

PRZEGLĄD MECHANICZNY

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

Rok VII

Warszawa, Kwiecień – Maj 1948 rok

Zeszyt 4 - 5

DO INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW PRZEMYSŁU METALOWEGO W POLSCE!

KOLEDZY!

W okresie ubiegłego dziesięciolecia, we wszystkich technicznie przodujących krajach świata, dokonał się olbrzymi postęp w dziedzinie przemysłowych metod wytwórczych.

Rozwój przemysłu metalowego był w tym okresie szczególnie szybki, wyprzedzając daleko tempo rozwoju innych gałęzi przemysłowych. Powszechne stosowanie stopów spiekanych, narzędzi o ujemnych kątach natarcia, nowoczesnych, wysokowydajnych, sztywnych i ciężkich obrabiarek o dużej mocy, rewolwerówek, przeciągarek, wiertarek promieniowych i wielowrzecionowych, stosowanie na szeroką skalę obrabiarek wielonarzędziowych i specjalnych ogromnie podniosło wydajność parku obrabiarkowego.

Przystosowanie zakładów przemysłowych do produkcji długich serii, rozpowszechnienie pracy w przyrządach, montaż i następnie produkcja taśmowa, wreszcie budowa linii obrabiarkowych, będących ostatnim słowem automatyzacji obróbki — wszystko to zrewolucjonizowało technikę budowy maszyn, powiększając wielokrotnie przepustowość nowych i zrekonstruowanych zakładów.

Dzięki tej rewolucji technicznej, jaka zaszła w ostatnich latach i która dziś jeszcze nie jest zakończona, wydajność przemysłu metalowego w krajach technicznie przodujących, jak w Związku Radzieckim i Stanach Zjednoczonych wzrosła niepomiaralnie.

Polski przemysł metalowy wskutek wieloletniej niewoli oraz egoistycznej polityki zagranicznych monopolistów i związanych z nimi krajowych kapitalistów w okresie międzywojennym był zacofany technicznie w stosunku do zagranicy.

Niemiecki okupant wyznaczył naszemu przemysłowi rolę pomocniczą dla swej wojennej maszyny, nie tylko nie przeprowadzając prawie żadnych inwestycji, lecz eksploatując rabunkowo istniejące urządzenia wytwórcze.

W wyniku tej polityki i równoczesnego ogromnego postępu w metodach produkcji we wszystkich krajach przodujących technicznie, polski przemysł metalowy znalazł się po wojnie bardziej w tyle poza techniką światową niż przed wojną.

Wydajność w naszym przemyśle, przypadająca na 1 pracownika, choć o $\frac{1}{3}$ wyższa niż przed wojną, jest jednak o $\frac{1}{3}$ niższa niż wydajność czechosłowackiego przemysłu maszynowego, dwukrotnie niższa niż wydajność przemysłu angielskiego i niemal trzykrotnie niższa, aniżeli wydajność przemysłu maszynowego w ZSRR i Stanach Zjednoczonych.

Inżynierowie i technicy polskiego przemysłu metalowego!

Zadaniem naszego pokolenia, wyznaczonym przez historię, jest dopędzić w rozwoju technicznym przodujące kraje świata, uczynić z Polski kraj przemysłowy o wysokiej kulturze technicznej i wielkiej zamożności. To co narody dokonały w rozwoju wieloletnim, my wskutek zaniedbań naszej przeszłości, musimy dokonać w ciągu kilku lat.

To historyczne zadanie nie będzie mogło być spełnione bez ogromnego postępu w budowie maszyn i urządzeń technicznych; przemysł metalowy jest kluczowym dla każdego kraju przemysłem, który ze swego charakteru przeznaczony jest do dostarczania maszyn i urządzeń dla wszystkich innych gałęzi przemysłu, dla rolnictwa transportu i odbudowy.

Konstruktorzy maszyn!

Projektując maszyny i urządzenia, analizujcie konstrukcje ze stanowiska wszystkich faz obróbki. Unikajcie złożonych odlewów! Stosujcie w jak najszerszym zakresie żeliwo ciągliwe, odlewy stalowe, części tłoczone! Zmniejszajcie do minimum obróbkę skrawaniem! Projektujcie części maszyn tak, aby umożliwić równoczesną obróbkę kilku płaszczyzn na frezarce, kilku powierzchni obrotowych na wielonożowce, kilku otworów na wiertarce wielowrzecionowej!

Konstruktorzy obrabiarek! Inżynierowie przemysłu metalowego!

Więcej nowoczesnych obrabiarek o dużej mocy i wydajności, umożliwiających wielonarzędziową pracę przy stosowaniu wysokich szybkości skrawania!

Więcej rewolwerówek, wielonożówek, przeciagarek, wiertarek wielowrzecionowych! Więcej obrabiarek z przedwstępną selekcją obrotów i posuwów! Więcej wielonarzędziowych obrabiarek specjalnych!

Konstruktorzy narzędzi i przyrządów!

Więcej narzędzi ze stopów spiekanych i stali szybko tnących, przystosowanych do wysokich szybkości skrawania! Więcej przyrządów i uchwytów specjalnych!

Kierownicy warsztatów, mistrzowie i instruktorzy warsztatowi!

Stosujcie nowoczesne metody obróbki, a w szczególności narzędzia ze stopów spiekanych i stali szybko tnącej, przy wysokich szybkościach skrawania i równoczesnej pracy kilku narzędzi!

Pracownicy instytutów naukowych!

Śmiało przyswajajcie naszej technice nowe metody obróbki, nowe materiały konstrukcyjne! Nowe metody hartowania powierzchniowego prądami wysokiej częstotliwości, rotacyjnego frezowania, wiórkowania kół zębatych, przeciągania zewnętrznego, powinny wyjść z laboratoriów na warsztat!

Pracownicy biur projektów!

Projektujcie nowe fabryki jako nowoczesne zakłady, wyposażone w wysokowydajne obrabiarki! Projektujcie montaż, a gdzie to jest możliwe, obróbkę ciągłą, projektujcie zmechanizowany transport wewnętrzno-fabryczny!

Młodzi inżynierowie i technicy!

Rozpoczynajcie waszą działalność techniczną od pracy w biurach konstrukcyjnych, w biurach fabrykacji przy projektowaniu przebiegów operacji, obliczaniu norm czasowych i konstruowaniu pomocy warsztatowych, lub też w izbach pomiarów i kontroli technicznej. Tam tworzy się postęp i znajduje drogi zwiększenia wydajności!

Robotnicy naszego przemysłu, chcąc dać wyraz swemu patriotyzmowi i nowemu stosunkowi do pracy w Polsce Ludowej przez organizację współzawodnictwa pracy, osiągają wspaniałe wyniki indywidualnej wydajności. Wartki nurt współzawodnictwa pracy powinien ogarnąć również inżynierów i techników, którzy przez prace naukowo-doświadczalne, przez nowe konstrukcje i nowe nieznane dotąd metody obróbki powinni zainicjować ruch nowatorów produkcji i zrewolucjonizować naszą technikę!

Modernizując park obrabiarkowy, wprowadzając nowe metody wytwórcze, doskonaląc organizację warsztatu zapewnimy stały wzrost wydajności naszego przemysłu rokrocznie co najmniej o 10%.

W ciągu 8 lat podwoimy wydajność przemysłu metalowego! Unarodowienie zakładów wytwórczych i gospodarka planowa otwierają przed naszym przemysłem nieznane dotąd perspektywy!

Zbudujemy silny, nowoczesny przemysł metalowy, stanowiący podstawę uprzemysłowienia Polski!

Za Prezydium Konferencji

Narzędziowo-Obrabiarkowej w Poznaniu

Mieczysław Lesz

Ludwik Uzarowicz

Marian Wakalski

Zbigniew Lutosławski

Jan Piotrowski

Poznań, 7—8 maja 1948 r.

Tarcie w mechanizmach

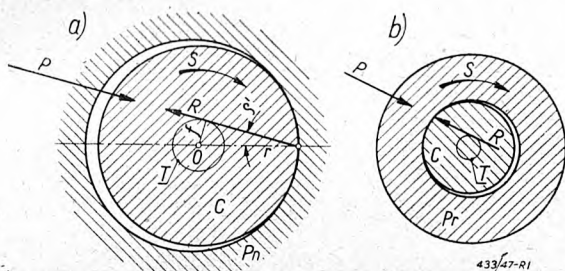
Prof. dr inż. WACŁAW MOSZYŃSKI.

Koło i kula tarcia. Wyznaczenie położenia linii działania sił, stycznie do kół tarcia. Reguła najmniejszego skutku użytecznego. Różne przykłady rozkładu sił rozwijanych w typowych mechanizmach przy uwzględnieniu zachodzącego w nich tarcia. Wyznaczanie pozornego współczynnika tarcia w różnych szczególnych przypadkach łożyskowania.

1. Badając warunki równowagi dowolnego mechanizmu, bardzo często, dla prostoty, pomijamy tarcie, zachodzące na jego ślizgowych powierzchniach roboczych, poprzestając na uwzględnieniu łącznego współczynnika sprawności mechanicznej układu η , którego wartość oceniamy na wyczuć. Jeżeli mamy do czynienia z mechanizmem dźwigniowym, prowadźmy wówczas rozkład sił w nim występujących, przyjmując, iż przechodzą one przez środki przegubów, lub są prostopadłe do ślizgowych powierzchni prowadnic. Postępowanie takie może być usprawiedliwione w chwili projektowania mechanizmu, gdy nie znamy jeszcze wymiarów poszczególnych ślizgowych powierzchni roboczych. Ujęlibyśmy to jako obliczenie wstępne, dające podstawę do wymiarowego określenia tych powierzchni. Po nim jednak możemy z łatwością

2. Jeżeli na czop C , ujęty z niewielkim luzem w panwi P_n działa jedyna zewnętrzna siła czynna P , będzie ona mogła wywołać ruch czopa dopiero wówczas, gdy jej linia działania wyjdzie poza obszar t. zw. *koła tarcia* T , opisanego ze środka O czopa promieniem $f = r \sin \rho'$, gdzie r jest promieniem walcowego czopa; ρ' jest pozornym kątem tarcia, wiążącym się z pozornym współczynnikiem tarcia czopa w panwi (rys. 1a). W zwykłych warunkach ruchu czopa, gdy siły ruch ten wywołujące uważać możemy za pozostające we wzajemnej równowadze, przyjmuje się, że linia działania siły P , oraz równej jej i przeciwnie skierowanej reakcji R panwi, jest styczna do koła tarcia.

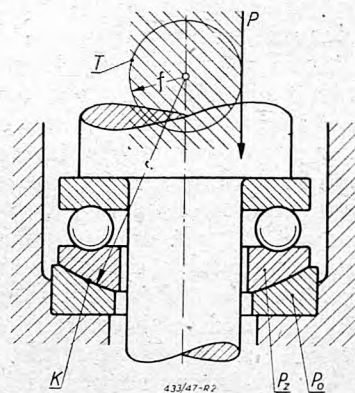
Zupełnie podobnie przedstawiałaby się ta sprawa w przypadku pierścienia P_r , osadzonego na nieruchomym czopie C (rys. 1b); i tu, w przypadku ruchu pierścienia, jedyna działająca nań siła zewnętrzna P i odpowiadająca jej reakcja R czopa muszą być skierowane stycznie do koła tarcia T , rozumianego jak wyżej. W obydwóch przypadkach kierunek ruchu wskazują podane na rysunkach strzałki S .



Rys. 1. Koła tarcia czopa i pierścienia.

powtórzyć rozkład sił, tym razem już z uwzględnieniem tarcia. Ten sposób postępowania jest konieczny w przypadkach, gdy badany mechanizm pracuje w położeniach bliskich t. zw. *położeniom martwym*, w których jeden z elementów, czynny lub bierny, zmienia kierunek ruchu, podczas gdy kierunek ruchu drugiego nie ulega zmianie. Pomińnięcie tarcia w tych położeniach paczy całkowicie obraz rozkładu sił. Ścisłe, ilościowe ujęcie wpływu tarcia może być również bardzo ważne w mechanizmach pozostających w ustawicznie zakłócaniej równowadze, i to zakłócaniej dwukierunkowo, w wyniku czego zjawia się martwy obszar zmienności sił lub momentów czynnych, w którego granicach mechanizm na zmiany ich nie reaguje. Jest to zwłaszcza ważne w mechanizmach, od których wymaga się dość dużej czułości, jak np. w regulatorach.

Jeżeli stajemy wobec zagadnienia analizy sił, występujących w mechanizmie, którego wymiary są całkowicie określone, przeprowadzenie jej z uwzględnieniem tarcia nie jest trudniejsze, niż w przypadku pominięcia go; nic więc nie usprawiedliwia tego pozornego jedynie uproszczenia. Celem niniejszego artykułu jest wskazanie prostych sposobów uwzględniania tarcia na kilku typowych przykładach analizy mechanizmów dźwigniowych.

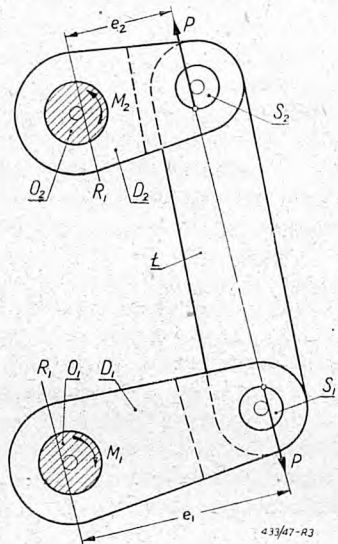


Rys. 2. Kula tarcia powierzchni oparcia wahlowego tocznego łożyska wzdłużnego.

W przypadku tocznego łożyska wzdłużnego wahlowego (rys. 2), kulistej powierzchni oparcia K o promieniu r odpowiada *kula tarcia* T o promieniu f , wynikającym z poprzedniej zależności. Wyznacza ona walcowy obszar martwy, zakreskowany na rysunku; siła wzdłużna P dopiero wtedy może wywołać przesunięcie się po sobie powierzchni P_z i P_o , gdy wyjdzie poza ten obszar martwy; praktycznie więc musimy się liczyć z tym, iż siła P będzie znajdować się na granicy tego obszaru i że wyrównanie obciążenia bieżni stałej będzie tylko częściowe.

3. Rys. 3. przedstawia prosty mechanizm, utworzony przez dwie dźwignie D_1 i D_2 , osadzone

na wałach o osiach O_1 i O_2 , ujętych w panwie i poddanych momentowi czynnemu M_1 i biernemu M_2 ; dźwignie związane są łącznikiem L , osadzonym przegubowo na sworzniach S_1 i S_2 . Jeżeli moment M_1 , uzyskując przewagę nad momentem M_2 , wprawia mechanizm w ruch w kierunku zgodnym ze strzałką M_1 i przeciwnym względem strzałki M_2 , linia działania siły P , przenoszonej przez łącznik, musi być styczna do kół tarcia sworzni S_1 i S_2 .¹⁾ Nie ulega wątpliwości, że podane na rys. 3. położenie jej jest jedyne słuszne spośród czterech różnych



Rys. 3. Mechanizm utworzony przez dwie dźwignie.

możliwych położen. Gdybyśmy bowiem poprowadzili tę linię inaczej, a więc stycznie do tego lub innego koła tarcia z przeciwnej strony — w porównaniu z tym, co pokazano na rys. 3, — osiągnęlibyśmy korzystniejszy wynik użyteczny pracy mechanizmu niż w przypadku, gdyby tarcie na sworzniu wogóle nie zachodziło; a więc uzyskalibyśmy, przy niezmiennym momencie M_1 , większą siłę P i większy moment M_2 , niż w mechanizmie pozbawionym tarcia, co byłoby oczywiście niedorzecznością. Toteż możemy odstąpić od kłopotliwego sprawdzania, jaki będzie kierunek wzajemnego ślizgania łącznika i sworzni, spoczynkowo osadzonych w łączniku; wystarczy poprowadzić linię działania siły P , oraz równoległe do niej linie działania reakcji R_1 i R_2 panwi, ujmujących wały O_1 i O_2 , w ten sposób — stycznie do odnośnych kół tarcia, aby skutek użyteczny mechanizmu wypadł najmniejszy. Możemy to ująć, jako *regułę najmniejszego skutku użytecznego mechanizmów*.

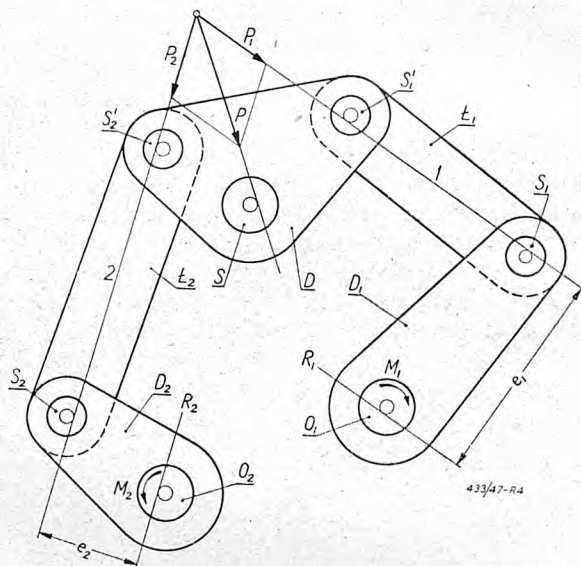
4. Rys. 4 przedstawia dalszą rozbudowę mechanizmu z rys. 3, wymagającą przeprowadzenia rozkładu sił. Linie 1 i 2 działania sił, występujących w łącznikach L_1 i L_2 , oraz równoległe do nich linie działania reakcji R_1 i R_2 panwi, ujmujących wał czynny O_1 i bierny O_2 , prowadzimy stycznie do kół tarcia, zgodnie z regułą najmniejszego skut-

ku użytecznego; z kolei obliczamy siłę $P_1 = \frac{M_1}{e_1}$,

¹⁾ Na wszystkich rysunkach koła tarcia i kąty tarcia przyjęto, dla przejrzystości, przesadnie duże, przez co znaczenie tarcia zostało nieco przejawione.

i zaczepiamy ją w punkcie O przecięcia owych linii 1 i 2. Wypadkowa P siły P_1 i niewiadomej siły P_2 musi przejść przez punkt O , będąc styczną do koła tarcia sworzni S , i to z tej strony, by siła P_2 wypadła najmniejsza. Nietrudno stwierdzić, iż podany na rysunku kierunek tej wypadkowej P jest prawidłowy. Wyznaczenie siły P_2 i momentu biernego $M_2 = P_2 \cdot e_2$ nie przedstawia żadnych trudności.

Zauważmy, iż we wszystkich tych przypadkach położenie linii działania sił zależy nie od kierunku

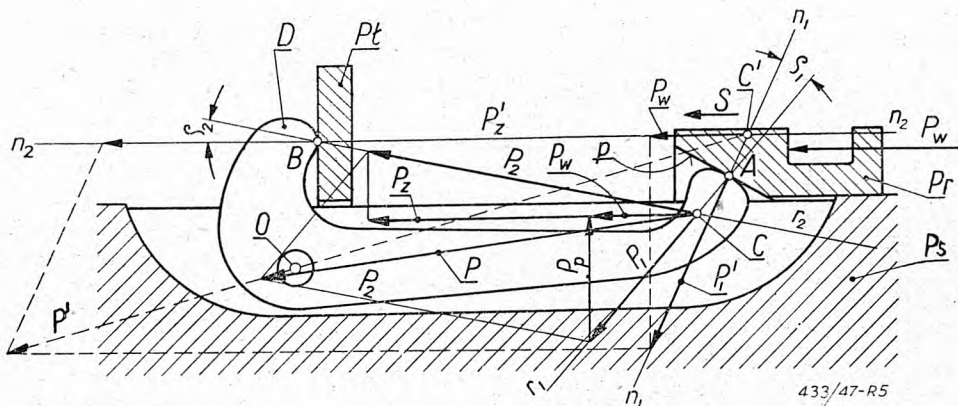


Rys. 4. Mechanizm utworzony przez trzy dźwignie.

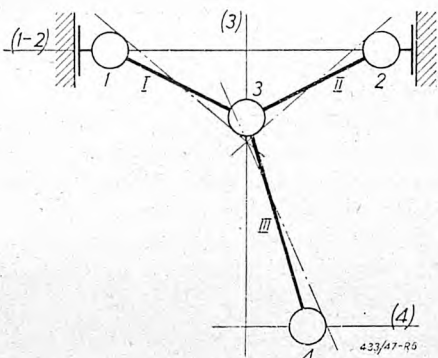
ruchu mechanizmu, lecz od tego, który z jego elementów końcowych jest czynnym, a który biernym.

5. W przypadku, gdy siły przenoszone są nie przez sworznie ujęte w panwiach, lecz przez dowolnie ukształtowane powierzchnie siłgowe, tarcie uwzględniamy, odchyłając kierunki reakcji o kąt tarcia od normalnej do tych powierzchni, i to w ten sposób, by skutek użyteczny wypadł najmniejszy. Obrazowo pokazano to na rys. 5, przedstawiającym mechanizm włączający sprzęgła wielopłytkowe. Na pierścieniu włączającym P_r , posiadającym pochylnię p , działa wzdłużna siła P_w włączająca sprzęgło; odchyła ona dźwignię D , krótszym ramieniem działającą na płytkę P_l , zaciskającą stos płytek ciernych, na rysunku nie pokazanych. Układ jest kołowo-symetryczny, gdyż dźwignie i pochylnie jest pewna ilość i są one równomiernie rozmieszczone na obwodzie, w wyłobieniach piasty P_s i pierścienia P_r . Dla prostoty możemy siłę P_w skupić na jednej dźwigni i na niej przeprowadzić cały rozkład sił, pomijając oczywiście ich składowe promieniowe, jeżeli działają na pierścienie lub piasty i wzajemnie się znoszą. Prześledźmy rozkład sił na rys. 5, nie zwracając na razie uwagi na linie kreskowe. Dźwignią osadzona na sworzniu o osi O styka się z pochylnią w punkcie A i z płytką P_l w punkcie B . Reakcje ich powierzchni odchyłamy od normalnych n_1 i n_2 o właściwie obrane kąty tarcia ρ_1 i ρ_2 (mogą one być jednakowe) i kierujemy wzdłuż linii r_1 i r_2 tak prze-

Rys. 5.
Mechanizm
włączający sprzęgła.



prowadzonych, aby ramię czynne e_1 reakcji pochylni p względem osi O dźwigni, wypadło najmniejsze, a ramię bierne e_2 reakcji płytki P_t względem tej samej osi O wypadło największe; jedno i drugie zmniejszy bowiem skutek użyteczny, t. j. siłę P_z , zaciskającą płytki sprzęgłowe (ramion e_1 i e_2 , z obawy zaciemnienia rysunku, nie pokazano na nim). Przez punkt C przecięcia linii r_1 i r_2 musi też przechodzić wypadkowa P sił działających na obydwa ramiona dźwigni, równa reakcji sworznia O .

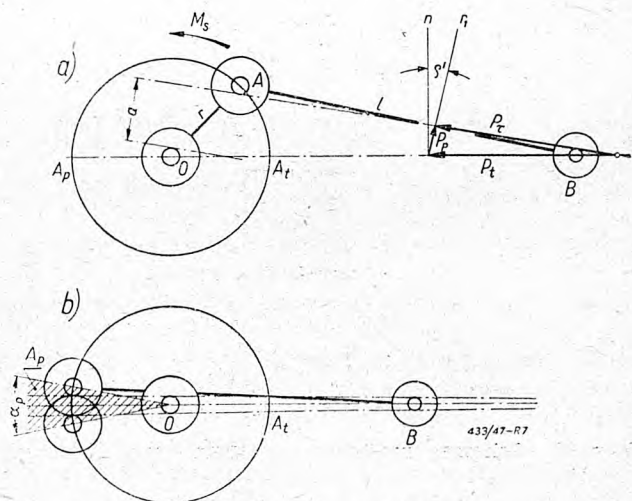


Rys. 6. Schemat mechanizmu włączającego podwójnego sprzęgła stożkowego.

