) trójka przesuwna, b) zazębienie trójki przesuwnej.

czasami dokładność zwiększa się w ten sposób, że dla jednej lub kilku przekładni współosiowych przyjmuje się sumę zębów o 1 lub 2 zęby mniejszą od sumy przekładni pozostałych, przy czym dla zachowania prawidłowości współpracy stosuje się korekcję $P +$ przy czym suma jednostkowych przesunięć zarysu $x + x'$ wynosi $= 0,5$ lub $= 1$. Metoda ta pozwala niejednokrotnie, dla koła o małej ilości zębów, zwiększyć jego wytrzymałość jak również średnicę wałka.

Przykład 3. Dane są przełożenia $i_1 = 2, i_2 = 1 : 1,26$ oraz $i_3 = 1 : 3,16$. Zakładając $S = 72$, znajdziemy za pomocą suwaka $z_1 = S : (i_1 + 1) = 72 : (2 + 1) = 24, z'_1 = 72 - 24 = 48, z'_2 = S : (\frac{1}{i_2} + 1) = 72 : (1,26 + 1) = 31,8 \approx 32, z_2 = 72 - 32 = 40$ wreszcie $z_3 = 72 : (3,16 + 1) = 17,3$. Gdyby tę odchyłkę od liczby całkowitej uważać za zbyt wielką można by przyjąć $S_3 = 71$, wówczas $z'_3 = 71 : 4,16 = 17, z_3 = 71 - 17 = 54$. Hoło z'_3 należy wykonać z korekcją P i jednostkowym przesunięciem zarysu $x \approx 0,5$.

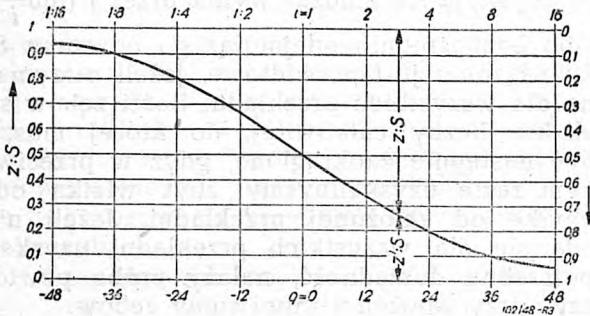
5. Metoda krzywej granicznej

Rozpatrując dowolną przekładnię zespołu, dla której $z + z' = S$ oraz $i = z : z' = 1,06^q$ znajdziemy:

$$z = S \frac{i}{1 + i} = S \frac{1,06^q}{1 + 1,06^q};$$

$$z' = S \frac{1}{1+i} = S \frac{1}{1+1,06^q} \quad [10a, 10]$$

Zależność pomiędzy z i q oraz i może być przedstawiona graficznie za pomocą t zw. krzywej granicznej (rys. 3), zastosowanej do obliczenia przekładni przez Adlera⁶⁾.



Rys. 3. Krzywa graniczna.

Analitycznie krzywa ta przedstawia funkcję wyrażoną przez tangens hiperboliczny:

$$z' = \frac{S}{2} \left[1 + \tanh \left(-\frac{2.3}{2} \lg i \right) \right] \dots [11]$$

Interesującą właściwością tej krzywej jest nieomal dokładne pokrywanie się w granicach $-12 \leq q \leq 12$, t. zn. $\frac{1}{2} \leq i \leq 2$ z linią prostą. W tych granicach może być ona wyrażona równaniem przedstawiającym jej cięciwe:

$$z' = \frac{S}{2} \left(1 - 0,965 \frac{2,3}{2} \lg i \right) \dots [12]$$

Na tej podstawie można ustalić różnicę ilości zębów dwu sąsiednich kół zębatach (napędowych lub napędzanych) w postaci zależności:

$$\begin{aligned} \Delta z &= z_1 - z_2 = z'_1 - z'_2 = \\ &= \frac{S}{2} \cdot \frac{2,3}{2} (\lg i_1 - \lg i_2) = \frac{S}{1,8} \lg \varphi \dots [13] \end{aligned}$$

Równanie to pozwala ustalić następującą regułę: Dla otrzymania zespołu przekładni $i_1, i_2, i_3, \dots, i_k$ stopniowych wg szeregu geometrycznego t. zn. $\frac{i_k}{i_{k-1}} = \varphi$, przy czym $i_1 > \frac{1}{2}$ a $i_k \leq 2$. wystarczy aby koła zębata $z_1, z_2, z_3, \dots, z_k$ tworzyły szereg arytmetyczny $\Delta z = \text{const.}$). Błąd przełożenia w tym wypadku nie przekracza $\pm 1\%$. Metoda powyższa specjalnie dobrze nadaje się do doboru zespołów kół wymiennych.

Przykład 4. Obliczyć koła wymienne dające znormalizowany szereg $\varphi = 1,19$.

⁶⁾ Adler. Rozprawa doktorska. Hannover 1907.

Na podstawie wzoru [13] $\Delta z = \frac{S}{1,8} \lg 1,19 = 0,0417 S$.

Dla kolejnych wartości $\Delta z = 1, 2, 3, 4, 5 \dots$

Otrzymamy $S = 24, 48, 72, 96, 120 \dots$

Obierając np. ze względów konstrukcyjnych $S = 96$ czyli $\Delta = 4$, znajdziemy kolejne $i \geq 1$, a mianowicie:

$$\frac{48}{48}; \frac{48+4}{48-4} = \frac{52}{44}; \frac{48+2 \cdot 4}{48-2 \cdot 4} = \frac{56}{40}; \frac{48+3 \cdot 4}{48-3 \cdot 4} = \frac{60}{36};$$

$$\frac{48+4 \cdot 4}{48-4 \cdot 4} = \frac{64}{24};$$

analogicznie kolejne $i \leq 1$. $\frac{48-4}{48+4} = \frac{44}{52}$ i td.

Sprawdzenie $\frac{52}{44} = 1,19; \frac{56}{44} = 1,41 = 1,19^2$ i td.

6. Wpływ zmiennych modułów

Wszystkie poprzednie rozważania dotyczyły uproszczonego wypadku gdy moduł dla poszczególnych przekładni był wielkością stałą. Warunek ten może być w wielu wypadkach zachowany, przy czym niewielkie różnice obciążenia mogą być wyrównane zmienną szerokością kół zębatach. Przy większych różnicach przenoszonych sił obwodowych nieuniknione jest stosowanie różnych modułów dla poszczególnych par kół.

Dla dwu przekładni współosiowych można napisać na podstawie wzoru [2]:

$$m_1 (z_1 + z'_1) = m_2 (z_2 + z'_2)$$

czyli

$$S_2 = \frac{m_1}{m_2} S_1 \dots [14]$$

t. zn. przekładnia i_2 powinna być obliczona nie dla sumy zębów S_1 przekładni i_1 , lecz dla sumy powiększonej w stosunku $\frac{m_1}{m_2}$. Oczywiście ze względu na normalne moduły nie

zawsze udaje się dobrać zarówno S_1 jak i S_2 w liczbach całkowitych. W tych wypadkach należy otrzymane wartości zaokrąglić do najbliższej całkowitej, stosując jednocześnie korekcję.

7. Tablica i wykresy do doboru zespołów przybliżonych przekładni współosiowych

Dobór przybliżonych przekładni współosiowych nie jest zbyt utrudniony, jednak przy większym ich zespole wymaga dosyć żmudnych obliczeń, gdyż metoda NWW daje nieraz zbyt duże liczby, a kolejne dobieranie sumy zębów S powoduje wielokrotnie powtarzanie przeliczeń dla uzyskania zadawalającego rezultatu. Celem doboru zespołów przekładni znormalizowanych Gernmar podaje w swej znanej książce⁷⁾ tablice zestawione dla przekładni typu $i = 1,06^q$ od $i = 1$ do $i = 5,96$ w których dla wszystkich sum zębów $30 \leq S$

⁷⁾ Gernmar. Die Getriebe für Normdrehzahlen 1932 r. Ponadto tablice te zamieszczone Aczerkan „Raszczot i konstruowanie mietalozęszuszczich stankow“ 1936 r.

Przełożenie $i = z' / z$ $i_1 = z'_1 / z_1$	Wartość dokł.			
	1,00	1,06	1,12	1,18
35	•	•	•	•
36	•	•	•	•
37	•	•	•	•
38	•	•	•	•
39	•	•	•	•
40	•	•	•	•
41	•	•	•	•
42	•	•	•	•
43	•	•	•	•
44	•	•	•	•
45	•	•	•	•
46	•	•	•	•
47	•	•	•	•
48	•	•	•	•
49	•	•	•	•
50	•	•	•	•
51	•	•	•	•
52	•	•	•	•
53	•	•	•	•
54	•	•	•	•
55	•	•	•	•
56	•	•	•	•
57	•	•	•	•
58	•	•	•	•
59	•	•	•	•
60	•	•	•	•
61	•	•	•	•
62	•	•	•	•
63	•	•	•	•
64	•	•	•	•
65	•	•	•	•
66	•	•	•	•
67	•	•	•	•
68	•	•	•	•
69	•	•	•	•
70	•	•	•	•
71	•	•	•	•
72	•	•	•	•
73	•	•	•	•
74	•	•	•	•
75	•	•	•	•
76	•	•	•	•
77	•	•	•	•
78	•	•	•	•
79	•	•	•	•
80	•	•	•	•
81	•	•	•	•
82	•	•	•	•
83	•	•	•	•
84	•	•	•	•
85	•	•	•	•
86	•	•	•	•
87	•	•	•	•
88	•	•	•	•
89	•	•	•	•
90	•	•	•	•
91	•	•	•	•
92	•	•	•	•
93	•	•	•	•
94	•	•	•	•
95	•	•	•	•
96	•	•	•	•
97	•	•	•	•
98	•	•	•	•
99	•	•	•	•
100	•	•	•	•
101	•	•	•	•
102	•	•	•	•
103	•	•	•	•
104	•	•	•	•
105	•	•	•	•
106	•	•	•	•
107	•	•	•	•
108	•	•	•	•
109	•	•	•	•
110	•	•	•	•
111	•	•	•	•
112	•	•	•	•
113	•	•	•	•
114	•	•	•	•
115	•	•	•	•
116	•	•	•	•
117	•	•	•	•
118	•	•	•	•
119	•	•	•	•
120	•	•	•	•

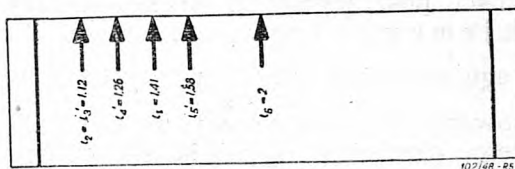
Rys. 4. Wykres do obliczania zespołów znormalizowanych przekładni współosiowych.

≤ 120 podane są ilości zębów $z : z'$ oraz procentowy błąd względem teoretycznej wartości przełożeń. Powyższe zależności zestawili *Germa* również w postaci trójkątnego wykresu, który jednak ze względu na niezbyt wielką przejrzystość nie znalazł rozpowszechnienia w praktyce konstrukcyjnej.

Na odmiennych zasadach oparty został wykres — tabela (rys. 4) przeznaczony do doboru znormalizowanych zespołów przekładni współosiowych.

Wykres ten daje odrazu przegląd wszystkich sum zębów dla których możliwe jest wykonanie zespołu danych przekładni. Kolumny pionowe odpowiadają poszczególnym przełożeniom normalnym⁸⁾.

W szeregach poziomych umieszczone są kolejno sumy zębów S . Kółka zaciemnione odpowiadają przekładniom dla danego S oraz i , które są wykonalne z błędem $\delta < 1\%$; białe — odpowiadają błędem $\delta < 2\%$.



Rys. 5. Przesuwka do odczytywania wykresu 4 (do przykładu 5).

Posługiwanie się wykresem rys. 4 jest następujące. Na pasku papieru (rys. 5) oznacza się dwie pionowe kreski w odległości równej szerokości wykresu. Na pasku tym umieszcza się znaki odpowiadające odległości kolumn zadanych przełożeń i_1, i_2, i_3, \dots (przy czym dla przełożeń $i < 1$ znak umieszcza się w kolumnie odpowiadającej $i' = \frac{1}{i}$). Przesuwając pasek z góry na dół odczytuje się po kolei sumy zębów, dla których znaki pokryją się z kółkami znajdującymi się w danym szeregu. Wszystkie znalezione w ten sposób sumy są możliwymi rozwiązaniami.

Przykład 5. Wybrać sumy zębów, dla których rozwiązalny jest zespół przekładni z przykładu 1. Na pasek papieru nanosi się znaki odpowiadające przekładniom $i_1 = 1,41, i_2 = i_3 = 1,12, i_4 = 1,26, i_5 = 1,58$ oraz $i_6 = 2$, po czym przesuwając go z góry na dół od razu wypisuje się wartości $S = 36, 72, 92, 93, 96, 104, 108, 110, 111, 113, 118, 119$ i 120 , przy czym tylko dla czterech podkreślonych wielkości błąd jest mniejszy od 1%.

8) Należy zwrócić uwagę na to, że we wszystkich przykładach obliczeniowych tej pracy przyjmowane są dokładne wartości przełożeń np 1,26; 1,19 i t. p. Natomiast zgodnie z normą PN/N — 510 dla określenia normalnych ilorazów szeregów, oraz normalnych liczb obrotów wrzeczona należy posługiwać się wartościami nominalnymi na 1,25; 1,18 i t. p.

Na rys. 4 umieszczone są zarówno wartości nominalne jak również dokładne.

Z powyższego przykładu widać jak wiele czasu zaoszczędzamy eliminując ogromną ilość sum zębów, które zostałyby uwzględnione przy obliczaniu za pomocą kolejnych prób.

Wykresem tym możemy posługiwać się również w wypadkach nieco bardziej skomplikowanych. Jeżeli np. chcemy wykonać ze względów wytrzymałościowych jedną z przekładni (najmniejszą) korygowaną z sumą jednostkowych przesunięć zarysu $x+x' \cong 0,5$, to znaczy, aby suma zębów tej przekładni była o jeden ząb mniejsza od pozostałych. Należy uzgodnić odpowiedni znak na przesuwym pasku na wprost kółka z szeregu poprzedzającego. Możemy np. dobrać ostatnio omawiany zespół w ten sposób, aby dla przekładni i_1 do i_5 suma zębów wynosiła 70, a dla przekładni i_6 suma $S_6 = 69$.

W wielu wypadkach przy dobieraniu zespołu przekładni istotne są nie określone wartości poszczególnych przełożeń, lecz ich wzajemny stosunek t. zn. ilorazy szeregu przełożeń. $\varphi_1 = \frac{i_1}{i_2}$; $\varphi_2 = \frac{i_2}{i_3}$ i t. d. W zastosowaniu do powyższej metody ilorazy szeregu przełożeń wyrażają się odległością znaków na przesuwym pasku. Najodpowiedniejszy układ przekładni i ilości kół zębatych może być w takich wypadkach dobrany za pomocą przesuwania paska na wykresie zarówno w kierunku pionowym jak również poziomym.

8. Zespoły dokładnych przekładni współosiowych

Omówione poprzednio metody doboru dadzą się z powodzeniem zastosować do przekładni przybliżonych, jak również w niektórych sporadycznych wypadkach nadają się one do niezbyt licznych zespołów przekładni dokładnych. Naogół jednak, już nieco bardziej liczny zespół przekładni dokładnych nastęrcza ogromne trudności, wobec których konstruktor albo kapituluje, albo po żmudnych obliczeniach próbnym, dochodzi do jakiegoś przypadkowego rozwiązania. Tym się tłumaczy, że jakkolwiek w bardzo wielu wypadkach zespół dokładnych przekładni współosiowych dałby najwłaściwsze konstrukcyjnie rozwiązanie, tylko nieliczne obrabarki posiadają tego rodzaju mechanizmy.

Najbardziej typowymi przykładami zastosowania przekładni dokładnych są mechanizmy do uzyskiwania posuwów gwintowych, a więc gitary z przestawną osią pośrednią i przekładnie z osią odchylną (mechanizmy *Nortona*). Ze względu na wspomniane już poprzednio wady tych mechanizmów, daje się zauważyć tendencja do poszukiwania innych rozwiązań. Tak np. firma *Gustlöff*, budująca dobre zresztą tokarki sto-

sowała „zamaskowaną” przekładnię *Nortona*, przy której przesuwanie i odchylenie karetki dokonywa się za pomocą oddzielnych, bardzo złożonych urządzeń. Ponadto dwie francuskie fabryki *Somua* i *Sculfort* zastąpiły w swych tokarkach nieduże (6-stopiowe) mechanizmy *Nortona* przez współosiowe przekładnie z kołami przesuwymi. Wreszcie kilka fabryk wiertarko-frezarek stosuje współosiowe przekładnie kół wymiennych dla uzyskiwania posuwów gwintowych.

