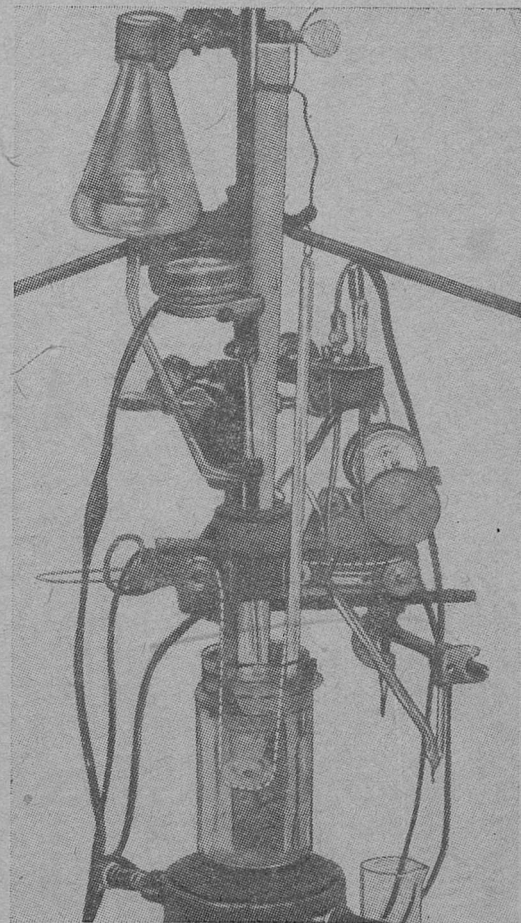


A 7192 II

# PRZEGLĄD MECHANICZNY

MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY



Biblioteka  
Politechniki  
Wrocławskiej

Urządzenie do elektropolerowania ultracienkich drutów

ROK XII

STYCZEŃ 1953

ZESZYT I

WYDAWNICTWO NACZELNEJ ORGANIZACJI TECHNICZNEJ

## SPIS TREŚCI ZESZYTU 1/53

ARTYKUŁY GŁÓWNE	str.
<i>Prof. dr inż. Wacław Moszyński</i> — Spiętrzenia naprężeń wywołane współdziałaniem karbów . . . . .	1
<i>Mgr inż. Aleksander Tomaszewski</i> — Zastosowanie rachunku prawdopodobieństwa do zagadnień tolerancji i pasowań części maszynowych . . . . .	6
<i>Mgr inż. Stanisław Rytwiński</i> — Łożyska ślizgowe w szybkoobrotowych obrabiarkach . . . . .	12
<i>Mgr inż. Kazimierz Ochęduszko</i> — Stożkowe koła zębate o zębach spiralnych . . . . .	17
<i>Inż.-mech. Michał Zyczkowski</i> — Zwiększenie dokładności obliczeń kinematyki układu korbowego . . . . .	21
<i>Mgr inż. Adam Tadeusz Troskolewski</i> — O wyróżniku szybkoobrotowości rotodynamicznych maszyn wodnych	25
<i>Mgr inż. Jan Chodorowski</i> — Z badań nad materiałem typu silchrom na zawory silnikowe . . . . .	27
<i>Mgr inż. Edward B. Loth</i> — Wykonanie zasadniczych części instalacji wtryskowej silników wysokoprężnych trakcyjnych . . . . .	32
<i>Jerzy Ogerman</i> — Produkcja ultracienkich drutów metodą elektropolerowania . . . . .	35
Udarowy tłumik drgań i jego zastosowanie do obrabiarek — <i>W. L.</i> . . . . .	37
Krajowa Narada Remontowa 28 — 29 listopada 1952 . . . . .	39
 <b>PRZEGLĄD PRASY TECHNICZNEJ</b>	
Automatyczna kontrola obciążenia obrabiarek — <i>J. St. K.</i> . . . . .	40
Urządzenie do automatycznego pomiaru i sortowania części cylindrycznych — <i>W. K.</i> . . . . .	40
Samozakleszczające sprzęgło cierne tarczowe — <i>L. S.</i> . . . . .	41
 <b>BIBLIOGRAFIA</b>	

### W NASTĘPNYM NUMERZE

ukazą się m. in. artykuły

- O pewnym błędzie konstrukcyjnym, który spowodował katastrofę dźwigu.
- Bezpośredni napęd lokomotyw spalinowych.
- Sprawdzanie maszyn wytrzymałościowych.
- O procesach technologicznych przy wytwarzaniu przepon do manometrów.
- Geometryczne obliczanie i konstrukcja przekładni stożkowych hypoidalnych.
- Młotki spalinowe.
- Podstawy rozwoju metalografii w ciągu ostatnich 25 lat.

### WARUNKI PRENUMERATY

Prenumerata normalna	Prenumerata ulgowa ( $\frac{1}{2}$ ceny prenum. norm.)
Kwartalna . . . . .	zł 27.—
półroczna . . . . .	„ 54.—
roczna . . . . .	„ 108.—

Zgłoszenia przyjmują wyłącznie urzędy pocztowe oraz listonosze wiejski i miejski. Termin zgłoszenia prenumeraty upływa z dniem 15 każdego miesiąca poprzedzającego okres prenumeraty.

Z prenumeraty ulgowej mogą korzystać członkowie stowarzyszeń technicznych NOT, członkowie klubów racjonalizacji i techniki oraz studenci szkół wyższych. Zgłoszenia (tylko zbiorowe) przez oddziały wojewódzkie NOT oraz koła naukowe studentów przyjmuje PPK „Ruch” Warszawa, ul. Srebrna 12, Centralna Ekspedycja, po uprzednim wpłaceniu należności na konto PKO Nr I-14000/110.

A 11925

# PRZEGLĄD MECHANICZNY

MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY

STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW MECHANIKÓW POLSKICH

ROK XII

(1953)

620/621 (054) (438) „1953”

*„Kto nie uzupełnia swej wiedzy, nie podnosi swych kwalifikacji, kto się ciągle nie uczy, nie tylko pozostaje w tyle, ale i ciągnie wstecz innych, a więc opóźnia i hamuje nasz postęp techniczny, nasz rozwój gospodarczy”*

*Bolesław Bierut — II Kongres Inż. i Techn.*



WARSZAWA

1953

WYDAWCA: NACZELNA ORGANIZACJA TECHNICZNA

# SPIS TREŚCI

## 1953

### Obliczanie i konstrukcja części maszyn

<i>Cegielski Wacław mgr inż.</i> — Porowate łożyska spiekane z proszków żelaznych (str. 4 + 3,5, rys. 14)	390, 405
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — Spiętrzenia naprężeń wywołane współdziałaniem karbów (str. 5 + 4,2, rys. 26)	1, 65
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — Uwagi w sprawie przekładni globoidalnych (str. 4,4, rys. 3)	100
<i>Ochęduszek Kazimierz mgr inż.</i> — Stożkowe koła zębate o zębach spiralnych (str. 4, rys. 9)	17
<i>Rytwiński Stanisław mgr inż.</i> — Łożyska ślizgowe w szybkobieżnych obrabiarkach (str. 4,7, rys. 18)	12
<i>Sobkowiak Józef mgr inż.</i> i <i>Dobrucki Władysław mgr inż.</i> — Łożyska walcownicze z tworzyw plastycznych (str. 6, rys. 13)	394
<i>Stauffer Adam mgr inż.</i> — Łożyska ślizgowe o wymiarach łożysk tocznych (str. 3, rys. 10)	387
<i>Tomaszewski Aleksander mgr inż.</i> — Zastosowanie rachunku prawdopodobieństwa do zagadnień tolerancji i pasowań części maszynowych (str. 6,3, rys. 8)	6
<i>Życzkowski Michał inż.-mech.</i> — Sprawność przegubów Kardana (str. 5,4, rys. 8)	308
<i>Życzkowski Michał inż.-mech.</i> — Zwiększenie dokładności obliczeń kinematycznych układu korbowego (str. 4,2, rys. 2)	21
Geometryczne obliczanie i konstrukcja przekładni stożkowych hypoidalnych — <i>inż.-mech. Natanson Wiktor</i> (str. 5, rys. 12)	50
Mechanizm klinowy wolnego biegu — <i>St. H.</i> (str. 0,7, rys. 2)	366
Łożysko wykonane z dowolnego materiału i smarowane dowolną cieczą — <i>J. T.</i> (str. 0,5, rys. 2)	418
Nowoczesne sposoby nitowania drobnych konstrukcji — <i>R. C.</i> (str. 1, rys. 4)	196
Objaśnienie przyczyny powstawania podcięcia zębów ewolwentowych — <i>Gutkowski Eustachy inż.-techn.</i> (str. 0,5, rys. 1)	75
Obliczanie sprawności mechanizmów różnicowych metodą przesunięcia sił — <i>L. S.</i> (str. 0,7, rys. 1)	83
Przekładnie czołowe z kół zębatych eliptycznych — <i>J. St. K.</i> (str. 0,5, rys. 4)	127
Samozakleszczające sprzęgło cierne tarczowe — <i>L. S.</i> (str. 0,5, rys. 1)	41
Sprzega elektromagnetyczne — <i>M. Ch.</i> (str. 1,2, rys. 4)	256
Uproszczony sposób obliczania momentów zamachowych mechanizmów maszyn — <i>W. K.</i> (str. 0,4, rys. 2)	164
<b>Obrabiarki, narzędzia i obróbka mech. metali</b>	
<i>Górny Zbigniew mgr inż.</i> — Produkcja dwuwarstwowych tulejek łożyskowych stal-brąz dla wyposażenia obrabiarek (str. 4,75, rys. 13)	282
<i>Józefik Andrzej mgr inż.</i> i <i>Zieleniewski Roman inż.</i> — Wskaźniki techniczne i ekonomiczne produkcji i użytkowania narzędzi napawanych (str. 2, rys. 5)	274
<i>Kaczmarek Jan mgr inż.</i> i <i>Zurawski Zbigniew mgr inż.</i> — Jednoskładowa sztywność statyczna tokarek (str. 4, rys. 11)	394
<i>Lewandowski Stefan inż.-mech.</i> — Odształcenia cieplne obrabiarek (str. 6,2, rys. 32)	242
<i>Lewandowski Stefan inż.-mech.</i> — Zarys historii budowy obrabiarek w Rosji i Związku Radzieckim (str. 4,5, rys. 7)	340
<i>Mierzejewski Jerzy mgr inż.</i> — Wpływ tarcia na formowanie się wióra przy skrawaniu metali (str. 7, rys. 20)	206
<i>Mystkowski Andrzej mgr inż.</i> — Silniki elektryczne w napędzie obrabiarek (str. 2,7, rys. 2)	130
<i>Rytwiński Stanisław mgr inż.</i> — Łożyska ślizgowe w szybkobieżnych obrabiarkach (str. 4,7, rys. 18)	12
<i>Tuszyński Jan mgr inż.</i> — Zasady planowania remontów obrabiarek (str. 5,4, rys. 5)	276
<i>Żmihorski Edward mgr inż.</i> — Badania nad wpływem procesu szlifowania na powierzchnie tworzyw narzędziowych hartowanych (str. 4,3, rys. 15)	238
<i>Żmihorski Edward mgr inż.</i> — Niektóre zagadnienia techniczne w produkcji narzędzi (str. 3)	174
Automatyczna kontrola obciążenia obrabiarek — <i>J. St. K.</i> (str. 0,7, rys. 2)	40
Cięcie półfabrykatu na odkuwki wg ich ciężaru — <i>St. H.</i> (str. 0,5)	400
10-wrzecionowa frezarko-kopiarka — <i>J. M.</i> (str. 0,5, rys. 1)	167
Mechanizacja transportu wózków metalowych — <i>L. S.</i> (str. 0,3, rys. 1)	169
Mechanizm rozrządu pneumatycznego stołu szlifierki — <i>St. H.</i> (str. 0,7, rys. 3)	298
Nowa dokładna wiertarka do małych otworów — <i>J. M.</i> (str. 0,3, rys. 2)	168
Nowa konstrukcja strugarki podłużnej — <i>J. St. K.</i> (str. 0,6, rys. 3)	201
Nowa radziecka uniwersalna walcarka do gwintów — <i>C. D.</i> (str. 0,8, rys. 3)	417
Obciążanie tarcz ściernych bez użycia diamentów — <i>W. L.</i> (str. 1,6, rys. 8)	335
Obróbka ciąga płaszczyn na częściach cylindrycznych — <i>W. K.</i> (str. 1,4, rys. 3)	165
Określenie sztywności obrabiarek metodą obróbki powierzchni stopniowych — <i>L. S.</i> (str. 1,2, rys. 5)	367
Osiągnięcia czechosłowackiego przemysłu obrabiarkowego — <i>St. H.</i> (str. 0,5, rys. 2)	295
Osiągnięcia przemysłu narzędziowego w Związku Radzieckim w latach 1951-52 — <i>Z. K.</i> (str. 3, rys. 11)	352
Podniesienie dokładności hydraulicznych urządzeń kontrolnych przy kopiarkach — <i>W. C.</i> (str. 0,9, rys. 2)	265
Przełączniki elektryczne przy obrabiarkach i bezpieczeństwo pracy — <i>W. K.</i> (str. 0,3, rys. 1)	60
Przyrząd do badania sztywności obrabiarek — <i>J. St. K.</i> (str. 0,8, rys. 3)	127
Przyrząd piezoelektryczny do pomiaru sił skrawania przy toczeniu — <i>St. B.</i> (str. 1,3, rys. 3)	168
Przyrząd umożliwiający automatyzację tokarek — <i>W. K.</i> (str. 1,2, rys. 5)	126
Rozwój budowy szlifierek w Związku Radzieckim — <i>W. N.</i> (str. 4, rys. 10)	318
Szlifierka do otworów wielowypustowych — <i>J. M.</i> (str. 0,3, rys. 1)	300
Szybkościowe szlifowanie metali — <i>L. S.</i> (str. 0,5)	84
Udarowy tłumik drgań i jego zastosowanie do obrabiarek — <i>W. L.</i> (str. 1,7, rys. 3)	37

Urządzenie do automatycznego pomiaru i sortowania części cylindrycznych — <i>W. K.</i> (str. 0,9, rys. 4)	40
Urządzenie do badania odporności na zużycie prowadnic obrabiarek o ruchu prostoliniowym — <i>St. H.</i> (str. 0,8, rys. 2)	416
Wiertarka do głębokich otworów — <i>W. N.</i> (str. 0,9, rys. 2)	232
Wierła do szybkościowego wiercenia — <i>W. N.</i> (str. 0,9, rys. 4)	299
Zastosowanie gazów jako chłodziwa — <i>M. Ch.</i> (str. 0,6, rys. 2)	207

### Dźwigi i przenośniki

<i>Bujakowski Zygmunt mgr inż.</i> — Podstawy normalizacji zderzaków suwnicowych (str. 5,8, rys. 6)	149
<i>Bujakowski Zygmunt mgr inż.</i> — Uwagi o konstrukcji hamulców szczełkowych stosowanych w dźwigniach (str. 2, rys. 2)	354
<i>Chmielewski Janusz mgr inż.</i> — Suwnica lejnicza (str. 1,75, rys. 2)	261
<i>Hawrylak Henryk mgr inż.</i> i <i>Zur Tadeusz mgr inż.</i> — Rozwiązania konstrukcyjne żurawi samojezdnych na podwoziu ogumionym (str. 6,8, rys. 14)	109
<i>Piątkiewicz Aleksy prof. dr inż.</i> — Wyznaczanie wymaganego współczynnika udźwigu w układach wycągów ciernych (str. 2,8, rys. 8)	213
<i>Rachalski Alfred mgr inż.</i> — O pewnym błędzie konstrukcyjnym, który spowodował katastrofę dźwigu (str. 4,8, rys. 1)	45
Klinowe zabezpieczenia przeciwwiatrowe dźwignic — <i>L. S.</i> (str. 1,2, rys. 2)	231
Mechanizacja transportu wózków metalowych — <i>L. S.</i> (str. 0,3, rys. 1)	169
Obrotowa suwnica mostowa — <i>W. L.</i> (str. 0,2)	85
Przenośniki ślizgowe ze szklanymi okładzinami — <i>L. S.</i> (str. 0,9, rys. 3)	234
Wielozespołowy podnośnik hydrauliczny — <i>F. M.</i> (str. 0,2, rys. 1)	418
Wózek do transportu wewnętrznego — <i>L. S.</i> (str. 0,75, rys. 3)	200
Wózki do przetaczania wagonów — <i>F. M.</i> (str. 0,5, rys. 2)	234

### Silniki

<i>Konorski Andrzej mgr inż.</i> — Obliczanie optymalnych parametrów konstrukcyjnych wymienników ciepła turbin gazowych (str. 4,8, rys. 4)	159
<i>Loth Edward B. mgr inż.</i> — Wykonanie zasadniczych części instalacji wtryskowej silników wysokoprężnych trakcyjnych (str. 3,2 + 2,6, rys. 8)	32, 287
<i>Miernik Eugeniusz mgr inż.</i> — Metody badania zużycia części silnika spalinowego (str. 4,3, rys. 9)	155
<i>Mystkowski Andrzej mgr inż.</i> — Silniki elektryczne w napędzie obrabiarek (str. 2,7, rys. 2)	180
<i>Orgelbrand Bolesław prof. dr inż.</i> — Ukształtowanie przestrzeni spalania w szybkobieżnych silnikach wysokoprężnych małej mocy (str. 3,5 + 1,75, rys. 18)	257, 296
<i>Rummel Aleksander mgr inż.</i> — Kierunki konstrukcyjne spalinowych silników morskich (str. 5,5, rys. 18)	218
<i>Sąsiadek Mieczysław prof. dr inż.</i> — Indykowanie silników szybkobieżnych metodami elektrycznymi (str. 3 + 4, rys. 21)	314, 356
Aktualne kierunki rozwoju konstrukcji silnika morskiego — <i>Z. R.</i> (str. 0,25)	234
Badania nad zwiększeniem wytrzymałości wału korbowego silnika trakcyjnego przez waleczkowanie zaokrągłeń przejściowych — <i>L. S.</i> (str. 0,7, rys. 2)	83
Napęd okrętów spalinowo-turbinowy — <i>Z. R.</i> (str. 0,2)	128
Wtryskiwacz Ricardo-Pintaux — <i>J. St. K.</i> (str. 0,6, rys. 3)	84

### Urządzenia hutnicze i energetyczne

<i>Chmielewski Janusz mgr inż.</i> — Suwnica lejnicza (str. 1,75, rys. 2)	261
<i>Dukiet Witold mgr inż.</i> — Dmuchawa „Bankowa” (str. 2,45, rys. 6)	289
<i>Konorski Andrzej mgr inż.</i> — Obliczanie optymalnych parametrów konstrukcyjnych wymienników ciepła turbin gazowych (str. 4,8, rys. 4)	159
<i>Kossowski Wacław inż.-techn.</i> — Napięcia w rurociągach parowych (str. 2,2 + 2, rys. 6)	183, 292
<i>Pac Władysław mgr inż.</i> — Badania na peizanie i grafityzację rur kotłowych (str. 4,5, rys. 9)	104
<i>Pac Władysław mgr inż.</i> — Klasyfikacja kotłowych i zbiornikowych walczaków spawanych (str. 4,6, rys. 5)	185
<i>Suckewer Michał mgr inż.</i> — Modernizacja kotłów parowych dla zapobieżenia zażużlenia powierzchni ogrzewalnych (str. 7,3, rys. 18)	115
<i>Zieleniewski Edmund mgr inż.</i> — Paleniska cyklonowe (str. 1,65, rys. 4)	332

### Inne maszyny i urządzenia

<i>Bosiacki Kazimierz mgr inż.</i> — Typizacja urządzeń do tłoczenia z blachy w ZSRR w porównaniu z perspektywami rozwoju budowy tych urządzeń w Polsce Ludowej (str. 3)	344
<i>Burka E. S. mgr inż.</i> — Uwagi krytyczne do artykułu pt. „O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych” (str. 1)	227
<i>Dębski Włodzimierz inż.-mech.</i> — Głębokie tłoczenie bez użycia pierścieni ciągłych (str. 2, rys. 1)	194
<i>Dukiet Witold mgr inż.</i> — Dmuchawa „Bankowa” (str. 2,45, rys. 6)	289
<i>Kręglewski Adam dr inż.</i> — Bezpośredni napęd lokomotyw spalinowych (str. 5,7 + 2,2, rys. 10)	55, 123
<i>Troszolański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O normalizacji wyróżnika szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 0,9)	228
<i>Troszolański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O podziale i nazwach pompy str. 1,25)	229
<i>Troszolański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 2)	25
<i>Zahrzewski Marek mgr inż.</i> — Skrecarko-zginarka (str. 1,6, rys. 5)	130
Kucie obrotowe — <i>J. St. K.</i> (str. 0,7, rys. 3)	298
Maszyna do badania wytrzymałości na rozciąganie — <i>W. N.</i> (str. 1, rys. 6)	368
Młotki spalinowe — <i>J. St. K.</i> (str. 2, rys. 7)	81
Nowa chłodziarka powietrzna — <i>Augustyniak Eugeniusz mgr inż.</i> (str. 0,7, rys. 2)	201
Nowa konstrukcja pompy wyporowej — <i>C. D.</i> (str. 0,8, rys. 3)	367
Prostownica do żelaza profilowego — <i>W. L.</i> (str. 0,7, rys. 1)	85
Przełączniki elektryczne przy obrabiarkach i bezpieczeństwo pracy — <i>W. K.</i> (str. 0,3, rys. 1)	60
Przyrząd do badania sztywności obrabiarek — <i>J. St. K.</i> (str. 0,8, rys. 3)	127

- Przyrząd określający zawartość powietrza w przetaczanej cieczy — L. S. (str. 0,7, rys. 2)  
 Przyrząd piezoelektryczny do pomiaru sił skrawania przy toceniu — St. B. (str. 1,3, rys. 3)  
 Przyrząd umożliwiający automatyzację tokarek — W. K. (str. 1,2, rys. 5)  
 Przyrządy w budowie maszyn — W. L. (str. 0,4)  
 Szybkościowe projektowanie przyrządów — W. L. (str. 0,2)  
 Usuwanie kamienia kotłowego za pomocą ultradźwięków — M. Ch. (str. 0,6, rys. 2)

## Mechanika

- Życzkowski Michał inż.-mech.* — Sprawność przegubów Kardana (str. 5,4, rys. 8)  
*Życzkowski Michał inż.-mech.* — Zwiększenie dokładności obliczeń kinematycznych układu korbowego (str. 4,2, rys. 2)  
 Obliczenie sprawności mechanizmów różnicowych metodą przesunięcia sił — L. S. (str. 0,7, rys. 1)  
 Praca w procesach prasowania wpływowego metali — *Wusatowski Zygmunt dr inż.* (str. 1,4, rys. 4)  
 Uproszczony sposób obliczania momentów zamachowych mechanizmów maszyn — W. K. (str. 0,4, rys. 2)

## Wytrzymałość materiałów

- Kossowski Wacław inż.-techn.* — Napięcia w rurociągach parowych (str. 2,2 + 2, rys. 6)  
*Mikoszewski Jerzy inż.-mech.* — Sprawdzanie maszyn wytrzymałościowych do prób statycznych (str. 4,7, rys. 9)  
*Moszyński Wacław prof. dr inż.* — Nowa postać wykresu zmęczenia i jej zastosowanie (str. 4,6, rys. 8)  
*Moszyński Wacław prof. dr inż.* — Obliczanie zmęczeniu części maszynowych w ujęciu rachunku prawdopodobieństwa (str. 2,9 + 5,5, rys. 9)  
*Moszyński Wacław prof. dr inż.* — Spiętrzania naprężeń wywołane współdziałaniem karbów (str. 5 + 4,2, rys. 26)  
*Zakrzewski Marek mgr inż.* — Skręcarko-zginarka (str. 1,6, rys. 5)  
 Maszyna do badania wytrzymałości na zmęczenie — W. N. (str. 1, rys. 6)

## Materiałoznawstwo i obróbka cieplna metali

- Cegielski Wacław mgr inż.* — Porowate łożyska spiekane z proszków żelaznych (str. 4 + 3,5, rys. 14)  
*Chodorowski Jan mgr inż.* — Z badań nad materiałem typu silchrom — na zawory silnikowe (str. 4,8, rys. 12)  
*Chudziński Jerzy mgr inż.* — Szkło jako materiał zastępczy do wyrobów sprawdzianów stalych (str. 5, rys. 17)  
*Felsz Jerzy mgr inż.* — Bakelit jako uniwersalny materiał zastępczy metali nieżelaznych (Z teki konstruktora) (str. 2, rys. 2)  
*Felsz Jerzy mgr inż.* — Materiały deficytowe a praca konstruktora narzędzi mierniczych (Uwagi i przykłady) (str. 4, rys. 3)  
*Górny Zbigniew mgr inż.* — Produkcja dwuwarstwowych tulejek łożyskowych stal-braz dla wyposażenia obrabiarek (str. 4,75, rys. 13)  
*Górny Zbigniew mgr inż.* i *Rutkowski Krzysztof mgr inż.* — Odlewnice brzozy cynowe i cynowo-olowiowe oraz ich stopy zastępcze w budowie maszyn (str. 7, rys. 23)  
*Myronowicz Marian mgr inż.* — Czasowe zabezpieczenie maszyn i narzędzi stalowych przed korozją (str. 2,4)  
*Ogerman Jerzy* — Metalografia próżniowa (str. 5,1, rys. 13)  
*Ogerman Jerzy* — Produkcja ultracienkich drutów metodą elektropolerowania (str. 2,6, rys. 3)  
*Pac Władysław mgr inż.* — Badania na pełzanie i grafityzacji rur kotłowych (str. 4,5, rys. 9)  
*Piaskowski Jerzy mgr inż.* — Własności żeliwa sferoidalnego i jego zastosowanie w przemyśle budowy maszyn (str. 7,5, rys. 16)  
*Sobkowlak Józef mgr inż.* i *Dobrucki Władysław mgr inż.* — Łożyska walcownicze z tworzyw plastycznych (str. 6, rys. 13)  
*Waciewicz Czesław inż.* — Oszczędność tworzyw w przemyśle maszynowym (str. 2,3)  
*Wójcik Zygmunt mgr inż.* — Podstawy rozwoju metalografii w ciągu ostatnich 25 lat (str. 4,9, rys. 22)  
 Cyanowanie gazowe w piecu komorowym o działaniu ciągłym — K. R. (str. 1, rys. 3)  
 Stabilizacja austenitu szczątkowego przy podzerowej obróbce cieplnej — P. K. (str. 1,6, rys. 2)  
 Stop łożyskowy o osnowie cynkowej — W. K. (str. 0,6)  
 Szkło jako środek smarujący przy wyciskaniu stali — M. Ch. (str. 0,6, rys. 2)  
 Wyrób dwuwarstwowych odlewanych narzędzi skrawających — W. L. (str. 1,25, rys. 5)  
 Zastosowanie metody analizy i kontroli statystycznej w wydziale obróbki cieplnej — L. S. (str. 1,6, rys. 7)  
 Zastosowanie promieni podzerowych przy tłoczeniu blach ze stopów magnezowych — L. S. (str. 0,6, rys. 2)  
 Zwiększenie wydajności stali szybkiotnących przez hartowanie izotermiczne — P. K. (str. 1, rys. 2)

## Pomiary, kontrola, automatyka

- Chudziński Jerzy mgr inż.* — Szkło jako materiał zastępczy do wyrobów sprawdzianów stalych (str. 5, rys. 17)  
*Heller Kazimierz mgr inż.* — Szkolenie w dziedzinie techniki pomiarowej (str. 1,6)  
*Jakubowski Tadeusz dr inż.* — Zamienność częściowa czyli procentowa (str. 6,75, rys. 8)  
*Jasnorzewski Jerzy mgr inż.* — Najnowsze osiągnięcia w dziedzinie interferencyjnych pomiarów długości (str. 2,5, rys. 8)  
*Leśkiewicz Henryk mgr inż.* — Na marginesie działu automatyki z zeszytu nr 11 „Przełęcz Mechaniczny” 1952 (str. 0,5)  
*Miernik Eugeniusz mgr inż.* — Metody badania zużycia części silnika spalinowego (str. 4,3, rys. 9)  
*Mikoszewski Jerzy inż.-mech.* — Sprawdzanie maszyn wytrzymałościowych do prób statycznych (str. 4,7, rys. 9)  
*Obalski Jan dr inż., Rolński Jan prof. dr, Ziemia Stefan prof. dr inż.* — Sesja Naukowa poświęcona elektrycznym metodom pomiarowym w produkcji, laboratorium i dydaktyce (str. 3,4)

Str.		Str.
167	<i>Oderfeld Jan prof. dr inż.</i> — Technika statystycznej kontroli jakości w toku produkcji (str. 3,2, rys. 2)	249
168	<i>Oderfeld Jan prof. dr inż.</i> — Zasady statystycznej kontroli towaru w toku produkcji (str. 3,4, rys. 3)	177
126	<i>Rytański Stanisław mgr inż.</i> — Podstawy oceny gładkości powierzchni (str. 4,75 + 2,1, rys. 17)	140, 191
128	<i>Sąsiadek Mieczysław prof. dr inż.</i> — Indykowanie silników szybko-bieżnych metodami elektrycznymi (str. 3 + 4, rys. 21)	314, 356
108	<i>Styrzcula Andrzej inż.</i> — Uwagi o wytwarzaniu przepion do manometrów (str. 5,5, rys. 12)	70
336	<i>Tomaszewski Aleksander mgr inż.</i> — Zastosowanie rachunku prawdopodobieństwa do zagadnień tolerancji i pasowań części maszynowych (str. 6,3, rys. 8)	6
308	<i>Wiśniewski Klemens mgr</i> — Statystyczna kontrola odbiorcza (str. 6,2, rys. 4)	134
21	Automatyczna kontrola obciążenia obrabiarek — J. Śl. K. (str. 0,7, rys. 2)	40
83	Możliwości wykorzystania mikroskopu warsztatowego — R. K. (str. 0,8, rys. 3)	415
324	Nowe dziedziny szkolenia technicznego — S. Z. i J. O. (str. 0,4)	198
164	Określenie sztywności obrabiarek metodą obróbki powierzchni stopniowych — L. S. (str. 1,2, rys. 5)	367
61	Podniesienie dokładności hydraulicznych urządzeń kontrolnych przy kopiarkach — W. C. (str. 0,9, rys. 2)	265
304	Urządzenie do automatycznego pomiaru i sortowania części cylindrycznych — W. K. (str. 0,9, rys. 4)	40
183, 292	Urządzenie do badania odporności na zużycie prowadnic obrabiarek o ruchu prostoliniowym — St. H. (str. 0,8, rys. 12)	416
61	Zastosowanie metody analizy i kontroli statystycznej w wydziale obróbki cieplnej — L. S. (str. 1,6, rys. 7)	294

## Gospodarka przemysłowa

	<i>Józefik Andrzej mgr inż.</i> i <i>Zieleniewski Roman inż.</i> — Wskaźniki techniczne i ekonomiczne produkcji i użytkowania narzędzi napawanych (str. 2, rys. 5)	274
	<i>Oderfeld Jan prof. dr inż.</i> — Technika statystycznej kontroli jakości w toku produkcji (str. 3,2, rys. 2)	249
	<i>Oderfeld Jan prof. dr inż.</i> — Zasady statystycznej kontroli towaru w toku produkcji (str. 3,4, rys. 3)	177
	<i>Pietrzekiewicz Tadeusz mgr inż.</i> — Ustalenie programu produkcyjnego zakładu przemysłowego (str. 4,4, rys. 1)	145
	<i>Tuszyński Jan mgr inż.</i> — Zasady planowania remontów obrabiarek (str. 5,4, rys. 5)	276
	<i>Waciewicz Czesław inż.</i> — Oszczędność tworzyw w przemyśle maszynowym (str. 2,3)	372
	<i>Zmihorski Edward mgr inż.</i> — Niektóre zagadnienia techniczne w produkcji narzędzi (str. 3)	174

## Słownictwo techniczne

407	<i>Burka E. S. mgr inż.</i> — Uwagi krytyczne do artykułu pt. „O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych” (str. 1)	227
383	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O normalizacji wyróżnika szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 0,9)	228
282	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O podziale i nazwach pomp (str. 1,25)	229
398	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 2)	25

## Normalizacja

35	<i>Bosiacki Kazimierz mgr inż.</i> — Typizacja urządzeń do tłoczenia z blachy w ZSRR w porównaniu z perspektywami rozwoju budowy tych urządzeń w Polsce Ludowej (str. 3)	344
104	<i>Bujakowski Zygmunt mgr inż.</i> — Podstawy normalizacji zderzaków suwnicowych (str. 5,8, rys. 6)	149
375	<i>Burka E. S. mgr inż.</i> — Uwagi krytyczne do artykułu pt. „O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych” (str. 1)	227
394	<i>Pac Władysław mgr inż.</i> — Klasyfikacja kotłowych i zbiornikowych walczaków spawanych (str. 4,6, rys. 5)	185
372	<i>Rytański Stanisław mgr inż.</i> — Podstawy oceny gładkości powierzchni (str. 4,75 + 2,1, rys. 7)	140, 191
76	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O normalizacji wyróżnika szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 0,9)	228
333	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O podziale i nazwach pomp (str. 1,25)	229
263	<i>Troskołański Adam Tadeusz mgr inż.</i> — O wyróżniku szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych (str. 2)	25

## Szkolenie zawodowe

233	<i>Bukowski Jerzy prof. mgr inż.</i> — Zmiany struktury studiów w dziedzinie budowy maszyn (str. 3)	359
199	<i>Heller Kazimierz mgr inż.</i> — Szkolenie w dziedzinie techniki pomiarowej (str. 1,6)	197
294	<i>Obalski Jan dr inż., Rolński Jan prof. dr, Ziemia Stefan prof. dr inż.</i> — Sesja Naukowa poświęcona elektrycznym metodom pomiarowym w produkcji, laboratorium i dydaktyce (str. 3,4)	224
231	<i>Sobolski Roman prof. mgr inż.</i> — O dydaktyce przedmiotów konstrukcyjnych (str. 5, rys. 2)	409
40	Nowe dziedziny szkolenia technicznego — Z. S. i J. O. (str. 0,4)	198

## Zagadnienia ogólne

317	<i>Brach Ignacy prof. mgr inż.</i> — Nowy etap rozwoju stowarzyszeń naukowo-technicznych (str. 1)	365
197	<i>Lewandowski Stefan inż.-mech.</i> — Zarys historii budowy obrabiarek w Rosji i Związku Radzieckim (str. 4,5, rys. 7)	340
93	<i>Szewalski Robert prof. dr inż.</i> — Zadania i cele konferencji „Oszczędność tworzyw w budowie maszyn i urządzeń” (str. 0,5)	372
216	<i>Wakalski Marian prof. mgr inż.</i> — Przenoszenie i upowszechnianie doświadczeń w budowie maszyn (str. 1,3)	414
125	Osiągnięcia czechosłowackiego przemysłu obrabiarkowego — St. H. (str. 0,5, rys. 2)	295

## Artykuły wstępne

155	J. W. Stalin — Twórca nowej epoki 21. XII, 1879÷5. III, 1953 (str. 2,25)	131
61	Klement Gottwald — Prezydent Republiki Czechosłowackiej i Przewodniczący Komunistycznej Partii Czechosłowacji 23. XII, 1896÷14. III, 1953 (str. 0,5)	133

Święto Pracy — 1 Maj 1953 (str. 0,75)	173
Cały naród buduje Nową Hutę (str. 1,0)	205
22 lipca 1953 — dziewięć lat budowy podstaw socjalizmu w Polsce Ludowej (str. 0,75)	237
Nagrody Państwowe za rok 1953 (str. 0,6)	303
Pogłębiajmy przyjaźń z narodami ZSRR (str. 1)	339
Źródła oszczędności metalu — Od Redakcji (str. 1)	371
W przededniu nowych i wielkich zadań (str. 1)	393

## Kronika i komunikaty

Apel Redakcji „Przeglądu Mechanicznego” do Czytelników i Autorów w sprawie współpracy z czasopismem (str. 0,6)	166
Jakie wnioski należy wyciągnąć z Narady Konstruktorów w Łodzi — St. F. (str. 2,1)	88
Komunikat w sprawie konferencji „Oszczędność tworzyw w budowie maszyn i urządzeń” (str. 0,5)	382
Krajowa Narada Remontowa 28+29 listopada 1952 r. — W. G. (str. 1)	39
Nagrody PWT za najlepiej opracowane książki oryginalne i tłumaczone w r. 1952 (str. 0,5)	338
Narada w sprawie szkolnictwa wyższego — 28. 5. 1953 r. — J. Z. (str. 0,45)	267
O zapewnieniu postępu w dziedzinie bezpieczeństwa i higieny pracy (str. 0,3)	347
Walny Zjazd SIMP — 29. VI. 1953 r. (str. 0,35)	300
W sprawie czasowego zabezpieczenia przed korozją maszyn i precyzyjnych wyrobów stalowych — T. O. (str. 0,4)	230
W sprawie Kursu Przygotowawczego do egzaminu na tytuł inżyniera (str. 0,4)	347
W sprawie zabezpieczenia węglików spiekanych z zużytych narzędzi wysokosprawnych (str. 0,4)	300
Zarządzenie Przewodniczącego PKPG w sprawie powołania Komisji do Spraw Racjonalnej Gospodarki Stalą (str. 0,2)	393
Zarządzenie Przewodniczącego PKPG z dnia 6 lutego 1953 r. w sprawie ograniczenia stosowania niklu i soli nikielowych (str. 0,1)	193
Zawiadomienie o konferencji w sprawie centralnego ostrzenia narzędzi — Kraków, 30+31 marca 1953 r. (str. 0,1)	125
Zawiadomienie o ukazaniu się nowego czasopisma — „Gospodarka Ciepła” (str. 0,2)	248

## Bibliografia (recenzje)

Akimow G. W. — Podstawy nauki o korozji i ochronie metali — M. M. (str. 0,75)	235
Aleksiejew A. E. — Konstrukcja maszyn elektrycznych — Mgr inż. W. Smoluchowski (str. 0,3)	370
Bloch Z. Sz. — Dinamika liniowych systemów awtomatycznie regulowania maszyn — Mgr inż. Henryk Leskiewicz (str. 0,5)	370
Bobek K. inż., Metzger W. inż., Schmidt dr inż. — Lekkie konstrukcje stalowe w budowie maszyn — St. K. (str. 0,5)	268
Bolchowitnow N. F. — Metaloznawstwo obróbka cieplna — Mgr inż. Marian Kozłowski (str. 0,5)	401
Bryś Stanisław inż.-mech. — Spawanie i lutowanie przewodów aluminiowych — Mgr inż. Józef Pilarczyk (str. 0,25)	268
Dobrowolski J. inż. — Polerowanie elektrolityczne — Mgr inż. Jerzy Dumański (str. 0,5)	301
Dobrowolski Zygmunt — Spawalnictwo — Mgr inż. Zdzisław Szczeciński (str. 0,5)	236
Dzikowski Anatol — Złifowanie, metody bezpiecznej pracy — J. T. (str. 0,7)	203
Galla J. i Górewicz D. — Walcowanie blach na zimno — Dr inż. Zygmunt Wasatowski (str. 0,6)	235
Gliński Wacław mgr inż. — Urządzenia przenośnikowe w przemyśle metalowym — Inż. J. Unger (str. 0,25)	172
Gogolewski Zygmunt prof. — Napęd elektryczny — Mgr inż. Zdzisław Grunwald (str. 0,6)	87
Górski Eugeniusz mgr inż. — Frezy. Konstrukcja — Mgr inż. J. Witowski (str. 0,6)	170
Helbrecht Józef mgr inż. — Liny i łańcuchy — Mgr inż. Kazimierz Pawlicki (str. 1)	129
Hilbert H. — Tłocznictwo — K. B. (str. 0,4)	170
Hoare W. E. — Blacha biała. Produkcja i zastosowanie — Inż. Adolf Nowotny (str. 0,25)	302
Ilgner Jerzy inż. — Przenośniki — Inż. W. Gliński (str. 0,25)	129
Iwanow G. P. — Nagrzewanie metalu. Teoria i metody obliczeń — Mgr inż. Stanisław Jabłoński (str. 0,5)	268
Katalog Tabclic Graficznych nr 1 — Inż. L. Nawroczyński (str. 0,5)	172
Keh Zygmunt mgr inż. — Przemysł budowy maszyn w Planie 6-letnim — J. L. (str. 0,5)	301
Klinow I. J. — Korozja aparaty chemicznej oraz tworzywa odporne na korozję — M. M. (str. 0,4)	203
Kostylew M. A. — Zarys teorii procesów wielkopiecowego — Mgr inż. Lech Tyszka (str. 0,3)	419
Lutosławski Jerzy mgr inż. — Odlewnictwo w Planie 6-letnim — Prof. dr inż. Gierdziewicz (str. 0,8)	171
Łagowski A. A. i Paszkwer W. B. — Elektroownie cieplne — J. Z. (str. 0,5)	204
Mandybur Kazimierz mgr inż. i Ogerman Jerzy — Elektrolityczne polerowanie szlifów metalograficznych — Mgr inż. Roman Krzeszewski (str. 0,6)	129
Mermon Włodzimierz prof. mgr inż. — Zasady konstrukcji przyrządów, uchwyty i sprawdzianów — Mgr inż. Marian Wakalski (str. 0,7)	337
Miracki Jerzy — Przeciąganie — Inż. E. Krawczuk (str. 0,5)	269
Pietrkiewicz Tadeusz mgr inż. — Pomiar mocy silników spalinyowych — Mgr inż. Eugeniusz Miernik i mgr inż. Henryk Kaiser (str. 0,45)	301
Sadowski Andrzej mgr inż. — Wzorce gładkości powierzchni — A. T. (str. 0,25)	338
Szczawiński Z. — Metale nieżelazne i ich stopy w odlewnictwie — P. K. (str. 0,5)	420
Skibicki Wacław mgr — Słownik Techniczny Polsko-Rosyjski — Inż. Mieczysław Wąż (str. 0,6)	44
Słownik Spawalniczy polsko-rosyjsko-angielsko-francusko-niemiecki — wyd. PKN — B. S. (str. 0,4)	87
Sochor Bronisław mgr inż. — Termometry elektryczne — Inż. Z. Gajewski (str. 0,8)	86

Staub Fryderyk prof. inż. i Pachowski Mieczysław mgr inż. — Odlewnictwo żeliwa — Prof. Ludwik Uzarowicz (str. 1,6)	42
Szczukariów B. A. — Metody potokowe w produkcji wielkoseryjnej — J. T. (str. 0,5)	270
Szłaski Tadeusz — Frezy do obróbki obwodniowej. Konstrukcja — A. A. (str. 0,7)	269
Szedziwski Eugeniusz mgr inż. — Projektowanie konstrukcji spawalniczych — B. S. (str. 0,75)	86
Toloczko Bolesław prof. dr inż. — Kotły parowe tom I, zeszyt 2 — Piotr Orłowski (str. 0,25)	171
Toloczko Bolesław prof. dr inż. — Kotły parowe tom I, zeszyt 3 — Piotr Orłowski (str. 0,25)	337
Tuszyński Jan mgr inż. — Złifowanie bezkłowe — Mgr inż. Wł. Tryliński (str. 0,45)	203
Walewski Adam mgr inż. i Roszkowski Stanisław mgr inż. — Ochrona pracy wodlewniach — Prof. dr inż. K. Gierdziewicz (str. 0,7)	419
Witkowski T. mgr inż. — Staliwo — P. K. (str. 1)	43
Zdunkiewicz Marian inż. — Walcowanie metali na zimno — Inż. Zygmunt Korek (str. 0,4)	333
Oświetlenie zakładów przemysłowych — Praca zbiorowa (str. 0,3)	232
Wietrzenie i ogrzewanie zakładów pracy (str. 0,2)	369

## Z żałobnej karty

Notałka pośmiertna o Profesorze Politechniki Łódzkiej, Rainoldzie Kurowskim (str. 0,3)	172
Pamięć Profesora Czesława Witoszyńskiego — Bukowski Jerzy prof. (str. 0,65)	331
Wzmianka pośmiertna o Profesorze Politechniki Wrocławskiej, mgr inż. Tadeuszu Lewickim (str. 0,2)	130
Wzmianka pośmiertna o Profesorze Politechniki Warszawskiej, dr inż. Wacławie Moszyńskim (str. 1)	402

## Dodatki do „Przeglądu Mechanicznego”

<b>Biuletyn Informacyjny Instytutu Metaloznawstwa i Aparatury Naukowo-Laboratoryjnej</b>	Nr zeszytu
Badania nad zdolnością wymienną jonitu w czasie elektrolizy — Z. K. i A. R. (str. 1, rys. 3)	6/53
Badania ścieralności powierzchni elektroiskrowo utwardzanej — C. F. (str. 1)	5/53
Badanie ubytku na ciężarze i straty wymiarowej stali węglowej przy polerowaniu elektrolitycznym — T. Zak, J. Rakowski, J. Szulc (str. 1,5, rys. 6)	8/53
Metalizacja natryskowa — J. Ł. (str. 1,3, rys. 2)	11/53
Piła tarczowa do cięcia anodowo-mechanicznego typu TP-101 — T. P. (str. 0,9, rys. 1)	12/53
Powłoki ochronne — N. P. (str. 0,7)	11/53
Rdzewienie i odrdzewianie — N. P. (str. 0,7)	12/53
<b>Biuletyn Informacyjny Instytutu Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem</b>	
Adaptacja kątomierza uchylnego W. N. I. I. — mgr inż. Jerzy Rys (str. 0,9, rys. 2)	12/53
Analiza stosowności sposobów ostrzenia elektroiskrowego, termoelektrolitycznego i oporowego — mgr inż. K. Albiński (str. 0,8, rys. 1)	10/53
Dobór emulsji przy frezowaniu i wierceniu — mgr inż. Roman Śniechowski i mgr inż. Adam Bułat (str. 0,5, rys. 1)	6/53
Drażnienie elektroiskrowe — mgr inż. Kazimierz Albiński (str. 0,8, rys. 2)	6/53
Kiedy powlekanie elektroiskrowe zwiększa trwałość ostrza — mgr inż. Z. Jaszczewski (str. 0,8, rys. 2)	2/53
Konstrukcja ostrzarki termoelektrolitycznej OTE-220 — inż. J. Łukasik (str. 0,6, rys. 1)	5/53
Prace Instytutu Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem z zakresu zagadnień narzędziowych — mgr inż. Andrzej Józefik (str. 0,7)	10/53
Przyrządy do pomiarów kształtów ostrzy narzędzi — mgr inż. Stanisław Markowski (str. 0,8, rys. 3)	8/53
Skrawanie metali matrycowych — mgr inż. Adam Bułat (str. 1,2, rys. 3)	8/53
Skrawanie szybkościowe w automatach — mgr inż. R. Śniechowski (str. 0,7)	2/53
Skrawalność żeliwa modyfikowanego — mgr inż. J. Kaczmarek (str. 0,25)	2/53
Stykowe odbitki powierzchni w przemyślowych badaniach gładkości — mgr inż. Andrzej Sadowski (str. 0,5)	10/53
Tarcze ścierniczo-metalowe do ostrzenia termoelektrolitycznego — mgr inż. W. Kogut (str. 1)	5/53
Zastosowanie emulsji przy gwintowaniu stali — mgr inż. Adam Bułat (str. 0,8, rys. 3)	12/53
Zdolności skrawne spieków polskich przy toczeniu — mgr inż. Andrzej Józefik (str. 0,7, rys. 2)	6/53
Z doświadczeń nad doбором elektrolitu do obróbki termoelektrolitycznej — mgr inż. Radosław Dumański (str. 0,3)	12/53
Z działalności Rady Naukowej Instytutu Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem (str. 0,4)	5/53

<b>Biuletyn Informacyjny Instytutu Obróbki Plastycznej</b>	
Badanie tłoczliwości blach na tłoczniku doświadczalnym — Z. Wiśniewski (str. 1,3, rys. 3)	4/53
Chromianowanie aluminium przed tłoczeniem — K. Kapitańczyk i Z. Kurzawa (str. 0,7)	7/53
Nowa metoda inkluzji próbek metalograficznych — Z. Głowacki i Z. Kurzawa (str. 0,5, rys. 1)	4/53
Ocena tłoczliwości blach cynkowych jako tworzywa zastępczego — Z. Rustnek i Z. Wiśniewski (str. 2, rys. 5)	11/53
Przyrządy do badania własności mechanicznych taśm sprężynowych — Z. Przyłęcki (str. w, rys. 7)	10/53
Spajanie na zimno drutów i wąskich taśm — inż. Mieczysław Olszewski (str. 1,2, rys. 5)	7/53
Wpływ rolowania na mikrotworowość warstwy powierzchniowej próbek ze stal 24. 1. 53. — J. Czarnecki i Z. Głowacki (str. 1,5, rys. 8)	5/53

# PRZEGLĄD MECHANICZNY

## MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW MECHANIKÓW POLSKICH

REDAKCJA: WARSZAWA, CZACKIEGO 3/5, TEL. 8-95-10 w. 48

ADMINISTRACJA: WARSZAWA, MICKIEWICZA 18, TEL. 10-62-26

### Spiętrzenia naprężeń wywołane współdziałaniem karbów

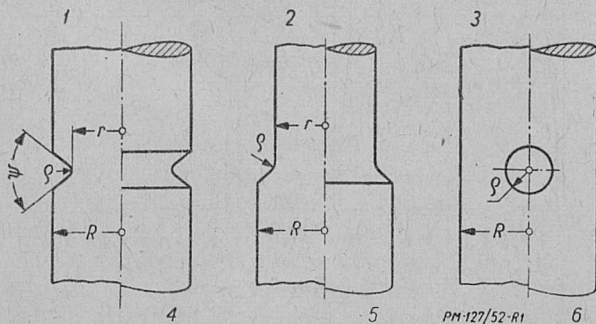
620.178.311.8:593.4.013.3

Prof. dr inż. WACŁAW MOSZYŃSKI

Typowe postacie karbów. Zwielokrotnianie karbów i ich działanie łączne. Niestosowność dawniej stosowanego bezpośredniego mnożenia spiętrzeń cząstkowych. Karby wielokrotne w układach szeregowych, równoległych i szeregowo-równoległych. Karby przeciążające i odciążające. Proponowany przez A. Thuma i O. Svensona sposób obliczenia działania karbów podwójnych. Krytyka tej metody i nowe związane z tym propozycje Autora oraz ich uogólnienie przy większej ilości współistniejących przyczyn wywołujących spiętrzenia naprężeń. Zakres stosowalności tych sposobów obliczeń.