Sam rozkład nie budzi żadnych wątpliwości. Przenosimy siłę P_w do punktu C , rozkładamy ją wzdłuż kierunku r_1 i promieniowo, uzyskując czynną siłę P_1 działającą na dźwignię i pomijaną siłę promieniową P_p , przejmowaną przez pierścień P_r . Siła P_1 pozwoli nam wyznaczyć reakcję P sworznia O i siłę P_2 , działającą na bierne ramię dźwigni; wzdłużną składową P_z tej siły jest szukana siła, zaciskająca płytki sprzęgłowe. Dla porównania, liniami kreskowymi przeprowadzono powyższy rozkład sił z pominięciem tarcia, uzyskując siły P'_1 i P'_z , oraz siłę P' nacisku na sworzeń, przesuniętą przez jego oś O ; wszystkie te siły przechodziłyby przez punkt C' przecięcia normalnych n_1 i n_2 . Widzimy wyraźnie, jak znacznie siła P'_z przewyższa poprzednio znaną siłę P_z .

6. Na rys. 6 przedstawiono w sposób uproszczony mechanizm włączający podwójnego sprzęgła stożkowego lub płaskiego, rysując jedynie koła tarcia 1 ÷ 4, zastępujące sworznie przegubów, oraz wiążąc je grubymi ciągłymi liniami I ÷ III, odtwarzającymi łączniki. Osie sworzni 1 i 2 mogą przesuwać się po linii (1 — 2), osie sworzni 3 lub

4 — odpowiednio po liniach (3) lub (4). W węźle zbiegają się trzy łączniki; to też, dla symetrii, zwiążemy sworzeń 3 spoczynkowo z łącznikiem III, usuwając tym sposobem zjawiającą się tu nieoznaczoność. Rozumiemy bowiem, iż rozkład sił wypadłby nieco inaczej, gdyby sworzeń 3 związany był spoczynkowo z łącznikiem I, albo z łącznikiem II (jak, mianowicie, zachowałyby się ten sworzeń, oraz sworzeń nieustalony względem żadnego z tych trzech elementów?). Dalszy rozkład sił, wzdłuż linii punktowych, nie budzi już żadnych wątpliwości.

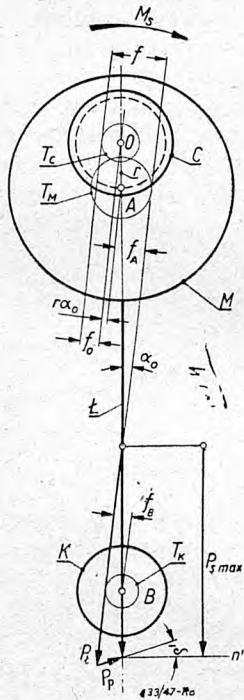


Rys. 7. Schemat mechanizmu korbowego.

7. Rys. 7a przedstawia zwykły mechanizm korbowy, przy czym podano tu nie tylko koła tarcia, ale również zarysy czopów i sworzni, połączone grubymi liniami ciągłymi, odtwarzającymi ramię korby i korbówód. Rozkład sił zależny jest od tego, czy dany mechanizm należy do silnika tło-

2) Jeżeli ruch mechanizmu może odbywać się rozmaicie, zachodzić będzie ruch, zapewniający mniejsze straty, wynikające z oporów ruchu. Np. w śrubowym podnośniku teleskopowym najpierw poruszają się będzie ta śruba, której ruch wymagać będzie mniejszego momentu czynnego. Zagadnienia tego nie rozpatrujemy bliżej; zaznaczymy jedynie, iż zaprowadziłoby nas ono do sformułowania nowej reguły, którą, w przeciwieństwie do omawianej tu, można byłoby nazwać regułą większego skutku użytecznego.

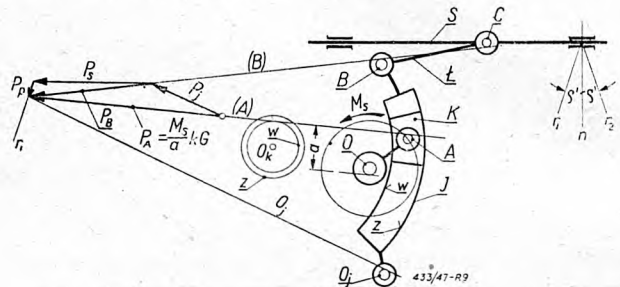
kowego, czy do tłokowej maszyny roboczej, np. pompy lub sprężarki. Rys. 7a przedstawia wypadek śliska; rozkład sił prowadzimy tak, by wychodząc z siły P_t działającej na tłok, uzyskać najmniejszy skutek użyteczny, t. j. najmniejszy moment siły na wale korbowym O . Rysunek nie wymaga wyjaśnień, poza zwróceniem uwagi na odchylenie reakcji P_p prowadnic wodzika (lub ścian w układzie bezwodzikowym) od normalnej n do prowadnic o pozorny kąt tarcia ρ' . Jak widzimy z rysunku 7b, ramię bierne a korby zmniejszy się do zera, gdy korba będzie jeszcze dość daleko od położenia martwego, lub już dość daleko poza nim. Mamy tu więc dość rozległy kątowny obszar martwy α_p położenia korby, na rysunku zakreskowany. Podobny obszar martwy odpowiadałby również tylnemu położeniu A_t korby.



Rys. 8. Schemat mechanizmu tłoczni mimośrodkowej.

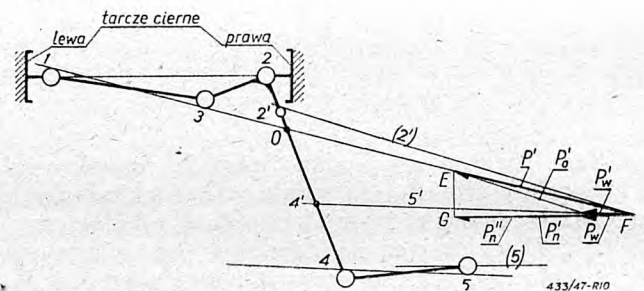
8. Rys. 8 przedstawia schematycznie mechanizm tłoczni mimośrodkowej. Duża średnica mimośrodku M sprawia, że koło tarcia T_M dochodzi tu do wyjątkowo dużych rozmiarów. Inne koła przedstawiają czop C wału mimośrodkowego i kulisty czop K łącznika; ich koła tarcia są T_C i T_h . Rysunek odtwarza dolne martwe położenie suwaka roboczego (na rysunku nie pokazanego), związane go z łącznikiem L przy pomocy kulistego przegubu B . Całość rozkładu, sił, podana na rysunku, tłumaczy się bez wyjaśnień. Linia działania siły P_t przenoszona przez łącznik jest styczna do kół tarcia T_M i T_h o środkach A i B , ramię zaś czynne f jest odległością między tą linią, a równoległą do niej, bardziej oddaloną styczną do koła tarcia T_C o środku O wału mimośrodkowego; stąd $P = \frac{M_s}{f}$, jeżeli przez M_s oznaczymy moment czynny na tym wale. Uwzględniając tarcie suwaka roboczego w swych prowadnicach, odchyłamy reakcję ich P_p o kąt ρ' pozornego tarcia od ich normalnej n i wyznaczamy

ostateczną siłę roboczą P_s na suwaku. Jak widzimy, jest ona daleką od „nieskończenie wielkiej”, jakie teoretycznie należało oczekiwać. Pozostawiamy czytelnikowi przeprowadzenie tego samego obliczenia w przypadku t. zw. tłoczni kolanowej, będącej połączeniem układów z rys. 6 i 8; linia (3) odpowiadałaby tu linii OB , punkt 3 — punktowi B i punkt 4 — punktowi A , opisującemu koło o środku, leżącym na linii (3).



Rys. 9. Schemat łukowego jarzma wahliwego.

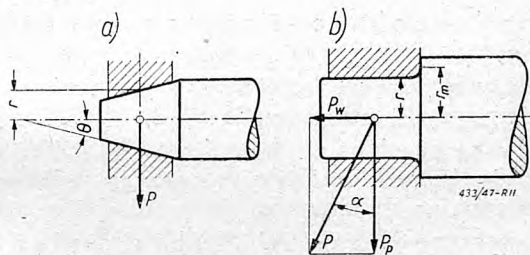
9. Rys. 9 przedstawia rozkład sił w przypadku łukowego jarzma wahliwego. Punkt O_k jest środkiem krzywizn wewnętrznej w i zewnętrznej z ściany jarzma, a tak samo oznaczone koła w i z są odpowiadającymi im kołami tarcia. Uwzględniamy poza tym koła tarcia O i A wału, oraz czopa korby w kamieniu ślizgowym K , koło tarcia O_i sworzni zawieszenia jarzma i koła tarcia B i C sworzni łącznika L , wiążącego jarzmo z suwakiem roboczym S . Wreszcie uwzględniamy też tarcie suwaka w swych prowadnicach, odchyłając ich reakcję P_p o pozorny kąt tarcia ρ' od normalnej n . Sam rozkład sił pokazany jest na rysunku w sposób nie wymagający wyjaśnień; pozwala on wyznaczyć siłę użyteczną P na suwaku S .



Rys. 10. Rozwiązanie układu działania sił niemal równoległych.

10. Wreszcie ostatni przykład, przedstawiony na rys. 10, pokazuje, jak możemy sobie poradzić w przypadku, gdy kierunki, rozkładu sił są niemal równoległe i punkt przecięcia ich wypadłby poza obszarem rysunku. Nie możemy tu dodawać dwóch wzajemnie znoszących się sił, które, złożone z rozpatrywanymi siłami, zmieniłyby korzystnie ich kierunki (jak to się robi w elementarnej statyce), gdyż te nowe, znoszące się siły zmieniłyby warunki tarcia na powierzchniach ślizgowych. Wynik uzyskany tą drogą nie odpowiadałby więc ściśle założonym warunkom. Możemy natomiast przeprowadzić redukcję wykresu kierunków działania sił w dowolnie obranym stosunku, np.

dwukrotną, jak to przyjęto na rys. 10, przedstawiającym dźwigniowy mechanizm włączający podwójnego sprzęgła ciernego. Punkty 1 i 2, związane z tarczami ciernymi, mogą przesuwać się tylko po linii 1—2, równoległej do osi układu, a punkt 5 po innej równoległej do niej prostej (5). W zasadzie powinniśmy przedłużyć proste 1—3 i 4—5 aż do ich punktu przecięcia X i stamtąd przeprowadzić styczną do koła tarcia 2. Ponieważ punkt X znalazłby się poza obszarem rysunku, obrzezamy, jako środek redukcji, punkt O, leżący na przecięciu prostych 1—3 i 2—4, oraz przeprowadzimy prostą 4'—5' równoległą do 4—5, lecz dwukrotnie od niej bliższą punktu O; poza tym narysujemy zredukowane koło tarcia 2', dwukrotnie mniejsze od koła 2 i dwukrotnie od niego bliższe punktu O. Wychodząc z założonej wzdłużnej siły $P'_n = FG$, działającej na przegub 1, którą przenosimy do punktu F, wyznaczamy siłę P' w łączniku 1—3 (GE jest prostopadłe do FG), oraz równoważące ją siły: P_w (wzdłuż 4'—5'), działająca na łączniku 4—5, i P'_o , reakcję przegubu 2, równoległą do (2'), stycznej do koła 2'; z kolei wyznaczamy ich składowe wzdłużne: siłę włączającą P_w i siłę P''_n , dociskającą prawą tarczę cierną. W danym położeniu mechanizmu jest ona o P_w mniejsza od siły P'_n , dociskającej lewą tarczę. Po przejściu ramienia 2—3 dźwigni poza położenie martwe (t. j. gdy punkt 3 przekroczy linię 1—2), siła P'_w spadnie do zera i siły dociskające P'_n i P''_n wyrównają się.



Rys. 11. Określanie pozornego współczynnika tarcia czopów w łożyskach.

11. Pozostaje do omówienia sprawa określenia pozornego współczynnika tarcia μ' . Wartość jego zależy od rzeczywistego współczynnika tarcia μ , od warunków łożyskowania i wiązania składowych części rozpatrywanego mechanizmu i od geometrycznego kształtu powierzchni ślizgowych.

We wszystkich zachodzących tu przypadkach połączeń ruchowych liczyć należy na tarcie półsuche; wartości współczynnika zależą zarówno od natury materiału części złącza i gładkości powierzchni ślizgowych, jak i od warunków ich smarowania; zwykle przyjmuje się μ równe od 0,08 do 0,15, lub, ujmując to węższe, od 0,1 do 0,125.

Geometryczny kształt powierzchni najczęściej jest ściśle określony; zwykle jest to złącze walcowe o b. niewielkim luzie wałka w otworze, i wówczas $\mu' = 1,2$ (teoretycznie, przy zerowym luzie,

byłoby $\mu' = \frac{4}{\pi} \mu \approx 1,2 \mu$) albo — rzadziej —

jest to zetknięcie powierzchni płaskiej lub zbliżo-

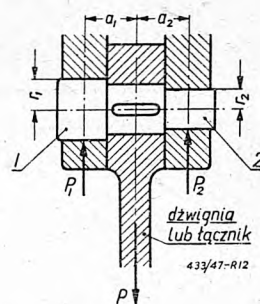
nej do płaskiej, (kształt drugiego elementu nie ma w tym przypadku większego znaczenia) i wówczas $\mu' \approx \mu$. W obydwoch przypadkach, gdyby czop i panew były stożkowe o półkacie rozwarcia θ (rys. 11a), to wtedy pozorny współczynnik tarcia zwiększyłby się i wynosiłby, przy poprzecznym

obciążeniu czopa $\mu' \approx \frac{1,2\mu}{\cos \theta}$. Obliczając promień

koła tarcia $f = r \sin \rho' = \frac{r \mu'}{\sqrt{1 + \mu'^2}}$, należy

przyjąć średnią wartość r promienia czopa. Przy obciążeniu P wzdłużnym — pozorny współczynnik

tarcia wynosiłby $\mu' \approx \frac{\mu}{\sin \theta}$.



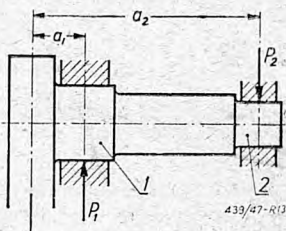
Rys. 12. Określanie pozornego współczynnika tarcia czopa podpartego dwustronnie.

Gdyby obciążenie P czopa walcowego skierowane było skośnie (rys. 11b), pozorny współczynnik tarcia, sprowadzony do składowej poprzecznej P

obciążenia, wynosiłby $\mu' \approx \left(1,2 + \frac{r_m}{r} \cdot \operatorname{tg} \alpha\right) \mu$

w przypadku czopa walcowego i wieńca płaskiego, oraz $\mu' \approx \left(\frac{1,2}{\cos \theta} + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\sin \theta}\right) \mu$ w przypadku

czopa stożkowego. Wzory te tłumaczą się same przez się, w oparciu o oznaczenia podane na rysunkach (czytelnik zechce ew. sam je wyprowadzić).



Rys. 13. Określanie pozornego współczynnika tarcia czopa podpartego jednostronnie.

Jeżeli przedmiot podparty jest na dwóch czopach 1 i 2, o różnych promieniach r_1 i r_2 , którym odpowiada, a pozorne współczynniki tarcia μ'_1 i μ'_2 i promienie kół tarcia f_1 i f_2 , wówczas obliczenia wy promień koła tarcia przyjąć należy

$$f = \frac{f_1 \cdot P_1 + f_2 \cdot P_2}{P} \text{ cm.}$$

We wzorze tym P jest obciążeniem danego złącza, a P_1 i P_2 są obciążeniami poszczególnych czołów 1 i 2.

Jeżeli rozpatrywany przedmiot podparty jest obustronnie (rys. 12), wówczas $P = P_1 + P_2$ kG.

$$P_1 = P \cdot \frac{a_2}{a_1 + a_2} \text{ kG} \text{ i } P_2 = P \cdot \frac{a_1}{a_1 + a_2} \text{ kG};$$

przez a_1 i a_2 cm oznaczyliśmy tu odległości płaszczyzn działania sił P_1 i P_2 od płaszczyzny działania siły P ; w tym przypadku byłoby

$$f = \frac{f_1 a_2 + f_2 a_1}{a_1 + a_2} \text{ cm.}$$

Jeżeli podparcie przedmiotu jest jednostronne (rys. 13), wówczas $P = P_1 - P_2$ kG,

$$P_1 = P \cdot \frac{a_2}{a_1 - a_2} \text{ kG} \text{ i } P_2 = P \cdot \frac{a_1}{a_2 - a_1} \text{ kG},$$

a więc

$$f = \frac{f_1 a_2 + f_2 a_1}{a_2 - a_1} \text{ cm.}$$

Te wartości promieni kół tarcia powinno się wprowadzić przy wykreślonym rozkładzie sił.

Najczęściej zagadnienie to upraszcza się znacznie, gdyż układy złączy ruchomych są całkowicie symetryczne, siły je obciążające leżą wszystkie w płaszczyźnie symetrii, czopy zaś są walcowe, a inne powierzchnie ślizgowe są płaskie lub niewiele od nich różne. W tym przypadku μ' jest zawsze równe albo $\sim 1,2 \mu$ dla przegubów, i $\sim \mu$ — dla ześlizgów. Dla całości obrazu należało jednak rozpatrzeć niektóre ważniejsze przypadki szczególne. Nie staramy się tu sprowadzić ich do jednego przypadku ogólnego, by nie wkleść niepotrzebnie zadania; uogólnienie to również pozostawiamy ew. czytelnikowi.

Gładkość powierzchni

Referat wprowadzający w zagadnienie.

(dokończenie)

Inż. mech. STANISŁAW SZULC.

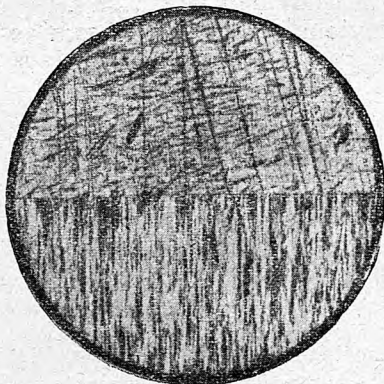
Instrumenty do oceny i pomiaru gładkości. Osiągnięcia praktyczne. Możliwości praktycznego wykorzystania gładkości powierzchni w obecnym stanie znajomości zagadnienia.

Instrumenty do pomiaru gładkości.

Dla określania gładkości powierzchni są stosowane dwa rodzaje instrumentów:

- a. dla oceny jakościowej,
- b. dla pomiaru ilościowego.

Instrumenty dla oceny jakościowej pozwalają na porównanie badanej powierzchni z wzorcem o znanej gładkości, przyczym ocena gładkości przy tej metodzie jest możliwą tylko na drodze opisowej.



Rys. 14. Optyczne porównanie gładkości powierzchni obrabionych rozmaitymi sposobami. Wzorec (dolna połowa) szlifowany gładko, $h_p = 0,005 \mu$. Porównywana powierzchnia (górną połowa) docierana gładko, $h_p = 0,043 \mu$. Powiększenie $\times 36,5$.

Ponize, przytoczono opisową klasyfikację gładkości powierzchni, stosowaną przez jedną z fabryk w USA:

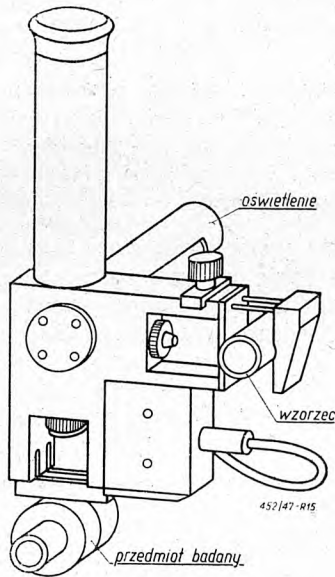
- a. Powierzchnie nadzwyczaj gładkie.
Należą tu powierzchnie bardzo dokładnie dotarte, np. płytki wzorcowe.
- b. Powierzchnie bardzo gładkie.
Należą tu powierzchnie precyzyjnie szlifowane i obrabione diamentem.
- c. Powierzchnie o dobrej gładkości.
Należą tu powierzchnie szlifowane, wytaczane i powierzchnie średniej jakości, utworzone zwykłymi metodami obróbki.
- d. Powierzchnie, których gładkość leży poniżej norm, nie do przyjęcia jako rodzaj wykończenia, oraz utworzone zgrubną obróbką.

Metoda jakościowa polega na wzrokowym porównaniu gładkości badanej powierzchni z wzorcem, o określonej gładkości. Jakkolwiek gładkość wzorca jest znana i określona liczbowo, to jednak prawdopodobieństwo trafnego zaklasyfikowania gładkości badanej powierzchni jest stosunkowo małe. Trudność tej oceny obrazuje rys. 14.

Z rysunku tego można wnioskować o trudności porównywania gładkości powierzchni wykonanych odmienną obróbką. Trafność oceny wzrokowej wzrosłaby znacznie, gdyby wzorce mogły być wykonane z tego samego materiału i wykonane tym samym rodzajem obróbki, co przedmiot badany. Jednakże w takim wypadku należałoby posiadać ilość wzorców równą ilości obrabianych materiałów, pomnożoną przez tę ilość rodzajów obróbki, po których gładkość podlega sprawdzaniu.

Typowym przyrządem dla oceny jakościowej gładkości jest komparator mikroskopowy o powiększeniu 20—40, którego jedno z wykonañ przedstawia rys. 15.

Dla pomiaru ilościowego gładkości stosowane są dwa rodzaje instrumentów: optyczne i mechaniczne. Najbardziej znanymi instrumentami optycznymi są fotomikroskop *Schmaltza* i fotomikroskop *Vickersa*.



Rys. 15. Komparator *Klemma*

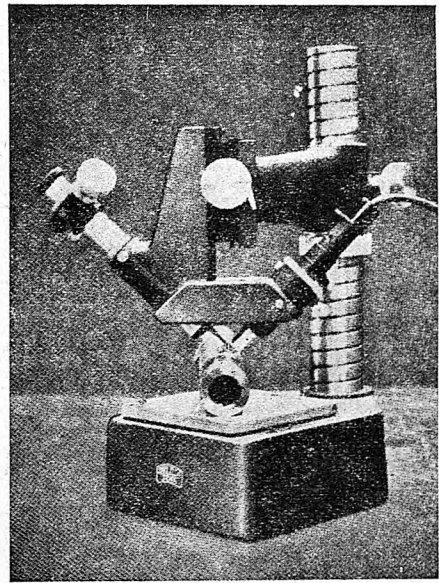
Instrument *Schmaltza* określa liczbowo maksymalną wysokość profilu powierzchni badanej, mierzoną na podstawie interferencji fal świetlnych (rys. 16).

Aparaty optyczne posiadają tę wielką zaletę, że nie naruszają powierzchni badanej, w przeciwieństwie do mechanicznych instrumentów rysikowych.

Obraz otrzymany zapomocą fotomikroskopu *Schmaltza* podaje rys. 17.

Aparat *Schmaltza* nadaje się szczególnie do badania gładkości powierzchni, na których ślady obróbki występują w postaci rys równoległych (np. toczenie), natomiast powierzchnie o śladach obróbki krzyżujących się (np. docieranie) nie znajdują w tym aparacie odwzorowania, dającego się wyraźnie określić. Granica gładkości powierzchni dająca się zaobserwować tym aparatem wynosi około 0.75μ . (*Schlesinger*). Ocena powierzchni gładszych można przeprowadzić na aparacie *Vickersa*, który daje powiększenie $\times 18$ do 4400.

Działanie instrumentów opartych na zasadzie mechanicznej polega na tym, że rysik prowadzony po badanej powierzchni, pod naciskiem nie większym niż 0.2 g, przekazuje swe ruchy dwóm przyrządom. Jeden z nich kreśli w powiększeniu wahania rysika, jako odwzorowanie profilu powierzchni badanej, drugi zaś przyrząd wskazuje wartość liczbową chropowatości, wyrażoną parametrami h_s , lub h_p . Wartość liczbowa tych parametrów stanowi średnią wartość wzdłuż długości mierzonej. Sam rysik może być prowadzony ręcznie, co wymaga pewnej wpra-



Rys. 16. Fotomikroskop *Zeiss-Schmaltz*

wy, lub mechanicznie. Aparaty wskazujące wyniki pomiaru są od siebie niezależne i mogą być stosowane oddzielnie, lub jednocześnie. Przekazanie ruchów rysika może odbywać się optycznie, elektrycznie, lub przy pomocy piezokwarcu. Otrzymany wykres posiada powiększenie pionowe w granicach od 400:1 do 40 000:1, poziome w granicach 10:1 do 400:1, zależnie od nastawienia aparatu.