Oczywiście, gdyby obliczanie tych przekładni nastęrczało mniejsze trudności, znalazłyby one znacznie szersze zastosowanie, nic też dziwnego, że fabryki rozporządzające „sekretem” jednego choćby zespołu dokładnych przekładni traktują go jako tajemnicę przemysłową wysokiej ceny.

Trudności doboru zespołu dokładnych przekładni współosiowych najłatwiej będzie wykazać na prostym przykładzie.

Przykład 6. Należy zastąpić 6 przekładni o następujących przełożeniach uzyskiwanych np. przez gitarę:

$$i_1 = \frac{20}{25}, i_2 = \frac{32}{44}, i_3 = \frac{33}{30}, i_4 = \frac{20}{24}, i_5 = \frac{25}{35}, i_6 = \frac{30}{30}$$

przez zespół przekładni współosiowych. Dzielnik w każdym z wyrażeń licznik i mianownik przez wspólny dzielnik uzyskany zgodnie z wzorem [4] pary liczb wzajemnie pierwszych: $i_1 = \frac{a_1}{b_1} = \frac{4}{5}$; $i_2 = \frac{8}{11}$;

$i_3 = \frac{11}{10}$; $i_4 = \frac{6}{5}$; $i_5 = \frac{5}{7}$; $i_6 = \frac{1}{1}$ Sumy jednostkowe wynoszą: $s_1 = a_1 + b_1 = 9$; $s_2 = 19$; $s_3 = 21$; $s_4 = 11$; $s_5 = 12$; $s_6 = 2$.

Najmniejsza wspólna wielokrotność tych sum:

$NWW = 2.2.3.3.7.11.19 = 52668$. Tak więc najmniejszą sumą zębów współpracujących par kół powinna wynosić $S_{min} = 53668$, aby zespół można było rozwiązać za pomocą stałego modułu. Jak widać powyższe czynniki są dużymi liczbami pierwszymi, a więc ze względu na możliwość zastosowania normalnego modułu nie da się zagadnienia rozwiązać wyłącznie za pomocą doboru różnorodnych modułów, ale również należy zastosować dla poszczególnych przekładni korekcję $P+$ lub $P-$.

Poszukiwanie potrzebnej kombinacji dokonywane jest zazwyczaj w ten sposób, że zakłada się dowolnie jakąś odległość osi, potem próbuje się wykonać dla niej poszczególne przekładnie, przy czym o ile jedna z nich jest niewykonalna, należy przeprowadzić obliczenie z inną odległością osi i t. d.

Niektóre fabryki radzą sobie w ten sposób, że stosują moduły nienormalne; powoduje to jednak utrudnienie remontów i zwiększenie kosztów narzędzi. W niektórych wypadkach stosuje się, o ile oczywiście jest to możliwe, koła o zębach śrubowych.

TABLICA I

Dobór zespołu 6 dokładnych przekładni współosiowych za pomocą kolejnych prób

Przekładnie o zmiennej odległości osi	$i_1 = \frac{20}{25}$	$i_2 = \frac{32}{44}$	$i_3 = \frac{33}{30}$	$i_4 = \frac{20}{24}$	$i_5 = \frac{25}{35}$	$i_6 = \frac{30}{30}$
$\frac{a}{b}$	$\frac{4}{5}$	$\frac{8}{11}$	$\frac{11}{10}$	$\frac{5}{6}$	$\frac{5}{7}$	$\frac{1}{1}$
$s = a + b$	9	19	21	11	12	2
$S = s \cdot p$ ($p = 1, 2, 3 \dots$)	8	19	21	11	12	2
	18	57	42	22	24	4
	27	76	63	33	35	6
	36	95	84	44	48	:
	45	114	105	55 ≡	60	:
	54 ≡			66	72	82
	63			77	84	84
	72			88	96	86
	81			99 —	108	88
	90 =			110		90
	99 —					92 =
					94	
					96	
					98 —	
					100	
S	54 ≡	95	63	55 ≡	96	96
m	3.5	2	3	3.5	2	2
$\frac{z}{z_1}$	$\frac{24}{30}$	$\frac{40}{55}$	$\frac{33}{30}$	$\frac{25}{30}$	$\frac{40}{56}$	$\frac{48}{48}$
$x + x' \approx$ ($A = 96 \text{ mm}$)	+ 0.45	+ 0.5	+ 0.5	- 0.15	0	0

Dla ułatwienia poszukiwań rozwiązania może być zastosowana odpowiednia tabela. Wykonanie jej objaśnimy rozważając w dalszym ciągu poprzedni przykład.

Przykład 6a. W tabl. I zestawione zostały wielokrotności sum jednostkowych s . Wielokrotności jednakowe lub różniące się o 1 (a więc sumy możliwe do uzyskania przy zastosowaniu przesunięcia zarysu $x + x' < 0,5$) zaznaczone są jednakowymi cechami (np. || lub ≡). Z kolei, spośród odczowanych, poszukuje się parami takich liczb, które pozostawałyby względem siebie z dostatecznym przybliżeniem w stosunku odwrotnym do normalnych modułów

$$\left(\text{wzór [14]; np. } \frac{95}{54} \approx \frac{96}{55} \approx \frac{3.5}{2}, \frac{63}{55} \approx \frac{3.5}{3} \right)$$

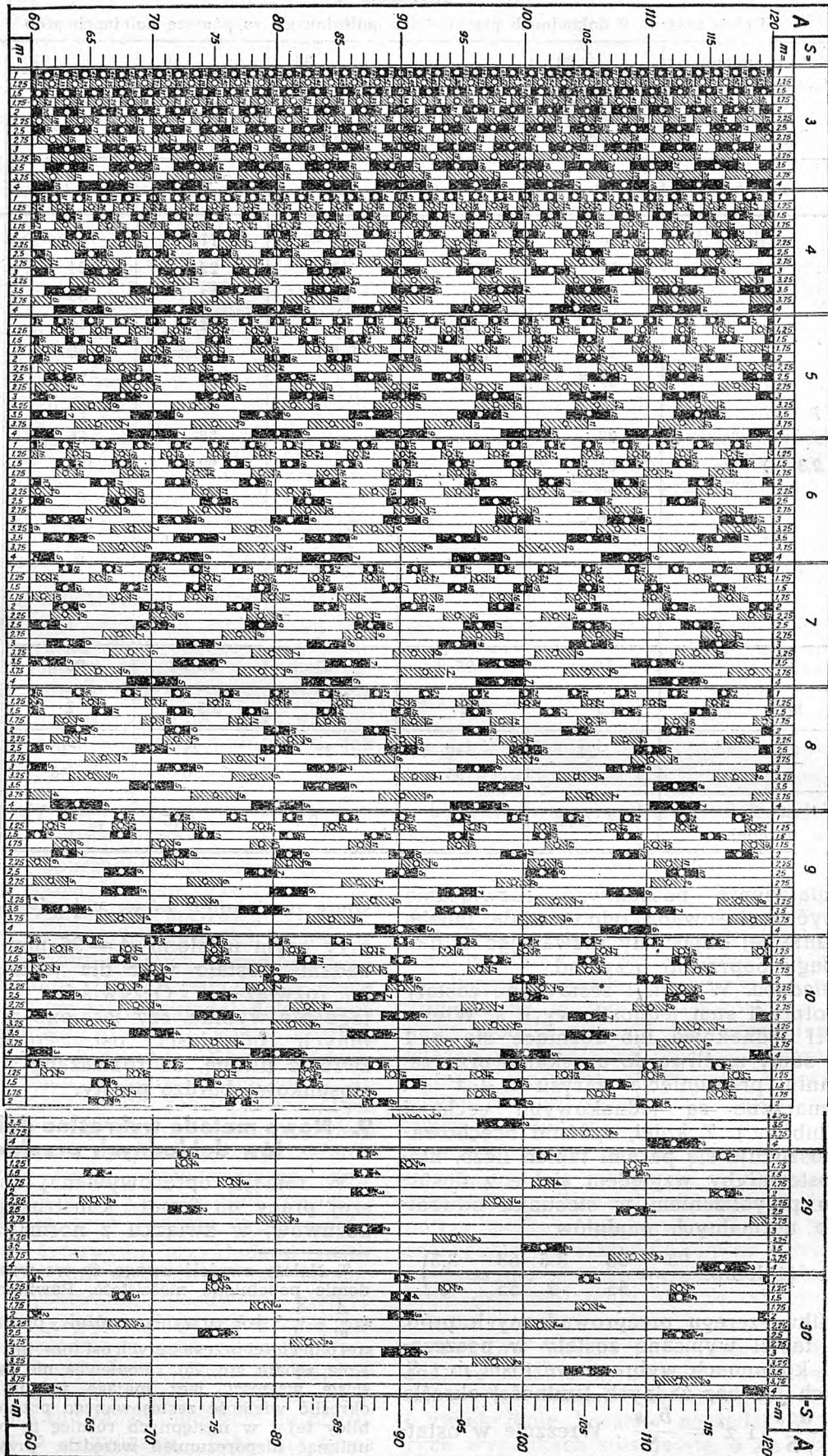
W wyniku szeregu przeprowadzonych prób, u dołu tabeli wypisane zostały w poszczególnych kolumnach wybrane wartości m i S , z których już bez żadnych trudności określa się $z = \frac{a \cdot s}{S}$ i $z' = \frac{b \cdot s}{S}$. Wreszcie w ostatnim wierszu podano orientacyjnie wielkość

sumy przesunięć zarys $x + x' \approx \frac{A}{m} - \frac{1}{2} S^9$ przy czym ustalono $A = 96 \text{ mm}$. Postawione zadanie zostało więc dla jednego przypadku rozwiązane. Oczywiście z rozwiązania tego nie wynika, czy jest ono możliwe i dla innych odległości osi. Ponadto należy zwrócić uwagę, że rozważany przykład jest stosunkowo bardzo prosty.

9. Nowa metoda wykreslna doboru zespołów dokładnych przekładni

W ramach opracowywanej obecnie większej pracy na temat konstrukcji skrzynek posuwów, w związku z normalizacją skoku

9) Należy zwrócić uwagę, że we wzorze tym świadomie popełniono nieścisłość. Powinno być $x + x' = \frac{A}{m} - \frac{1}{2} S + h$, co wynika z różnicy pozornej i rzeczywistej odległości przesuniętych osi (por. inż. K. Ochędus-ko: Koła zębate str. 75). Ponieważ nie są tu ustalone ściśle wartości, lecz mające jedynie orientacyjnie określić wielkość zastosowanego przesunięcia, w tabelicy tej i w następnych różnicę tę pominięto. Aby uniknąć nieporozumień wszędzie przy wartościach $x + x'$ zastosowano znak \approx .



Rys. 6. Wykres do obliczenia zespołów dokładnych przekładni współosiowych (wykres drabinkowy). Fragment.

TABLICA II

Przykłady doboru 6-krotnego zespołu dokładnych przekładni współosiowych za pomocą wykresu drabinkowego

A		Przekładnie o zmiennej odległości osi	$i_1 = \frac{20}{25}$	$i_2 = \frac{32}{44}$	$i_3 = \frac{33}{30}$	$i_4 = \frac{20}{24}$	$i_5 = \frac{25}{35}$	$i_6 = \frac{30}{30}$
		$\frac{a}{b}$	$\frac{4}{5}$	$\frac{8}{11}$	$\frac{11}{10}$	$\frac{5}{6}$	$\frac{5}{7}$	$\frac{1}{1}$
		$s = a + b$	9	19	21	11	12	2
I	63	m	2	3.25	2	2.25	1.75	1.75
		S	63	38	63	55	72	72
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{28}{35}$	$\frac{16}{22}$	$\frac{33}{30}$	$\frac{25}{30}$	$\frac{30}{42}$	$\frac{36}{36}$
		$x + x' \approx$	0	+ 0.4	0	+ 0.6	0	0
II	72	m	2	2.5	2.25	3.25	2	2
		S	72	57	63	44	72	72
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{32}{40}$	$\frac{24}{33}$	$\frac{33}{30}$	$\frac{20}{24}$	$\frac{30}{42}$	$\frac{36}{36}$
		$x + x' \approx$	0	+ 0.3	+ 0.55	+ 0.2	0	0
III	80	m	3.5	2.75	2.5	3.5	3.25	3.25
		S	63	57	63	44	48	48
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{28}{35}$	$\frac{24}{33}$	$\frac{33}{30}$	$\frac{24}{20}$	$\frac{20}{28}$	$\frac{24}{24}$
		$x + x' \approx$	+ 0.4	+ 0.6	+ 0.5	+ 0.8	+ 0.5	+ 0.5
IV	180.5	m	3	3.75	3.5	3.25	3	3.75
		S	72	57	63	66	72	58
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{32}{40}$	$\frac{24}{33}$	$\frac{33}{30}$	$\frac{30}{36}$	$\frac{30}{42}$	$\frac{29}{29}$
		$x + x' \approx$	+ 0.2	+ 0.5	- 0.5	+ 0.45	+ 0.25	0

gwintów, autor zmuszony był obliczyć kilkanaście zespołów dokładnych przekładni współosiowych. Przy okazji rozwiązywania tego zadania opracowana została nowa metoda oparta na posługiwaniu się specjalnym wykresem, który będzie tu w dalszym ciągu opisany.

Wykres do obliczania zespołów dokładnych przekładni współosiowych, który można nazwać *wykresem drabinkowym*, przedstawiony został na rys. 6. Niestety ze względu na trudności techniczne nie mogła być reprodukowana całość wykresu, lecz jedynie fragmenty, które jednak dają pewien obraz struktury całości.

Wykres podzielony jest na pionowe kolumny, odpowiadające poszczególnym wielkościom sum jednostkowych s . Kolumny wykonane są dla wszystkich wielkości $2 < s \leq 30$, a ponadto oddzielnie opracowano kilka kolumn dla wartości $s > 30$. Każda kolumna podzielona jest na wąskie pionowe pasy, odpowiadające modułom w granicach

$1 \leq m \leq 4$. Na poszczególnych pasach znajduje się szereg prostokątów zaciemnionych (moduły całkowite i połówkowe) i zakreskowanych (moduły ćwiartkowe), łącznie posiadających postać drabinek. Skala pionowa wykresu odpowiada odległości osi A .

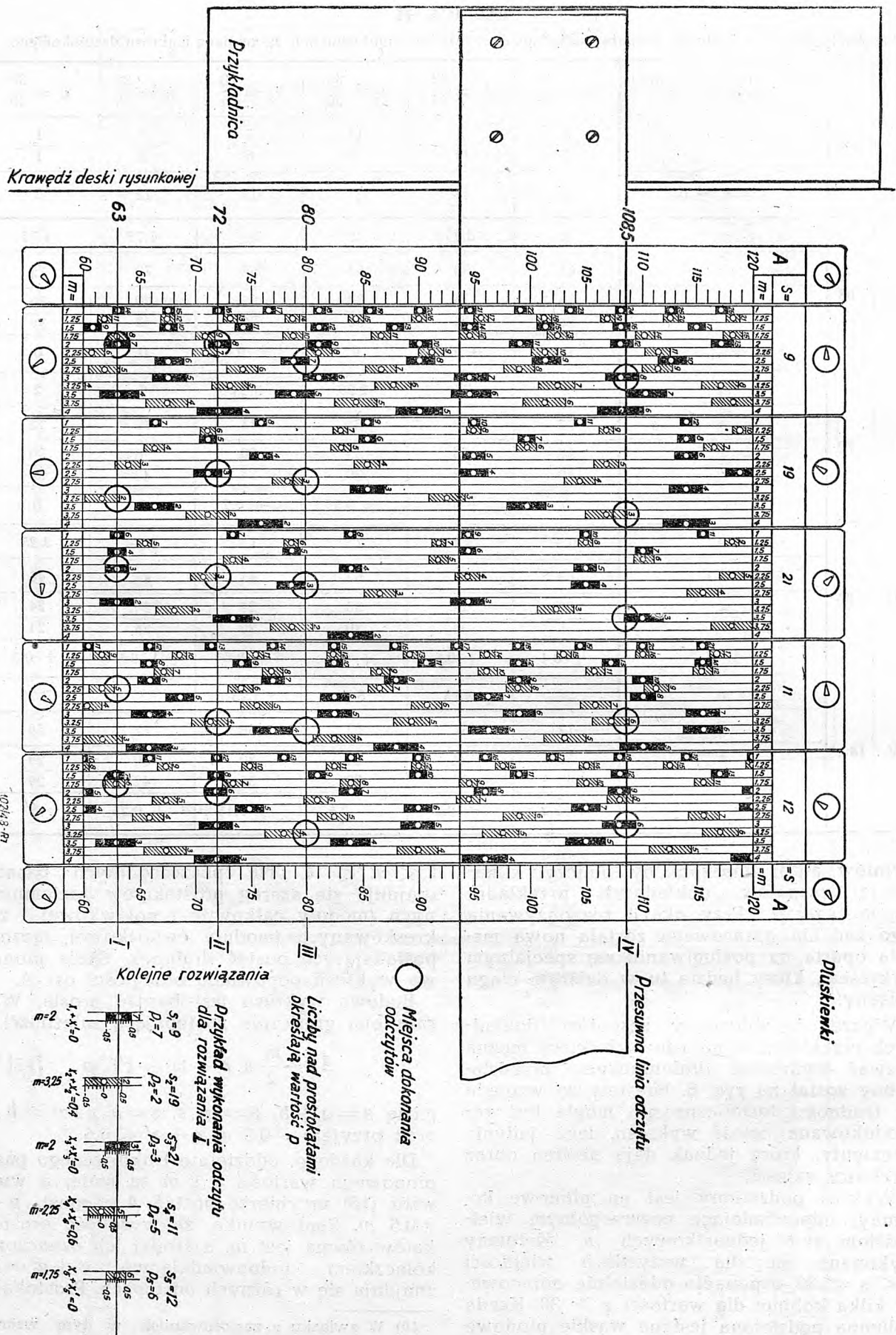
Budowa wykresu jest bardzo prosta. Wyraża ona graficznie następującą zależność:

$$A \approx \frac{m}{2} s \cdot p + (x + x') \cdot m \dots [15]^{10}$$

gdzie $s = a + b$, $S = p \cdot s$, $z = a \cdot p$ i $z' = b \cdot p$ oraz przyjęto $-0,5 \leq x + x' \leq 0,5$.