#### 1. Współczynnik kształtu jako wskaźnik spiętrzenia naprężeń wywołanego obecnością karbu

Zagadnienie ilościowego określania szczytowych naprężeń, występujących w miejscach nieciągłości przekrojów części maszynowych poddanych obciążeniom zmiennym, jest jednym z najważniejszych w dziedzinie wytrzymałości zmęczeniowej. Zostało ono rozwiązane na drodze współdziałania teorii i doświadczenia dla szeregu prostych i konstrukcyjnie najważniejszych postaci nieciągłości, które ogólnie nazywamy karbami. W przypadku prętów płaskich i obrotowych najczęściej spotykanymi postaciami karbu są: obustronny wręb i obrączkowe wtoczenie, odsadzenie oraz przewiercenie (rys. 1). Daje to łącznie sześć różnych postaci karbu oraz 15 różnych przypadków ich działania, jeżeli pręty te poddamy rozciąganiu lub ścisłaniu, zginaniu i (obrotowe) skręcaniu,



Rys. 1.

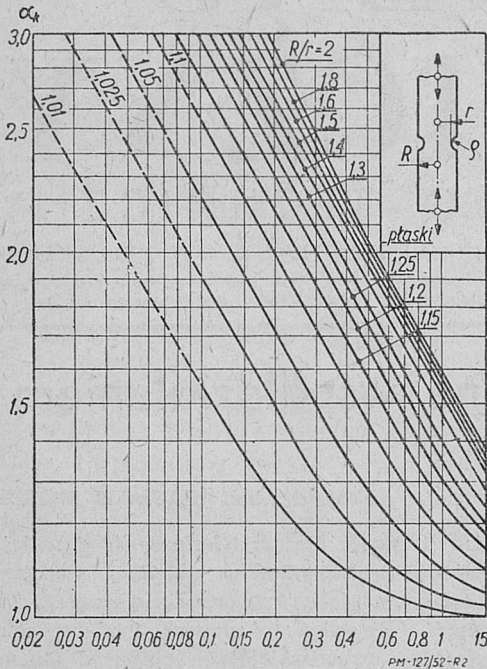
Każdy z tych przypadków może być ujęty w odrębny wykres, pozwalający wyznaczyć współczynnik  $\alpha_k$  kształtu w zależności od stosunków wymiarowych określających rozważany karb, przy czym  $\alpha_k = \sigma_{max}/\sigma_n$  gdzie  $\sigma_{max}$  i  $\sigma_n$  są najwyższym i nominalnym

naprężeniem występującym w przekroju karbu, w założeniu iż materiał pręta jest doskonale sprężysty.

Stosunki wymiarowe karbu najlepiej jest określić przez  $q/r$  i  $R/r$ , gdzie  $r$  i  $R$  są promieniem lub połową szerokości pręta w miejscu osłabionym (u dna karbu) i nieosłabionym, a  $q$  jest promieniem krzywizny zarysu karbu mierzonym w miejscu szczytowych naprężeń. Szczególnie korzystnie wypadają te wykresy, jeżeli przyjmiemy stosunek  $q/r$  jako odciętą i  $R/r$  jako parametr zmienny, budując wykres w siatce logarytmicznej (rys. 2). Tak ujęty wykres jest nie tylko doskonale czytelny i zapewnia niezmienną względną dokładność odczytań wartości współczynnika  $\alpha_k$  lecz umożliwi ponadto rozległą i mimo to dostatecznie dokładną ekstrapolację w obszarze bardzo małych wartości stosunku  $q/r$ , ponieważ linie wykresowe przechodzą tam w pęk prostych.

Wykresy te nie uwzględniają w sposób ścisły kształtu zarysu karbu poza miejscem naprężeń szczytowych. Jego krzywizna może zmieniać się w sposób ciągły lub może być niezmienna na pewnej części jego długości, by nagle zmienić wartość, jak to ma miejsce w dwuukowych lub pałakowych zaokrągleniach przejściowych, albo wreszcie przejść w linie proste tworzące określony kąt  $\psi$  rozwarcia karbu, jak to się zdarza najczęściej. Ponieważ te rzeczy nie mają wielkiego wpływu na wartość  $\alpha_k$ , poza szczególnym przypadkiem karbów ostrych, który tu wyłączamy, możemy je pominąć i uważać, że kilkanaście lub nieco więcej wykresów podobnych do przedstawionego na rys. 2 rozwiązuje całkowicie sprawę wyznaczania współczynnika kształtu w przypadku pojedynczych karbów. Zachodzi pytanie, czy wykresy te pozwolą nam również rozwiązać zagadnienie w przypadkach jednoczesnego współdziałania

paru odmiennych korbów znajdujących się w tym samym przekroju przedmiotu lub o tyle blisko siebie, iż musi zachodzić ich wzajemne wpływanie na siebie?



Rys. 2.

Nie wszystkie oczywiście postacie korbów mogą istnieć jednocześnie. Najczęściej w grę wchodzi tu bądź zwielokrotnienie przewierceń, bądź łączenie przewierceń i innych postaci karbu, jak odsadzeń albo obustronnych wrębów lub wtczeń oraz często spotykane zwielokrotnienie wrębów lub wtczeń, zachodzące np. w przypadku gwintu.

**2. Kojarzenie jednoczesnego działania paru korbów**

Dawniej przeważał pogląd, iż w razie współdziałania dwóch przyczyn spiętrzenia naprężeń, z których każda zdolna jest wytworzyć — w jednym i tym samym punkcie przekroju — spiętrzenia określone ilościowo przez współczynniki  $\alpha'_k$  i  $\alpha''_k$ , ich łączne działanie wytworzy spiętrzenie określone ich iloczynem; nowy współczynnik kształtu wynosiłby więc  $\alpha_k = \alpha'_k \cdot \alpha''_k$ . W Herold w książce swej, wydanej jeszcze w 1934 r.<sup>1)</sup>, opisuje dokonane przez siebie próby kojarzenia następujących postaci karbu na okrągłej obrotowo zginanej próbce ze stali 6.1.85: obrączkowe wtczenia (V), przewiercenia (O) i korozji wodą wodociągową (K), znajdując w każdym z tych przypadków spiętrzenia naprężeń wynoszące 1,42, 1,93 i 1,84, obliczone na podstawie obniżenia wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_{gs} = 24,5 \text{ kG/mm}^2$ ). Kojarząc działanie karbu znalazł spiętrzenia 2,04 (V + O), 2,11 (V + K), 3,10 (O + K) oraz 3,27 (V + O + K). Mnożąc spiętrzenia cząstkowe uzyskał wyniki, które przekraczały o 34%, 25%, 15% oraz 54% wartości znalezione doświadczalnie. Bezwartościowość wzajemnego mnożenia spiętrzeń cząstkowych została tym sposobem wyraźnie stwierdzona, jakkolwiek Herold nie wyciągnął stąd wówczas żadnych dalszych wniosków.

<sup>1)</sup> W. Herold. Wechselfestigkeit metallischer Werkstoffe. Wiedeń 1934, str. 140.  
<sup>2)</sup> Próbki miały  $\phi = 12,5 \text{ mm}$ ; wtczenie miało głębokość 0,1 mm i promień  $\rho = 0,05 \text{ mm}$ ; przewiercenie miało  $\phi = 1,5 \text{ mm}$ .

W literaturze niewiele jest danych, dotyczących podobnych doświadczeń. Niedawno ukazał się w „Schweizer Archiv“ obszerny artykuł A. Thuma i O. Svensona, dający dość dużo danych w tym względzie<sup>3)</sup>. Podany w nim materiał jest o tyle ciekawy, iż warto go pokrótce omówić i krytycznie naświetlić, odsyłając bliżej interesujących się tematem do źródła.

Zaznaczmy, iż podstawowym narzędziem pracy autorów jest tensometr indukcyjny tak małych rozmiarów, iż pozwala mierzyć wydłużenia na wewnętrznej ścianie otworu o  $\phi = 12 \text{ mm}$ . Pomiary dokonywane były na modelach metalowych. Mimo to autorzy podają współczynniki kształtu  $\alpha$  a nie współczynniki działania karbu

$$\beta_k = 1 + \eta_k (z_k - 1) [1]$$

gdzie  $\eta_k$  jest ongiś właśnie przez Thuma wprowadzonym współczynnikiem wrażliwości materiału na działanie karbu<sup>4)</sup>. Należy przypuszczać, iż wartości te były przez autorów przeliczane.

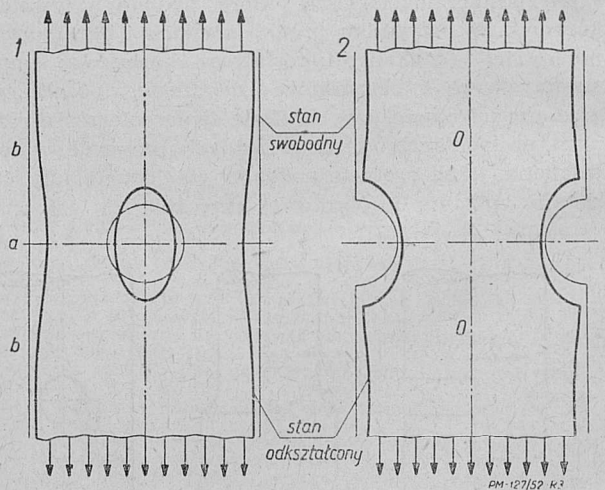
Oprócz współczynnika kształtu, rozumianego jak wyżej, wprowadzono tu ogólny współczynnik kształtu

$$\alpha_0 = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_0} \text{ (współczynnik osłabienia pręta), przy}$$

czym  $\sigma_0$  jest naprężeniem występującym w gładkim, nieosłabionym pręcie o wymiarze R. W wielu przypadkach stosowanie tego współczynnika jest wygodniejsze, niż współczynnika kształtu  $\alpha_k$ . Łatwo ustalamy, iż między nimi zachodzi zależność  $\sigma_{max} = \alpha_k \cdot \sigma_n = \alpha_0 \cdot \sigma_0$ . Oznaczając przez  $F_k$  i  $F_0$  oraz  $W_k$  i  $W_0$  pola i wskaźniki wytrzymałości (przy zginaniu lub skręcaniu) przekroju karbu i przekroju nieosłabionego, znajdujemy

$$\alpha_0 = \alpha_k \cdot \frac{F_0}{F_k} \text{ w przypadku prętów rozciąganych}$$

$$\text{oraz } \alpha_0 = \alpha_k \cdot \frac{W_0}{W_k} \text{ w przypadku prętów zginanych i skręcanych.}$$



Rys. 3.

Autorzy wskazują, jak ostrożnym należy być przy szukaniu podobieństw między różnymi postaciami korbów. Na pozór mogłoby się np. wydawać, iż płaski pręt przewiercony lub posiadający dwa półkole-

<sup>3)</sup> A. Thum u. O. Swenson. Beanspruchung bei mehrfacher Kerbwirkung. Enlastungs- und Ueberlastungskurven. Schweizer Archiv. 1949/6, str. 161. Tam również podana jest literatura przedmiotu.  
<sup>4)</sup> Por. ogólnie znane „Arbeitsblätter“ wydane przez VDI w 1933 i 34 r. (Nr 5, wkładka do Zeitschrift d.V.D.I. 1934/34).

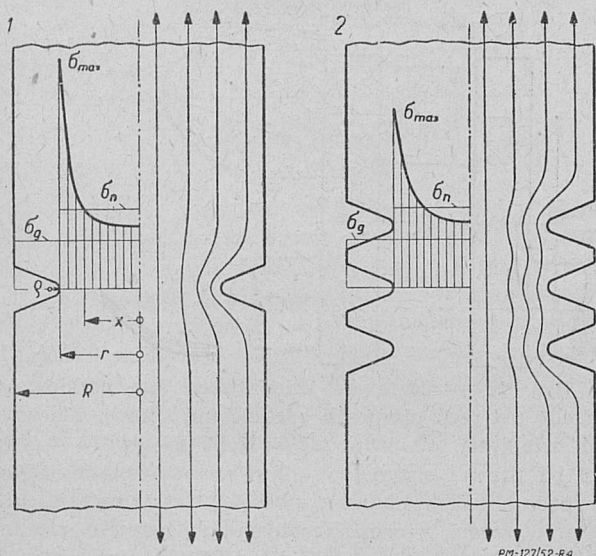




ste wręby powinny wykazywać tę samą wartość  $\alpha_k$ . W rzeczywistości współczynnik ten dla pręta przewierconego jest większy<sup>5)</sup>, gdyż — dzięki odkształceniom w obszarze karbu — występują w nim zginania zwiększające spiętrzenia na ścianach otworu, od których wolny jest pręt z wrębami; widać to wyraźnie z rys. 3 przedstawiającego odkształcenia obydwóch prętów na modelach gumowych (por. wygięcie krawędzi  $b-a-b$  z prostoliniowością osi  $o-o$ ).

### 3. Typowe przypadki karbów wielokrotnych w układach szeregowych i równoległych

Karby wielokrotne mogą tworzyć układ szeregowy lub równoległy albo szeregowo-równoległy. Przykładami ich mogą być: gwint i pas blachy o jednym lub o wielu rzędach otworów.



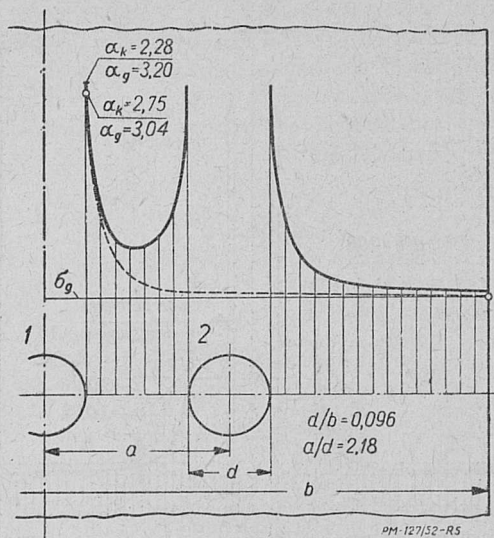
Rys. 4.

Szeregowo zwielokrotnienie karbu obniża spiętrzenie naprężeń. Dodając np. dwa boczne karby na rys. 4 wydatnie obniżamy spiętrzenie w przekroju pierwszego karbu; nieco większe spiętrzenie, jednak mniejsze<sup>6)</sup> od początkowego, jakie zachodziło w jednym karbie, zjawia się w przekrojach obydwóch bocznych karbów. Odpowiada to znanemu zjawisku, iż zmęczeniowo niebezpiecznym przekrojem śruby jest przekrój jej ostatniego wrębu gwintowego od strony szyjki. W każdym przypadku zachodzi tu wyraźnie odciążające działanie dodatkowych, szeregowo rozmieszczonych karbów. Skrajne karby pełnią rolę karbów odciążających.

Przy równoległym rozmieszczeniu otworów zwiększenie spiętrzenia jest znikome, jeżeli odległość  $a$  ich środków jest większa lub nawet równa podwojonej średnicy  $d$  otworu, jak to widać z rys. 5. Przewiercenie otworu środkowego 1 powoduje nadwyżki naprężeń ponad  $\sigma_0$  pokazane kreskową linią; w obszarze, który ma zająć otwór 2, są one znikome i przerzucenie ich na sąsiednie obszary nośne nie wywołuje niemal żadnej dalszej nadwyżki. Rysując te same linie (nie pokazane na rysunku) nadwyżek dla otworu

<sup>5)</sup> Np. dla  $R/r = 2$  wynosi  $\sim 2,5$  w porównaniu  $\sim 1,57$  dla równoważnej płytki z wrębami o  $o/r = 1$  i  $R/r = 2$ .

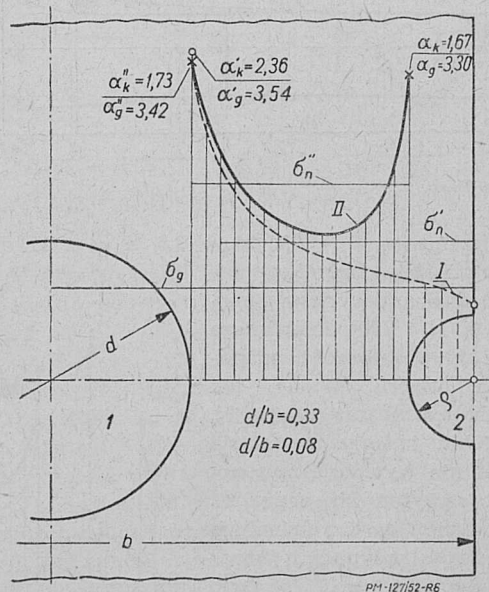
<sup>6)</sup> Wynika to z przebiegu tzw. linii sił, ulegających mniejszemu wygięciu na skrajnych karbach wielokrotnych, niż na karbie pojedynczym; jeszcze mniejsze jest to wygięcie na środkowym karbie (por. lewe strony rys. 4/1 i 4/2).



Rys. 5.

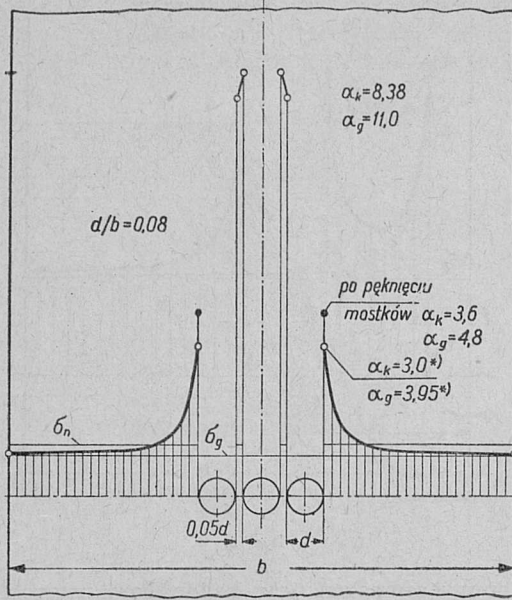
2, możemy zsumować je z nadwyżkami wywołanymi obecnością otworu 1, uzyskując ostatecznie nadwyżki wywołane trzema otworami — 1 i 2 oraz nie pokazanym na rysunku otworem 3. Stwierdzamy, iż dodanie dwóch bocznych otworów nie tylko obniżyło  $\alpha_k$  (z 2,75 do 2,28), ale bardzo nieznacznie tylko zwiększyło  $\alpha_0$  (z 3,04 do 3,2). Łączne osłabienie pręta, wywołane dodaniem otworów 2 i 3, jest znikome ( $\sim 5\%$ ), mimo iż przekrój użyteczny pręta zmniejszył się dość znacznie ( $\sim 21\%$ ).

Rys. 6 przedstawia płaski pręt o stosunkowo dużym środkowym otworze i o dwóch dodatkowych półkolistych wrębach o mniejszej średnicy, powodujących znaczne obniżenie  $\alpha_k$  (z 2,36 do 1,73) i nawet niewielkie obniżenie  $\alpha_0$  (z 3,54 do 3,42), a więc nie tylko nie osłabiających go, lecz nawet wzmacniających. Wręby te tworzą więc karby łagodnie odciążające.



Rys. 6.

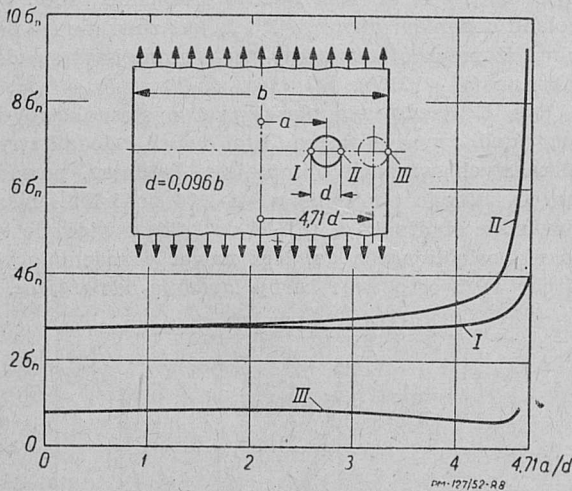
Zupełnie inaczej rzecz się ma w przypadku otworów umieszczonych bardzo blisko siebie lub bardzo blisko brzegów pręta, gdy mostek pozostawiony między otworami lub między otworem i brzegiem jest



\*) Przy jednym otworze o  $d=0,25b$   
 $\alpha_k = 2,47$  i  $\alpha_g = 3,25$

Rys. 7.

bardzo wąski. Widać to wyraźnie z rys. 7. Pęknięcie mostków jest tu nieuniknione i pociąga za sobą



Rys. 8.

zmniejszenie  $\alpha_k$  z  $\sim 8,4$  do  $\sim 3,6$ , a  $\alpha_0$  z 11 do 4,8.

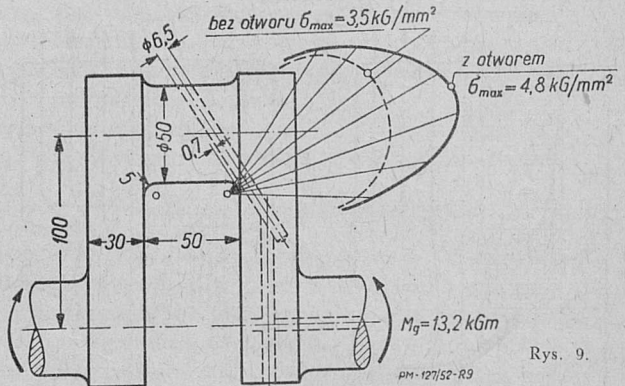
Rys. 8 przedstawia zmiany naprężeń występujących w punktach I, II i III osłabionego przekroju w zależności od położenia otworu. Widać, jak rozległy jest obszar ( $a \approx \pm 0,3b$ ), w obrębie którego asymetria otworu nie wywołuje powiększenia szczytowych naprężeń.

Pęknięcie bardzo cienkich mostków w przypadku przedstawionym na rys. 7 nie było groźne (oczywiście, korzystniejsze byłoby objęcie trzech otworów jednym dużym otworem o średnicy  $d = 0,248 b$ , gdyż wówczas mielibyśmy  $\alpha_k = 2,47$  zamiast 3,6). Rys. 9

przedstawia wykorbiecie wału, w którym nieumiejętne przewiercenie otworu smarowego zwiększyło szczytowe naprężenie o blisko 40% (z 3,5 do 4,8  $\text{kg/mm}^2$ ).

Pęknięcie powstałego tym sposobem mostku rozszerzyłoby się szybko, obejmując znaczną część przekroju i powodując zmęczeniowe pęknięcie wału. Nieznaczne odsunięcie otworu smarowego w głąb materiału czopa i ramienia usuwa całkowicie niebezpieczeństwo spowodowane przez drobny, lecz bardzo poważny błąd konstrukcyjny.

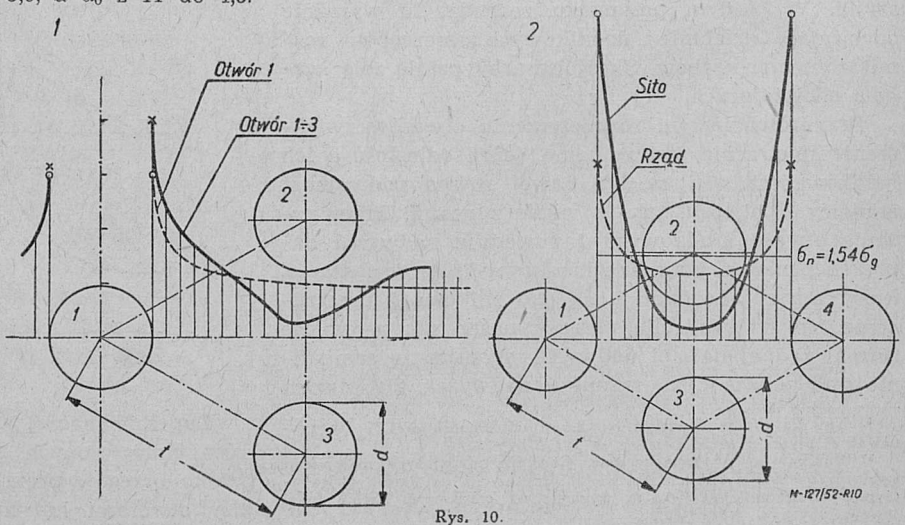
Jak widzimy, równoległe karby mogą dawać zarówno znaczne nadwyżki spiętrzenia naprężeń, jak również i niewielkie obniżki. Dodatkowe karby mogą być więc silnie przeciążającymi karbami, jak również łagodnymi karbami odciążającymi.



Rys. 9.

Rys. 10 przedstawia jednokierunkowo rozciąganą blachę o trzech otworach oraz ścianę sitową. Zależnie od wielkości otworów ( $d/t = 0,46$  po lewej — oraz 0,6 po prawej stronie rysunku) szczytowe naprężenia wypadają tu  $\sim 4/3$  razy albo  $\sim 2$  razy wyższe, niż przy otworach rozmieszczonych w jednym rzędzie. Z rys. 10/2 widać wyraźnie, iż pobliskie otwory 2 i 3 odciążają środkową część mostku między otworami 1 i 4, przez co spiętrzenia na ich ścianach ulegają dalszej wydatnej zwwyżce. Odciążenie środkowej części mostku jest jednak raczej pozorne, gdyż jednocześnie z tym zjawiają się naprężenia rozciągające w mostku między otworami 2 i 3, jak to łatwo sobie uzmysłowić, wyobraziwszy sobie odkształcenie gumowego modelu ściany sitowej.

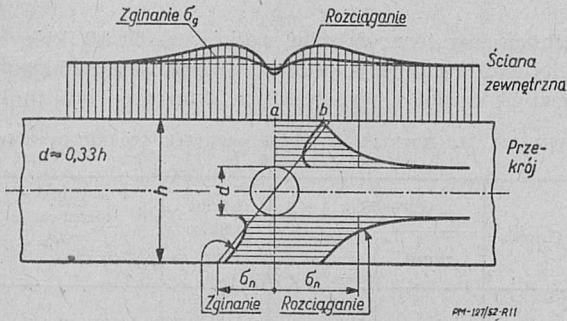
Szczególnie ciekawe jest zachowanie się prętów zginanych, przewierconych w płaszczyźnie obojętnej,



Rys. 10.

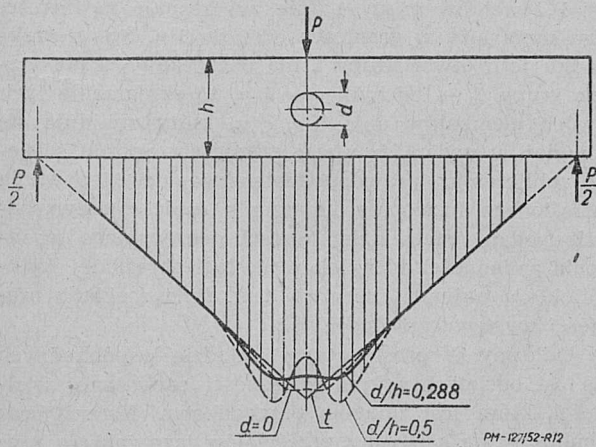
jeżeli średnica  $d$  otworu jest nieco mniejsza od połowy wysokości  $h$  prostokątnego pręta lub średnicy  $D$  okrągłej próbki.

Rys. 11 przedstawia rozkład naprężeń w przekroju osłabionym i wzdłuż zewnętrznej ściany płaskiego zginanego pręta. Spiętrzenie naprężeń na ścianach otworu obniżyło szczytowe naprężenia na zewnętrznej ścianie w przekroju karbu, zwiększyło jednak w przekrojach przyległych. Podobnie, lecz jeszcze bardziej wyraźnie występuje to w przypadku rozciągania prę-



Rys. 11.

ta. Przyczyna tego leży w zginaniu, jakie w sposób widoczny (rys. 3) występuje w sąsiedztwie przewiercenia w zginanym pręcie. W związku z tym w miejscu  $a$  występuje ściskanie, obniżające występujące tam naprężenia rozciągające, a w miejscu  $b$  występuje dodatkowe rozciąganie. W pręcie rozciąganym jednak szczytowe nadwyżki naprężeń występują na ścianach otworu i wydatne nawet nadwyżki naprężeń na ścianach zewnętrznych w miejscach  $b$  nie mają istotnego znaczenia. Inaczej rzecz się ma przy zginaniu, gdzie właśnie na zewnętrznej ścianie występują najwyższe naprężenia. Pęknięcie zmęczeniowe zjawia się więc w zginanym pręcie (płaskim lub okrągłym, przewierconym w płaszczyźnie obojętnej) nie w przekroju osłabionym, lecz w jego sąsiedztwie  $b$  (rys. 11). Jeżeli w przekroju otworu zaczepiona jest poprzeczna siła zginająca pręt, przebieg linii momentów ulega zmia-

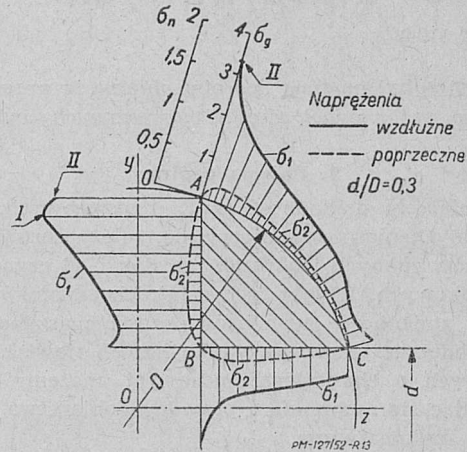


Rys. 12.

nie pokazanej na rys. 12; przy niewielkiej średnicy otworu daje to wzmocnienie pręta w porównaniu z prętem pełnym ( $\sim 5\%$  przy  $d \approx 0,29 h$ ); otwór tworzy więc karb odciążający pręt<sup>7)</sup>. Przy większej śred-

<sup>7)</sup> Należy zwrócić uwagę, iż linia momentów przy pełnym pręcie ma przebieg odmienny od teoretycznego, dając w istocie niewielką obniżkę ( $2 \div 30\%$ ) naprężeń w porównaniu z ich wartością nominalną (por. linię  $d = 0$  i linię teoretyczną  $t$  na rys. 12).

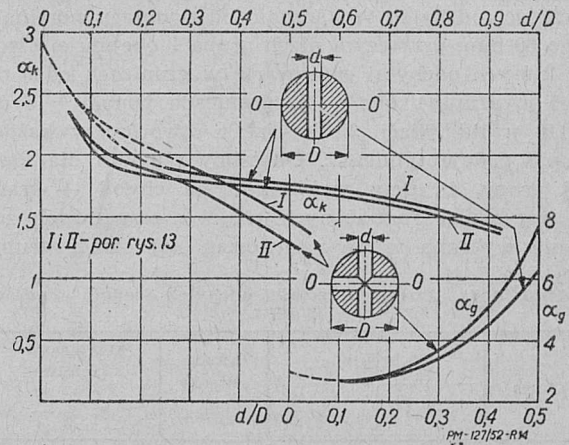
nicy otworu (np.  $d \approx 0,5 h$ ) bezpośrednie odciążenie osłabionego przekroju jest wprawdzie jeszcze wyraźniejsze, lecz i dodatkowe obciążenie sąsiednich przekrojów wzrasta o tyle, iż ostatecznie występujące w nich momenty zginające są wyższe, niż w pełnym



Rys. 13.

pręcie; tam też wystąpiłoby pęknięcie zmęczeniowe. Otwór tworzy więc karb przeciążający przyległe przekroje pręta.

Rys. 13 przedstawia rozkład naprężeń na ścianach przekroju okrągłej zginanej próbki osłabionej przez dwa otwory przewiercone na krzyż<sup>8)</sup>. Dodatkowy



Rys. 14.

otwór przewiercony w płaszczyźnie obojętnej może wprawdzie podwyższyć  $\alpha_k$ , jeżeli  $d/D < 0,35$  (rys. 14), jednak  $\alpha_0$  dla pręta przewierconego na krzyż jest zawsze wyższe, niż dla pręta przewierconego tylko w płaszczyźnie zginania.

Tym niemniej w przypadku zginania obrotowego dwa otwory wiercone na krzyż mogą dać większą wytrzymałość zmęczeniową pręta niż jeden otwór (dla  $d/D = 0,15$  o  $4,5\%$ ). W danym przypadku rozstrzygające znaczenie ma wyrównanie momentów bezwładności osłabionego przekroju  $J'_x = J'_y$ , przez co unika się nadwyżek naprężeń wywołanych drganiami (w wyniku różnic giętych odkształceń pręta w jego różnych położeniach).  
(c. d. n.)

<sup>8)</sup> Jak widzimy, szczytowe naprężenia  $I$  występują nie na krawędzi otworu leżącego w płaszczyźnie zginania, lecz nieco głębiej. Wynika to z racji dodatkowych odkształceń wywołanych w sąsiedztwie krawędzi otworu przez naprężenia poprzeczne (w kierunku osi otworu).

# Zastosowanie rachunku prawdopodobieństwa do zagadnień tolerancji wykonania i pasowań części maszynowych<sup>1)</sup>

621.753.2:519.2

Mgr inż. ALEKSANDER TOMASZEWSKI

Artykuł omawia sposoby obliczania prawdopodobieństwa występowania określonych luzów lub wcisków w pasowaniach części maszynowych wykonywanych masowo lub seryjnie.

## 1. Pojęcia ogólne

Wymiarowa dokładność części maszynowych, wykonywanych masowo lub seryjnie, zależy zarówno od czynników znanych i określonych, jak i od czynników przypadkowych. Wpływ tych ostatnich czynników powoduje zmienność wymiarów części maszynowych, którą podobnie jak w przypadku innych zjawisk przypadkowych o charakterze masowym, możemy badać posługując się rachunkiem prawdopodobieństwa i statystyką matematyczną.

Rozważmy np. dziesięć części maszynowych z otworami  $\phi$  60H7. Dopuszczalny obszar zmienności średnic tych otworów jest określony ich tolerancją, która wynosi  $30 \mu$ . W granicach tej tolerancji średnic tych otworów mogą mieć odchyłki od wymiaru nominalnego, powodowane wyżej wymienionymi czynnikami.

Podzielmy rozważane otwory na grupy zależne od wielkości odchyłek ich średnic od wymiaru nominalnego 60 mm, przy czym niech grupa 1 obejmuje otwory, których odchyłki są zawarte w granicach od 0 do  $+5 \mu$ , grupa druga — w granicach ponad  $+5$  do  $+10 \mu$  itd. Niech liczbę sztuk otworów w każdej grupie podaje tablica I. Określmy ponadto dla każdej grupy, że przy wybieraniu na chybił — trafił ze wszystkich rozważanych części maszynowych zostanie wybrana część z otworem tej samej grupy.

TABLICA I. Rozkład częstości odchyłek średnic otworów  $\phi$  60H7

Grupa	Odchyłki w $\mu$		Liczba otworów $n_i$	Prawdopodobieństwo $P_i = \frac{n_i}{n}$
	ponad	do		
1	0	+ 5	1	$P_1 = 0,1$
2	+ 5	+ 10	2	$P_2 = 0,2$
3	+ 10	+ 15	3	$P_3 = 0,3$
4	+ 15	+ 20	2	$P_4 = 0,2$
5	+ 20	+ 25	1	$P_5 = 0,1$
6	+ 25	+ 30	1	$P_6 = 0,1$
			$n = 10$	$\Sigma P_i = 1$

Częstości te możemy w przybliżeniu obliczyć jako stosunek  $P_i = \frac{n_i}{n}$ , gdzie  $n_i$  jest liczbą sztuk otworów w rozważanej grupie,  $n$  jest liczbą wszystkich otworów razem wziętych. W naszym przypadku  $n = 10$ .

Częstości te można uważać jako przybliżone wartości prawdopodobieństw.

<sup>1)</sup> Z cyklu „zastosowań rachunku prawdopodobieństwa i statystyki matematycznej do zagadnień technicznych“ (patrz PM nr 7—8, 9 i 10/52).

Rozważmy teraz dziesięć wałków  $\phi$  60 h6, których odchylenia od wymiaru nominalnego i prawdopodobieństwa każdej z wydzielonych grup daje tablica II.

TABLICA II. Rozkład częstości odchyłek średnic wałków  $\phi$  60h6

Grupa	Odchyłki w $\mu$		Liczba wałków $n_i$	Prawdopodobieństwo $P_i = \frac{n_i}{n}$
	ponad	do		
1	0	- 3	1	$P_1 = 0,1$
2	- 3	- 6	2	$P_2 = 0,2$
3	- 6	- 9	4	$P_3 = 0,4$
4	- 9	- 12	2	$P_4 = 0,2$
5	- 12	- 15	1	$P_5 = 0,1$
6	- 15	- 19	0	$P_6 = 0,0$
			$n = 10$	$\Sigma P_i = 1$

Jeśli teraz dla otrzymania pasowania suwliwego  $\phi$  60 H7/h6 będziemy kojarzyć jeden z rozważanych dziesięciu otworów z jednym z rozważanych dziesięciu wałków, to prawdopodobieństwo  $p$ , skojarzenia otworu grupy 1 (tablica I) z wałkiem grupy 1 (tablica II) zapewniającego uzyskanie luzu w granicach 0 do  $8 \mu$  jest prawdopodobieństwem jednoczesnego zajścia zdarzeń o prawdopodobieństwach  $P_1$  i  $p_1$ . Ponieważ zdarzenia te są od siebie niezależne, więc

$$p = P_1 \cdot p_1 = 0,1 \cdot 0,1 = 0,01. \quad [1]$$

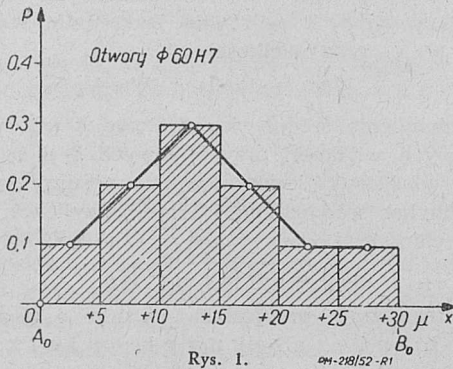
Trzeba tu zaznaczyć, że skojarzenie otworów grupy 1 i wałków grupy 1 nie wyczerpuje możliwości uzyskania luzu w granicach od 0 do  $8 \mu$ . Np. w przypadku jeśli otwór grupy 1 ma odchyłkę  $+2 \mu$  i wałek grupy 2 — odchyłkę  $-5 \mu$ , to skojarzenie tych dwóch elementów daje luz  $7 \mu$ , który znajduje się również w podanych wyżej granicach. Sposób ścisłego obliczania prawdopodobieństwa, występowania określonego luzu przy kojarzeniu części maszyn będzie podany nieco dalej. Sposób ten wymaga wyrażenia zmienności odchyłek w postaci określonej funkcji, którą najlepiej obrazuje tzw. linia rozkładu częstości występowania odchyłek.

Odlóżmy w prostokątnym układzie współrzędnych na osi odciętych zakres zmienności rozważanej wielkości, która jest zmienną przypadkową (losową) oraz zbudujmy na każdym z przedziałów tego zakresu prostokąt o wysokości równej w dowolnej skali częstości występowania elementów, których odchyłki są zawarte w danym przedziale. Łącząc środki górnych boków kolejnych prostokątów, otrzymamy linię rozkładu częstości odchyłek<sup>2)</sup>. Rysunki 1 i 2 przedstawia-

<sup>2)</sup> W danym artykule jest mowa wyłącznie o zmiennej przypadkowej jako odchyleniu od pewnej wartości, dlatego też krzywa jest nazywana linią rozkładu częstości odchyłek. W ogóle linia może wyobrażać rozkład jakiegokolwiek innej zmiennej przypadkowej, np. wielkości średnic partii wałków itd.

ją linie rozkładu częstości odchyłek dla otworów i wałków objętych tablicą I i II.

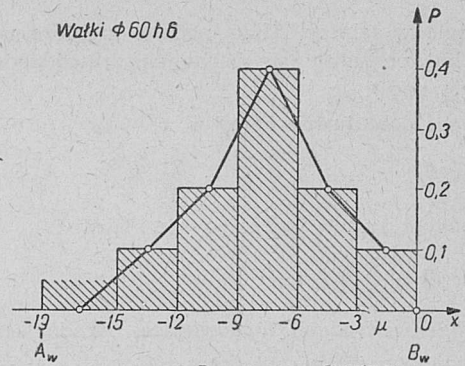
Wierzchołek linii rozkładu częstości odchyłek wymiarów części maszynowych wykonywanych masowo lub seryjnie, zwykle nie odpowiada środkowemu punktowi zakresu zmienności, czego głównym powodem jest to, że wykonawca w celu uniknięcia braków, stara się te wymiary utrzymać w pobliżu strony przechodniej sprawdzianów, dzięki czemu średnice wykonywanych otworów grupują się bliżej dopuszczalnego wymiaru najmniejszego  $A_0$  oraz średnice wałków bliżej dopuszczalnego wymiaru największego  $B_w$ , co wyraźnie widać na rys. 1 i 2.



Rys. 1. PN-218/52-R1

W celu uproszczenia wyjaśnianych zagadnień, przytoczone wyżej przykłady ograniczyły się do rozważenia tylko dziesięciu otworów i dziesięciu wałków. Oczywiście przy badaniu rozkładu częstości odchyłek i wyciąganiu dla rozważanego zagadnienia ogólnych wniosków, tak mała liczba elementów nie wystarcza. W celu otrzymania dostatecznie wiarogodnej linii rozkładu częstości odchyłek poleca się zgromadzić przynajmniej 200 do 250 wartości danej zmiennej przypadkowej, chociaż w wielu przypadkach praktycznego rozwiązywania zagadnień w budowie maszyn może wystarczyć około 100 takich wartości.

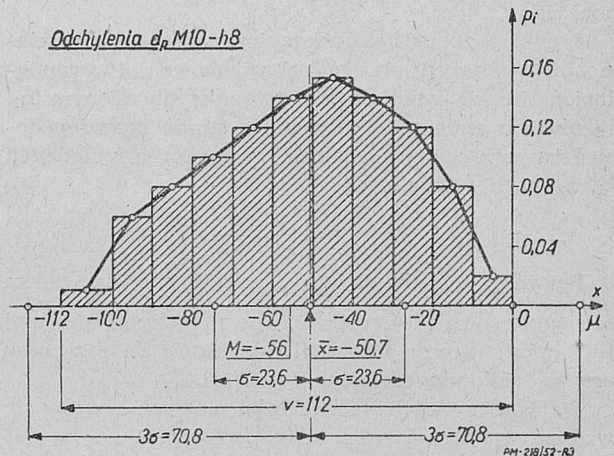
Jako przykład budowania linii częstości odchyłek rozważmy 100 sztuk trzpieni gwintowych M10 h8, których średnice podziałowe  $d_p$  mają odchyłki podane w tablicy III.



Rys. 2. PN-218/52-R2

Rozkład częstości odchyłek, objętych tablicą III, jest przedstawiony na rys. 3.

Zakres zmienności  $v$  jest równy tolerancji średnicy podziałowej i wynosi 112 μ. Środek zakresu zmienności  $M = 56$  μ.



Rys. 3. PN-218/52-R3

Podobnie jak w poprzednich przykładach, łącząc odcinkami linii prostej środki górnych boków prostokątów, wchodzących w skład pola rozkładu częstości odchyłek, otrzymamy linię łamaną, która jest przybliżoną linią częstości odchyłek. Otrzymana linia jest niesymetryczna.

TABLICA III. Rozkład częstości odchyłek średnic podziałowych M10 h8

Grupa	Odchyłki w μ		Średnia wartość $x_i$ przedziału w μ	$x_i^2$	Liczba sztuk $n_i$	Częstość występowania $\frac{n_i}{n}$	$n_i \cdot x_i$	$n_i \cdot x_i^2$
	od	do						
1	0	- 10	- 5	25	2	0,02	- 10	50
2	- 10	- 20	- 15	225	8	0,08	- 120	1800
3	- 20	- 30	- 25	625	12	0,12	- 300	7500
4	- 30	- 40	- 35	1225	14	0,14	- 490	17150
5	- 40	- 50	- 45	2025	15	0,15	- 675	30375
6	- 50	- 60	- 55	3025	14	0,14	- 770	42350
7	- 60	- 70	- 65	4225	12	0,12	- 780	50700
8	- 70	- 80	- 75	5625	10	0,10	- 750	56250
9	- 80	- 90	- 85	7225	7	0,07	- 595	50575
10	- 90	- 100	- 95	9025	5	0,05	- 475	45125
11	- 100	- 112	- 106	10936	1	0,01	- 106	10936
$v = 112 \mu$			$M = 56 \mu$		$n = 100$	$\sum \frac{n_i}{n} = 1$	$\sum n_i x_i = - 5071$	$\sum n_i x_i^2 = 312811$
						$\sigma(x) = \sqrt{W(x)} = 23,6\mu$	$\bar{x} = \frac{\sum n_i x_i}{n} = - 50,7\mu$	$W(x) = \frac{\sum n_i x_i^2}{n} - \bar{x}^2 = 557,6$
						$3 \sigma(x) = 70,8\mu$		

Na dole w tablicy III są podane niektóre wielkości, jakimi posługuje się rachunek prawdopodobieństwa. Oto one<sup>3)</sup>:

Wartość oczekiwana  $E(x) = \bar{x}$ ,

$$\bar{x} = \sum_1^n x_i p_i = \frac{\sum_1^n x_i n_i}{n} \quad [2]$$

Wariancja zwana inaczej dyspersją  $W(x)$ :

$$W(x) = \sum_1^n (x_i - \bar{x})^2 p_i = \sum_1^n x_i^2 p_i - \bar{x}^2. \quad [3]$$

Odchylenie średnie kwadratowe (średni rozrzut kwadratowy)  $\sigma(x) = \sqrt{W(x)}$ . [4]

W przypadku, gdy rozpatrujemy zmienną losową  $x$  jako wielkość ciągłą, wówczas zamiast łamanej linii rozkładu częstości, otrzymujemy krzywą ciągłą, której równanie możemy napisać ogólnie jako:  $y = f(x)$ . Wartość funkcji  $y$  w dowolnym punkcie  $x$  tego obszaru nazywa się gęstością prawdopodobieństwa w tym punkcie.

Prawdopodobieństwo wystąpienia wartości  $x$  w elementarnym przedziale  $dx$  jest równe  $y dx$ . Prawdopodobieństwo, że wielkość  $x$  wystąpi w określonym  $x_1, x_2$  obszaru zmienności równa się sumie prawdopodobieństw występowania każdej wartości z przedziału  $x_1, x_2$ , czyli równa się:

$$p_{x_1, x_2} = \int_{x_1}^{x_2} y dx. \quad [5]$$

Prawdopodobieństwo  $p_{x_1, x_2}$  wyraża się więc polem zawartym pomiędzy osią  $x$ , prostymi prostopadłymi do niej odcinkami, wyprowadzonymi z punktów  $x_1$  i  $x_2$  oraz krzywą rozkładu częstości  $y = f(x)$ .

Wariancja  $W(x)$  dla wielkości ciągłych wyraża się wzorem

$$W(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - \bar{x})^2 y dx = \int_{-\infty}^{+\infty} x^2 y dx - \bar{x}^2 \quad [5a]$$

zaś odchylenie średnie kwadratowe  $\sigma(x) = \sqrt{W(x)}$  [5b]

## 2. Obliczenie prawdopodobieństwa określonego luzu przy pasowaniu

A. Wróćmy obecnie do zagadnienia obliczenia prawdopodobieństwa wystąpienia określonego luzu przy kojarzeniu ze sobą części maszyn.

Załóżmy, że pewna wielkość  $x$  powstaje jako suma dwóch niezależnych wielkości  $z_1$  i  $z_2$ . Jeśli jedna z nich przybierze wartość  $z_1 = z$ , to druga będzie  $z_2 = x - z$ , gdyż musi być  $x = z + (x - z)$ . Niech dalej krzywe rozkładu częstości zmiennych  $z_1 = z$  i  $z_2 = x - z$  wyrażają się funkcjami  $y_z$  i  $y_{x-z}$ .