Instrumenty rysikowe posiadają następujące niedogodności. Rysik pozostawia na powierzchni badanej ślad, którego głębokość zależy od twardości materiału. Wskutek zaokrąglenia ostrza rysika, wykres wskazuje odwzorowanie powierzchni nieco gładsze, niż ona jest w istocie



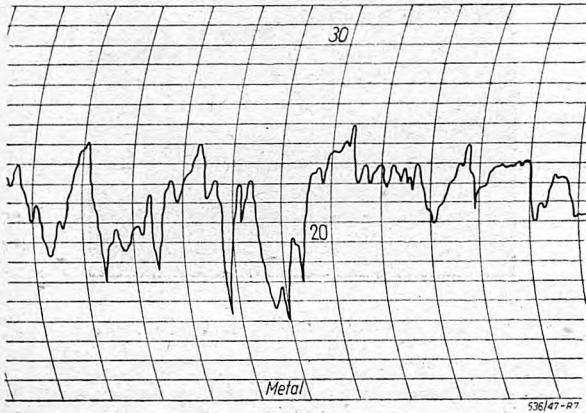
Rys. 17. Profil powierzchni oglądanej w profilomierzu *Schmaltza* $h_p = 0.34 \mu$; $h_{max.} = 1.901 \mu$

Np. rysik o promieniu ostrza $R = 0.00125$ mm odwzorowuje rzeczywistą głębokość rysy równą 1.7μ , jako głębokość 1.5μ , co deformuje wskazania w stosunku 1:1.13. Dalszą niedogodnością jest krótkość drogi rysika. Długość badanego odcinka powierzchni wynosi ok. 2.5 mm (na aparacie *Schmaltza* tylko 0.6 mm). Tak mała długość nie daje właściwego obrazu gładkości, gdyż pomiar może wypaść w punkcie szczególnie niekorzystnym, dzięki np. chwilowym zmianom odbywającym się na krawędzi tnącej narzędzia. Wadę tą usunięto na ostatnio wykonywanych typach instrumentów, gdzie długość drogi rysika wynosi około 6 mm.

Typowy wykres uzyskany przy pomocy instrumentu rysikowego podaje rys. 18. Wykres ten zo-

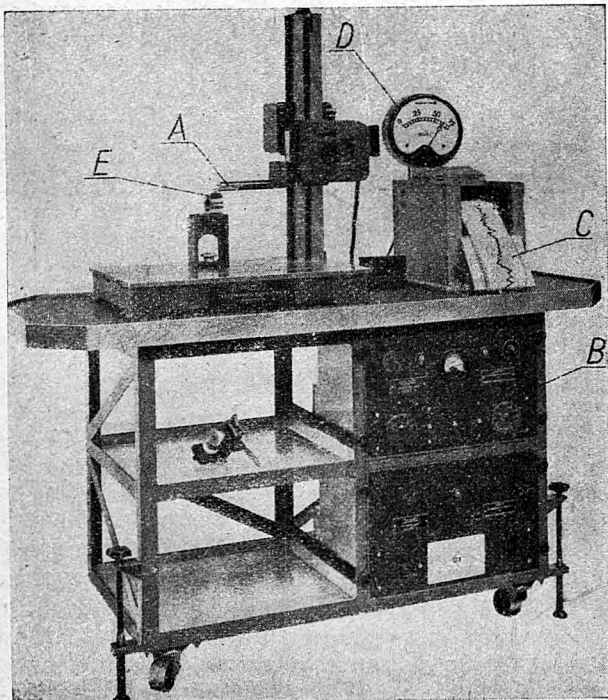
stał wykonany przy pomocy instrumentu podanego na rys. 19.

Dodatkowo należy wspomnieć o najprostszych sposobie porównawczym, w z r o k o w o - d o t y k o w y m. Sposób ten daje dość dobrą wskazówkę co do gładkości powierzchni, oraz kierunku jej struktury geometrycznej. Sposób ten jest jednak dalekim od dokładności i jest zdany na czysto indywidualną ocenę obserwatora.



Rys. 18. Wykres profilu powierzchni szlifowanej uzyskany na aparacie Taylor—Hobson. Powiększenie pionowe $\times 20.000$, poziome $\times 200$; $h_s = 0,19 \mu$.

Sposób polega na wzrokowym i dotykowym porównaniu danej powierzchni nie z samym wzorcem, który jest kosztowny, lecz z jego repliką, wykonaną galwanicznie, lub w plastyku. Taki komplet „odbitek” z oryginalnych wzorców jest



Rys. 19. Aparat rysikowy do bezpośredniego pomiaru gładkości „Talysurf” Taylor—Hobson.
A — rysik w oprawie, B — wzmacniacz C — wykres chropowatości, D — wskaźnik chropowatości, E — przedmiot badany.

wyrabiany masowo, wskutek tego tani i powszechnie dostępny. Odbitki wzorców są wykonane w kształcie płytek i są cechowane wartością parametru h_s , lub h_p dla poszczególnego wypadku. Komplet składa się z ok. 20 płytek, a mianowicie:

		$h_p (\mu)$
Frezowanie frezem walcowym	4 wzorce	12,5—1,00
Frezowanie frezem czołowym	2 wzorce	6,25—2,59
Toczenie	4 wzorce	16,25—1,00
Szlifowanie czołem tarczy	1 wzorzec	5,00
Szlifowanie płaszczyzn obwodem tarczy	4 wzorce	2,50—0,250
Docieranie płaszczyzn (Lapping)	1 wzorzec	0,125
Docieranie otworów (Hon'ng)	3 wzorce	0,500—0,250
Polerowanie	1 wzorzec	0,125

Osiągnięcia praktyczne.

Przytoczona tablica 2 zawiera szereg danych dla zobrazowania jakie stopnie i granice gładkości są charakterystyczne dla poszczególnych rodzajów przemysłów i poszczególnych rodzajów obróbki.

Tablica 2. Przeciętnie osiągnięty zakres gładkości powierzchni, stwierdzony drogą pomiaru części, wykonywanych seryjnie.

Przemysł	Wahania h_s	Toczenie h_s	Szlifowanie h_s	Docieranie h_s	Toczenie diametrem h_s
Elektrotechniczny	max h_s	2.130	0.660	—	—
	min h_s	1.12	0.48	—	—
Obrabiarkowy	max h_s	1.580	1.320	—	—
	min h_s	1.21	0.40	—	—
Samochodowy	max h_s	5.310	1.300	0.380	1.400
	min h_s	2.16	0.46	0.152	0.660
Lotniczy	max h_s	0.735	0.765	0.089	0.432
	min h_s	0.43	0.36	0.043	0.213
Sprawdziany	max h_s	—	0.640	0.076	—
	min h_s	—	0.20	0.032	—
Płytki wzorcowe	max h_s	—	—	0.0127	—
	min h_s	—	—	0.0112	—

Na podstawie innych serii pomiarów stwierdzono, że n. p. w przemyśle samochodowym daje się rozróżnić orientacyjny podział na dwie klasy gładkości, a mianowicie:

jedna klasa w zakresie $h_s = 0,13 - 12,5 \mu$,
druga klasa w zakresie $h_s = 0,0 - 3,13 \mu$.

Analogicznie stwierdzono, że wartość $3,13 \mu$ powinna być uważaną za górną granicę chropowatości, dopuszczalną dla szlifowania w przemyśle lotniczym.

Stwierdzono również, że n. p. dla partii wzorców gładkości, dla żądanej gładkości wzorca $h_p = 1,0 \mu$,

zdołano osiągnąć nierównomierność gładkości w obrębie partii równą 0.63μ , zaś w różnych punktach powierzchni poszczególnych sztuk wzorców, równomierność równą $0.15 - 0.25 \mu$.

Powyższa obserwacja przemawia za tym, że skoro wahania gładkości w obrębie partii wyniosły 67% gładkości nominalnej dla tak precyzyjnego wyrobu, jakim są wzorce gładkości, to zastosowanie szeregu geometrycznego o współczynniku 2 dla ustalenia granic poszczególnych klas gładkości dla celów produkcji seryjnej wydaje się odpowiednim.

Z drugiej strony, wymagania gładkości dotyczą głównie poszczególnych rodzajów obróbki wykończającej w zakresie chropowatości poniżej $h_p = 1.0 \mu$. Z tego powodu norma powinna posiadać zakres klas wysokiej gładkości odpowiednio zróżniczkowany. Konieczność ta wynika z poniżej zestawionych wartości parametru h_p , określającego gładkość uzyskaną w operacjach wykończających w przemyśle samochodowym.

	$h_p (\mu) =$
Superfinish	0.02 — 0.04
Docieranie maszynowe wykończające	0.02 — 0.20
Docieranie maszynowe zgrubne	0.80 — 1.00
Docieranie ręczne	0.20 — 0.30
Obróbka diamentem	
toczenie	0.06 — 1.80
wytaczanie	0.05 — 0.30
Frezowanie wysokiej gładkości frezem	
o ostrzach ze stopów spiekanych	2.0
Rozwiercanie	0.13 — 0.40
Przeciąganie (połączone z przetłaczaniem)	0.25
Polerowanie	
zgrubne	1.00
wykończające	0.13 — 0.25
Skrobanie	0.70

Dostosowanie układu norm do wyżej poruszonych okoliczności jest widoczne z wykresu porównawczego na rys. 8. Z wykresu tego wynika, że w zakresie poniżej 1.0μ , norma USA wprowadza silne zróżniczkowanie klas z tym, że norma ta pozwala na ustanawianie dowolnych granic gładkości. Norma Związku Radzieckiego przewiduje dwa stopnie zróżniczkowania klas, z których jeden jest prawie zgodny ze stopniem zróżniczkowania normy USA, zaś drugi, utrzymany jako szereg geometryczny o współczynniku 2, zapewnia dostateczną swobodę w wypadku mniej precyzyjnej produkcji. Jedynie norma BSI w jej obecnej postaci nie bierze pod uwagę zróżniczkowania poniżej 1.0μ w takim stopniu, jaki wynika z różnic gładkości osiągalnych, zestawionych wyżej.

Zakres poniżej 1.0μ podzielono: w normie USA na 16 klas, w normie Związku Radzieckiego na 7 klas i 21 stopni, w normie BSI na 6 klas.

Jakko'wiek związek między tolerancją wymiaru, a gładkością powierzchni nie został dotychczas ustalony, jednakże zestawione w tablicy 3 dane mogą służyć jako wskazówka orientacyjna dla konstruktora, zwłaszcza, że przytoczone gładkości zostały osiągnięte nie drogą wydłużenia czasu obróbki, lecz przez odpowiednią metodę obróbki i utrzymywanie obrabarek w stanie odpowiedniej dokładności.

Tablica 3. Zestawienie osiąganych tolerancji wykonania i gładkości powierzchni.

Wałki	Osiągnięta tolerancja mm	Gładkość powierzchni μ
Szlifowanie bardzo gładkie	0.0006	0.037 — 0.05
„ gładkie	0.0013	0.050 — 0.10
„ jak w narzędziowni	0.0030	0.100 — 0.15
„ produkcyjne	0.0100 — 0.025	0.150 — 0.13
Szlifowanie otworów	0.0030	0.200 — 1.00

Możliwości praktycznego wykorzystania gładkości powierzchni, w obecnym stanie znajomości zagadnienia.

Wyniki dotychczasowych badań nad strukturą powierzchni i powstałe na tym tle dodatkowe problemy i trudności przy osiaganiu z góry określonej gładkości powierzchni prowadzą do wniosku, że poznanie istoty struktury powierzchni, a w szczególności które z jej parametrów — geometryczne, czy fizyczne mają decydujący wpływ na współpracę powierzchni — jest właściwe dopiero w początkowym stadium badań.

Jak skomplikowanym jest ujęcie wymagań gładkości w normę, może posłużyć przykład, że w USA okres ułożenia projektu normy gładkości trwał 8 lat, z czego 5 lat badań wstępnych i 3 lata dyskusji nad projektem samej normy.

W Anglii rozpoczęto systematyczne badania nad zagadnieniem gładkości ok. r. 1933. Publikacje dotyczące tych badań były raczej skąpe i jako główne prace należy wymienić prof. Schlesingera „The Report on Surface Finish” (1942) i R. E. Reason i inni „Report on the Measurement of Surface Finish by Stylus Methods” (1944). Obie te prace, podobnie zresztą jak i większość prac amerykańskich zajmują się analizą struktury geometrycznej powierzchni oraz techniką badań metodą rysikową, w przeciwieństwie do badaczy francuskich, którzy od pierwszej chwili nadal zagadnieniu gładkości powierzchni szeroką podstawę, wiążąc je ze strukturą metalograficzną zewnętrznej warstewki metalu i uwzględniając wpływ czynników natury fizyko-chemicznej na gładkość powierzchni*). Badania angielskie prowadzone raczej na tle rozwiązywania bieżących trudności przemysłu, niż w celu rozwiązania samego zagadnienia gładkości, dostarczyły w okresie wojny tyle materiału, że w r. 1945 Inst. Mechanical Engineers zainicjował konferencję dla wszechstronnego omówienia stosowalności zagadnienia kontroli gładkości powierzchni i m. in. celowości wprowadzenia normy gładkości. Konferencja zaleciła ostrożność we wprowadzeniu formalnym normy do użytku przemysłu, motywując

*) Szczegóły, p. inż. S. Szulc „Superfinish“, Przegląd Mechaniczny Nr 2—3/48.

to niemożnością dania odpowiedzi przy obecnym stanie znajomości zagadnienia na pytanie, które z czynników grają decydującą, które zaś poboczną rolę, oraz jakie są drogi do opanowania czynników wywierających na gładkość powierzchni wpływ ujemny.

Również obecne własności instrumentów pomiarowych, zdaniem konferencji, są zbyt mało sprecyzowane, aby mogły one stanowić bezsporne narzędzie w rozstrzyganiu poszczególnych przypadków. Przemysł angielski jest zbyt mało wyposażony w sprzęt do nadawania gładkości w żądanym stopniu w skali produkcyjnej, oraz do oceny gładkości, by normy jej mogły być zastosowane bez zahamowania tempa produkcji.

W przeciwieństwie do tego stanowiska, technicy USA, zdrając sobie sprawę z niedoskonałości ścisłych metod pomiaru gładkości i instrumentów do jej badania, stoją na stanowisku, że skoro unormowanie zagadnienia gładkości, chociażby w dotychczasowym stopniu dało poważne korzyści, należy metody te stosować, nie zwracając uwagi na brak opanowania teoretycznego zagadnienia, oraz na niedoskonałość środków pomiarowych.

Traktując to zagadnienie z punktu widzenia opłacalności i widząc w nim, niezależnie od wzrostu trwałości maszyn również i źródło obniżenia kosztów produkcji, zastosowano następujące praktyczne wykorzystanie obecnego stanu znajomości problemu:

Za wzorce gładkości przyjmuje się te egzemplarze produkowanych przedmiotów, których gładkość dała dobre wyniki w pracy. Tym samym unika się z jednej strony kosztownych wzorców specjalnych, zaś z drugiej strony wykorzystuje się zalety taniego wzorca, wykonanego z tego samego materiału i tą samą metodą obróbki, co wszystkie przedmioty produkowane. Gładkość tych wzorcowych przedmiotów określa się jednorazowo laboratoryjnie tak, że fabryka nie musi posiadać kosztownych instrumentów. Sama kontrola gładkości odbywa się przez porównanie wyrobu z egzemplarzem uznanym za wzorcowy. Wystarcza do tego komparator optyczny, znacznie tańszy od instrumentów rysikowych. (Istnieją również komparatory optyczne, podające liczbową wartość h_s , lub h_p). Powyższy sposób jest stosowany dla kontroli wysokich stopni gładkości, tj. gładkości wyższych, niż uzyskiwane przy pomocy zwykłego szlifowania.

Dla zakresu niskich stopni gładkości stwierdzono, że porównanie dotykowe i wzrokowe daje wystarczające wyniki. Jako wzorców używa się w tym wypadku replik wzorców specjalnych, opisanych na str. 178.

W wyżej podany sposób sprowadzono metodę do poziomu prymitywnego (w porównaniu z badaniem laboratoryjnym), porównania wzrokowego z egzemplarzem wzorcowym, zaś związane z tym inwestycje zredukowano do wysokości dostępnej każdej bezmała wytwórni. Droga ta wymaga znacznie niższego stopnia wprawy i kwalifikacji personelu, niż w wypadku zaopatrzenia warsztatu w instrument rysikowy.

W odniesieniu do naszego przemysłu, korzyści, jakie może on osiągnąć przez stosowanie kontroli gładkości powierzchni nie różnią się od tych, jakie osiągnięto w innych przemysłach. Opierając się na tych uwagach, nasuwają się następujące wnioski w odniesieniu do wprowadzenia tej metody w życie: wystarczy żeby precyzyjne wyposażenie, zwłaszcza instrumenty rysikowe, posiadała instytucja badawcza. Kontrola gładkości w produkcji może opierać się na jednym z instrumentów porównawczych tańszej klasy, pod warunkiem, że instrument ten daje wiarygodne wyniki również i w zakresie 1.0 — 0.2 mikrona.

Dla mniejszych stopni gładkości posługuje się warsztat wzorcowymi replikami, których wyrób w kraju jest zupełnie możliwy.

Niezależnie od sprawy rodzaju wyposażenia, musi personel fabryczny przejść odpowiednie wykształcenie dla nabrania wprawy w porównywaniu gładkości i w jej ocenie, dla ustalenia warunków poprzedzających obróbkę wykończającą, wreszcie dla określania wymagań gładkości w taki sposób, by to wpływało na potaniecie produkcji, a nie odwrotnie.

Wprowadzenie w życie definitywnie sformułowanej normy musi być poprzedzone okresem badań i pomiarów gładkości tych powierzchni, których rola została uznana jako zasadnicza w działaniu maszyny. Pomiaru te, wykonane w dużej ilości, dadzą wskazówki co do rzeczywistej i pożądanej gładkości poszczególnych powierzchni, oraz mogą dostarczyć szereg wskazówek co do układu normy.

Niezależnie od powyższego, nasuwają się następujące uwagi w odniesieniu do układu normy:

- zastosowanie parametru h_p jako podstawowej wielkości charakteryzującej gładkość,
- utrzymanie różniczkowania klas gładkości poniżej 1.0 μ tak, by było możliwym rozróżnienie gładkości wynikających z różnych metod obróbki wykończającej,
- zachowanie, o ile możliwości, podziału na klasy, opartego o szereg liczb Renarda.
- nie wiązanie liczby określającej gładkość z tolerancjami wymiarów przedmiotu, przeciwnie, uważanie ich za wielkości niezależne od siebie, a zależne tylko od ich warunków pracy w zespole.

ZRÓDŁA:

1. G. Schlesinger — Report on Surface Finish. The Institution of Production Engineers, London, 1942.
2. E. R. Clay — Surface Finish. Automobile Engineering, February 1944.
3. R. E. Reason — Surface Finish and its Measurement. Journal of the Institution of Production Engineers, 1944.
4. American Standard B. 45.1—1947.
5. Norma gładkości Związku Radzieckiego GOST. 2789 — 45.

Zarys badań nad trwałością ostrza

Inż. mech. STEFAN ZUKOWSKI.

Metody oceny trwałości ostrza. Metoda szybkości typowej. Doświadczenia Związku Inżynierów Niemieckich oraz angielskie w Manchesterze. Czas trwania próby, stosowany we współczesnych badaniach. Czas skrawania bez ponownego ostrzenia. Trwałość ostrza przy skrawaniu wióra o małych przekrojach. Zależność trwałości noży od temperatury nagrzania. Wpływ obróbki cieplnej na zmienność twardości noży. Twardość, a trwałość ostrza. Optymalna trwałość ostrza bez ponownego ostrzenia.

Metody oceny trwałości ostrza.

Metoda szybkości typowej.

Trwałością ostrza nazwiemy jego zdolność do wykonywania pracy bez ponownego ostrzenia. Trwałość więc możemy ocenić albo za pomocą wielkości okresu czasu do chwili stępienia (godz., minuty), albo za pomocą długości drogi, przebytej przez ostrze do tegoż momentu.

F. W. Taylor za podstawę oceny wpływu danego czynnika na trwałość ostrza — przyjął inną wielkość — szybkość, przy czym zakładał stałe tę samą trwałość ostrza. Badając więc jakikolwiek czynnik wpływający na skrawanie, tak dobierał warunki, iżby wszystkie inne czynniki, w tej liczbie i trwałość, pozostały bez zmiany. Ten sposób postępowania pozwolił mu określać szybkość jako funkcję wyłącznie czynnika badanego, przy innych zgóry określonych i ustalonych czynnikach.

Oparcie się Taylora o szybkość w istocie ma niezaprzeczną rację, gdyż czas jest czynnikiem znacznie cenniejszym, aniżeli praca mechaniczna, jednakże celowe dobranie czasu trwałości ostrza przedstawia trudności. W warunkach fabrycznych trwałość ta jest pożądaną, rzecz jasna, jak najwęższą, jednak wówczas wydajność noża (z powodu małej szybkości) będzie mała. Godząc te dwa względy, w praktyce trwałość ograniczamy np. do $1\frac{1}{2}$ — 2 godz. Jednak i ta skrócona trwałość przy pracach badawczych nastęrcza spore trudności, bowiem, pomijając fakt związanych z tem kosztów, powoduje konieczność zużycia większych ilości identycznego materiału. Skądinąd zbyt krótka trwałość daje zbyt duże rozbieżności wyników prób: noże o identycznych cechach wykazują wówczas odbiegające od siebie własności.

Metoda doświadczalna Taylora polegała na tym, że obierał on jakakolwiek zmienną (np. grubość wióra) i starał się zachować niezmiennymi wszystkie inne czynniki skrawania. Dla rozmaitych wartości tej zmiennej (np. grubość wióra 0,1 0,15 itd.) wyznaczono typową szybkość skrawania. Następnie przy stałej grubości wióra zmieniano jakkolwiek inny czynnik, np. szerokość wióra, i dla każdej jego wartości ustalano podobnie szybkość skrawania typową.

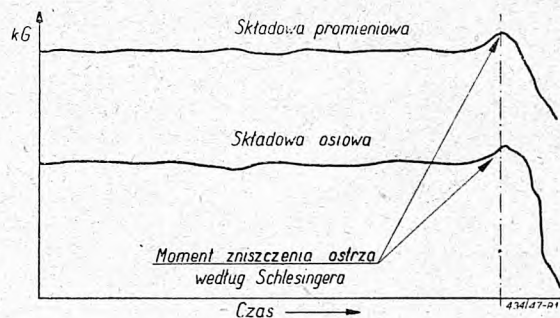
Badania Taylora szły głównie w kierunku ustalenia wpływu na skrawanie następujących czynników: grubości, szerokości, posuwu, głębokości skrawania. Większość doświadczeń była wykonana nożami konstrukcji Taylora. Poza tym wykonywał on doświadczenia nad wpływem chłodzenia na trwałość ostrza, kątów ostrza, twardości materiału, jakości ostrza z punktu widzenia chemicznego składu i rodzaju obróbki cieplnej i innej.

Badania Taylora dowiodły, że w odniesieniu do prób noży najbardziej celowym jest dwudziestominutowy okres trwałości. Szybkość zaś odpowiadającą temu okresowi trwałości nazwał on „typową”. (W oryginale nazwana jest ona „standardową wzorcową”. Niektórzy badacze nazywają ją „taylorowską”).

A zatem w celu otrzymania „typowej” szybkości ustalamy tak warunki próby, aby trwałość ostrza wynosiła 20 minut (albo około 20 minut).

Za kryterium zniszczenia ostrza ze stali szybko tnącej przyjął Taylor, po wielu badaniach, zupełne jego zniszczenie. Chwilę zniszczenia ostrza, przy dużych szybkościach, przekraczających normalnie stosowane przy obróbce, uprzedza powstanie rysy lub błyszczącej linii, utworzonej przez ostrze na powierzchni przedmiotu obrabianego.

Ostatnio przed wojną prof. Schlesinger proponował inny sposób oceny momentu zniszczenia ostrza dla noża ze stali szybko tnącej: zauważył on, mianowicie, że w pierwszej chwili zniszczenia ostrza następuje raptowny wzrost obu składowych poziomych nacisku (nacisk promienowy i osiowy) — patrz rys. 1.



Rys. 1. Wzrost poziomych składowych nacisku w chwili stępienia ostrza.