Dla każdego, oddzielnie traktowanego pasa pionowego wartości s i m są stałe, a więc wzór [15] przybierze postać $A \approx \text{const.} \cdot p \pm \pm 0,5 m$. Stąd wynika, że wysokość prostokątów równa jest m , a środki ich oznaczone kółeczkiem (odpowiadającym $x + x' = 0$) znajdują się w różnych odstępach. Prostokąty

10) W związku z zastosowaniem w tym wzorze znaku \approx porówn. uwagę 9.



Rys. 7. Postępowanie się wykresem drabinkowym (do przykładu 7).

odpowiadają zakresom, w których możliwe jest wykonanie przekładni dla danego m i s przy zastosowaniu korekcji w granicach $-0,5 \leq x + x' \leq 0,5$. Górna krawędź prostokąta oznacza $x + x' \approx 0,5$, dolna $x + x' \approx -0,5$. Punkty pośrednie mogą być ustalane szacunkowo w granicach dokładności rysunku. Wielkości przesunięcia zarysów większe niż 0,5, mogą być analogicznie określane przez extrapolację. Kolumna $s=2$ nie jest wykonana, gdyż dla niej wszystkie zaciemnione prostokąty zlałyby się w jedną całość, co praktycznie oznacza, że dla $s=2$ czyli $i=1$, w granicach korekcji $\pm 0,5$, każda przekładnia jest wykonalna.

Nie będziemy tu dokładnie podawać metody obliczenia poszczególnych drabinek wykresu, którego wykonanie jest dosyć żmudne i wymaga odpowiedniego zmechanizowania pracy (w większości drabinki wynikają jedna z drugiej), zresztą pracę tę wykonywa się jednorazowo.

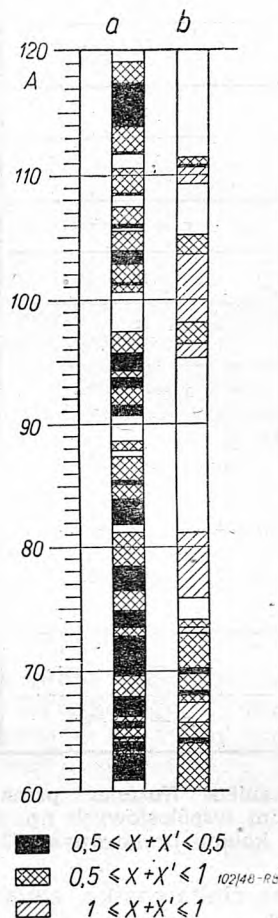
Wykres drabinkowy używany jest nie w całości, ale pocięty na poszczególne pionowe kolumny, z których wybiera się tylko niektóre, potrzebne do danego zadania.

Na rys. 7 podany jest przykład posługiwania się wykresem przy rozwiązywaniu zadania z przykładu 6. Paski papieru z kolumnami $s=9, 19, 21, 11$ i 12 ($s=2$ opuszczamy), oraz skale boczne przypięte są pionowo do deski rysunkowej, po czym przegląd wszystkich możliwych rozwiązań w granicach $A=60$ do $A=120$ sprowadza się do przesuwania w kierunku pionowym przykładnicy (najlepiej przezroczystej). Wykonalne są zespoły, dla których krawędź przykładnicy przetnie w każdej kolumnie choć jeden prostokąt (lub jego przedłużenie, w razie stosowania $x + x' > 0,5$). Na skali poziomej odczytuje się wybrane w ten sposób moduły, na skali pionowej odległości osi A . Mnożąc wypisane nad prostokątami wchodzącymi w rachubę, wartości p kolejno przez s , a i b otrzymuje się od razu szukane S , z i z' . Ponadto to w zależności od tego na jakiej wysokości zostały prostokąty przecięte, wnioskuje się o znaku i orientacyjnej wielkości korekcji $x + x'$. (Oczywiście wartości jednostkowych przesunięć zarysu $x + x'$ powinny być następnie obliczone dokładnie na podstawie posiadanych już potrzebnych danych A , m , z i z').

Przykład 7. Znaleźć za pomocą wykresu drabinkowego rozwiązanie przykładu 6 oraz zbadać zakresy rozwiązalności tego zadania. Określenie poszukiwanych danych wykonuje się jak pokazano na rysunku 7, po czym kilka otrzymanych wyników, odpowiadających odległościom osi $A = 63, 72, 80$ i $108,5$ wpisuje się od razu do tabeli II.

Wartości dla kolumny $s=2$ wpisywane są bez użycia wykresu, gdyż w tym wypadku

mogą być zastosowane dowolne wielkości $z=z'$. Na rysunku 8, w kolumnie a przedstawione są graficznie zakresy rozwiązalności tego zadania, przy czym pola zaciemnione odpowiadają założeniu $-0,5 \leq x + x' \leq 0,5$, zaś pola kratkowane — założeniu $-0,5 \leq x + x' \leq 1$.



Rys. 8. Zakresy wykonalności zespołów przekładni współosiowych: a) z przykładu 7, b) z przykładu 8.

Aby przedstawić zastosowanie nowej metody do bardziej skomplikowanego wypadku, zostanie rozwiązany na zakończenie.

Przykład 8. Jedna z tokarek krajowych produkcji posiada skrzynkę posuwów gwintowych z 11 — stopniowym mechanizmem Nortona, o następujących przełożeniach:

$$i_1 = \frac{32}{32}; i_2 = \frac{36}{32}; i_3 = \frac{38}{32}; i_4 = \frac{40}{32}; i_5 = \frac{42}{32}; i_6 = \frac{44}{32};$$

$$i_7 = \frac{46}{32}; i_8 = \frac{48}{32}; i_9 = \frac{52}{32}; i_{10} = \frac{56}{32}; i_{11} = \frac{60}{32}.$$

Należy zastąpić ten mechanizm zespołem przekładni współosiowych. Całość wyników otrzymanych za pomocą wykresu, składającego się z kolumn $s = 17, 35, 9, 37, 19, 38, 5, 21, 22, 23$, zestawiona została w tabl. III, wykonanej dla 4 rozwiązań $A = 63, 65, 68$ i 97 . Ponadto na rysunku 8 w kolumnie b przedstawiono zakresy możliwych rozwiązań, przy czym ponieważ zakresy te są dosyć szczupłe przejęto dodatkowo trzecie założenie $-1 \leq x + x' \leq 1$, zaznaczone za pomocą pól kreskowych. Jak z tego wynika w razie potrzeby możnaby w tym wypadku z łatwością

TABLICA III

Przykłady doboru za pomocą wykresu drabinkowego ze-polu przekładni współosiowych zastępujących 11-stopniowy mechanizm *Nortona*.

Przykład	A	Przekładnie <i>Nortona</i>	$i_1 = \frac{32}{32}$	$i_2 = \frac{36}{32}$	$i_3 = \frac{38}{32}$	$i_4 = \frac{40}{32}$	$i_5 = \frac{42}{32}$	$i_6 = \frac{44}{32}$	$i_7 = \frac{46}{32}$	$i_8 = \frac{48}{32}$	$i_9 = \frac{52}{32}$	$i_{10} = \frac{56}{32}$	$i_{11} = \frac{60}{32}$	
			$\frac{a}{b}$	$\frac{1}{1}$	$\frac{9}{8}$	$\frac{19}{16}$	$\frac{5}{4}$	$\frac{21}{16}$	$\frac{11}{8}$	$\frac{23}{16}$	$\frac{3}{2}$	$\frac{13}{8}$	$\frac{7}{4}$	$\frac{15}{8}$
			$s = a + b$	2	17	35	9	37	19	39	5	21	11	23
I	63	m	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.25	2.25	2.5	2	2.75	3.75	
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{18}{18}$	$\frac{18}{16}$	$\frac{19}{16}$	$\frac{20}{16}$	$\frac{21}{16}$	$\frac{22}{16}$	$\frac{23}{16}$	$\frac{30}{20}$	$\frac{39}{24}$	$\frac{28}{16}$	$\frac{30}{16}$	
		$x + x^1 \approx$	0	+0.7	+0.5	0	-0.4	+0.5	-0.1	+0.2	0	+0.8	-0.1	
II	65	m	3.25	3.75	3.75	3.5	3.5	3.5	3.25	3.75	3	3.25	2.75	
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{20}{20}$	$\frac{18}{16}$	$\frac{19}{16}$	$\frac{20}{16}$	$\frac{21}{16}$	$\frac{22}{16}$	$\frac{23}{16}$	$\frac{24}{16}$	$\frac{26}{16}$	$\frac{28}{16}$	$\frac{30}{16}$	
		$x + x^1 \approx$	0	+0.3	-0.2	+0.5	+0.1	-0.4	+0.4	0	-0.6	-0.4	+0.1	
III	68	m	2	2	3.75	2.5	3.75	3.5	1.75	3	3.25	3	3	
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{34}{34}$	$\frac{36}{32}$	$\frac{19}{16}$	$\frac{30}{24}$	$\frac{21}{16}$	$\frac{22}{16}$	$\frac{46}{32}$	$\frac{27}{18}$	$\frac{26}{16}$	$\frac{28}{16}$	$\frac{30}{16}$	
		$x + x^1 \approx$	0	0	+0.6	+0.1	-0.4	+0.4	0	+0.2	0	+0.6	-0.4	
IV	97	m	2.75	2.25	2.75	3.5	1.75	2.5	2.5	3.5	3	1.75	2.75	
		$\frac{z}{z_1}$	$\frac{35}{35}$	$\frac{45}{45}$	$\frac{38}{32}$	$\frac{30}{24}$	$\frac{63}{48}$	$\frac{44}{32}$	$\frac{46}{32}$	$\frac{23}{22}$	$\frac{39}{24}$	$\frac{70}{40}$	$\frac{45}{24}$	
		$x + x^1 \approx$	0	-0.5	0	+0.5	-0.5	+0.4	-0.4	0	+0.5	0	+0.5	

zastąpić mechanizm *Nortona* przez 11-stopniowy zespół przekładni współosiowych np. z klinem przesuwalnym lub z kołami przesuwalnymi (3 trójki i jedna para).

Jako pewną ciekawostkę, związaną z ostatnim przykładem, warto zaznaczyć, że NWW poszczególnych zastosowanych w niej przekładni, czyli najmniejsza suma zębów każdej pary tej przekładni (gdyby ją wykonywać ze stałym modułem) wynosi astronomiczną liczbę, a mianowicie

$$S_{min} = 2516330850$$

Zadanie wg przykładu 8 nie jest bynajmniej najtrudniejsze z tych, jakie z łatwością rozwiązuje się za pomocą wykresu. Poza mechanizmem *Nortona* mogą się bowiem znaleźć na wspólnych wałkach przekładnie wielokrotniające, przekładnie do przejścia z cali na milimetry itp. W tych wypadkach zagadnienie jest o tyle złożone, że należy wątpić

o możliwości znalezienia choćby jednego rozwiązania drogą kolejnych prób. Rozwiązanie wszelkich tego typu zagadnień nową metodą nie przedstawia żadnych trudności i tak np. zestawienie za pomocą wykresu wszystkich odmian podanych w tablicy III trwa zaledwie około pół godziny.

Szereg autorów wyrażało opinię, że pełny dobór gwintów nie da się uzyskać bez mechanizmu *Nortona*, lub gitary. Podane przykłady zaprzeczają temu pogładowi. Przeciwnie można stwierdzić, że każdy mechanizm *Nortona* da się zamienić przez zespół przekładni współosiowych, a więc np. mechanizm z klinem przesuwalnym, z kołami przesuwalnymi lub wymiennymi.

Należy przypuszczać, że nowa metoda obliczania zespołów dokładnych przekładni współosiowych znacznie rozszerzy zakres ich stosowania.

KURS UZUPEŁNIAJĄCY DLA KIEROWNICTWA TECHNICZNEGO ODLEWNI

Instytut Badawczy Odlewnictwa w Krakowie informuje, że w porozumieniu z Centralnym Zarządem Przemysłu Metalowego organizuje kurs uzupełniający dla kierownictwa technicznego odlewni.

Kurs odbędzie się w okresie 21-26 czerwca rb. w Krakowie i obejmować będzie wykłady z cykli:

- A) Żeliwo i staliwo B) Przetapianie metali
C) Organizacja i kontrola produkcji

Instytut Badawczy Odlewnictwa kurs ten organizuje przy współpracy Zakładu Odlewnictwa Akademii Górniczej. Oprócz kursu przewidziane są pokazy laboratoryjne oraz zebrania dyskusyjne.

Zapisy na kurs przeprowadzone będą przez właściwe Dyrekcje Branżowe Centralnego Zarządu Przemysłu Metalowego wzgl. przez Dyrekcję Centralnego Zarządu Przemysłu Hutniczego.

DZIAŁ ODLEWNICZY

C. KALATA i J. GLASER

Masy formierskie ze spoiwem cementowym

(c. d.)

Celem obniżenia kosztów produkcji zbada-
no możliwości zastosowania używanej ce-
mentowej masy formierskiej dla częściowego
zastąpienia świeżego piasku kwarcowego.
Używana masa cementowa pochodziła z form
cementowych po wyjęciu z nich odlewów.
Formy te były wykonane z mas cementowych
o zawartości cementu 10% i wody 6%. Uży-
waną masę cementową poddano próbom
i uzyskano następujący wynik:

- Określenie lepizcza** — zawartość lepiz-
cza wynosi 4,6%.
- Ustalenie liczby ziarnistości** — liczba
ziarnistości (B/A) używanej masy ce-
mentowej wynosiła 28,6. Obliczona stąd
przeciętna średnica ziarna = 0,45 mm.
- Określenie przepuszczalności** — badana
masa cementowa wykazała przepusz-
czalność około $800 \text{ cm}^3/\text{cm}^3/\text{min}$. Po-
wyższa wartość musi być sklasyfikowa-
na jako bardzo wysoka, przewyższa ona
przepuszczalność czystych piasków
kwarcowych. Powodem silnego wzrostu
przepuszczalności używanej masy ce-
mentowej jest stosunkowo niska liczba
ziarnistości i związana z nią przeciętna
średnica ziarna. Poza tym zaobserwowa-
no wzrost ilości skaleń i ziarn o budo-
wie kanciastej, co ma wybitny wpływ
na zwiększenie przepuszczalności.

- Określenie spoistości** — używana masa
cementowa wykazała spoistość prakty-
cznie = zero, poza tym masa ta nie
wykazała plastyczności. Powyższe tłu-
maczymy sobie brakiem zdolności tej
masy do rehydratyzacji.
- Obserwacje mikroskopowe** — używana
masa cementowa wykazała, że ziarnka
kwarcu zmieniły kształt wskutek oto-
czenia ich warstewką cementu, która
spowodowała zmianę dawnego okrągłe-
go kształtu na kanciasty.

Po zbadaniu używanej masy cementowej
przystąpiono do badania mas cementowych
przy użyciu mieszaniny świeżego piasku
kwarcowego, używanej masy cementowej,
i wody. Powyższe badania miały ustalić
wpływ dodatku używanych mas cementowych
wyżej scharakteryzowanych na podstawowe
własności świeżych mas cementowych.