Prawdopodobieństwo jednoczesnego zajścia dwóch wielkości  $z_1$  i  $z_2$  niezależnie od siebie, w każdym punkcie zakresu zmienności sumy  $x$  jest równe iloczynowi  $y_z \cdot y_{x-z}$ , jak to wynika ze wzoru [1].

Zatem krzywa rozkładu częstości sumy  $x$  będzie wyrażona równaniem:

$$y_x = \int_m^n y_z y_{x-z} dz, \quad [6]$$

gdzie granice całkowania  $m$  i  $n$  są granicami zmienności wielkości  $z$ .

Prawdopodobieństwo, że suma przypadkowa  $x$  będzie zawarta w przedziale  $x_1, x_2$  określa się wzorem

$$P_{x_1, x_2} = \int_{x_1}^{x_2} \int_m^n y_z y_{x-z} dz dx. \quad [7]$$

Przy sumowaniu dwóch niezależnych wielkości przypadkowych  $z_1$  i  $z_2$  obowiązują następujące prawa:

1) Wartość oczekiwana  $\bar{x}$  sumy  $x$  wielkości przypadkowych  $z_1$  i  $z_2$  jest równa sumie wartości oczekiwanych  $\bar{z}_1$  i  $\bar{z}_2$  tych wielkości:

$$\bar{x} = \bar{z}_1 + \bar{z}_2 \quad [8]$$

2) Wariancja  $W(x)$  sumy  $x$  niezależnych wielkości przypadkowych  $z_1$  i  $z_2$  równa jest sumie wariancji  $W(z_1)$  i  $W(z_2)$  tych wielkości

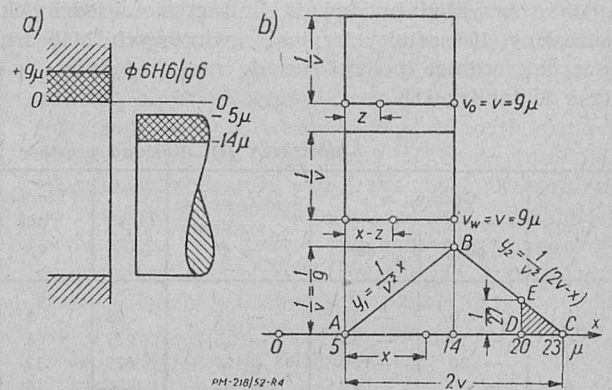
$$W(x) = W(z_1) + W(z_2). \quad [9]$$

3) Odchylenie średnie kwadratowe  $\sigma(x)$  sumy  $x$  niezależnych wielkości przypadkowych  $z_1$  i  $z_2$  równe jest pierwiastkowi kwadratowemu z sumy kwadratów odchyłeń średnich  $\sigma(z_1)$  i  $\sigma(z_2)$  (czyli wariancyj) tych wielkości:

$$\sigma(x) = \sqrt{\sigma^2(z_1) + \sigma^2(z_2)}. \quad [10]$$

B. Rozważmy przypadek sumowania dwóch niezależnych wielkości przypadkowych, z których każda podlega równomiernemu<sup>4)</sup> rozkładowi częstości, przy czym zakresy zmienności  $v_o = v_w = v$ , obydwóch tych wielkości niech będą jednakowe. Rozkład częstości dla każdej z rozważanych wielkości  $z$  i  $x - z$  będzie przedstawiał prostokąt o podstawie  $v$  (rys. 4b) i wysokość  $h = \frac{1}{v}$ , której wielkość wynika z warunku, że jego pole musi być równe jedności. Krzywe rozkładu częstości określone są równaniem:

$$y_z = y_{x-z} = \frac{1}{v}. \quad [11]$$



Rys. 4.

Każda ze składowych wielkości przypadkowych może się zmieniać od 0 do  $v$ , czyli  $0 \leq z \leq v$  i  $0 \leq x - z \leq v$  lub  $x - v \leq z \leq x$ . Warunki te określają granice zmienności wielkości  $z$  w każdym z zakresów zmienności  $x$ . Suma przypadkowa  $x$  może się zmieniać od 0 do  $2v$ .

Równania krzywej częstości odchyłeń sumy  $x$  mają postać:

<sup>3)</sup> Bliższe określenie tych pojęć p. artykuł mgr K. Wiśniewskiego p.t. „Prawo przypadkowości w zastosowaniu praktycznym” Przegl. Mech. r. 1952 zeszyt 9 i 10.

<sup>4)</sup> Por. cytowany artykuł K. Wiśniewskiego Prz. Mech. str. 394.

1) W zakresie zmienności  $x$  od 0 do  $v$  (wtedy zakresem zmienności  $z$  jest  $0 \leq z \leq x^5$ ).

$$y_1 = \int_0^x y_z y_{x-z} dz = \int_0^x \frac{1}{v} \cdot \frac{1}{v} dz = \frac{1}{v^2} x. \quad [12]$$

2) W zakresie zmienności  $x$  od  $v$  do  $2v$  (wtedy zakresem zmienności  $z$  jest  $x - v \leq z \leq v$ ).

$$y_2 = \int_{x-v}^v y_z y_{x-z} dz = \int_{x-v}^v \frac{1}{v} \cdot \frac{1}{v} dz = \frac{1}{v^2} (2v - x). \quad [13]$$

Otrzymany rozkład częstości odchyłek sumy przypadkowej  $x$  charakteryzuje się linią łamaną tworzącą z osią  $x$  trójkąt równoramienny o podstawie  $2v$  i wysokości  $\frac{1}{v}$ . Jest to tak zwany rozkład Simpsona.

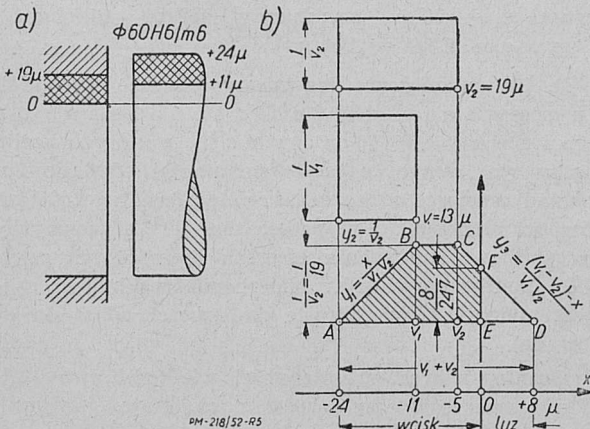
Np. w pasowaniu  $\phi 6 H6/g6$  (rys. 4a) mamy dla otworu odchyłki 0 i  $+9 \mu$  oraz dla wałka  $-5$  i  $-14 \mu$ . Luz najmniejszy  $L_{min}=5 \mu$  i luz największy  $L_{max}=23 \mu$ . Zakresy zmienności średnic otworów i wałków  $v_0 = v_w = 9 \mu$ . Załóżmy, że rozkłady częstości odchyłek rozważanych otworów i wałków są rozkładami równomiernymi, jak to przedstawia rys. 4b. Wtedy rozkład częstości luzów, przy kojarzeniu na chybił — trafił rozważanych otworów i wałków, będzie rozkładem Simpsona. Prawdopodobieństwo, że luz będzie zawarty np. pomiędzy 20 i 23  $\mu$  odpowiada polu trójkąta DEC (rys. 4b), którego podstawa jest równa 3, a wysokość 1/27. Jest więc

$$P(20 \div 23 \mu) = \frac{1}{2} \cdot \frac{3}{27} = \frac{1}{18} = 0,056.$$

Wartość tę, dzięki prostej zależności, obliczyliśmy bezpośrednio opierając się na rysunku. Przy bardziej złożonym kształcie krzywej rozkładu częstości należy posługiwać się wzorem [5]. W naszym przypadku zastosowanie wzoru [5] wymaga przeniesienia początku układu współrzędnych do punktu A, będącego początkiem krzywej rozkładu. Wtedy otrzymujemy się:

$$P(20 \div 23 \mu) = \int_{x_1=20-5 \mu}^{x_2=23-5 \mu} y_2 dx = \int_{15}^{18} \frac{1}{v^2} (2v - x) dz = \\ = \left| \frac{2}{v} x - \frac{x^2}{2v^2} \right|_{15}^{18} = \left| \frac{2x}{9} - \frac{x^2}{162} \right|_{15}^{18} = \frac{1}{18} = 0,056.$$

Jeśli dwie niezależne wielkości przypadkowe  $z$  i



Rys. 5.

<sup>5)</sup> Jeśli np. chcemy otrzymać jako sumę obu zmiennych wielkości wartość oznaczoną na rys. 4b przez  $x$ , to obierając jako wartość pierwszej składowej  $z$ , drugą składową musimy przyjąć  $x-z$ . Zmieniając wartość  $z$  musimy jednocześnie odpowiednio zmienić wartość drugiego składnika.

$x - z$ , których rozkłady częstości odchyłek są rozkładami równomiernymi, lecz ich zakresy zmienności  $v_1$  i  $v_2$  są różne, to linia rozkładu częstości odchyłek sumy tych wielkości jest trapezem równomiernym, jak to pokazuje rys. 5.

Zmienność wielkości  $z$  w każdym z zakresów zmienności sumy  $x$  określają warunki:

$$0 \leq z \leq v_2 \text{ i } 0 \leq x - z \leq v_1 \text{ lub } x - v_1 \leq z \leq x.$$

Krzywa częstości rozkładu odchyłek sumy przypadkowej  $x$  jest przedstawiona przez równania:

a) w zakresie zmienności  $x$  od 0 do  $v_1$  (wtedy zakresem zmienności  $z$  jest  $0 \leq z \leq x$ ):

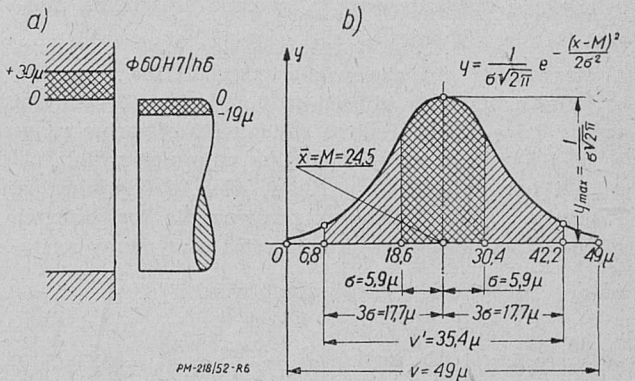
$$y_1 = \int_0^x \frac{1}{v_1} \cdot \frac{1}{v_2} dz = \frac{x}{v_1 \cdot v_2}; \quad [14]$$

b) w zakresie zmienności  $x$  od  $v_1$  do  $v_2$  (wtedy zakres zmienności  $z$  jest  $x - v_1 \leq z \leq x$ ):

$$y_2 = \frac{1}{v_2}; \quad [15]$$

c) w zakresie zmienności  $x$  od  $v_2$  do  $v = v_1 + v_2$ , (wtedy zakresem zmienności  $z$  jest  $x - v_1 \leq z \leq v_2$ ):

$$y_3 = \int_{x-v_1}^{v_2} \frac{1}{v_1} \cdot \frac{1}{v_2} dz = \frac{(v_1 + v_2) - x}{v_1 \cdot v_2}. \quad [16]$$



Rys. 6.

Np. w pasowaniu  $\phi 60H6/m 5$  (rys. 5a) odchyłki otworu wynoszą 0 i  $+19 \mu$  oraz odchyłki wałka  $+11$  i  $+24 \mu$ . Zakres zmienności otworu  $v_2 = 19 \mu$  i wałka  $v_1 = 13 \mu$ . Zakładając, że rozkład częstości odchyłek w obu przypadkach jest rozkładem równomiernym, otrzymamy rozkład częstości luzów w postaci równoramiennego trapezu, jak to pokazuje rys. 5b. Luz w pasowaniu może się zmieniać od 0 do 8  $\mu$ , wciś od 0 do 24  $\mu$ . Prawdopodobieństwo uzyskania luzu wyraża się polem trójkąta DEF, czyli wynosi

$$p_l = \frac{1}{2} \cdot \frac{8 \cdot 8}{247} = 0,13.$$

Prawdopodobieństwo uzyskania wciśku wyniesie:

$$p_w = 1 - p_l = 1 - 0,13 = 0,87.$$

C. Normalny rozkład częstości odchyłek  $x$  jest określony krzywą Gaussa<sup>6)</sup> (rys. 6b), której ogólne równanie ma postać:

$$y = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x-M^2}{2\sigma^2}}; \quad [17]$$

gdzie  $\sigma$  jest odchyleniem średnim zmiennej losowej  $x$ ,

<sup>6)</sup> Por. cytowany artykuł mgr K. Wiśniewskiego, Prz. Mech. str. 394 — 395.

zaś  $M$  wartością oczekiwaną tej zmiennej, a jednocześnie środkiem zakresu zmienności. Wartość tę będziemy tu nazywali *środkiem zgrupowania*.

Prawdopodobieństwo, że wielkość przypadkowa  $x$  będzie się znajdować w zakresie zmienności  $M - 3\sigma$ ,  $M + 3\sigma$ , wynosi 0,9973, a więc jest praktycznie równe pewności. Możemy zatem przyjąć, że zakres zmienności  $v = 6\sigma$ .

Jeśli początek układu współrzędnych zostanie obrany w środku  $M$  zakresu zmienności, to  $\bar{x} = M = 0$ , oraz równanie przybierze postać:

$$y = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2\sigma^2}} \quad [17a]$$

Zakładając, że dwie niezależne zmienne losowe  $z$  i  $x - z$  podlegają normalnym rozkładom częstości o odchyleniach średnich  $\sigma_1$  i  $\sigma_2$ , można dowiedzieć, że ich suma  $x$  również podlega normalnemu rozkładowi, który wyraża się wzorem

$$f_x = \frac{e^{-\frac{x^2}{2(\sigma_1^2 + \sigma_2^2)}}}{\sqrt{2\pi(\sigma_1^2 + \sigma_2^2)}} = \frac{1}{\sqrt{2\pi(\sigma_1^2 + \sigma_2^2)}} e^{-\frac{x^2}{2(\sigma_1^2 + \sigma_2^2)}}$$

Odchylenie średnie sumy  $x$ , zgodnie zresztą ze wzorem [11] jest równe  $\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$ .

Rozważmy np. pasowanie  $\phi' 60H7/h6$  (rys. 6a), w którym odchyłki otworu są 0 i +30  $\mu$  i odchyłki wałka 0 i -19  $\mu$ . Zakres zmienności otworów  $v_0 = 30 \mu$  i wałków  $v_w = 19 \mu$ . Luz najmniejszy  $L_{min} = 0$  i luz największy  $L_{max} = 49 \mu$ . Zakładając, że rozkłady częstości odchyłek zarówno dla rozważanych otworów jak i wałków są normalne, otrzymamy następujące odchylenia średnie dla otworów  $\sigma_o = \frac{v_o}{6} =$

$$= \frac{30}{6} = 5 \mu \text{ i dla wałków } \sigma_w = \frac{v_w}{6} = \frac{19}{6} = 3,2 \mu.$$

Odchylenie średnie luzu wynosi zatem

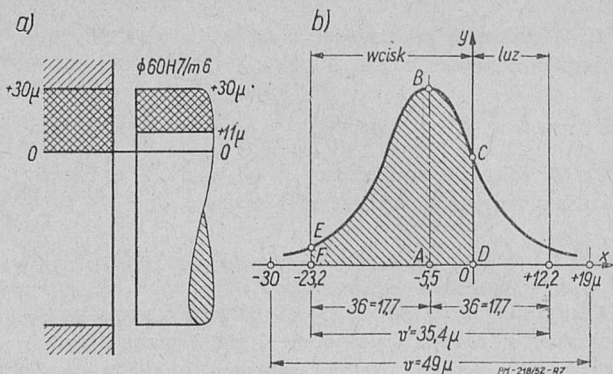
$$\sigma = \sqrt{\sigma_o^2 + \sigma_w^2} = \sqrt{5^2 + 3,2^2} = 5,9 \mu.$$

Teoretyczny zakres zmienności luzu  $v = v_0 + v_w = 30 + 19 = 49 \mu$ . Wielkość oczekiwana luzu  $\bar{x} = M = \frac{49}{2} = 24,5 \mu$ .

Prawdopodobieństwo uzyskania luzu w granicach  $M - \sigma$ ,  $M + \sigma$ , czyli od 18,6 do 30,4  $\mu$ , jak to wynika z właściwości krzywej normalnej, wynosi około 0,77. Prawdopodobieństwo, że luz będzie zawarty w granicach  $M - 3\sigma$ ,  $M + 3\sigma$ , czyli od 6,8 do 42,2  $\mu$  wynosi 0,9973, a więc jest praktycznie równe pewności. Praktyczny zakres zmienności luzu wynosi zatem  $v' = 35,4 \mu$ , lub względem środka  $M$  zgrupowania  $24,5 \pm 17,7 \mu$ . Krzywa pokazana na rys. 6b przedstawia rozkład częstości luzów.

Rozważmy jeszcze pasowanie  $\phi 60H7/m6$  (rys. 7a), w którym mamy dla otworu odchyłki 0 i +30  $\mu$  i dla wałka +11 i +30  $\mu$ . Luz najmniejszy  $L_{min} = -30 \mu$  i luz największy  $L_{max} = +19 \mu$ . Zakres zmienności średnic otworów  $v_0 = 30 \mu$  i wałków  $v_w = 19 \mu$ . Założmy i w tym przypadku, że rozkłady częstości

<sup>1)</sup> Por. tabl. III, w artykule mgr K. Wiśniewskiego Prz. Mech. str. 395. Jest to podwójna wartość prawdopodobieństwa dla  $t = 1$ , czyli  $2 \cdot 0,34134 \approx 0,7$ .



Rys. 7.

odchyłek są zarówno dla otworów jak i dla wałków normalne. Wtedy średnie odchylenie kwadratowe dla otworów  $\sigma_o = \frac{30}{6} = 5 \mu$  i dla wałków  $\sigma_w = \frac{19}{6} = 3,2 \mu$ .

Odchylenie średnie kwadratowe luzu wyniesie więc:

$$\sigma = \sqrt{\sigma_o^2 + \sigma_w^2} = \sqrt{5^2 + 3,2^2} = 5,9 \mu.$$

Dla średnich wartości średnic otworów i wałków, które odpowiadają środkom grupowania się odchyłek tych elementów, mamy wcisk

$$X = \frac{30 - 0}{2} - \frac{30 - 11}{2} = 5,5 \mu.$$

Jest to jednocześnie środek  $M$  grupowania się luzów.

Z tablic wartości całki Laplace'a dla stosunku  $t = \frac{X}{\sigma} = \frac{5,5}{5,9} = 0,94$ , otrzymuje się, że pole  $A B C D$  na rys. 7b odpowiada wartości 0,3260.

Przyjmując ponadto, że pole  $A B E F$  odpowiada wartości 0,5, otrzymamy prawdopodobieństwo uzyskania w rozważanym pasowaniu wcisku, równe:

$$p_w = 0,3260 + 0,5 = 0,8260,$$

co odpowiada zakreśkowanemu polu  $A B E F D$  na rys. 7b.

Prawdopodobieństwo uzyskania luzu jest zatem równe  $p_l = 1 - 0,8260 = 0,1740$ .

Teoretyczny zakres zmienności luzów i wcisków wynosi  $v = 49 \mu$ . Praktyczny zakres zmienności  $v' = 6\sigma = 6 \cdot 5,9 = 35,4 \mu$ .

D. Na zakończenie rozważmy jeszcze przypadek sumowania dwóch niezależnych zmiennych losowych, z których każda ma w tym samym zakresie zmienności od 0 do  $2v_1$  rozkład częstości odchyłek Simpsona (według trójkąta równoramiennego). Przypadek ten jest równoważny przypadkowi sumowania czterech niezależnych wielkości podlegających równomiernemu rozkładowi częstości odchyłek w zakresie zmienności od 0 do  $v_1$  (rys. 8a).

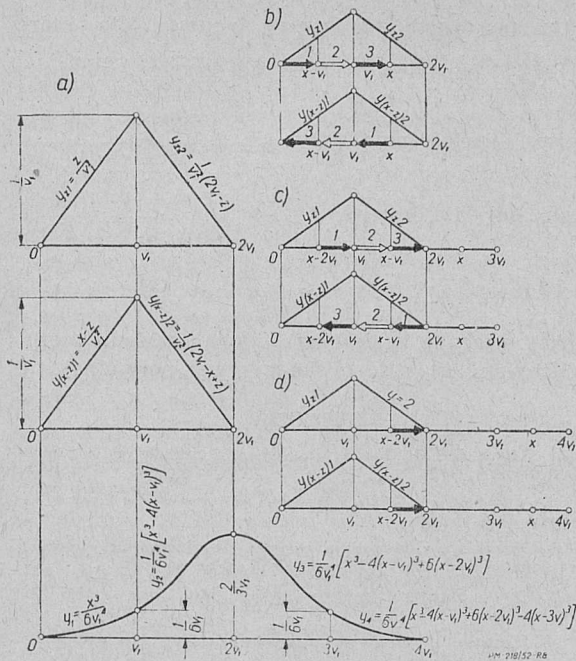
Granice zakresów zmienności wielkości  $z$  w każdym z zakresów zmienności  $x$  określają warunki:

$$0 \leq z \leq 2v_1 \text{ i } 0 \leq x - z \leq 2v_1, \text{ lub } x - 2v_1 \leq z \leq x.$$

Granice zmienności sumy  $x$  wynoszą 0 do  $4v_1$ .

Krzywa rozkładu częstości odchyłek dla tego przypadku wyrazi się następującymi równaniami:





Rys. 8.

a) W zakresie zmienności  $x$  od 0 do  $v_1$  (zakresem zmienności  $z$  jest  $0 \leq z \leq x$  i  $0 \leq x-z \leq x$ ):

$$y_1 = \int_0^x y_{z1} y_{(x-z)} 1 dz = \int_0^x \frac{z}{v_1^2} \frac{(x-z)}{v_1^2} dz = \frac{x^3}{6v_1^4} \quad [18]$$

Dla  $x = 0$  jest  $y_1 = 0$  i dla  $x = v_1$  jest  $y_1 = \frac{1}{6v_1}$ .

b) W zakresie zmienności  $x$  od  $v_1$  do  $2v_1$  mogą zajść trzy przypadki pokazane na rys. 7b, a mianowicie:

1)  $0 \leq z \leq x - v_1$  i  $v_1 \leq x - z \leq x$ . Zmienności tej odpowiada całka:

$$\int_0^{x-v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz.$$

2)  $x - v_1 \leq z \leq v_1$  i  $x - v_1 \leq x - z \leq v_1$ . Zmienności tej odpowiada całka

$$\int_{x-v_1}^{v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz.$$

3)  $v_1 \leq z \leq x$  i  $0 \leq x - z \leq x - v_1$ . Zmienności tej odpowiada całka

$$\int_{v_1}^x y_{z2} y_{(x-z)} 1 dz.$$

Równanie krzywej częstości odchyłek w obszarze  $v_1 \leq x \leq 2v_1$  będzie określone sumą trzech wyżej podanych całek:

$$\begin{aligned} y_2 &= \int_0^{x-v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz + \int_{x-v_1}^{v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz + \\ &+ \int_{v_1}^x y_{z2} y_{(x-z)} 1 dz = \frac{1}{v_1^4} \int_0^{x-v_1} z(2v_1 - x - z) dz + \\ &+ \frac{1}{v_1^4} \int_{x-v_1}^{v_1} z(x-z) dz + \frac{1}{v_1^4} \int_{v_1}^x (2v_1 - z)(x-z) dz = \\ &= \frac{1}{6v_1^4} [x^3 - 4(x-v_1)^3] \end{aligned} \quad [19]$$

Dla  $x = v_1$  jest  $y_2 = \frac{1}{6v_1}$  oraz dla  $x = 2v_1$

$$\text{jest } y_2 = \frac{2}{3v_1}$$

c) W zakresie zmienności  $x$  od  $2v_1$  do  $3v_1$  mogą zajść również trzy przypadki, pokazane na rys. 8 c, a mianowicie:

1).  $x - 2v_1 \leq z \leq v_1$  i  $x - v_1 \leq x - z \leq 2v_1$ . Zmienności tej odpowiada całka

$$\int_{x-2v_1}^{v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz.$$

2)  $v_1 \leq z \leq x - v_1$  i  $v_1 \leq x - z \leq x - v_1$ . Zmienności tej odpowiada całka

$$\int_{v_1}^{x-v_1} y_{z2} y_{(x-z)} 2 dz.$$

3)  $x - v_1 \leq z \leq 2v_1$  i  $x - 2v_1 \leq x - z \leq v_1$ . Zmienności tej odpowiada całka

$$\int_{x-v_1}^{2v_1} y_{z2} y_{(x-z)} 1 dz.$$

Równanie krzywej częstości odchyłek w obszarze  $2v_1 \leq x \leq 3v_1$  ma zatem postać:

$$\begin{aligned} y_3 &= \int_{x-2v_1}^{v_1} y_{z1} y_{(x-z)} 2 dz + \int_{v_1}^{x-v_1} y_{z2} y_{(x-z)} 2 dz + \\ &+ \int_{x-v_1}^{2v_1} y_{z2} y_{(x-z)} 1 dz = \frac{1}{v_1^4} \int_{x-2v_1}^{v_1} z(2v_1 - x + z) dz + \\ &+ \frac{1}{v_1^4} \int_{v_1}^{x-v_1} (2v_1 - z)(2v_1 - x + z) dz + \\ &+ \frac{1}{v_1^4} \int_{x-v_1}^{2v_1} (2v_1 - z)(x - z) dz = \frac{1}{6v_1^4} [x^3 - 4(x - \\ &- v_1)^3 + 6(x - 2v_1)^3]. \end{aligned} \quad [20]$$

Dla  $x = 2v_1$  jest  $y_3 = \frac{1}{3v_1}$  oraz dla  $x = 3v_1$  jest

$$y_3 = \frac{1}{6v_1}$$

d) Suma  $x$  może być tylko zawarta w obszarze od  $3v_1$  do  $4v_1$ , jeśli  $x - 2v_1 \leq z \leq 2v_1$  i  $x - 2v_1 \leq x - z \leq 2v_1$ , jak to pokazuje rys. 8 d. W obszarze tym równanie krzywej częstości odchyłek ma postać

$$\begin{aligned} y_4 &= \int_{x-2v_1}^{2v_1} y_{z2} y_{(x-z)} 2 dz = \frac{1}{v_1^4} \int_{x-2v_1}^{2v_1} (2v_1 - z)(2v_1 - x + z) dz = \\ &= \frac{1}{6v_1^4} [x^3 - 4(x - v_1)^3 + 6(x - 2v_1)^3 - 4(x - 3v_1)^3]. \end{aligned} \quad [21]$$

Dla  $x = 3v_1$  jest  $y_4 = \frac{1}{6v_1}$  oraz dla  $x = 4v_1$  jest

$$y_4 = 0.$$

Otrzymana krzywa jest krzywą symetryczną, zatem wielkość oczekiwana  $\bar{x} = 2v_1$ .

Wartość oczekiwana  $\bar{z}$  wielkości przypadkowej  $z$ , podlegającej rozkładowi częstości Simpsona (rys. 8 a) ze względu na symetrię tego rozkładu jest równa środkowi  $v_1$  obszaru zmienności.

Wariancja  $W(z)$  na podstawie wzoru [5 a] wynosi:

$$W(z) = \int_0^{v_1} z^2 y_{z1} dz + \int_{v_1}^{2v_1} z^2 y_{z2} dz - \bar{z}^2 = \frac{1}{v_1^2} \int_0^{v_1} z^3 dz + \frac{1}{v_1^2} \int_{v_1}^{2v_1} z^2 (2v_1 - z) dz - v_1^2 = \frac{v_1^2}{6}$$

Odchylenie średnie na podstawie wzoru [5 b] jest:

$$\sigma(z) = \sqrt{W(z)} = \frac{v_1}{\sqrt{6}}$$

Przez analogię w odniesieniu do zmiennej  $x - z$  jest

$$x - z = \frac{v_1}{\sqrt{6}}$$

Odchylenie średnie kwadratowe sumy  $x$  niezależnych wielkości przypadkowych  $z$  i  $x - z$  na podstawie wzoru [11] wynosi

$$\sigma(x) = \sqrt{\sigma^2(z) + \sigma^2(x-z)} = \sqrt{2 \cdot \frac{v_1^2}{6}} = \frac{v_1}{\sqrt{3}} \approx \frac{v_1}{1,73}$$

Zakres zmienności sumy  $x$  wynosi  $v = 4 v_1$ , zatem

$$\sigma(x) = \frac{4v_1}{4\sqrt{3}} \approx \frac{v}{7}$$

Przy porównaniu z krzywą *Gaussa*, dla której

$$\sigma(x) = \frac{v}{6}, \text{ odchylenie rozważanej krzywej jest nieco}$$

$$\text{mniejsze. Wartość największa } y_{max} = \frac{2}{3v_1} \approx \frac{8}{3v} = \frac{2,67}{v}$$

$$\text{podczas gdy dla krzywej } Gaussa \text{ } y_{max} = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \approx \frac{6}{2,5v} =$$

$$= \frac{2,4}{v}$$

Widzimy więc, że znaleziona krzywa rozkładu częstości odchyłek jest dość bliska krzywej normalnej.

LITERATURA

1. P. A. Aparin i J. E. Gorodecki „Dopuski i techniczskie izmirenija” Maszgiz, 1950 r.
2. J. A. Borodaczew „Analiz kaczestwa i tocznosti proizwodstwa” Maszgiz, 1946.
3. J. A. Borodaczew „Osnownyje woprosy teorii tocznosti proizwodstwa Izdatielstwo Akademii Nauk ZSSR, Moskwa 1950 r.
4. E. L. Grant „Statistical Quality Control”, Mc. Graw — Hill Book Co, New York, 1946.
5. A. J. Kaszirin „Technologia maszynostrojenija” Maszgiz, 1949.

# Łożyska ślizgowe w szybkoobrotowych obrabiarkach

621.822.5:621.9-185.4

Mgr inż. STANISŁAW RYTWIŃSKI

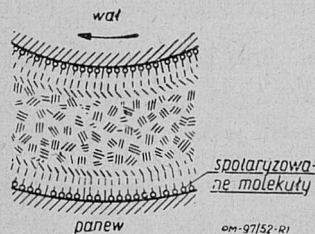
Prace badawcze w dziedzinie łożysk ślizgowych do szybkoobrotowych obrabiarek idą w kierunku uzyskania jak najlepszych wyników z panwiami wylewanymi cienkościnną warstwą stopu łożyskowego, które mogą przenosić wyższe obciążenia niż panwie pełne.

Poniżej przedstawione są nowe konstrukcje łożysk ślizgowych do szybkoobrotowych obrabiarek, opracowane na podstawie unikalnych badań, mianowicie: łożyska typu Mackenzena, łożyska o „wale pływającym” oraz łożyska ślizgowe, zastępcze dla łożysk kulkowych.

Wstęp

Konstruktorzy współczesnych obrabiarek posługują się chętnie łożyskami tocznymi, łatwiejszymi w zastosowaniach i obsłudze. Niemniej istnieje potrzeba pro-

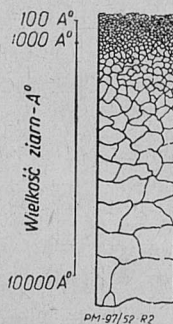
korzystny wpływ odkształceń plastycznych i rozdrobnienia kształtów w warstwie przypowierzchniowej (warstwa *Beilby*, rys. 2). Jak dalece dokładne dogładzanie powierzchni wału i panwi zmniejsza opory tarcia przy naciskach sięgających do  $p \approx 400 \text{ kg/cm}^2$  obrazuje rys. 3.



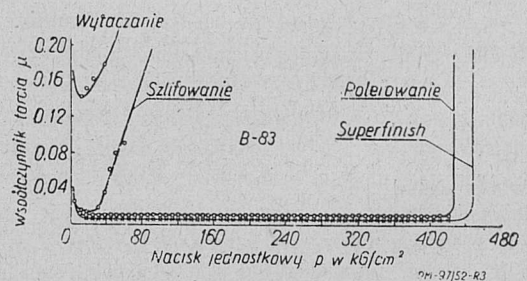
Rys. 1. Położenie cząsteczek oleju w szczeliny między wałem, a panwią łożyska ślizgowego w czasie ruchu.

jektowania łożysk ślizgowych w obrabiarkach szybkoobrotowych, precyzyjnych. Intensywne prace badawcze w tej dziedzinie wykorzystują pomyślne wyniki, osiągnięte z panwiami wylewanymi cienką warstwą, przenoszącą łatwiej wyższe obciążenia niż panwie pełne i to przy trwałym zachowaniu małych luzów.

Wyznaczanie rozkładu ciśnień w łożyskach, wielkości współczynnika tarcia, niezbyt wiele odbiegło od wykresów R. *Stribeck*a [1, 2]. Ostatnio zwrócono baczną uwagę na zjawiska przyczepności olejów do panwi i czoła (rys. 1), zapewniające tarcia płynne przy zmniejszonych luzach i wysokich naciskach. Stwierdzono



Rys. 2. Schemat powierzchni metalicznej odkształconej plastycznie, warstwa *Beilby* [5, 6, 7, 10].



Rys. 3. Wpływ gładkości powierzchni wału i panwi na współczynnik tarcia przy zmiennych naciskach  $p$  [10].

Rozkład szybkości przepływu cieczy w szczeliny między wirującym wałem i nieruchomą osłoną — panwią, wyznaczony eksperymentalnie przez G. J. *Taylor*a i na drodze teoretycznej przez prof. M. *Broszko* przedstawia rys. 4. Po tych wstępnych uwagach przejdziemy do omówienia rozwoju nowych konstrukcji łożysk ślizgowych.

1. Łożyska ślizgowe wrzecion szybkoobrotowych obrabiarek

Poniżej przedstawiamy niektóre współczesne rozwiązania konstrukcyjne łożysk ślizgowych wrzecion szybkoobrotowych obrabiarek. Rozwiązania te wynikają

z ulepszeń na podstawie doświadczeń nad pracą łożysk o wysokiej jakości gładzi powierzchniowej; odchylenia wymiarowe i gładkości powierzchni rzędu jednego mikrona. E. Rotzoll [8] podaje następujące wymagania w odniesieniu do konstrukcji i wykonania precyzyjnych, szybkobieżnych obrabiarek:

1) luzy łożyskowe w granicach  $1 \div 3$  mikronów;  
2) dla uniknięcia nacisków brzegowych stosunek  $l/d = 1$ ;

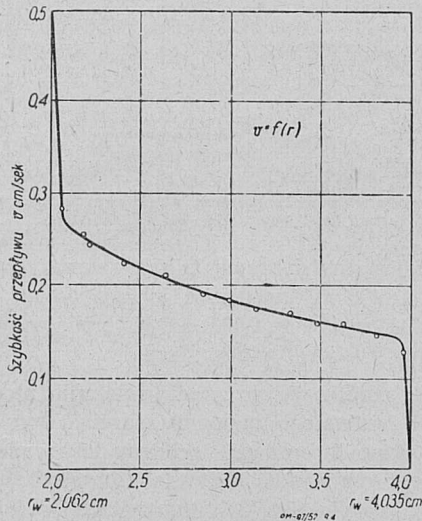
3) aby zachować przyjęte luzy łożyskowe w czasie pracy wrzeciona należy utrzymać temperaturę stałą z dokładnością do  $\pm 5^\circ\text{C}$ ;

4) jako smar łożyskowy należy stosować chłodziwo o minimalnej i stałej lepkości; poleca się naftę + olej wrzecionowy w stosunku  $20 : 1$ ;

5) wały wrzecionowe powinny być hartowane i ulepszone powierzchniowo, szlifowane i docierane;

6) powinno być zapewnione filtrowanie olejów przy zachowaniu prawidłowego doprowadzenia smaru do szczeliny roboczej łożyska;

7) metal łożyskowy wylewany cienkościnnie winien być zdolny do przenoszenia nacisków powierzchniowych  $p = 50 \div 100 \text{ kg/cm}^2$ , przy  $v = 10 \div 20 \text{ m/sek}$ .



Rys. 4. Rozkład szybkości przepływu cieczy w cylindrycznych szczelinach między wirującym wałem, a nieruchomą osłoną — panwią [3, 4]  
 $r_w, r_2$  — promienie wewnętrzny i zewnętrzny szczeliny.

Tak wysokie wymagania stawiane pracy łożyska prowadzą do wyłącznego stosowania smarowania pod ciśnieniem. Przy czym aktualną staje się sprawa chłodzenia płynu łożyskowego.

Ilość ciepła, jaka musi być odprowadzona przez olej łożyskowy — chłodziwo wyniesie:

$$Q = c \cdot \gamma \cdot V \cdot t \text{ kcal/min.}$$

Ilość ciepła wytwarzana w łożysku przez tarcie hydrodynamiczne:

$$Q = 10,5 \cdot N_t \text{ kcal/sek,}$$

gdzie równoważnik  $Q/N_t = 75,60:427 = 10,5$ .

Moc tracona na pracę tarcia w łożysku,  $N_t = \frac{M_t \cdot n}{71620} \text{ KM.}$

Zakładając wg E. Rotzolla średnicę wrzeciona  $d = 50 \text{ mm}$ , moment tarcia łożyskowego  $M_t = 6 \text{ kGcm}$  przy  $n = 4000 \text{ obr/min}$ , otrzymujemy moc potrzebną na pokonanie oporów tarcia hydrodynamicznego:

$$N_t = \frac{6 \cdot 4000}{71620} = 0,333 \text{ KM.}$$

Stąd potrzebna ilość chłodziwa łożyskowego wyniesie:

$$V = \frac{Q}{\gamma \cdot c \cdot \Delta t} = \frac{10,5 \cdot 0,333}{0,8 \cdot 0,45 \cdot 2} \approx 5 \text{ litrów/min.}$$

Założona różnica temperatur chłodziwa  $\Delta t = 20^\circ\text{C}$ .

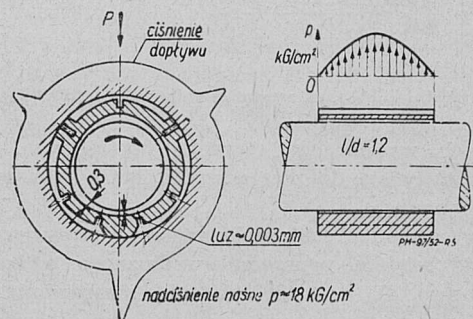
## 2. Smarowanie hydrodynamiczne łożysk wrzecion precyzyjnych obrabiarek szybkobieżnych

Wytwarzane nadciśnienie w klinie smaru, przeciskającym się przez szczelinę między wrzecionem a panwią zależy od szybkości obwodowej wału, bardzo małej przy rozruchu. Ponieważ obrabiarki uniwersalne posiadają znaczne zakresy obrotów, nie zawsze zostają spełnione warunki tarcia płynnego, kiedy współczynnik tarcia  $\mu = 0,005 \div 0,001$ . Stąd przewaga w obecnych konstrukcjach szybkobieżnych maszyn uniwersalnych, pracujących zarówno narzędziami ze stali szybko tnącej jak i spiekami węglkami, łożysk wałkowo-tocznych, zapewniających małe tarcie łożyskowe również i przy rozruchu ( $\mu = 0,002 \div 0,001$ ). Z reguły trzeba wówczas stosować łożyska toczne wałkowo — stożkowe o bardzo wysokiej klasie dokładności wykonania z nastawnym luzem.

Zupełnie inaczej rozwiązuje się łożyskowanie precyzyjnych, szybkobieżnych obrabiarek o wąskich zakresach obrotów. Szlifierki, tokarki szybkobieżne (tzw. diamentówki), wiertarki, polerownice wymagają takich łożysk ślizgowych na wrzecionie, które by zapewniały żądane luzy łożyskowe w sposób długotrwały. Przy przymusowym smarowaniu i zapewnionym stale tarcu płynnym, łożyska ślizgowe ulegają bardzo nieznacznemu zużyciu i są mniej wrażliwe od łożysk tocznych na pracę z uderzeniami.

## 3. Łożyska ślizgowe typu Mackenzena w obrabiarkach precyzyjnych

Omówimy nowe rozwiązania łożysk ślizgowych o cylindrycznym wale łożyskowym wrzeciona. Panwie tego typu łożysk wykonywane są zwykle jako nastawne przesuwnie w stożkowym otworze osady i zapewniają regulację luzu łożyskowego w granicach  $x = 0,005 \div 0,001 \text{ mm}$ .



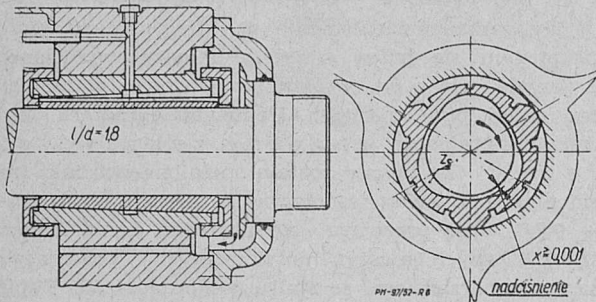
Rys. 5. Łożyska ślizgowe poprzeczne typu Mackenzena. Rozkład nadciśnienia hydrodynamicznego.

Na rys. 5 przedstawiono rozkład ciśnienia hydrodynamicznego w poprzecznym łożysku typu Mackenzena, pracującym przy obciążeniu  $P = 90 \text{ kG}$ . Średnica czopa — wału łożyskowego  $d = 70 \text{ mm}$ ,  $l/d = 1,2$ ,  $n = 1500 \text{ obr/min}$ , luz łożyskowy  $x = 0,002 \div 0,003 \text{ mm}$ . Nacisk zewnętrzny wytwarza nadciśnienie nośne  $p \approx 18 \text{ kg/cm}^2$ .

Nadciśnienia w szczelinie smarowej mierzono manometrem samopiszącym. Doprowadzenie oleju przy-

musowe. Łożysko posiada trzy elementy nośne w niepodzielnej panwi, przestawione o kąt  $120^\circ$ .

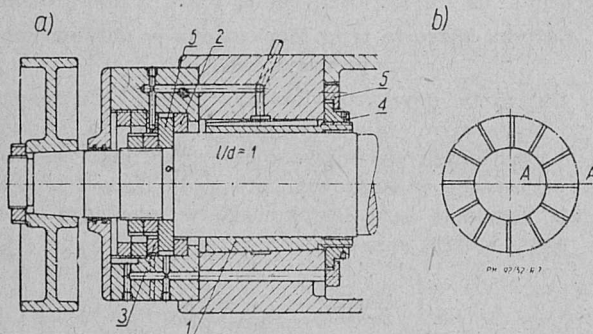
Z kolei na rys. 6 przedstawiono dalszy etap rozwoju nowoczesnego łożyska poprzecznego typu *Mackenzena* o trzech powierzchniach nośnych z powiększonymi zasobnikami smaru ( $z_s$ ). Z reguły łożyska te sma-



Rys. 6. Łożysko ślizgowe poprzeczne typu *Mackenzena* z powiększonymi zasobnikami smaru.

rowane są przymusowo pod ciśnieniem. Dzięki powiększonym zasobnikom smaru i zapewnionym warunkom tarcia płynnego, łożysko przenosi przy  $n = 3000$  obr/min, średnica  $d = 70$  mm,  $v = 11$  m/sek, naciski rzędu  $P = 200$  kG przy nadmiernie dużym stosunku  $l/d \approx 1,8$ .

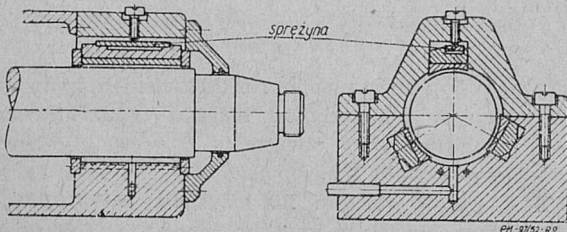
Ciągły dopływ smaru oraz pierścienie — listwy uszczelniające na krawędziach panwi zapewniają stałą obecność oleju (nafta) w zasobnikach  $z_s$ . Niemniej w łożyskach *Mackenzena* może zachodzić niebezpieczeństwo zacierania wałów w panewkach przy wzroście temperatury i pęcznieniu stopu łożyskowego wobec zmniejszonych luzów łożyskowych. Dlatego też przy



Rys. 7. Łożyska ślizgowe poprzeczno — wzdłużne: a) pierścieni oporowy, b) pierścieni stały [8].

większych wymiarach i wysoko obciążonych wrzecionach dąży się do powiększenia liczby powierzchni nośnych panwi<sup>1)</sup>.

Na rysunkach 7 i 8 przedstawiono interesujące rozwiązanie łożyska poprzeczno-wzdłużnego o średnicy  $d = 70$  mm, dla  $n = 1500$  obr/min; smarowanie przy-

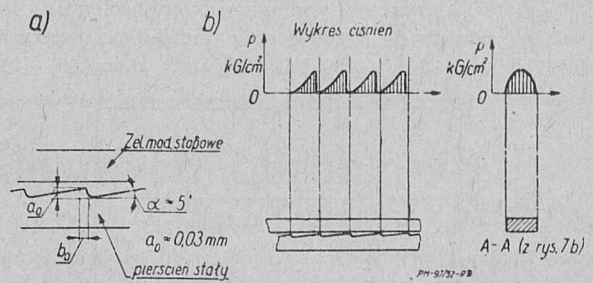


Rys. 8. a) wymiary nacięć w pierścieniu oporowym, b) wykresy ciśnienia hydrodynamicznego na pierścieniach oporowych [8].

<sup>1)</sup> Mehrgleitflächenlager — W. Froessel — Stahl und Eisen, 1951 str. 379.

musowe — nafta + olej wrzecionowy. Siła osiowa  $P_0 = 150$  kG przenoszona jest przez gładki, zamocowany na wale, żeliwny pierścień oporowy 5 na dwa rowkowane pierścienie oporowe 2, 3 (rys. 7a) ustalone w dobudowanej części korpusu łożyska. Panew 1 o stożkowej zewnętrznej powierzchni jest nastawiana za pomocą nakrętki 4, przytrzymywanej pierścieniem 5 zamocowanym śrubami do osłony łożyska. Stalowe, hartowane pierścienie oporowe 2, 3 posiadają nacięcia o wymiarach pokazanych na rys. 8a zatrzymujące smar. Powstające miejscowe nadciśnienia hydrodynamiczne na pierścieniach oporowych zostały przedstawione na rys. 8b (schematycznie).

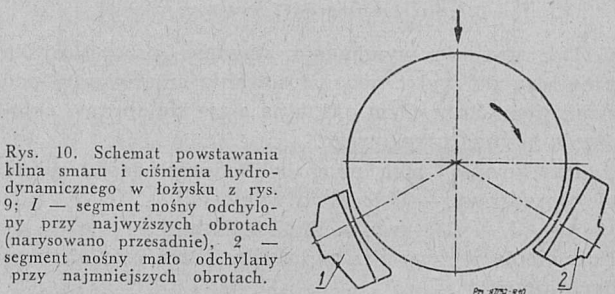
Myśl przewodnia łożysk typu *Michaela* została zastosowana do poprzecznego łożyska z nastawnymi segmentami, przedstawionego na rys. 9 i 10; łożysko posiada dwa samoczynnie nastawiane segmenty 1, 2 stałe (dolne) oraz jeden sygment (górny) dociskany płaską sprężyną o wstępnym napięciu ok. 100 kG.



Rys. 9. Łożysko ślizgowe poprzeczne z nastawnymi segmentami (tzw. poprzeczne łożysko *Michaela*).

Sprężyna jest tak dobrana, że przy sumarycznym nacisku  $P \approx 400$  kG następuje jej ugięcie na wielkość szczeliny — luzu,  $x = 0,001 \div 0,002$  mm; w spoczynku łożysko nie posiada żadnego luzu.

*Rotzoll* podaje, że po przewyciężeniu stosunkowo znacznego wstępnego momentu tarcia, łożysko poprzeczne (rys. 9), pracuje całkiem lekko, zużywając tylko część mocy analogicznego łożyska ślizgowego o cylindrycznych, gładkich panewkach niedzielonych. Łożysko przed uruchomieniem wrzeciona otrzymuje



Rys. 10. Schemat powstawania klina smaru i ciśnienia hydrodynamicznego w łożysku z rys. 9; 1 — segment nośny odchylny przy najwyższych obrotach (narysowano przesadnie), 2 — segment nośny mało odchylony przy najmniejszych obrotach.

dopływ smaru pod ciśnieniem od pompki smarowej. Wystarczy około 1/3 obrotu wrzeciona, aby wystąpiło działanie nadciśnienia hydrodynamicznego w samonastawnej szczelinie (rys. 10). Przy małych obrotach segmenty ustawiają się w położeniu 2, dając mały kąt odchylenia segmentów, zawężoną szczelinę i znaczne nadciśnienia hydrodynamiczne. Przy dużych obrotach wrzeciona i nieznacznych obciążeniach, kąt odchylenia segmentów nośnych wzrasta stopniowo do położenia 1. Wzrastająca szczelina między wałem a sy-

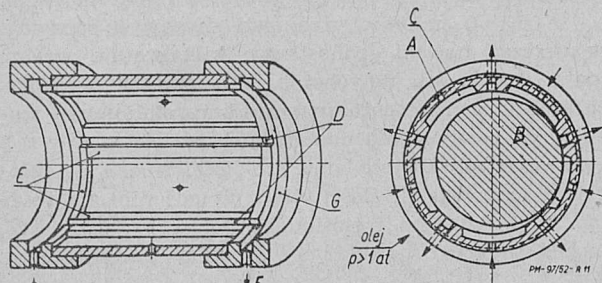
gmentami panwi powoduje stopniowy spadek nadciśnienia w klinie smarnym.