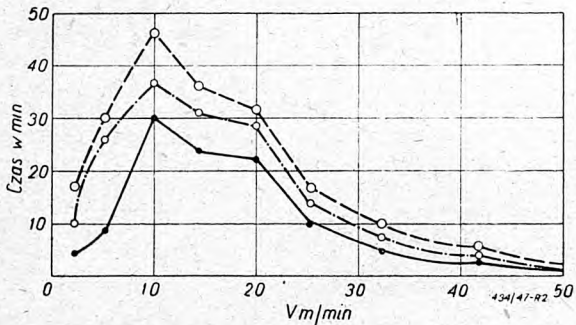
D. Smith i A. Leigh stosowali jako kryterium zniszczenia ostrza wzrost składowej pionowej nacisku na nóż, przy czym jako moment zniszczenia uważali ten, który odpowiadał wzrostowi składowej o 10%.

Uczenci wychodzili z założenia, że:

1) wzrost składowej pionowej jest oznaką i skutkiem stępienia noża,

2) przy tym właśnie stopniu stępienia, odpowiadającym 10% zwiększonego nacisku, noże w praktyce warsztatowej poddaje się ponownemu szlifowaniu. Zdaniem tych autorów wzrost składowej pionowej o 10% powoduje stępienie ostrza o ok. 0,038 mm.

Sposób tej oceny zniszczenia ostrza zalecają ci badacze, w celu skrócenia czasu próby, do wiórów o małych przekrojach, stosowanych przy obróbce wykańczającej, natomiast dla dużych — zalecali stosować pełne zniszczenie ostrza.

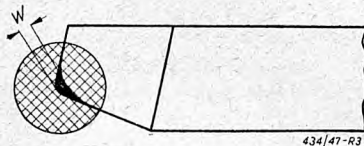


Rys. 2. Wpływ szybkości skrawania na trwałość ostrza.

Szybkość stępienia się ostrza zmienia się wraz ze zmianą szybkości skrawania. Wykres (rys. 2) pozwala ocenić tę zmianę. Na rysunku podano krzywe: dolną dla 5% zwiększenia składowej pionowej, średnią — dla 10% i wreszcie — górną dla 15%.

Doświadczenia Związku Inżynierów Niemieckich (V. D. I. — 1901) oraz angielskie w Manchester.

Ukazanie się stali szybko tnącej skłoniło koła techniczne Anglii i Niemiec do przeprowadzenia szeregu prób w celu ustalenia najkorzystniejszych warunków skrawania nożami z tych stali. Niestety, nie nadała się one do wysnucia wniosków w takim stopniu, jak próby *Taylor* i *Rippera*, a to z powodu jednoczesnej zmiany kilku czynników w toku próby.



Rys. 3. Pomiar płaszczyzny zderzenia ostrza.

Metody doświadczalne *Rippera* (wspólnie z *Burley'em* r. 1913) naogół podobne były do metod *Taylor*. Jako kryterium trwałości ostrza obrano okres czasu 60-minutowy. Jako moment zniszczenia dla noży ze stali szybko tnącej przyjęto początek ukazania się na powierzchni przedmiotu błyszczących rys, co jest w zgodzie z kryterium *Taylor* natomiast dla noży ze stali węglowej obrano metodę określonego stopnia stępienia: po pewnym okresie pracy badano za pomocą mikroskopu stan ostrza i z wielkości wymiaru (rys. 3) płaszczyzny powstałej, na skutek zderzenia materiału noża, określano stopień stępienia.

Za stępione uważano ostrze, gdy szerokość płaszczyzny W osiągnęła 0,127 mm (0,005").

Czas trwania próby, stosowany we współczesnych badaniach.

Ostatnio badacze niemieccy częściej stosują próbę 60-minutową, upatrując w tym czasokresie

zbliżenie warunków doświadczeń do warunków praktyki.

Przy tym równocześnie bada się prawo zmienności jakiegokolwiek bądź czynnika np. przekroju wióra i w tymże czasie trwałości ostrza.

W tym celu notują czas, w ciągu którego ostrze (w danych warunkach) zostało doprowadzone do zniszczenia. Następnie zmieniają szybkość skrawania i ponownie notują czas pracy ostrza do jego zniszczenia. Mamy więc zależność między okresem pracy bez ponownego ostrzenia T i szybkością skrawania v , czyli krzywą $T - v$. Po wykreśleniu tej krzywej (wg kilku otrzymanych doświadczeń i punktów) możemy znaleźć za pomocą interpolacji czas skrawania, odpowiadający dowolnemu T , przyjętemu za normalny np. $T = 60$ min. Ten sposób nie wymaga doświadczenia ustalenia szybkości, odpowiadającej przytoczonemu $T = 60$, co niezmiernie ułatwia poszukiwania.

Czas skrawania bez ponownego ostrzenia.

Wg *Taylor* dla noży ze stali szybko tnącej, przy obróbce stali szybko skrawania ma być odwrotnie proporcjonalna do ósmego pierwiastka z czasu skrawania w minutach, stąd wniosek, że przy zmniejszeniu szybkości np. 1,1 raza okres skrawania zwiększy się w $1,1^8 = 2,14$ razy, mamy więc wzór:

$$v = \frac{c}{\sqrt[8]{T}} = \frac{c}{T^{\frac{1}{8}}}; \quad [1]$$

$$\text{ogólnie } v = \frac{c}{T^{\frac{1}{n}}}; \quad [2]$$

Ogólnie, gdy szybkość skrawania jest znaną v_1 i odpowiedni jej czas T_1 , wówczas szybkość v_2 przy czasie T_2 wyznaczymy ze wzoru:

$$v_2 = v_1 \sqrt[8]{T_1 : T_2} = \frac{v_1}{\sqrt[8]{q}}; \quad [3]$$

$$q = \frac{T_2}{T_1} \quad [4]$$

gdzie przy:

$$\frac{v_2}{v_1} = 1,05, 1,10, 1,15, 1,20, 1,25, 1,30, 1,35$$

mamy:

$$\frac{T_2}{T_1} = 0,68, 0,47, 0,33, 0,23, 0,17, 0,12, 0,09$$

Dla współczesnych gatunków stali szybko tnącej wg *Rippera* istnieje zależność:

$$v = \frac{c}{T^{\frac{1}{12}}}; \quad [5]$$

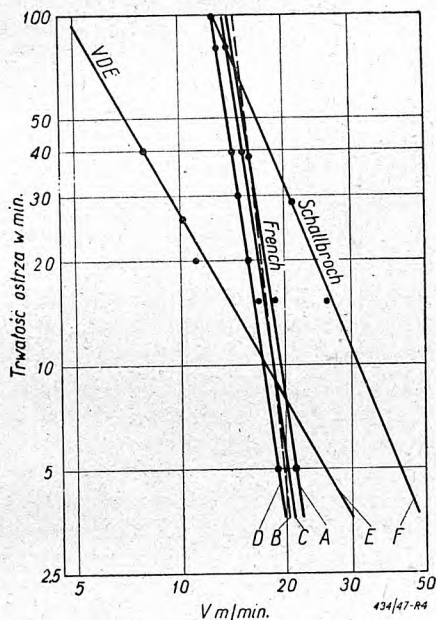
Należy jednak pamiętać, że w swoich doświadczeniach *Ripper* operował przeważnie wiórami o małych przekrojach. Wg doświadczeń *H. I. Frencha* i *T. C. Diggesa* wykładnik n wg wzoru [2] jest

w granicach 10—12 — dla małych przekrojów wiórów, natomiast 7—8 — przy wiórach dużych (przy zdzieraniu).

Dobre chłodzenie nieco obniża wartość tego wykładnika u o 1—2 jednostki. Wg doświadczeń niemieckich badaczy (VDE 1926) oraz wg *Kronenberga* ustalono go jako znacznie mniejszy; dochodzi on (VDE) nawet do $u = 1,25$; wynik ten należy uważać za mało prawdopodobny. Wg doświadczeń *D. Smitha* (Komitet w Manchester) u też jest bliskie 8; wzór ten wg niego przybiera postać:

$$v = \frac{151}{T^8} \quad [6]$$

Wg późniejszych doświadczeń *Diggesa* (1930) oraz *Diggesa i Frencha* wynosi u od 7—8 (dla stali szybko tnącej — 7). Prawdopodobnie różnica w wartościach pochodzi głównie z powodu różnicy w składach chemicznych; również, rzecz jasna, ma wpływ np. przekrój wióra, stosowanego przy próbach i inne czynniki.



Rys. 4. Porównanie wyników doświadczeń amerykańskich (A, B, C, D) i niemieckich (E, F).

Rys. 4 pozwala porównać wyniki doświadczeń niemieckich (E, F) i amerykańskich (A, B, C, D) — dla różnych gatunków stali.

Temperatura hartowania noży w doświadczeniach niemieckich była ok. 1300 C; w amerykańskich 1290 — 1350 C — zależnie od składu chemicznego.

Dla żeliwa *Taylor* nie ustalili ścisłej zależności między T i v . Jeden ze współpracowników *Taylora* przyjmował dla żeliwa wymieniony wykładnik $u = 12$.

Doświadczenia *Wallichsa i Dabringhausa* (1930 r.) wg *Glebowa* pozwalają ustalić wartość tego wykładnika pierwiastka u , podane w tabelicy I.

Stąd wnioski: 1) wartość wykładnika (stopnia pierwiastka) u — zmienia się od 3 do 9,4.

Tablica I.
Wartości wykładnika u (wg *Wallichsa i Dabringhausa*)

Materiał	Głębokość skrawania w mm	Posuw w mm				
		0,56	1,12	2,24	4,48	8,96
Żeliwo Ge 12.91 (VFE) H = 141	1	10,5	9	—	—	—
	2	8,66	9,7	10	4,3	—
	4	8,4	8,66	7,6	5,1	2,95
	8	—	9,7	7	—	—
Ge 22.91 (VFE) H = 165	2	—	9	9	5,75	—
	4	10,1	9,7	7,4	—	—
	8	—	—	—	—	—
Srednia		9,4	9,3	8,25	5	3

2) Dla materiałów używanych przeważnie w praktyce wartość wykładnika wynosi ok. 9, w granicach: $u = 8,5 \div 9,5$.

Dla noży ze stali węglistej wg doświadczeń *Taylora i Rippera*:

$$v = \frac{c}{T^5} \quad [7]$$

Stąd wniosek, że zmiana szybkości bardziej wpływa na trwałość noża ze stali węglistej, aniżeli na trwałość noża ze stali szybko tnącej. Przyczyna tej różnicy tkwi w charakterze zniszczenia ostrza: gdy bowiem noże ze stali szybko tnącej niszczą się przeważnie od strony wierzchniej, zachowując ostrość aż do chwili całkowitego zniszczenia ostrza, to noże ze stali węglistej tracą ostrość już od pierwszej chwili pracy.

Doświadczenia *Taylora* dotyczyły głównie stali martenowskiej wyżarzanej, nie wiele więc z nich możemy sądzić o stalach stopowych.

Doświadczenia Laboratorium w Akwizgranie pozwoliły ustalić zmianę trwałości ostrza w zależności od szybkości skrawania przy zmianie wytrzymałości i rodzaju obróbki.

Doświadczenia te wykonano częściowo na stalach znormalizowanych, częściowo na zwykłej stali martenowskiej przy głębokości skrawania 4 mm i posuwie 2,24 mm lub 1,12 mm.

Dla wszystkich czterech gatunków stali zastosowano dwa rodzaje obróbki termicznej, dzięki temu każdy gatunek posiadał dwie podgrupy A i B.

W tabelicy II zestawiono wyniki wytrzymałości doraźnej, szybkości skrawania (przy trwałości $T = 60$ min) i wykładnik pierwiastka u .

Z tabelicy tej wnioskować można, że

1) Termiczna obróbka B zwiększa znacznie wytrzymałość doraźną w porównaniu z obróbką A.

2) Wykładnik pierwiastka u jest znacznie większy dla materiału mającego termiczną obróbkę B.

3) Średnio współczynnik ten wynosi dla stali:

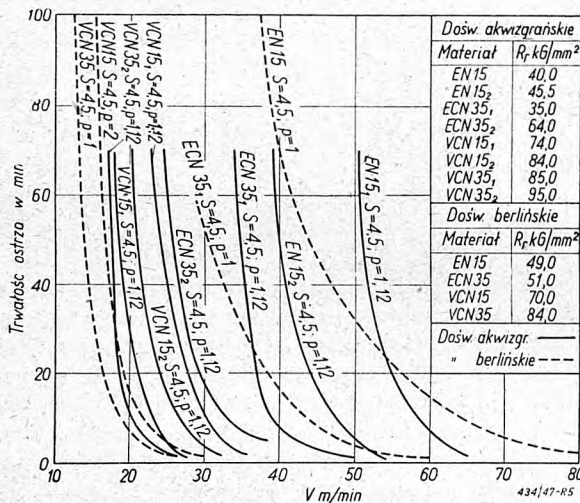
$$\begin{aligned} A & - u = 7,7 \\ B & - u = 10,7 \end{aligned}$$

Doświadczenia nad skrawaniem stali chromoniklowej były wykonane przez *Schlesingera i Meyersberga* oraz *Wallichsa i Krekelera*. Wyniki te podane są na rys. 5. (Linie przerywa-

Tablica II.
Wartości wykładnika u wg doświadczeń w Laboratorium w Akwizgrań e.

L. p.	Posuw mm	Głębokość skrawania mm	Materiał	R_r kG m/m ²		v m/min		u	
				A	B	A	B	A	B
1.	2,24	4	stal znormalizowana	40	47	39,5	31,7	9,1	11,5
2.	2,24	4	„ „	85	95	11,7	10,8	6,0	11
3.	1,12	4	„ „	96	136	26,3	15,8	7,5	9,2
4.	1,12	4	„ „	68	68	20,2	13,	9,0	11,8
Średnia				—	—	—	—	6,7	10,7

ne odnoszą się do badań przeprowadzonych przez pierwszych badaczy, zaś linie ciągłe — do badań przeprowadzonych przez drugich).



Rys. 5. Porównanie wyników doświadczeń akwizgrańskich i berlińskich przy skrawaniu różnych materiałów.

Przytoczone wyniki prób *Wallichsa i Krekelera* zostały ujęte w tablicy III (wg *Glebowy*).

Oznaczenia materiałów w tablicy III:

VCN — ulepszona stal chromoniklowa o zawartości 0,24 — 0,4% C

ECN — ulepszona stal chromoniklowa o zawartości 0,09 — 0,18% C

EN — ulepszona stal niklowa o zawartości 0,09 — 0,18% C

Tablica III.

Wartości wykładnika u wg doświadczeń *Wallichsa i Krekelera*.

Materiał	R_r kG/mm ²	Szybkość skrawania przy trwałości		u
		20 min.	60 min.	
EN 15	40	55,3	51,2	14,2
EN 15 ₂	46,5	44,3	39,6	9,8
ECN 35 ₁	55	36,7	34,0	14,3
ECN 35 ₂	64	28,5	23,9	6,25
VCN 15 ₁	74	27,0	22,6	6,17
VCN 15 ₂	84	23,9	21,0	6,85
VCN 35 ₁	85	21,05	17,9	6,78
VCN 35 ₂	95	18,8	16,7	9,28
Średnia				9,2

Liczby 15 i 35 umieszczone w oznaczeniu stali oznaczają zawartość n'klu: 1,5 i 3,5%.

Widzimy więc, że zgodnie z tą tablicą średnia wartość u wyniesie ok. 9,2 (przy wahaniach 14,3 — 6,17!).

Wyniki otrzymane dla wartości u dla stali EN przez *Schlesingera* bardzo znacznie odbiegają od podanych wyżej (widoczne na wykresie).

Zestawmy te wyniki:

Doświadczenia:

	Akwizgrańskie	Berlińskie	Średnia
Stal VCN 35	6,78	9,28	5,50
„ VCN 15	6,17	6,85	6,35
„ EN 35	14,20	9,80	3,84
„ ECN 35	14,20	6,25	4,10

Rozbieżność wyników jest widoczna na pierwszym rzucie oka, a przyczyny należy doszukiwać się w bardzo niejednostajnej trwałości ostrza dla tej stali. Wynika to z porównania chociażby okresów trwałości dla tej stali w jednej z poszczególnych prób:

T_1 — 15'33"; T_2 — 29'3"; T_3 — 22'59"!!

Na podstawie prób wierceń a również *Patkay* zwrócił uwagę na wybitną niestalość stali EN pod tym względem.

Należy przypuszczać, że małe różnice w warunkach obróbki termicznej tej stali powodują nieznaną bliżej zasadnicze zmiany strukturalne. W każdym razie sprawa ta narazie pozostaje niezbadaną.

Wnioski ogólne:

1) Wykładnik pierwiastka u równa się 8 dla noży ze stali szybko tnącej przy obróbce stali, podczas gdy dla noży ze stali węglowej i skrawaniu tego samego materiału przyjmujemy go równym 5.

2) Przy obróbce żeliwa $u = 9$ dla noży ze stali szybko tnącej.

3) Dla wiórow o małych przekrojach i skrawanych przy małych posuwach przyjmujemy go równym 10 ÷ 12.

4) Wykładnik ten maleje o 1—2 jednostki przy zastosowaniu chłodzenia.

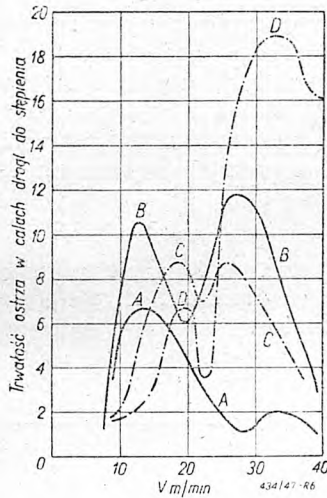
Trwałość ostrza przy skrawaniu wióra o małych przekrojach.

Zauważono, że przy skrawaniu b. cienkim wiórem zależność między szybkością skrawania i trwałością ostrza ulega sporym wahaniom wraz ze

zmianą szybkości (Herbert 1910). Wyniki tych prób (na pionowej tokarce), są podane na rys. 6. Pozwalają one stwierdzić:

1) Istnienie dwóch minimum krzywej, dzięki którym upodabnia się ona bardzo do krzywej podatności na zgniot w zależności od zmian temperatury.

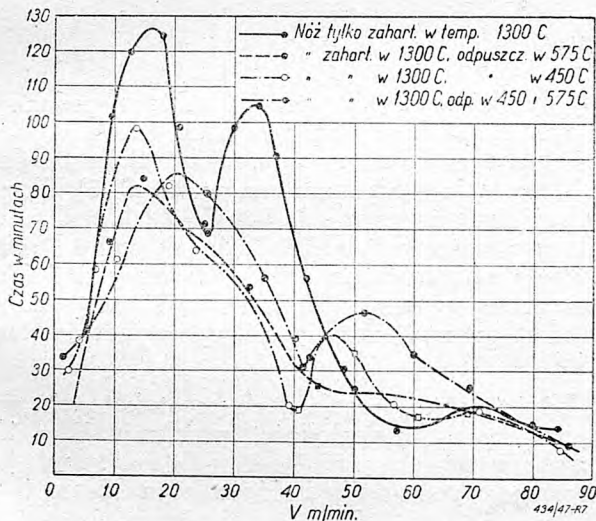
2) Przy małych szybkościach trwałość ostrza jest b. mała.



Rys. 6. Wyniki doświadczeń Herberta przy skrawaniu wórami o małych przekrojach.
A — nóż dwukrotnie odpuszczany, B — odpuszczany przy 450 C, C — odpuszczany przy 575 C, D — tylko hartowany przy 1300 C.

Wg licznych doświadczeń własność druga jest właściwa wszystkim metalom; własność pierwsza natomiast występuje nie zawsze.

Rys. 7 podaje wyniki wg prób Denisa (1914 r.); uzyskane one zostały na zwykłej tokarce przy skrawaniu bardzo cienkim wórem.

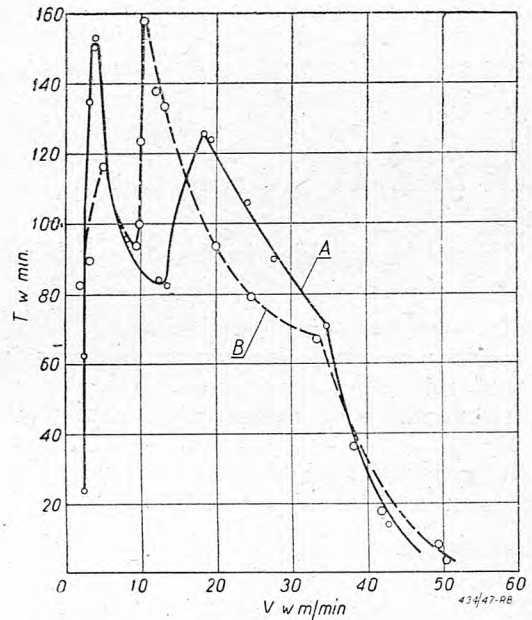


Rys. 7. Wyniki doświadczeń Denisa przy skrawaniu wórami o małych przekrojach.

Ten kształt krzywych da się wytłumaczyć wpływem zmienności utwardzenia powierzchni

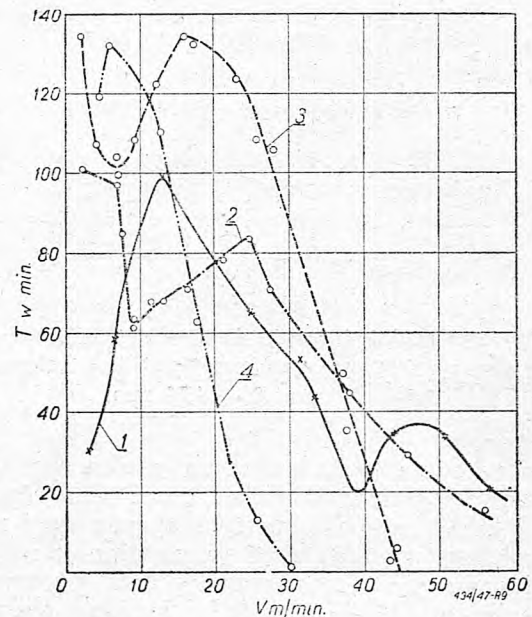
skrawanej na skutek zgniotu na zimno — przy różnych temperaturach.

Również mogły mieć tu wpływ wręcz przeciwnie skierowane zmiany twardości materiału obrabianego i noża ze wzrostem temperatury.



Rys. 8. Wyniki doświadczeń D. Smitha i A. Leigha dla noży ze stali węglistej
krzywa A — nóż tylko zahartowany
„ B — nóż z dwukrotną obróbką cieplną.

Ale dlaczego w doświadczeniach Taylora, Rippera i innych badaczy nie zaobserwowano tych krzywych?



Rys. 9. Wyniki doświadczeń D. Smitha i A. Leigha dla noży ze stali szybko tnącej, zahartowanych w temperaturze 1320 C i odpuszczonych w 575 C. Głębokość skrawania 1,59 mm, posuwy: 1 — 0,03 mm, 2 — 0,38 mm, 3 — 0,406 mm, 4 — 0,545 mm.

Tłumaczy się to w ten sposób, że wszystkie doświadczenia prowadzono przy tak dużych przekrojach wórow, jakie są stosowane zwykle w praktyce; w tych granicach przekrojów nie obserwuje się wahań trwałości ostrza.

Doświadczenia *D. Smitha* i *A. Leigha* (1925) potwierdziły te przypuszczenia, mianowicie wykresy otrzymane przez tych badaczy pozwalają stwierdzić istnienie tych wahań, ale tylko w określonych granicach szybkości i posuwów.

Rys. 8 i 9 uwidaczniają te wahań. Pierwszy — dla noży ze stali węglistej, drugi — dla stali szybkoctnającej. Analizując te krzywe przychodzimy do wniosku:

1) Naogół wszystkie krzywe posiadają dwa maxima.

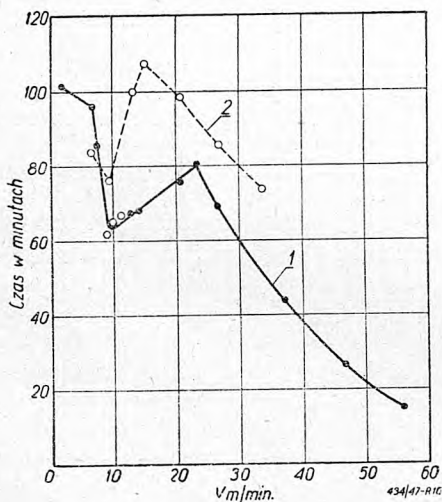
2) Ze wzrostem przekroju wióra:

a) punkty zwrotne krzywych przesuwają się w kierunku mniejszych szybkości,

b) różnica między minimami i maximami maleje,

c) te maxima i minima przesuwają się do góry w kierunku większych trwałości ostrza.