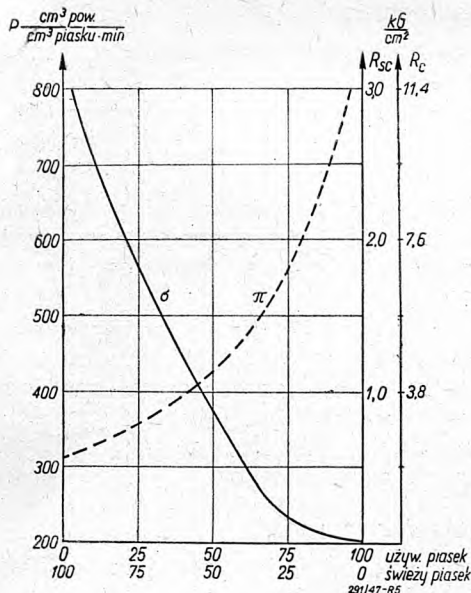
Plan pracy obejmował:

- przygotowanie mieszaniny świeżego
piasku kwarcowego i używanej masy
cementowej w stosunku wagowym uży-
wanej masy cementowej do świeżego
piasku kwarcowego = 0:100, 25:75, 50:50,
75:25, 100:0,
- dodanie do powyższej mieszaniny 10%
cementu i 6% wody w stosunku wa-
gowym,
- wykonanie znormalizowanych próbek.
- oznaczenie przepuszczalności i spoisto-
ści dla poszczególnych czasookresów
badań (3,5 godz. — 72 godz. jak wyżej).

Wyniki powyższych badań zostały ujęte
w tablicy IV oraz graficznie na wykresie na
rysunku 5.

Analizując powyższe wykresy można stwier-
dzić, że dodatek używanej masy cementowej
do świeżego piasku kwarcowego ma wybitny
wpływ na przepuszczalność i spoistość otrzy-
mywanej w ten sposób masy cementowej.

Celem badania było stwierdzenie, jaką naj-
większą ilość używanej masy cementowej
można dodać przy założeniu otrzymania naj-
niższej przepuszczalności, którą ustalono
na 200 jednostek i minimalnej wytrzymałości
na ścinanie. Pamiętając o tym, że zbyt wielka
wytrzymałość masy cementowej może spowo-
dować odkształcenie, a nawet pęknięcia
odlewów spowodowane zahamowanym skur-
czem metalu, ustalono minimalną wytrzy-
małość na ścinanie masy cementowej dla



Rys. 5. Wpływ % ilości używanego piasku cem na P , R_{sc} , R_c masy cementowej dla czasu t_{odl}

TABLICA IV

wpływ % zawartości używanego piasku cem. na P i R_{sc} masy cementowej (cem — 10%, H_2O — 6%)

Stos. ilość używ. piasek świeży piasek	Czas badania t [h]	Cement 10%						H ₂ O — 6%					
		3,5		7		24		48		72		l_{odl}	
		P [$\frac{cm^2}{cm^2}$ pow. piasku/min]	R_{sc} [$\frac{kg}{cm^2}$]	P	R_{sc}	P	R_{sc}	P	R_{sc}	P	R_{sc}	P	R_{sc}
0 100		306	0,33	342	0,66	270	2,76	300	4,17	324	4,35	315	3,46
25 75		369	0,18	378	0,32	369	1,70	351	2,08	342	2,32	360	1,89
50 50		402	—	411	0,12	4,8	0,8	402	1,18	411	1,51	420	0,99
75 25		561	—	579	—	543	~0,07	561	0,45	579	0,8	552	0,25
100 0		> 810	—	> 810	—	> 810	~0,05	> 810	~0,1	> 810	0,18	> 810	0,08

form na 1 kG/mm². Odpowiada to w myśl uprzednio określonego współczynnika $K = 3,8$ wytrzymałości na ściskanie $R_c = 3,8$ kG/cm². Taką wytrzymałość uzyskuje masa cementowa przy stosunku masy używanej do świeżego piasku kwarcowego 50:50. Masa cementowa 50:50 posiada przy l_{odl} następujące własności:

$$\text{przepuszczalność} = 420 \text{ cm}^3/\text{cm}^3/\text{min}$$

$$R_{sc} = 0,95 \text{ kG/cm}^2$$

Obliczona z powyższego $R_c = 3,61$ kG/cm². Stwierdzona praktycznie plastyczność masy cementowej 50:50 jest zupełnie wystarczająca.

Na podstawie powyższych doświadczeń ustalono, że masa cementowa o stosunku używanej masy cementowej do piasku kwarcowego 50:50 nadaje się do praktycznego zastosowania w odlewni żeliwa. Przeprowadzone próby praktyczne potwierdziły powyższe w całej rozciągłości.

Dalsze badania

Po ustaleniu optymalnej zawartości cementu, wody oraz stosunku używanej masy cementowej do świeżego piasku kwarcowego, przeprowadzono jeszcze kilka badań mających na celu wyświetlenie problemów nasuwających się przy stosowaniu w praktyce w odlewni żeliwa mas cementowych. Zajęto się badaniem odświeżania używanych mas cementowych, ognioodporności, wpływu jakości masy na gładkość powierzchni odlewów oraz wpływem soli przyspieszających wiązanie cementu na własności mas cementowych.

1. Odświeżanie używanych mas cementowych.

Próbowano stwierdzić jakie zmiany zachodzą w masie cementowej przez wielokrotne użycie jej do odlewów po każdorazowym uzupełnieniu cementu do 10% i wody do 6%. Próby zostały przeprowadzone w ten sposób, że odlewano wielokrotnie ten sam przedmiot, stosując jako materiał na formy masę cementową z formy poprzedniej po dodaniu do niej 10% cementu i 6% wody. Próby były przeprowadzone, aż do osiągnięcia takich własności masy cementowej, któraby uniemożliwiła dalszy odlew. Wykonano 5 kolejnych odlewów:

I odlew— P (przepuszczalność) 261 jedn.	R_{sc} —2,48 kG/cm ²
II „ — „	405 „ —1,83 „
III „ — „	351 „ —1,08 „
IV „ — „	120 „ —0,42 „
V „ — „	45 „ —0,10 „

W masie użytej do odlewu IV-go stwierdzono małą spoistość i plastyczność, w formie do odlewu V-go minimalną spoistość i plastyczność.

Odlew V-ty wykazał na powierzchni swej spieczone ziarna piasku. W wyniku tych badań stwierdzono, że masa cementowa posiada wzgl. wysoką trwałość (długowieczność), która umożliwia kilkakrotnie jej stosowanie w formach cementowych.

2. Ognioodporność.

Celem stwierdzenia jednej z najważniejszych cech mas formierskich, a mianowicie ich ognioodporności zostały wykonane następujące badania: poszczególne próbki mas ce-

mentowych, jak również czystego cementu uformowane w kształcie stożka, zbliżonego do stożka *Segera*, zostały poddane działaniu wysokich temperatur w piecu elektrycznym. Pomiary temperatury wykonano za pomocą pirometru, przyrost temperatury, w zakresie ponad 1200 C utrzymano równomiernie w wysokości 10 C min. Ustalono, że krytyczną temperaturą dla danej masy będzie temperatura, przy której następuje zdeformowanie wzgl. przegięcie wierzchołka stożka. Próby przeprowadzono z następującymi słożkami:

- z piasku kwarcowego z dodatkiem 4, 8, 12, 16, 20 i 30% cementu oraz bez cementu.
- ze zwykłego piasku formierskiego z lepiszczem gliniastym z dodatkiem 4, 8, 12, 16, 20 i 30% cementu oraz bez cementu.
- z czystego cementu.

Wyniki doświadczeń zostały zebrane w tabelicy V i wykresie na rysunku 6.

TABLICA V

Wpływ % zaw. cementu na temperaturę krytyczną ognioodporności mas cementowych

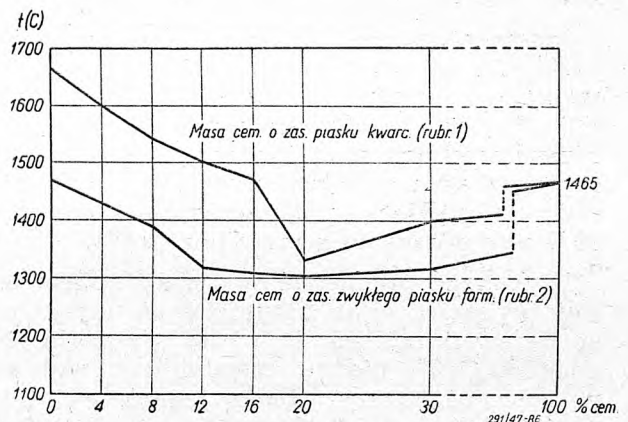
Zaw. cem. Rodzaj masy cem. →	0%	4	8	12	16	20	30	100
Masa cement. o zasadzie piasku kwarc. . .	1670	1600	1540	1500	1480	1330	1400	1405
Masa cement. o zasadzie zwykłego piasku formierskiego.	1480	1425	1390	1310	1300	1300	1320	1465

Charakterystyczną cechą badanych mas cementowych jest stwierdzony z wykresu fakt, że poszczególne masy cementowe posiadają temperaturę krytyczną ze względu na ognioodporność niższą od ich zasadniczych składników t. j. piasku kwarcowego i cementu oraz że osiągają dla pewnych zawartości cementu minima. Okazuje się, że dla masy cementowej ułożonej na podstawie normalnego piasku formierskiego minimum wytrzymałości na ognioodporność wypada na masę zawierającą 12 — 20% cementu. Natomiast masy cementowe oparte na piaskach kwarcowych osiągają minimum temperatury krytycznej przy zawartości cementu około 20%.

Na podstawie powyższych danych autorzy wyciągnęli wniosek, że im czystszy (a przez to bardziej ognioodporny) jest podstawowy piasek, tym więcej można dodać do niego cementu bez ujemnego wpływu na własności ognioodporne.

Interesując się zagadnieniem praktycznym, a mianowicie własnościami masy cemento-

wej poniżej temperatury krytycznej, autorzy przeprowadzili dodatkowe próby dla ustalenia przepuszczalności masy formierskiej poddanej temperaturze zbliżonej do temperatury odlewania żeliwa. W tym celu próbka masy formierskiej (10% cementu i 6% wody) po 24 godz. została podgrzana w piecu elektrycznym do temperatury 1200 C a po ostygnięciu przeprowadzono pomiary przepuszczalności. Przepuszczalność przed ogrzaniem wynosiła 252 cm³/cm³/min, po ogrzaniu do 1200 C i studzeniu — 171 cm³/cm³/min. Znaczny spadek przepuszczalności wskazuje na to, że w temperaturze niższej od temperatury krytycznej zachodzą pewne zmiany. Okazuje się, że drobne frakcje piasku cementowego jako mniej doporne na działania wysokich, ale niższych od temperatury krytycznej, temperatur ulegają zmianom, pogarszając przepuszczalność.



Rys. 6. Wpływ zawartości cementu na ognioodporność masy

W wypadkach badania masy cementowej obserwowano poważny spadek przepuszczalności jakkolwiek nie ma on takiego wielkiego znaczenia, gdyż wartość przepuszczalności po próbie ogrzewania znajduje się bardzo blisko, aczkolwiek nieco poniżej, dopuszczalnej granicy.

W praktyce stosuje się powlekanie form cementowych powłoką ochronną t. zn. czernidłem, które zabezpiecza formę i rdzeń częściowo przed szkodliwym działaniem płynnego metalu. Do powlekania form cementowych używa się takie czernidło jakie i przy formach zwykłych formowanych na sucho; można stosować tu grafit lub czernidło syntetyczne. Sposób czernidła form jest następujący: formę pokrywa się zawiesiną czernidła za pomocą pędzla ewentualnie natryskowego aparatu dopiero po stwardnieniu masy cementowej. Następnie powłoka czernidła lekko dosusza się za pomocą palnika gazowego lub koszyka z rozżarzonym koksem.

Kwestia ognioodporności występuje bardziej ostro przy odlewaniu do form cementowych materiałów o wyższej temperaturze odlewania, np. staliwa.

3. Gładkość powierzchni.

W pracach zwrócono uwagę na czynniki, które wpływają na gładkość powierzchni odlewu. Bardzo szkodliwy wpływ na gładkość powierzchni odlewu wywiera przede wszystkim zawartość wody w masie cementowej. Dodanie wody ponad ilość optymalną wpływa bardzo wybitnie na wygląd powierzchni. Powierzchnia odlewu staje się wtedy chropowata i ma tendencję do przypiekania masy cementowej. Jest rzeczą oczywistą, że na gładkość powierzchni ma również wpływ wielkość ziarn masy cementowej.

4. Wpływ CaCl_2 na własności mas cementowych.

Przeprowadzone badania nad wpływem CaCl_2 na własności masy cementu (10% cementu + 6% wody). Dodatek CaCl_2 wynosił 5 i 10% w stosunku do wody nawilżającej. Przeprowadzone próby na wytrzymałość i na spoiwość wykazały, że przepuszczalność nie zmieniła się, lecz spoiwość wzrosła o około 10% w porównaniu z masą bez CaCl_2 .

Wykonane próbne odlewy z dodatkiem tej soli wykazały silne przypiekanie masy lub powierzchni odlewu. Próba ta wykazała, że dodatek CaCl_2 nie ma zasadniczego wpływu na własności masy, obniża jednak wybitnie ognioodporność. Aczkolwiek wynik tego doświadczenia wypadł negatywnie, niemniej dalsze badania nad wpływem dodatków przyspieszających czas wiązania masy cementowej, mogą dać pozytywne rezultaty.

Reasumując całość badań nad zastosowaniem masy cementowej do wyrobu form odlewniczych dla żeliwa, autorzy doszli do następujących wniosków:

- 1) Formy cementowe mogą zastępować z gospodarczym uzasadnieniem formy wykonywane na sucho.
- 2) Podstawowym materiałem do masy cementowej jest możliwie jak najbardziej czysty piasek kwarcowy o minimalnej zawartości lepiszcza, posiadający około 70% ziaren w granicach 0,2 — 0,8 mm.
- 3) Przy użyciu jako spoiwa cementu portlandzkiego optymalna zawartość cementu wynosi 10% przy ilości wody 6%.
- 4) Mając na względzie tanieść materiałów podstawowych, jak również mając na widoku minimalne własności mechaniczne masy formierskiej, ustalono optymalną zawartość zużytej masy cementowej w stosunku do świeżego piasku kwarcowego na 50:50.
- 5) Jest rzeczą nieodzowną wprowadzenie stałej kontroli zarówno świeżego piasku kwarcowego jak i gotowej masy cementowej. Dla masy cementowej przy t_{od} należy utrzymywać wysokość przepuszczalności ponad $200 \text{ cm}^3/\text{cm}^3/\text{min}$. oraz R_{sc} — około $1 \text{ kG}/\text{cm}^2$.

Prace powyższe nie wyczerpują w całości poruszanego tematu. Powyższe badania zostały przeprowadzone przy zastosowaniu jako spoiwa normalnego cementu portlandzkiego. Należałoby rozszerzyć te badania, stosując cementy specjalne wyższej jakości. Z drugiej strony należałoby powyższe badania rozszerzyć w kierunku zastosowania masy cementowej do wyrobu form do odlewania innych stopów żelaza np. staliwa.

WYKŁAD ELEMENTÓW MASZYN

Prof. dr inż. Wacław Moszyński „WYKŁAD ELEMENTÓW MASZYN”. Część I. Połączenia. Część II. Łożyskowanie. Część III. Napędy.

Ze względu na ogromne trudności techniczne, związane z wykonaniem dużej ilości rysunków, przygotowaniem tekstu do druku oraz sporządzeniem odpowiedniej ilości czcionek matematycznych, nastąpi znaczne opóźnienie w ukazaniu się drukiem książki.

Aby chociaż w pewnej mierze umożliwić czytelnikom wcześniejsze korzystanie z książki, „WYKŁAD ELEMENTÓW MASZYN” ukaże się w trzech oddzielnych tomach, z których pierwszy, „Połączenia”, znajduje się w druku i wyjdzie z początkiem II kwartału b. r., poza tym prenumeratory powyższej książki będą mogli otrzymać odbitki rysunków po cenie kosztów druku (po 10 zł za arkusz formatu A3).

Wzmianki o ukazaniu się książki będą podane na łamach czasopism: „Mechanik” i „Przeгляд Mechaniczny”.