Podobnie rozwiązane łożyska ślizgowe wrzeciona szlifierki firmy Cincinatti Grinders Incorp. typu „Filmatic“ posiadają 5 segmentów, rozstawionych na obwodzie panwi, przy czym 2 są lekko wahlliwe, zaś 3 obciążone sprężynami. Szlifierki te zaopatrzone są w tego rodzaju łożyska ślizgowe nie tylko we wrzecienniku, lecz również w napędach suportowych, stosunkowo wolnobieżnych.

Stąd Rotzoll podaje, że w łożyskach tych nawet przy stosunkowo niskich szybkościach poślizgu wytwarza się wystarczające nadciśnienie w warstwie smarowej (szczelinie), aby podołać znacznym naciśkom, wytwarzanym przy mocy szlifowania od 15 do 20 kW, bez przejścia w obszar tarcia półpłynnego-granicznego. Powstawanie niewielkich oporów tarcia poślizgowego łożyska te zawdzięczają wahlliwym, samonastawnym segmentom, samoczynnie zawężających kąt klina smaru, między wałem a powierzchniami nośnymi panwi, przy zmniejszonych szybkościach obwodowych.

4. Łożyska o wale „plywającym“

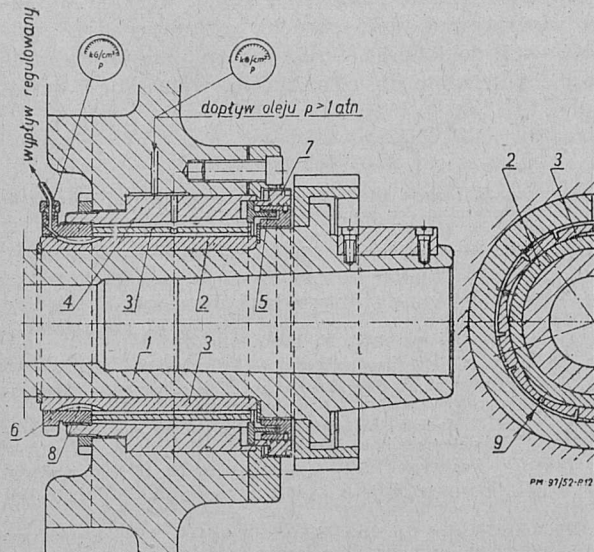
Łożysko ślizgowe poprzeczne pomysłu M. P. Gerarda, przedstawione na rys. 11, realizuje dążność do wy-



Rys. 11. Schemat konstrukcyjny łożyska z „plywającym wałem“ [9].

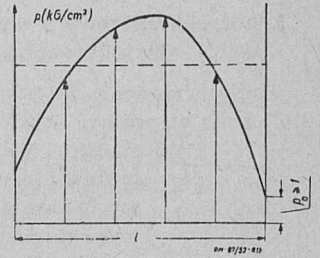
tworzenia warunków czystego tarcia płynnego, tak zwanego „plywającego wału“.

Poprzez dysze zasilające A dopływa oliwa, tłoczona pod ciśnieniem do obszernych komór smarnych C.



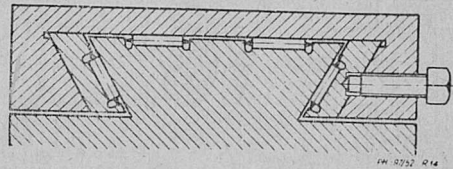
Rys. 12. Łożysko poprzeczne tokarki szybkobieżnej, przebudowane z łożyska tocznego.

Stąd strumień płynu przedostaje się poprzez listwy nośne E łożyska do kanałików odpływowych D, a stąd z kolei do pierścieniowych kanałów zbiorczych G, zaopatrzonych w obwodowe otwory odpływowe F. Przesunięcie się wirującego wału B poza wspólny środek lub oś symetrii wrzeciona i panwi powoduje wzrost ciśnienia w zawężonych szczelinach nośnych i sąsiadujących komorach smarnych C. Wytworzona różnica ciśnień powoduje samoczynne środkowanie wirującego wału. Płyn łożyskowy działa jak elastyczna poduszka przejmująca pulsujące siły łożyskowe, zapewniając precyzyjny i spokojny bieg wrzeciona obrabiarki zawieszzonego w smarze.



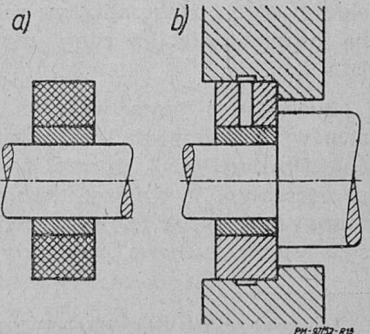
Rys. 13. Wykres ciśnień wzdłuż panwi łożyska z rys. 12.

Wreszcie na rys. 12 przedstawiono projekt doświadczalnego łożyska ślizgowego wysoce szybkobieżnej tokarki o mocy N = 15 KM. Maksymalne obroty wrzeciona n = 2800 obr/min. Średnica wału d = 110 mm; stosunek długości panewki do średnicy l/d = 0,75. Stalowa panewka 3 typu Mackenzen — wylana jest cienkościenną warstwą stopu łożyskowego, wiązanego dyfuzyjnie. Powierzchnie współpracujące (nośne) panwi wytaczane i docierane. Hartowana tulejka redukcyjna 2 wciśnięta jest na wrzeciono; przeszlifowana po zamocowaniu i polerowana z dokładnością do Δd ≤ 0,002 mm.



Rys. 14. Prowadnica walczkowa.

Dopływ smaru — chłodziwa (nafta + olej w stosunku 10 : 1) pod ciśnieniem. Przeciwiśnienie na odpływie, wytwarzane ruchem obrotowym wrzeciona przez zębatkę 8, jest regulowane przymykaniem otworów odpływowych w pierścieniu 6. Olej doprowadza się do dolnych i bocznych komór przepływowych, wyfrezowanych w panwi w ilości 5 (lub 7). Zakładany wykres ciśnień przedstawia rys. 13.

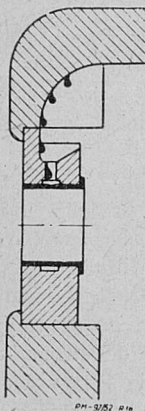


Rys. 15. Łożyska ślizgowe zastępcze (dla tocznych): a) panew ze spiekanych proszków żelaza, nasyconych olejem, b) panew z żelaza perlitycznego, na wale hartowana tuleja, smarowanie tawotem [12].

W niektórych nowoczesnych obrabiarkach trudny rozruch i znaczne przyłgowe tarcie poślizgu przy ciężkich stołach, wymagających dokładnego prowadzenia, pobudza konstruktorów do stosowania łożysk tocznych wałeczkowych również na prowadnicach, gdzie dotychczas panuje niepodzielnie łożyskowanie ślizgowe. Takie rozwiązanie tocznego łożyskowania na prowadnicach wałeczkowych przedstawiono na rys. 14<sup>1)</sup>.

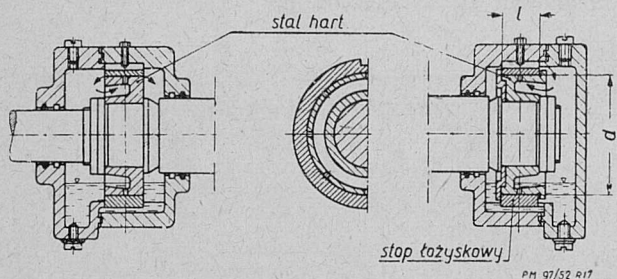
### 5. Łożyska ślizgowe o wymiarach łożysk tocznych (łożyska poprzeczne zastępcze)

Unieruchomienie fabryk łożysk kulkowych w czasie ostatniej wojny, rozbitych nalotami lotniczymi, zmusiło Niemców do pośpiesznego opracowania zastępczych łożysk ślizgowych o wymiarach łożysk tocznych [11]. Łożyska zastępcze z konieczności przeważnie były wykonywane przez użytkownika w dwóch rozwiązaniach:



Rys. 16. Łożyska ślizgowe zastępcze z panwią cienkościnną z ciągniętej rury mosiężnej. Smarowanie rozbrzyzgowe [11].

a) zewnętrzny pierścień — panew współpracuje bezpośrednio z czopem nie utwardzonym;

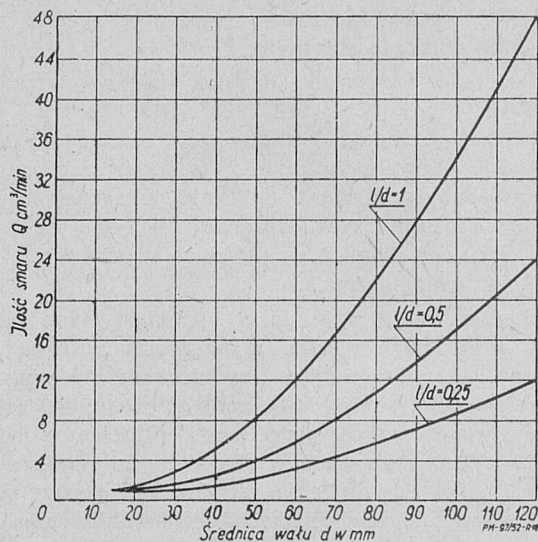


Rys. 17. Schematy konstrukcyjne łożysk ślizgowych wąskich o smarowaniu odśrodkowym.

b) zewnętrzny pierścień — panew współpracuje z czopem, zaopatrzonym w hartowny pierścień pośredniczący (przeszlifowany pierścień łożyska tocznego) rys. 15 ab.

Dla ułatwienia pracy zakładom wprowadzono znormalizowane rury z mosiądzu łożyskowego z dodatkami stopowymi (Ni — 4%, Mn — 4%). Rys. 16 przedstawia takie łożysko ślizgowe zastępcze z cienkościnną panwią, ciętą z rury mosiężnej (SoMs68, wg DIN E-1726).

Nienaganna praca wąskich łożysk ślizgowych ze stopów łożyskowych walcowanych (Br CuSn9P1, SoMs68, ZnAl10Cu2, Quarzal 5 — AlCu5) oraz żeliwa perlytycznego, modyfikowanego, pracujących na hartowanych czopach łożyskowych, oraz poczynione doświadczenia ruchowe otworzyły drogę nowym kon-



Rys. 18. Zależność ilości smaru (oleju) od średnicy wału łożyskowego [12].

strukcjom wąskich łożysk ślizgowych [12]. Takie łożysko poprzeczne o odśrodkowym smarowaniu (najczęstsze) i stosunku  $l/d \approx 0,3$  przedstawione jest na rys. 17.

Zastosowanie wysokiej gładkości (chropowatość  $h_c < 0,5 \mu$ ) na powierzchniach ślizgowych pozwala dopuszczać naciski jednostkowe kilkakrotnie wyższe (patrz rys. 3) niż dotychczas zakładano. Stwierdzono, że krótkie panwie poza znacznie korzystniejszymi warunkami przenoszenia nacisków  $b r z e g o w y c h$  zużywają kilkakrotnie mniejsze ilości smaru — chłodziwa. Odpowiednie ilości oliwy ( $Q \text{ cm}^3/\text{min}$ ) dla średnic  $20 \div 120 \text{ mm}$  i stosunków  $l/d = 1 : 0,5 : 0,25$ , można odczytać z rys. 18 dla średnicy wału  $100 \text{ mm}$ :

$$Q_{l/d=1}; Q_{l/d=0,25} = 34 : 9 = 3,8.$$

Przy zapewnionym smarowaniu pod ciśnieniem, hartowanych czopach o wysokiej gładkości i cienkościennych warstwach stopu łożyskowego na panwiach, można budować sprawne, odporne na pracę „uderzeniową“ precyzyjne łożyska ślizgowe maszyn szybkobieżnych. Niemniej stosowanie łożysk wąskich wymaga bardzo precyzyjnej obróbki: cylindryczność, gładkość — z dokładnością mikronową; panwie wylewane cienkościnnie np. odśrodkowo, wytaczane i docierane.

### L I T E R A T U R A

1. Dr. Ing. H. Luspert. Die Notlaufeigenschaften der Gleitlagermetalle in Maschinenbau der Feinmechanik, VDI — Froch — H. 1942 r. str. I — 27, H. 417.
2. Prof. dr. Wacław Moszyński: Wykłady elementów maszyn Cz. II.
3. Prof. M. Broszko: Podstawy hydrodynamiki racjonalnej, 1948 r.
4. Adam T. Troskolski: Hydromechanika techniczna, T. I, 1951 r.
5. Kragelski: O rasczotie intensiwności trzszczichsia powierzchni. Zurnal Techn. Fizyki 1952, Nr I. str. 54.
6. Dr. Franz Halla: Kristallchemie u. Krystalphysik, 1951. s. 392.
7. A. Maillender u. K. Dies: Beitrag zur Erforschung der Vorgaenge beim Werschleiss. Archiv f. Eisenhuettenwes. 1943 H. 10.
8. Dr. Ing. E. Rotzoll: Neuzzeitliche Gleitlager für die Feinbearbeitung. Werkstatttechnik u. Maschinenbau 1951 s. 2, H. 10.
9. Prof. Dr. Pahlisch: V. D. I. — Z. 1951, Nr 12 Schwimmlager.
10. M. M. Chruszczow: Trienie i iznos w maszinach. Doklady I 1947 str. 255.
11. Dr. Ing. Koeler, Dr. Ing. Heyer: Mitteilung I/44. Einsatz von Gleitlager an Stelle von Waeltzlager I.7.1944 r.
12. Prof. Dr. E. Heidenbrock, Drezno: Richtlinien f.d. Austausch von Waeltzlager gegen Gleitlager, 1950 r.

<sup>1)</sup> Z opisu nowości technicznych na wystawie przemysłu obrabiarkowego w Paryżu 1951 r. [9] (f-ma „Nadella“).

# Stożkowe koła zębate o zębach spiralnych

621.834:621.914:621.833.23

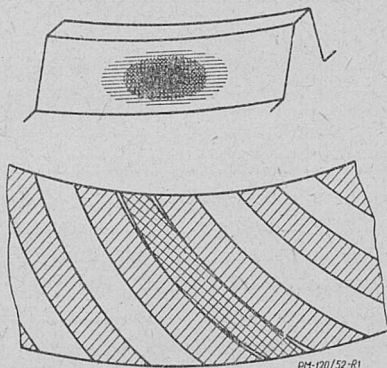
Mgr inż. KAZIMIERZ OCHEŁDUSZKO

W przypadku przenoszenia przez przekładnię zębatą stożkową znacznych sił, dąży się do tego, aby współpracowała największa ilość zębów równocześnie, aby doleganie między zębami kół współpracujących było odpowiednie, a uginanie się zębów było jak najmniejsze. Warunki te zapewniają przekładnie stożkowe z uzębieniem łukowym.

Poniżej omówiono jeden ze sposobów nacinania łukowej linii zębów systemem Fiat-Mammano. Podano charakterystykę zazębienia Fiat-Mammano oraz przykład obliczenia przekładni stożkowej tego typu.

## Wiadomości wstępne

Jeżeli koło stożkowe ma przenosić znaczne siły, wówczas nie może być zaopatrzone w zęby proste lub skośne, lecz w zęby łukowe, gdyż zęby proste i skośne trudno jest wykonać dostatecznie dokładnie. Ponadto nie można zagwarantować odpowiedniego dolegania między zębami kół współpracujących. Wiemy zaś z doświadczenia, że doleganie to nie powinno obejmować całej wysokości i długości zęba, lecz ślad jego powinien być umiejscowiony w samym środku (rys. 1). Jest to warunek konieczny dlatego, że osie otworów łożyskowych w skrzynce praktycznie nie przecinają się, lecz mijają. Zęby pod naciskiem sił uginają się, wskutek czego istnieje niebezpieczeństwo przenoszenia sił przez wierzchołek zęba wchodzącego w zazębienie. Ten stan rzeczy oczywiście byłby niebezpieczny i powodowałby wyłamywanie się zębów.



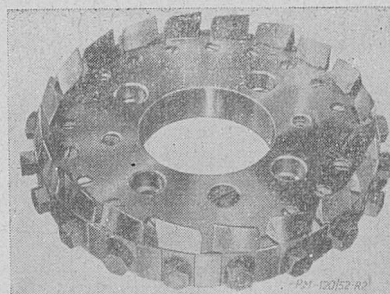
Rys. 1. Ślad dolegania zębów współpracujących kół zębatych o zębach łukowych.

Chcąc tego uniknąć lub złagodzić działanie, dążyć należy do tego, aby przede wszystkim współpracowała jednocześnie jak największa ilość zębów, tj. aby stopień pokrycia (liczba przyporu) był jak największy, po wtóre zaś, aby uginanie się zęba było jak najmniejsze, a po trzecie — doprowadzić przez odpowiednią obróbkę do tego, aby doleganie zębów było takie jak przedstawiono na rys. 1.

Pierwszy warunek może być spełniony przez zastosowanie zębów skośnych lub łukowych, drugi zaś — przez użycie zębów niskich, trzeci natomiast — tylko przy zębach łukowych. Należy jednak zaznaczyć, że drugi warunek nie może występować w odosobnieniu od pierwszego, gdyż z niskimi zębami jest związany znacznie zmniejszony stopień pokrycia (liczba przyporu) w stosunku do zębów normalnych<sup>1)</sup>. Ten zmniejszony

<sup>1)</sup> Bliższe wyjaśnienia, co należy rozumieć pod nazwami — zęby normalne i niskie, czytelnik znajdzie: 1) w książce Autora pt. „Koła zębate w przystępnym zarysie”, I tom „Konstrukcja” IW SIMP 1947 r., 2) w artykule Autora pt. „Zasadnicze wiadomości o kołach zębatych” zamieszczonym w czasopiśmie technicznym „Mechanik” 1938, zeszyt 7, str. 218, 3) w artykule Autora pt. „Koła zębate” zamieszczonym w czasopiśmie technicznym „Mechanik” 1946, zesz. 1, str. 17.

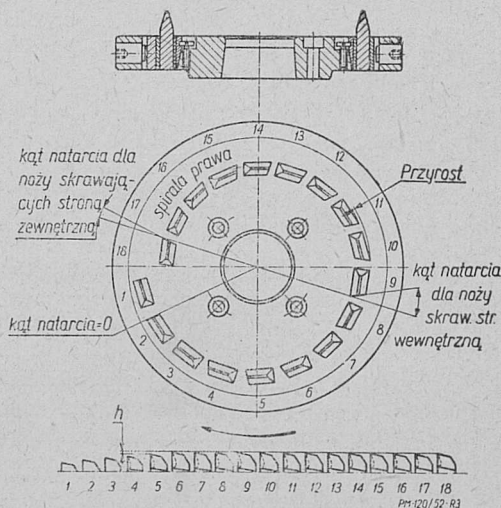
szony stopień pokrycia powiększamy przez zmianę linii zęba z prostej (wzdłuż tworzącej stożka) na śrubową — lub jeszcze korzystniej — na łukową, gdyż wówczas dopiero jesteśmy w stanie otrzymać odpowiednie doleganie zębów kół współpracujących (rys. 1).



Rys. 2. Głowica nożowa typu Gleasona.

Uzębienie łukowe jest najczęściej obrabiane za pomocą czołowej głowicy nożowej (rys. 2 i 3) o ostrzach skrawających wewnętrznych i zewnętrznych osadzonych na różnych promieniach (ostrza zewnętrzne mają promień większy aniżeli ostrza wewnętrzne). Dzięki tej różnicy promieni wypukła strona zęba (obrabiana wewnętrznymi ostrzami) ma krzywiznę większą (promień mniejszy) aniżeli strona wklęsła (obrabiana ostrzami zewnętrznymi).

W czasie pracy dwóch kół (pary kół) wypukła strona zęba jednego koła o większej krzywiznie styka się z wklęsłą stroną zęba koła współpracującego o mniejszej krzywiznie, co powoduje doleganie tylko w części długości zęba.



Rys. 3. Głowica nożowa typu Fiat-Mammano.

Łukową linię zęba można nacinąć różnymi metodami, jak np. metodą Gleasona, Oerlikona, Cravena

i *Fiat-Mammano*. Wszystkie te metody są obwiednio-we.

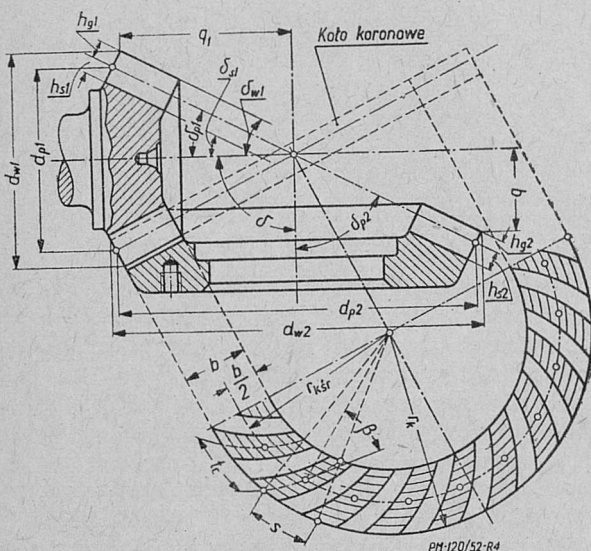
Różnica między metodą *Gleasona* i *Fiat-Mammano* wynika z konstrukcji narzędzia. W metodzie *Gleasona* narzędziem jest głowica frezowa (rys. 2) z nożami osadzonymi na jednym okręgu (a właściwie noże wewnętrzne na jednym, a noże zewnętrzne na drugim współśrodkowym okręgu) (rys. 2). W głowicy frezowej typu *Fiat-Mammano* natomiast, noże osadzone są wg spirali (rys. 3).

**Charakterystyka uzębienia systemu Fiat-Mammano**

Uzębienie systemu *Fiat-Mammano* charakteryzuje się tym (rys. 4), że:

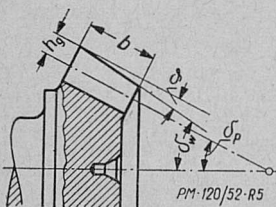
1) zęby mają na całej długości jedną kątową wysokość, tj. kąt stożka wierzchołkowego i stożka dna wrębów jest taki sam, jak kąt stożka podziałowego, a więc:

$$\delta_{wz} = \delta_s = \delta_p. \tag{1}$$



Rys. 4. Konstrukcja przekładni stożkowej o uzębieniu łukowo-spiralnym systemu *Fiat-Mammano*.

Wyjątkowo dla kół o  $z < 12$ , gdy zachodzi niebezpieczeństwo zbytniego zaostrzenia zęba u wierzchołka po stronie mniejszej podstawy stożka, co wystę-



Rys. 5. Konstrukcja koła stożkowego z poprawioną powierzchnią wierzchołkową.

puje przy znacznym przełożeniu przekładni, stosuje się poprawkę kąta stożka wierzchołkowego (rys. 5):

$$\delta_w = \delta_p - \vartheta; \tag{2}$$

gdzie:  $\delta_w$  — kąt (półką) stożka wierzchołkowego,  $\delta_p$  — kąt (półką) stożka podziałowego obliczony wg wzoru [4],  $\vartheta$  — kąt poprawkowy wg wzoru:

$$\text{tg } \vartheta = \frac{h_g \cdot \beta}{600 \cdot b}; \tag{3}$$

$h_g$  — wysokość głowy zęba rozpatrywanego koła w mm, obliczona wg wzoru [7],  $\beta$  — kąt pochylenia linii zęba w<sup>0</sup>,  $b$  — szerokość wieńca zębatego w mm.

Kąt stożka podziałowego obliczamy ze znanych wzorów:

gdy  $\delta = 90^\circ$

$$\text{tg } \delta_{p1} = \frac{z_1}{z_2};$$

gdy  $\delta \neq 90^\circ$

$$\text{tg } \delta_{p1} = \frac{\sin \delta}{\frac{z_2}{z_1} + \cos \delta};$$

$$\delta_{p2} = \delta - \delta_{p1};$$

[4]

gdzie:  $\delta$  — kąt między osiami współpracujących kół.

2) Ze względów przytoczonych w wiadomościach wstępnych, zęby są niskie, przy czym współczynnik wysokości zęba wynosi na ogół  $y = 0,85$ ; wyjątek stanowią koła o małej ilości zębów  $z = 3...8$ , dla których współczynniki wysokości zęba są jeszcze mniejsze (patrz tabl. I). Powyższe wartości współczynnika wysokości zęba odnoszą się do średniego modułu czołowego (patrz wzory [6].....[10]).

TABLICA I. Współczynnik wysokości zęba oraz kąty przyporu

Wielkości	Ilość zębów małego koła										
	3	4	5	6	7	8	9 ...	15	..... 25	26 .....	
Współczynnik wysokości zęba $y$	0,65			0,68	0,765		0,85				
Kąt przyporu $\alpha$	22°30'			20°		17°30' lub 20°		17°30'		17°30' lub 15°	

U w a g a: Współczynnik wysokości zęba  $y$  odnosi się do średniego modułu czołowego.

3) Mamy tutaj do czynienia z zębami korygowanymi, przy czym została zastosowana korekcja  $P = 0$ . Oznacza to, że w małym kole zarys zęba jest przesunięty na zewnątrz (wskutek czego wydłuża się głowa, a obniża stopa zęba), o taką samą wielkość o jaką w dużym kole zarys zęba jest przesunięty w głąb materiału (skraca się głowa, a wydłuża stopa zęba).

Wielkość przesunięcia zarysu zęba ma na celu:

a) usunięcie podcięcia zęba u podstawy, gdy koło ma małą ilość zębów;

b) poprawienie warunków pracy, a więc uzyskanie lepszych warunków poślizgowych i korzystniejszego stopnia pokrycia.

W związku z tym każda przekładnia podlega korekcji (z wyjątkiem przekładni o przełożeniu 1 : 1). Wielkość współczynnika przesunięcia zarysu dla  $y=1$  można odczytać z tablicy II. Wartości podane w tej tablicy dotyczą zębów normalnych ( $y = 1$ ). Tymczasem, jak to już stwierdziliśmy poprzednio, w uzębieniu *Fiat-Mammano* mamy do czynienia z uzębieniem niskim, a więc  $y < 1$ . Chcąc więc otrzymać właściwy współczynnik przesunięcia zarysu należy wartość  $x$  z tablicy II pomnożyć przez rzeczywisty współczynnik  $y$  (z tabl. I) wysokości zęba rozpatrywanego koła, czyli:

$$x' = x \cdot y \tag{5}$$

oraz

$$p = x' \cdot m_{sr}, \tag{6}$$

gdzie:  $x$  — współczynnik przesunięcia zarysu zęba rozpatrywanego koła,  $x'$  — współczynnik przesunięcia zarysu zęba dla  $y = 1$  (z tabl. II),  $y$  — współczyn-



nik wysokości zęba rozpatrywanego koła (z tabl. I),  $p$  — wielkość przesunięcia zarysu zęba w mm,  $m_{sr}$  — średni moduł czołowy rozpatrywanej przekładni w mm.

TABLICA II. Wartości współczynnika  $x$  przesunięcia zarysu w zależności od stosunku  $z_2/z_1$

$\frac{z_2}{z_1}$	$x$	$\frac{z_2}{z_1}$	$x$	$\frac{z_2}{z_1}$	$x$
1,00...1,01	0	1,23...1,26	0,165	1,82...1,90	0,330
1,01...1,02	0,012	1,26...1,28	0,176	1,90...1,99	0,341
1,02...1,03	0,024	1,28...1,31	0,188	1,99...2,10	0,353
1,03...1,05	0,035	1,31...1,34	0,200	2,10...2,23	0,365
1,05...1,06	0,047	1,34...1,37	0,212	2,23...2,38	0,377
1,06...1,08	0,059	1,37...1,41	0,223	2,38...2,58	0,388
1,08...1,09	0,071	1,41...1,44	0,235	2,58...2,82	0,400
1,09...1,11	0,082	1,44...1,48	0,247	2,82...3,17	0,412
1,11...1,13	0,094	1,48...1,52	0,259	3,17...3,67	0,423
1,13...1,15	0,106	1,52...1,57	0,270	3,67...4,56	0,435
1,15...1,17	0,118	1,57...1,63	0,282	4,56...7,00	0,447
1,17...1,19	0,129	1,63...1,68	0,294	7,00...∞	0,458
1,19...1,21	0,141	1,68...1,75	0,306		
1,21...1,23	0,153	1,75...1,82	0,317		

Wartości  $x$  podane w tej tabelicy są ważne dla normalnych zębów o  $y = 1$ . Dla zębów niskich należy wartości  $x$  pomnożyć przez odpowiednio  $y$  (z tab. I) a więc:  $x' = x \cdot y$ .

Wobec powyższego wysokość głowy zębów wyniesie:

$$\left. \begin{aligned} \text{dla koła mniejszego } h_{g1} &= (y + x') \cdot m_{sr}, \\ \text{dla koła większego } h_{g2} &= (y - x') \cdot m_{sr}, \end{aligned} \right\} [7]$$

zaś całkowita wysokość zęba:

$$h_z = 2y \cdot m_{sr} + l_w, [8]$$

gdzie:  $h_z$  — całkowita wysokość zęba w mm,  $l_w$  — luz wierzchołkowy w mm, wg wzoru:

$$l_w = 0,2 \cdot m_{sr}, [9]$$

Średni moduł czołowy  $m_{sr}$  obliczymy wg wzoru:

$$m_{sr} = m \frac{r_{k_{sr}}}{r_k}, [10]$$

gdzie:  $r_{k_{sr}}$  — promień średni koła koronowego w mm, z wzoru:

$$r_{k_{sr}} = r_k - \frac{b}{2}, [11]$$

$b$  — szerokość wieńca zębatego w mm,  $r_k$  — największy promień koła koronowego = długości tworzącej stożka podziałowego w mm; obliczamy go wg wzoru:

$$r_k = \frac{d_p}{2 \sin \delta_p}, [12]$$

lub gdy  $\delta = 90^\circ$ ,  $r_k = \frac{1}{2} \sqrt{d_{p1}^2 + d_{p2}^2}$

przy czym średnicę podziałową  $d_p$  oblicza się z wzoru:

$$d_p = z \cdot m [13]$$

4) W zasadzie należy stosować różne kąty przyporu:  $\alpha = 15^\circ, 17^\circ 30', 20^\circ$  i  $22^\circ 30'$  zgodnie z zaleceniami zawartymi w tabelicy I. Można jednak zastosować dla wszystkich przekładni jeden kąt przyporu  $\alpha = 20^\circ$ , wskutek czego uzyskuje się tę korzyść, że nie trzeba utrzymywać na składzie znacznej liczby bardzo drogich głowic nożowych.

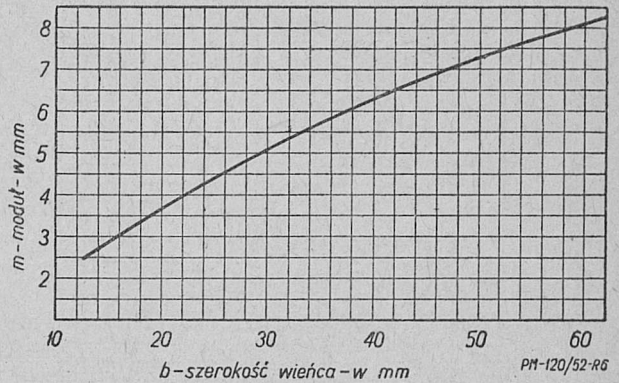
5) Kąt  $\beta$  pochylenia linii zęba, zawarty między styczną do zęba w połowie szerokości wieńca, a tworzącą przeprowadzoną przez punkt styczności, powinien być zawarty w granicach:

$$\beta = 30 \div 35^\circ. [14]$$

6) Szerokość wieńca zębatego powinna być zawarta przede wszystkim w granicach:

$$b = (0,25 \div 0,3) r_k, [15]$$

a po wtóre nie powinna przekraczać wielkości podanej na wykresie (rys. 6), uzależnionej od modułu nacinanego koła.



Rys. 6. Zależność szerokości wieńca od wielkości modułu.

7) Pozostałe wielkości można obliczyć wg znanych wzorów dla stożkowych kół zębatych, a więc:

średnica wierzchołkowa:

$$d_w = d_p + 2h_g \cdot \cos \delta_p, [16]$$

średnica dna wrębów

$$d_s = d_p - 2h_s \cdot \cos \delta_p, [17]$$

gdzie wysokość głowy zęba:

$$h_s = h_z - h_g; [18]$$

wysokość stożka wierzchołkowego liczona od wierzchołka O:

$$\left. \begin{aligned} q_1 &= \frac{d_{p2}}{2} - h_{g1} \cdot \sin \delta_{p1} \\ q_2 &= \frac{d_{p1}}{2} - h_{g2} \cdot \sin \delta_{p2} \end{aligned} \right\} [19]$$

8) Grubość zęba po łuku koła podziałowego obliczamy wg poniższych wzorów:

a) dla koła mniejszego,

po stronie większej podstawy stożka podziałowego:

$$g_{p1} = \frac{\pi \cdot m}{2} + \frac{2 \cdot m_{sr} \cdot \xi}{\cos \beta}, [20]$$

w przekroju środkowym wieńca:

$$g_{p_{sr1}} = \frac{\pi \cdot m_{sr}}{2} + \frac{2 \cdot m_{sr} \cdot \xi}{\cos \beta} [21]$$

b) dla koła większego (współpracującego):

po stronie większej podstawy stożka podziałowego:

$$g_{p2} = \frac{\pi \cdot m}{2} - \frac{2 \cdot m \cdot \xi}{\cos \beta}; [22]$$

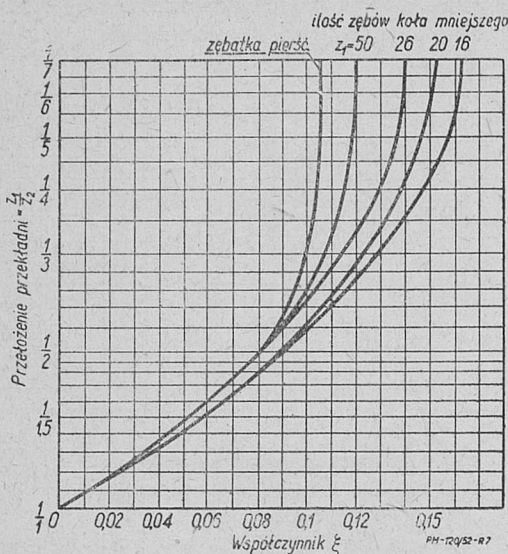
w przekroju środkowym wieńca:

$$g_{p_{sr2}} = \frac{\pi \cdot m_{sr}}{2} - \frac{2 \cdot m_{sr} \cdot \xi}{\cos \beta}, [23]$$

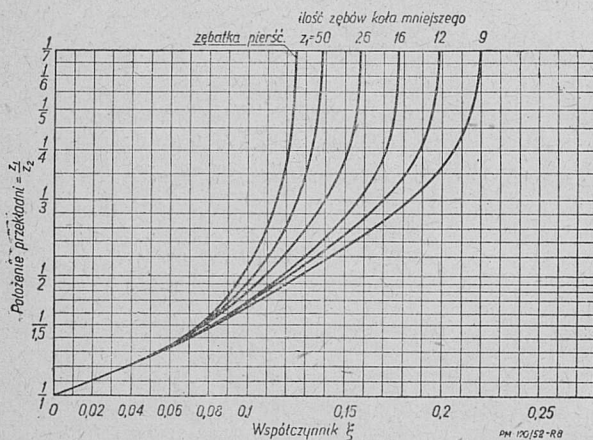
gdzie:  $g_p$  — grubość zęba po łuku koła podziałowego w mm,  $\xi$  — współczynnik odczytany z wykresów na rys. 7, 8 i 9, zależny od przełożenia przekładni, liczby zębów mniejszego koła oraz od kąta przyporu.

\* \* \*

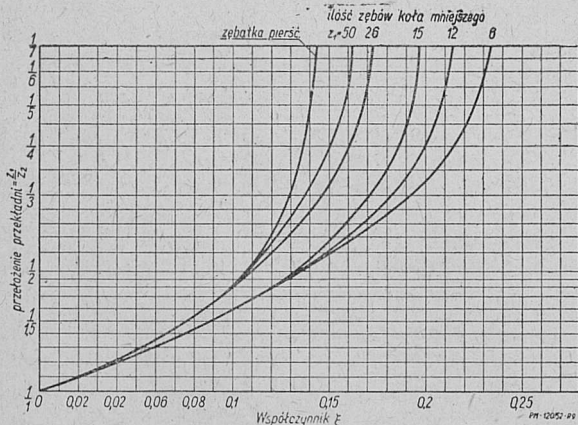
Przykład. Obliczyć wymiary przekładni stożkowej Fiat-Mammano o kącie międzyosiowym  $\delta = 90^\circ$  gdy  $z_1 = 6$ ,  $z_2 = 45$ ,  $m = 5$ ,  $\alpha = 20^\circ$ .



Rys. 7. Zależność współczynnika  $\xi$  od przełożenia przekładni i ilości zębów koła mniejszego wobec  $\alpha = 15^\circ$ .



Rys. 8. Zależność współczynnika  $\xi$  od przełożenia przekładni i ilości zębów koła mniejszego wobec  $\alpha = 17^\circ 30'$ .



Rys. 9. Zależność współczynnika  $\xi$  od przełożenia przekładni i ilości zębów koła mniejszego wobec  $\alpha = 20^\circ$ .

Na podstawie wzoru [4] obliczymy

$$\operatorname{tg} \delta_{p1} = \frac{b}{45} = 0,1333, \text{ skąd } \delta_{p1} = 7^\circ 36'$$

$$\delta_{p2} = 90^\circ - 7^\circ 36' = 82^\circ 24'$$

Z wzoru [13] otrzymamy:  $d_{p1} = 6.5 = 30$  mm oraz  $d_{p2} = 45.5 = 225$  mm.

$$\text{Z wzoru [12]: } r_k = \frac{30}{2 \cdot \sin 7^\circ 36'} = 113,49 \text{ mm.}$$

Z wzoru [15]:  $b \approx (0,25 \div 0,3) \cdot 113,59 = 28,3 \div 34$ , a z rys. 6 odczytamy dla  $m = 5$ ,  $b = 29$ , wybieramy więc ostatecznie  $b = 29$  mm.

Obecnie z wzoru [11] obliczymy:  $r_{k_{sr}} = 113,49 - \frac{29}{2} \approx 98,99$  mm.

z wzoru [10] otrzymamy:

$$m_{sr} = 5 \cdot \frac{98,99}{113,49} = 4,36 \text{ mm.}$$

W celu ustalenia wielkości współczynnika  $x'$  przesunięcia rysu musimy ustalić stosunek  $\frac{z_2}{z_1} = \frac{45}{6} = 7,5$ . Z tablicy II otrzymamy wówczas:  $x = 0,458$ , z tablicy I zaś odczytamy dla  $z = 6$ ,  $y = 0,68$ , wobec czego z wzoru [5] otrzymamy:

$$x' = 0,458 \cdot 0,68 = 0,311.$$

Z wzoru [7] obliczymy:  $h_{g1} = (0,68 + 0,311) \cdot 4,36 = 4,32$  m.

Ponieważ mamy tutaj do czynienia ze znacznym przesunięciem zarysu zęba, przeto istnieje niebezpieczeństwo zaostrzenia zęba u mniejszej podstawy stożka, wobec czego należy zastosować odpowiednią korekcję koła stożka wierzchołkowego wg wzoru [2] i [3], przy czym przyjmujemy  $\beta = 30^\circ$ ;

z wzoru [3] mamy:  $\operatorname{tg} \theta = \frac{4,32 \cdot 30}{600 \cdot 29} = 0,00745$  skąd

$$\theta = 26',$$

z wzoru [2] otrzymamy:  $\delta_{w'} = 7^\circ 36' - 26' = 7^\circ 10'$ ,

z wzoru [16] otrzymamy:  $d_{w1} = 30 + 2 \cdot 4,32 \cdot \cos 7^\circ 36' = 38,56$  mm,

z wzorów [8] i [9] obliczymy:

$$h_g = 2 \cdot 0,68 \cdot 4,36 + 0,2 \cdot 4,36 = 6,80 \text{ mm.}$$

Wysokość stopy zęba mniejszego koła obliczymy wg wzoru [18]:

$$h_{s1} = 6,8 - 4,32 = 2,58 \text{ mm.}$$

Wstawivszy tę wartość do wzoru [17], otrzymamy:

$$d_{s1} = 30 - 2 \cdot 2,58 \cdot \cos 7^\circ 36' = 24,89 \text{ mm.}$$

Z wzoru [19] obliczymy wysokość stożka wierzchołkowego:

$$q_1 = \frac{225}{2} - 4,32 \cdot \sin 7^\circ 36' = 111,93 \text{ mm.}$$

W celu znalezienia grubości zęba po łuku koła podziałowego musimy z wykresu na rys. 9 odczytać wielkość  $\xi$  dla  $z = 6$  i przełożenia przekładni  $\frac{z_1}{z_2} =$

$$= \frac{6}{45} = \frac{1}{7,5}, \quad \xi = 0,233, \text{ zatem na podstawie wzoru [20]}$$

otrzymamy

$$g_{p1} = \frac{\pi \cdot 5}{2} + \frac{2 \cdot 4,36 \cdot 0,233}{\cos 30} = 9,41 \text{ m;}$$

podobnie na podstawie wzoru [21] otrzymamy:

$$g_{p_{sr1}} = \frac{\pi \cdot 4,36}{2} + \frac{2 \cdot 4,36 \cdot 0,233}{\cos 30^\circ} = 9,19 \text{ mm.}$$

W podobny sposób możemy obliczyć wymiary koła dużego.

# Zwiększenie dokładności obliczeń kinematycznych układu korbowego

621—118:531.1

Inż.-mech. MICHAŁ ŻYCZKOWSKI

Celem niniejszej pracy jest udostępnienie zwiększenia dokładności obliczeń kinematycznych układu korbowego zwyczajnego, bez zwiększenia lub przy nieznacznym zwiększeniu wkładu pracy w same rachunki w praktyce. Jest to możliwe dzięki temu, że rozwinięcia funkcji na szereg potęgowy i pominięcia wyrazów małych wobec jedności dokonano nie na początku obliczeń, jak się to zazwyczaj czyni, lecz dopiero ostateczne wzory, zazwyczaj skomplikowane, uproszczono przez rozwinięcie odnośnej funkcji w szybkozbieżny szereg potęgowy. W przypadkach, gdy również szereg potęgowy był zbyt skomplikowany, wyniki zostały podane w formie tablic, nadających się bezpośrednio do korzystania z nich w praktyce.

## 1. Droga, prędkość i przyspieszenie tłoka

Weźmy pod uwagę układ korbowy zwyczajny, taki, jaki najczęściej spotykamy w silnikach tłokowych, i przyjmijmy osie jak na rys. 1. W takim razie droga tłoka wyrazi się wzorem

$$x = L(1 - \cos \beta) + R(1 - \cos \alpha) \quad [1]$$

a ponieważ  $BC = R \sin \alpha = L \sin \beta$ , więc  $\sin \beta = \frac{R}{L} \sin \alpha$ ;

$$\cos \beta = \sqrt{1 - \left(\frac{R}{L}\right)^2 \sin^2 \alpha}.$$

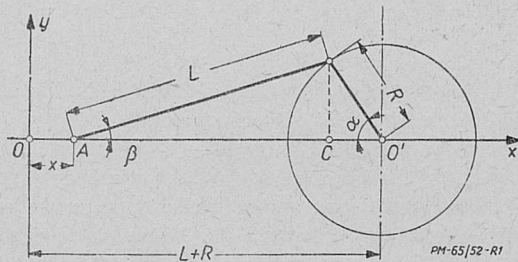
Ostatecznie, oznaczając stały dla danego układu korbowego stosunek  $\frac{R}{L}$  przez  $\lambda$ , otrzymujemy

$$x = R \left( 1 - \cos \alpha + \frac{1}{\lambda} - \frac{1}{\lambda} \sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha} \right). \quad [2]$$

Ponieważ zakładamy, że dolna głowa korbowodu (punkt B) porusza się ruchem jednostajnym po okręgu koła o promieniu R, więc  $\alpha = \omega t$ , gdzie  $\omega$  jest prędkością kątową, a

$$x = R \left( 1 + \frac{1}{\lambda} - \cos \omega t - \frac{1}{\lambda} \sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t} \right). \quad [3]$$

Jak widać z tego wzoru i rys. 1,  $x$  zawarte jest między 0 a  $2R$ . Wielkość  $\lambda$  zawarta jest między 0 a 1, w praktyce najczęściej dla silników  $0,2 \leq \lambda \leq 0,3$ , dla maszyn roboczych, np. obrabiarek, dochodzi nawet do 0,5.



Rys. 1.

Aby znaleźć prędkość i przyspieszenie tłoka, należy równanie [3] zrózniczkować względem czasu  $t$ . Ponieważ różniczkowanie pierwiastka jest dość kłopotliwe, przeto najczęściej rozwijamy go na szereg potęgowy (Maclaurina), mianowicie

$$\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t} = 1 - \frac{\lambda^2}{2} \sin^2 \omega t + \frac{\lambda^4}{8} \sin^4 \omega t - \dots, \quad [4]$$

i uważając  $\lambda$  za małe wobec jedności, pomijamy czwartą i wyższe potęgi, otrzymując przybliżenie

$$\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t} \cong 1 - \frac{\lambda^2}{2} \sin^2 \omega t.$$

W istocie, jeżeli  $\lambda = 0,3$  — najwyższa wartość stosowana w silnikach spalinowych, pierwszy z pominiętych wyrazów nie przekracza 0,00101 i opuszczenie tego wyrazu wobec jedności spowoduje nie więcej, niż 0,1% błędu, co w większości rachunków w praktyce może być śmiało pominięte. Ponieważ wiemy jednak, że przez wykonywanie różnych działań na tym przybliżonym wzorze błędy mogą się zwiększyć, nie uczynimy tego przybliżenia i będziemy różniczkować wartość dokładną.

Po zrózniczkowaniu otrzymujemy

$$x' = R \omega \sin \omega t \left( 1 + \frac{\lambda \cos \omega t}{\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t}} \right); \quad [5]$$

różniczkując jeszcze raz, mamy

$$x'' = R \omega^2 \left[ \cos \omega t + \frac{\lambda \cos^2 \omega t}{(1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t)^{3/2}} - \frac{\lambda (1 - \lambda^2) \sin^2 \omega t}{(1 - \lambda^2 \sin^2 \omega t)^{5/2}} \right] \quad [6]$$

Ponieważ w praktyce nie jest nam zazwyczaj potrzebna funkcja  $x'' = f(t)$ , lecz funkcja  $x' = f(x)$ , więc samym wyrażeniem [6] nie będziemy się bliżej zajmować.

## 2. Obliczenie największej prędkości tłoka

Dla obliczenia największej prędkości tłoka musimy przede wszystkim znaleźć chwilę  $t_m$  lub raczej odpowiadający jej kąt  $\alpha_m$ , przy którym przyspieszenie tłoka będzie równe zero. Ponieważ przyspieszenie to jest określone wzorem [6], więc dochodzimy do równania trygonometrycznego

$$(1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha_m)^{3/2} \cos \alpha_m + \lambda \cos^2 \alpha_m (1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha_m) - \lambda (1 - \lambda^2) \sin^2 \alpha_m = 0.$$

Sprowadzając niewiadome do funkcji sinus i uwalniając równanie od niewymierności, otrzymujemy po dość żmudnych rachunkach równanie

$$\lambda^4 \sin^6 \alpha_m - \lambda^2 \sin^4 \alpha_m - \sin^2 \alpha_m + 1 = 0,$$

czyli, po podstawieniu  $\sin^2 \alpha_m = u$ , równanie trzeciego stopnia

$$\lambda^4 u^3 - \lambda^2 u^2 - u + 1 = 0. \quad [7]$$

Aby rozwiązać to równanie, podstawiamy

$$u = z + \frac{1}{3\lambda^2}$$

dochodząc w ten sposób do postaci kanonicznej równania trzeciego stopnia

$$z^3 - \frac{4}{3\lambda^4} z - \frac{11 - 27\lambda^2}{27\lambda^6} = 0.$$

Wyróżnik tego równania wynosi

$$\Delta = \frac{27\lambda^4 - 22\lambda^2 - 5}{108\lambda^{12}}$$

i jest ujemny dla wszystkich wartości  $\lambda$ , zawartych między 0 a 1.