Analogiczne zjawisko obserwujemy przy zmianie głębokości skrawania przy stałym posuwie wg rys. 10. Tu posuw wynosił 0,28 mm/obr., głębokość zaś skrawania wynosiła 1,59 mm (krzywa 1) i 4,76 mm (krzywa 2).



Rys. 10. Wyniki doświadczeń *D. Smitha* i *A. Leigha* przy stałym posuwie 0,28 mm i zmiennej głębokości skrawania
1 — 1,59 mm, 2 — 4,76 mm.

Na zasadzie tych krzywych można wnioskować, że przy posuwach ponad 1 mm (tj. F równym ok. 1,5 mm i więcej) punkty maksymalne i minimalne krzywych oddalają się poza granice normalnie stosowanych okresów pracy bez ponownego ostrzenia (tj. $1\frac{1}{2}$ — 2 godz.) i znajdują się niżej zakresu powszechnie używanych szybkości skrawania.

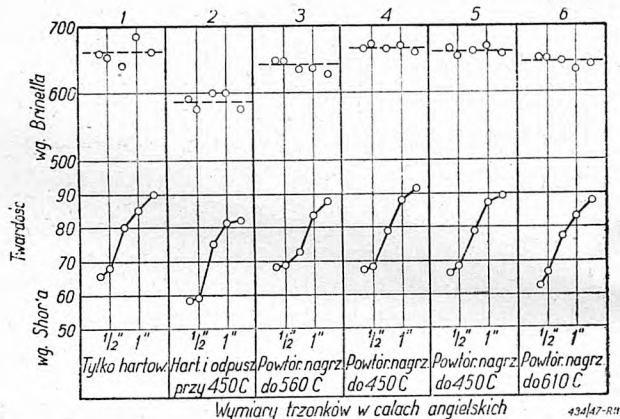
Objaw ten zgadza się z doświadczeniami *Taylora*, gdyż on stosował zwykle duże przekroje wórow.

Wzmianka w pracach *Taylora*, iż przy krótkich trwałościach ostrza (poniżej 20 min.) wyniki są rozbieżne — może być wytłumaczone przy pomocy kształtu wykresów ujmujących wyniki badań *Herberta* (rys. 6).

Zależność twardości noży od temperatury nagrzania.

Twardość materiału noża musi być większa od twardości materiału obrabianego; w przeciwnym razie nastąpi natychmiastowe zniszczenie ostrza. Nie wystarczy jednak stwierdzić, iż w temperaturze pokojowej twardość noża jest wyższa od twardości materiału; należy jeszcze zbadać, jak ustosunkują się do siebie te twardości ze wzrostem temperatury.

Doświadczenia w tym kierunku zostały dokonane przez *D. Smitha* i *A. Leigha* oraz Komitet w Manchester.



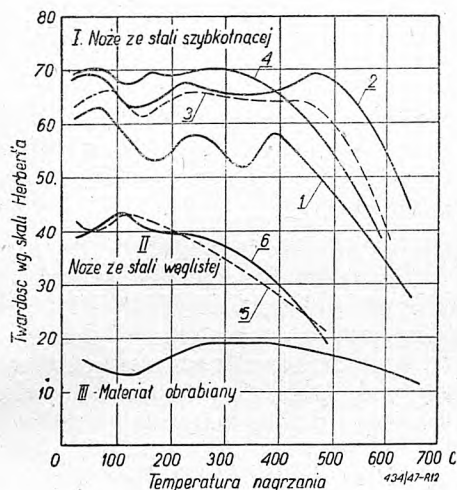
Rys. 11. Badania Komitetu w Manchester nad twardością noży w zależności od nagrzewania do wysokich temperatur.

Ważniejsze wyniki prac Komitetu podane są na rys. 11. Badano przy tym noże, które poddano następującym kolejnym operacjom: 1) hartowanie, 2) hartowanie i odpuszczenie w 450 C, 3) jak pod 2 i powtórne nagrzanie do 560 C, 4) jak pod 3 i dodatkowe nagrzanie w 450 C, 5) jak pod 4 i odpuszczenie ponownie do 450 C, 6) jak pod 5 i odpuszczenie w temp. 610 C. Po wykonaniu każdej kolejnej operacji noże poddawano próbom twardości.

Użyto noży o przekrojach prostokątnych, przy czym przy stałej wysokości przekroju $h = 1\frac{1}{4}$ szerokości wynosiły: $\frac{3}{8}$, $\frac{1}{2}$, $\frac{3}{4}$ i 1 i $1\frac{1}{4}$ ". Twardość określono wg *Brinella* i skleroskopu *Shora*.

Z wykresu rys. 11 widać, że twardość wg *Brinella* we wszystkich wypadkach nie uległa prawie zmianie z wyjątkiem pierwszego powtórnego nagrzania, poczym zmniejszyła się ona do 580. Jak widać zatem liczby twardości *Brinella* (H_B) nie zależą od przekroju.

Wyniki doświadczeń *D. Smitha* i *A. Leigha* podane są na wykresie rys. 12. Twardość określano za pomocą wahadła Herberta, a jako materiał obrabiany przyjęto stal martenowska o $R_r = 65 \text{ kG/mm}^2$.



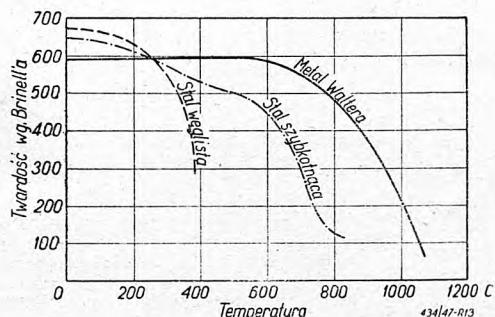
Rys. 12. Zmiana twardości noży w zależności od temperatury nagrzania wg doświadczeń *D. Smitha* i *A. Leigha*.

Krzywe 1, 2, 3, 4 odnoszą się do wyników dla noży ze stali szybko tnącej; wszystkie one były hartowane w temperaturze 1320 C, ale noże wg krzywej 1 nie odpuszczano wcale, krzywa 2 otrzymano przy odpuszczeniu noża w temperaturze 575 C; wpływ odpuszczenia przy 450 C pokazuje krzywa 3. Jeżeli natomiast poddać nóż raz odpuszczony przy 450 C trzeciej termicznej obróbce przy temp. 450 C to otrzymamy krzywą 4.

Na podstawie tych wyników stwierdzić można, że

1) Twardość noży ze stali węglistej (krzywa 5 i 6) początkowo wzrasta, aż do temperatury ok. 120 C, następnie jednak dosyć ostro spada, osiągając przy temp. ok. 500 C twardość materiału obrabianego (ok. 20 jedn. Herberta), przytem wykres 5 odnosi się do noży hartowanych, nie odpuszczonych, wykres 6 — do noży hartowanych i odpuszczonych.

Godnym uwagi jest, że twardość tych noży w temperaturze około 400 C wynosi jeszcze około 30 jednostek Herberta.



Rys. 13. Porównanie zmiany twardości noży z różnych materiałów wg *E. Guldnera*

2) Noże ze stali szybko tnącej posiadają naogół twardość w granicach 60 — 70 jedn. Herberta (w przybliżeniu 600 — 700 H_r).

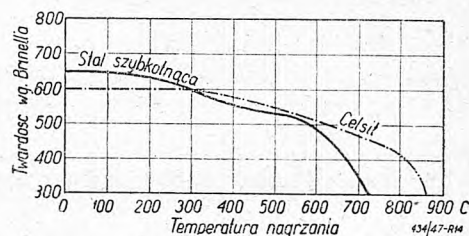
Noże zahartowane bez odpuszczenia dają przebieg twardości wg krzywej 1, które wahania są spore. Ostry spadek twardości następuje przy temp. ok. 400 C. Twardość waha się średnio około 55 jednostek Herberta.

Druga krzywa (odpuszczenie 575 C), wykazuje ostry spadek twardości przy ok. 500 C.

Trzecia krzywa (odpuszczenie 450 C) wykazuje spadek począwszy już od czterystu kilkudziesięciu stopni, wreszcie czwarta (powtórne odpuszczenie przy 450 C) daje równiejszy przebieg twardości, jednak ostry jej spadek rozpoczyna się już przy temperaturze trzystu kilkudziesięciu stopni.

Należy tu zaznaczyć, że podane twardości według krzywych dla noży ze stali węglistej (w jednostkach Herberta) są zbyt małe, jest bowiem wiadomem, iż twardość ich jest przy niskich temperaturach nawet nieco wyższa aniżeli dla stali szybko tnącej, jednak ze wzrostem temperatury stali węglistej następuje szybki spadek jej twardości. W celu zaznaczenia wątpliwej wartości tych dwóch krzywych, podaliśmy je jako kreskowane. Należy przy tym pamiętać, że metoda Herberta łączy ocenę cech plastyczności i sprężystości metalu badanego, poza tym wchodzi tu jeszcze w grę skomplikowana kwestia tarcia przy małych twardościach, skąd zrozumiałem jest spostrzeżenie, że twardość Herberta da się wyskalować np. według twardości Brinella tylko formalnie; ta bowiem ostatnia metoda pozwala ocenić jedynie plastyczność materiału badanego, a więc nie jest logicznym porównywaniem ze sobą odmiennych cech materiału.

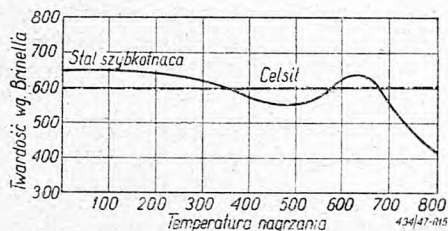
Jednak wydaje się, że bardziej miarodajnymi są wyniki zestawione przez *E. Guldnera* na rysunku 13; twardość została tu podana w stopniach Brinella. Do porównania wzięto noże ze stali węglistej, szybko tnącej i tzw. *metal Waltera* (noże ze stali wolframowej). Jak widać z rysunku 13, nóż ze stali węglistej utrzymuje najwyższą twardość do temperatury ok. 300 C, następnie szybko ją traci i ostrze niszczy się. Nóż ze stali szybko tnącej zachowuje należyłą twardość nawet do 550 C. Noże z *metal Waltera* zachowują dużą twardość (ok. 500 H_r) nawet do 800 C!



Rys. 14. Zmiana twardości stali szybko tnącej i *celsitu* w zależności od temperatury noża.

Analogiczną zależność dla *celsitu* (stopu z grupy stellitów), pokazuje rys. 14. Jeżeli nato-

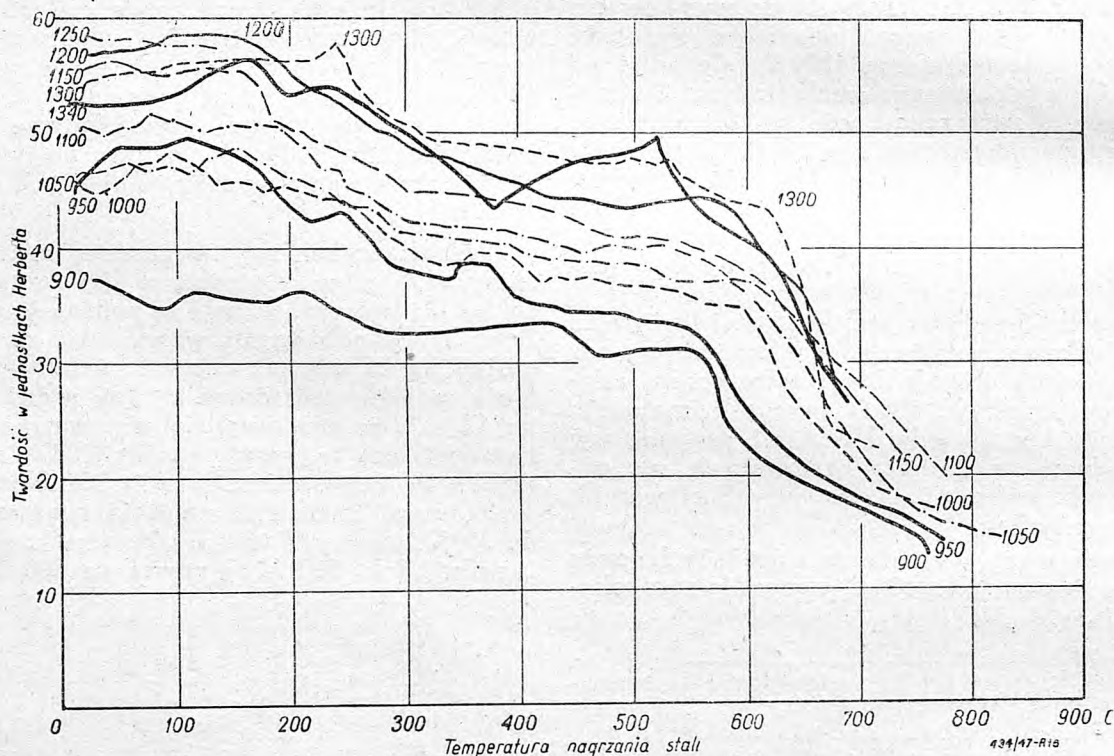
miast twardość będziemy badać po ostygnięciu ostrza, wówczas zmiana jej przedstawi się jak na rys. 15. Twardość tego stopu pozostaje bez zmiany.



Rys. 15. Wpływ temperatury nagrzania na twardość stali szybko tnącej i celsitu po ostygnięciu noża.

Wpływ obróbki cieplnej na zmienność twardości noży.

Krzywe otrzymane przez Herberta (dla stali szybko tnącej), których uogólnieniem (schematem) jest rys. 15 podane są na rys. 16 i 17. Rys. 16 podaje zmianę twardości noży tylko hartowanych, bez następnego odpuszczania; liczby postawione obok każdej krzywej wskazują temperaturę hartowania. Rys. 17 uwidoczni zmiany twardości dla noży poddanych odpuszczeniu (420 ÷ 650 C).



Rys. 16. Zmiana twardości stali szybko tnących przy hartowaniu w różnych temperaturach bez odpuszczania.

Wszystkie noże zahartowano w temp. 1300 C, oprócz tego dla porównania podano krzywą dla noża tylko zahartowanego w temperaturze 1300 C. Twardości mierzono za pomocą przyrządu Herberta.

Wykresy te pozwalają wysnuć następujące wnioski:

1) Najwyższą twardość otrzymano dla noży hartowanych w temperaturze ok. 1300 C (patrz zwłaszcza przebieg krzywych przy temp. ponad 200 C).

2) Zmiana twardości do temperatury 550 — 600 C odbywa się powoli; poniżej tych temperatur przeważnie spada raptownie, w tym ok. 700 C noże mają zaledwie 35 — 40% początkowej twardości.

Przebieg krzywych na wykresie następnym (rys. 17) jest naogół bardziej równomierny. Najwyższą twardość wykazuje nóż odpuszczony w temperaturze 575 C.

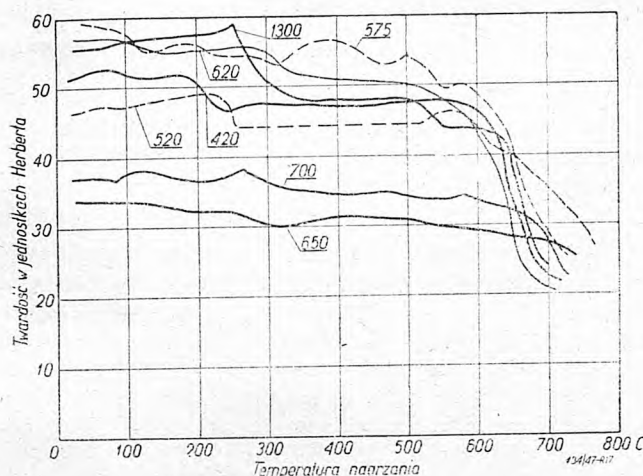
Kwestia dobrania należytej temperatury hartowania była przedmiotem badań ze strony Związku niemieckich metalurgów (1925—1926). Badania te pozwoliły ustalić, że ma ona bardzo ważne znaczenie. Za najodpowiedniejszą temperaturę hartowania wg tych doświadczeń przyjęto taką, przy której budowa drobnoziarnista składa się ze względnie dobrze ukształtowanych kryształów. Zgodnie z doświadczeniami Herberta zostało również stwierdzone, że najodpowiedniejszą temperaturą hartowania jest ok. 1300 C, a mianowicie:

1) dla noży ze stali szybko tnącej, o zawartości wolframu ok. 14%, 1270 — 1290 C,

2) dla noży ze stali szybko tnącej o zawartości wolframu 18%, 1300 C,

3) dla noży ze stali szybko tnącej z dodatkiem kobaltu, 1320 C.

Czas działania podanej temperatury hartowania — nie więcej, niż 2—3 minuty.



Rys. 17. Zmiana twardości stali szybko hartowanych zahartowanych w temperaturze 1300 C i przy różnych temperaturach odpuszczenia.

Twardość a trwałość ostrza.

Ważnym jest stwierdzenie faktu, w jakiej mierze twardość wpływa na trwałość ostrza.

Według *Herberta* twardość noża nie powinna przekraczać (w kierunku zmniejszenia jej) pewnego stosunku do twardości materiału obrabianego. Wówczas zniszczenie ostrza nastąpi później. Stosunek ten musi być zachowany i przy temperaturach wysokich. *Herbert* określa go dla jednego konkretnego przykładu na ok. 1,7, t. zn. twardość ostrza noża ma być o 70% większą od twardości materiału obrabianego (wg skali Brinella); rozumie się, odnosi się to do stosunku twardości w temperaturze skrawania.

Sama jednak twardość nie wystarcza do oceny trwałości ostrza. I tak, podczas, gdy wg przytoczonych doświadczeń *Herberta* największą twardość osiągamy przy 575 C, to doświadczenia *D. Smitha* dowiodły raczej ujemnego wpływu powtórnej obróbki termicznej na trwałość ostrza.

Interesujące pod tym względem wyniki podaje wykres (rys. 6) sporządzony przez *Herberta*. Badał on m. in. trwałość ostrza w zależności od szybkości skrawania dla noży ze stali węglistej, przy rozmaitej obróbce termicznej noża. Widocznym jest, że nóż tylko zahartowany przy 1300 C wykazał najwyższą trwałość. Powtórna termiczna obróbka obniża trwałość; trwałość przy odpuszczeniu o temperaturze 450 C jest nieco lepsza, aniżeli dla noży odpuszczonych w temperaturze 575 C. Trwałość noża poddanego potrójnej obróbce jest najniższa.

Optymalna trwałość ostrza bez ponownego ostrzenia.

Tak pożądanego ze względu na podwyższenie wydajności, zwiększenie szybkości skrawania, powódne obniżenie trwałości ostrza; musimy je częściej ostrzyć, a więc mamy stratę na czasie ostrzenia i koszcie materiału noża.

Optymalną trwałością ostrza nazwiemy taki czas jego pracy bez ponownego ostrzenia, przy którym wydatki na czas ostrzenia i materiał noża oraz zysk na odpowiednim powiększeniu szybkości skrawania, a więc i wydajności — dadzą najlepszy rezultat ekonomiczny.

W celu zmniejszenia czasu na przekuwanie noża, *Taylor* skonstruował specjalny typ noża, który można było poddawać 24 ostrzeniom do chwili ponownego przekucia. Odkuwanie tych noży jest jednak dosyć skomplikowane, a więc i kosztowne, dlatego noże te nie przyjęły się w praktyce warsztatowej.

Taylor podaje następujące wyniki swoich prób i obliczeń. Wg tych obliczeń najoszczędniejszą pracę ostrza otrzymamy przy czasokresie 1 g. 15' — dla drobnych noży i 2 g. 45' — dla dużych, średnio dając czas 1 g. 30'.

W praktyce fabrycznej stosują się zwykle 2—3 godzinne trwałości ostrza. Niemcy przyjmują czas jednej godziny (dla zwykłych noży z ostrzem prostolinowym).

Źródła amerykańskie i angielskie podają trwałość jako wartość zmienną, przyjmując ją dla tokarek zdzierających średnio około 40 minut, dla tokarek w małych warsztatach o charakterze produkcji pomocniczej — nawet do 30 minut; dla tokarek bardziej precyzyjnych — 120 minut, a dla automatów — nawet do 400 minut.

Źródła literatury z dziedziny skrawania, na których oparto się przy opracowaniu tego materiału.

F. W. Taylor On the Art of Cutting Metals, Trans. A. S. M. E., v. 28, 1907.

Schlesinger Swierlenie kak sposob opriedelenija sposobnosti metala poddawatsia obrabotkie. I. Istoria razwitija z 1902 po 1928 r. (w tłumaczu rosyjskim).

Kronenberg Grundzüge der Zerspanungslehre, 1927.

Glebow Teorija najwygodniejszego riezanja metalow, 1933, Gosmaszmetizdat.

Głównie korzystano z materiału tej ostatniej książki.

WARUNKI PRENUMERATY NA TERENIE W. BRYTANII

Miesięcznika naukowo-technicznego „Przeгляд Mechaniczny”:

prenumerata roczna	48 s.
cena pojedynczego numeru	4 s. 6 d.
cena podwójnego numeru	6 s.

Czasopisma technicznego „Mechanik”:

prenumerata roczna	36 s.
cena pojedynczego zeszytu	3 s. 6 d.
cena podwójnego zeszytu	5 s.

Ewolucje w amerykańskim przemyśle samochodowym¹⁾

Inż. mech. JERZY WAGNER.

Ogólne cechy rozwoju amerykańskiego przemysłu samochodowego. Warunki użytkowania samochodów w USA i ogólna charakterystyka wozów amerykańskich. Silniki samochodów amerykańskich. Mechanizmy napędowe. Kierownice. Hamulce. Zawieszenie. Materiały stosowane w budowie samochodów amerykańskich. Nowe metody fabrykacyjne. Trwałość samochodów amerykańskich.

Cechą przemysłu amerykańskiego jest specjalizacja. Większość wytwórców samochodowych produkuje wyłącznie silniki, natomiast pozostałe zespoły, jak: sprzęgła, skrzynie przekładniowe, wały pędne, tylne mosty, kierownice itp. są dostarczane przez dostawców, obsługujących szereg zakładów.

Przez długi czas Ford był zwolennikiem całkowitej produkcji własnej; to też począwszy od rudy, pochodzącej z własnych kopalń i przerabianej we własnych hutach, a skończywszy na gotowym wozie, wszystko było wytwarzane w zakładach Forda. Od niedawna możnaby jednak sądzić, że zmienił swój pogląd, większość bowiem części nadwozia dostarcza mu obecnie firma Budd (tłocznia blach).

Zdolność produkcji na samochodowego przemysłu amerykańskiego wynosi około 6 milionów pojazdów rocznie. Jednakże w ciągu ostatnich pięciu lat poprzedzających wojnę produkcja ta ustaliła się na średnim poziomie ok. 4 milionów wozów, t. zn. ok. 15.000 na dzień roboczy. Z tej liczby ok. 80% samochodów osobowych, a reszta ciężarowych. Rys. 1 podaje rozwój wytwórczości amerykańskiej w latach 1910 do 1947.

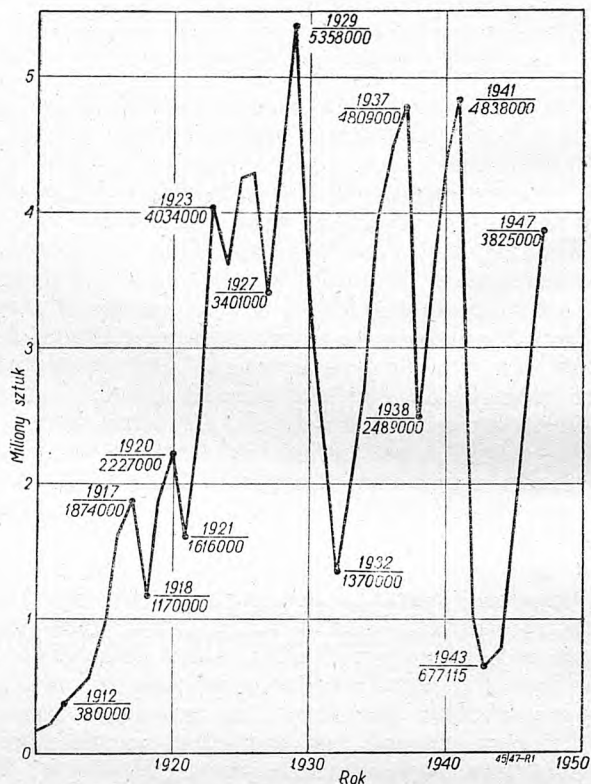
Wbrew panującemu przekonaniu, z wykresu tego wynika, że pierwsza wojna światowa nie spowodowała nagłego i natychmiastowego rozwoju przemysłu samochodowego. Wprawdzie w roku 1917 widzimy 1.900.000 wyprodukowanych wozów, ale dalszy przebieg krzywej nie wykazuje specjalnie widocznego wpływu wojny.