Administracja Wydawnictw Książkowych
Instytutu Wydawniczego SIMP

Znormalizowane próbki dla nieżelaznych stopów odlewniczych¹⁾

F. HUDSON

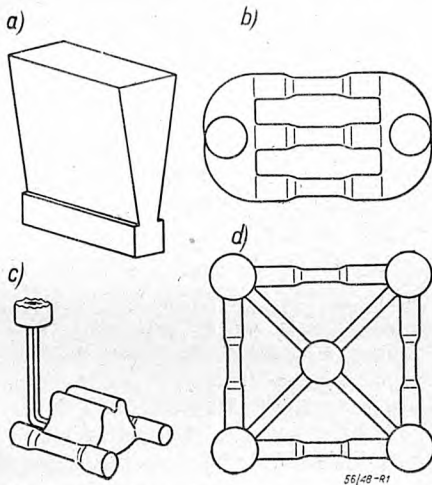
Kiedy zachodzi potrzeba sprawdzenia własności wytrzymałościowych wykonywanych odlewów powstaje pytanie: jaki kształt powinny posiadać sporządzone w tym celu próbki, jaki ma być ich sposób zaformowania oraz czy mają one być odlane wraz z przedmiotem czy też osobno?

Na Kongresie Międzynarodowego Związku dla Badań Materiałów (*International Association for Testing Materials*) w Zürichu w r. 1931 (2) większość obecnych, a wśród nich przedstawiciele Stanów Zjednoczonych A. P., Wielkiej Brytanii, Holandii, Belgii, Szwajcarii, Czechosłowacji i Niemiec opowiedziały się za oddzielnym odlewaniem próbek. Jedynie francuzi okazali się zwolennikami małych próbek odlewanych wraz z przedmiotem. W roku 1932 Dr W. Rosenhain (3) wyraził pogląd, że w badaniach wytrzymałościowych osobne miejsce znaleźć muszą małe próbki odlewane wraz z odlewem oraz

luje znaleźć odpowiedź na pytanie: czy i jaka odlewana osobno próbka mogłaby być zalecona jako normalna dla wszystkich stopów miedzi.

Wprawdzie próbka odlewana osobno nie może być miarodajną przy określaniu jakości odlewu, to jednak oddaje ona duże usługi jako wskaźnik jakości użytego metalu. Spośród wielu spotykanych odmian próbek bierze F. Hudson pod uwagę jedynie cztery Są to:

- 1) próbka *Keela* (rys. 1a), zmodyfikowana przez firmę *J. Stone & Co.* Zużycie metalu dla odlania jednej takiej próbki wynosi od 3,6 do 4,3 kG.
- 2) próbka *IBF* (*Institute of British Foundrymen*) z r. 1936 (5), ulepszona przez firmę *J. Stone & Co.* (rys. 1b). Zużycie metalu przy odlewaniu 3-ch próbek równocześnie wynosi od 3,6 do 4,3 kG.
- 3) próbka *Eash*, używana w Stanach Zjednoczonych (rys. 1d). Zapotrzebowanie metalu od 4,5 do 5,2 kG na każdą próbkę przy równoczesnym odlewaniu 4-ch sztuk.
- 4) próbka *BNFMRA*. (*British Non-Ferrous Metals Research Association*) (rys. 1c), nowy typ próbki uniwersalnej zaproponowany przez to stowarzyszenie w oparciu o wyniki uzyskane przez W. A. Baker'a (5). Zużycie metalu wynosi tutaj najmniej bo zaledwie od 2,3 do 2,7 kG.



Rys. 1. Kształty próbek używanych przez F. Hudsona: a — *Keela*, b) — Instytutu Odlewników Brytyjskich *IBF*, c — Brytyjskiego Związku Badawczego dla Metali Niezależnych *BNFMRA* d — *Easch*.

większe, odlewane oddzielnie. Ostatnio *British Standards Institution* przystąpiła do opracowania przepisów o sposobach kontroli odlewów ze stopów o podstawie miedziowej (4) Przepisy te, mają właśnie ściśle określić role obu rodzajów próbek.

W związku z pracami nad ustalaniem wyżej wzmiankowanym przepisów F. Hudson usi-

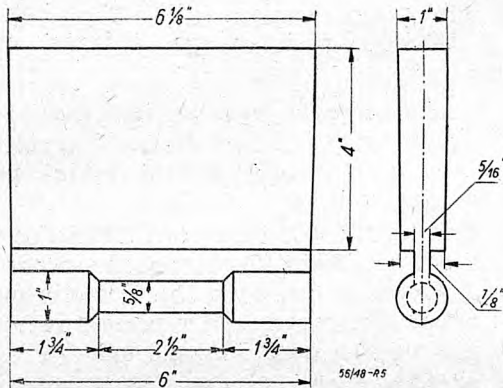
1) Stosownie do zapowiedzi, podanej w zeszycie 4/5 str. 169 „Przeglądu Mechanicznego“, referat ten, zgłoszony przez Institute of British Foundrymen na Kongres Odlewniczy w Paryżu w r. 1946 podajemy w pełnym tłumaczeniu wraz z rysunkami próbek, otrzymanymi przez naszą Redakcję bezpośrednio od autora.

Z wyjątkiem próbki *Keela* wszystkie inne były sporządzone w dwóch odmianach: prostej i profilowanej. W 12-tu odlewniach brytyjskich wykonywano próbki 5 różnych stopów, odlewając je do wilgotnych form piaskowych. Odlewano brązal, mosiądz manganowy, brąz fosforowy oraz spiże 88/10/2 i 8¹/₅/5/5. Mniej szczegółowe badania przeprowadzono ponadto przy użyciu stopu *Monela*.

Kontrolowano własności piasku fomięrskiego oraz temperaturę odlewania, która wynosiła w przybliżeniu: 1200 C dla brązali, 1020 C dla mosiądzu manganowego, 1120 C dla brązu fosforowego, 1170 C dla spiżu 88/10/2 oraz 1140 C dla spiżu 85/5/5/5. Wilgotność piasku utrzymywano w granicach 5,5 do 6,5%, wytrzymałość na ściskanie wg *AFA*, wynosiło 6,0 do 8,5 funtów na cal co odpowiada 0,42 do 0,60 kG/cm². Przepuszczalność na wilgotno wahała się w granicach od 20 do 50 jedn. *AFA*.

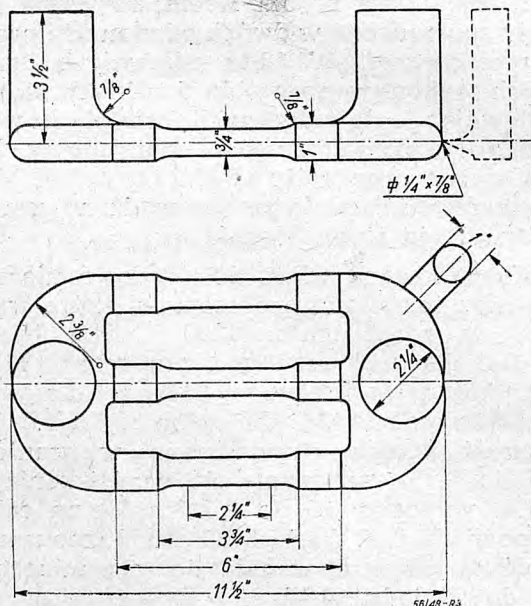
Wszystkie próbki przed rozerwaniem obtaczano do średnicy 0,564 cala (= 14,3 mm).

Otrzymane doświadczalnie wartości wytrzymałości na rozerwanie oraz wydłużenia zestawia *F. Hudson* w szereg wykresów, porównując je grupowo dla każdego stopu osobno. W wyniku tych doświadczeń proponuje on Brytyjskiej Instytucji Normalizacyjnej przyjęcie próbki *Keel'a* jako normalnej dla odlewów ze stopów o podstawie miedziowej. W ostatecznym projekcie tej próbki dokonano niewielkiej zmiany, zastępując dotychczasowy przekrój kwadratowy, przekrojem okrągłym (rys. 2).



Rys. 2. Próbkę Keela, przerobiona przez *F. Hudsona*.

Ułatwia to obróbkę na tokarce, a przyspieszenie chłodzenia jest korzystne dla próbek z brązu fosforowego i pewnych gatunków spiżu. Zresztą projektodawca liczy się z tym, że brązy fosforowe oraz spiże mogą sprawiać pewne trudności tym odlewnikom, którzy dotychczas próbek *Keela* nie stosowali. Odlewanie brązu fosforowego do form piaskowych zawsze było kłopotliwe, a spiże są podatne do rozpuszczania gazów. Dlatego też

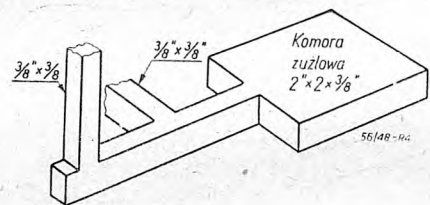


Rys. 3. Ulepszona, profilowana próbka Instytutu Odlewników Brytyjskich *IBF*.

do tych stopów należy zdaniem *F. Hudsona* dopuścić alternatywne używanie próbek typu *IBF* (rys. 3), by po pewnym czasie przejść na wyłączne stosowanie jednego tylko typu *Keela* dla wszystkich stopów miedzi. Dla brązów i mosiądzów manganowych odlewanie powinno się odbywać syfonem poprzez wąską belkę wlewową, doprowadzającą metal przy jednym z końców pręta. Dla innych stopów wystarczające jest odlewanie z góry.

F. Hudson uważa, że typy *BNFMRA* dobrze zasilane metalem przy niewielkim jego zużyciu zawiody jednak pokładane w nich nadzieje. Wtrącenia tlenków i żużli powodują powstawanie dużego rozproszenia wyników.

Doświadczenia *F. Hudsona* przeprowadzone w warunkach wojennych nie objęły próbek typu *Crown* i *Webbert* (7). Próbki te są szeroko stosowane w Stanach Zjednoczonych A. P., Kanadzie, a w zmienionej formie częściowo i w Wielkiej Brytanii. Zresztą pomiędzy próbką *Crown* i ulepszoną próbką *Keela* zachodzi duże podobieństwo. Nie uwzględniono również próbki *DTD* używanej do metali lekkich. Kilka typów tych próbek badał natomiast *W. A. Baker* (6), a wyniki przez niego otrzymane były brane przez *F. Hudsona* pod uwagę.



Rys. 4. Fragment układu wlewowego z komorą żużlową zastosowaną przez *W. G. Mochrie'go* przy odlewaniu próbek *BNFMRA* dla brązu fosforowego.

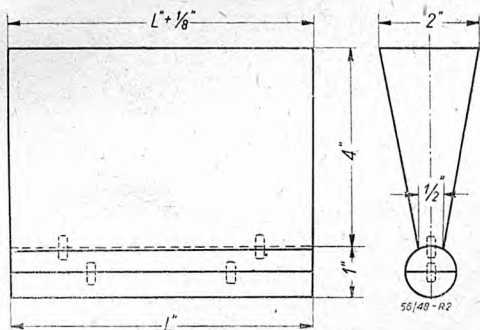
Dyskutując nad projektem *F. Hudsona*, *W. G. Mochrie* uważa, że nie należy odrzucać próbek *BNFMRA*. Ma on nadzieję, że przy ustaleniu sposobu postępowania przy odlewaniu próbka ta będzie równie użyteczna jak próbka *Keela*, nawet w zastosowaniu do brązu fosforowego. *W. G. Mochrie'emu* udało się uniknąć wtrąceń w samej sztabce próbki *BNFMRA* przez zastosowanie komory żużlowej w dolnej części układu wlewowego (rys. 4).

E. J. L. Howard chciałby używać próbki *Keela* jedynie dla stopów o dużym skunczu a dla pozostałych brązów próbki w rodzaju *BNFMRA* lub *IBF*.

W. Mendham przeprowadzał badania porównawcze próbek *Keela* oraz *DTD* w zastosowaniu do stopów lekkich. Stwierdził on, że próbka *Keela* nie nadaje się ani dla siluminu *BSS. 2. L. 33*, ani dla stopu *DTD 424* (3,30% Cu; 5% Si), ani też dla *DTD 304* (4% Cu), wskutek segregacji oraz zawartości gazów.

A. Tipper zauważa na podstawie swoich doświadczeń, że próbka *Keela* nadaje się — jeśli chodzi o stopy lekkie — jedynie dla *DTD 300*.

Brytyjski Związek do Badań nad Metalami Nieżelaznymi (*BNFMRA.*) porównywał próbki *Keela* i *DTD* z uwagi na ich przydatność dla brązów cynowych. Stwierdzono przy tym, że wpływ na wyniki ma temperatura odlewania; i tak próbka *Keela* odlana w temperaturze 1060—1100 C posiada własności bardzo zbliżone do własności próbki *DTD* odlanej w temperaturze 1180 C. *Dr C. R. J. Lee* zwraca na to szczególną uwagę. Z chwilą ustalenia najkorzystniejszych temperatur odlewania znikną, zdaniem jego, trudności w ustaleniu własności wytrzymałościowych przy pomocy próbek *Keela*. Warunkiem do tego jest jednak dostateczne odgazowanie metalu. W wypadku brązu fosforowego odlewane go do formy piaskowej, nawet technicznie suchej, zachodzi reakcja między metalem a materia-



Rys. 5. Próbką normalną American Society for Testing Materials dla brązów cynowych odlewanych w piasku (wg normy *ASTM—B143—42T*).

tem. Fosfor reaguje z wilgocią formy a powstający wodór rozpuszcza się w płynnym metalu, by wydzielić się ponownie w niższych temperaturach z utworzeniem drobnych banieczek. Skutkiem tego próbka brązu fosforowego odlana w piasku nigdy nie będzie odpowiadała swymi własnościami przetopionemu metalowi, natomiast, jej stopień zagazowania będzie w dużej mierze zależny od czasu trwania reakcji usprawnianej czyli od szybkości stygnięcia. Różnice w szybkościach stygnięcia są właśnie powodem różnic własności wytrzymałościowych próbek *Keela* i *DTD* czy *IBF*.

R. T. Rolf podaje wyniki badań porównawczych wykonywanych w f-mie *Allen & Co* dla spisu 88/10/2. W oparciu o próbkę Amerykańskiego Stowarzyszenia dla Badań Materiałów *ASTM* zaleconą dla odlewanych w piasku brązów cynowych (rys. 5) próbki f-my *Allen* posiadały średnicę w stanie surowym 0,6875 cala zamiast 0,625 cala oraz długość całkowitą 5 cali zamiast 6-ciu. Równolegle używano próbki czworokątnej

o przekroju $\frac{3}{4}$ cala kwadratowego o długości, 6 cali, odlewanej przy przedmiocie.

Próbka *ASTM* ulepszona przez f-mę *Allen* okazała się korzystniejszą, dając wyniki wyższe przy nieco mniejszych odchyłkach od wartości średniej. Omawiając również szereg innych doświadczeń zwraca *R. T. Rolf* uwagę na to, że:

1) różnice w wynikach dla szeregu próbek są bardzo poważne,

2) zazwyczaj wyższą wytrzymałość wykazują w stosunku do próbek gładkich próbki profilowane,

3) konieczność normalizacji wynika z potrzeby opanowania techniki topienia. Wadliwa technika topienia może się nie ujawniać wskutek używania próbek, dających w ogóle wysokie wyniki. I odwrotnie: prawidłowe przetapianie i odlewanie może pozostać niedocenione przy używaniu próbek wykazujących stale stosunkowo niskie wartości wytrzymałościowe. Odlewnik będzie oczywiście zawsze wolał używać próbek pozwalających na osiągnięcie możliwie najwyższych wyników, gdyż wtedy zmniejsza się ilość braków powstałych na skutek nieosiągniętych minimalnych własności mechanicznych,

4) wspólną wadą brązów lanych jest porowatość spowodowana wydzielaniem się w czasie krzepnięcia rozpuszczonych gazów; należy więc stosować próbki, które raczej wyolbrzymiają wpływ tego zjawiska,

5) niekiedy lepiej jest, jeśli odlew wykazuje pewną porowatość, gdyż metal całkowicie wolny od gazów może mieć zbyt duży skurcz.

W końcu *R. T. Rolf* dochodzi do wniosku, że kwestia próbek wytrzymałościowych wymaga jeszcze dalszych systematycznych badań statystycznych zanim będzie można przystąpić do normalizacji.

Podzielając ten pogląd *F. Hudson* uważa, że właśnie próbne wprowadzenie ulepszonej próbki *Keela* ma być jednym krokiem naprzód na drodze do normalizacji i gromadzenia materiału statystycznego.