Wnosimy stąd, że dla tych wartości  $\lambda$  równanie [7] ma trzy różne pierwiastki  $u$ , ale wyrażenie ich w postaci funkcji  $u = f(\lambda)$  jest niemożliwe — możemy jedynie, dla konkretnej wartości  $\lambda$ , obliczyć z dowolną dokładnością ich wartość z wzorów *Cardana*. Stwierdzimy wtedy, że tylko eden z pierwiastków odpowiada warunkowi  $0 \leq u \leq 1$ , więc pozostałe dwa nie rozwiązują zagadnienia; obliczanie tego pierwiastka z wzoru *Cardana* jest jednak dość żmudne. Praktyczniej byłoby uzyskać rozwiązanie przybliżone w postaci szeregu potęgowego

$$u = a_0 + a_1\lambda + a_2\lambda^2 + \dots$$

ale nie wiemy nic o zbieżności tego szeregu. Wiadomo jednak, że prędkość tłka jest w przybliżeniu największa wtedy, gdy oś korbowodu jest styczna do koła korby; oznaczmy odnośny kąt na kole korby przez  $\alpha_n$ , będziemy mieli wtedy

$$\operatorname{ctg}\alpha_n = \frac{R}{L} = \lambda, \text{ a ponieważ kąt } \alpha_n \text{ różni się niewiele}$$

od  $\alpha_m$ , więc nasuwa się myśl, by wyrazić go w postaci szeregu

$$\operatorname{ctg}\alpha_m = \lambda + a_2\lambda^2 + a_3\lambda^3 + \dots \quad [8]$$

W tym celu musimy równanie [7] tak przekształcić, aby wystąpiła w nim niewiadoma  $\operatorname{ctg}\alpha_m$ ; oznaczmy ją przez  $z$ , w takim razie mamy

$$u = \frac{1}{z^2 + 1}, \text{ bo } \sin^2\alpha = \frac{1}{\operatorname{ctg}^2\alpha + 1}.$$

Po wprowadzeniu tej wartości do równania [7] otrzymujemy

$$\frac{\lambda^4}{(z^2 + 1)^3} - \frac{\lambda^2}{(z^2 + 1)^2} - \frac{1}{z^2 + 1} + 1 = 0,$$

czyli, po uporządkowaniu

$$z^6 + 2z^4 + (1 - \lambda^2)z^2 - \lambda^2 + \lambda^4 = 0. \quad [9]$$

Przede wszystkim sprawdzamy, że wartość  $z = \lambda$  nie jest pierwiastkiem tego równania, toteż niesłuszne jest twierdzenie, podawane przez niektórych (np. *Niewiarowskiego*), że prędkość tłka osiąga maksimum, gdy oś korbowodu jest styczna do koła korby; jednakże, po wstawieniu tej wartości, po lewej stronie równania [9] otrzymujemy wyrażenie  $\lambda^6 + 2\lambda^4$ , bliskie zera dla stosowanych w praktyce wartości  $\lambda$ . To pozwala wnosić, że szereg [8], jeżeli będzie czynił zadość równaniu [9], będzie szybko zbieżny.

Współczynniki tego szeregu wyznaczymy przy pomocy metody współczynników nieoznaczonych. Ma on spełniać równanie [9], czyli musi zachodzić

$$\begin{aligned} & (\lambda^6 + 6a_2\lambda^7 + \dots) + 2(\lambda^4 + 4a_2\lambda^5 + 6a_2^2\lambda^6 + \dots + 4a_3\lambda^6 + \dots) + \\ & + (1 - \lambda^2)(\lambda^2 + 2a_2\lambda^3 + a_2^2\lambda^4 + 2a_3\lambda^4 + 2a_2a_3\lambda^5 + a_3^2\lambda^6 + \dots) + \\ & + -\lambda^2 + \lambda^4 = 0. \end{aligned}$$

Wyrażenie to ma być równe zero dla każdej wartości  $\lambda$ , więc współczynniki przy wszystkich potęgach  $\lambda$  muszą być równe zero. Stąd obliczamy kolejno  $a_2 = 0$ ,

$a_3 = -1$ ,  $a_4 = 0$ ,  $a_5 = 2$  itd., więc ostatecznie otrzymaliśmy wynik w postaci szeregu

$$z = \operatorname{ctg}\alpha_m = \lambda - \lambda^3 + 2\lambda^5 - \frac{13}{2}\lambda^7 + \dots \quad [10]$$

Zbadajmy teraz dokładność przybliżeń, jakie daje ten szereg, i jego przydatność do celów praktycznych. Jest oczywiste, że szereg [10] daje tym lepsze przybliżenie, im  $\lambda$  jest mniejsze; zbadajmy więc jego zbieżność dla  $\lambda = 1/3$ , ponieważ w silnikach wartości tej w praktyce się nie przekracza. Z wzorów *Cardana* na pierwiastki równania trzeciego stopnia otrzymujemy z równania [7] wartość

$$u = \sin^2\alpha_m = 0,9162216$$

stąd

$$\alpha_m = 73^\circ 10' 31''$$

Jest to wartość dokładna kąta  $\alpha_m$ , przy którym prędkość tłka osiąga maksimum w wypadku  $\lambda = 1/3$ . Z szeregu [10] natomiast otrzymujemy kolejne przybliżenia:

$\operatorname{ctg}\alpha_m = 0,333333$	$\alpha_{m1} = 71^\circ 33' 55''$	błąd	$1^\circ 36' 36''$
$- 0,037037$			
$0,296296$	$\alpha_{m2} = 73^\circ 29' 45''$	błąd	$0^\circ 19' 14''$
$+ 0,008230$			
$0,304526$	$\alpha_{m3} = 73^\circ 03' 50''$	błąd	$0^\circ 06' 41''$
$- 0,002972$			
$0,301554$	$\alpha_{m4} = 73^\circ 13' 10''$	błąd	$0^\circ 02' 39''$

Stwierdzamy więc, że szereg [10] jest szybko zbieżny i w większości wypadków już dwa pierwsze jego wyrazy dadzą wystarczające przybliżenie. Spotykany najczęściej w literaturze wzór przybliżony

$$\alpha_m = \arccos \frac{-1 + \sqrt{1 + 8\lambda^2}}{4\lambda}, \quad [11]$$

jest bardzo kłopotliwy przy obliczeniach, a mało dokładny; np. dla  $\lambda = 1/3$  otrzymujemy zeń

$$\alpha_m = \arccos 0,280776 = 73^\circ 41' 36''. \text{ błąd } 0^\circ 31' 05'',$$

a więc błąd jest około półtora razy większy, niż drugie przybliżenie, uzyskane z szeregu [10]. Wzór [11] można więc zastąpić znacznie prostszym, a dokładniejszym wzorem przybliżonym

$$\alpha_m = \arccos(\lambda - \lambda^3). \quad [12]$$

Naturalnie gdyby wzór [12] był za mało dokładny, uwzględnienie większej ilości wyrazów szeregu [10] nie nastęrcza żadnych trudności.

Gdy znamy już wartość kąta  $\alpha_m$ , przy której prędkość tłka osiąga maksimum, możemy tę maksymalną wartość obliczyć z wzoru [5]. Korzystanie z niego wprost jest jednak kłopotliwe i lepiej będzie uciec się znów do przybliżenia szeregiem potęgowym. Wyrażając  $\sin\alpha$  i  $\cos\alpha$  przez  $\operatorname{ctg}\alpha$  i wstawiając te wartości do wzoru [5] na prędkość tłka, otrzymujemy wzór na największą prędkość w postaci

$$v_{\max} = x'(\alpha_m) = R\omega \frac{\sqrt{1 + \operatorname{ctg}^2\alpha_m - \lambda^2 + \lambda \operatorname{ctg}\alpha_m}}{\sqrt{(1 + \operatorname{ctg}^2\alpha_m)(1 + \operatorname{ctg}^2\alpha_m - \lambda^2)}}, \quad [13]$$

przy czym  $\operatorname{ctg}\alpha_m$  określony jest szeregiem [10].

Oczywiście wzór [13], jako skomplikowany jest bardzo niewygodny do stosowania w praktyce; postaramy się zatem rozwinąć funkcję, występującą po prawej stronie tego wzoru, w szereg potęgowy wzglę-

dem  $\lambda$ . W tym celu, stosując twierdzenia o działaniach na szeregach, obliczamy kolejno z szeregu [10] szeregi pomocnicze:

$$\operatorname{ctg}^2 \alpha_m = \lambda^2 - 2\lambda^4 + 5\lambda^6 - 17\lambda^8 + \dots$$

$$(1 + \operatorname{ctg}^2 \alpha_m)(1 + \operatorname{ctg}^2 \alpha_m - \lambda^2) = 1 + \lambda^2 - 4\lambda^4 + 8\lambda^6 - 25\lambda^8 + \dots$$

$$\sqrt{1 + \operatorname{ctg}^2 \alpha_m - \lambda^2} = 1 - \lambda^4 + \frac{5}{2}\lambda^6 - 9\lambda^8 + \dots$$

$$\sqrt{(1 + \operatorname{ctg}^2 \alpha_m)(1 + \operatorname{ctg}^2 \alpha_m - \lambda^2)} = 1 + \frac{1}{2}\lambda^2 - \frac{17}{8}\lambda^4 + \frac{81}{16}\lambda^6 - \frac{2213}{128}\lambda^8 + \dots$$

Po wstawieniu

$$v_{max} = R\omega \frac{1 + \lambda^2 - 2\lambda^4 + \frac{9}{2}\lambda^6 - \frac{31}{2}\lambda^8 + \dots}{1 + \frac{1}{2}\lambda^2 - \frac{17}{8}\lambda^4 + \frac{81}{16}\lambda^6 - \frac{2213}{128}\lambda^8 + \dots}$$

i wykonaniu dzielenia szeregów dochodzimy do ostatecznego wzoru

$$v_{max} = R\omega \left( 1 + \frac{1}{2}\lambda^2 - \frac{1}{8}\lambda^4 + \frac{9}{16}\lambda^6 - \frac{165}{128}\lambda^8 + \dots \right). \quad [14]$$

Sprawdźmy teraz dokładność przybliżeń, otrzymanych z tego szeregu, dla wartości  $\lambda = 1/3$ . W tym celu obliczamy wartość dokładną, wstawiając  $\alpha_m = 73^\circ 10' 31''$  do wzoru [5] otrzymując jako wynik  $v_{max} = 1,054640 R\omega$ ; z szeregu [14] otrzymujemy natomiast kolejne przybliżenia:

$v_{max} : R\omega = 1,000000$	
+ 0,055556	
1,055556	błąd 0,000916 = 0,0870/0
- 0,001543	
1,054013	błąd 0,000627 = 0,0600/0
+ 0,000771	
1,054784	błąd 0,000144 = 0,0140/0
- 0,000196	
1,054588	błąd 0,000052 = 0,0050/0

Stwierdzamy więc, że dokładność przybliżenia jest tu bardzo duża i najczęściej już dwa pierwsze wyrazy szeregu dadzą wystarczające przybliżenie.

Zauważmy jednak, że  $v_{max}$  można będzie wyrazić jeszcze innym, w niektórych wypadkach bardziej dogodnym szeregiem. Trzy pierwsze wyrazy szeregu [14] są bowiem identyczne z rozwinięciem na szereg wyrażenia  $\sqrt{1 + \lambda^2}$ ; nasuwa się więc myśl, by  $v_{max}$  wyrazić szeregiem

$$v_{max} = R\omega \sqrt{1 + \lambda^2 + a_4 \lambda^4 + a_6 \lambda^6 + \dots}$$

Porównując ten szereg z szeregiem [14] i stosując metodę współczynników nieoznaczonych obliczamy kolejno  $a_4 = 0$ ,  $a_6 = 1$ ,  $a_8 = -2$ , więc

$$v_{max} = R\omega \sqrt{1 + \lambda^2 + \lambda^6 - 2\lambda^8 + \dots} \quad [15]$$

Ponieważ pod pierwiastkiem nie występuje czwarta potęga  $\lambda$ , a szóstą i wyższe możemy zazwyczaj opuścić, otrzymujemy stąd wzór przybliżony

$$v_{max} = R\omega \sqrt{1 + \lambda^2} \quad [16]$$

dający stosunkowo dużą dokładność, wystarczającą dla praktyki. Dla  $\lambda = 1/3$  na przykład otrzymujemy z tego wzoru

$$v_{max} = 1,054093 R\omega \quad \text{błąd } 0,000547 = 0,0520/0.$$

Błąd ten można pominąć w praktyce. Wzór [16], wyprowadzony na podobnej drodze, jest też często podawany w literaturze — należy jednak pamiętać, że nie jest to wzór dokładny, tylko daje dobre przybliżenie.

### 3. Zależność przyspieszenia tłoka od drogi tłoka

Dla wykreślenia wykresu sił stycznych do koła korby, koniecznego do obliczenia koła zamachowego silnika i zbadania niejednostajności biegu, potrzebna jest znajomość funkcji  $x'' = f(x)$  — zależności przyspieszenia tłoka od drogi tłoka. Funkcję  $x'' = f(\omega t) = f(\alpha)$  określa wzór [6], a funkcję  $x = f(\alpha)$  wzór [2]; szukaną zależność otrzymamy, odwracając wzór [2], czyli obliczając  $\alpha = f(x)$  i wstawiając tę wartość do wzoru [6].

Aby uprościć obliczenia, wprowadźmy nową zmienną  $w$ , określoną wzorem

$$w = -\lambda \frac{x}{R} + 1 + \lambda. \quad [17]$$

Gdy  $x$  zmienia się od 0 do 2R,  $w$  zmienia się od  $1 + \lambda$  do  $1 - \lambda$ .

Odwracając wzór [17] otrzymujemy

$$x = R \left( 1 + \frac{1}{\lambda} - \frac{w}{\lambda} \right). \quad [18]$$

Po wstawieniu tej wartości do [2] otrzymujemy

$$R \left( 1 + \frac{1}{\lambda} - \frac{w}{\lambda} \right) = R \left( 1 + \frac{1}{\lambda} - \cos \alpha - \frac{1}{\lambda} \sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha} \right).$$

Ponieważ za niewiadomą uważamy w tej chwili kąt  $\alpha$ , więc jest to równanie trygonometryczne niewymierne. Rozwiązując je, mamy

$$\cos \alpha = \frac{w^2 - 1 + \lambda^2}{2\lambda w}$$

Do wstawienia do wzoru [6] potrzebne nam są jeszcze inne funkcje kąta  $\alpha$ ; aby uprościć rachunki, oznaczmy jeszcze

$$1 - \lambda^2 = m \quad [19]$$

wtedy

$$\cos \alpha = \frac{w^2 - m}{2\lambda w};$$

$$\sin^2 \alpha = \frac{4\lambda^2 w^2 - w^4 + 2w^2 m - m^2}{4\lambda^2 w^2};$$

$$1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha = \frac{4w^2 - 4\lambda^2 w^2 + w^4 - 2w^2 m + m^2}{4w^2};$$

czyli, korzystając z podstawienia [19],

$$1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha = \left( \frac{w^2 + m}{2w} \right)^2.$$

Po podstawieniu tych wartości do wzoru [6] otrzymujemy dość skomplikowaną zależność  $x'' = f(w)$  w postaci

$$x'' = R\omega^2 \left\{ \frac{\lambda \left( \frac{w^2 - m}{2\lambda w} \right)^2 \lambda (1 - \lambda^2) \left[ 1 - \left( \frac{w^2 - m}{2\lambda w} \right)^2 \right]}{\frac{w^2 + m}{2w} \left( \frac{w^2 + m}{2w} \right)^3} + \frac{w^2 - m}{2\lambda w} \right\},$$

która jednak, po wykonaniu zaznaczonych działań, upraszcza się do postaci

$$x'' = \frac{R\omega^2 w}{\lambda} \left[ 1 - \frac{8w^2 m}{(w^2 + m)^3} \right] \quad [20]$$

Jest to szukana zależność  $x'' = f(x)$ , ponieważ  $w$  zależy od  $x$  według wzoru [17]. W praktyce zamiast  $x$  wprowadzamy raczej nową współrzędną, będącą stosunkiem chwilowej drogi tłoka, liczonej od dolnego martwego punktu (DMP) do całkowitego skoku  $S = 2R$ ; oznaczmy ją przez  $s$ , wtedy

$$s = 1 - \frac{x}{2R}; \quad [21]$$

$$x = 2R(1 - s); \quad [22]$$

$$s = \frac{1}{2} \left( \frac{w-1}{\lambda} + 1 \right); \quad [23]$$

$$w = 2\lambda s - \lambda + 1; \quad [24]$$

Po wstawieniu wartości z wzoru [24] do wzoru [20] otrzymujemy funkcję  $x'' = f(s)$  w postaci rozwiniętej

$$x'' = \frac{R\omega^2}{\lambda} (2\lambda s + 1 - \lambda) \left\{ 1 - \frac{(2\lambda s + 1 - \lambda)^2 (1 - \lambda^2)}{[2\lambda^2 s^2 + 2\lambda s(1 - \lambda) + (1 - \lambda)]^3} \right\} \quad [25]$$

Tolle przybliży tę funkcję przez parabolę drugiego stopnia o postaci  $x'' = a_1 s^2 + a_2 s + a_3$ , nadając jej warunki:

$$s = 0; \quad x'' = -(1 - \lambda) R\omega^2; \quad \frac{dx''}{ds} = 2 \frac{1 - 4\lambda}{1 - \lambda} R\omega^2;$$

$$s = 1; \quad x'' = (1 + \lambda) R\omega^2.$$

Jest to więc parabola

$$\frac{x''}{R\omega^2} = \frac{6\lambda}{1 - \lambda} s^2 + 2 \frac{1 - 4\lambda}{1 - \lambda} s - (1 - \lambda). \quad [26]$$

Konstrukcja wykreslna tej paraboli jest ogólnie znana, podaje ją np. Poradnik Techniczny Mechanik, t. IV/1.

Zbadajmy teraz, jakie błędy popełniamy, zastępując funkcję ściśle [25] parabolą [26]. Przede wszystkim należy zbadać czy warunki jakie nadał Tolle swej paraboli są ścisłe. Istotnie, jeżeli wstawimy  $s = 0$  i  $s = 1$  do równania [25], stwierdzimy, że dwa z warunków Tollego są ścisłe, mimo, iż do tych samych wartości dochodzi się na drodze przybliżonej. Aby zbadać trzeci warunek należy zrózniczkować  $x''$  względem  $s$ ; zamiast różniczkować wyrażenie [25] wygodniej będzie to uczynić z wyrażeniem [20], traktując  $x''$  jako funkcję złożoną. W wyniku otrzymujemy

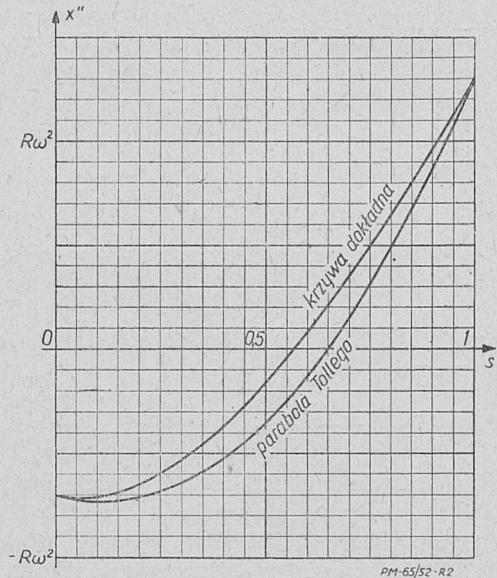
$$\frac{dx''}{ds} = 2 \left[ 1 + 24w^2 m \frac{w^2 - m}{(w^2 + m)^4} \right] R\omega^2, \quad [27]$$

a ponieważ gdy  $s = 0$ ,  $w = 1 - \lambda$ , z wzoru [27] otrzymujemy

$$\frac{dx''}{ds} = 2(1 - 3\lambda - 3\lambda^2).$$

Zatem trzeci warunek Tollego nie jest ścisły. I tak np. z warunku Tollego wynika, że dla  $s = 0$ ,  $\frac{dx''}{ds} = 0$ , gdy  $\lambda = 1/4$ , podczas gdy z dokładnego wzoru [27] stwierdzamy, że zachodzi to dla  $\lambda = \frac{-3 + \sqrt{21}}{6} = 0,2638$ .

Błąd ten nie jest wielki i czasami można go pominać; okazuje się jednak, że wewnątrz przedziału  $0 < s < 1$  wartości otrzymywane z wzorów [25] i [26] różnią się dość znacznie i przybliżania funkcji  $x'' = f(s)$  parabolą Tollego winniśmy przy dokładniejszych obliczeniach zaniechać. Wykres na rys. 2 podaje porównanie krzywych: dokładnej i przybliżonej dla wartości  $\lambda = 0,3$ .



Rys. 2.

Ze zmniejszaniem się  $\lambda$  różnice maleją, ale nawet przy  $\lambda = 0,2$  są jeszcze dość duże i w dokładniejszych obliczeniach nie mogą być pomijane.

Ponieważ wzór [25] jest trudny do stosowania w praktyce, a rozwinięcie go na szereg potęgowy nie daje zadowalających wyników, poniżej podana została tablica pomocnicza (I), z której można z łatwością odczytać dokładną wartość przyspieszenia tłoka wzdłuż jego drogi. Mianowicie w tablicy I zostały podane wartości współczynnika  $b$ , przy którym

$$x'' = b \cdot R\omega^2. \quad [28]$$

TABLICA I.

$s \backslash \lambda$	0,20	0,22	0,24	0,26	0,28	0,30
0	-0,8000	-0,7800	-0,7600	-0,7400	-0,7200	-0,7000
1,1	-0,7253	-0,7199	-0,7151	-0,7104	-0,7064	-0,7028
0,2	-0,6156	-0,6202	-0,6253	-0,6307	-0,6367	-0,6434
0,3	-0,4724	-0,4831	-0,4935	-0,5040	-0,5153	-0,5271
0,4	-0,2997	-0,3118	-0,3232	-0,3352	-0,3474	-0,3600
0,5	-0,0995	-0,1099	-0,1198	-0,1296	-0,1395	-0,1494
0,6	+0,1238	+0,1177	+0,1120	+0,1066	+0,1015	+0,0967
0,7	+0,3683	+0,3679	+0,3678	+0,3685	+0,3696	+0,3710
0,8	+0,6317	+0,6380	+0,6443	+0,6508	+0,6582	+0,6667
0,9	+0,9095	+0,9226	+0,9360	+0,9497	+0,9637	+0,9779
1,0	+1,2000	+1,2200	+1,2400	+1,2600	+1,2800	+1,3000

Uwaga: w tablicy tej znak (-) oznacza kierunek przyspieszenia przeciwny, a znak (+) zgodny z kierunkiem osi  $x$  obranego układu (rys. 1), a nie kierunek zgodny lub przeciwny do kierunku ruchu — toteż tablica ta ważna jest dla obu kierunków ruchu tłoka.

Przykład korzystania z tablicy I: Obliczyć przyspieszenie tłoka w połowie skoku w silniku M 20 przy  $n = 3600$  obr/min. Ponieważ dla tego silnika  $R = 5,0$  cm,  $L = 20,2$  cm, więc  $\lambda = 0,247$  i dla  $s = 0,5$  interpolujemy z tablicy wartość  $b = -0,1232$ ; stąd

$$x'' = bR\omega^2 = -0,1232 \cdot 5 \left( \frac{\pi \cdot 3600}{30} \right)^2 = -87550 \text{ cm/sek}^2.$$

Przyspieszenie ma tu znak (—), jest więc skierowane przeciwnie do osi  $x$ , czyli zwrócone jest ku górze cylindra.

Rozpatrzmy teraz zagadnienie, przy jakiej wartości drogi tłoka przyspieszenie jego jest równe zeru; w tym celu należy przyrównać do zera prawą stronę równania [20] lub [25]. Z równania [20] otrzymujemy wtedy warunek  $8w^2m = (w^2 + m)^3$ , a ponieważ  $m = 1 - \lambda^2$ , więc możemy stąd znaleźć zależność  $w = f(\lambda)$ , a także  $s = f(\lambda)$ , gdy skorzystamy z wzoru [23]. Przedstawi ją szereg

$$w_0 = 1 + \frac{1}{2} \lambda^2 - \frac{9}{8} \lambda^4 + \frac{41}{16} \lambda^6 - \dots, \quad [29]$$

lub szereg

$$s_0 = \frac{1}{2} + \frac{1}{4} \lambda - \frac{9}{16} \lambda^3 + \frac{41}{32} \lambda^5 - \dots; \quad [30]$$

gdzie  $w_0$  i  $s_0$  oznaczają wartości  $w$  i  $s$ , odpowiadające warunkowi  $x'' = 0$ . Szeregi te są dosyć szybko zbieżne i można z nich łatwo znaleźć przybliżoną wartość pierwiastka.

Powyższe rozważania wskazują na to, że uciekając się do pomocy tablic lub przybliżeń przy pomocy szeregów potęgowych, można uzyskać w praktyce znaczną poprawę dokładności obliczeń kinematyki układu korbowego, przy niewielkim stosunkowo wkładzie pracy w same obliczenia.

#### LITERATURA

- Biezeno C. B. — Grammel R.: Technische Dynamik. Berlin 1939.  
 Kożewnikow S. N. — Teoria Mechanizmów i Maszyn. Moskwa 1949.  
 Kraus R.: Getriebelehre. Berlin 1951.  
 Lewenson L. B.: Teoria Mechanizmów i Maszyn. Moskwa 1948.  
 Maslennikow M. M. — Raport M. S.: Awiacjonnyje Porsznewyje Dwigateli. Moskwa 1951.  
 Niewiarowski K.: Silniki spalinowe, część I. Warszawa 1951.  
 Pohlhausen A.: Die Kolbendampfmaschinen. Leipzig 1925.  
 Szawłowski K.: Silniki spalinowe. Kraków 1947.

## ○ wyróżnika szybkobieżności rotodynamicznych maszyn wodnych

621.67+621.24:531.112.1

Mgr inż. ADAM TADEUSZ TROSKOLAŃSKI

W literaturze technicznej z dziedziny turbin wodnych i pomp rotodynamicznych zachodzą różnice w określaniu szybkobieżności wirników maszyn rotodynamicznych. Artykuł wskazuje na celowość odniesienia wyróżnika szybkobieżności do geometrycznie podobnej maszyny o przepuszczalności wzgl. wydajności równej jedności.

Rotodynamicznymi, ściślej rotokinetycznymi maszynami wodnymi nazywamy maszyny wodne (turbiny i pompy), których organem roboczym jest osadzony na obracającym się wale wirnik, powodujący zmianę krętu przepływającej przezeń wody. Maszyny rotodynamiczne wodne dzielimy na: *turbiny wodne* i *pompy rotodynamiczne*<sup>1)</sup>.

Wielkością charakteryzującą szybkobieżność rotodynamicznych maszyn wodnych jest charakterystyczna dla danej maszyny liczba obrotów, zwana *wyróżnikiem szybkobieżności*.

Wartość wyróżnika szybkobieżności określa w sposób jednoznaczny kształt łopatki, a tym samym i szybkobieżność wirnika. W maszynach jednowirnikowych szybkobieżność wirnika pokrywa się z szybkobieżnością maszyny, w maszynach wielowirnikowych — jest jego jednoznaczna funkcją.

Wyróżnik szybkobieżności stanowi podstawowy parametr, do którego odnosimy nasze rozważania dotyczące klasyfikacji i normalizacji wirników rotodynamicznych maszyn wodnych, tj. turbin wodnych i pomp rotodynamicznych. W zależności od wyróżnika szybkobieżności rozpatrujemy ewolucję kształtów wirnika, ustalamy wartości innych wielkości określających własności hydrodynamiczne i zakres stosowalności poszczególnych typów maszyn rotodynamicznych.

<sup>1)</sup> Uzasadnienie racjonalności nazwy *pompy rotodynamiczne* w miejscach dotychczas używanych wyrażań nieścisłych lub mających, jak np. pompy obrotowe, wirnikowe, wirowe i turbinowe znajdzie czytelnik w artykule autora pt. „Pompy i urządzenia do podnoszenia cieczy”, ogłoszonym w zeszycie 11/52 czasopisma „Wiadomości PKN”.

Ponieważ w dziełach, jakie w ostatnich latach ukazały się w dziedzinie turbin wodnych i pomp rotodynamicznych spotykamy się z dwoma wzorami na określenie wyróżnika szybkobieżności, postaramy się w niniejszym artykule przytoczyć wzory dotychczas stosowane, podać nowe i dokonać wyboru jednego z dwu podstawowych wzorów, określających wyróżnik szybkobieżności.

Rozważania nasze odniesiemy — gwoili uogólnienia — do pomp rotodynamicznych, które podnoszą ciecz o różnych ciężarach właściwych, podczas gdy turbiny wodne są napędzane wyłącznie wodą.

\*

Przy przepływach przez geometrycznie podobne pompy rotodynamiczne między natężeniami przepływu  $Q$ , liczbami obrotów  $n$ , wysokościami podnoszenia  $H$  i mocami  $N$  zachodzą następujące zależności:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \sqrt{\frac{H_1}{H_2}} \quad [1] \quad \frac{n_1}{n_2} = \sqrt{\frac{H_1}{H_2}} \quad [2] \quad \frac{N_1}{N_2} = \left( \frac{H_1}{H_2} \right)^{3/2} \quad [3]$$

Oznaczmy przez  $Q_I$ ,  $n_I$  i  $N_I$  wartości  $Q$ ,  $n$  i  $N$ , jakie zachodzą przy  $H_I = 1$  m; wówczas:

$$Q_I = \frac{Q}{\sqrt{H}} \quad [4] \quad n_I = \frac{n}{\sqrt{H}} \quad [5] \quad N_I = \frac{N}{H \sqrt{H}} \quad [6]$$

Oznaczmy przez  $d_s$  średnicę wirnika geometrycznie podobnej pompy, której wydajność przy  $H_I = 1$  m i  $n_s$  obrotach wynosiłaby  $Q_s$ , a moc  $N_s$ . Ponieważ wysokości podnoszenia, przy której pracują obie pompy, są te same ( $H_I = 1$  m), przeto trójkąty na wlocie i wylocie z łopatki wirnika w obu pompach są trójkątami przystającymi. Wobec równych szybkości

TABLICA I. Profile wirników turbin wodnych w zależności od wyróżnika szybkobieżności

$n_{sQ}$	$n_{sN}$	Profile wirników	Trójkąty prędkości
$\leq 9$	$\leq 32$		
275	100		
45	160		
70	250		
80	300		
115	420		
125 ÷ 250	450 ÷ 900		

PM-205/52-71

obwodowych liczby obrotów tych dwu pomp są odwrotnie proporcjonalne do średnic wylotowych ich wirników, wydajności i moce — do wielkości przekrojów przepływowych, a zatem do  $d^2$ .

Wyrażamy to zależnościami:

$$n_s = n_I \frac{d_I}{d_s} \quad [7] \quad Q_s = Q_I \left( \frac{d_s}{d_I} \right)^2 \quad [8]$$

$$N_s = N_I \left( \frac{d_s}{d_I} \right)^2 \quad [9]$$

A zatem:

$$n_s = n_I \sqrt{\frac{Q_I}{Q_s}} = \frac{n}{\sqrt{H}} \sqrt{\frac{Q}{Q_s \sqrt{H}}} \quad [10]$$

$$n_s = n_I \sqrt{\frac{N_I}{N_s}} = \frac{n}{\sqrt{H}} \sqrt{\frac{N}{N_s H \sqrt{H}}} \quad [11]$$

Wielkość  $n_s$  nazywamy wyróżnikiem szybkobieżności wirnika pompy rotodynamicznej.

Wzory [10] i [11] mają charakter wzorów wielkościowych.

Wartości liczbowe wyróżnika szybkobieżności zależą od tego, jaką wielkość pompy geometrycznie podobniej przyjmie-my równą jedności.

Przyjmując we wzorze [10]  $Q_s = 1 \text{ m}^3/\text{sek}$ , otrzymamy wzór liczbowy:

$$n_{sQ} = n \sqrt{\frac{Q}{H \sqrt{H}}} = \frac{n \sqrt{Q}}{H^{3/4}} \quad [12]$$

w którym  $Q$  wyrażone jest w  $\text{m}^3/\text{sek}$ , a  $H$  w metrach.

Zakładając we wzorze [11]:  $N_s = 1 \text{ KM}$  i uwzględniając zależność  $N = \frac{\gamma Q H}{75}$ , otrzymamy:

$$n_{sN} = \frac{n}{\sqrt{H}} \sqrt{\frac{\gamma Q H}{75 H \sqrt{H}}} = n \sqrt{\frac{\gamma Q}{75 H \sqrt{H}}} \quad [13]$$

Pomiędzy wyróżnikami szybkobieżności  $n_{sQ}$  i  $n_{sN}$  zachodzi zależność:

$$n_{sN} = \sqrt{\frac{\gamma}{75}} \cdot n_{sQ} \quad [14]$$

Dla wody ( $\gamma = 1000 \text{ kG/m}^3$ ) przy  $N_s = 1 \text{ KM}$ , a zarazem przy  $Q_s = 0,075 \text{ m}^3/\text{sek}$ , otrzymamy wzory liczbowe:

$$n_{sN} = 3,65 n \sqrt{\frac{Q}{H \sqrt{H}}} = 3,65 \frac{n \sqrt{Q}}{H^{3/4}} \quad [15]$$

gdzie  $Q$  wyrażone jest w  $\text{m}^3/\text{sek}$ , a  $H$  w metrach

$$n_{sN} = 0,115 n \sqrt{\frac{Q}{H \sqrt{H}}} = 0,115 \frac{n \sqrt{Q}}{H^{3/4}} \quad [16]$$

gdzie  $Q$  wyrażone jest w  $\text{l}/\text{sek}$ , a  $H$  w metrach.

Pod wyróżnikiem szybkobieżności  $n_{sQ}$  pompy rotodynamicznej o średnicy nominalnej  $d$ , podnoszącej przy  $n$  obrotach na minutę  $Q \text{ m}^3/\text{sek}$  na wysokość  $H$  metrów, rozumiemy liczbę obrotów  $n_{sQ}$  geometrycznie

TABLICA II. Profile wirników pomp rotodynamicznych w zależności od wyróżnika szybkobieżności

$n_{sQ}$	$n_{sN}$	Profile wirników	Trójkąty prędkości	Charakterystyki
10 ÷ 30	36,5 ÷ 110			
30 ÷ 50	110 ÷ 200			
50 ÷ 80	200 ÷ 300			
80 ÷ 150	300 ÷ 550			
135 ÷ 320	500 ÷ 1200			

PM-205/52-71



podobnej pompy o średnicy  $d_s$ , która by przy wysokości podnoszenia  $H = 1$  m miała wydajność  $Q_s = 1$  m<sup>3</sup>/sek; natomiast wyróżnik szybkobieżności  $n_{sN}$  przedstawia liczbę obrotów  $n_{sN}$  pompy geometrycznie podobnej, której zapotrzebowanie mocy przy wysokości podnoszenia  $H = 1$  m wynosiłoby  $N_s = 1$  KM, a zatem wydajność  $Q_s = 0,075$  m<sup>3</sup>/sek.

W podręcznikach pomp rotodynamicznych są stosowane oba wyróżniki:  $n_{sQ}$  i  $n_{sN}$ ; w nowszej literaturze przeważa  $n_{sQ}$  dzięki niezależności jego wartości liczbowej od ciężaru właściwego cieczy. Natomiast wyróżnik  $n_{sN}$  posiada tę wadę, iż dla jednej i tej samej pompy może przybierać różne wartości zależnie od ciężaru właściwego podnoszonej cieczy.

Tablica I zawiera profile wirników turbin wodnych, a tablica II — profile wirników pomp rotody-

dynamicznych, ułożone według wzrastającego wyróżnika szybkobieżności.

## LITERATURA

- A. Addison: Centrifugal and other rotodynamic pumps. London, 1948.  
 P. Bergeron: Pompes centrifuges. Techniques de l'Ingénieur. Paris, 1950.  
 M. Broszko: Turbiny wodne. Poradnik techniczny Mechanik. Tom IV/1. Wyd. 3. Warszawa, 1949.  
 L. Keyl u. H. Häckert: Wasserkraftmaschinen u. Wasserkraftanlagen 3 Auflage. Leipzig, 1951.  
 A. A. Lomakin: Centrobiežnyje i propellernyje nasosy. Maszynostrojenje. Tom 12. Moskwa, 1948.  
 C. Monteil: Turbines hydrauliques. Techniques de l'Ingénieur. Paris 1948.  
 C. Pfeleiderer: Die Kreiselpumpen für Flüssigkeiten und Gase. 3 Auflage. Berlin, 1949.  
 C. Pfeleiderer: Die Strömungsmaschinen. Berlin, 1952.  
 L. Quantz: Wasserkraftmaschinen. 9 Auflage. Berlin-Göttingen, 1948.  
 A. J. Stepanoff: Centrifugal and axial flow pumps. New York, 1948.  
 A. Tenot. Pompes, ventilateurs et compresseurs. Notes et formules de l'ingénieur par de Laharpe. 23-ème édition. Paris, 1950.  
 G. F. Wislicenus: Fluid Mechanics of Turbomachinery. New York, 1947.

## Z badań nad materiałem typu silchrom — na zawory silnikowe

620.178.74+620.18:669.15.27-194:621.43-331/2

Mgr inż. JAN CHODOROWSKI

Stale chromowo-krzemowe czyli tzw. silchromy należą do materiałów stosunkowo dawno rozpowszechnionych i stosowanych w technice. Są one używane na elementy pracujące w wysokich temperaturach, a stawiane im wymagania to nie tylko dobre własności zaroodporne, lecz zarazem dobre własności wytrzymałościowe w wysokich temperaturach.

W porównaniu ze stalami austenitycznymi chromowoniklowymi, stosowanymi ostatnio dla ciężkich warunków pracy mają tę zaletę, że nie wymagają tak dużej ilości drogich składników stopowych. Dlatego też właściwy wytop tych stali, obróbka cieplna oraz warunki odbioru posiadają zasadnicze znaczenie.

W artykule omówiono zastosowanie silchromów oraz ich własności. Opisane są badania przeprowadzone nad silchromami, wyniki których ujęto w postaci wykresów przedstawiających zależności: udarności od temperatury hartowania oraz czasu wygrzewania w temperaturze hartowania, udarności od temperatury odpuszczania oraz czasu wygrzewania twardości silchromów od temperatury odpuszczania i czasu wygrzewania, udarności od czasu wygrzewania w zakresie temperatury kruchości odpuszczania silchromu tj. w temperaturze jego pracy. W końcu podane są wnioski wytyczające ogólnie warunki produkcji i odbioru silchromów.

### 1. Wstęp

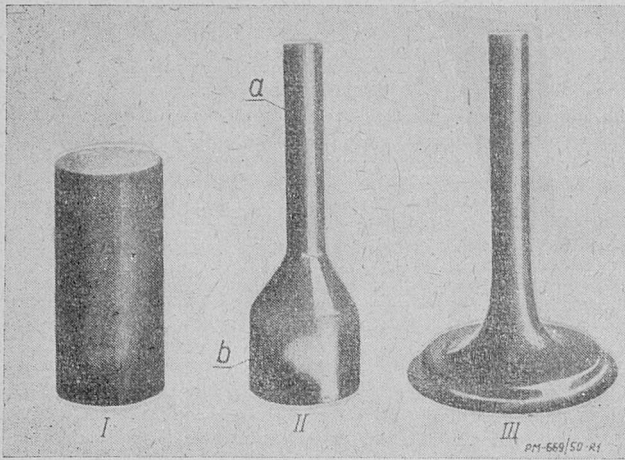
Do silchromów zaliczane są stale o zawartości 6 ÷ 30% Cr i do 4% Si; przy czym mogą one również posiadać i inne dodatki stopowe jak molibden, glin, wolfram i tytan. Rozróżnia się dwa gatunki silchromów, a mianowicie typu m a r t e n z y t y c z n e g o o przemianie fazowej  $\alpha \rightleftharpoons \gamma$  i typu f e r r y t y c z n e g o (bez przemiany). Znaczne rozpowszechnienie w praktyce otrzymały silchromy typu martenzytycznego o średniej zawartości węgla (0,3 ÷ 0,6% C), dzięki której zakres istnienia fazy  $\gamma$  zostaje rozszerzony do większych zawartości Cr i Si. Ten typ silchromów stosowany jest w przemyśle samochodowym na zawory ssące i wydechowe silników samochodowych średniej mocy oraz w lotnictwie na zawory silników lotniczych małej i średniej mocy. W ostatnim przypadku prócz chromu i krzemu zawierają one jeszcze dodatek molibdenu w ilości ok. 0,8%.

Od materiału na zawory silnikowe wymaga się szeregu dobrych własności, a mianowicie: stosunkowo dużej wytrzymałości na rozciąganie w wysokich temperaturach, odporności na korozję, małej skłonności do tworzenia zgorzeli, niezmienności struktury podczas pracy i innych. Niemniej ważne jest również zachowanie się materiału w czasie cyklu produkcyjnego zaworów tj. kucia, obróbki cieplnej i obróbki wiórowej. Wyprodukowanie materiału, który odpowiadałby wszystkim wyżej wymienionym warunkom jest naturalnie niemożliwe. Dla ciężkich warunków pracy np. w silnikach o dużej mocy, gdzie silchromy nie nadają się na zawory; uzyskano zespół dobrych własności przez zastosowanie stali austenitycznych chro-

mowo-niklowych, napawanych stellite lub nichromem w miejscach narażonych na powstawanie zgorzeli.

Jedną z przyczyn, z powodu której w wielu przypadkach zaprzestaje się stosowanie silchromów na zawory silnikowe, jest trudność napotykana przy operacji kucia i obróbki cieplnej tego materiału. Aby zawór silnika spalinowego mógł spełnić przynajmniej częściowo wymagane warunki, musi on być prawidłowo odkuty i obrobiony cieplnie.

Cechą ujemną silchromów jest ich duża wrażliwość na rozrost ziarna. Często przy produkcji zaworów z tego materiału, spotykane jest zjawisko grubego ziarna, przy czym nieraz dochodzi ono do takich rozmiarów, że zawory przy stosunkowo małych naprężeniach pękają. Tego rodzaju zjawisko powstaje na skutek wadliwego sposobu przeprowadzania zabiegu kucia zaworu. W przypadku, gdy temperatura kucia spadnie poniżej temp. przemiany ( $A_{r1}$ ) następuje zgniot krytyczny, który przy następnym podgrzewaniu materiału powoduje rozrost ziarna i to tym większy im wyższa jest temperatura rekryształizacji aż do temp. przemiany ( $A_{c1}$ ). Rozrostowi ziarna sprzyja międzyoperacyjne nagrzewanie materiału przy dwu lub kilku zabiegowym sposobie kucia zaworu (rys. 1). Gdy temperatura odkuwanej części  $a$  (trzonka) spadnie poniżej  $A_{r1}$ , następuje zgniot, który podczas podgrzewania materiału części  $b$  do kucia (grzybka) może spowodować w odkutym trzonku nadmierny rozrost ziarna i połączony z tym spadek własności zaworu.



Rys. 1. Kolejność zabiegów przy odkuwaniu zaworów; I — materiał wyjściowy, II — odkuty trzonek, III — cały zawór odkuty.

Wg *Allsop'a* [5] dla materiału o składzie 0,46% C, 3,74% Si i 8,0% Cr najniższa temperatura kucia nie powodująca jeszcze zgniotu wynosiła 750°C, zaś temp. rekrytalizacji powodująca w materiale o zgniocie krytycznym największe ziarna — 925°C.

Duży wpływ na stopień rozrostu ziarna ma prócz wielkości zgniotu i temperatury rekrytalizacji również temperatura nagrzania materiału do operacji kucia. Właściwie dobrana temperatura nagrzania zmniejsza skłonność do rozrostu ziarna materiału o zgniocie krytycznym.

Tego rodzaju wady, o ile nie są nadmierne, dają się całkowicie lub częściowo usunąć przez obróbkę cieplną materiału. Taką obróbką cieplną regenerującą materiał może być np. hartowanie z temperatury  $A_{c3} + 30 \div 70^\circ\text{C}$ .

Jak z powyższego wynika, obróbka cieplna jest ważnym czynnikiem przy produkcji zaworów, a właściwie dobre warunki dają gwarancję uzyskania dobrych własności i wykorzystania ich podczas pracy.

## 2. Badania własne

Zjawisko kruchości odpuszczania i dużego rozrzutu udarności zaobserwowano w stali zaworowej gatunku silchrom, oznaczonej marką AVK (wg huty Batory), o składzie 0,42% C, 0,47% Mn, 3,40% Si, 0,014% P, 0,009% S, 8,25% Cr. Przeznaczona jest ona na zawory wydechowe silników samochodowych. Warunki jakim powinna odpowiadać w stanie ulepszonym przy odbiorze są:  $R_r \geq 85 \text{ kG/mm}^2$ ,  $U \geq 4 \text{ kGm/cm}^2$ .

Zawory wykonywane z tej stali i obrabiane ciepłonie w warunkach przemysłowych, przez hartowanie w oleju z temp. 970°C i następnie odpuszczane w temp. 720°C z chłodzeniem w oleju, dawały dobre wyniki wytrzymałościowe: 80 ÷ 90% wyników udarnościowych dodatnich, tzn. większych od 4 kGm/cm<sup>2</sup> i 20 ÷ 10% ujemnych, w których najmniejsza wartość udarności wynosiła 0,8 kGm/cm<sup>2</sup>.

TABLICA I. Zestawienie pomiarów dilatometrycznych punktów przełomowych stali AVK wytop Nr 40791

Pomiar	$A_{c1}$ °C	$A_{c3}$ °C	$A_{r3}$ °C	$A_{r1}$ °C
1	932	970	935	890
2	940	975	930	887
3	942	964	928	886
4	941	965	928	887
średnia wartość	939	971	930,2	888

Celem ustalenia wpływu obróbki cieplnej na własności udarnościowe i wytrzymałościowe (twardość) zostały przeprowadzone badania, do których produktem wyjściowym były rygielki o przekroju  $\square$  25 mm i dług. ok. 2 m, przekuwane na pręty o przekroju  $\square$  15 mm. Mając na uwadze dużą skłonność tego materiału do wzrostu ziarna, kontrolowano temperatury kucia, przy czym początkowa temperatura kucia rygielków wynosiła 1080 ÷ 1060°C, najniższa końcowa 860°C.

Z prętów wykonywano próbki *Mesnagera* i poddawano obróbce cieplnej. Punkty przełomowe stali oznaczono na dilatometrze różnicowym (tabl. I) i na tej podstawie ustalono warunki obróbki cieplnej. Nagrzewanie próbek celem hartowania przeprowadzono w piecu solnym o dokładności  $\pm 10^\circ\text{C}$ , zaś do odpuszczania w piecu oporowym o tej samej dokładności. Łamanie próbek wykonano na młocie udarnościowym *f-my Mohr-Federhaff* o zakresie 30 kGm. Nakreślony plan pracy przedstawiał się następująco:

a) Znalezienie warunków obróbki cieplnej, dającej maximum udarności przy minimalnym rozrzucie. W tym celu należało ustalić zależność między udarnością, a:

- 1) temperaturą hartowania: 1000, 1050, 1100°C przy czasie wygrzania w temp. hartowania: 15 i 30 min,
- 2) temperaturą odpuszczania: 720, 760, i 800°C,
- 3) czasem wygrzania w temperaturze odpuszczania: 60, 90, 180 min,
- 4) szybkością chłodzenia po odpuszczaniu (olej, woda).

b) Określenie zależności udarności od temperatury przeprowadzania próby. Temperatury łamania próbek udarnościowych przyjęto: — 15, 0, 25, 50°C,

c) Zachowanie się materiału o różnej udarności początkowej w stanie ulepszonym, po dodatkowym wytrzymałości w zakresie temperatury kruchości odpuszczania, stanowiącej zarazem temperaturę jego pracy.

d) Badanie metalograficzne

- 1) makro: badanie przełomów próbek udarnościowych,
- 2) mikro: badanie materiału w stanie dostarczo-nym oraz próbek ulepszonych o najwyższej i najniższej udarności.

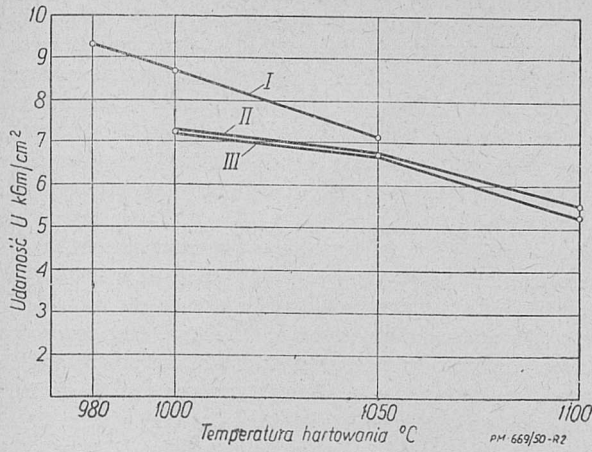
Otrzymane wyniki badań ujęto w wykresy (podane dalej), przy czym wartości naniesionych punktów na rys. 1 ÷ 6 są średnimi arytmetycznymi z 10 pomiarów, a z 3 pomiarów na rys. 7 ÷ 10.

## 3. Ocena wyników

a) Warunki obróbki cieplnej

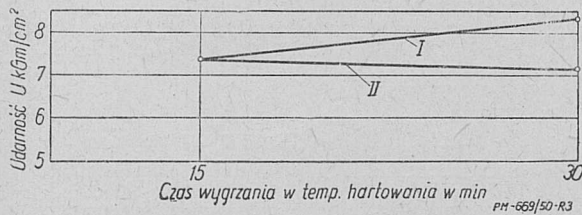
Stal chromowo-krzemowa marki AVK o podanym składzie chemicznym należy do grupy stali o pełnej przemianie fazowej  $\alpha \rightleftharpoons \gamma$ . Przy hartowaniu z temperatur powyżej  $A_{c3}$  (971°C) ulega silnemu zahartowaniu, przy czym twardość po zahartowaniu wynosi 630 ÷ 650  $H_B$  (60 ÷ 62  $H_{RC}$ ).