Od 1929 r. produkcja amerykańska przeżywa upadki i wzniosy. Wiąże się to ze zmianami sytuacji gospodarczej kraju, który zdaje się nigdy nie podniósł się do dawnego poziomu po katastrofie finansowej, jaką przeżył w r. 1929.

Określenie obecnej wielkości wytwórczości samochodowej w Stanach Zjednoczonych jest bardzo trudne. Szybko po sobie następujące strajki w przemyśle samochodowym i innych znajdują swój wyraz choćby w tym że w marcu 1946 r. zamiast planowanych 300.000 wozów wyprodukowano tylko 70.000. Dopiero rok 1947 przyniósł zdecydowany wzrost produkcji.

W roku 1939 suma dokonanych przez przemysł samochodowy transakcji sięgała 4 miliardów dolarów. W tym: sprzedaż samochodów osobowych stanowiła ok. 45%, samochodów ciężarowych — ok. 13%, nadwozia, części zamienne i wyposażenia — ok. 42%.

W ciągu ostatnich 10 lat poprzedzających wojnę w przemyśle samochodowym zatrudnionych było od 300 do 500 tysięcy pracowników (fizycznych i umysłowych). W latach ostatniej wojny liczba ta osiągnęła najwyższy poziom, bo ok. 700.000 pracowników. Brak jest aktualnych danych w tym zakresie, wydaje się jednak że liczba ta nie przekracza 300.000.



Rys 1. Wytwórczość osobowych samochodów amerykańskich w latach 1910 — 1947.

Jeśli chodzi o system płac, to trzeba stwierdzić, że przemysł samochodowy całkowicie zarzucił płace akordowe. Powszechnie stosowana jest płaca za godzinę.

Zakłady przemysłowe pracują pięć dni w tygodniu, t. j. 40 godzin na tydzień.

Praca zaczyna się zwykle o 7.30 i kończy o 15.30 lub 16.00, w zależności od tego czy jest przerwa na posiłek. W większości fabryk co godzinę przerywa się pracę na 5 minut, co jest całkowicie uzasadnione, jeśli wziąć pod uwagę tempo pracy.

Pracownicy umysłowi na mniej odpowiedzialnych stanowiskach, są również płatni za godzinę.

1) Opracowane w oparciu o sprawozdanie J. Angeli zamieszczonego w Nr 2/1946 Journal de la SIA.

Przejdźmy teraz do cen wyrobów. Przed wojną dzieliło się zazwyczaj samochody amerykańskie według cen sprzedaży, na trzy grupy:

- wozy tanie — do 650 dolarów,
- „ średnie — 650 do 1.000 dolarów,
- „ drogie — powyżej 1.000 dolarów.

W wyniku przemian gospodarczych, spowodowanych wojną, klasyfikacja ta uległa zmianie. Powstały nowe trzy kategorie,

wozy do 1150 dolarów — Nash, Studebaker (Champion), Plymouth, Ford, Dodge, De Soto Chevrolet;

wozy od 1150 do 1500 dol. — Mercury, Chrysler, (Royal lub Windsor), Hudson, Pontiac;

wozy ponad 1500 dol. — Chrysler, (Saratoga lub New Yorker), Buick, Lincoln, Cadillac.

Ceny te zawierają opłaty państwowe, federalne, koszty przygotowania wozu dla klienta, paliwa, oleju itp.

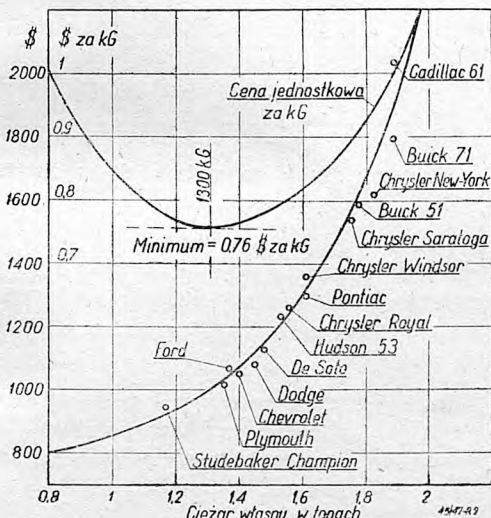
Oto jak wyglądają te koszty dla wyrobów Forda w Detroit:

	Ford	Mercury	Lincoln
Cena podstawowa	1023 dol.	1178 dol.	1799 dol.
Opłaty federalne:			
za wóz	53,4 „	60,7 „	93,6 „
za ogumienie	5,9 „	6,3 „	7,1 „
Opłaty państwowe:			
Paliwo i olej	3,6 „	3,6 „	3,6 „
Koszty przygotowania wozu	19 „	24,7 „	40,9 „
Cena ostateczna	1138,1 dol	1311,5 dol	2002,5 dol.

Widać z tego, że opłaty urzędowe wynoszą ok. 8% ceny wozu.

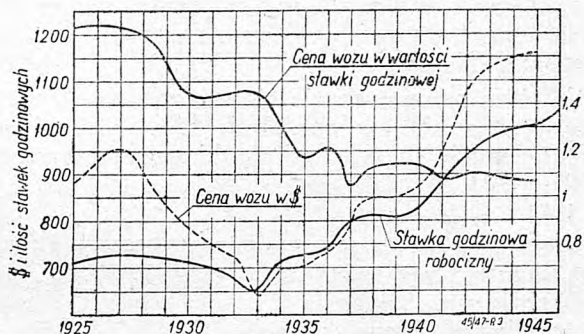
Dochodzą jeszcze opłaty w razie założenia aparatu radiowego — 50 dol., instalacji ogrzewania wnętrza — 25 dol.

Przyjrzyjmy się jak wyglądają ceny wozów nowych. Rys. 2 przedstawia wartość wozów określoną w dolarach za 1 kG dla najbardziej rozpowszechnionych wyrobów. Rys. 3 podaje zmiany



Rys. 2. Ceny samochodów amerykańskich w zależności od ich ciężaru.

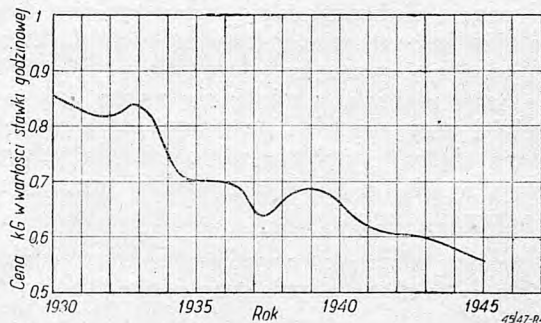
na przestrzeni lat cen wozów (wyrażonych w dolarach i godzinach roboczych) oraz zmiany w wysokości stawki godzinowej (cenie robocizny) w tym samym czasie. Widzimy, że pomimo wzrostu kosztu robocizny, ceny wozów nie wzrosły w tym samym stosunku, dzięki udoskonaleniu systemu produkcji i zaoszczędzeniu ilości godzin, zużytych na wykonanie wozu.



Rys. 3. Zmiany cen samochodów amerykańskich w dolarach i w przeliczeniu na wartość stawki godzinowej robocizny.

Jeśli spojrzymy na rys. 4, to stwierdzimy w rezultacie stały spadek cen na wozu, wyrażony w godzinach pracy na 1 kG produktu. W ciągu 15 lat spadek wynosi przeciętnie ok. 0,02 godz. na 1 kG na rok. Można przypuszczać, że z chwilą ustalenia równowagi socjalnej nastąpi dalszy spadek ceny za 1 kG, w związku z olbrzymimi możliwościami technicznymi, jakimi dysponują Stany Zjednoczone.

Jeśli porównać te dane z liczbami osiąganymi we Francji, to w 1939 r. 1 kG wozu kosztował w Stanach Zjednoczonych 0,68 godz., gdy we Francji 2,25 godz. Obecnie w Stanach Zjednoczonych nastąpił spadek na 0,55 godz. na 1 kG, gdy we Francji wzrósł na 3,4 godz.



Rys. 4. Zmiany ceny za 1 kG samochodu wyrażone w wartości stawki godzinowej robocizny.

W wielu środowiskach traktuje się samochód jako przedmiot luksusu, będący dowodem bogactwa jego posiadacza. W Stanach Zjednoczonych tego rodzaju myśl nie przyszlaby nikomu do głowy. Dla większości samochód jest koniecznością życiową. W 1941 r. Stany Zjednoczone posiadały 29 milionów samochodów osobowych (prywatnych, taksówek i autobusów), a 5 milionów sa-

mochodów ciężarowych. Według danych z tegoż roku wynika, że zaledwie 4% wozów osobowych służyło dla celów turystycznych, 50% zaś było używanych przez robotników i urzędników, udających się do pracy. Oto przykłady w tym zakresie:

Robotnicy przybywający do pracy własnymi samochodami:

w zakładach samochodowych w Detroit	— 20%
w zakładach mechanicznych w Michigan	— 80%
w zakładach lotniczych w Kalifornii	— 95%
w zakładach lotniczych Wschodnich	— 66%
w stoczni Texas	— 90%

W tym samym czasie stwierdzono, że pracownicy tych zakładów posiadali: 45% wozów będących w użyciu do lat 4 od chwili wyprodukowania, 35% wozów 5 — 6-letnich; 20% wozów od 6 do 15 lat.

Cyfry te podkreślają demokratyczny charakter samochodu i świadczą o jego trwałości, gdyż większość pracowników przyjeżdżających do pracy przebywa dziennie 50 do 100 km. Należy dodać, że wiele z tych wozów stoi pod gołym niebem w lecie i w zimie, i że nieraz uruchomienie wozu odbywa się pod grubą warstwą śniegu. Wymaga to wysokiej jakości olejów (zachowujących płynność w niskich temperaturach), doskonałości źródła prądu, dobrego doboru rozruszników oraz, jeśli brać pod uwagę warunki atmosferyczne, wysokiej jakości nadwozia, a w szczególności lakierów.

Koncepcje konstrukcyjne wynikają z warunków użytkowania. Warunki amerykańskie charakteryzuje się koniecznością:

- przebywania dużych odległości na drogach,
- częstego zatrzymywania się i ruszania w miastach.

Jeśli np. w ciągu dnia trzeba przejechać z Cincinnati do Nowego Jorku (odległość 1200 km) to trzeba mieć wóz szybki, pewny i wygodny. Podobnie — jeśli w mieście trzeba się zatrzymać przy każdym skrzyżowaniu, trzeba mieć możliwość szybkiego przyspieszenia by nie tracić czasu.

Wreszcie w kraju, gdzie robocizna jest bardzo droga, jest rzeczą zasadniczą ograniczyć do minimum wszelkie naprawy.

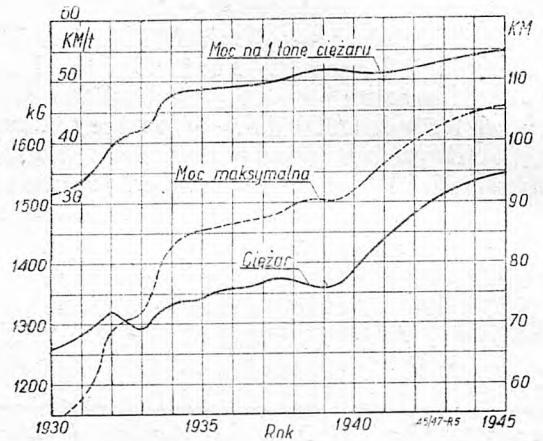
Te trzy warunki złożyły się na to, jakim jest samochód amerykański: pojemny — a więc stosunkowo cięższy, szybki i zdolny do dużych przyspieszeń, a więc z silnikiem o dużej mocy i z dużym zapasem mocy.

Wymiary obecnych wozów amerykańskich wahają się w następujących granicach:

Rozstęp osi	2,8 do 3,3 m.
„ kół	1,44 do 1,6 m.
Długość całkowita	5 do 5,6 m.
Szerokość „	1,85 do 1,95 m.

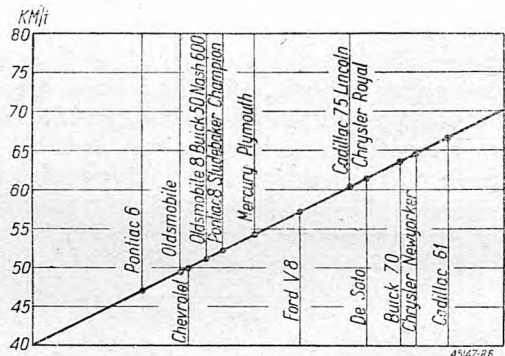
Wymiary nadwozia charakteryzuje duża szerokość siedzeń (ok. 1,45 m) i znaczna wysokość (bo ok. 1 m) od poduszki przedniego siedzenia do obicia dachu. Wymiary te doskonale pasują do przeciętnego wzrostu podróżnych i zapewniają jazdę bez zmęczenia na bardzo dużych odległościach. W najnowszych wozach zaczyna się jednak tendencja obniżania całości wozu. Dwie wiel-

kości, charakterystyczne: ciężar własny pojazdu i moc silnika w samochodach amerykańskich stale wzrastają (Rys. 5). Przeciętny amerykański wóz osobowy waży pusty ok. 1540 kG, ciężar całkowity wynosi ok. 1940 kG. Moc maksymalna silnika ok. 100 — 105 KM, ilość KM na 1 tonnę ciężaru całkowitego 50 — 55.



Rys. 5. Zmiana mocy i ciężarów samochodów amerykańskich.

Klasyfikacja wozów według ilości KM na 1 tonnę ciężaru całkowitego (Rys. 6) wykazuje, że za wyjątkiem wozów luksusowych jak Cadillac i Chrysler, których moc na tonnę wynosi około 65 KM/tonnę, spójnym jest funkcją ceny wozu. Np. 8-mio cylindrowy Oldsmobile, posiadający 51 KM/tonnę kosztuje 1316 dolarów, gdy Ford V8, mający 57 KM/tonnę — 1138 dolarów.



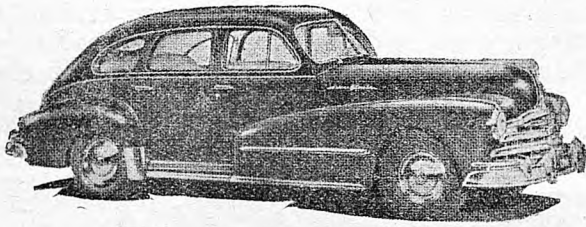
Rys. 6. Stosunek mocy do ciężaru dla różnych typów samochodów.

Większość samochodów amerykańskich posiada konstrukcję klasyczną układu nadwozia i ramy, podczas gdy w Europie walczą ze sobą trzy prądy:

- samochód zbudowany na podwoziu z ramą,
- „ z centralną rurą nośną,
- „ bezramowy z nadwoziem samonośnym.

Amerykańskie rozwiązania „samonośące“ posiadają w rzeczywistości ramę spawaną z nadwoziem w jedną całość,

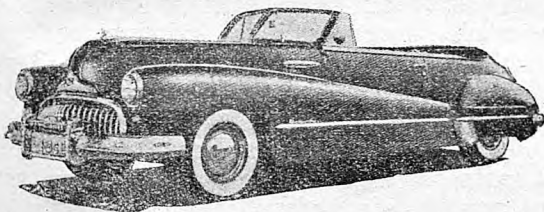
Przed wojną Cord był jedynym samochodem amerykańskim z napędem na przednie koła. Obecnie Kaiser przedstawił samochód osobowy również z przednim napędem. Samochód ten ma silnik Continental, skrzynię biegów Warner, i dodatkową



Rys. 7. Samochód Pontiac 1948.

przekładnię, która krótkim wałkiem pędym łączy się z przednim mostem napędowym (rys. 9). Przednie koła posiadają zawieszenie niezależne, na wahaczach podłużnych, obracających się dokoła osi poprzecznej. Elementem sprężystym są drążki skrętne. Wadą tego rodzaju zawieszenia jest zmienność kąta wyprzedzania (kąta jaki tworzy osł sworznią z wyrotnicy z płaszczyzną pionową przechodzącą przez punkty zetknięcia kół przednich z ziemią) przy ugięciach spowodowanych nierównościami drogi. Koła tylne posiadają również zawieszenie niezależne, na drążkach skrętnych i wahaczach podłużnych.

Pewna część inżynierów amerykańskich rozważa zastosowanie tylnego zespołu pędnego. Możliwe że za kilka lat tego rodzaju wozy ukażą się w Stanach Zjednoczonych. Jednakże chłodzenie umieszczonego z tyłu silnika o mocy 100 do 120 KM wydaje się nasuwać jeszcze pewne trudności, a olbrzymie zapotrzebowanie rynku i posiadanie zorganizowanej produkcji nie sprzyjają poważniejszym zmianom.



Rys. 8. Samochód Buick 1948.

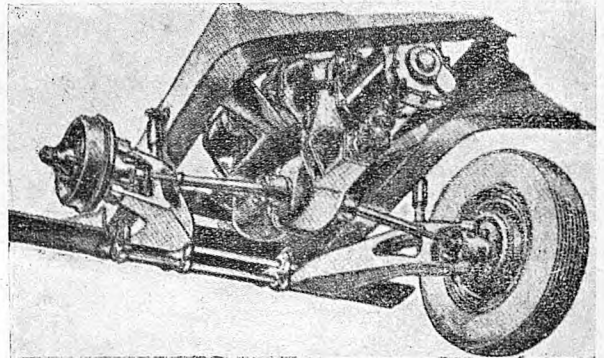
Okolo 35% produkcji są to wozy zamknięte — 2-drzwiowe, 45% — 4-o drzwiowe, reszta to wozy otwarte i inne. Różnica w cenie wozu 4-o i 2-u drzwiowego wynosi 30 do 50 dolarów (2-u drzwio-we tańsze).

Rys. 10 podaje kształty samochodów przyszłości wg ostatnich projektów.

Zmiany w konstrukcji silników na przestrzeni 18 lat charakteryzuje wykres na rys. 11. Średnica cylindrów prawie nie uległa zmianie i waha się około 83 mm. Skok powoli maleje, mając obecnie wartość ok. 102 mm. Średnia ilość cylindrów przeszła przez swe maximum w 1934 r. i obecnie wy-

nosi 7, co wskazuje na pewną równowagę pomiędzy silnikami 6-o i 8-o cylindrowymi. Jedynymi silnikami widlastymi są Ford V8 i Lincoln V12.

Średnie ciśnienie indykowane wynosi ok. 6,8 kG/cm² przy stosunku sprężania ok. 6,6. Szybkość tłoka zbliża się do 13 m/sek., a maksymalne obroty przekraczają 3600 obr./min. Przeciętny silnik przy tych wielkościach charakterystycznych osiąga moc ok. 104 KM przy pojemności ok. 3850 cm³. Za wyjątkiem Buick'a, Chevrolet'a i Nash'a, wszystkie silniki posiadają zawory dolne. Rys. 12 podaje zestawienie wykresów ciśnienia indykowanego dla różnych silników.



Rys. 9. Układ mechanizmów napędowych samochodu Kaiser z przednim napędem.

W 25 silnikach, użytkowanych w samochodach amerykańskich, wyróżniają się następujące cechy konstrukcyjne:

- zupelny brak silników ze wstawianymi tulejami cylindrowymi;
- tylko w 4 silnikach (Chevrolet, Lincoln i Pontiac 6 i 8) są stosowane tłoki żelwne;
- z wyjątkiem 6 silników (4 firm — Buick, Chevrolet, Hudson i Studebaker) są stosowane powszechnie cienkie powłoki korbosłowe;
- 2 silniki (Hudson 6 i 8) są smarowane wyłącznie przez rozbryzg, pomimo ok. 4200 obr./min.;
- wał rozrządowy jest napędzany w 6 silnikach przez koła zębate o zębach skośnych (Chevrolet, Ford, Hudson 6 i 8, Lincoln i Studebaker), w pozostałych — łańcuchem;
- tylko w 3 silnikach stosowane są samoregułujące się hydrauliczne popychacze zaworów t. zw. Zerolash (Cadillac, Lincoln, Packard);
- 6 silników ma wstawiane gniazda zaworów wydechowych (Chrysler 6 i 8, Dodge, Ford, Lincoln, Plymouth);
- 2 silniki mają wstawiane gniazda zaworów ssących (Ford, Lincoln).

Jeśli przyjrzeć się krzywom mocy tych silników to zwraca uwagę, że ilości obrotów, przy których samochód osiąga największą szybkość przekraczają znacznie ilość obrotów, odpowiadających największej mocy.

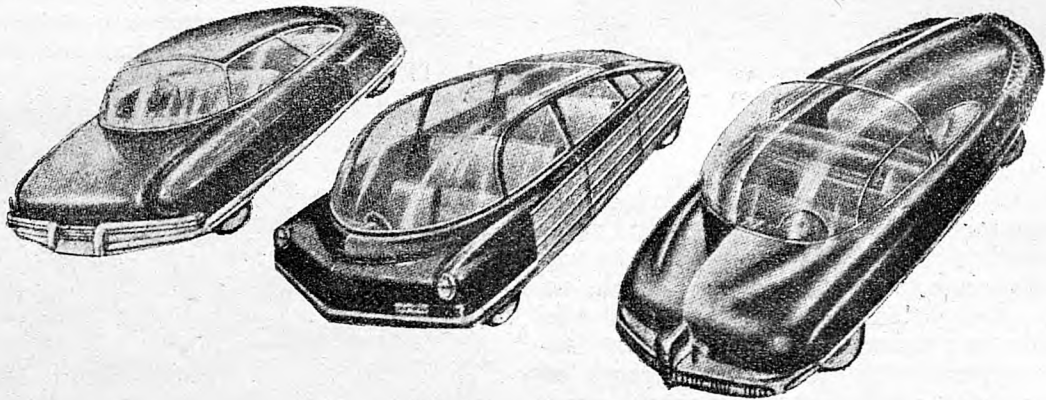
W przeciwieństwie do tego w silnikach europejskich obroty te leżą bardzo blisko siebie. Dla przykładu: silnik posiadający największą moc przy 4000 obr./min. we Francji miałby około 4300

obr./min, przy największej szybkości samochodu, podczas gdy w Stanach Zjednoczonych w tych samych warunkach osiągałoby łatwo ok. 5000 obr./min. W wyniku tego są osiągane większe przyspieszenia, ponieważ obroty mocy max. leżą w granicach mniejszych szybkości. Oczywiście, że zjawisko to jest możliwe jedynie w samochodach, wyróżniających się korzystnym stosunkiem mocy do ciężaru wozu i w wozach, które nie osiągną w rzeczywistości na drodze możliwej szybkości maksymalnej.

większają swą zdolność przenoszenia momentu obrotowego.

Skrzynie przekładniowe są przeważnie 3-biegowe, w wyniku dużej mocy na jednostkę ciężaru wozu (KM/1 t). Jedynie Chrysler stosuje skrzynię 4-biegową.

Lincoln, Hudson, Nash, Packard i Studebaker wbudowują za dodatkową opłatą przekładnię dodatkową, t. zw. nadbieg typu *Warner*. Przekładnię zmienia się przy pomocy dźwigni, umieszczonej



Rys. 10. Projekty samochodów przyszłości.