ZRÓDŁA:

- 1) „Standard Test-Bars for the Non-Ferrous Foundry“ by *Frank Hudson, F. I. M., Proceedings of the Institute of British Foundrymen, Vol. XXXIX (1945—1946), p. A 72.*
Foundry Trade Journal, Vol. 79., June 20, 1946.
Fonderie 1946, p. 440.
- 2) *W. Rossenhain, Journal of the Institute of Metals, 1932, p. 284.*
- 3) *W. Rossenhain, Journal of Institute of Metals, 1932, p. 309.*
- 4) *Code of Procedure in Inspection of Copper-base Alloy Castings (British Standards Institution)*
- 5) „Recommendation for Two Leaded Gunmetals“, *Proceedings of the Institute of British Foundrymen, 1935 — 1936, p. 349.*
- 6) *W. A. Baker, Proceedings of the Institute of British Foundrymen, 1943 — 1944, p. B 54.*
- 7) *Canadian Practice for the Castings of Non-Ferrous Test-Bars, Foundry Trade Journal, January 27, 1944, p. 78.*

Nowa stal lana do powierzchniowego hartowania

inż.-mech. S. T. JAŻWIŃSKI

Zastosowanie w odlewnictwie stali hartowanych powierzchniowo z roku na rok wzrasta. Najprostrzym i najtańszym sposobem jest użycie płomienia acetylenowo-tlenowego w celu podniesienia temperatury miejsca nagrzewanego powyżej przemiany A_3 z jednocześnie studzeniem strumieniem wody. W ten sposób uzyskujemy dostatecznie ciągliwy rdzeń, a część pracująca posiada dużą odporność na ścieranie. Oczywiście w celu otrzymania takich wyników skład chemiczny odgrywa decydującą rolę. Zazwyczaj do tego celu stosujemy stale węglowe o zawartości węgla powyżej 0,40%. Do zmechanizowania procesu powierzchniowego utwardzania przedmioty te o symetrycznych kształtach nadają się ekonomicznie i technologicznie najkorzystniej.

W pracy niniejszej omawiam nową stal wyprodukowaną ostatnio w *Detroit Steel Casting Co*, mającą tę zaletę, że hartującym czynnikiem jest powietrze. Rezultat taki został osiągnięty na skutek tego, że skład chemiczny został tak dobrany, aby przemiana alotropowa odbyła się w najniższej temperaturze. Oczywiście stal o takich własnościach otwiera nowe możliwości zwłaszcza dla odlewnictwa. Dla uzyskania wysokiej twardości części podlegających ścieraniu wystarczy posiadanie palnika tlenowo-acetylenowego i umiejętność operowania nim.

Jeżeli przeanalizujemy znane dziś metody powierzchniowego hartowania, dochodzimy do wniosku, że wspomniana stal zajmuje pierwsze miejsce.

Z doświadczenia mogę stwierdzić, że stosunkowe ilości składników tej stali odgrywają decydujące znaczenie. Ze specjalnym naciskiem podkreślam to stwierdzenie, ponieważ z przeszłości wiadomym jest, jak mało odlewnik doceniał znaczenie składu chemicznego stali.

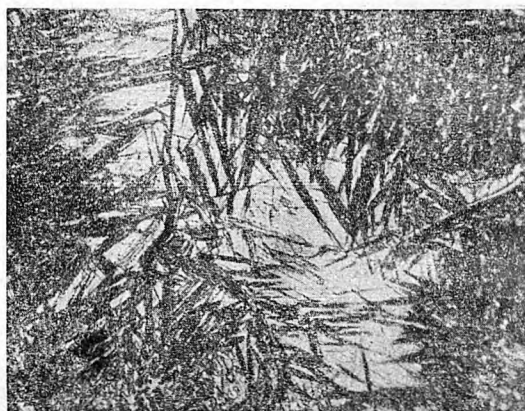
Zbyt wysoka zawartość chromu może spowodować pęknięcia. Za małe ilości innych składników mogą obniżyć lub wyeliminować zdolność hartowania się w powietrzu. Stal ta nazwana „E4”, jest otrzymywana w piecu martenowskim lub elektrycznym łukowym, o wyłożeniu kwaśnym. Łączna ilość składników stopowych jest tak dobrana, aby punkt przemiany A_r był na tyle obniżony, że część ogrzana i ostudzona na powietrzu będzie posiadała strukturę martenzytyczną.

TABLICA I

C	Mn	Si	S
0.40—0.50%	0.80—1.20%	0.35—0.45%	0.05 max
P	Cr	Mo	Cu
0.06 max	0.80—1.20%	0.20—0.40%	0.70—1.10%

W tablicy I podano skład chemiczny w granicach używalności.

Wyższa zawartość miedzi jest zastosowana w celu obniżenia przemiany A_3 (podobnie jak to czyni węgiel). Należy zaznaczyć, że obecność miedzi zwiększa działanie węgla. W dodatku miedź sprzyja utwardzaniu



Rys. 1. Mikrostruktura rdzenia.

wskutek tworzenia się większej ilości martenzytu w pośrednich temperaturach hartowania. Poza tym utwardzanie wskutek wydzielenia się miedzi z roztworu stałego jest korzystne, ponieważ można w ten sposób otrzymać łagodniejsze przejście ze stanu twardego do miękkiego. Wpływ chromu i molibdenu jest dobrze znany metalurgom, aby go dodatkowo omawiać.

Stal „E4” posiada wysokie własności fizyczne i nawet w przypadku wysokiej wytrzymałości na rozzerwanie jest stosunkowo ciągliwa. Ta własność jest bardzo istotna, ponieważ będąc twardą na powierzchni, posiada rdzeń bardzo ciągliwy.

Własności mechaniczne stali tej podane są w tablicy II.

TABLICA II

Obróbka cieplna	Qr kG/mm ²	Rr kG/mm ²	Wydłużenie % (50,8mm)	Przewężenie %	Twardość Brinell a
hartowana w oleju odpuszczana w 1200 F (649 C)	79,44	91,57	15%	35%	286
Normalizowana odpuszczana (jak wyżej)	63,62	83,30	17,5%	45%	250

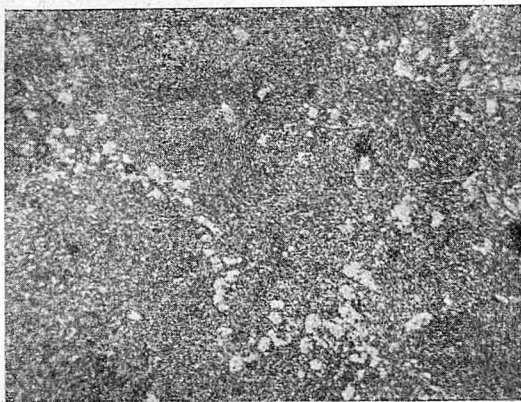
Dla osiągnięcia żądanej ciągliwości rdzenia zastosowano szereg różnych temperatur odpuszczania (tab. III).

TABLICA III

Obróbka cieplna	Twardość Brinella	Twardość Rockwella
Hartowana w oleju . . .	512	C—53
Odpuszczana 700 F (371,1 C)	444	47
800 F (426,7 C)	418	44
900 F (482,2 C)	387	41
1000 F (537,8 C)	375	40
1100 F (593 C)	332	35
1200 F (649 C)	293	31
1300 F (704 C)	241	23

Na rysunkach 1, 2 i 3 pokazane są kolejno w powiększeniu $\times 400$ mikrostruktury: wytrawione 2% „Nital” części wewnętrznej odlewu, strefy przejściowej oraz na powierzchni odlewu po zabiegu powierzchniowego hartowania.

Wewnętrzna struktura odlewu podana na rys. 1 jest normalną i zazwyczaj spotkać ją można w przypadku szybkiego stygnięcia



Rys. 2. Mikrostruktura strefy przejściowej.

odlewu od temperatury zalewania. Nie trudno dostrzec, że wydzielający się ferryt został zatrzymany w krystalograficznych płaszczyznach. Na rys. 2, przedstawiającym strefę przejściową, struktura składa się z perlitu i sorbitu wraz ze szczątkowym ferrytem. Na rys. 3 jest przedstawiona krawędź utwardzona. Na skutek krytycznego składu chemicznego punkt przemiany A_r został tak obniżony, że całkowity austenit został zamieniony na martenzyt. Głębokość utwardzania odpowiada w przybliżeniu głębokości nagrzania do temperatury powyżej przemiany A_3 . Czas austenitowania jest zazwyczaj bardzo krótki, ponieważ ogrzewanie palnikiem acetylenowo - tlenowym jest bardzo intensywne.

Uważam za stosowne podkreślić jeszcze jedną cechę tej stali — głębokość utwardzania jej jest stosunkowo duża.

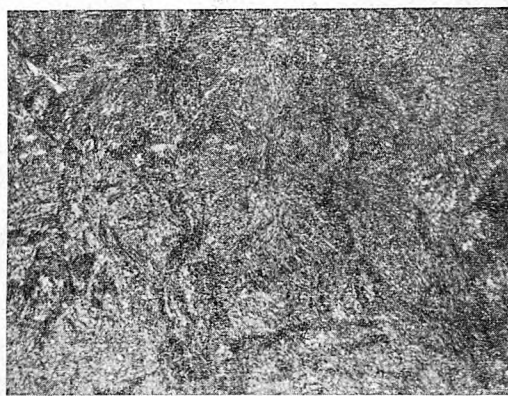
Tę własność należy także przypisać obniżeniu temperatury przemiany alotropowej.

TABLICA IV

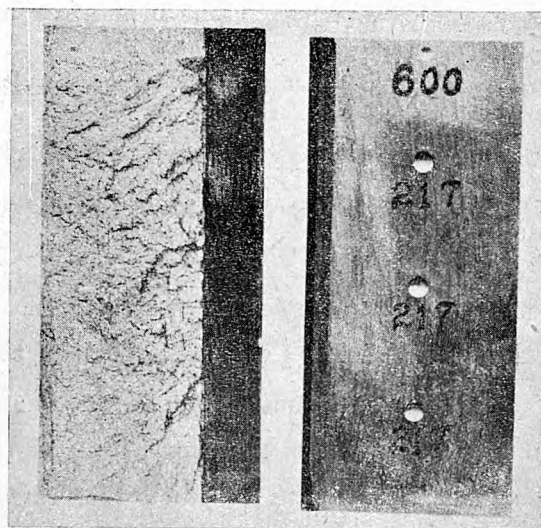
Hartowanie w wodzie		Hartowanie w powietrzu	
Głębokość hartowana w calach	Twardość Rockwella	Głębokość hartowana w calach	Twardość Rockwella
0.006	61 — 61	0.005	55 — 56
0.021	62 — 62,5	0.016	54 — 54
0.031	63 — 63	0.029	49 — 49
0.041	61 — 62	0.039	45 — 45
0.050	61 — 62	0.050	42 — 43
0.059	60 — 60,25	0.060	41 — 40,5
0.076	47 — 49,5	0.079	33 — 32,5
0.089	30 — 32,5	0.089	28 — 28
Rdzeń	28	Rdzeń	28

W tabeli IV podano zestawienie porównawcze twardości otrzymanych na próbkach hartowanych w wodzie i w powietrzu.

Próba była przeprowadzona na próbkach pobranych z tego samego wytopu.

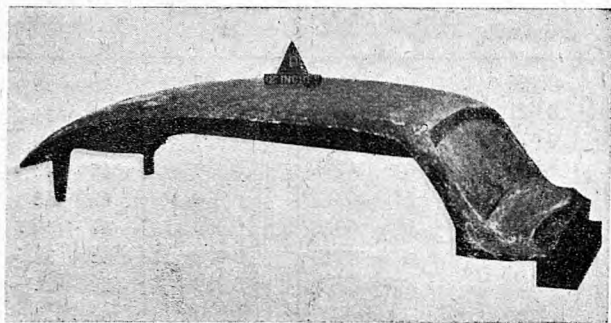


Rys. 3. Mikrostruktura powierzchni.



Rys. 4. Rozkład twardości na przecie zahartowanym i zmiękczonym.

Szybkość posuwu palnika w przypadku hartowania na powietrzu była 7 cali na minutę.



Rys. 5. Zastosowanie odlewu ze stali E4 do produkcji dachu nadwozia samochodowego.

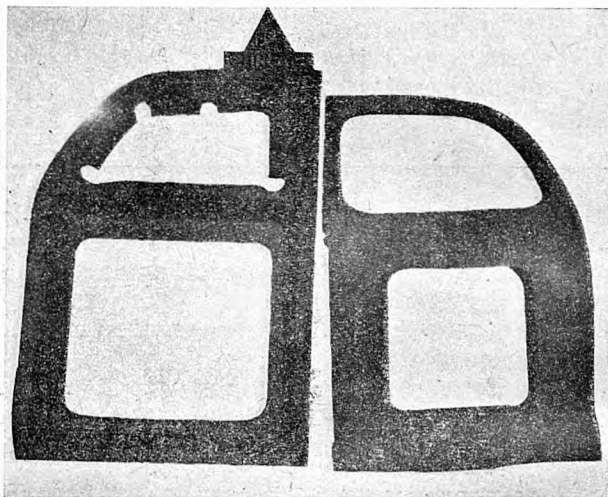
Należy podkreślić również, że głębokość oraz równomierność utwardzania są istotne z punktu widzenia produkcji. Jeżeli, naprzykład, utwardzono za głęboko względnie nierównomiernie, pęknięcia przedmiotu na skutek rozszerzania się i nierównomiernego skurczu są zwykłym zjawiskiem. Na dodatek powstają napięcia li tylko natury strukturalnej w zasięgu hartowania. Głębokość warstwy martenzytycznej w praktyce jest regulowana potrzebami technologicznymi.

Zastosowanie tej stali w krótkim czasie obejmuje coraz to nowe dziedziny przemysłu przetwórczego. Nie od rzeczy będzie jeśli przytoczę, że obecnie stosuje się je do lanych matryc oraz narzędzi. Stal ta poza tym łatwo się spawa. W stanie wyżarzenia twardość wynosi około 230 — 240 stopni Brinella i oczywiście jest łatwo obrabialna przy tej twardości.

Matryca może być łatwo zamontowana w tym stanie w prasie, a potem miejsca ma-

jące być utwardzone są nagrzane zwykłym palnikiem acetylenowo - tlenowym.

Zabieg taki zoszczędza oczywiście ogromną ilość godzin robocizny i zmniejsza zużycie narzędzi.



Rys. 6. Zastosowanie odlewu ze stali E4 do produkcji drzwi samochodowych.

W przypadku pewnych poprawek zwykle przeprowadza się t. zw. zabieg zmiękczenia przez nagrzewanie części do temperatury około 1500 F (także a pomocą palnika acetylenowo - tlenowego).

Na pręcie zahartowanym w powyższy sposób i złamanym nietrudno zauważyć rozkład twardości. (rys. 4).

Zastosowanie tej stali najlepiej można zilustrować na rysunkach 5 i 6.

Zawdzięczając tej stali zakres odlewnictwa stalownego znacznie się rozszerzył, obejmując nowe dziedziny.

Nakładem Instytutu Wydawniczego SIMP ukazała się książka:

Prof. dr inż. Wacław Moszyński „PASOWANIA W BUDOWIE MASZYN NA TLE MIĘDZYNARODOWEGO UKŁADU TOLERANCYJ ŚREDNIC”.

Stron 128, tablic XXIX, rysunków 138. Cena zł 440.—. Cena ulgowa dla członków SIMP oraz dla młodzieży szkolnej przy zgłoszeniach zbiorowych zł 400.—.

Książka ta, będąca drugim, poprawionym i rozszerzonym wydaniem pracy tegoż Autora p. t. „Pasowania w przemyśle“ z roku 1929, ma na celu zaznajomienie czytelników z zagadnieniem pasowań na tle Międzynarodowego Układu Tolerancji Średnic. Poza tym zawiera ona szereg wskazówek związanych z wprowadzeniem układu pasowań do praktyki konstrukcyjnej.

Przegląd pism technicznych odlewniczych

DOROCZNY KONGRES FRANCUSKICH ODLEWNIKÓW W R. 1947

Ogólne wiadomości o przebiegu Kongresu podamy na podstawie informacji opublikowanych w prasie odlewniczej angielskiej, czechosłowackiej i francuskiej, a następnie zreferujemy w skrócie niektóre z referatów wygłoszonych na tym Zjeździe, na podstawie nadesłanych nam odbitek na powielaczu a więc bez ilustracji.

Kongres, który odbywał się w dn. 13 — 16 października r. ub. zgromadził przeszło 400 osób, wśród których było ponad 50 przedstawicieli z zagranicy, reprezentujących siedem narodów. Niestety polscy odlewnicy nie byli obecni w Paryżu.

Zjazd otwarty był przez prof. P. Bastien, prezesa Association Technique de Fonderie, zaś pierwsze posiedzenie poświęcone było sprawie mechanizacji pracy i modernizacji wyposażenia w odlewni. Cztery referaty, poświęcone temu tematowi, opracowane były przez personel techniczny „Centre Technique” w Paryżu, którego cele i zadania pokrywają się z zadaniami naszego Instytutu Badawczego Odlewnictwa. Przedstawiciele urzędów państwowych wraz z inżynierami „Centre Technique” odbyli kilka dłuższych podróży do USA., Wielkiej Brytanii i szeregu uprzemysłowionych krajów, aby zebrać najbardziej aktualny materiał z ostatniego okresu i przedstawić go do wiadomości odlewników francuskich.