Biorąc pod uwagę rys. 2, dający zależność udarności od temperatury hartowania przy różnym czasie odpuszczania i hartowania widoczne jest, że przy wszystkich trzech rodzajach warunków odpuszczania maksymalne wyniki leżą w zakresie temperatur, wynoszących  $A_{c3} + 10 \div 30^\circ\text{C}$  tj. w zakresie 980 ÷ 1000°C.



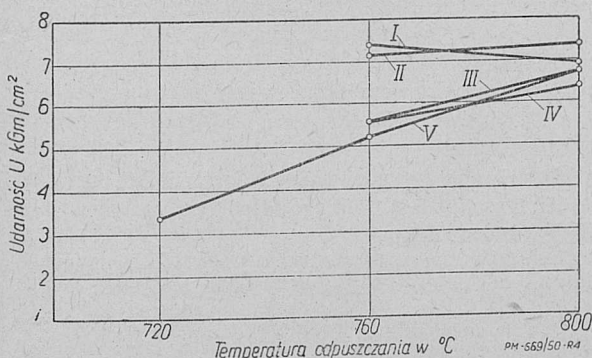
Rys. 2. Zależność udarności od temperatury hartowania.  
 Hartowanie: I ... °C/30 min. olej, II ... °C/15 ,, ,, III ... °C/15 ,, ,,  
 Odpuszczanie: 800°C/180 min. olej, 800°C/ 90 ,, ,, 800°C/ 60 ,, ,,

Rozpatrując zaś wpływ czasu wygrzania w temp. hartowania (rys. 3) na udarność można zauważyć, że przy temp. hartowania 1050°C dłuższy okres wygrzania działa ujemnie, zaś w przypadku 1000°C dodatnio. Potwierdzają to również i wyniki z poszczególnych prób, gdzie przy hartowaniu z 1000°C/30 min, olej, oraz odpuszczaniu 800°/180 min. olej, rozrzut udarności osiągnął najmniejszą wartość wynoszącą 1,64 kGm/cm<sup>2</sup>.

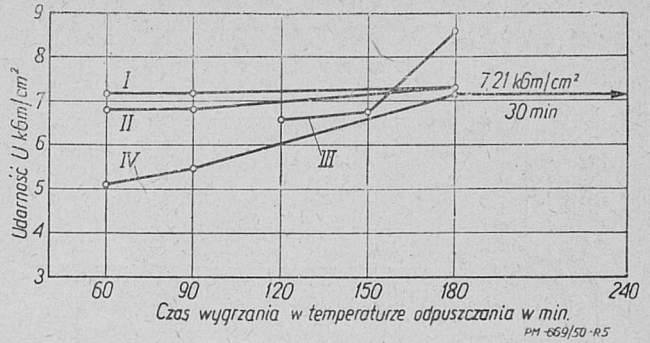


Rys. 3. Zależność udarności od czasu wygrzania w temperaturze hartowania.  
 I Hartowanie 1000°C/... olej, II 1050°C/... olej  
 Odpuszczanie 800°C/180 min. olej, 800°C/180 ,, ,,

2) Przystępując do oceny wyników w a r u n k ó w o d p u s z c z a n i a na podstawie danych pokazanych na rys. 4 należy zauważyć, że optymalną temp. odpuszczania zachowującą zarazem żadaną wytrzymałość materiału  $R_r \geq 85 \text{ kG/mm}^2$  jest temp. 800°C. Tylko w przypadkach normalizowania materiału przed



Rys. 4. Zależność udarności od temperatury odpuszczania.  
 Normalizowanie: I 1050°C/180 min., II 1000°C/30 ,, ,, III 1050°C/15 ,, ,, IV 1050°C/ 20 min, V 1050°C/15 ,, ,,  
 Hartowanie: 1000°C/15 min. olej, 1000°C/30 ,, ,, 1000°C/15 ,, ,, 1000°C/15 ,, ,,  
 Odpuszczanie: ... °C/180 min. olej, ... °C/180 ,, ,, ... °C/ 90 ,, ,, ... °C/ 90 ,, ,, ... °C/ 60 ,, ,,

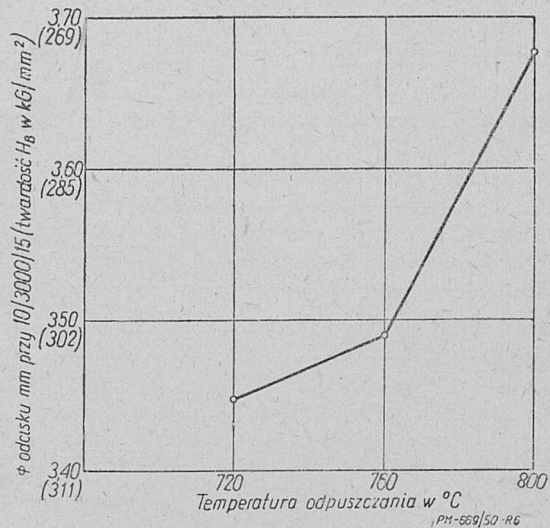


Rys. 5. Zależność udarności od czasu wygrzania w temperaturze odpuszczania.

I Hartowanie	Odpuszczanie
I 1000°C/15 min. olej	800°C/... olej
II 1050°C/15 ,, ,,	800°C/... olej
III 1000°C/30 ,, ,,	800°C/... olej
IV 1050°C/15 ,, ,,	760°C/... olej

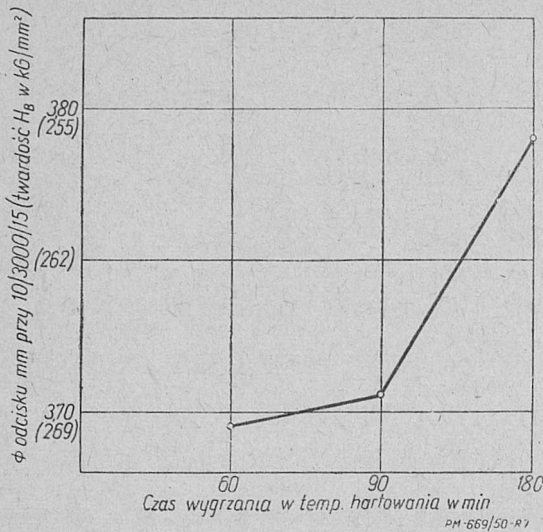
hartowaniem, wartość udarności przy odpuszczaniu w 800°C jest mniejsza od wartości przy odpuszczaniu w 760°C.

3) Wg danych z literatury, c z a s w y g r z a n i a w temperaturze odpuszczania wpływa korzystnie na podniesienie własności udarnościowych. Badania nad zależnością udarności od czasu wygrzania w temp. odpuszczania potwierdziły tego rodzaju twierdzenie, a z rys. 5 widać, że największą wartość udarności otrzymano przy czasie wygrzania wynoszącym 180 min. W jednym przypadku zastosowany dłuższy czas wygrzania wynoszący 300 minut dał wynik lepszy, lecz podwyższenie własności w stosunku do udarności przy wygrzaniu 180 min. jest bardzo małe i niewspółmierne z kosztami tak długiej obróbki cieplnej. Rys. 6 i 7 pokazują zależność twardości od temperatury odpuszczania i czasu wygrzania w niej.



Rys. 6. Zależność twardości od temperatury odpuszczania.  
 Hartowanie 1000°C/30 min. olej, Odpuszczanie ... °C/60 min.olej

Na podstawie wyników otrzymanych przy badaniu wpływu ośrodka chłodzącego po odpuszczaniu (olej, woda) na udarność można wyciągnąć wniosek, że przy chłodzeniu w wodzie poszczególne wartości czasami są większe, niż w przypadku zastosowania kąpieli olejowej, jednak chłodzenie w wodzie nie likwiduje całkowicie rozrutu udarności.

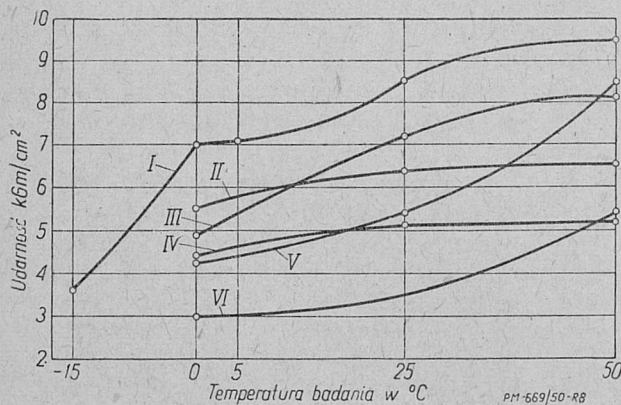


Rys. 7. Zależność twardości od czasu wygrzania w temp. hartowania.   
 Hartowanie 1000°C/30 min. olej      Odpuszczanie 800°C/... olej

b) Zależność udarności od temperatury przeprowadzania próby. Przy oznaczaniu krzywej udarności w zależności od temperatury badania, pełną skalę badania (— 15, 0, 25, 50°C) przyjęto tylko dla optymalnych warunków obróbki cieplnej, w pozostałych przypadkach zastosowano badania w 0, 25, 50°C, uważając je za wystarczające do celów porównawczych. Wyniki zestawiono na rys. 8, z którego wynika, że zakres udarności nieodpowiadający wymaganiom odbioru (mniejsze od 4 kGm/cm<sup>2</sup>), w przypadku stosowania warunków obróbki cieplnej Hart. 1000°C/30' olej, Odp. 800°C/180' olej został przesunięty do temp. poniżej 0°C.

c) Zachowanie się gotowych wyrobów

W czasie rozwiązywania tych zagadnień nasunęła się jeszcze jedna kwestia, mianowicie zachowanie się gotowych zaworów obrobionych cieplnie, w tempera-



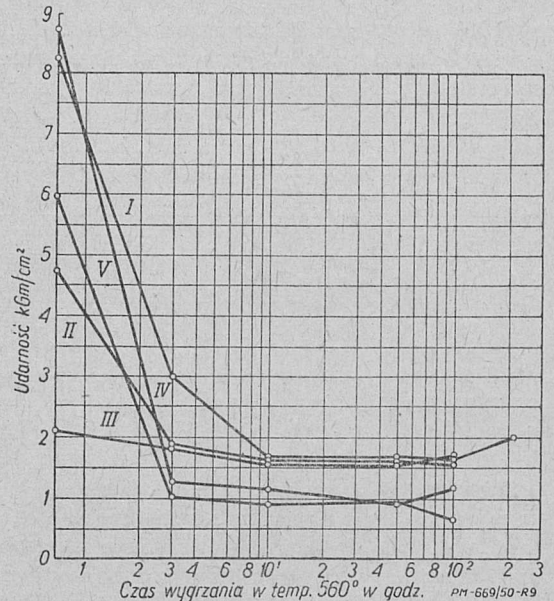
Rys. 8. Zależność udarności od temperatury badania.   
 I Hartowanie 1000°C/30 min. olej      Odpuszczanie 800°C/180 min. olej   
 II 1050°C/15 " "      760°C/ 60 " woda   
 III 1050°C/15 " "      800°C/ 60 " olej   
 IV 1050°C/15 " "      760°C/ 60 " "   
 V 1050°C/15 " "      760°C/ 90 " "   
 VI 1050°C/15 " "      720°C/ 60 " "

turze pracy silnika (500 ÷ 600°C) po określonym czasie 3, 6, 9 itd. godz. Załóżmy, że gotowy zawór obrobiony cieplnie pracuje w silniku przez pierwszy okres czasu (3, 6, 9 godz.) następnie silnik zostaje zatrzy-

many, ochłodzony i puszczonej ponownie w ruch. Zagadnienie wtórne sprowadza się do tego, czy dany materiał, z którego jest zrobiony zawór, po pierwszym okresie pracy w motorze i następnym ochłodzeniu z nim, posiadać będzie własności udarnościowe takie same jak po pierwszej obróbce cieplnej, czy też inne lecz mogące mu zapewnić trwałość przy następnych rozruchach motoru.

Okazuje się, że udarność tego materiału obrobionego cieplnie przez Hart. 1000°C/3' olej, odp. 800°C/180' olej i po dodatkowym wytrzymaniu go w temp. zakresu kruchości odpuszczania, stanowiącego zarazem temperaturę pracy materiału, tj. 550°C/180 min i ochłodzeniu z piecem, z średniej wynoszącej  $U = 8,65$  kGm/cm<sup>2</sup> spadła na  $U = 2,31$  kGm/cm<sup>2</sup>, przy czym najniższa wartość udarności wynosiła  $U = 1,1$  kGm/cm<sup>2</sup>.

Ciekawe wyniki osiągnięto właśnie przy badaniu tego zjawiska, tj. wpływu początkowej udarności na dalsze zachowanie się tych własności po wygrzaniu w temp. zakresu kruchości odpuszczania, stanowiącego zarazem temp. pracy materiału. Jako temperaturę pracy materiału przyjęto 560°C. Czas wygrzania w tej temperaturze, w celu dobrego scharakteryzowania



Rys. 9. Zależność udarności od czasu wygrzania w temperaturze 560°C.

własności udarnościowych materiału, przyjęto 3, 10, 50, 100 godzin (w jednym przypadku 210 godzin). Aby upodobnić warunki studzenia próbek do ostygnięcia zaworu pracującego w silniku po jego zatrzymaniu, przyjęto chłodzenie próbek wraz z piecem o szybkości 10°C na minutę.

W celu otrzymania różnych udarności początkowych, stosowano obróbkę cieplną próbek w następujących warunkach:

- I. Hart. 1000°C/30min. olej; Odp. 800°C/180min. olej  $U=8,26$  kGm/cm<sup>2</sup>
- II. " " " " " " " " Odp. 800°C/180min.pow.  $U=4,78$  " "
- III. " " " " " " " " Odp. 800°C/180min.piec  $U=2,12$  " "
- IV. M 850°C/180min. piec; Odp. 800°C/180min.olej;  $U=8,83$  " "
- Hart. 1000°C/30min. olej
- V. Hart. 900°C/180min. + Odp. 800°C/180min.olej  $U=5,95$  " "
- + 1000°C/20min. olej;

Otrzymane wyniki, zestawione na rys. 9 pokazują, że materiał jest bardzo wrażliwy na zjawisko kruchości odpuszczania. Już po 10 godz. odpuszczania

w temp. 560°C (przyjętej jako temp. pracy zaworów w silniku), osiąga on dla wszystkich zbadanych przypadków pewną minimalną wartość udarności początkowej. Naturalnie właściwa obróbka cieplna, a raczej tylko jej parametry temperatury, będą miały wpływ na wartość najmniejszej udarności i na sam przebieg krzywej funkcji  $U = f(\text{czas wygrzania w temp. } 560^{\circ}\text{C})$ .

Przy odpowiedniej obróbce cieplnej, można zatrzymać rozwój tego zjawiska, np. przez szybkie chłodzenie materiału po odpuszczaniu (olej lub woda), lecz nie jest się w stanie go zlikwidować, gdy materiał ten pracuje w zakresie kruchości odpuszczania tj. 400 ÷ 600°C. W rozpatrywanym przypadku zachodzi właśnie zjawisko tego rodzaju, gdyż niezależnie od sposobu chłodzenia po odpuszczaniu już po 10 godz. wytrzymania stali AVK w temp. 560°C, materiał osiąga bardzo niską udarność.

Na tej podstawie można przypuszczać, że kryterium odbiorcze stawiające dla tego materiału warunek posiadania w stanie ulepszonym  $U \geq 4 \text{ kGm/cm}^2$  nie jest słuszne, gdyż wartość tej udarności nie mówi o zachowaniu się materiału w warunkach jego pracy. Z badań bowiem wynika, że wartości te po pewnym okresie czasu są wszystkie prawie jednakowe, a wykonane pomiary udarności w temperaturach 400, 500 i 600°C wykazały, że materiał niezależnie od początkowej wielkości posiada w tych temperaturach bardzo wysokie własności udarnościowe (tabl. II).

TABLICA II. Udarność badanego materiału w temperaturach podwyższonych

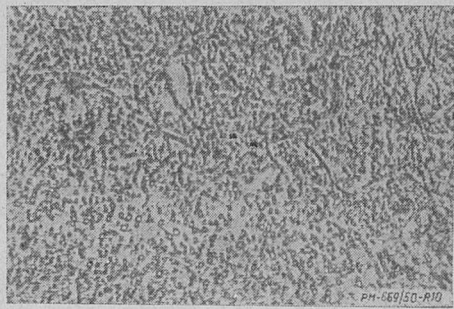
Lp.	Rodzaj obróbki cieplnej	Udarność w temperaturze (kGm/cm <sup>2</sup> )			
		20 ÷ 30°C	400°C	500°C	600°C
1	Hart. 1000°C/30 min olej Odp. 800°C/80 min olej	8,1	16,4	18,5	23,5
2	Hart. 1000°C/30 min olej Odp. 800°C/180 min piec	1,95	16,1	18,9	22,6

Czynnikiem warunkującym jakość materiału będzie jego wytrzymałość oraz odporność na korozję w podwyższonych temperaturach. Udarność jest tu czynnikiem drugorzędym, gdyż w zaworze, tylko jego grzybek narażony jest na pewne nieduże naprężenia dynamiczne, podczas gdy trzonek jest całkowicie od nich wolny. Z tych powodów wymaganą próbę udarności należałoby usunąć z naszych warunków odbiorczych, a zastąpić ją próbą kontrolującą samą obróbkę plastyczną (kucie) oraz obróbkę cieplną zaworu. Na poparcie tego stanowiska mogą służyć również badania naukowców oraz brak warunku udarności w normach odbiorczych niemieckich dla lotnictwa i w normach angielskich, przy czym te ostatnie przewidują dla tego materiału (B. S. En. 52) tylko warunek twardości (255 ÷ 293  $H_B$ ).

Z przeprowadzonych badań przez I. Musattiego i Reggiori [4] na temat przydatności materiału do produkcji zaworów wynika, iż mimo bardzo małej udarności materiału (zblżonego składem do AVK) — 0,28 kGm/cm<sup>2</sup>, można go zastosować do produkcji zaworów.

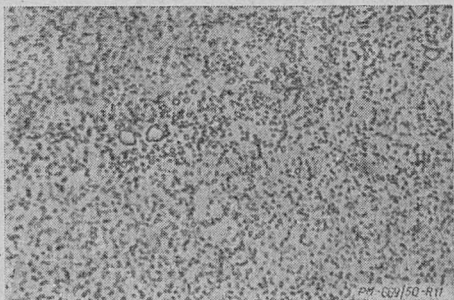
#### d) Badania metalograficzne

Chcąc wyjaśnić przyczynę powstawania dużego rozrzutu udarności, wykonano badania makro i mikro-



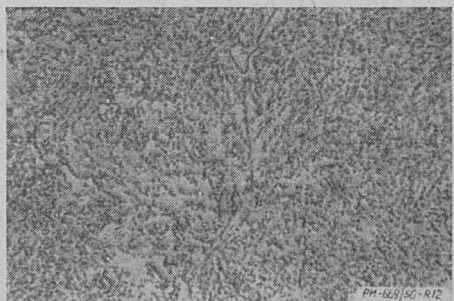
Rys. 10. Struktura materiału obrobionego cieplnie:  
Hartowanie 1050°C/15 min. olej    Odpuszczanie 800°C/180 min. olej    Udarność 4,44 kGm/cm<sup>2</sup>  
pow. x 500 — traw. 4% roztw. alkohol. HNO<sub>3</sub>

graficzne. Stosując badanie przełomu próbek udarnościowych, można jedynie określić stopień przegrzania materiału oraz związaną z nim wielkość rozrzutu udarności dla poszczególnych warunków obróbki cieplnej. Na otrzymanych wynikach zaobserwowano, że wraz ze zmianą przełomu zmienia się średnia wartość udarności i wielkość rozrzutu tzn., że im bardziej gruboziarnisty przełom, tym średnia wartość udarności mniejsza, a rozrzut większy. Natomiast nie zauważono żadnej różnicy w wyglądzie przełomów przy próbkach posiadających niskie i bardzo duże wartości, naturalnie jednakowo obrobionych cieplnie.



Rys. 11. Struktura materiału obrobionego cieplnie:  
Hartowanie 1000°C/15 min. olej    Odpuszczanie 800°C/60 min. olej    Udarność 10,01 kG/cm<sup>2</sup>  
pow. x 500 — traw. 4% roztw. alkohol. HNO<sub>3</sub>

Przy badaniach mikroskopowych zaobserwowano na zglądach próbek węgliki w ten sposób rozłożone, że przypominały zarysy ziarn (rys. 10), zaś sam rozkład węglików był nierównomierny i w formie wydzieleń smugowych oraz całych skupisk (rys. 11).



Rys. 12. Struktura materiału obrobionego cieplnie:  
Hartowanie 1100°C/15 min. olej    Odpuszczanie 800°C/90 min. olej    Udarność 3,07 kGm/cm<sup>2</sup>  
pow. x 500 — traw. 4% roztw. alkohol. HNO<sub>3</sub>

Przy zastosowaniu temperatury hartowania 1100°C ziarna w materiale okazały się dość duże, a węgliki ułożone częściowo na ich granicy (rys. 12). Sporadyczne spadki udarności zostały potwierdzone i w na-

szych badaniach, lecz tylko przy zastosowaniu wyższych temperatur hartowania (1100°C), krótkiego czasu wygrzania w temperaturze hartowania i odpuszczania, czy też normalizowania materiału przed hartowaniem. Struktury próbek jednakowo obrobionych cieplnie, lecz o dużej i małej udarności, nie różniły się między sobą. Samej przyczyny dużego rozrzutu udarności nie udało się ustalić na drodze mikroskopowej, częściowo z powodu charakteru materiału, gdzie ogólna ilość węglików przy tej zawartości C i Cr przesłania możliwość dopatrzenia się przyczyn w wydzieleniach. Z tego też powodu można zrobić tylko przypuszczenie, że lokalny skład chemiczny powoduje taki rozkład struktury, iż nawet szybkie chłodzenie po odpuszczeniu nie jest w stanie zapobiec powstawaniu zjawiska kruchości.

#### 4. Wnioski

1) Czyste stale chromowo-krzemowe podlegają silnie rozwiniętemu zjawisku kruchości odpuszczania i dlatego wytop tych stali powinien być uważnie prowadzony, w celu uzyskania jak najbardziej jednorodnego materiału.

2) Punkty przelomowe należy określać bardzo dokładnie za pomocą dilatometru lub szeregu hartowniczego, stosując temp. hartowania  $Ac_3 + 30$  do 70°C.

3) Czas wygrzania w temperaturze odpuszczania powinien być długi, ze względu na największe wydzielenie i koagulację węglików, jednak skalkulowany z uwzględnieniem kosztów produkcji.

4) Odbiór materiału lub zaworów należy przeprowadzać na wytrzymałość i ewentualnie na wielkość ziarna w stanie ulepszonym.

5) W celu dokładniejszego zbadania wpływu udarności początkowej zaworów w stanie ulepszonym na ich zachowanie się w temperaturze pracy, zawory obrobione cieplnie na dużą i małą udarność, należało by założyć do silników i obserwować ich pracę.

#### Literatura

1. F. F. Chimiszin — Nierżawieuszczycje, kisloupornyje i żarupornyje stali — Moskwa (1945).
2. G. W. Kurdiunow i R. J. Entin — Otpusknaja chrupkost' konstrukcyjnych stalej — Moskwa (1945).
3. E. Houdremont — Sonderstahlkunde — Berlin (1943).
4. A. Pomp i W. Länge — Stahl u. Eisen 56 (1936) str. 575.
5. H. Allsob i P. W. Bygate — Journal of the Iron and Steel Institute 161 (1946) str. 318.

## Wykonanie zasadniczych części instalacji wtryskowej silników wysokoprężnych trakcyjnych (Część I)

621.43.038.8:621.9

Mgr inż. EDWARD B. LOTH

*Podstawowymi elementami instalacji wtryskowej silnika wysokoprężnego są: pompa wtryskowa i wtryskiwacze. Najistotniejszymi ich częściami są — cylinderek i tłoczek pompy oraz końcówka i iglica wtryskiwacza.*

*Artykuł niniejszy poświęcony jest omówieniu najczęściej stosowanej technologii wykonania końcówek wtryskiwacza i iglicy. Dalsza część artykułu, omawiająca wykonanie cylindereka i tłoczka pompy wtryskowej oraz specjalne wymagania stawiane zakładowi wytwórczemu, ukaże się w jednym z następných numerów.*

Instalacja paliwowa silnika wysokoprężnego trakcyjnego składa się: ze zbiorników paliwa, przewodów niskiego ciśnienia, filtrów paliwa, pompy zasilającej, pompy wtryskowej, przewodów wysokiego ciśnienia i wtryskiwaczy.

Trzy ostatnie elementy instalacji paliwowej tworzą właściwą instalację wtryskową.

Silnik wysokoprężny zasysa teoretycznie stałą ilość powietrza, a regulacja mocy i obrotów następuje przez zmianę ilości spalane go paliwa. Zmieszanie paliwa z powietrzem nie następuje, jak w silnikach gaźnikowych, poza przestrzenią spalania, a dokonuje się w obrębie komory spalania. Paliwo dawkowane bezpośrednio do komory spalania musi być dostarczone pod bardzo wysokim ciśnieniem, aby przezwyciężyć ciśnienie sprężania w silniku, a przede wszystkim ulec jak największemu rozdrobnieniu.

Zadaniem pompy wtryskowej jest dostarczenie w określonym czasie dokładnie odmierzony ilości paliwa do wtryskiwacza, który przekazuje tę dawkę do komory spalania silnika, w takiej postaci, aby uległa ona całkowitemu spalaniu, możliwie bez śladów dymu w spalinach. Konstrukcja i wykonanie cylindereka i tłoczka pompy wtryskowej muszą zapewniać pompowanie pod odpowiednim wysokim ciśnieniem, dokładne dawkowanie ilości podanego paliwa na każdy

skok tłoczka, oraz możliwość regulacji dawkowania. Końcówka wtryskiwacza i iglica spełniająca rolę zaworu muszą być tak wykonane, aby rozdrobnienie paliwa nastąpiło w dostatecznym stopniu, a kierunki wtryskiwania były dostosowane do kształtu komory spalania i kierunków zawirowania czynnika.

#### I. Końcówka wtryskiwacza i iglica

Ogólnie biorąc końcówki wtryskiwaczy mogą być podzielone na dwie grupy:

1) Iglica kończy się w miejscu tworzącym gniazdko (przyłgnię) zaworku i nie wystaje przez otwór w końcówce wtryskiwacza.

2) Iglica, poniżej przyłgni zaworku, zaopatrzona jest w czopek, który przenika poza otwór w końcówce wtryskiwacza.

Końcówki wtryskiwaczy wg p. 1 można podzielić na dwa rodzaje, a mianowicie o jednym otworze i końcówki wielootworowe.

W końcówkach jednootworowych otwór jest przeważnie wykonany w osi końcówki, jednak może być również wykonany skośnie, jeżeli istnieje konieczność skierowania dawki paliwa w określone miejsce komory spalania. Końcówki wtryskiwaczy wielootworowych mogą mieć od dwóch do dziesięciu otworków, prze-

ważnie wykonanych w równych odstępach i pod jednakowym kątem. Specjalny rodzaj końcówek wielotworowych jest stosowany w silnikach o wtrysku bezpośrednim, zaopatrzonych we wtryskiwacze umieszczone pionowo pomiędzy zaworami silnika. W tym przypadku, ze względów konstrukcyjnych końcówka wtryskiwacza musi być bardzo małej średnicy a znacznej stosunkowo długości; w związku z tym jest ona niedostatecznie chłodzona. W tego rodzaju końcówkach iglica jest znacznie dłuższa, a luz pomiędzy otworem w prowadzeniu iglicy, a iglicą musi być w dolnej partii większy niż w górnej.

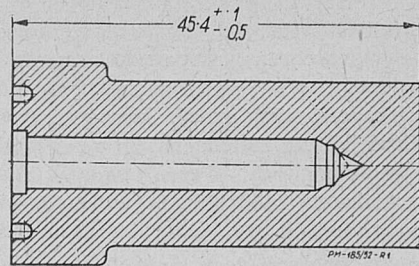
Końcówki wtryskiwaczy wg p. 2, jednotworowe z iglicą zakończoną czopikiem różnią się między sobą przede wszystkim kształtem czopika w części przenikającej przez otwór końcówki. Zmieniając wielkość i kształt tej części, można otrzymać stożki rozpylenia od  $40^\circ$  do  $90^\circ$  i wyżej, zaspakajając w ten sposób wymagania nieomal każdej odmiany silnika.

Niezależnie od końcówki, wtryskiwacze są zasadniczo jednakowe i określone odmiany końcówek można dobrać zależnie od potrzeb, mocując je do oprawy wtryskiwacza przy pomocy nakrętki kołnierzonej. Paliwo do wtryskiwacza jest doprowadzane pod bardzo wysokim ciśnieniem, wynoszącym nieraz kilkadziesiąt atmosfer. Kanałem wywierconym w obudowie, paliwo przepływa do pierścieniowego rowka wytoczonego w czołowej ściance końcówki, skąd trzema kanałkami przedostaje się do tego miejsca, gdzie umieszczona jest przylgnia iglicy. W chwili tłoczenia ciśnienie paliwa działające na czoło iglicy przewyższa nacisk sprężyny obciążającej iglicę i unosi ją, otwierając wolny przepływ paliwa do otworów rozpylających.

Opisane wyżej elementy, dostosowane do wielocylindrowych silników mocy nawet kilkuset KM, posiadają niewielkie wymiary; średnica iglicy wynosi kilka milimetrów (normalne stopniowanie przewiduje 4, 5, 6, 8, 10 mm), skok iglicy nie przekracza kilku dziesiątych mm. Długość części prowadzącej iglicy jest uzależniona od średnicy i przeciętnie równa 4d. Średnica otworków rozpylających w końcówkach wtryskiwaczy jest bardzo mała, są one ledwie dostrzegalne gołym okiem. Przeciętnie średnica zawiera się w granicach  $0,2 \div 0,35$  mm. Ze względu na wymaganą szczelność, a jednocześnie łatwe przesuwanie się iglicy w prowadzeniu, bardzo starannie dobiera się luzy między tymi elementami, w granicach paru mikronów.

Obróbka mechaniczna końcówki wtryskiwacza i iglicy składa się z 2-ch faz: obróbki zgrubnej, która jednak wymaga dokładności wykonania do 0,1 mm, oraz obróbki końcowej szczególnie dokładnej. W tej fazie obróbki wykonanie musi nie tylko utrzymać charakterystyczne wymiary elementów w bardzo wąskich tolerancjach wymiarów, ale również zapewnić wyjątkową gładkość wszystkich powierzchni.

Obróbka zgrubna może być wykonywana w normalnych warunkach zakładu produkcyjnego przystosowanego do dokładnej obróbki drobnych części. Natomiast obróbka ostateczna musi być wykonywana w całkowicie oddzielnym, specjalnie przystosowanym zakładzie, którego najważniejszymi cechami są — eli-



Rys. 1. Końcówka wtryskiwacza — półfabrykat.

minowanie maszyn od wszelkich wstrząsów i całkowita bezpyłowość powietrza.

### 1. Wykonywanie końcówek wtryskiwaczy

#### a. Obróbka zgrubna (rys. 1).

Końcówki wtryskiwaczy wykonuje się na ogół z pręta. Wobec masowej produkcji, wstępna obróbka jest wykonywana na wielowrzecionowych automatach. Po tej zgrubnej obróbce otrzymujemy końcówkę — półfabrykat, której kształty i wymiary powinny być tak dobrane, aby umożliwiały wykonanie gotowych końcówek różnych odmian. Wstępna obróbka na automacie obejmuje następujące operacje:

1. Obtoczenie średnicy zewnętrznej i częściowo kołnierza. Obtoczenie powierzchni czołowej i pozostałej części kołnierza. Nawiercenie wejścia do centralnego otworu wiertłem stopniowym (odsadzenie).

2. Wiercenie centralnego otworu do około połowy głębokości, oraz zgrubna obróbka pierścieniowego rowka na powierzchni czołowej końcówki.

3. Wykończenie rowka na powierzchni czołowej. Wywiercenie otworu centralnego do pełnej głębokości. Wykończenie zewnętrznej średnicy końcówki oraz podtoczenie w miejscu oddzielenia gotowej końcówki od pręta.

4. Wykończenie kołnierza i powierzchni czołowej. Wywiercenie otworu centralnego na pełnej głębokości.

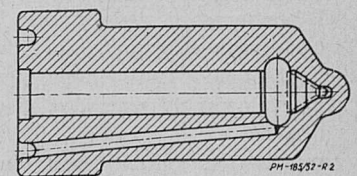
5. Zgrubne rozwiercenie centralnego otworu. Dodatkowe podtoczenie powierzchni czołowej i pod kołnierzem.

6. Końcowe rozwiercenie otworu i odcięcie zgrubnie obrobionej końcówki od pręta.

Cykl tych operacji trwa 37 sekund. Pomimo tak krótkiego czasu, oraz zasadniczo zgrubnej obróbki, można uzyskać już bardzo dokładne tolerancje. Na przykład tolerancja długości wynosi 0,15 mm, a zewnętrznej średnicy 0,10 mm.

#### b. Obróbka ostateczna (rys. 2).

Pierwszą operacją jest wykonanie trzech skośnych otworów, służących do doprowadzania paliwa (oleju gazowego). Wykonanie tych otworów odbywa się na trzywrzecionowej wiertarce poziomej. W uchwycie umieszczonych jest 6 końcówek do obróbki w ten sposób, że równocześnie są wiercone trzy skośne otwory, każdy w innej końcówce. Następnie, na specjalnie przystosowanej tokarce wykonane jest wewnętrzne podtoczenie otworu, tworzące połączenie uprzednio wykonanych skośnych otworków. Po tej operacji prze-



Rys. 2. Wielotworowa końcówka wtryskiwacza.

prowadzana jest kontrola, czy podtoczenie otworzyło całkowicie dotychczas ślepe zakończenie skośnych otworków.

Następnie, centralny otwór wewnętrzny jest rozwiercany specjalnym rozwiertakiem o czterech ostrzach z węglików spiekanych. Przez otwór w rozwiertaku jest doprowadzane chłodziwo. Posuw końcówki w stosunku do rozwiertaka wynosi 0,025 mm na jeden obrót.

Jakość tej operacji jest kontrolowana specjalnym sprawdzianem. Oba końce sprawdzianu są jednakowej średnicy, jednak długość tłoczka z jednej strony równa się prawie średnicy otworu, zaś z drugiej długość tłoczka jest parokrotnie większa. Jeśli krótka strona sprawdzianu wchodzi w otwór prawidłowo, a długa zakleszcza się, to końcówka jest odrzucana jako nie mająca wykonanej pełnej głębokości otworu — osiowo. Równocześnie jest kontrolowana jakość powierzchni otworu oraz głębokość skośnych otworków dla doprowadzania paliwa.

Utrzymanie współosiowości centralnego otworu i zewnętrznej średnicy końcówki jest sprawą zasadniczą, dlatego następną operacją — obtoczenia zewnętrznej średnicy i kołnierza odbywa się na specjalnym trzpieniu dopasowanym do centralnego otworu. W operacji tej zdejmuje się ze średnicy zewnętrznej ok. 0,2 mm materiału.

Następna operacja polega na wykonaniu stopniowanego otworu w ślepych końcu końcówki. Operacja ta jest bardzo trudna, gdyż wymaga wykonania otworu o stopniowanych średnicach jako zakończenia ślepego centralnego otworu końcówki. Do obróbki służy specjalne narzędzie. Kończówki po rozwierceniu centralnego otworu wewnętrznego są selekcjonowane w zależności od wymiaru otworu na grupy co 0,005 mm. Część prowadząca narzędzia dla wykonania wielostopniowego otworu jest również dokładnie szlifowana co 0,005 mm, tak że każdej selekcyjnej grupie końcówek odpowiada specjalne narzędzie. W ten sposób zachowana zostaje współosiowość głównej średnicy centralnego otworu i zakończenia otworu, poniżej podtoczenia, o szeregu stopniowanych mniejszych średnicach.

Po tej operacji następuje kontrola, obejmująca sprawdzenie współosiowości części głównej centralnego otworu i części stopniowanej (dopuszczalna odchyłka 0,02 mm) oraz współosiowości centralnego otworu i powierzchni zewnętrznej (dopuszczalna odchyłka 0,05 mm). Równocześnie sprawdzeniu podlega głębokość otworu centralnego przez pomiar od powierzchni czołowej do gniazdka iglicy (dopuszczalna odchyłka 0,05 mm).

Po tym sprawdzeniu obrabiane jest drugie czoło końcówki posiadające kształt widoczny na rys. 2, bądź inny, zależnie od typu wtryskiwacza. Obróbka ta odbywa się na trzpieniu osadzonym w centralnym otworze.

Następna operacja jest najważniejszą z punktu widzenia przyszłej pracy wtryskiwacza i polega na wywierceniu otworków rozpylających paliwo. W zależności od typu końcówki średnica tych otworków może być od 0,15 do 0,7 mm., najczęściej zaś dla końcówek wielootworowych 0,25 mm. Otworków tych przeważnie jest cztery i są one rozłożone w jednakowej odległości i pod jednakowym kątem w zaokrą-

glonym końcu końcówki. Do wiercenia otworków służy wiertarka specjalnej konstrukcji. Trudność wykonania tej operacji wynika nie tylko z bardzo małej średnicy wiertła, ale także z kształtu powierzchni końca końcówki wtryskiwacza, w której otworki mają być wywiercone. Powierzchnia ta jest wypukła, często więc zdarza się, że przy początku wiercenia wiertło obsuwa się po powierzchni, co w efekcie powoduje złamanie wiertła, lub wywiercenie otworu pod niewłaściwym kątem i zwichrowanej osi. Posuw wiertła jest wykonany przy pomocy specjalnej dźwigni zaopatrzonej w przeciwcieżar<sup>1)</sup>.

Po wykonaniu otworków końcówka jest obrabiana termicznie, a następnie docierana (lapowana) w szeregu kolejnych operacjach. Najpierw docierany jest centralny otwór przy pomocy żeliwnego docieraka. Jako pasty używa się mieszaniny łożu z tlenkiem chromu. Docieranie odbywa się kolejno przy użyciu dwóch past — zgrubnej i wykańczającej. Po tych operacjach końcówki są mierzone i selekcjonowane na trzy grupy co 0,002 mm. Na przykład dla średnicy nominalnej 6 mm., grupy selekcjonowane będą miały średnice: 6,000, 6,0002 i 6,004 mm. Pomiar średnicy otworu wykonuje się przy pomocy przyrządu mierniczego pneumatycznego<sup>2)</sup>. Aby wyeliminować ewentualne błędy wynikające ze zużycia się główki pomiarowej, są one wymieniane po dokonaniu około 600 operacji pomiarowych.

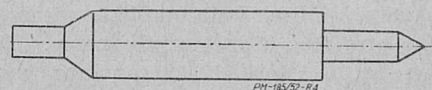
Następnie dociera się gniazdo iglicy, znajdujące się na dnie otworu centralnego. Gniazdko to musi być doskonale współosiowe z centralnym otworem końcówki. Do docierania służy docierak o kształcie odpowiadającym iglicy. Część prowadząca docieraka jest stalowa; średnica tej części docieraka jest wykonana z równą dokładnością jak centralny otwór końcówki; również docieraki są selekcjonowane co 0,002 mm. Część stożkowa, służąca dla docierania gniazda — jest żeliwna; kąt zaś stożka wynosi np. 59°, co stanowi o jeden stopień mniej aniżeli kąt uprzednio wykonanej powierzchni gniazda. Operacja docierania trwa około 15 minut. Docierak służy tylko do jednorazowego użycia. Jego stożek musi być po każdej operacji poprawiony i sprawdzony.

Ostatnią operacją wykańczającą końcówki wtryskiwacza jest szlifowanie i dotarcie powierzchni czołowej od strony kołnierza, celem uzyskania całkowitej szczelności przy osadzeniu końcówki w obudowie wtryskiwacza.

## 2. Wykonanie iglicy

### a. Obróbka zgrubna (rys. 3)

Iglice do końcówek wtryskiwaczy są również wykonywane z pręta, a obróbka zgrubna odbywa się na automatach.



Rys. 3. Iglica wtryskiwacza — półfabrykat.

Obejmuje ona następujące operacje:

1. Odcięcie poprzecznie wykonanej iglicy. Częściowe obtoczenie średnicy zewnętrznej; zgrubne wykonanie stożka po lewej stronie.

<sup>1)</sup> Patrz art. „Zasady wiercenia małych otworków“ PM nr 11/52.

<sup>2)</sup> Patrz art. „Przyrządy pneumatyczne do pomiarów liniowych“ PM nr 5, 6 i 7—8/52.



2. Obrotowanie całej średnicy zewnętrznej oraz zgrubne obrotowanie cieńszego końca iglicy. Uprzednie zmniejszenie średnicy tej strony iglicy zostało wykonane narzędziem odcinającym gotową poprzednią iglicę, w pierwszej operacji.

3. Wstępne obrotowanie stożka iglicy oraz stożkowe podtoczenie pręta z lewej strony, celem przygotowania miejsca na wykonanie następnej operacji.

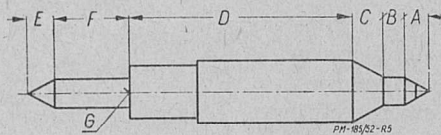
4. Ostateczne wykonanie podtoczenia po lewej stronie na mniejszą średnicę.

5. Wykonanie ostateczne lewego stożka.

Cykl tych operacji trwa 21 sekund, a dokładność wykonania średnic do 0,1 mm.

b. O b r ó b k a o s t a t e c z n a (rys. 4)

Pierwszą operacją tego zakresu jest obrotowanie stożka *A* o kącie 66°. Jest to stożek stanowiący przyłgnię zaworku. Następnie wykonuje się główną operację, tj. szlifowanie powierzchni *A*, *B*, *C*, *D* i *E* na szlifierce bezkłowej. Tarcza szlifierska składa się z trzech złożonych razem tarcz, dobranych w ten sposób, że grubość ziarna tarczy środkowej, szlifującej największą średnicę zewnętrzną jest inna niż tarcz zewnętrznych. Następnie na normalnej szlifierce jest szli-



Rys. 4. Końcowy kształt iglicy wtryskiwacza.

fowana średnica *F* i powierzchnia prostopadła *G*, a wreszcie na specjalnej szlifierce jest szlifowany stożek *A* na kąt 60°. Pomimo wykonania operacji szlifierskich w ten sposób, aby otrzymać nie tylko bardzo dużą dokładność wymiarów, ale także bardzo dużą gładkość powierzchni, iglice muszą być docierane, celem uzyskania jeszcze większej gładkości powierzchni.

Obrobka iglicy jest w ten sposób skończona i następuje selekcja w zależności od średnicy zewnętrznej na trzy analogiczne grupy, jak otwory centralne końcówek wtryskiwaczy. Następuje obecnie skojarzenie końcówek wtryskiwaczy i iglic i od tej chwili tworzą one całość, której elementy są niewymienne. Iglica jest indywidualnie docierana na średnicy zewnętrznej do otworu końcówki wtryskiwacza, podobnie wykończony jest i stożek przyłgni.

### 3. Sprawdzenie dokładności wykonania

Po dotarciu końcówki z iglicą, zestaw taki poddany jest specjalnym próbom, celem stwierdzenia stopnia dokładności wykonania. Pierwsza próba polega na sprawdzeniu, czy pomimo bardzo małego luzu między centralnym otworem w końcówce a częścią prowadzącą iglicy, podniesiona do góry iglica opada w przewodzeniu pod własnym ciężarem. Próba ta jest wykonana przy iglicy w położeniu normalnym oraz odwróconym — stożkiem zaworku do góry. Następuje próba szczelności części prowadzącej iglicę w centralnym otworze końcówki. Iglica jest dociśnięta do przyłgni, a przez otworki doprowadzające normalnie paliwo, doprowadzony jest spirytus pod ciśnieniem 500 atmosfer. Spirytus może wyciekać jedynie przez szczelinę wytworzoną wskutek luzu pomiędzy centralnym otworem końcówki, a częścią prowadzącą iglicy. Miarą właściwego wykonania jest czas spadku ciśnienia z 500 atm do 250 atm, a następnie do 200 atm. Dla różnych wielkości końcówek czas ten jest różny.

Następnie, dla wtryskiwaczy wielootworowych, sprawdzany jest kąt wtryskiwania. Przy podniesionej iglicy wpływ spirytusu przez otworki odbywa się w formie zwartych strug, których kąt daje się sprawdzić. Wreszcie następuje sprawdzenie skoku iglicy oraz końcowe oględziny zewnętrzne końcówki i iglicy.

## Produkcja ultracienkich drutów metodą elektropolerowania

669-426:621.357.8

JERZY OGERMAN

*Rozwój miniaturowych urządzeń w elektronice wymaga dla lamp precyzyjnych przyrządów pomiarowych, oporników, różnych cewek itp., stale wzrastających ilości ultracienkiego drutu.*

*Poniżej omówiono metodę produkcji ultracienkich drutów przy pomocy elektropolerowania systemem ciągłym, przy czym podano budowę urządzenia stosowanego do produkcji drutu ultracienkiego oraz zależność średnicy drutu od natężenia prądu dla różnych szybkości przebiegu drutu przez elektrolit.*

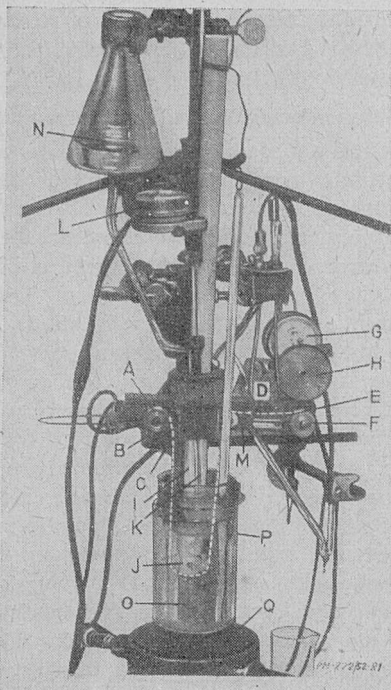
Druty o średnicach  $7,5 \div 10 \mu$  wytwarza się za pomocą ciągnięcia przez szereg oczek diamentowych, których wykonanie jest trudne i czasochłonne. Dlatego też koszt produkowanych tym sposobem drutów jest odpowiednio wysoki. Przykładowo drut o średnicy  $10 \mu$  jest dziesięciokrotnie droższy od drutu o średnicy ok.  $25 \mu$ . Najcieńsze znane dotąd druty o średnicy poniżej  $7,5 \mu$  wytwarzano dotychczas przy pomocy chemicznego trawienia. Metoda ta jednak często zawodzi wskutek nierównomiernego rozpuszczania się drutu oraz ograniczonych możliwości kierowania przebiegiem procesu.

Duże nadzieje opanowania produkcji ultracienkich drutów rokuje metoda rozpowszechniona pod nazwą elektropolerowania.

Metoda ta jest znana stosunkowo dawno i była również w naszej literaturze fachowej przedmiotem szeregu publikacji [1, 2]. Zastosowanie elektrolitycznego polerowania do produkcji drutów systemem ciągłym jest natomiast nowością.

Wskutek wysokiego oporu elektrycznego ultracienkich drutów kontrola procesu za pomocą pomiaru oporności jest bardzo dokładna i prosta. Rozpuszczanie metalu zachodzi na stosunkowo krótkim odcinku wynoszącym  $25 \div 50$  mm. Ceną zaletę stanowi samoregulująca własność procesu, polegająca na ustabilizowaniu się szybkość rozpuszczania metalu po osiągnięciu pewnej wartości nasycenia. W ten sposób duże nawet wahania prądu wywierają nieznaczny wpływ na średnicę drutu. Jeśli skład, temperatura

oraz ruchy elektrolitu pozostają stałe, można proces rozpuszczania metalu i związaną z tym średnicę drutu łatwo utrzymać w pożądanych granicach przez regulację prądu i szybkość przebiegu drutu przez roztwór.



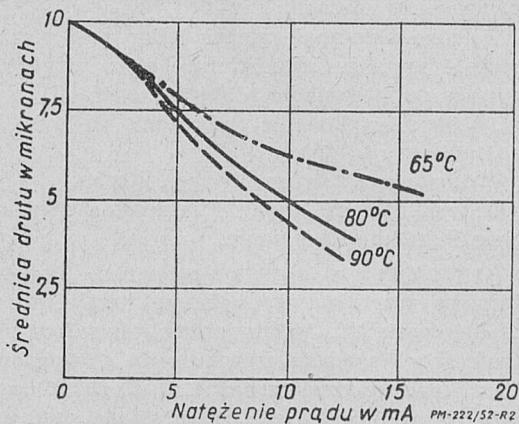
Rys. 1. Urządzenie do elektropolowania ultracienkich drutów. Linia kreskowana oznacza drogę przebiegu drutu.