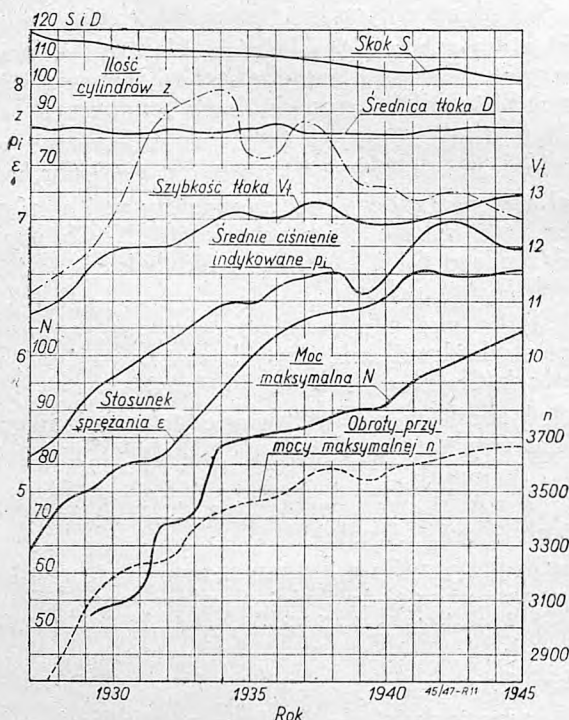
Jedynie zakłady Chrysler wbudowują seryjnie sprzęgła hydrauliczne. Cadillac, Dodge, Oldsmobile i Nash wbudowują sprzęgła hydrauliczne za osobną dopłatą. Cadillac, Ford, Lincoln, Mercury i Packard stosują sprzęgła półosrodkowe typu Long, które przy dużych obrotach dwukrotnie po-

pod kołem kierowniczym. Układ taki, pozwalający na zmianę biegów jednym palcem, bez zdejmowania ręki z kierownicy, jest tak wygodny, że stawia pod znakiem zapytania korzyści stosowania skrzynek automatycznych. Cadillac, Chrysler, De Soto, Hudson, Oldsmobile i Packard wyposażają swe wozy, za dodatkową opłatą, w automatyczne skrzynie przekładniowe. Jednakże z jednej strony klientela nie chce się wyrzec „prawdziwego” prowadzenia wozu, z drugiej — konstruktorzy z niepokojem wyczekują skutków naprawy tych delikatnych skrzynek przez różnych rzemieślników. Rozwiązanie General Motors (pod nazwą *Hydromatic*) składa się z planetarnej skrzyni o 3 przekładniach, hamowanych przy pomocy servomotoru hydraulicznego, działającego pod wpływem regulatora odśrodkowego. W najnowszych samochodach Buick zastosowana została całkowicie nowa samoczynna przekładnia hydrauliczna.

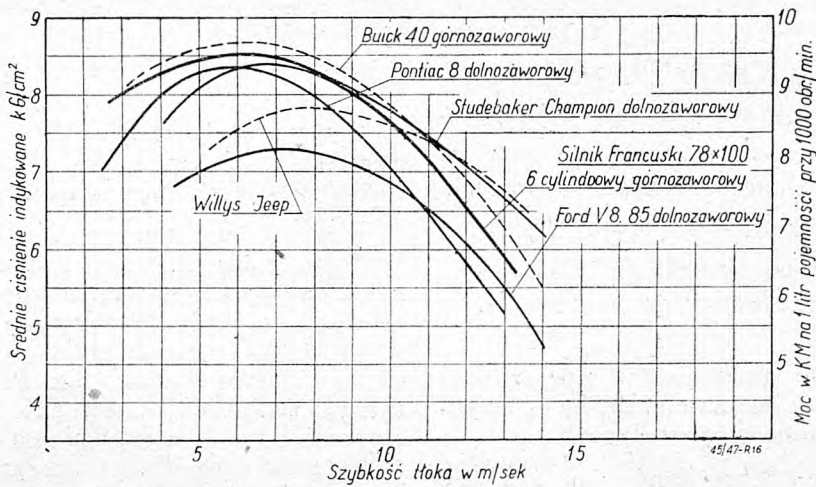
Tylne mosty, za wyjątkiem Forda i Merkury, mają przekładnie hypoidalne, o stosunku przeciętnie ok. 4,1 : 1. Koła zębate napędzające mają ilości zębów od 10 do 13. Jedynie Ford stosuje — 9.

Kierownice są albo typu *Gemmer* (rolkowe) albo typu *Saginaw*, będące nowym rozwiązaniem kierownicy ze śrubą i nakrętką, w którym nakrętka przesuwa się po śrubie za pośrednictwem kulek, celem zmniejszenia oporów tarcia.

Hamulce są potężne i długotrwałe. W większości hydrauliczne. Tylko Hudson ma hamulce mechaniczne. F-ma *Bendix* prowadzi obecnie próby z okładzinami klejonymi do szczyki. Pozwoliłoby to na lepsze wykorzystanie okładzin, bez niebezpieczeństwa kaleczenia bębnow hamulcowych przez



Rys. 11. Zmiany charakterystyk silników samochodów amerykańskich.



Rys. 12. Średnie ciśnienie indukowane różnych silników w zależności od średniej szybkości tłoka.

nity okładzin, oraz dawałoby lepsze odprowadzenie ciepła.

Przednie zawieszenie, ze sztywną osią, zachowało się jedynie w wozach Ford, Lincoln i Merkur. Wszystkie niezależne zawieszenia kół przednich są rozwiązane ze sprężynami śrubowymi, z wyjątkiem Studebakera, stosującego poprzeczny resor piórowy.

Zawieszenie tylne w większości wykonane jest na podłużnych resorach piórowych, z wyjątkiem wyrobów Forda, zachowujących poprzeczny resor piórowy i Buick, Nash i Oldsmobile, stosujących sprężyny śrubowe. Zawieszenia odznaczają się miękkością. Ilość okresów wahań na minutę wynosi 60 do 65. Wynikające stąd pogorszenie się „trzymania się drogi” usiłowano w wielu wypadkach poprawić przez stosowanie stabilizatorów. Jeśli jednak porównywa się samochody amerykańskie z europejskimi, nie należy zapominać, że praktycznie wozy amerykańskie nie mogą wykorzystać swych największych szybkości z powodu złego „trzymania się drogi”.

Materiały (stale i żeliwa) stosowane obecnie w Stanach Zjedn. mało się różnią od używanych we Francji.

Oto np. skład żeliwa cylindrowego Forda:

Węgiel całkow.	3,3 do 3,5%
Mangan	0,6 do 0,8%
Krzem	2,0 do 2,25%
Fosfor	max do 0,15%
Siarka	max do 0,10%
Twardość Brinella	180 do 228

A oto skład żeliwa stosowanego przez Forda na wałki rozrzędu:

Węgiel całkow.	3,5 do 3,75%
Mangan	max 0,5%
Krzem	0,6 do 0,9%
Fosfor + siarka	max 0,10%
Twardość Brinella	255 do 321

Wały korbowe Ford i Studebaker są lane z materiału o składzie:

Węgiel	1,35 do 1,60%
Mangan	0,70 do 0,90%
Krzem	0,85 do 1,10%
Chrom	0,40 do 0,50%
Miedź	1,50 do 2,00%
Fosfor	max 0,08%

Wały korbowe innych firm są zwykle ze stali SAE 1045 o zawartości C — 0,4 do 0,5% i Mn — 0,6 do 0,9%. Z tej samej stali wykonywane są korbowody.

Wałki i koła zębate skrzyni biegów są od czasu wojny wykonywane ze stali zastępczej (*National Emergency*) NE 8620, chromo-niklowo-molibdenowej do nawęglania o składzie:

C	0,18 do 0,23%
Mn	0,70 do 0,90%
Si	0,20 do 0,35%
Ni	0,40 do 0,70%
Cr	0,40 do 0,60%
Mo	0,15 do 0,25%

Ford w swoich skrzyniach przekładniowych używa trzech rodzajów stali półtwardych, chromowych, hartowanych w oleju z zawartością ok. 0,6 do 0,8% Mn i 0,9 do 1,1% Cr, różniących się jedynie zawartością węgla:

0,3 do 0,35%; 0,35 do 0,38%; 0,38 do 0,42%.

Koła zębate przekładni tylnych mostów są wykonywane z wyż. wym. stali NE 8620 lub jak n. p. u Forda ze stali SAE 5130 manganowo-chromowej o zawartości 0,7 do 0,9% Mn i 0,7 do 0,9% Cr.

Zawory są wykonywane ogólnie ze stali krzemowo-chromowej B o zawartości 19 do 23% Cr i 1 do 2% Ni, lub z X10 o zawartości 17 do 20% Cr i 7 do 9% Ni.

Ford, którego skłonność do części lanych jest znana, wykonywa zawory wydechowe z materiału o składzie:

C	0,90 do 1,2%
Mn	0,40 do 0,60%
Cr	15 do 16%
Ni	14 do 15%
Si	2,5 do 3,5%

Najbardziej charakterystyczną cechą obróbki cieplnej jest rozpowszechnienie się procesu nawęglania w gazie. Nawęglanie w gazie, odbywające się w piecach o długości ok. 20 m., ma w stosunku do nawęglania w skrzyniach następujące zalety:

- a) ograniczenie zabiegów przygotowawczych,
- b) większa równomierność jakości wyników,
- c) czystość części po nawęglaniu,
- d) możliwość natychmiastowego hartowania po wyjściu z pieca.

Cjanowanie jest powoli zarzucane, z wyjątkiem wypadków, kiedy część jest za cienka, by ją nawęgląć, np. widełki skrzyni biegów itp.

Zasadniczą troską Amerykanów w zakresie obróbki cieplnej jest dobór stali, któreby nie ulegały odkształceniom w czasie obróbki cieplnej, ponieważ prostowanie po obróbce cieplnej jest prawie zupełnie zarzucone.

W piecach do nawęglania odkształcenia są ograniczone przez zastosowanie uchwytów specjalnie wystudiuowanych, pod kątem kształtu i ciężaru części.

Obróbka cieplna kół talerzowych tylnych mostów jest wykonywana w prasach typu *Gleason*. Wałki rozrzędu są obrabiane cieplnie w przyrządach obrotowych.

Należy podkreślić tendencję stosowania utwardzania powierzchniowego przez t. zw. strutowanie (*Shot peening*).

Strutowanie to polega na „bombardowaniu” części przy pomocy drobnych śrucin stalowych. Następujący zgniót podnosi znacznie granicę zmęczenia materiału. Zabieg ten stosuje się zarówno do kół zębatach, jak i do roserów.

Jeśli chodzi o metody wykończenia powierzchni t. zw. *superfinish*, to z wiadomości, które udało się zebrać wynika, że nie była ona nigdy trwale stosowana w produkcji części samochodowych. Należy dodać, że jest to broń obosieczna, gdyż „lustrzana” gładkość powierzchni przeciwiała utrzymaniu się warstewki oleju, niezbędnej do smarowania. Można więc stosować *superfinish*, ale trzeba potem żłobkować powierzchnie, by zapewnić przyczepność oleju, co jest oczywistym paradoksem.

Amerykański przemysł samochodowy używa bardzo mało aluminium, a zupełnie nie używa stopów magnezowych. Jak wspomniałem poprzednio 21 silników (na 25) ma tłoki aluminiowe, poza nielicznymi częściami, n. p. rurami ssącymi, nic więcej z aluminium się nie wykonywa. Amerykanie są zdania, że w innych zastosowaniach Al niema przewagi nad żeliwem i stalami. Jeśli chodzi o części takie jak obudowa skrzyni biegów, czy tylnego mostu to różnica w cenie między aluminium i żeliwem, nie opłaca zmniejszenia ciężaru. Poza tym obudowy wykonane ze stopów lekkich są mniej sztywne od żeliwnych. Miski olejowe silników są, zdaniem Amerykan, lżejsze i tańsze, gdy się je wy-

kona jako tłoczone z blachy stalowej, odlanych ze stopów lekkich. W budowie nadwozi aluminium w Stanach Zjedn. nie znajduje żadnego zastosowania.

Stopy przeciwcierne o składzie ołów — cyna — antymon zawierają do 80% Pb i są w większości silników wylwane na cienkie panewki stalowe.

Pisma techniczne wielokrotnie zapowiadały już rozpoczęcie produkcji nadwozi z mas plastycznych. Rzeczywiście Ford wykonał tego rodzaju doświadczenie, lecz bez konsekwencji przemysłowych. Stwierdzono, że masy plastyczne odznaczają się zbyt małym wydłużeniem. Przy czym brano pod uwagę wykonanie nadwozi z arkuszy masy plastycznej, gdyż unieruchomienie urządzeń i pras na okres niezbędny dla polimeryzacji nie może być brane pod uwagę. Poza tym Amerykanie twierdzą, że produkcja mas plastycznych byłaby zbyt mała, by zaspokoić potrzeby przemysłu samochodowego. Tymczasem więc jedynymi częściami z mas plastycznych w wozach amerykańskich są deski rozdzielcze i niektóre wyposażenia nadwozia.

Organizacja zakładów wytwórczych przemysłu samochodowego charakteryzuje się ustawieniem maszyn i urządzeń w linii produkcyjnej danej części. Nie tylko więc obrabiarek, ale i urządzeń do obróbki cieplnej, a w niektórych wypadkach i odlewniczych.

Drugą cechą charakterystyczną jest rozwój automatyzacji produkcji. Wszelkiego rodzaju transportery, podajniki, samoczynne uchwyty na maszynach, są podstawowymi czynnikami niskich kosztów własnych.

Nie mogąc z braku czasu opisać szczegółowo organizacji zakładów amerykańskich, zwrócę uwagę na kilka ciekawych procesów wytwórczych: piaskowanie jest zabiegiem, któremu starannie zostaje poddany każdy odlew, celem zaoszczędzenia narzędzi skrawających. Piaskowanie odbywa się zwykle na mokro, pod ciśnieniem około 100 kG./cm².

W Stanach Zjednoczonych przeciąganie powierzchni zewnętrznych zmierza do całkowitego wyeliminowania frezowania. Przeciągane są prowadniki zaworowe (Ford), styki korbowodów z pokrywką i powierzchnie boczne korbowodów, styki pokryw łożysk głównych i t. p. Kadłuby silników mają przeciągane powierzchnie zewnętrzne na olbrzymich (długości ok. 13 m.) przeciąkarkach *Cincinnati Hydrobroach*, zaopatrzonych w 6 silników po 50 KM. W ciągu niespełna minuty jedna przeciągarka *Hydrobroach* obrabia 4 strony kadłuba, z otworami na panewki łącznie.

Wiórkowanie wyparło całkowicie inne metody wykańczania kół zębatach, o zębach prostych i skośnych. Wiórkowanie jest operacją, wykonywaną przed obróbką cieplną, a polegającą na usunięciu cieniutkiej warstwy materiału. Narzędzie składa się z szeregu cienkich nożyków, tworzących drobne ząbkowanie. Część obrabianą osadza się luźno (swobodnie) w kłach, pod kątem 10 do 15° względem osi narzędzia. Punkty wspólne profilu

i narzędzia przesuwają się po sobie, wskutek czego następuje skrawanie. Są znane dwa rodzaje maszyn do wiórkowania: jedne, w których nóż ma kształt koła (*Red Ring*), drugie — gdzie jest zębatką (*Michigan*). Maszyna *Red Ring* z wyposażeniem kosztuje 6800 dolarów. Narzędzie kosztuje 300 dolarów. Pozwala ono na wykonanie ok. 10000 sztuk, pomiędzy jednym a drugim ostrzeniem, i wytrzymuje pięć ostrzeń.

Sperry Products Inc. rozwinęło praktyczną metodę badania struktury wewnętrznej części, opartą na zastosowaniu kwarcu piezo-elektrycznego i mierzeniu czasu odbicia fal, nadawanych przez kwarc. Ewentualne wady (skazy, pęknięcia) ujawniają się przez zmianę czasu odbicia fal, mierzoną przy pomocy oscylografu katodowego. Metoda ta nadaje się doskonale do ciągłej kontroli prętów. Jest ona stosowana i w kolejnictwie dla sprawdzania osi, wałów korbowych parowozów i t. p.

Na podkreślenie zasługuje trwałość samochodów amerykańskich, która pozwala na przebiegi do 150.000 km do pierwszej naprawy głównej.

Odporność na życie tłumaczy się przede wszystkim następującymi przyczynami:

- a) jakością materiałów,
- b) dokładnością obróbki,
- c) obciążeniami elementów.

O znaczeniu obciążenia elementów dla ich trwałości przekonano się w lotnictwie komunikacyjnym. Bezpieczeństwo przelotów transatlantycznych zawdzięcza się w dużej mierze temu, że w czasie podróży silniki pracują przeciętnie na $\frac{1}{3}$ mocy maksymalnej. Aby określić współczynnik obciążenia w samochodach amerykańskich rozważymy warunki pracy wozu posiadającego 55 KM/tonę. Wóz taki na drogach porusza się z szybkością 65 do 70 mil/godz. (ok. 110 km/godz.). Przy tej szybkości na pokonanie wszelkich oporów wystarcza ok. 50% największej mocy silnika. Jeśli przeliczyć dla przykładu konstrukcje francuskie z 1946 to okaże się, że:

samoch. osob. o mocy podatkowej 4CV ma ok. 20 KM/ton,

samoch. osob. o mocy podatkowej 6CV ma ok. 25 KM/ton,

samoch. osob. o mocy podatkowej 11 CV ma ok. 36 KM/ton,

a na to by mieć współczynnik obciążenia 0,5 (podobnie jak poprzednio wspomniany wóz amerykański), musiałby być użytkowany:

pierwszy przy szybkości 60 km/godz.	
drugi " "	69 "
trzeci " "	82 "

Ponieważ przeciętnie wozy te są użytkowane przy szybkościach kolejno: 75, 85 i 100 km/godz., więc ich współczynniki obciążenia wyniosą odpowiednio 0,83 — 0,76 — 0,77.

Brak nam danych, jaki w praktyce jest wpływ różnic pomiędzy tymi współczynnikami. Wiemy jednak, że w łożyskach kulkowych trwałość zmienia się odwrotnie proporcjonalnie do sześciątku współczynnika obciążenia, a zużywanie się opon podlega podobnemu, choć nieco mniej surowemu prawu. Jeśli przyjmiemy, że zachowanie się innych części będzie podobne jak łożysk kulkowych, to obliczymy, że jeśli wóz amerykański przetrwa do pierwszej naprawy głównej 150000 km., wóz francuski, odpowiednio do poprzednio wymienionych, wykaże się trwałością dla:

pierwszego	30.000 km,
drugiego	40.000 km,
trzeciego	40.000 km,

Wyniki te są zbliżone do tych, które znamy z praktyki.

Dlatego sędzę, że współczynnik obciążenia jest zasadniczą podstawą trwałości amerykańskiego samochodu osobowego.

Trwałość zaś jest podstawową zaletą samochodu. A zaleta ta wiąże się ściśle ze stosunkiem mocy do ciężaru.

Nakładem Instytutu Wydawniczego SIMP ukazała się książka:

Prof. dr inż. Wacław Moszyński „PASOWANIA W BUDOWIE MASZYN NA TLE MIĘDZYNARODOWEGO UKŁADU TOLERANCYJ ŚREDNIC“.

Stron 128, tablic XXIX, rysunków 138. Cena zł 440.—. Cena ulgowa dla członków SIMP, pracowników zakładów przemysłowych oraz dla młodzieży szkolnej przy zgłoszeniach zbiorowych zł 400.—.

Książka ta, będąca drugim, poprawionym i rozszerzonym wydaniem pracy tegoż Autora p. t. „Pasowanie w przemyśle“ z roku 1929, ma na celu zaznajomienie czytelników z zagadnieniem pasowań na tle Międzynarodowego Układu Tolerancyj Średnic. Poza tym zawiera ona szereg wskazówek związanych z wprowadzeniem układu pasowań do praktyki konstrukcyjnej.

Z zagadnień ruchu pomp odśrodkowych

Inż. mech. STANISŁAW KOWALCZEWSKI.

Wstęp. — Pompa z upustem. — Zespół równoległy dwóch pomp. — Zespół szeregowy dwóch pomp z upustem. — Wnioski.

Pompy odśrodkowe, nastrożają dziś jeszcze technikom ruchu wiele kłopotów, zarówno przy ich wyborze, jak i w pracy, mimo, że dzięki swym zaletom, zwłaszcza gdy chodzi o jednostki większe, niemal całkowicie wyparły z użycia pompy tłokowe. Przyczyną jest najczęściej bądź niedostateczna znajomość odrębnych własności tych maszyn, bądź też niezbyt dokładna analiza warunków, w których pompa ma pracować. Prowadzi to, jakże często, do oczywistych nieporozumień, których wynikiem jest niewłaściwa ocena maszyny, darzonej niesłusznie mianem „kapryśnej”.

Charakterystyka pompy, geodetyczna wysokość podnoszenia oraz krzywa oporów przewodu — przy pojedynczym wypływie, jak wiadomo, jednoznacznie określają warunki pracy, t. j. wydatek pompy Q i całkowitą wysokość pompowania H . Również nie przedstawia żadnej trudności określenie tych warunków przy pracy równoległej lub szeregowej kilku pomp, tłoczących do jednego wspólnego przewodu. Charakterystykę zespołu pomp otrzymujemy przez dodanie w pierwszym przypadku odciętych (Q), w drugim rzędnych (H) poszczególnych charakterystyk. We wszystkich tych trzech przypadkach warunki pracy, t. j. Q i H odczytujemy z wykresu dla punktu przecięcia charakterystyki pompy lub zespołu z charakterystyką przewodu, dodaną do geodetycznej wysokości podnoszenia.

Gdy jednak mamy do czynienia z układem bardziej złożonym, nieodzowną staje się wówczas szczegółowa analiza wzajemnego stosunku wszystkich czynników mających wpływ na pracę pompy lub, tym bardziej, zespołu pomp. Poza znajomością charakterystyk pomp konieczne jest zawsze określenie charakterystyk przewodów, tj. krzywych zależności spadku ciśnienia w przewodach od wielkości przepływu. Jeżeli nie jest to możliwe do wykonania w sposób doświadczalny, możemy z dużym przybliżeniem określić je za pomocą rachunku, korzystając z licznych znanych wzorów.

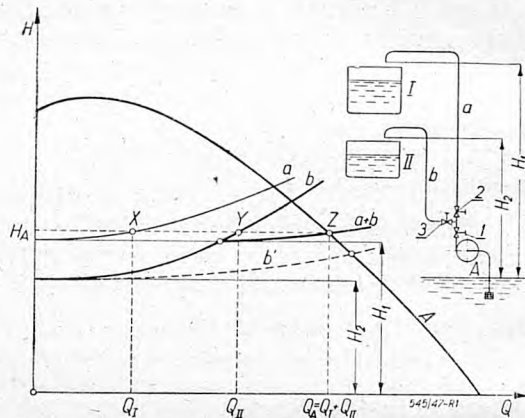
Kilka podanych w dalszym ciągu przykładów nie wyczerpuje oczywiście zagadnienia, pozwala jednak zwrócić uwagę na współzależność tych czynników, które na zachowanie się pompy odśrodkowej w pracy mają wpływ decydujący.

1. Pompa z upustem.

Urządzenie (rys. 1) składające się z pompy A , zbiornika I i przewodu a , zaopatrzone jest tuż za pompą w upust w postaci odgałęzienia przewodu b , doprowadzającego wodę do zbiornika II . Geodetyczna wysokość pompowania H_1 do zbiornika I jest większa od takiejże wysokości H_2 do zbiornika II . Zasuwy 1, 2 i 3 pozwalają na dowolny rozdział wody pomiędzy zbiorniki.

Warunki pracy pompy, t. j. Q_A , oraz wydatek każdego przewodu zależą tu od pięciu czynników, mianowicie: od charakterystyki pompy A ,

charakterystyk przewodów a i b , oraz geodetycznych wysokości pompowania H_1 i H_2 . Opory przepływu przez przewód ssący przyjmujemy dla uproszczenia jako bardzo małe i w rozważaniach pomijamy.



Rys. 1. Układ i charakterystyka pompy z upustem.

Przypuśćmy, że po uruchomieniu pompy otwieramy stopniowo zasuwy 1 przy całkowicie otwartych zasuwach 2 i 3. Woda najpierw wypełni przewody a i b do wysokości H_2 , po czym zacznie wypływać do zbiornika II . W miarę wzrostu wydatku ciśnienie za zasuwą 1 wzrasta według krzywej b aż do ciśnienia H_1 , t. j. do chwili, gdy poziom jej w przewodzie a osiągnie poziom wylotu do zbiornika. Do tej chwili wydatek przewodu b równy jest stale wydatkowi pompy. Przy dalszym otwieraniu zasuwy 1 wzrastający wydatek pompy stanowi sumę wydatków obu przewodów. Na wykresie będzie to suma odciętych krzywej a i krzywej b , odpowiadających jednakowym ciśnieniom. Dodając je dla ciśnień powyżej wysokości H_1 , otrzymamy krzywą $a + b$ zmienności wydatku pompy. Punkt Z przecięcia tej krzywej z charakterystyką pompy określi największy jej wydatek Q_A oraz odpowiadające mu ciśnienie w pompie H_A przy całkowicie otwartych wszystkich trzech zasuwach. Ilości wypływającej do każdego zbiornika wody Q_I i Q_{II} znajdujemy rzutując punkt Z równoległe do osi odciętych na krzywe a i b (punkty X i Y).