Ogromny brak kwalifikowanych fachowców, a szczególnie formierzy, powoduje dążenie do jaknajdalszej mechanizacji, nawet w odlewniach o charakterze produkcji jednostkowej i na odcinkach wytwarzających bądź wiadomości fachowych, bądź też uciążliwych pod względem zdrowotnym — naprz. wybijanie i oczyszczanie odlewów i t. d. Jeden z referatów tej grupy, streszczony będzie niżej, reszta podana zostanie w następnym numerze, po nadejściu brakujących obecnie ilustracji.

Na posiedzeniu popołudniowym, w pierwszym dniu Kongresu większe zainteresowanie wywołały dwa referaty — 1) „o piasku chemicznie preparowanym” i 2) „o porównawczym badaniu materiałów używanych na wykładzinę pieców odlewniczych”.

Referat dr A. B. Everest — oficjalny referat Instytutu Odlewników Brytyjskich, ilustrowany specjalnym filmem i omawiający próbę żeliwa na udarność, zapoczątkował prace w drugim dniu Kongresu. Drugi referat w tej grupie omawiającej badania wytrzymałości żeliwa przedstawiła delegacja szwajcarska, omawiając warunki ulepszenia żeliwa. W dyskusji która się wywiązała w wyniku tych referatów dużo mówiono na temat czy badania należy prowadzić na próbach osobno lanych czy też na wyciętych z odlewu. Francuzi nie porzucili jeszcze swoich zamiarów posługiwania się małymi próbkami wyciętymi z odlewu i badanymi na ścinanie, lecz,

ponieważ, nie znajdują żadnego poparcia ze strony innych krajów dla swojej idei, ustępują i zgadzają się „mówić tym samym językiem” co i inne narody t. j. przechodzą stopniowo do próbek osobno lanych.

Z ostatniej serii referatów na tematy ogólne podajemy dalej w streszczeniu prace P. Bastiena, G. Joly'ego i L. F. Girardet'a.

1. J. RIGAUT.

MECHANIZACJA WYBIJANIA ODLEWÓW

Konieczność mechanizacji pracy na odcinku wytwarzania odlewów spowodowana jest trudnością znalezienia robotników chętnych do tej pracy.

Autor rozpatruje kolejno sposoby niszczenia formy, t. j. wybijania odlewu, organizacji pracy w tym dziale odlewni i na koniec, podniesienia zdrowotności pracy.

Przy wybijaniu odlewów podnosi autor wpływ rodzaju formy na pracę wybijania — wybijanie z form suchych jest dużo trudniejsze, aniżeli z wilgotnych; skrzynki formierskie, posiadające listwy oraz kraty, trudniejsze są do opróżnienia, na koniec formowanie bezskrzynkowe, pozwala na największą wydajność przy wybijaniu odlewu.

Następnie rozpatruje autor różne sposoby i urządzenia do wybijania:

- a) ręczne wybijanie za pomocą pneumatycznych narzędzi, w postaci młotów, kołatek wzgl. dłuć i t. p. i wibratorów pneumatycznych przy dużych formach,
- b) drążki drgające, napędzane pneumatycznie, a niekiedy elektrycznie,
- c) chwytaki (balanse) zaopatrzone w silne wibratory, dla skrzynek większych, podnoszonych za pomocą dźwignic,
- d) kraty do wybijania odlewów; odróżniamy szereg rodzajów:

1. Kraty stałe; wybijanie jest ułatwione przez stopniowe usuwanie piasku poprzez kratę.
2. Kraty drgające: o napędzie elektrycznym i pneumatycznym, oraz kraty poruszane przez motory elektryczne (mimośrodowo).

Autor zwraca uwagę na to, że wymiary krat trzeba dostosować do ciężaru form, zastosowanie ich narzuca więc normalizację skrzynek formierskich i specjalizację warsztatów. Wymiary otworu kraty są zależne od rodzaju używanego piasku i przedmiotów formowanych. Konstruktorzy budują obecnie kraty drgające o wymiarach 1,5 x 2,00 m. Istnieje na ogół tendencja używania urządzeń z wibratorami do form mokrych, a krat drgających i o obrocie mimośrodowym do form suchych i form większych.

W dalszej części referatu autor rozpatruje organizację pracy wybijania form osobno dla dwóch zasadniczych odmian prowadzenia robót formierskich:

- A) formowanie ręczne
- B) formowanie maszynowe.

W wypadkach A mogą być następujące odmiany:

- 1 — wybijanie na miejscu odlewania,
- 2 — wybijanie na oczyszczalni,
- 3 — wybijanie na osobnej przestrzeni tylko na ten cel przeznaczonej.

Odmiany te mogą być zastosowane do wypadku odlewania form na sucho i na wilgotno. Każdy z tych wypadków ma swoje osobliwości, inną kolejność czynności i odmienne pomoce wzgl. urządzenia techniczne. Przy dokładnej analizie czynności zastosować możemy najważniejsze mechanizmy i uczynić pracę najbardziej wydajną i łatwą. Konstruktorzy dają szereg zupełnie prostych, lecz bardzo dogodnych mechanizmów, a ich prawidłowy wybór jest rzeczą kierownika odlewni.

W wypadkach A 2 i A 3 należy również prawidłowo rozwiązać transport skrzynek formierskich z odlewami, na miejsce wybijania, transport wybitej ze skrzynek masy formierskiej do oddziału przeróbki masy i powrót skrzynek do miejsc formowania. Odmiany te narzucają konieczność umieszczenia wybijałni skrzynek w pobliżu oczyszczalni i instalacji do przeróbki masy używanej.

Przy formowaniu zmechanizowanym i masowym odmienne postępowanie oraz inne urządzenia i kolejność postępowania narzucać się będą przy mechanizacji transportu skrzynek formierskich z gotowym odlewem przy pomocy stołów rolkowych, inne znów przy całkowitej mechanizacji ruchu w formiarni przy pomocy transporterów o ruchu przymusowym t. j. posiadających napęd ogólny (transportery płytkowe i t. p.). Autor na przezroczach omawiał poszczególne konstrukcje, ich wady i zalety.

We wnioskach końcowych autor stwierdza, że wybór właściwych urządzeń pomocniczych na tym odcinku produkcji, znacznie ją usprawnia, obniża koszty i czyni pracę w tym dziale odlewni, do tego czasu najcięższą i najbrudniejszą, bardziej higieniczną i odpowiadającą obecnym pojęciom o konieczności zapewnienia pracownikowi, możliwie odpowiednich warunków zdrowotnych przy niezbyt dużym wysiłku fizycznym.

2. T. W. CURRY (referat wymienny A. F. A.).

PIASEK FORMIERSKI CHEMICZNIE PREPAROWANY

Autor postawił sobie za zadanie ulepszyć jakość odlewów i zmniejszyć koszty ich oczyszczania i, jakkolwiek piasek formierski preparowany chemicznie wprowadzał radykalne zmiany w warunkach fabrykacji mas formierskich ogólnie używanych, został on zastosowany z powodzeniem i miał dobry wpływ na wszystkie operacje wykonywane przy fabrykacji odlewów z żeliwa szarego.

Wstępne doświadczenia autora dotyczyły procesu otulenia ziarnka piasku kwarcowego chemiczną powłoką ochronną. Proces przygotowania piasku chemicznie wiązane go opiera się na nowej zupełnie koncepcji roli, odgrywanej przez ziarna piasku przy wykonaniu formy.

Autor zwraca uwagę przede wszystkim na to, że nawęgloną powłokę ziarn piasku stosuje się, ażeby nadać mu większą odporność i lepszą zdolność formowania. Możemy dla uproszczenia uważać tą substancję chemiczną za zwykłą mieszaninę lepłą, zawierającą nawęgloną żywicę — prawie czystą, rozpuszczalnik i wodę. Operacje początkowe polegają na otoczeniu ziarn piasku bardzo cienką warstwą nawęglonej żywicy. Uzyskuje się to przez zmieszanie piasku krzemowego przemytego i wilgotnego z odpowiednią ilością produktu chemicznego (około 400 l na tonę piasku) — w zwykłej mieszarce odlewniczej. Następnie przepuszcza się mieszaninę przez suszarkę obrotową, działającą przy temperaturze od 149 — 204 C, aby odparować rozpuszczalnik i utworzyć na ziarnie powłokę z żywicy. Piasek, który wychodzi z suszarki, nie wykazuje ani plastyczności, ani innych właściwości potrzebnych do formowania i podobny jest, po za kolorem, do piasku kwarcowego. Powłoka z nawęglonej żywicy jest ciastem twardym, odpornym, nierozpuszczalnym w wodzie i w zwykłych rozpuszczalnikach, przylegającym mocno do ziarna, w ten sposób opiera się ona wpływem termicznym i mechanicznym, ale staje się plastyczną przy zetknięciu ze specjalnym rozpuszczalnikiem, chemicznym. Ta właśnie plastyczność jest przyczyną wszystkich dodatnich własności, które autor stwierdził w piasku przygotowanym chemicznie. Piasek otoczony w ten sposób powłoką chemiczną może być wprowadzony do mieszarki masy formierskiej, gdzie dodaje się do niego bentonitu, mąki, substancji chemicznej i wody.

Piasek przygotowany chemicznie jest łatwiejszy do użycia od różnych piasków syntetycznych używanych poprzednio przez autora. Zwiększenie plastyczności pozwala wykonywać formy o większej i jednorodniejszej twardości, przy zmniejszonej ilości wstrząsów maszyny formierskiej i mniejszym skoku. Bardziej równomierne ubijanie pozwala na uzyskanie lepszej powierzchni formy i utrzymania wszystkich wymiarów formy w granicach podanej tolerancji.

Wzrost plastyczności piasku chemicznego preparowanego jest wynikiem szybkości, z jaką powłoka z żywicy może być uczyniona plastyczną — wystarcza 20 do 30 minut między wyjściem masy z mieszarki i formowaniem, żeby doprowadzić piasek do stanu najbardziej odpowiedniego. Gdy powłoka żywiczna staje się całkowicie plastyczną, spójność ziarn zmniejsza się i powierzchnia staje się gładza. Plastyczność piasku wzrasta również, kiedy jest on przerabiany dłużej. Piasek preparowany chemicznie usuwa się ze skrzynek lepiej niż wszystkie inne masy formierskie. Te własności jego powodują, że jest on bardziej uniwersalny w użyciu od innych mas poprzednio stosowanych przez autora; można bowiem regulować własności masy z piasku preparowanego

chemicznie dobierając rodzaj spoiwa albo dostosowując ziarnistość piasku.

Polepszenie własności masy, jeśli chodzi o wybijanie, powoduje trzy skutki.

1. Piasek wyblity ze skrzynek, powracający do rozdrabniaczy jest znacznie odpowiedniejszy do utworzenia nowej mieszanki.

2. Piasek wybrakowany pochodzi wyłącznie z odłamków zniszczonych rdzeni, co można uważać za brak normalny, chyba że się ma specjalny aparat do regeneracji piasku.

3. P. NICOLAS.

PORÓWNANIE WŁASNOŚCI MAS KRZEMIONKOWYCH

Masą krzemionkową nazywamy mieszaninę ogniotrwałą stosowaną do utworzenia monolitowej wyprawy pieca wzgl. kadzi odlewniczych w drodze ubijania jej wg odpowiedniego wzornika.

W referacie omówione są rezultaty badań nad kilkoma produktami znanej firmy niemieckiej, kilkoma belgijskimi oraz trzydziestoma francuskimi; badania te obejmowały analizę własności fizycznych, analizę chemiczną, pomiar odporności na wysokie temperatury oraz na wyżeranie (erozję).

W badaniach fizycznych zastosowano te same metody co przy badaniu piasków formierskich, używając metod AFA na oznaczenie zawartości gliny i ziarnistości. Dodano tu jeszcze mało znany, a bardzo cenny pomiar ścisłości (compacité). Zależy ona od zawartości glinki, ziarnistości oraz zwilżenia, a odnosimy ją do ścisłości kwarcowego piasku. Największą ścisłość okazały masy syntetyczne, mające za podstawę produkt glinokrzemionkowy dostatecznie rozdrobiony z dodatkiem piasku o dość grubym ziarnie.

Wyłożenie pieca nie powinno być zbyt mocno ubite, masa bowiem zachować musi elastyczność. Sposób przygotowania masy, ubicie jej i zwilżenie wpływają na jej wartość, tak samo, jak i warunki suszenia. Masa musi być na tyle mocno ubita, by uniemożliwiała przenikanie przez nią gazów oraz żużla; oddaje tutaj usługi współczynnik ścisłości.

Analiza chemiczna wykazała szkodliwość topników oraz węglanów rozkładających się pod wpływem gorąca. Wytrzymałość na wysokie temperatury badano zapomocą stożków Segera. Wytrzymałość na erozję oznaczano w stosunku do żużla normalnego oraz w stosunku do wapna. Przypuszcza się wpływ szkodliwy wysokoprocentowy składników manganowych wprowadzonych do pieca. Porównując stopnie erozji, uznano za bardziej ujemną erozję połączoną z roztopieniem i utworzeniem mocno płynnego szkliwa niż erozję, powstającą przez nasiękanie.

Próbka masy niemieckiej dla piecy obrotowych okazała się w praktyce identyczną z próbką przeznaczoną dla kadzi surówkowej. Biorąc ją za podstawę możemy wyprowadzić z niej inne, przez do-

datek piasku o ściśle określonym ziarnie i glinki ogniotrwałej.]

Belgijskie próbki nie wykazały szczególnie charakterystycznych własności.

Badane masy francuskie posiadały zawartość gliny 2 — 70%, ziarno odpowiadało współczynnikowi AFA od 43 — 255, próba przesiewania wykazała pewną ilość mas syntetycznych. Ścisłość zmienia się od 19 — 43, a masy syntetyczne posiadają współczynnik zbliżony do mas niemieckich. Około 50% badanych próbek wykazało (dużą odporność na wysokie temperatury, do 1660 C i powyżej, wykonano wykres zależności jej od zawartości krzemu, — zanieczyszczenia mają również wpływ poważny. Opór stawiany erozji okazał się, jak należało się spodziewać, odwrotnie proporcjonalny do współczynnika ścisłości. Ilość tlenu glinu warunkuje zachowanie się masy w piecu; poniżej 5% otrzymujemy zbyt małą spoistość po wyprażeniu.

Wyniki badań okazały się zadawalające, wyróżniło się zaletami pięć z badanych mas. Jedna z nich jest syntetyczna, a ponieważ masy naturalne rzadko kiedy łączą pożądane zalety, na tej to drodze należy szukać postępu.

Dla żeliwa, zawartość tlenu glinu = 7 — 9% (t. j. gliny 25%), współczynnik ziarnistości AFA = 60 z 30% ziarn powyżej 1,63 mm.

Dla konwertora, przy tej samej ziarnistości, tlenu glinu = 4 — 6% (gliny 20%).

Dla piecy obrotowych należało by stosować drobniejsze ziarno, a współczynnik AFA wielkości ziaren rzędu 90, bez większych cząstek o zawartości tlenu glinu również 7 — 9%.

Kwarcyty należałoby używać w postaci trydymitu, jako odmiany stałej w wyższej temperaturze.

4. P. BASTIEN I S. DAESCHER.

BADANIE KOROZJI ŻELIWA PRZEZ CIEKŁE ALUMINIUM I LEKKIE STOPY ALUMINIOWE (SILUMINY)

Na życzenie „Centre Technique de Fonderie“ wykonano badania nad korozją tygla żeliwnych używanych do stopów aluminium, których wielkie zalety w porównaniu z tyglami grafitowymi są niewątpliwe, ale których rozpuszczalność pod wpływem ciekłego aluminium budzi pewne zastrzeżenia.

Stwierdzono że 1) zwiększenie zawartości węgla w żeliwie, 2) zabezpieczenie powierzchni wewnętrznej tygla odpowiednimi substancjami mineralnymi, oraz 3) stan powierzchni np. utlenienia jej, — obniżają korozję.

Badania przeprowadzono dla dwóch gatunków żeliwa szarego (C = 3,3 — 3,5, Si = 2,1 — 2,5; żeliwa ciągliwego (C = 2,1; Si = 1,8%) i czterech gatunków specjalnych z zawartością chromu 6 i 32% oraz molibdenu 1 — 2%; w celu porównania badano również stal miękka (C = 0,08%). Ze stopów aluminium wybrano najczystsze aluminium 99,995% Al, siluminy (Alpax) Si = 11,57%, oraz drugi stop o zawartości

krzemu 15,92%; temperatura doświadczeń wynosiła 800 i 850 C, a czas trwania próby 1 i 8 godzin. Próbki wykonane w postaci równoległościaków 30 x 15 x 12 mm o dwóch powierzchniach pozostawionych w stanie surowym umieszczono w kąpeli metalicznej, w stałej temperaturze.