Przy użyciu drutu ze stali 18/8 o średnicy wyjściowej 10  $\mu$  uzyskano z dużą równomiernością drut o średnicy 3,75  $\mu$ . Zdołano nawet uzyskać drut o średnicy 3,25  $\mu$ , przy czym wydaje się, że nie jest to kres możliwości tej metody [3, 4].

Urządzenie stosowane przez powyższych autorów pokazano na rys. 1. W urządzeniu tym rolka zasilająca A posiada przewodniki irchowe, które są nastawne celem regulacji naciągu drutu. Doprowadzenie prądu uzyskano za pośrednictwem umieszczonej w zbiorniku B kąpieli rtęciowej, przez którą w miejscu C przechodzi polerowany drut. Oczywiście taki sposób kontaktowania można stosować jedynie dla drutów nie tworzących z rtęcią amalgamatów. W miejscach D i E zaczepiono końcówki specjalnie dla tych celów skonstruowanego omomierza, przy pomocy którego dokonuje się sposobem ciągłym pomiaru oporności drutu opuszczającego roztwór. W ten sposób kontroluje się pośrednio średnicę drutu i w zależności od potrzeby reguluje się szybkość przesuwania drutu przez elektrolit. Średnica drutu jest bowiem przede wszystkim funkcją tego parametru. Z rolki zasilającej drut prowadzony jest przez elektrolit za pomocą rolki J wykonanej z materiału izolacyjnego, odpornego na działanie kąpieli polerującej. Po opuszczeniu elektrolizera drut zostaje dokładnie opłukany M wodą pochodzącą ze zbiornika N i nawinięty na wałku poruszonym motorkiem G, przy czym szybkość nawijania można regulować przez zmianę średnicy rolki H.

Katodę O stanowi stal kwasoodporna. Grzanie elektrolitu odbywa się za pomocą grzejnika elektrycznego Q.

Chłodzenie P oraz mieszanie elektrolitu mieszadłem poruszonym motorkiem L pozwala na łatwe utrzymanie temperatury w optymalnym zakresie.



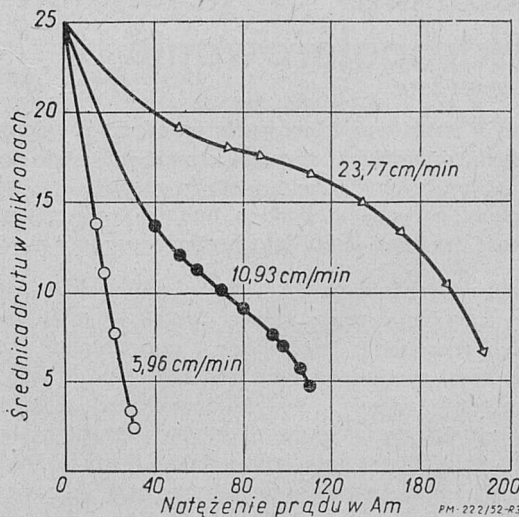
Rys. 2. Krzywa zależności średnicy drutu jako funkcji natężenia prądu dla różnych temperatur oraz stałej szybkości drutu 12 cm/min.

Najlepsze wyniki dla drutu ze stali 18/8 uzyskuje się w roztworze o składzie:

85% kwas ortofosforowy	— 125 cm <sup>3</sup>
woda destylowana	— 30 „
kwas cytrynowy	— 50 g
95% alkohol etylowy	— 10 cm <sup>3</sup>

Do optymalnego natężenia prądu, wymaganego dla osiągnięcia końcowej średnicy drutu, dochodzi się stopniowo, po ustaleniu się równowagi polaryzacji na powierzchni drutu. Przed zaistnieniem tej równowagi roztwarzanie metalu jest intensywne i może nastąpić nawet całkowite rozpuszczenie drutu.

Krzywe na rys. 2 przedstawiają typową zależność średnicy drutu jako funkcji natężenia prądu dla szybkości przebiegu drutu wynoszącej ~ 12 cm/min. Z wykresu wynika, że roztwórca wydajność prądu maleje ze wzrostem natężenia prądu.



Rys. 3. Krzywa zależności średnicy drutu jako funkcji natężenia prądu dla różnych szybkości drutu i stałej temperatury 80°C.

Dla przykładu przy temperaturze 65°C prąd o natężeniu 5 mA roztwarza 44% metalu. Przy wzroście natężenia do 15 mA rozpuszczeniu ulega tylko 69% metalu. Z wykresu wynika również, że roztwórca

wydajność prądu rośnie ze wzrostem temperatury. Temperaturę 80°C dla podanego elektrolitu należy uważać za optymalną. Krzywe na rys. 3 ujmują zależność średnicy drutu jako funkcji natężenia prądu dla różnych szybkości przebiegu drutu przez elektrolit. Szybkość przebiegu drutu przez elektrolit jest proporcjonalna do wymaganego natężenia prądu. Skrócenie procesu drogą zwiększenia szybkości przebiegu drutu okazało się jednak niemożliwe wskutek konieczności stosowania wyższych natężeń prądu powodujących poza obrębem elektrolitu rozgrzanie drutu do czerwoności, a nierzadko jego przepalenie. Wysoka temperatura drutu tuż przed jego zanurzeniem jest nieszkodliwa. Tworzące się w podwyższonej temperaturze na powierzchni drutu tlenki zostają w procesie polerowania usunięte.

Wg autorów, w warunkach polerowania drutów ze stali 18/8, mieszanie roztworu, jak długo nie niszczy drutu mechanicznie, wpływa dodatnio, przyspieszając proces. Niewiadomo jednak, czy taki sam będzie efekt mieszania w warunkach polerowania drutów innych materiałów przy stosowaniu odmiennych elektrolitów i parametrów prądowych. Znane są bowiem procesy, których warunki operacyjne uniemożliwiają dostateczną regenerację decydującej o jakości polerowania warstwy anodowej, niszczonej w sposób ciągły wskutek mieszania.

#### Literatura

1. J. Dobrowolski — Elektrolityczne polerowanie, PWT, 1952.
2. K. Mandybur, J. Ogerman — Elektrolityczne polerowanie szlifów metalograficznych, PWT, 1952.
3. U. H. Colner, M. Feinleib, H. T. Francis — Metal Progress, VI, 1951, str. 795.
4. Stahl und Eisen, I, 1952, str. 82.

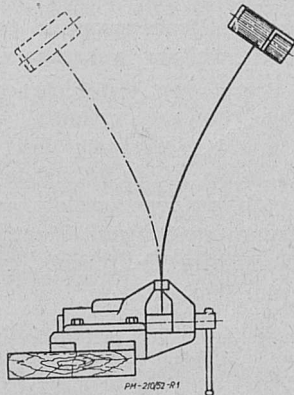
## Udarowy tłumik drgań i jego zastosowanie do obrabiarek

621.941.1:534.372

Między różnymi sposobami obniżania intensywności drgań w maszynach najmniej znanym i zbadanym jest sposób rozpraszania energii drgań przez uderzenia z przedmiotami z niezupełnie sprężystych materiałów.

Poniżej omówiono w zarysie podstawy teoretyczne tłumika drgań opartego na zasadzie uderzenia oraz podano przykłady konstrukcji tłumika tego rodzaju w zastosowaniu do opravek wytaczadeł.

Zasadę udarowego tłumika drgań wyjaśnia proste urządzenie pokazane na rys. 1. Na górnym końcu płaskiej sprężyny umocowany jest pusty cienkościenny cylinder z dnem, zaopatrzony w gwintowany korek. Drugi koniec sprężyny zaciskamy w imadło i badamy wygasanie drgań przy cylindrze pustym z umieszczonym wewnątrz ciężarkiem. Okazuje się, że po włożeniu ciężarka drgania sprężyny wygasają kilkadziesiąt razy prędzej.



Rys. 1.

Znany wzór z mechaniki o stratach energii, powstających przy uderzeniu się ciał, głosi:

$$E = \frac{m_1 \cdot m_2}{m_1 + m_2} (v_1 - v_2)^2 \frac{1 - k^2}{2};$$

gdzie:  $m_1$  i  $m_2$  — masy ciał;  $v_1$  i  $v_2$  — ich prędkości w momencie poprzedzającym uderzenie,  $k$  — współczynnik uderzenia.

Szybkość przy drganiach harmonicznym zmienia się według równania  $v = A\omega \cos \omega t$ , w granicach od  $v_{\min} = 0$  do  $v_{\max} = A\omega$ . Czyli, że tłumik drgań winien być tak skonstruowany, aby w momencie uderzenia  $v_1 = v_{\max}$ , a  $v_2 = -v_1$ , czyli należy brać określony stosunek między luzem  $\Delta$  i amplitudą drgań  $A$ . Z dalszych rozważań wynika, że najlepszy stosunek będzie, gdy  $\Delta = \pi \cdot A$ .

Oczywiście stosunek ten może być utrzymany tylko dla jednego uderzenia, gdyż w miarę wygasania

drgań amplituda ich zmniejsza się, a luz pozostaje bez zmiany.

W praktyce najważniejsze jest (np. przy obrabiarkach) stłumienie drgań w momencie ich powstawania. W tym więc momencie winien być zachowany najkorzystniejszy stosunek między luzem i amplitudą drgań.

Straty energii przy uderzeniu niezupełnie sprężystym zależą m. in. od współczynnika uderzenia  $k$ . Praktyczne możliwości jego zmiany są ograniczone. Dla przedmiotów stalowych  $k = 5/9$ . Przedmioty z miedzi mają mniejszy współczynnik  $k$ , nie mogą być jednak stosowane do tłumików, gdyż szybko zmieniają kształt i wymiary.

Każdemu okresowi wahań tłumika odpowiadają dwa uderzenia. Masę jego można wybrać tak, aby przy pierwszym uderzeniu była odebrana od przedmiotu drgającego połowa energii posiadanej. Pozostała część energii będzie tłumiona przez wewnętrzne tarcie w materiale i konstrukcji drgającego przedmiotu, co prowadzi do aperiodycznego wygasania drgań. Warunek zatracenia połowy energii drgającego układu daje równanie:

$$(m_1 + m_2) \frac{v_1^2}{4} = \frac{m_1 \cdot m_2}{m_1 + m_2} (v_1 - v_2)^2 \cdot \frac{1 - k^2}{2};$$

przy  $v_1 = -v_2$  i  $k = \frac{5}{9}$  otrzymujemy:

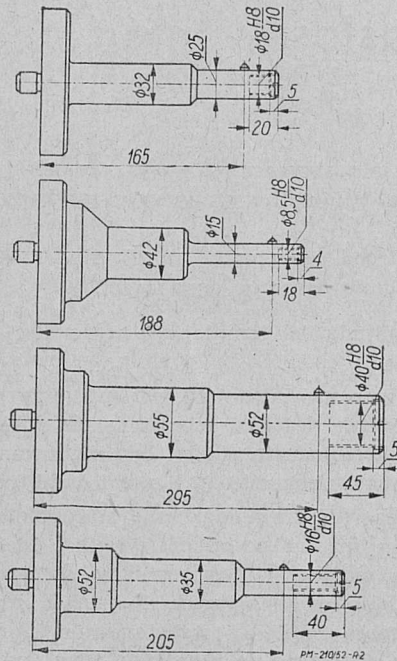
$\frac{m_1}{m_2} = 3,2$ ; lub w przybliżeniu:  $m_2 = \frac{m_1}{3}$ , a więc masa tłumika powinna równać się trzeciej części masy układu drgającego.

Należy nadmienić, że udarowe tłumiki drgań były stosowane w praktyce z bardzo dobrymi wynikami w różnych dziedzinach techniki.

**Zastosowanie tłumików udarowych na wytaczarkach pracujących diamentowymi nożami**

Przy wykańczającej obróbce wytaczania otworów diamentem osadzonym w oprawce, dopuszczalna głębokość wytaczanego otworu zależy od jego średnicy  $d$  i ze względu na warunki pracy w najlepszym przypadku może dochodzić do  $4d$ . Otwory głębsze należy roztaćcać dwustronnie, względnie przewidzieć dodatkowe prowadzenie oprawki; przy wytaczaniu otworów o wysokiej dokładności, sposób ten nie jest zalecany.

Ograniczenie głębokości otworów wytaczanych przy pomocy oprawek spowodowane jest ich drganiem, powstającymi na skutek sił skrawania zginających i skręcających oprawkę. Jednym ze sposobów umożliwienia wytaczania otworów o głębokości większej niż  $4d$  jest tłumienie drgań oprawki przez zastosowanie tłumika udarowego.



Rys. 2.

Konstrukcje oprawek z wbudowanymi tłumikami udarowymi pokazane są na rys. 2. Na końcu oprawki, przed nożem, wywiercony jest otwór (zamykany korkiem metalowym), w który wkłada się z pewnym luzem cylindryczny ciężarek. Ciężarek umieszczony w otworze uderza o ścianki przy każdym naruszeniu spokojnego ruchu oprawki. Energia tracona na uderzenia powoduje szybsze tłumienie drgań. Dla określonej oprawki gaszenie drgań następuje tym szybciej, im większą masę ma tłumik.

Wymiary tłumika zabezpieczającego spokojną pracę oprawki otrzymuje się na podstawie wyżej podanych ogólnych zasad.

Wychodząc z wzoru  $m_2 = \frac{m_1}{3}$ , gdzie  $m_1$  — masa oprawki zredukowana do punktu uderzenia, a  $m_2$  — masa ciężarka, otrzymujemy wzór  $m_2 = \frac{0,36 M}{3} \approx 0,1 M$ ; gdzie  $M$  oznacza masę całej oprawki.

Dla zachowania takiego stosunku mas należy wykonywać ciężarek tłumika z materiału o ciężarze

właściwym, większym od ciężaru właściwego oprawki. Z dalszych rozważań wynika, że:

$$\frac{\gamma_2}{\gamma_1} = \frac{n}{5}$$

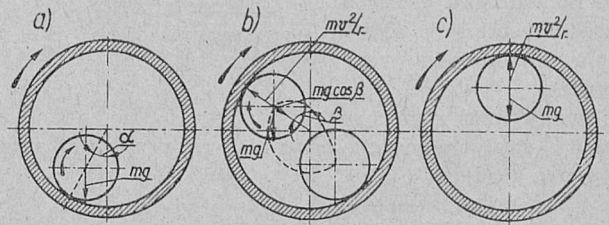
gdzie  $\gamma_2$  — ciężar właściwy materiału ciężarka,  $\gamma_1$  — ciężar właściwy materiału oprawki,  $n$  — stosunek długości oprawki do jej średnicy. Jak widać, przy  $n > 5$  konieczne jest, aby ciężar właściwy ciężarka był większy od ciężaru właściwego materiału oprawki. Do tego celu przy małych średnicach oprawki używane są węgliki spiekane o ciężarze właściwym ok. 14,5 kG/dcm<sup>3</sup>; o ile oprawki są większej średnicy, można stosować ciężarki w formie stalowej tulejki zalanej ołowiem.

Co się tyczy wielkości luzów, to obowiązują tu zasady podane na początku artykułu.

Jak wykazała praktyka, przy stosowaniu tłumików udarowych do oprawek wytaczarek, pracujących nożami diamentowymi, optymalne luzy odpowiadają luzom układu pasowań 3 klasy A<sub>3</sub>/III<sub>3</sub><sup>1)</sup>. Próbie poddawane były oprawki o maksymalnym stosunku długości do średnicy równym  $n = 8$ .

Na zakończenie należałoby wyjaśnić jak zachowuje się ciężarek wewnątrz wirującej oprawki. Doświadczenia robione w cylindrze 180 mm średnicy i 250 mm długości, w którym umieszczano kolejno drewniane gładko obtoczone wałki średnicy 170, 160 i 140 mm i długości 230 mm. Czołowa podstawa cylindryczna była szklana i pozwalała na obserwowanie zachowania się wałków, w miarę zwiększania ilości obrotów. Zaobserwowano trzy charakterystyczne położenia wałków, pokazane na rys. 3.

Początkowo wałki obracające się prawie bez poślizgu, dotykały cylindra, jak pokazano na rys. 3a; w miarę zwiększania ilości obrotów wałki unoszone siłą tarcia podnosiły się do położenia pokazanego na rys. 3b, po czym opadały i znowu podnosiły się. Przy dalszym zwiększeniu obrotów wałki przyciśnięte siłą odśrodkową do ścianek cylindra wirowały razem z nim (rys. 3c).



Rys. 3.

W tłumikach udarowych stosowanych w oprawkach do wyżej podanych wytaczarek, przy luzach rzędu  $\Delta = 0,1$  mm, opisane zjawisko może nastąpić dopiero przy obrotach wyżej 10000 na minutę. Dla utrudnienia powstawania tego zjawiska należy powierzchnie czołowe ciężarków zrobić lekko wypukłe, a powierzchnie czołowe dna cylindra płaskie i gładkie. Zmniejszy to tarcie między nimi.

W. L.

(Stanki i Instrument nr 7/52)

<sup>1)</sup> Odpowiada to w przybliżeniu wg PN/M — 02120 pasowaniu H9/d10.

## Krajowa Narada Remontowa 28–29 listopada 1952

W Domu Technika w Warszawie odbyła się w dniach 28 i 29 listopada br. Krajowa Narada Remontowa zorganizowana przez Naczelną Organizację Techniczną przy poparciu Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego i Centralnej Rady Związków Zawodowych. Wzięli w niej udział przedstawiciele Rządu, Partii, PKPG, Ministerstw, Kierownictwa Zakładów oraz racjonalizatorzy i przodownicy pracy ze wszystkich dziedzin przemysłu, rolnictwa i transportu.

Celem narady była szeroka społeczna mobilizacja kadr technicznych do walki o przedłużenie życia maszyn i urządzeń oraz o utrzymanie na najwyższym poziomie wydajności posiadanych środków wytwórczych naszej gospodarki narodowej dla zwycięskiej realizacji zadań gospodarczych Planu 6-letniego oraz znalezienie i wskazanie właściwych rozwiązań organizacyjnych i technicznych dla pełnego wykorzystania maszyn i urządzeń zakładów produkcyjnych, rolnictwa i transportu.

Zadania te zostały postawione przez VII Plenum KC PZPR oraz II Kongres Inżynierów i Techników Polskich, jako kluczowe zagadnienia dla naszej gospodarki narodowej. Konferencja miała za zadanie rozpatrzyć dotychczasowy stan na tym odcinku i wytyczyć drogi na przyszłość, umożliwiające realizowanie naszych planów gospodarczych.

Konferencję otworzył Przewodniczący Komitetu Organizacyjnego inż. Zbigniew Muszyński. W krótkim przemówieniu wskazał on błędy i niedociągnięcia istniejące obecnie na odcinku remontów i przeglądów maszyn i narzędzi, co powoduje ogromne straty czasu ich pracy oraz zaburzenia w produkcji i transporcie oraz uniemożliwia planowanie i realizację produkcji zgodnie z rzeczywistą zdolnością produkcyjną środków wytwórczych jak też zwiększa koszty wykonywanej produkcji. Kończąc, inż. Muszyński stwierdził, iż sytuacja ta wymaga natychmiastowej i szybkiej poprawy, a punktem zwrotnym powinna być Konferencja Remontowa i realizacja wytyczonego na niej planu działania.

Inż. Muszyński zaproponował skład Prezydium Konferencji z min. Bolesławem Jaszczukiem jako przewodniczącym. Skład Prezydium został przez obecnych przyjęty jednogłośnie. Następnie min. Mieczysław Lesz omówił dotychczasowy stan planowania i realizowania remontów w naszej gospodarce oraz wytyczne dla dalszych obrad.

Na ważność tego zagadnienia zwrócił uwagę premier Bolesław Bierut na VII Plenum KC PZPR, który powiedział: „Należy na właściwym poziomie postawić gospodarkę remontową i uważać za niedopuszczalne wypadanie z procesu produkcyjnego poszczególnych agregatów, maszyn i urządzeń. Należy systematycznie modernizować i rekonstruować istniejące urządzenia”.

Min. Lesz wskazał następnie, iż w celu poprawy istniejącego stanu zagadnienia remontów konieczne jest:

- określenie zakresu czterech głównych czynności gospodarki remontowej: konserwacji, przeglądu, remontu bieżącego i remontu głównego dla każdej maszyny;

- wprowadzenie systemu remontów planowo-zapobiegawczych; ustalenie długości cykli remontowych, kolejności i terminów poszczególnych czynności;

- radykalne polepszenie zaopatrzenia w części zamienne w oparciu o plany ich zapotrzebowania;

- opracowanie nowoczesnej, ekonomicznej technologii remontów;

- odpowiednie zorganizowanie wydziałów i przedsiębiorstw remontowych;

- modernizowanie maszyn i urządzeń w czasie re-

montów celem przedłużenia ich żywotności, zwiększenia wydajności lub możliwości oraz dokładności pracy;

- najdalej idąca oszczędność materiałów deficytowych na części zamienne;

- opracowanie właściwych dokumentów remontowych i ich obiegu;

- najszerze stosowanie remontów szybkościowych, szczególnie tych maszyn i urządzeń, których wycofanie z ruchu powoduje zatrzymanie produkcji jakiegoś odcinka lub zwiększenie kosztów wytwarzanych wyrobów;

- przedłużanie okresów międzyremontowych przez polepszenie konserwacji maszyn, należyte ich użytkowanie, właściwe przeprowadzenie przeglądów i remontów bieżących.

Referat min. Jaszczuka został poprzedzony wręczeniem Krzyżów Zasługi pracownikom przodującym w dziedzinie przedłużania życia maszyn i ich remontów.

Następnie obrady odbywały się w sekcjach branżowych, które omawiały zagadnienia walki o właściwą eksploatację i remont maszyn w poszczególnych dziedzinach gospodarki narodowej.

Obrady sekcji Przemysłu Maszynowego odbywały się pod przewodnictwem dyr. Mieczysława Nogecia. Wzięło w nich udział przeszło 35 dyskusantów, poruszając zagadnienia:

- organizacji służb konserwacyjno-remontowych i ich plac;

- dokumentacji wzorcowych remontów i przygotowania dokumentacji dla remontów wszystkich maszyn, ujednoczenia druków, zaopatrzenia w przyrządy i narzędzia;

- wprowadzenia nowej technologii remontów, przystosowania warsztatów remontowych do rzeczywistych potrzeb, właściwego wykorzystania wykwalifikowanych kadr, utworzenia baz remontowych obrabiarek typowych i specjalnych, zaopatrzenia w części zamienne;

- podniesienie autorytetu służb głównego mechanika;

- wychowywanie i uświadamianie pracowników w zakresie socjalistycznego podejścia do obsługiwanych maszyn, masowego i systematycznego szkolenia personelu technicznego, wprowadzenia do programów uczelni technicznych wykładów o konserwacji i remontach maszyn, odbywania praktyk remontowych w ZSRR, wydawania i udostępniania literatury;

- stworzenia naukowych podstaw dla zagadnień konserwacyjno-remontowych;

- współzawodnictwa i racjonalizatorstwa w dziedzinie remontów;

- bezpieczeństwa i ochrony pracy.

Wypowiedzi dyskusantów poszczególnych sekcji zostały ujęte w rezolucje sekcyjne, które stanowiły podstawę opracowania projektu rezolucji Narady. Po podaniu tego projektu krytyce został on jednogłośnie uchwalony przez wszystkich uczestników Narady (pełny tekst rezolucji znajduje się w specjalnym wydawnictwie).

Obrady podsumował min. B. Jaszczuk podkreślając pozytywne osiągnięcia Narady dające pewność szybkiej poprawy gospodarki konserwacyjno-remontowej, umożliwiającej realizację naszych planów gospodarczych.

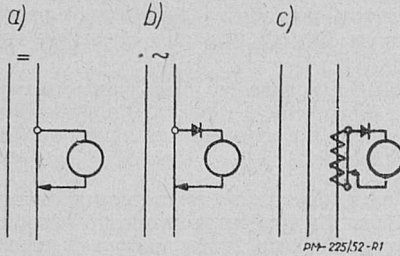
Na zakończenie obrad uczestnicy uchwalili teksty listów do bratniego Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Radzieckich WSNITO oraz do Prezesa Rady Ministrów B. Bieruta, w którym zapewnijają, że realizując powzięte uchwały będą stać w pierwszych szeregach walki o pokój i socjalizm, o wzmocnienie obronności i rozkwitu Polski Ludowej w oparciu o Program Frontu Narodowego.

W. G.

# Przegląd prasy technicznej

## AUTOMATYCZNA KONTROLA OBCIĄŻENIA OBRABIAREK

Obciążenie poszczególnych obrabiarek najlepiej charakteryzuje moc pobierana przez silniki, albo, z trochę mniejszą dokładnością, natężenie pobieranego prądu (przy jednakowym napięciu). To samo można przyjąć z dostateczną dla tych celów dokładnością dla grupy obrabiarek.

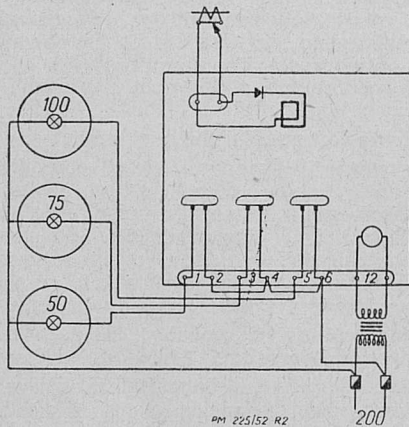


Rys. 1. Schematy przyłączenia galwanometru samopiszącego: a) — do sieci prądu stałego, b) — do sieci prądu zmiennego niskiego napięcia, c) — do sieci prądu zmiennego o dowolnym napięciu.

W Sumskich Zakładach Budowy Maszyn do rejestracji wielkości obciążenia zastosowano samopiszące galwanometry (rys. 1), a do związanej z tym sygnalizacji świetlnej — galwanometry kontaktowe (rys. 2).

Jako metodę pracy przyjęto, notowanie za pomocą przyrządów, spadku napięcia w przewodach, który jest wprost proporcjonalny do obciążenia maszyny.

Zastosowanie galwanometrów ma tę wyższość nad zastosowaniem amperomierzy i woltomierzy, że poza innymi zaletami, można łatwo zmieniać ich skalę na skalę 100-działkową, wskazującą dowolne obciążenia w procentach.



Rys. 2. Schemat włączenia galwanometru kontaktowego z sygnalizacją 3-lampową: obciążenie niższe 50% — pali się lampa „50”, obciążenie wyższe 75% — pali się lampa „100”, przy obciążeniu między tymi granicami pali się lampa „75”.

Sposób ten, oprócz kontroli w czasie pracy, daje możliwość analizowania wykresów za ubiegły okres i badanie przyczyn, powodujących niedostatecznie intensywny rytm pracy.

Np. na jednym wykresie stwierdzono, że tempo pracy ustalało się dopiero po 30 minutach od chwili jej rozpoczęcia, a już 40 minut przed końcem zmiany pracę przerywano. Badania przyczyn tych faktów wyjaśniły, że był to czas stracony wskutek trudności przy otrzymywaniu narzędzi i wydawaniu kart roboczych. Pod koniec zaś zmiany zatrzymywano maszyny, o ile pozostawało zbyt mało czasu, aby obróbkę zaczętego przedmiotu ukończyć. Rejestrowane były również przypadki uszkodzeń, wyłączenia prądu, oczekiwania na dźwig itp.

Stała kontrola przeprowadzana w ten sposób w ciągu 10 miesięcy, spowodowała wzrost obciążenia maszyn w zakładzie o 25%.

Bardzo ciekawe wyniki daje również kontrola pracy określonej obrabiarki, gdyż pozwala na określenie nie tylko czasu potrzebnego dla obróbki przedmiotu, ale również czasu przestoju maszyn i pracy jej bez obciążenia.

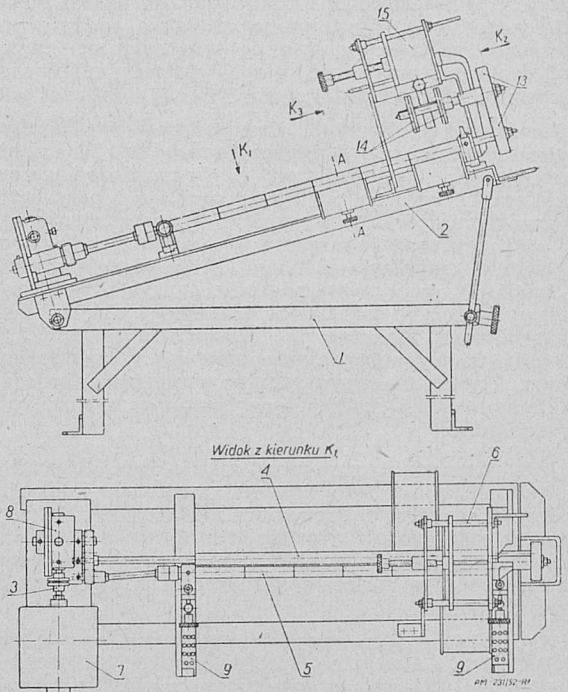
Przy kontroli pracy za pomocą samopiszących galwanometrów ważne jest, aby kontrolowane działy były zasilane oddzielnymi przewodami, co musi być przewidziane przy zakładaniu sieci elektrycznej. Galwanometry kontrolne można grupować bądź u kierownika działu, bądź u głównego inżyniera czy dyrektora — zależnie od systemu organizacji zakładu.

(Większość Maszynostrojennia 6/52 str. 67).

J. St. K.

## URZĄDZENIE DO AUTOMATYCZNEGO POMIARU I SORTOWANIA CZĘŚCI CYLINDRYCZNYCH

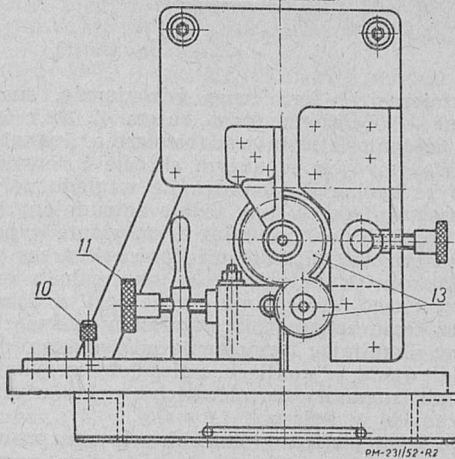
Opisane poniżej urządzenie służy do samoczynnego pomiaru części cylindrycznych o ustalonym obszarze tolerancji, oraz do sortowania tych części wg grup wymiarowych o zwężonej tolerancji<sup>1)</sup>.



Rys. 1.

Schemat konstrukcyjny urządzenia pokazany jest na rys. 1. Na podstawie 1 zamocowana jest odchylona rama 2 z kątowników, na której umieszczone jest właściwe urządzenie miernicze. Wielkość kąta pochylecia ramy ustawia się w zależności od ciężaru własnego części mierzonej. Urządzenie miernicze składa się z napędu 3, dwóch wałków mierniczych 4 i 5 oraz urządzenia podającego 6. Silnik elektryczny 7 napędza, poprzez sprzęgło elastyczne i przekładnię ślimakową 8, współpracujące koła zębate czołowe, które z kolei napędzają wałki miernicze. Wałek tylny 4, o jednakowej średnicy na całej swej długości, jest ułożyskowany na stałe. Wałek przedni 5, napędzany za pośrednictwem przegubu, jest na swej długości odznaczony wg grup wymiarowych kontrolowanych części cylindrycznych. Wałek ten ułożyskowany jest w ten sposób, że w zależności od średnicy części mierzonej, może być przestawiany, bądź wymieniany. Przy tym samym obszarze tolerancji (w tej samej klasie pasowań), a różnych średnicach części mierzonych,

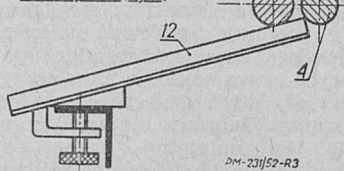
<sup>1)</sup> Patrz także art. dr inż. T. Jakubowskiego „Zamiennosc selekcyjna” PM nr 3/52 str. 96.

Widok z kierunku  $K_2$  (rys. 1)

Rys. 2.

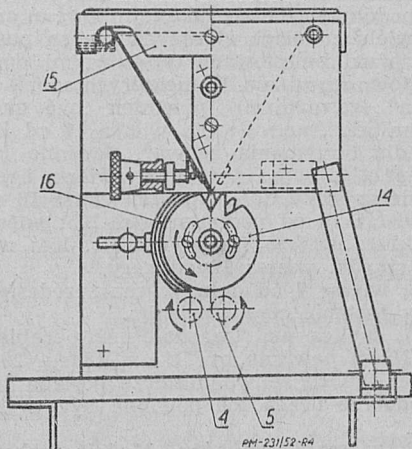
wałek 5 może być przysunięty, względnie odsunięty od wałka 4. Do nastawiania na często mierzone średnice służą otwórki w płytkach ustawczych 9, ustalanych za pomocą kołków 10 (rys. 2). Śruba 11 służy do dokładnego ustawienia wałka 5 wg płytek wzorcowych. Części sortowane odprowadzane są rynną z blachy do odpowiedniego zbiornika (rys. 3).

Przekrój A-A (rys. 1)



Rys. 2.

Urządzenie podające 6 (rys. 1) napędzane jest przez wałek 4 i koła zębate 13. Koła podające 14 (rys. 1 i 4) składają się z dwóch dwudzielnych tarcz uzębionych, które w zależności od długości i średnicy mierzonych części, można rozsuwać i przestawiać względem siebie.

Widok z kierunku  $K_1$  (rys. 1)

Rys. 4.

Części mierzone układa się ręcznie w podajniku 15 z blachy (rys. 1 i 4), którego prawa ściana jest stała, natomiast lewa przestawna stosownie do długości części mierzonych. Z lewej strony kół podających znajduje się osłona 16, zapobiegająca spadnięciu części przed ułożeniem ich na wałkach mierniczych. Części mierzone, dostarczane przez urządzenie podające na wałki miernicze, obsuwają się po nich (odpowiednie pochylenie i obrót wałków) i przechodząc przez kolejne odsadzenia wałka 5 są sortowane do odpowiednich przegródek zbiornika.

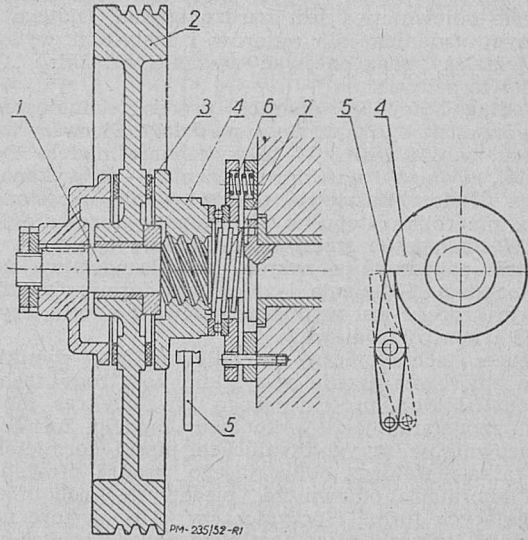
(Werkstatt und Betrieb nr 4/52)

W. K.

## SAMOZAKLESZCZAJĄCE SPRZĘGŁO CIERNE TARCZOWE

Samozakleszczające sprzęgło cierne stosowane jest w przypadku, gdy włączony moment obrotowy jest duży, natomiast element włączający sprzęgło posiada małą moc (np. elektromagnes).

Jak widać z rys. 1, na wale napędowym 1 znajduje się luźno osadzone koło napędowe 2 z wkładkami ferrodowymi 3. Bęben 4 połączony jest z wałem przy pomocy gwintu trapezowego. Przy włączaniu sprzęgła zapadka 5 wchodzi w ząb bębna, zatrzymując go. Wał 1 wykonuje wówczas obrót, nakręcając bęben na siebie i oddalając go tym samym od koła napędowego. Połączenie cierne zostaje w ten sposób przerwane i wał zatrzymuje się.



Rys. 1.

Włączenie sprzęgła odbywa się przez odsunięcie zapadki od bębna, co powoduje obrót jego na wale pod wpływem sprężyny 7. Bęben nakręca się na wał, przez co następuje zetknięcie się powierzchni ciernych bębna i koła napędowego. Powstające na powierzchniach ciernych tarcie powoduje dalsze obroty bębna w tym samym kierunku. W ten sposób powstaje samozakleszczanie bębna między gwintem wału z jednej strony, a powierzchnią cierną koła napędowego z drugiej strony.

Samozakleszczanie następuje w przypadku, gdy moment tarcia jest na tyle duży, że pokonuje siłę poosiową (równą sile docisku na powierzchniach ciernych) powodując obrót bębna na gwincie.

Warunek samozakleszczania:

$$\mu D > d_p \cdot \operatorname{tg}(\alpha + \rho);$$

gdzie:  $\mu$  — współczynnik tarcia tarcz ferrodowych,  $D$  — średnia średnica tarcz ferrodowych,  $d_p$  — średnica podziałowa gwintu,  $\alpha$  — kąt wzniosu linii śrubowej,  $\rho$  — kąt tarcia na zwojach gwintu.

Tarcze 6, rozsuwane sprężynami, wstrzymują nakręcanie się bębna na wał przy wyłączeniu sprzęgła, spełniając w ten sposób rolę hamulca bezwładności wału 1. Sprężyna 7 przymocowana jest jednym końcem do bębna 4, zaś drugim końcem do kołnierza wału (nie do nieruchomej obudowy). Chroni to sprężynę przed uszkodzeniem przy dowolnej inercji wału 1, ponieważ obrót bębna względem wału posiada stałą wielkość, ograniczoną długością gwintu na wale.

Tarcza cierna z lewej strony koła napędowego może być zastąpiona przez element wielopłytkowy.

(Więstnik Maszynostrojennia nr 9/52, str. 65)

L. S.

## Bibliografia

Prof. inż. Fryderyk Staub, mgr inż. Mieczysław Pachowski — ODLEWNICTWO ŻELIWA — Format A5, str. 228, rys. 118, tabl. 30. PWT, Katowice 1952.

Zasięg odlewów żeliwnych jest olbrzymi. Można przyjąć, że około 50% ciężaru maszyn stanowią odlewy żeliwne. Spośród wszystkich stopów lanych odlewy żeliwne wynoszą  $70 \div 75\%$ . Podstawowymi odbiorcami żeliwa jest przemysł ciężki — metalurgiczny, przemysł budowlany, budowy maszyn, przy czym dominujące znaczenie ma przemysł budowy środków produkcji. Ze stanowiska rozwoju tego przemysłu zrozumiała jest ważność zagadnień, omawianych w prasie technicznej i poświęconych odlewnictwu.

Dotychczas jednak polska literatura techniczna w zakresie odlewnictwa jest bardzo biedna. Dlatego też z dużym uznaniem dla autorów i instytucji wydawniczej należy zaakcentować wydanie książki: „Odlewnictwo żeliwa“.

Według kolejności operacji proces technologiczny odlewów może być podzielony na działy. Pierwszy dział procesu, bardzo ważny — to wykonanie modelu. Drugi dział, również o wielkim znaczeniu — to wykonanie formy. Potem następuje przygotowanie określonego stopu, przeróbka stopu w stan płynny i zalanie formy. W ten sposób trzeci dział procesu obejmuje całokształt zagadnień z zakresu metaloznawstwa żeliwa, technologii topienia i zalewania formy. Ostatnim działem procesu jest wybijanie odlewów z form, czyszczenie i kontrola odlewów.

Proces technologiczny w odlewni jest wynikiem pracy zbiorowej przede wszystkim ze strony technika-konstruktora, projektującego tzw. wykres modelarski, modelarza jako wykonawcy modelu, formiera i pracowników przygotowujących piaski formierskie, odlewnika-metalurga obliczającego wsad i prowadzącego laboratorium odlewnicze, piecowych, robotników zalewających formę i oczyszczaczy. Aby w porę usunąć wady i usterki w całokształcie nader licznych operacji i przebiegów składających się na wspólne dzieło, jakim jest odlew, pracy tak różnorodnego zespołu powinna towarzyszyć ciągła kontrola poszczególnych faz procesu. Stąd wypływa konieczność koordynacji pracy i jej harmonizacja, zerwanie z szablonołą tradycją i prowadzenie procesu według metod rewolucyjnej teorii i współczesnych osiągnięć przy współdziałaniu pracy badawczej w laboratoriach, zadaniem których są badania surowców, piasków formierskich i gotowego produktu.

Jakkolwiek książka „Odlewnictwo żeliwa“ omawia zagadnienia dotyczące wszystkich działów pracy w odlewni żeliwa, jednak ujęcie tych działów, zwłaszcza jeśli chodzi o kolejność procesu, odchyła się od naturalnego przebiegu pracy ludzkiej w odlewni.

Autorzy książki nadali swej pracy układ treści według innego kryterium. Osnową książki są raczej dość wyczerpujące i starannie wybrane wiadomości o żelwie, jego składnikach i własnościach, które są wysunięte na początek książki (57 str.). Jeżeli do tego dodamy dalsze rozdziały książki, które są bezpośrednio powiązane z żelwem, jak technologia topienia, obejmująca: piece, obliczania wsadów, prowadzenie wytopu, otrzymywanie żeliwa modyfikowanego, badania technologiczne własności żeliwa w czasie wytopu, to całość poświęcona metalurgii żeliwa obejmuje połowę objętości podręcznika.

Dział, omawiający wiadomości z modelarstwa, ujęty jest w rozdziale 4 pod tytułem: „Modelarstwo“. Z działem tym pośrednio powiązany jest rozdział 10 umieszczony z dala od niego pod tytułem: „Konstruowanie odlewów żeliwnych“. Oba te rozdziały są ujęte na 20 stronicach i w porównaniu z poprzednim działem są niewspółmiernie krótkie i zaledwie wprowadzające czytelnika w zagadnienie budowy modeli. Należałoby w tym rozdziale omówić przynajmniej budowę modeli typowych elementów maszyn.

Następny element procesu, który można by określić technologią formy, obejmuje działy: przeróbkę

mas formierskich, formiernię, rdzeniarnię, suszarnię i rozdział — obciążenie form (razem 42 str.). Z tych działów najdonioślejszym jest formiernia. Jednak dział ten opracowany jest w dużym skrócie i również zawiera tylko ogólne wiadomości. Ze względu na liczną rzeszę pracowników w tym dziale zatrudnionych, należałoby omówić co najmniej formowanie typowych części maszyn. Zagadnienie mechanizacji pracy w odlewni, jakkolwiek aktualnej w toku całego procesu technologicznego, szczególnie ważne jest w formierni i również temu zagadnieniu należałoby poświęcić parę stron. Pomijając formowanie odśrodkowe, maszyny do odlewania w kokilach, należałoby przynajmniej podać opis maszyn formierskich pneumatycznych, wytwarzanych w Polsce.

Co się tyczy pomiarów kontrolnych oraz prowadzenia prób jakości w odlewni, to działy te omawiają raczej fizyczno-technologiczne metody badania surowców, natomiast analizie surowców i żeliwa w laboratoriach — chemicznym, metalograficznym, rentgenologicznym i prowadzeniu pracy w laboratoriach udzielono stosunkowo niewiele miejsca. O kontroli ostatecznej modeli i skrzynek rdzeniowych w modelarni, rdzeni i form przed złożeniem skrzynek formierskich do ich zalania metodami bezpośredniego mierzenia, sprawdzania i trasowania poza wzmiankami nie podano żadnych wiadomości.

Dostrzegając pewne usterki w rozplanowaniu rozdziałów, które powinny figurować w kolejności według pokrewieństwa oraz podkreślając pewne braki w treści, których uwzględnienie powiększyłoby objętość książki, należy stwierdzić, że całość odznacza się jasnością. Starannie zebrany materiał, napisany bardzo wnikliwie, jest umiejętną próbą popularyzacji procesów technologicznych odlewów żeliwnych. Autorzy, nie umniejszając walorów książki pod względem ścisłości i wymagań wiedzy współczesnej, napisali zajmujący w treści, łatwy do czytania podręcznik. Szata graficzna książki dobra; jasność rysunków wystarczająca.

Wypełniając obowiązek recenzenta, podaję drobne usterki zauważone w tekście:

W kilkunastu miejscach brak przecinków w zdaniach rozpoczynających się od spójników: a, czy, gdyż, jako. W wielu zdaniach złożonych nie są postawione przecinki przed imiesłowami, opisującymi dodatkowo podmiot głównego zdania. W niektórych zdaniach przymimek „dla“ (germanizm) powinien być zastąpiony przymikiem „do“, np.: str. 11, wiersz 11 od końca — zamiast „dla otrzymania żeliwa“, powinno być: „do otrzymania“...; to samo na str. 61: wiersz 5 od góry; str. 65: wiersz 14 od dołu; str. 71: wiersz 16 od góry; str. 81: wiersz 16 od początku; str. 105: wiersz 3 od dołu; str. 111: wiersze 7 od dołu; str. 154: wiersz 20 od góry; str. 27: wiersz 12 od góry.

Str. 43, wiersz 7 od dołu, wyraz „predestynujący“ należałoby zastąpić czysto polskim.

Str. 45, tablica 6a. Twardość łóż obrabiarek wg Polskich Norm powinna być  $H_B = 180 \div 200$ , a nie 150. Na tej tablicy żeliwo hutnicze posiada 160% Cr, prawdopodobnie liczba 160 powinna być w kolumnie twardości.

Str. 58, wiersz 12 od góry „Modele wykonuje się z drewna“, a nie z drzewa.

Str. 30, wiersz 14 od początku — podano najmniej naddatek na obróbkę 0,3 mm. W praktyce przewiduje się  $1 \div 1,5$  mm. Należałoby dać przykład, kiedy taki naddatek jest wystarczający.

Str. 65, wiersz 10 od góry. W modelarni stosuje się „wszystkie obrabiarki do drewna“ — nieścisłe raczej stosuje się obrabiarki typu wielocelowego i niektóre specjalne, jak na przykład: frezarka specjalna do obróbki skrzynek rdzeniowych.

Str. 70, wiersz 19 od dołu. „Przy formowaniu maszynowym nie odróżnia się masy przymodelowej i wypełniającej“..., słuszne przy formowaniu niedużych modeli.



Str. 75 i 76. Przedstawiona na rys. 28 i 29 maszyna raz nazywa się: „mieszarką talerzową“, a na str. 75 — „gniotownikiem“.

Rys. 35 g — na str. 86: forma gotowa do odlewu zaopatrzona jest wlewem bez zbiornika wlewowego.

Str. 96, wiersz 6 od góry. Zamiast „łożysko filtra“ — raczej: „wglębie“ filtra. Brak linii na rysunku 44.

Str. 106. Ze względu na nieracjonalną budowę suszarni w naszych odlewniach i wskutek tego słaby stopień wyzyskania ciepła spalin, czy nie należałoby w oparciu o hydrauliczną teorię budowy pieców prof. Grum-Grzymajło podać przykład racjonalnej budowy suszarki.

Str. 120, wiersz 3 od dołu. Zamiast: „dłuto pneumatyczne“ — powinno być: „przecinak pneumatyczny“.

Str. 122, rys. 66. Przedstawiona piaseczarka powinna być w zakrytej komorze.

Str. 123, wiersz 8 od początku. Piasek stalowy nie jest „wieczny“.

Str. 123, wiersz 6 od dołu. Słowo „radełka“ — niewłaściwe, gdyż radełkiem nazywa się narzędzie do moletowania.

Str. 130, 132, 133, 134, 135 i dalsze. Ciężar oznacza się kG, a nie kg.

Str. 175, rys. 86: konstrukcja „C“ w opisie pod rysunkiem zaliczona jest do wadliwej i do poprawnej konstrukcji.

Str. 200, tablica 27. W kolumnie „analiza“ nie podano symboli składników żeliwa.

Str. 201, wiersz 4 od góry. Z obliczenia  $20 \times 18 = 360$  kG, a nie 3,60 kg.

Str. 270, wiersz 10 od dołu: „Duże formy zalewać w dołach“, raczej wysokie formy, w których powstaje znaczne ciśnienie hydrostatyczne w momencie zalewania, należy zalewać w dołach betonowych.

Wyszczególnione drobne usterki, które w znacznej mierze należy zaliczyć na karb niedomagań druku wydawnictw technicznych, a które z łatwością przy następnym wydaniu można będzie usunąć drogą zwykłej korekty, nie pomniejszają wartości książki.

Reasumując stwierdzam, że „Odlewnictwo żeliwa“ jest cennym dorobkiem polskiej literatury technicznej. Praca ta kwalifikuje się, jako książka dla majstrów, techników-odlewników i kierowników odlewni żeliwa. Poza tym książka powinna być zalecana, jako pomoc przy nauczaniu odlewnictwa żeliwa dla uczniów i wykładowców w szkołach zawodowych na wydziałach mechanicznych wszystkich stopni oraz jako książka do bibliotek szkół mechaniczno-technicznych średnich i wyższych.

Prof. Ludwik Uzarowicz

Mgr inż. T. Witkowski „STALIWO“ str. 71, rys. 33. Państwowe Wydawnictwa Techniczne, Katowice 1952. Cena zł 12,—.

Broszura składa się z dwóch części omawiających: cz. I — Ogólne wiadomości o metalach (str. 14) i własności staliwa (str. 26);

cz. II — Zasady wytwarzania staliwa w piecach martenowskich, elektrycznych i konwertorach (str. 24).