Wielkość korozji mierzono a) przez pomiar straty na wadze próbki, b) przez oznaczenie ilości żelaza rozpuszczonego w płynnym stopie. Metodę chemiczną stosować można tam, gdzie straty wagi są równego rzędu co zmiany zawartości żelaza; metodę pierwszą uważać można za pewniejszą.

Wyniki wykazują że: 1) za wyjątkiem żeliwa ciągliwego korozja zwiększa się w siluminie i wysoko krzemowych stopach, w porównaniu do czystego aluminium, 2) największej korozji ulegają stal miękka walcowana i żeliwo z zawartością 32% chromu, 3) w aluminium najbardziej odporne jest zwyczajne szare żeliwo, a dodatek 1 — 2% molybdeny oraz 6% chromu nie zwiększają odporności, w siluminie natomiast w wysoko-krzemowych stopach aluminium, żeliwo ciągliwe.

Bađano również mikrostrukturę próbek, która daje pewne wyobrażenie o mechanizmie korozji, — prądach dyfuzyjnych od glinu do żelaza i na odwrót, — otworzeniu się warstwy stopów pośrednich wokół próbki, — o roztworach stałych żelaza i glinu, bogatszych w żelazo lub glin, — oraz o kryształach Al_3Fe pierwotnych lub w postaci eutektyki, znalezionych w stopach aluminium. Stwierdzono także ubytek perlitu, szczególnie w stali miękkiej co przypisuje się rozpuszczaniu się glinu w żelazie przez dyfuzję, która usuwa możność tworzenia się perlitu (obszaru gama).

Szybkość korozji zdaje się być ściśle związana z grubością warstwy o stałym składzie, tworzącej się na próbce w ciągu doświadczenia przez kontakt z roztworem (Fe-Al); im jest cieńsza tym większa jest korozja.

5. G. JOLY.

PIECE DO WYŻARZANIA ŻELIWA CIĄGLIWEGO

Na wstępie stwierdza autor, że zarówno w wypadku fabrykacji żeliwa o rdzeniu białym, czy też o rdzeniu czarnym, kruche i nienadające się do obróbki mechanicznej odlewy z żeliwa białego powinny być poddane odpowiedniej obróbce cieplnej i w strukturze swojej zmienione na łatwe do obróbki, mogące podlegać znacznej deformacji bez pęknięć. Następnie podany jest krótki przegląd cykli termicznych stosowanych przy tym zabiegu.

W wypadku żeliwa ciągliwego o rdzeniu białym ciągliwość otrzymuje się przez odweglanie powierzchniowe, otrzymywane w metodzie klasycznej przez umieszczenie odlewów wraz z mieszaniną utleniającą w skrzynkach do wyżarzania (72—80 godzin nagrzewania w temperaturze 900—1000 C z następnym studzeniem do 650 C z szybkością 5—10° na godzinę), a w metodzie Robietta przez zastosowanie miesza-

niny gazów CO/CO₂ i H₂/H₂O w temperaturze 1050 C i czasie nagrzewania do 24 godzin; ogólny czas przebiegu wg. Robietta nie przekracza 60 godzin, obejmując wstępne nagrzewanie, właściwy przebieg termiczny i stygnięcie.

Cykle termiczne dla żeliwa ciągliwego o rdzeniu czarnym są funkcją składu, temperatury wyżarzania, zawartości chromu, stosunku manganu do zawartości siarki, przegrzania metalu przed odlewaniem, atmosfery pieca, szybkości stygnięcia po odlaniu, pochodzenia materiałów wyjściowych i tp.

Jeśli warunki produkcji nie odbiegają od normalnych można przyjąć następujące maksymalne czasy wyżarzania:

Cog%	Si%	Pierwszy poziom		Drugi poziom	
		Temp	czas/godz.	Temp.	Czas/go z.
2,20	1,4 — 1,6	940°	8	745°	20
2,40	1,2 — 1,4	940°	10	735°	25
2,60	1,0 — 1,2	940°	12	730°	30
2,80	0,8 — 1,0	940°	14	725°	40

Drugi okres grafityzacji może być prowadzony również przy jednolitej temperaturze 720 C. Czas przebiegu w tym wypadku można kontrolować wg tabeli następującej.

Cog%	Si%	Czas zabiegu godz.
2,20	1,4 — 1,6	30
2,40	1,2 — 1,4	35
2,60	1,0 — 1,2	40
2,80	0,8 — 1,0	50

Poziomy te mogą być zastąpione przez stały powolny spadek temperatury, który przyjmujemy w wypadkach podanych odpowiednio:

2,0° na godzinę
1,5° " "
1,0° " "
1,0° " "

w założeniu studzenia odlewów od temperatury 760 do 690 C.

Gdy osiągnięto temperaturę poniżej 670 C wskazanym jest prowadzić ostudzenie możliwie szybko, jakkolwiek nie jest wskazane wyładowywać odlewy ze skrzynek przed ich kompletnym ostygnięciem.

W drugiej części referatu autor opisuje różne konstrukcje pieców z punktu widzenia ich możliwości ekonomicznego realizowania powyżej opisanych cykli termicznych.

Po krótkim opisie pieca ardeńskiego (ardennais), którego zastosowanie coraz to zmniejsza się z powodu nieekonomicznego jego działania, autor rozpatruje kolejno: 1) piece opalane pyłem węglowym — w których również trudno, jak i w konstrukcji poprzedniej zrealizować racjonalnie teoretyczny cykl wyżarzania, wykazują one zmniejszony wydatek

paliwa w porównaniu do pieca ardeńskiego, — a mianowicie ok. 0,8 kG na kG odlewu o rdzeniu białym i 0,4 — 0,5 kG przy odlewach o rdzeniu czarnym, wtedy, gdy piec ardeński odpowiednio konsumuje — 1,2 kG i 0,6 — 0,7 kG. Koszty obsługi tych pieców również są niższe, tak samo zresztą, jak i koszty konserwacji. 2) piece opalane węglem o paleniskach zautomatyzowanych; — posiadają one te same zalety, jak i piece poprzednie, lecz nie mają ich wady — nierównomiernego rozkładu temperatur w piecu. Posiadają one zwykle szereg otworów wylotowych, umieszczonych na wzdłużnych ścianach pieca, regulowanych zasłonami, co pozwala na osiągnięcie dostatecznie równomiernej temperatury w różnych częściach pieca. Zużycie wynosi ok. 0,6 kG dla żeliwa ciągliwego produkowanego metodą europejską i ok. 0,45 kG dla metody amerykańskiej w odniesieniu na — kG gotowego odlewu.

3) piece opalane mazutem dają jeszcze bardziej równomierną temperaturę wskutek zastosowania na ścianach wzdłużnych szeregu palników i łatwego odprowadzania spalin. Cykle termiczne są skrócone. Zużycie paliwa odpowiednio do warunków poprzednio przyjętych 0,5 i 0,3 kG.

4) piece elektryczne rzadko są używane we Francji do tego celu ze względu na wysoki koszt energii elektrycznej i tylko w wypadku małej zawartości węgla i dużej krzemu w odlewie. Konstrukcyjnie odróżniamy trzy rodzaje pieców: kloszowe, pionowe

z podnośnikami i tunelowe. Te ostatnie mogą być najbardziej polecane ze względu na możliwość wzgl. łatwego kontrolowania charakteru atmosfery pieca. Teoretyczny cykl termiczny najlepiej może być zrealizowany w tych piecach.

5) piece o rurach promieniujących — zastępujących oporniki pieców elektrycznych. Stalowe rury ognio odporne umieszczone wzdłuż ścianek dłuższych pieca ogrzewane są od wewnątrz spalającym się w nich gazem. Do tego celu w USA najchętniej stosują gaz ziemny. Można stosować również gaz generatorowy zamiast ziemnego, lecz intensywność procesu będzie niższa,

Końcowe wnioski referenta są następujące:

Do celów wyżarzania nadają się najlepiej piece opisane pod 2), 3) i 4. Pierwsze dwa rodzaje w celu sprawnego ich działania powinny posiadać ruchome dolne części (wysuwane, ewent. na kołach), ażeby przy fabrykacji żeliwa czarnordzeniowego mieć możliwość realizacji możliwie szybkiego stygnięcia poniżej 670 C.

Piecy elektryczne, ekonomiczne pomimo nawet wysokiego kosztu prądu, ponieważ pozwalają uniknąć kosztownych garnków do wyżarzania oraz sortowania odlewów po zakończonym cyklu termicznym.

W każdym wypadku należy kontrolować bieg pieca dobrym pirometrem, jeśli się chce otrzymać wyrób wysokiej jakości.

KRONIKA ODLEWNICZA

WAŻNIEJSZE OSIĄGNIĘCIA TECHNICZNE W ODLEWNIACH KRAKOWSKIEGO ZJEDNOCZENIA ODLEWNICZEGO W R. 1947

W r. ub. zapoczątkowano w odlewniach Zjednoczenia Krakowskiego systematyczne usprawnienie produkcji odlewów i podnoszenie jakości wyrobów. Najciekawsze osiągnięcia wymienimy niżej:

1) w odlewni żeliwa w Nowej Soli n/Odrą, wykonującej na eksport tubingi dla kolei podziemnych, wprowadzono na szeroką skalę stosowanie masy formierskiej cementowej. Pozwoliło to na szybkie rozwinięcie produkcji bez konieczności doinstalowywania nowych suszarni i suwnic i podnosło wydajność przypadającą na jedną roboczo-godzinę;

2) w odlewniach żeliwa ciągliwego prowadzono szereg badań w kierunku zastąpienia pieców martenowskich żeliwiakami przy topieniu metalu, mając na uwadze przygotowanie się do produkcji łączników sposobem ciągłym, t. j. na taśmie. Osiągnięto pozytywne wyniki zarówno pod względem jakości, obniżenia wydatku paliwa na jednostkę produktu oraz ułatwienia operacji wykańczania odlewów bez użycia specjalnych tarcz szlifierskich.

3) w odlewniach armatur ustalono programy specjalizacji, co pozwoliło na znaczne zwiększenie

jednolitych serii w poszczególnych odlewniach z przygotowaniem się do zmechanizowanej produkcji. W szczególności odlewnia *d. Kraupe* w Sosnowcu rozpoczęła produkcję armatury parowej na parę przegrzaną do 40 atm. Odlewnia *SAM* w Katowicach rozpoczęła produkcję zasuw żeliwnych do średnicy 1400 mm, a w odlewni *R. Schmidt* w Bielsku opracowano i uruchomiono na dużą skalę produkcję armatury parowozowej;

4) znaczną uwagę zwrócono na podniesienie poziomu kontrolnych laboratoriów przy odlewniach: w szeregu odlewni je uruchomiono od nowa, w innych poszerzono zakres ich możliwości i przystosowano do warunków produkcji. Przystąpiono do zorganizowania w większych zakładach odlewniczych regularnego badania materiałów formierskich.

5) prowadzono w odlewniach szereg prac doświadczalnych związanych z ruchem, wciągając do tego absolwentów wyższych uczelni. Zakres tych prac obejmował szeroki wachlarz zagadnień, a w niektórych wypadkach wyniki otrzymane mogły być natychmiast z korzyścią zastosowane w produkcji.

O szeregu innych osiągnięć wzgl. poczynionych przygotowaniach do opracowania szerszych zagadnień podamy w następnych „Kronikach“.

TREŚĆ ZESZYTU 2-3:

ARTYKUŁY GŁÓWNE.

<i>Inż.-mech. Mieczysław Lesz</i> — „Przyszłość naszego przemysłu obrabiarkowego“	41
<i>Prof. inż. Witold Biernawski</i> — „Badania wydajności krajowych stali szybko- tnących	45
<i>Inż.-elektr. Eugeniusz Misiurewicz</i> — „Nowe prądy w dziedzinie napędu i stero- wania elektrycznego obrabiarek	56
<i>Inż. Stanisław Jabłoński</i> — „Zastosowanie temperatur poniżej zera do obróbki cieplnej“	70
<i>Inż.-mech. Stanisław Szulc</i> — „Obróbka metali narzędziami o ujemnych kątach natarcia“	77
<i>Inż.-mech. Zdzisław Nowakowski</i> — „Utwardzanie powierzchniowe przewodnic“	86
<i>Inż. Kazimierz Ukielski</i> — „Obróbka termiczna prądami szybkozmiennymi“	91
<i>Inż.-mech. Bronisław Kiepuszewski</i> — „Sposoby wykonywania noży Fellowsa“	104
<i>Inż.-mech. Jan Juchimowicz</i> — „Metoda produkcji ciągłej w budowie obrabiarek“	118
<i>Inż.-mech. Stanisław Szulc</i> — „Superfinish“	133
<i>Inż.-mech. Witold Szymanowski</i> — „Nowa metoda wykreślonego doboru zespołów współosiowych przekładni zębatach“	141

DZIAŁ ODLEWNICZY.

<i>C. Kalata i J. Glaser</i> — „Masy formierskie ze spoiwem cementowym“	153
<i>F. Hudson</i> — „Znormalizowane próbki dla nieżelaznych stopów odlewniczych“	157
<i>inż.-mech. S. T. Jaźwiński</i> — „Nowa stal do powierzchniowego hartowania“	160
Przegląd pism technicznych odlewniczych	163
Kronika odlewnicza	167

CONTENTS

SOMMAIRE

SODIERZANIE

MAIN ARTICLES	LES ARTISLES GENERAUX	GŁAWNYJE STATII
The future of the Polish machine tool industry	Avenir de l'industrie polonaise des machines outils	Buduszczość polskowo stankostrojenia
41	41	41
Researches on efficiency of polish manufactured high speed steels	Recherches sur le rendement des aciers rapides de production polonaise	Izśledowania nad proizwoditielnostju polskich bystrorieżuszczich stalej
45	45	45
New trends of development of electric drives and controls for machine tools	Novelles voies dans le domaine d'entraînement et commande électrique des machines outils	Nowyje tendencji w obłastki elektryczeskawo uprawlenia i priwodow stankow
56	57	56
Sub zero temperatures in treatment of metals	Utilisation des temperatures au-dessous de zero pour les traitements thermiques des métaux	Upotrieblenje tiempieratur niže OC dla obrabotki metałłow
70	70	70
Cutting with negativ rake tools	Coupe des métaux avec des outils aux angles négatifs	Riezanje mietałłow instrumentami s negatiwnymi ugłami
77	77	77
Surface hardening of machine tool guides	Trempe superficielle des glissières	Powierchnostnaja zakałka naprawłajuszczich stanin
86	86	86
High frequency induction heating	Traitements thermiques à l'aide des courants à haute fréquence	Nagriew tokami wysokoj czastoty
91	91	91
Production of Fellows gear cutters	Métodes de production des outils Fellows	Proizwodstwo dobłiakow Fellowsa
104	104	104
Continuous production of machine tools	Production continue des machines outils	Potocznoje proizwodstwo stankow
118	118	118
Superfinish	Superfinish	Superfinish
133	138	133
New methode of computing gear ratios	Nouvelle methode graphique de calculation des rapports des engrenages coaxials	Nowyj mietod graficzeskawo wyczislenia pieriedatocznowo czisła zubezatyh pieriedacz
141	141	141
	SECTION DE FONDERIE	LITIEJNOJE DIEŁO.
FOUNDRY PRACTICE	Sable à mouler avec ciment	Formirowacznyje masy s cimentom
Cement bound moulding materials	153	153
Standard resistance test bars for nonferrous casting alloys	Echantillons standardisés pour les épreuves de resistance des alliages non-ferreux	Standartnyje obrazcy dla ispytania procznosti nieżeleznych spławow
157	157	157
New steel for surface hardening	Nouvel acier coulé pour trempe superficielle	Nowaja litaja stal dla powierchnostnoj zakałki
160	160	160
Review of foundry periodicals	Revue de presse de fonderie	Obzor litiejnoj pieczati
163	163	163
Foundry chronicle	Chronique de fonderie	Litiejnaja chronika
167	167	167

WYDAWCA: INSTYTUT WYDAWNICZY SIMP — Warszawa

Kolegium redakcyjne: Prof. dr inż. Bohdan STEFANOWSKI, inż.-mech. Stanisław KUNSTETTER,
inż.-mech. Adam Tadeusz TROSKOLAŃSKI, inż.-mech. Władysław GWIAZDOWSKI,
inż.-mech. Witold SZYMANOWSKI

Redaktor działu odlewniczego: Prof. inż.-mech. Kazimierz GIERDZIEJEWSKI.

Redaktor techniczny: inż. Adam MINCHMEJER.

Redaktor naczelny: Prof. inż. Edmund OSKA.

Adres Redakcji i Administracji: Warszawa, ul. Mickiewicza 18.

Redaktor przyjmuje czwartek 9 — 11 i sobota 14 — 16.

Administracja czynna: poniedziałki, środy i piątki od 9 do 15.

Przedpłata kwartalna 400 zł.

PKO Nr konta I 4665. tel. 8-29-85.

Cena zeszytu 2 — 3 400 zł.