Przy czytaniu pracy nasuwają się liczne zastrzeżenia zarówno co się dotyczy poziomu opracowania jak i celowości broszury.

W opracowaniu popularnym trudniejsze pojęcia czy też zjawiska mogą i muszą być podane w formie uproszczonej, tym niemniej jednak obowiązuje ścisłość wyrażania się i bezbłądność. Niestety nie można tego powiedzieć o pracy omawianej.

Weźmy dla przykładu opis wykresów ołów-antymon i żelazo-węgiel. W jednym tylko zdaniu „Przy tej zawartości cały stop krzepnie od razu przy temperaturze 2470°C“ są dwa błędy. Nie „cały stop“ tylko „reszta stopu“ i nie „krzepnie od razu przy temperaturze 2470°C“ tylko „krzepnie przy stałej temperaturze 2470°C“. Czas krzepnięcia jest zależny od ilości stopu i warunków chłodzenia. Również w w. 8 od dołu zamiast „cała masa stopu skrzeptnie...“ powinno być „...reszta stopu skrzeptnie...“.

Jest definitywnie przyjęte, że nazwa żelazo dotyczy tylko pierwiastka Fe i niektórych bardzo czystych produktów jak żelazo karbonyłkowe i żelazo Armco (niektórzy autorzy używają również nazwy stal Armco). Nie można więc mówić, że „węgiel zmienia wybitnie własności żelaza“, tylko własności stopów żelaza z węglem zależą wybitnie od zawartości węgla“.

Opis wykresu żelazo-węgiel dotyczy wykresu uproszczonego, natomiast na rys. 6 podano całkiem niepotrzebnie wykres kompletny z szeregiem szczegółów niepotrzebnych i niezrozumiałych na tym poziomie. Również dolna część rysunku dla określania procentowej zawartości poszczególnych składników strukturalnych jest niepotrzebna i niezrozumiała bez specjalnego wyjaśnienia.

Niedociągnięcia tego rodzaju utrudniają bardzo czytelnikowi, który odnosi się do książki nie krytycznie, a z zaufaniem, zrozumienie i tak trudnego dla niego tematu.

Niektóre z podawanych wiadomości są wprost błędne np. wg autora nikiel nawet w ilościach dość ograniczonych powoduje powstawanie struktury austenicznej w stali (str. 36, 37). W rzeczywistości na to żeby uzyskać strukturę austeniczną należy dodać przy zawartości ok. 0,4% C ponad 25% Ni, a więc ilość, którą nie można określać jako „dość ograniczoną“.

Błędne i niezrozumiałe jest również wyjaśnienie działania powłok ochronnych na stali (str. 35 w. 1—7 od góry) i wyjaśnienie na czym polega odporność na korozję stali nierdzewnych (str. 44, w. 21—36 od góry).

Błędne jest twierdzenie (str. 44, w. 3—4 od góry), że „Im wyższy potencjał, tym metal jest szlachetniejszy i bardziej odporny na korozję“. Szlachetność metalu w sensie elektrochemicznym nie jest równoznaczną z odpornością na korozję i należało to wyraźnie zaznaczyć i wyjaśnić. Żelazne cynkowane wiadra i naczynia aluminiowe są powszechnie znane i stosowane i każdy myślący czytelnik zada sobie pytanie dlaczego bardziej szlachetne żelazo pokrywa się dla ochrony przed rdzewieniem mniej szlachetnym cynkiem, a jeszcze mniej szlachetne aluminium nie wymaga w ogóle warstwy ochronnej?

Szereg sformułowań jest niejasnych, nieścisłych czy też wręcz bałamutnych.

Np. na str. 21 jest zdanie: „Wszystkie stopy żelaza z węglem nazywamy stala“. Autor pominął tu zupełnie surówki i żeliwa. O surówkach odlewniczych autor wspomina dopiero w części II, powołując się na część I, w której o surówkach, jak się wydaje, nie ma ani słowa, natomiast na tejże str. 21 czytamy: „otrzymywana w procesach hutniczych stal, jako tworzywo wyjściowe dla staliwa...“.

Obciążenia autor dzieli na „statyczne działające w sposób ciągły i na dynamiczne, które mają wielkość zmienną“.

Parę wierszy dalej czytamy: „Głównym sprawdzianem jakości materiału staliwnego jest znana i stosowana od dawna próba na rozciąganie, charakterystykę zaś własności mechanicznych stanowi próba na udarność“.

Wydaje się, że nie trzeba udowadniać nieścisłości czy też błędności tych sformułowań.

Niektóre powszechnie znane pojęcia jak obrabialność, udarność, pirometr przytaczane są często w sposób niewłaściwy np.:

(str. 40) „Początkowa twardość stali... utrudnia ogromnie obrabialność“ zamiast „utrudnia ogromnie obróbkę“ lub „pogarsza obrabialność“.

(str. 38) „Staliwo zawierające... wykazuje znacznie większą odporność na udarność“ zamiast „odporność na uderzenie“ lub po prostu „udarność“.

(str. 10) „Temperaturę jego stygnięcia mierzymy za pomocą pirometru termoelektrycznego połączonego z galvanometrem“. Jak wiadomo pirometr termoelektryczny w najprostszym układzie składa się z termoelementu, przewodów łączących i galvanometru.

Zaznaczyć należy, że wszystkie wymienione niedociągnięcia podane są tylko w charakterze przykładów i bynajmniej nie wyczerpują „tematu”. Jeżeli dodać, że styl jest częstokroć niejasny, to ogólnie biorąc wydaje się, że jakość opracowania należy uznać za niewystarczającą.

Omówić jeszcze należy poziom pracy w sensie dla jakiego czytelnika jest ona przewidziana. Wg adnotacji na str. 2 książka jest przeznaczona dla wykwalifikowanych robotników i mistrzów odlewni staliwa oraz może stanowić pomoc dla uczniów i wykładowców w średnich szkołach technicznych.

W rzeczywistości wydaje się, że do czytania tej książki konieczny jest zasób wiadomości przynajmniej w zakresie licealnym.

Autor stara się wyjaśnić elementarne wiadomości o budowie metali, a jednocześnie we wstępie robi założenie, że dziedzina badań wytrzymałościowych jest ogólnie dostatecznie znana. Nie wydaje się to słuszne.

Wydaje się mało prawdopodobne, żeby wykwalifikowany robotnik zrozumiał z podanego opisu wykres żelazo-węgiel, zrozumienie którego z trudem przychodzi zazwyczaj studentom Politechniki.

Również niezrozumiała będzie tablica wpływu pierwiastków na własności stali (rys. 15) — wielkości  $A_{c1}$ ,  $A_{c2}$ ,  $A_{r1}$ ,  $A_{r2}$  są w ogóle w opisie niewyjaśnione.

Prężność roztwórcza, różnica potencjałów, szereg napięciowy metali, reakcje chemiczne zachodzące w piecach stalowniczych są to również wiadomości nie na poziomie wykwalifikowanego robotnika. Tak więc wydaje się, że z szeregu ewentualnych czytelników należy wyłączyć robotników wykwalifikowanych.

Co się tyczy mistrzów odlewni staliwa, to cz. I pracy wydaje się dla nich zbyt zwięzła, cz. II zaś nie uwzględnia zagadnienia wsadu piecowego, jest stanowczo za krótka i zawiera zbyt mało wskazówek praktycznych.

Jako pomoc dla uczniów i wykładowców w średnich szkołach technicznych książka mogłaby służyć z zastrzeżeniem usunięcia licznych błędów i niedociągnięć, o których była mowa na początku recenzji.

Reasumując wydaje się, że książki nie można zaliczyć do rzędu udanych wydawnictw PWT.

P. K.

*Mgr Waclaw Skibicki* — SŁOWNIK TECHNICZNY POLSKO-ROSYJSKI — Format A5, str. 296. PWT, Warszawa 1951.

W okresie powojennym, kiedy to zdobycze nauki i przemysłu radzieckiego stały się potężnym czynnikiem przyspieszenia rozwoju gospodarki narodowej, a literatura radziecka — niewyczerpanym źródłem wiedzy współczesnej, ukazanie się słownika technicznego polsko-rosyjskiego staje się sprawą nadzwyczajnej wagi.

Z przykrością jednak należy stwierdzić, że omawiany słownik nie sprostął zadaniom.

Nie rozważając celowości wydania słowników branżowych, zgadzamy się z wydawcą, że ogólnotechniczny słownik winien zawierać podstawowe pojęcia ze wszystkich dziedzin techniki. Ale nawet przy takim ujęciu, omawiany słownik zawiera niedostateczną ilość pojęć. Jest to jednak najniejszą, a do tego zrozumiałą i mającą swoje usprawiedliwienie, jego wada. Do wad nieusprawiedliwionych należy zaliczyć następujące:

1) Podobnie jak i w słowniku technicznym rosyjsko-polskim tego Autora, nie są zaznaczone akcenty,

właściwe słowom rosyjskim. Okoliczność ta utrudnia opanowanie języka rosyjskiego.

2) Słownik techniczny polsko-rosyjski nie zawsze jest uzgodniony ze słownikiem technicznym rosyjsko-polskim. Jako przykład można by wymienić: minimetr, czujnik, destylat, dławiec, gaszenie wapna, nieciągłość, nóż do cięcia rur i inne.

3) Omawiany słownik nie zawsze jest zgodny z wydanymi w Moskwie słownikami polsko-rosyjskim i rosyjsko-polskim, chociaż oba te słowniki aczkolwiek ogólne, stoją na wysokim poziomie i dają poniekąd lepsze rozwiązania. Dla przykładu można podać: bicie wału, bielienie cyną, bijak młota, bosak, brus, destylacja, dokonywanie pomiarów, liczydło, lorneta i inne.

4) Omawiany słownik daje nie stosowane w języku rosyjskim terminy, wzgl. stosuje niewłaściwe formy. Na przykład patrz: drelich, elektrownia dalekiego zasięgu, kłamra do pasa, odkorbowe położenie, próbnik złoza, wyladowarka i inne.

5) W wielu wypadkach omawiany słownik podaje wprost niewłaściwe odpowiedniki. Niesposób w krótkiej notatce i w krótkim czasie podać gruntownej analizie ca 22000 pojęć, lecz niestety, nawet przy pobieżnym czytaniu można podać wiele przykładów takich jak:

analiza miareczkowa	— objomnyj analiz
analiza rozjemcza	— rieszajuszczij analiz
bielenie cyną	— pohuda
bieżnia kulek	— kolco szarikopodszipnika
cyna do lutowania	— trietnik
dróznik	— doroznyj mastier
dzielony	— szlicewoj
fornier	— faniera
kontrtorpedowiec	— eskadronnyj minonosiec
koszulka wodna	— waterzakiet
pojazd spalinowy	— tieplochod
przeciwspawdzian	— kontrolnyj kalibr
smoła	— diogot'
spoina	— spaj
spawac	— spaiwat'
stawiacz min	— minomiot i wiele innych,

podobnie jak w słowniku rosyjsko-polskim podano: boit — sworzen.

Posługiwanie się tak opracowanym słownikiem może nie tylko spowodować trudności, ale nawet przyczynić się do większych strat. Wydaje się, że obowiązkiem tak autora, opiniodawców, jak i wydawcy jest użycie odpowiednich środków, by sprzedaż omawianego słownika była wstrzymana i by w jak najkrótszym czasie wydana była rzeczowa errata, która by nie ograniczała się do wyszczególnienia jedynie błędów drukarskich.

*Inż. Mieczysław Wąz*

#### OD REDAKCJI

*Faktem jest, że omawiany słownik rzeczywiście wyróżnia się nieprzeciętnymi brakami w porównaniu do innych publikacji tego rodzaju. W świetle wypowiedzi Autora i Wydawcy, do których zwróciła się w międzyczasie redakcja, sytuacja nie jest tak groźna jak twierdzi recenzent. Są również słowa pochwały dla tego słownika, jako pierwszej publikacji, która nie może być bez błędu, a oddaje już duże usługi technikom.*

*Redakcja na tym miejscu apeluje do Autora, Opiniodawców i Wydawcy o dokładne przejrzanie słownika przed ewentualnym następnym wydaniem z uwzględnieniem uwag krytycznych czytelników. Wpływanie to z pewnością na podniesienie jego poziomu.*

WYDAWCA: NACZELNA ORGANIZACJA TECHNICZNA, WARSZAWA, Czackiego 3/5

Komitet Redakcyjny: mgr inż. ZYGMUNT BOCHENEK, mgr inż. PAWEŁ KOSIERADZKI, JAN STEFAN KOWALSKI, mgr inż. STANISŁAW KULESZA, dr inż. JAN OBALSKI, prof. dr inż. ALEKSY PIĄTKIEWICZ, prof. inż. ZDZISŁAW RYTEL, prof. inż. ROBERT SZEWAŁSKI, mgr inż. LECH STRZELECKI, mgr inż. JÓZEF ZAGÓRSKI

Redaktor Naczelny: mgr inż. MARIAN WAKALSKI

Z-ca Redaktora Naczelnego: inż.-mech. WŁADYSŁAW KAWĘCKI

Sekretarz redakcji: ANNA WOCHOWSKA

Redaktor techniczny: CZESŁAW PIEKARSKI

# PRZEGLĄD DOKUMENTACYJNY MECHANIKI

OPRACOWANY PRZEZ OŚRODKI DOKUMENTACJI  
INSTYTUTU OBRABIAREK I OBRÓBK SKRAWANIEM

I INSTYTUTU METALOZNAWSTWA I APARATURY NAUKOWO-LABORATORYJNEJ

## DODATEK DO MIESIĘCZNIKA „PRZEGLĄD MECHANICZNY”

ROCZNIK 4

WARSZAWA, STYCZEŃ 1953

NR 1

### OŚRODEK DOKUMENTACJI OBRABIAREK I OBRÓBK SKRAWANIEM

#### S — OBRÓBKA SKRAWANIEM

- 1\* SF 621.914.1-451.41 B2  
GAMBIN P.: Wykonanie czterech rowków w przedmiocie okrągłym, leżących na dwu prostopadłych osiach, przechodzących przez środek bez użycia podzielnicy. „Execution sur une piece circulaire de quatre encoches disposées suivant deux axes perpendiculaires passant par le centre sans utilisation de dispositif diviseur“. Rev. Gen. Mecan. r. 36, Nr 37, stycz. 52, s. 35; 31 × 23 cm, 1 str., 1 fot., 1 rys., 1 tabl. — Opis wykonania na frezarce pionowej czterech rowków w przedmiocie okrągłym znajdujących się na dwu prostopadłych osiach, przechodzących przez środek przedmiotu, bez użycia podzielnicy. Metoda nadająca się do produkcji małymi seriami.
- 2 SF:OS 621.914.1-482:621.916 B2  
Frezowanie ciągłe. „Continous profile-milling“. Aircr. Prod., t. 13, Nr 158, grud. 51, s. 398; A4, 2,5 str. 1 fot., 9 rys. — Opis zasady działania nowych 2-wrzecionowych automatów frezarskich ze stołami obrotowymi (do frezowania czołowego oraz do kopiowania); frezowanie skomplikowanych przedmiotów z dokładnością do 0,02 mm. Przykłady części frezowanych i mocowania seryjnego; warunki obróbki przy produkcji seryjnej.
- 3 SF:Nf 621.914.1:621.923.4:621.833 B2  
KRUMME W.: Wpływ szlifowania wykańczającego na warunki pracy kół zębatach. „Einflüsse des Scharfschleifens von Walzfräsern auf die Laufeigenschaften der Zahnräder“. Techn. Rdsch., r. 42, Nr 50, grud. 50, s. 25; 48 × 32 cm, 1 str., 4 fot., 3 rys. — Aparaty pomiarowe do mierzenia kąta natarcia i sprawdzenia kształtów frezów modułowych, zataczanych śrubowo do frezowania obwiedniowego. Sposoby pomiaru centryczności zębów i skoku freza. Dopuszczalne tolerancje. Zalety szlifierki Klinberga do frezów. Przykład stwierdzający szybkie zużycie freza ostrzonego błędnie i bez sprawdzenia (brak szczególnych danych).
- 4 SF:ST 621.914.1-437:621.9.01 B2  
HAMMER A.: W jaki sposób nacinać łopatki dużych wirników? „How to cut large mixed flow impeller vanes“. Machinist, t. 95, Nr 22, czerw. 51, s. 808; A4, 6,5 str., 1 fot., 10 rys., 1 wykr. — Metoda wyznaczenia ruchu freza i ruchu nacinanego koła wirnika podczas obróbki. Zagadnienie doboru odpowiednich położeń narzędzia i obrabianego profilu. Formuły kalkulacyjne i rysunkowe rozwiązania. Metoda ta zapewnia bardzo dokładną obróbkę przy użyciu normalnych narzędzi.
- 5\* SG 621.9.014.5:621.941.1:621.785.1:669.15.24.26 B2  
GRIEDITOR M. A., SZLESBIERG S. D.: Szybkość obróbki oprawek w temperaturze 700°. „Skorostnaja obrabotka oprawok nagrietych do 700°“. Stanki i Instr., t. 23, Nr 2, luty 1952, s. 36; A4, 0,5 str., 1 rys. — Przykład obróbki skrawaniem oprawek chromoniklowych do kucia rur stalowych bez szwów, podgrzanych do temp. 700°C. Warunki obróbki, skład stali. Geometria ostrza ze spiekanych węglików.
- 6\* SJ:NY 621.79.02+621.91.07:669.018.25: B2  
621.9.02—26:534.321.9:621.3.029.6  
Zastosowanie drgań naddźwiękowych. „Application of ultrasonic vibration“. Machinery (Lond.), t. 80, Nr 2052, marz. 52, s. 442, 22,5 × 18,5 cm, 1 str. — Opis stosowania ultradźwięków w różnych dziedzi-
- nach, między innymi stosowania tzw. metody „Cavitron“ oscylacyjno-ciernej, polegającej na zasadzie wzbudzania drgań magnetycznych o wys. częstotliwości, do przebijania otworów o różnych kształtach w spiekanych węglkach i in. twardych materiałach przy użyciu pomocniczego środka ściernego w postaci węgla boru zmieszanego z wodą. Ciecz ta doprowadzona jest pomiędzy płaszczyznę materiału obrabianego a koniec szybko drgającego narzędzia.
- 7\* SS:MH 621.923.1-719 B2  
RIWIKIN A.: Szlifowanie z chłodziwem podawanym poprzez materiał ściernicy. „Szlifowanie z podoczeży ochładzającej żydkości skwor szlifowalny krug“. Stanki i Instr., t. 23, Nr 7, lip. 52, s. 35; 0,5 str., 1 rys. — Na podstawie przeprowadzonych badań okazało się, że ciecz chłodząca doprowadzona przez ściernicę lepiej chłodzi, przez co uzyskuje się niższe temperatury szlifowanego przedmiotu, większe dokładności wymiarów i lepszą gładkość. Rysunek i opis urządzenia pozwalającego przepuszczać chłodziwo siłą odśrodkową poprzez materiał ściernicy.
- 8\* SS:PK 621.923.12:621.924 B2  
NAJERMAN M. S., KONDRATJEW J. A.: Automatyzacja bezkłowego nieprzelotowego szlifowania. „Automatizace bezkrotoho zapichovaciha brouseni“. Techn. Pr., r. 8, Nr 5, kw. 52, s. 108; A4, 2 str., 1 fot., 8 rys. — Opis urządzenia pozwalającego na automatyzowanie bezkłowego szlifowania trzpieni między dwiema tarczami ściernymi. Zmechanizowano poprzeczny posuw części obrabianej, podawanie na szlifierkę oraz odbieranie. Wydajność szlifierki zwiększono 1,8-krotnie, otrzymując gładkość powierzchni 2 do 3 μ.

#### ST — TEORIA SKRAWANIA

- 9\* ST 621.9.016:621.9.013 B2  
GRUDOW P. P., LEWANT Ch. W.: Wpływ zużycia narzędzia na strukturę geometryczną obrabianej powierzchni. „Wlijanje iznosa instrumenta na mikrogeometriju powierzchni“. Stanki i Instr., t. 21, Nr 4, 1950, s. 17; A4, 1,5 str., 2 rys., 6 wykr. — Wyniki badań wpływu zużycia narzędzia na strukturę geometryczną powierzchni obrabianej. Próby przeprowadzono na żeliwie i stali. Wykresy maksymalnej nierówności w zależności od wartości zużycia.
- 10\* ST 621.9.01 B2  
KUZIUŠKIN W. W.: Odkształcenia plastyczne przy skrawaniu stali. „Planticzeskaja deformacija pri rianii stali“. Stanki i Instr., Nr 4, kw. 51, s. 19; A4, 2,5 str., 1 fot., 3 rys., 3 wykr. — Charakterystyka odkształceń plastycznych zachodzących przy skrawaniu. Współczynnik spęczania wióra a współczynnik deformacji. Pomiaru zmian ziarn mikrostruktur potwierdziły słuszność wzorów wyprowadzonych dla określenia współczynnika deformacji, który ściślej określa odkształcenie.
- 11\* ST 621.9.01 B2  
SHAW M. C., SMITH P. A.: Rozważania metalurgiczne nad obróbką skrawaniem. Część I. Co wpływa na trwałość narzędzia i gładkość? „Metalurgical considerations in manining. Part I. What underlies tool life and finish?“. Machinist, t. 95, Nr 39, wrzes. 51, s. 1465; A4, 4 str., 7 mikrogr., 2 wykr. — Obrabialność i sposób jej określenia. Bezpośredni związek obrabialności z mikrostrukturą materiału. Układ żelazo-węgiel i omówienie przemian strukturalnych. Izotermiczny rozpad austenitu (Krzywa TTT).

ST — TEORIA SKRAWANIA c. d.

- 12\* ST:NK:SUL 621.9.013 B2  
ŁOPADZE T. N.: **Zagadnienie racjonalnej geometrii noża tokarskiego przy skrawaniu szybkościowym metali.** „Kwoprosu o racjonalnej geometrii rzeza przy skorostnom riezanii metallow“. Stanki i Instr., t. 21, Nr 1, 1950, s. 19; A4, 2 str., 3 rys., 1 tabl. — Rozważania teoretyczne nad kształtem narzędzia, głównie nad powierzchnią natarcia. Narzędziem o najbardziej racjonalnej geometrii według przeprowadzonych rozważań ma być ostrze ścinowe z krzywoliniąną krawędzią tnącą, ze ścinem wypukłym o zmiennym kącie ścina oraz zmiennej szerokości ścina. Kąty ścina ujemne, kąt natarcia dodatni.
- 13\* ST:PD 539.4:621.9-288.1 B2  
POGODIN, ALEKSIEJEW G. J., PAMIŁOW A. W.: **Wpływ gładkości obróbki powierzchni na wytrzymałość przeciw zniszczeniu przy jednorazowych i wielokrotnych uderzeniach.** „Wlijanje czistoty obróbki powierzchni na stoiskost protiv razruszenja pri odnokratnom i mnogokratnych udarach“. Stanki i Instr., t. 22, Nr 4, kw. 51, s. 22; A4, 1,5 str., 3 wykr., 2 tabl. — Wpływ gładkości obrabianych powierzchni na ich udarność. Krytyczny zakres kruchości przesuwa się w stronę niskich temperatur. Badania odporności na uderzenia wielokrotne. Wyniki. Za optymalną gładkość ze względu na odporność uderzenia należy przyjąć gładkość odpowiadającą 9 klasie gładkości. Większy wpływ gładkości uwidacznia się przy stalach twardych niż przy miękkich.
- 14\* ST:SSI 621.923.1:621.9.01 B2  
TARASIEŃKO D. M.: **Wpływ szybkości tarczy szlifierskiej na gładkość obrabianej powierzchni.** „Zawisimost' czistoty obrabatywajemoj powierzchni ot skorostij szlifowalnowo kruga“. Stanki i Instr., t. 21, Nr 4, 1950, s. 19; A4, 1 str., 2 rys., 1 tabl. — Opis badań nad ustaleniem zależności maksymalnej wysokości nierówności od szybkości obwodowej tarczy szlifierskiej. Badania przeprowadzono przy ustalonych warunkach szlifowania i szybkości tarczy zmieniającej się w granicach od 11 do 50 m/sek. Wyniki podano w postaci tablic i wykresów.
- 15 ST:SO:MH 621.9.011:669.14.014.46 B2  
ČIHÁK J.: **Polepszenie obrabialności miękkich, niskowęgłowych stali.** „Zlepšeni obrabitelnosti měkkých nízkíhlikových ocelí“. Strojírenství, t. 1, Nr 12, 1951, s. 469; A4, 1 str. — Trudności przy obróbce niskowęgłowych stali żarzonych, powodowanych powstawaniem narostu na ostrzu. Doświadczenia nad polepszeniem obrabialności przez zastosowanie odpowiednich emulsji chłodzących. Wyniki przy dodawaniu do emulsji mielonego kwiatu siarczanego.
- 16 SV:ST:PC:PD 621.9.016:621.753.1:531.7:621.9-288.1 B2  
TROWBRIDGE R. P.: **Gładkość powierzchni a konstruktor.** „Surface finish an the designer“. Product Engineering, t. 21, Nr 9, wrzes. 50, s. 122; A4, 6 str., 8 fot., 1 rys., 2 tabl., 10 poz. bibl. — Czynniki, które winien uwzględnić konstruktor zalecający określone tolerancje obróbki powierzchni. Zagadnienie sprawdzenia dokładności wykonanej powierzchni. Przykłady obróbki niektórych powierzchni. Metody
- 17\* UK 621.9.014.5:621.9-229.312.6 B2  
KUČEREVSKIJ G. A., EVSJUKOW V. V.: **Wymagania stawiane uchwytem przy obróbce szybkościowej.** „Požadavky na upinaci zařízení při rychlostním obrábění“. Strojírenství, t. 1, Nr 12, grud. 1951, s. 465; A4, 1,5 str., 2 rys., 3 wykr. — Zwiększone wymagania stawiane urządzeniom mocującym przedmiot obrabiany przy obróbce szybkościowej. Uchwyty szybko-mocujące, ich zalety. Znaczenie sztywności konstrukcji takich uchwytów i sposoby jej zwiększania. Opis uniwersalnego uchwytu szybko-mocującego.
- 18\* UK 621.9-229.315/385 B2  
SPECTOR B.: **Uchwyt próżniowy dla mocowania i odrzucania cienkich tarcz.** „Vacuum chuck for holding and ejecting thin discs“. Machinery (Lond.), t. 80, Nr 2052, marz. 52, s. 451; 22,5 × 18,5 cm, 1 str., 2 rys. — Opis próżniowego uchwytu do mocowania i odrzucania cienkich nieżelaznych tarcz na szlifierce. Przy pomocy zaworu powietrznego ustala się tarczę w uchwycie i wytwarza się pod nią próżnię tak, że tarcza jest mocno dociskana przy pomocy ciśnienia atmosferycznego. Po ukończeniu szlifowania tarcza zostaje „zwolniona“ przez prąd powietrza.
- 19\* UK 621.9-229 B2  
Przyrząd do wyjmowania narzędzi na wiertarkach. „Werkzeug-Auswerkeil zu Bohrmaschinen“. Techn. Rdsch., r. 44, Nr 31, zesz. II, sierp. 52, s. 13; 46 × 23 cm, 1/4 str., 1 fot., 1 rys. — Konstrukcja przyrządu do wyjmowania narzędzi o chwycie stożkowym z tulejek redukcyjnych wzgl. wrzecion. Podano zalety przyrządu przedstawiając wady dotychczasowego sposobu wyjmowania narzędzi przy pomocy wbijania klina. Działanie przyrządu oparte na zasadzie klina przesuwanego statycznie przez ruch wahadłowy części chwytowej przyrządu.
- 20\* UK 621-229.39:679 B2  
Starachowice.: **Przyrządy mocujące z zastosowaniem masy plastycznej.** Biulet. Starachowice. Nr 13, wrzes. 50, s. 16; A4, 6,5 str., 7 rys., 1 poz. bibl. — Opis przyrządu mocującego, w którym dzięki zastosowaniu masy plastycznej można uzyskać duże dokładności zamocowania przedmiotu obrabianego. Podano szereg rozwiązań konstrukcyjnych przyrządów działających na tej zasadzie oraz sposób przygotowania masy plastycznej. Wytyczne obsługi i konserwacji przyrządu.
- 21\* UK:NS 621.923.96:621.921 B2  
GAŁKIN M. E., GOPP A. J.: **Namiastki diamentu.** „Almazozamieniteli“. Stanki i Instr., t. 22, Nr 3, marz. 51, s. 16; A4, 2 str., 5 rys. — Bezdiamentowe urządzenia do obciążania ściernic. Konstrukcje i opisy urządzeń bezdiamentowych metalicznych z materiałów ściernych i ze spiekanych węglików metali. Uwagi o stosowaniu praktycznym opisanych urządzeń do obciążania ściernic.

## OŚRODEK DOKUMENTACJI METALOZNAWSTWA I APARATURY NAUKOWO-LABORATORYJNEJ

### A — TECHNOLOGIA METALI

#### Al — Metalurgia

- 1\* Alc 621.775:669.3:669.5 B5  
HOWAT D. D., CRAIK R. L., CRANSTON J. P.: **Spiekanie proszków miedzi i cynku.** „The sintering of copper-zinc powder compacts“. J. Inst. Metals, t. 80, Nr 7, marz. 52, s. 353; A4, 8,5 str., 3 rys., 11 wykr., 6 tabl., 9 poz. bibl. — Dane uzyskane na podstawie analizy cieplnej, pomiarów dylatometrycznych i oporności elektrycznej użyto jako podstawy do badania procesu spiekania i stapiania proszków Cu

i Zn w czasie nagrzewania. Badano także wpływ wielkości cząsteczek i siły prasowania. W początkowym stadium spiekania atomy Zn przechodzą na powierzchnię cząsteczek Cu i formuje się siatka przestrzennie centryczna fazy beta (Cu-Zn). Analiza rentgenograficzna wykazuje, że w zasadzie cały cynk przechodzi do cząsteczek Cu dając cząsteczki beta. Omówiono zmiany fazowe przy późniejszym ogrzewaniu spowodowane dyfuzją i odparowaniem cynku z fazy beta.

- 2\* Alc 669-492:621.97.07 B5  
LESKOWICZ J. A.: **Dwustronne sprasowywanie sproszkowanych substancji.** „Dwustronnieje priessowanje

## A1. METALURGIA c. d.

poroszkooobraznych wieszczestw.“ I z w. A k a d. N a u k S S S R, O t d. t i e c h n. N a u k, Nr 8, sierp. 51, s. 1230; B5, 4 str., 2 rys., 4 wykr., 4 poz. bibl. — Nowa metoda sprasowywania proszków, dająca przy znacznie mniejszych naciskach jednostkowych te same wyniki co dawna, jednostronna.

## A3 — Obróbka plastyczna

3\* A3a:A3b 621.97.07:621.73:621.827 B5  
Wstępna przeróbka plastyczna ułatwia kucie“. *Preformed billets aid forgings production*. *Steel Process*, t. 37, Nr 9, wrzes. 51, s. 452; A4, 2 str., 2 fot., 2 rys. — Metoda wstępnego walcowania materiału przeznaczanego do kucia wałów wykorzystanych. Konstrukcja i wykonanie walców kształtowych. Szczegóły technologiczne wykonania prefabrykatów wałów.

4\* A3a:A9a 669.68:669.419.23 B5  
DAVIES H. L.: *Rozwój produkcji blach cynowanych*. „The development of the tinplate trade“. *Iron Steel Inst.*, t. 171, Nr 1, maj 52, s. 15; A4, 40 str., 46 fot., 23 rys. — Opisano całkowity proces technologiczny w produkcji blach cynowanych z krótkimi wprowadzeniami historycznymi w rozwój tego typu produkcji. Kolejność operacji, metody pracy, urządzenia i maszyny. Szczegółowy opis walcowni na zimno blach białych w Trostre, Llanelly.

5\* A3c 621.963:621.983 B5  
KOPANIEWICZ E. G.: *Tłoczniki z masą płynno-plastyczną*. „Sztampy z gidroplastmasoj“. *Stanki i Inst.*, t. 23, Nr 3, marz. 52, s. 28; A4, 2 str., 5 rys. — Przykłady wykonania przedmiotów tłoczonych oraz konstrukcji wykonanych dla nich tłoczniczków zaopatrzonych w urządzenie hydrauliczne, wykonujące dodatkowe operacje na boku tłoczonych przedmiotów (zaginanie, wykrawanie otworów...).

## A4 — Metaloznawstwo

6\* A4 669.14.018.27:539.388.1 B5  
AMMARELLER S.: *Stale sprężynowe, rozwój, własności, zastosowanie*. „Die Federstähle, ihre Entwicklung, Eigenschaften and Anwendunggebiete“. *Stahl u. Eisen*, t. 72, Nr 9, kw. 52, s. 475; A4, 14 str., 1 fot., 1 rys., 6 wykr., 10 tabl., 30 poz. bibl. — Obszerny przegląd wszelkiego rodzaju metali używanych na sprężyny. Stopniowy rozwój stali sprężynowych. Składy chemiczne i obróbka termiczna, własności wytrzymałościowe stali ze szczególnym uwzględnieniem zmęczenia.

7\* A4 669.715:620.17 B5  
BIESKOROWAJNYJ N. M., FRIDMAN Ja. B.: *Mechaniczne własności aluminowych stopów odlewniczych*. „Miechaniczeskije swojstwa litiejnych aluminowych spławow“. *Litiejnoje Proizw.*, Nr 1, stycz. 52, s. 15; A4, 5 str., 1 rys., 8 wykr., 4 mikrogr., 5 tabl., 3 poz. bibl. — Badanie własności mechanicznych (rozciąganie, ściskanie, skręcanie, zginanie) siłuminów modyfikowanych i niemodyfikowanych o składzie eutektycznym (Si = 9,0 ÷ 10,6%). Ustalono wpływ rozdrobnienia struktury na własności mechaniczne.

8\* A4 621.9-483:669.14.018.27 B5  
FANGEMANN M. G.: *Jak dobrać materiał na sprężyny*. „How to choose spring materials“. *Met. a. M. E. T. H.*, t. 35, Nr 1, stycz. 52, s. 85; A4, 5 str., 3 fot., 3 rys., 2 wykr., 4 tabl. — Omówienie kryteriów doboru materiałów w zależności od typu i warunków pracy sprężyny. Urządzenia do zdejmowania charakterystyk sprężyny. Własności wytrzymałościowe różnych materiałów konstrukcyjnych żelaznych i nieżelaznych stosowanych na sprężyny.

9\* A4 669.112.227.322.4:620.18 B5  
LUBOW B. Ja.: *Przyczynki do teorii rozrostu perlitu*. „K teorii rosta pierlita“. *Ž. t. e. c. h. n. F. i. z.*, t. 20, Nr 7, lip. 51, s. 872; B5, 8 str., 2 rys., 3 wykr., 6 poz. bibl. — Ogólne uwagi o powstawaniu perlitu z austenitu w temperaturach niższych od 723°C. Wykorzystując równanie dyfuzji węgla i dane doświadczalne (współczynnik dyfuzji, odległość między płyt-

kami w perlicie) określono szybkość rozrostu perlitu w zależności od temperatury. Porównanie wyników z doświadczeniem.

10\* A4 620.179.16:669-134 B5  
SCHINN R., WOLFF U.: *Niektóre wyniki ultradźwiękowego badania odkuwek metodą odbicia*. „Einige Ergebnisse der Überschallprüfung schwerer Schmiedestücke mit dem Impulsecho-Verfahren“. *Stahl u. Eisen*, t. 72, Nr 12, czerw. 52, s. 695; A4, 8 str., 31 fot., 3 rys. Porównanie wyników otrzymanych przy badaniu dużych odkuwek przy pomocy aparatu ultradźwiękowego z wynikami badania próbek przewierconych. Zalety metody ultradźwiękowej w porównaniu z innymi metodami defektoskopowymi. Zakres stosowania ultradźwięków.

11\* A4 621.787.2:621.778.1 B5  
SCHWIER F.: *Przyczynki do zagadnienia „mechanicznego” starzenia ciągnionych stalowych drutów patentowanych*. „Beitrag zur Frage der mechanischen Alterung bei hartgezogenen, patentierten Stahldrähten“. *Stahl u. Eisen*, t. 72, Nr 2, stycz. 52, s. 58; A4, 8,5 str., 14 wykr., 5 tabl., 13 poz. bibl. — Wpływ starzenia „mechanicznego” na własności wytrzymałościowe drutów stalowych ciągnionych na zimno w zależności od zawartości węgla i wymiarów. Określenie oddziaływania czasu i temperatury na własności technologiczne drutów. Wpływ chłodzenia przy przeciąganiu na przeciągarkach wielostopniowych.

12\* A4:A5 669.15.3-194:669.183(43),1923 1950“ B5  
ROCKROHR G.: *Miedź jako zanieczyszczenie w stali martenowskiej*. „Kupfer als Verunreinigung im Siemens Martin-Stahl“. *Stahl u. Eisen*, t. 72, Nr 3, stycz. 52, s. 118; A4, 5 str., 5 wykr., 2 tabl., 13 poz. bibl. — Przegląd wzrostu zawartości miedzi w stali martenowskiej w latach 1933—1950 i jego przyczyny. Wpływ różnych zawartości miedzi na własności mechaniczne stali, na kruchość na gorąco i powstawanie rys w hartowanych drutach. Szybka metoda oznaczania miedzi w stali.

13\* A4c 669.018.58:538.22 B5  
LEE E. W.: *Skurcz magnetyczny niektórych stopów ferromagnetycznych*. „Magnetostriction of some ferromagnetic alloys“. *Iron Steel Inst.*, t. 171, Nr 2, czerw. 52, s. 160; A4, 5 str., 1 rys., 7 wykr., 15 poz. bibl. — Opis aparatu do badania skurczu magnetycznego próbek próżniowych składającego się z korpusu, prowadzenia, dwóch par wałeczków i układu lusterkowego. Przeprowadzono pomiary na szeregu stali ferromagnetycznych oraz podano współczynniki skurczu magnetycznego czterech stopów niklowych.

## A5 — Obróbka cieplna

14\* A5 621.783.045:621.785.184 B5  
ARMOUR J. D.: *Piece o ciągłym wyrównywaniu zawartości węgla do stanu wyjściowego w stalach odwęglonych przyczyniają się do wzmocnienia produkcji*. „Continuous carbon restoration furnace boosts production“. *Iron Age*, t. 169, Nr 16, kw. 52, s. 111; A4, 4,5 str., 4 fot., 1 rys., 2 wykr., 4 mikrogr., 6 poz. bibl. — Piece o ciągłym ruchu do wyżarzania z kontrolną atmosferą, zapewniające wyrównanie zawartości węgla do stanu wyjściowego w warstwach odwęglonych stali oraz równomierną twardość i strukturę stali po wyżarzeniu.

15\* A5 621.785.618 B5  
PESANTE M.: *Pomiar zdolności chłodzących kąpielii hartowniczych*. „La misura del potere raffreddante dei bagni di tempra“. *Metallurg. ital.*, t. 44, Nr 4, kw. 52, s. 145; A4, 8 str., 1 fot., 1 rys., 14 wykr., 2 poz. bibl. — Opis nowego aparatu określającego, przy pomocy urządzenia elektronowego, szybkość studzenia cieczy hartowniczej w funkcji temperatury. Przykłady w ten sposób otrzymanych wykresów zdolności hartowniczych różnych kąpielii.

16\* A5 669.14.018.463:669.041 B5  
Nowoczesny zespół pieców elektrycznych do obróbki termicznej narzędzi samochodowych. „Une installation moderne de traitement thermique d'outils pour automobile au four électrique“. *J. Four. élect.*, t. 61, Nr 1, stycz.-luty 52, s. 26; A4, 4,5 str., 6 fot.,

## A5. OBRÓBKA CIEPLNA c. d.

6 mikrogr., 1 tabl. — Obróbka termiczna narzędzi samochodowych (w pierwszym rzędzie różnego typu kluczy) wykonanych ze stali chromowo-wanadowych. Opis w pełni automatyzowanego zespołu do obróbki termicznej zainstalowanego w Belgii przez firmę budowy pieców „Ripoche“.

17\* A5:C4 621.785.385/6:620.18:620.17 B5  
BOKSZTEJN C. Z.: **Prawidłowość zmian wytrzymałości na rozrywanie stali po jej odpuszczeniu w różnych temperaturach.** „Zakonomiornost' izmienienija soprotywlenija otrynu pri otpuskie stali“. *Ž. t e c h n. F i z.*, t. 20, Nr 7, lip. 51, s. 866; B5, 6 str., 3 wykr., 1 tabl., 17 poz. bibl. — Opis metody badania stali (0,46% C, 2,71% Si) i wyniki przeprowadzonych prób. Wyjaśnienie prawidłowego wzrostu wytrzymałości na rozrywanie stali, po jej wyżarzeniu w zakresie temp. do 400°C i spadku po wyżarzeniu ponad 400°C, zmianami strukturalnymi (rozpad martenzytu, rozrost ferrytu i karbidów).

18\* A5a:A5b 621.785:669.71:621.783 B5  
LAMOURDEDIEU U.: **Ciągła obróbka cieplna stopów aluminium typu duraluminium.** „Continuous heat — treatment of aluminium alloys of the duralumin type“. *J. I n s t. M e t a l s*, t. 80, Nr 6, luty 52, s. 335; A4, 4 str., 3 rys., 1 wykr., 2 tabl. — Opis urządzenia do obróbki cieplnej taśmy ze stopów aluminium. Przytoczono szereg wyników osiągniętych ze stopem 24S Alclad. Nagrzanie taśmy odbywa się przez prąd indukcyjny w cewkach jednofazowych 1875 KVA-440 V.

19\* A5b 621.785:669.7.018:621.783 B5  
PATON C. P.: **Obróbka cieplna stopów lekkich w piecach komorowych.** „Batch thermal treatment of light alloys“. *J. I n s t. M e t a l s*, t. 80, Nr 6, luty 52, s. 311; A4, 14 str., 3 fot., 4 wykr., 1 tabl. — Krótko określono poszczególne procesy obróbki cieplnej stopów lekkich: wyżarzanie, obróbkę na roztwór stały, sztuczne starzenie i sezonowanie (odprężenie) oraz czynniki wpływające na wybór typu pieca komorowego: konstrukcja, paliwo, atmosfery ochronne oraz kąpiele, kontrolę temperatury, chłodzenie, sposób pracy. Omówiono szereg pieców, ich budowę i działanie oraz przytoczono ich wady i zalety.

## A8 — Korozja

20\* A8 620.179.18:620.19:669.14.018.8 B5  
MASI O., FERRI A.: **Analiza drgań własnych metali jako metoda prób. Pomiar korozji międzykrystalicznej w nierdzewnej stali 18-8.** „L'analisi del suono metallico come metodo di prova. Nota I — Misura della corrosione intercrystallina in acciai inossidabili 18/8“ *M e t a l l u r g i a I t a l i a n a*, t. 44, Nr 6, czerw. 52, s. 207; A4, 8 str., 2 fot., 10 wykr., 6 tabl., 8 poz. bibl. — Dla określenia rozmiaru korozji międzykrystalicznej w nierdzewnej stali (18% Cr — 8% Ni) autorzy opracowali metodę opartą na analizie drgań własnych powstałych przy uderzeniu próbki. Zastosowano oscylograf rejestrujący. Na podstawie otrzymanych wykresów stwierdzono istnienie pewnej zasady symetrii parametrów drgań własnych walcowanej próbki prętów. Wg autorów symetria ta odpowiada symetrii modułu sprężystości.

21\* A8 620.198:620.199:620.08+53.083 B5  
**Badanie organicznych powłok ochronnych.** „Testing organic finishes“. *S t e e l*, t. 129, Nr 22, list. 52, s. 86; A4, 6 str., 8 fot., 1 rys., 11 poz. bibl. — Omówienie dwóch metod badania powłok organicznych, 1) normalnej, polegającej na wystawieniu przedmiotów pokrytych na działanie ośrodka i 2) przyspieszającej (dobór ośrodka, wilgotności, temperatury, położenia przedmiotu itp.). Opis zasady działania metody przyspieszającej oraz nowych przyrządów służących

do badania powłoki na trwałość połysku (reflektometr), na trwałość barwy, na twardość powłoki oraz na przyleganie jej do metalu (adherometr).

22\* A8a 669.14.018.8:620.193 B5  
SHIRLEY H. T., NICHOLSON C. G.: **Korozja spawanej stali chromo-niklowej typu 18-8 w stężonym kwasie azotowym.** „Corrosion of welded 18-8 type chromium-nickel steels in concentrated nitric acid“. *J. I r o n S t e e l I n s t.*, t. 170, Nr 2, luty 52, s. 111; A4, 9,5 str., 16 mikrogr., 8 makrogr., 7 tabl., 3 poz. bibl. — Badania nad korozją stali nierdzewnych 18-8 w stężonym kwasie azotowym i w podwyższonych temperaturach. Korodowanie zbiorników i próby wg metody Huey'a. Wpływ spawania na korozję stali stabilizowanej tytanem. Korozja spoin takich stali polega głównie na działaniu międzykrystalicznym na skutek granicznego zubożenia w chrom. Lepszą odporność na korozję tego typu wywołuje w stali 18-8 dodatek niobu.

## A10 — Specjalne metody obróbki metali

23\* A10 621.923.66 B5  
KEELERIC G.: **Ostrzenie elektrolityczne.** „Electrolytic grinding“. *S t e e l*, t. 130, Nr 11, marz. 52, s. 84; A4, 2,5 str., 3 rys., 1 wykr., 1 tabl. — Ostrzenie elektrolityczne prowadzi się w elektrolicie NaNO<sub>3</sub> przy pH 7—8. Badano zależność odstępów narzędzia od tarczy za pomocą ostrzy diamentowych. Wykres stosowalności metody dany przez tabelę urobku w zależności od napięcia i natężenia dla 2 rodzajów węglików wolframu. Szlifowano Cu, Al, Ti i stopy.

24\* A10 621.93:621.3 B5  
WEBER I.: **Nowa metoda obróbki elektromaszynowej zapowiada się obiecująco.** „Another electro-machining method shows promise“. *I r o n A g e*, t. 169, Nr 22, maj 52, s. 88; A4, 3 str., 1 fot., 3 wykr. — Badania podstawowych zależności przy cięciu anodowo-mechanicznym. Stwierdzono, że twardość nie wpływa praktycznie na czas cięcia. Stałe stopowe są łatwiejsze w obróbce zgodnie z zależnościami, że czas cięcia maleje, gdy ciężar atomowy ciętego metalu rośnie, przy tym czas cięcia maleje ze wzrostem gęstości prądu, szybkości obwodowej tarczy i ze spadkiem grubości tarczy.

25\* A10a 620.17:621-2:621.787 B5  
SAWIERIN M. M.: **Badanie wzmocnienia części maszyn przez kulowanie.** „Issledowanie processa drobniostrojnogo uprocznienija dietalej“. *I s s l e d o w a n i e u s t a l o s t n o j p r o c e z n o s t i k o n s t r u k c y o n n y c h s t a l e j*. Moskwa, 1949. *Cnnitmasz*, t. 24, s. 7; B5, 35 str., 2 fot., 12 rys., 28 wykr., 5 mikrogr., 13 tabl. — Rozkład naprężeń szczytkowych w kulowanych wałkach. Badania stali konstrukcyjnych wyżarzonych, normalizowanych, hartowanych bez odpuszczenia, hartowanych z niskim i wysokim odpuszczeniem — kulowanych i niekulowanych. Badanie kulowanych części maszyn posiadających koncentratory naprężeń: odsadzenia, wtczenia (podcięcia), naprasowane tuleje. Wpływ intensywności kulowania. Wpływ szlifowania na wytrzymałość zmęczeniową przed i po kulowaniu.

26\* A11 621.795.2:669.71:669.721:621.357.8 B5  
HENLEY V. F.: **Obróbka powierzchniowa glinu i magnezu.** „The surface treatment of aluminium and magnesium“. *L i g h t M e t a l s*, t. 14, Nr 160, lip. 51, s. 378; B5, 10,5 str., 7 fot., 14 tabl. — Krótki przegląd metod wykańczania powierzchni z podkreśleniem różnic postępowania przy obróbce metali lekkich. Wykańczanie mechaniczne, łącznie z polerowaniem; obróbka chemiczna: trawienie (podano kąpiele), czyszczenie, oksydowanie, elektropolerowanie (kąpiele i warunki), anodowe utlenianie i barwienie (warunki).

Niniejszy Przegląd Dokumentacyjny zawiera jedynie część analiz dokumentacyjnych publikacji z zakresu techniki. Pełna dokumentacja ukazuje się w postaci kart do k u m e n t a c y j n y c h wydanych przez Centralny Instytut Dokumentacji Naukowo-Technicznej (Warszawa, Al. Niepodległości 188). CIDNT przyjmuje prenumeratę kart dokumentacyjnych, która może obejmować zarówno całą dokumentację naukowo-techniczną jak i oddzielne jej działy lub poszczególne zagadnienia i tematy techniczne. CIDNT wykonuje (za zwrotem kosztów) fotokopie i mikrofilmy publikacji objętych zarówno przeglądem dokumentacyjnym jak i kartami dokumentacyjnymi.

Gwiazdkami, obok porządkowych liczb artykułów, oznaczone są publikacje znajdujące się w bibliotekach poszczególnych ośrodków.