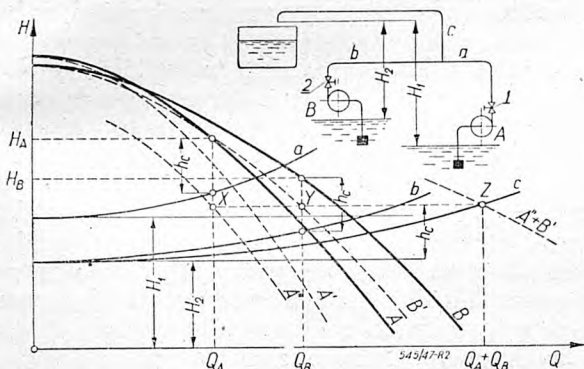
Może zaistnieć taki przypadek, gdy pompa, będąc w stanie pokonać najwyższe niezbędne ciśnienie, nie będzie jednak tłoczyła wody do zbiornika I . Przyczyną może być wówczas zbyt duża różnica wysokości geodetycznych, małe opory przewodu (krzywa b') lub jedno i drugie jednocześnie. Ządzie wówczas konieczność zmniejszenia wydatku przez dławienie wody zasuwą 3.

Przy doborze pompy do warunków omówionych w przykładzie niewłaściwe byłoby ustalanie ciśnie-

nia znamionowego, a więc optymalnego, wyższego lub niższego od ciśnienia H_A , potrzebnego przy swobodnym wypływie jednoczesnym z obu przewodów, o ile oczywiście taka praca będzie przeważała. Jeżeli oba przewody nie mają być stałe czynne równocześnie, wówczas warunki optymalne należy tak dobrać na podstawie rachunku zużycia mocy, by praca pompy była najoszczędniejsza.

2. Zespół równoległy dwóch pomp.

Urządzenie składa się z dwóch pomp A i B (rys. 2), tłoczących wodę do jednego zbiornika, lecz na różne wysokości geodetyczne H_1 i H_2 z powodu różnicy wzniesienia dolnych zwierciadeł wody. Sieć tłoczną stanowią przewody tłoczne a i b oraz wspólny przewód zbiorczy c , doprowadzający wodę do zbiornika. Charakterystyki A i B obu pomp oraz krzywe a , b i c spadku ciśnienia w rurociągach są znane.



Rys. 2. Układ i charakterystyka równoległego zespołu dwóch pomp.

Pompy pracują oczywiście pod różnymi ciśnieniami, składającymi się z geodetycznych wysokości podnoszenia H_1 lub H_2 , spadku ciśnienia w przewodzie odpowiednio a lub b oraz wspólnego dla obu pomp ciśnienia h_c , potrzebnego do pokonania oporów rurociągu c , wywołanych przepływem całkowitej ilości wody tłoczonej przez obie pompy. Wydatek każdej z pomp zatem określony jest przez taki punkt odpowiedniej charakterystyki, którego rzędna składa się ze stałej wysokości geodetycznej H_1 lub H_2 , zmiennego ciśnienia hydrodynamicznego h_a lub h_b oraz jednakowego dla obu pomp takiegoż ciśnienia h_c . Zadanie więc sprowadza się ostatecznie do wyznaczenia z krzywej oporów c takiej wysokości h_c , która, spełniając wymieniony wyżej warunek, będzie równocześnie wartością straty ciśnienia w przewodzie c przy przepływie łącznego wydatku obu pomp. W tym celu kreślimy nowe charakterystyki wspólne dla każdej z pomp i odpowiedniego przewodu a lub b odejmując od rzędnych charakterystyk A i B odpowiednio rzędne krzywych a i b . Będą to krzywe A' i B' . Ponieważ te nowe krzywe uwzględniają już spadki ciśnień w przewodach a i b , przeto szukana wysokość h_c będzie różnicą pomiędzy odpowiednimi rzędnymi tych krzywych i wysokościami geodetycznymi H_1 i H_2 . Dla ułatwienia rozwiąza-

nia graficznego przyjmujemy wspólną rzędną podstawową, np. H_2 , na której opieramy krzywą oporów c . Ponieważ krzywa B' związana już jest z rzędną H_2 , pozostaje więc jeszcze tylko przesunąć krzywą A' równoległe do osi rzędnych w dół o wysokość $H_1 - H_2$; będzie to krzywa A'' . Sumując jej odcięte z odciętymi krzywej B' , wyznaczmy krzywą $A'' + B'$, której punkt przecięcia Z z krzywą oporów c określi nam szukaną wysokość h_c oraz łączny wydatek obu pomp $Q_A + Q_B$. Rzucając punkt Z równoległe do osi odciętych znajdziemy na krzywych A' i B' punkty X i Y , przez które przechodzą rzędne o wartości ciśnień H_A i H_B w pompach. Odpowiadające im odcięte stanowią wielkości wydatków pomp Q_A i Q_B .

Analizując pracę pomp w przytoczonym układzie widzimy, że np. zwiększenie łącznego wydatku pompowni przez zastąpienie jednej z pomp jednostką większą może spowodować taką zmianę warunków pracy drugiej pompy, że dalsze utrzymanie jej ruchu bez przeróbek sieci stanie się nieopłacalne.

3. Zespół szeregowy dwóch pomp z upustem.

W układzie przedstawionym na rys. 3 pompa A , jak wynika z jej charakterystyki, nie może zasilać zbiornika I ze względu na zbyt dużą wysokość podnoszenia H_1 . W celu zwiększenia ciśnienia włączono w przewód tłoczny drugą pompę B , tworząc w ten sposób układ tłoczenia dwustopniowy. Wylot z pompy A zaopatrzone nadto w upust do zasilania przewodem c zbiornika II, któremu odpowiada geodetyczna wysokość podnoszenia H_2 . Sieć wyposażona jest w zasuwy 1, 2 i 3, regulujące odpływ wody do obu zbiorników. Charakterystyki obu pomp oraz krzywe spadku ciśnienia w przewodach są znane. Należy określić warunki w których pracują pompy, a także ilość wody tłoczonej do każdego zbiornika przy całkowicie otwartych zasuwach, co odpowiada znanym charakterystykom rurociągów a , b i c .

Przypuśćmy najpierw, że pompy pracują przy całkowicie otwartych zasuwach 1 i 2 i zamkniętej zasuwie 3, tłocząc wodę do zbiornika I. Ponieważ wydatek obu pomp jest wspólny, a ciśnienie całkowite równe jest sumie wysokości podnoszenia każdej pompy, przeto całkowitą wysokość pompowania H_{AB} i wydatek Q_{AB} określa punkt X przecięcia charakterystyki przewodu $a + b$ z charakterystyką zespołu $A + B$, powstałą z dodania rzędnych charakterystyk A i B . Pompy pracują przy ciśnieniach odpowiednio H_{ABA} i H_{ABB} .

Przypuśćmy teraz, że układ jest w ruchu przy całkowicie otwartych zasuwach 1 i 3, a zamkniętej zasuwie 2. Pompa A tłoczy więc cały swój wydatek Q_A do zbiornika II. Umożliwiamy odpływ wody z pompy B , otwierając zasuwę 2. Wywoła to stopniowy spadek ciśnienia w pompie A , co z kolei pociągnie za sobą wzrost jej wydatku. Odpływ wody z upustu do zbiornika II, wobec całkowitego otwarcia zasuwy 3, będzie równocześnie małym wzdłuż krzywej oporów c . Różnica chwilowych wydatków pompy A i upustu będzie wydatkiem pompy B w danej chwili. Chodzi teraz o określenie

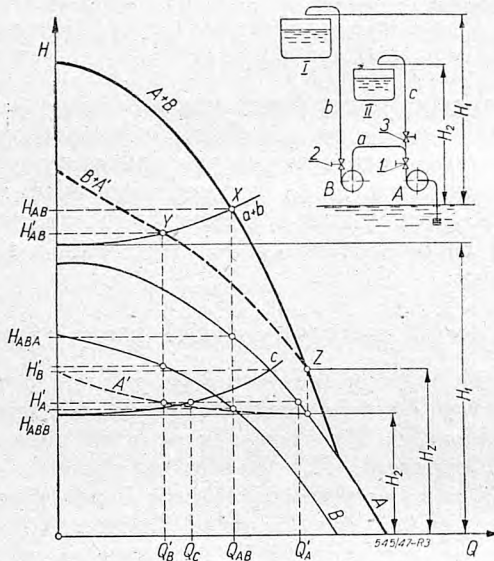
ciśnien i wydatków obu pomp, a także wysokości odpływu z upustu przy całkowicie otwartych wszystkich trzech zasuwach. Zadanie sprowadza się do wyznaczenia odpowiadającej tym warunkom nowej charakterystyki zespołu pomp A i B . W tym celu wykreślamy najpierw krzywą zmienności wydatku pompy B w zależności od chwilowego ciśnienia w pompie A . Będzie to krzywa A' , której odcięte stanowią różnice pomiędzy odciętymi charakterystykami pompy A i rurociągu c . Jeżeli następnie zsumujemy rzędne tej krzywej z rzędnymi cha-

wyśokość pompowania H'_{AB} do zbiornika I, ilość tłoczonych doń wody Q'_B , wydatek Q'_A pompy A , ciśnienia H'_A i H'_B w obu pompach, oraz wydatek upustu jako różnicę $Q_c = Q'_A - Q'_B$.

Wydatek Q_c jest największą ilością wody, którą przy całkowicie otwartej zasuwie 2 możemy odprowadzić do zbiornika II. Przy danym zespole pomp wielkość jego zależy od strat ciśnienia w sieci przewodów a , b i c , przede wszystkim jednak od stosunku geodetycznych wysokości podnoszenia $H_1 : H_2$. Odpływ wody z upustu będzie tym większy, im większy będzie ten stosunek, natomiast ustanie całkowicie, gdy $H_2 = H_{BA}$ lub gdy $H_{AB} = H_z$.

4. Wnioski.

W praktyce dnia codziennego dobór pompy środkowej i kontrola jej ruchu nie sprawiają trudności, gdy warunki jej pracy są niezmiennie i jednoznacznie określone przez wielkość ciśnienia i wydatku. Jednakże w przypadkach układów bardziej złożonych, zwłaszcza gdy w grę wchodzi współpraca kilku pomp, mogą zaistnieć takie okoliczności, których nie da się z góry przewidzieć bez dokładnego rozważenia wzajemnego stosunku wszystkich czynników, mających wpływ na działanie urządzenia. Dotyczy to nie tylko projektowania nowych pompowni, lecz w nie mniejszej mierze przebudowy istniejących, polegającej na zmianach w sposobie ich pracy, wymianie maszyn lub przeróbkach sieci przewodów. W tych wszystkich przypadkach zastosowanie metody graficznej znakomicie ułatwia zadanie, pozwalając na jasne przedstawienie całokształtu zagadnienia i ocenę pracy pomp w zmiennych warunkach ruchu, a także na określenie ekonomicznie najkorzystniejszych współrzędnych charakterystyki pompy, tj. wydatku i ciśnienia.



Rys. 3. Układ i charakterystyka zespołu szeregowego dwóch pomp z upustem.

rakterystyki B , otrzymamy żadaną charakterystykę $B + A'$ zespołu pomp przy pracy szeregowej z upustem międzystopniowym. Punkt Y przecięcia jej z charakterystyką $a + b$ wyznacza całkowitą

Wartość naukowa i praktyczna prób zginania i skręcania

Prof. dr MAKSYMILIAN T. HUBER

Jak wiadomo, próby te wykonywa się w laboratoriach wytrzymałościowych zwłaszcza dla materiałów o małej zdolności do odkształceń plastycznych, czyli dość kruchych. Do nich należy przede wszystkim żeliwo zwykłe, kamienie naturalne i sztuczne, z których najważniejszym jest beton, a wreszcie najbardziej kruche szkło. Cel i znaczenie techniczne prób takich wychodzi najwyraźniej na jaw na od dawna stosowanej próbie zginania żeliwa. Wykonywa się ją już w odlewni dla kontroli jakości materiału na prętach próbnym odlanych razem z odlewem, wytwarzanym na zamówienie, a także na prętach wyciętych z odlewu gotowego. W przypadku pierwszym stosuje się zwykle pręty okrągłe, które po podparciu obu końców zgina się naciskiem wywartym w przekroju środkowym i rosnącym powoli aż do wartości krańcowej P , przy której powstaje złamanie. Wy-

chodząc z założenia, że w przekroju środkowym jest siła tnąca równa O , a ciśnienia poprzeczne włókien ściskanych mają wpływ nieznaczny na rozmieszczenie wydłużeń w warstwach rozciąganych, można się spodziewać, że wynik badania nie będzie się różnił zbyt od wyniku badania na czyste zginanie, któreby wymagało obciążenia pręta dwiema siłami równymi i równoodległymi od podpór. Jest rzeczą jasną, że moment niszczący

$$M = \frac{P \cdot l}{4}$$

musi być dla tego samego materiału zależny od wielkości przekroju pręta. Zważywszy zaś, że nie zawsze można wykonać próbę przy tych samych wartościach l i średnicy pręta d_0 , wyłania się potrzeba wyznaczenia z wyniku próby wielkości niezależnej od tych wartości, a więc cechującej niejako tylko sam materiał. Za taką wiel-

kość uważano od dawna wartość ciągnięcia w warstwie skrajnej pręta zginanego (żeliwnego) w chwili jego pęknięcia. Było to oparte na wierze, że naprężenie niebezpieczne w tej warstwie winno mieć wartość tę samą, co naprężenie niebezpieczne w próbie rozciągania osiowego pręta z tego samego materiału. Wiary tej nie zdołały dotychczas wyrugować fakty doświadczalne, o których będzie mowa poniżej. Ponieważ zaś pomiar naprężeń we włóknach belki zginanej nie jest możliwy bez znajomości związków między odkształceniami a naprężeniami, przeto zastosowano do obliczenia po prostu wzór teorii zgięcia sprężystego według którego jest

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad [1]$$

wartością naprężenia we włóknie skrajnym przy zginaniu momentem M , jeżeli W oznacza t. zw. wskaźnik przekroju, mający dla przekroju kołowego wartość

$$W = \frac{\pi d_o^3}{32} \quad [2]$$

Taka jest geneza wzoru

$$R_g = \frac{8 Pl}{\pi d_o^3} \quad [3]$$

otrzymanego z [1] po podstawieniu wartości z [2]

$$\text{i momentu łamiącego } M = \frac{Pl}{4}$$

Było to najłatwiejszym wyjściem z trudności nie do przewyciężenia na drodze teoretycznej i na pozór czyniło zadość wymogom praktyki, która jak zaznaczono powyżej, potrzebowała wyników cechujących materiał. Dlatego nazwano wielkość R_g o wymiarze naprężenia, wyznaczoną wzorem [3], *wytrzymałością materiału na zginanie* tak, jakby to była wielkość określona ściśle, a nie poddyktowana tylko względami praktycznymi, nie cofającymi się przed zastosowaniem wzoru teoretycznego poza granicami jego ważności.

Chociaż więc nie zawiodła inżynierów intuicja praktyczna pod tym względem, że żeliwo jest wytrzymałośćowo tym cenniejsze im większe ma R_g to jednak nazwę powyżej przytoczoną należy uznać za niedopuszczalną ze stanowiska naukowego i dydaktycznego z powodów następujących:

Wiarę powyżej wymienioną obala już fakt, że ciągnięcia krańcowe w zginanych prętach ze szkła tego samego rodzaju są niewątpliwie tym większe im pręt jest cieńszy. Szkło zaś jest jedynym materiałem, który przy próbie doraźnej jest posłuszny prawu Hooke'a z wielkim przybliżeniem aż do pęk-

nięcia, wobec czego wzór [3] określa wyjątkowo dokładnie rzeczywistą wartość naprężenia w warstwie skrajnej próbek ze szkła, chociaż nie czyni tego (chyba w grubym przybliżeniu) w przypadkach żeliwa, betonu itp., objawiających wielkie zboczenia od prawa Hooke'a. Jak dalece zakorzeniła się wśród inżynierów wiara w to, że niebezpieczna wartość naprężenia rozciągającego przy zginaniu musi być ta sama, co przy rozciąganiu osiowym pręta z tego samego materiału, dowodzą liczne prace inżynierów niemieckich, zwłaszcza ze szkoły Bacha, których autorowie usłowoali to wykazać obliczeniami uwzględniającymi zboczenia od prawa Hooke'a żeliwa lub betonu przy pomocy hipotez ad hoc spreparowanych. A wymieniony wynik doświadczeń ze szkłem usłowoano „wyjaśnić” naprężeniami początkowymi w szkłe, co się okazało niewystarczającym. Ścisłe badania doświadczalne, nie kierowane ślepa wiarą powyższą, dowodzą, jak o tym wielokrotnie pisałem, że zjawiska wytrzymałości biorąc ściśle, nie dają się ująć nawet dla materiałów izotropowych w prawa ilościowe podobne do tych, które ujmują zależność naprężeń od odkształceń sprężystych niezależnie od postaci i wielkości ciała. Nawet t. zw. hipotezy wytrzymałościowe, którymi się posługujemy z korzyścią przy ocenie wytrzymałości elementów z metalu elastoplastycznych, zawiodą w wielu przypadkach i zmuszają do rozstrzygnięcia niektórych zagadnień przez badania doświadczalne bezpośrednie.

Z tego wynika po prostu, że wobec niewątpliwie wartości praktycznej wielkości R_g , otrzymanej z próby zginania żeliwa przy pomocy wzoru [3], wystarczy tylko dla wyłączenia nieporozumień nazywać ją *pozorną* lub *zredukowaną* albo wreszcie *zastępczą wytrzymałością na zginanie żeliwa*

Zupełnie podobnie przedstawia się sprawa badania doświadczalnego wytrzymałości na skręcanie prętów żeliwnych, jeżeli ograniczymy się do przekrojów okrągłych. Wtedy wzór

$$R_s = \frac{16M_s}{\pi d_o^3}$$

określa *pozorną wytrzymałość na skręcanie* mierzoną tą wartością naprężenia stycznego (skręcającego) R_s , któraby odpowiadała niszczącej wartości M_s momentu skręcającego, gdyby materiał był aż do pęknięcia posłuszny prawu Hooke'a.

Naprężenie krańcowe rzeczywiste różni się oczywiście znacznie od tej wartości, która mimo to wystarcza praktycznie do oceny porównawczej różnych rodzajów żeliwa ze względu na ich zastosowanie na elementy skręcane.

**Prosimy o uregulowanie prenumeraty za I półrocze 1948 r.
oraz odnowienie prenumeraty za II półrocze 1948 r.**

DZIAŁ ENERGETYCZNY

Światowa Konferencja Energetyczna

W dniach od 2 do 9 września 1947 r. odbyła się w Hadze sesja Światowej Konferencji Energetycznej poświęcona zagadnieniom oszczędności paliw (Fuel Economy Conference of the World Power Conference).

W konferencji tej wzięli udział delegaci 27 Komitetów Narodowych, w tej liczbie również i delegacja Polski.

Zgłoszone na sesję referaty w liczbie 94 stanowiły dwie grupy. Pierwsza obejmowała sprawozdania Komitetów Narodowych z osiągnięć na polu oszczędności paliw w okresie wojny, druga zaś, znacznie liczniejsza, referaty indywidualne, oma-

wiające postępy i doświadczenia w technice gospodarki energetycznej na przestrzeni od 1939 r. po dzień dzisiejszy.

W zamiarze chociaż częściowego udostępnienia polskim energetykom materiałów z Konferencji w Hadze podamy na tym miejscu szereg możliwie obszernych streszczeń tych referatów, które mogą ich interesować zarówno z punktu widzenia opisanych rozwiązań technicznych, jak i możliwości zastosowania tych rozwiązań w naszej gospodarce przemysłowej.

Inż. S. Kowalczewski

Suche studzenie koksu w koksośniach i gazowniach

Inż. W. HERSCHE — Szwajcaria

Gaszenie rozżarzonego koksu wodą pociąga za sobą utratę dużej ilości zawartego w nim ciepła, stanowiącego poważną pozycję strat w bilansie cieplnym gazowni lub koksośni. Stosunkowo wysoka temperatura koksu przy końcu procesu destylacji (ok. 1000 C) stwarza korzystne warunki do odzyskania tego ciepła w suchych wymiennikach cieplnych, zastosowanych np. do wytwarzania pary. W gazowni, przerabiającej w ciągu doby 450 ton węgla, ilość ciepła potrzebna do wytworzenia pary w niezbędnej ilości 190 ton/24h (10 atn., 250 C) wynosi ok. 135.10⁶ Kal/24h. Rozporządzone ciepło odpadowe, zawarte w spalinach pochodzących z opalania pieców osiąga zaledwie 32.10⁶ Kal/24h, podczas gdy ilość ciepła, którą można odzyskać przez suche ostudzenie koksu od temperatury ~ 1000 C do temperatury otoczenia wynosi ~ 107.10⁶ Kal/24h, co stanowi 80% całkowitej ilości ciepła potrzebnego do wytwarzania pary wobec 24%, przypadających na ciepło zawarte w spalinach.

Poza znacznym zmniejszeniem pozycji strat w bilansie cieplnym gazowni lub koksośni suche studzenie koksu, w porównaniu z gaszeniem go wodą, przynosi jeszcze inne gospodarczo ważne korzyści, a mianowicie:

1. Koks, zwłaszcza drobny, posiada wyższą wartość opałową;
2. Koks jest twardszy i bardziej jednorodny pod względem wielkości, jest czysty i praktycznie wolny od przylegającego pyłu i miazgi;
3. Koks dzięki stopniowemu studzeniu nie pęka tak, jak przy szybkim chłodzeniu wodą, wskutek czego powstaje mniej miazgi;
4. Koszty utrzymania urządzeń i konstrukcji są mniejsze wobec braku korozyjnego działania kwasów zawartych w wodzie chłodzącej i parze;

odpadają również trudności powodowane w ziemi oblodzeniem urządzeń transportowych;

5. W okolicy gazowni lub koksośni nie osadza się pył z pary powstającej przy gaszeniu;

6. Uzyskuje się oszczędność na kosztach wody i pompowni;

7. Dzięki zupełnej suchości oraz bardziej jednolitej zawartości składników lotnych, co powoduje, że koks przy spalaniu nie spieka się i nie wydziela smoły, możliwe są znaczne oszczędności na tym paliwie; w piecach hutniczych osiągalna jest oszczędność ok. 5%;

8. Koks drobny i miał koksowy dzięki swej suchości posiadają większą wartość rynkową aniżeli koks i miał otrzymane przy gaszeniu wodą;

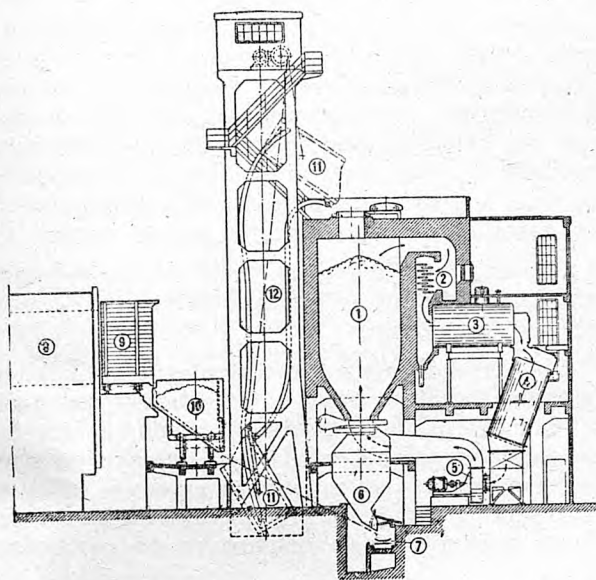
9. Wydatki związane z utrzymaniem urządzeń do rozdrabniania koksu, dzięki jego jednorodności sortymentu są często mniejsze.

W zależności od wielkości gazowni lub koksośni, oraz warunków miejscowych stosowane bywają głównie trzy rodzaje urządzeń: zbiornikowe, komorowe i płomienicowe.

Działanie urządzeń wszystkich trzech typów, oparte na zasadzie wymiany ciepła, wyjaśniają rysunki 1, 2 i 3. Różnią się one głównie konstrukcją komory chłodzenia, co pociąga za sobą również pewne różnice w sposobie ich pracy.

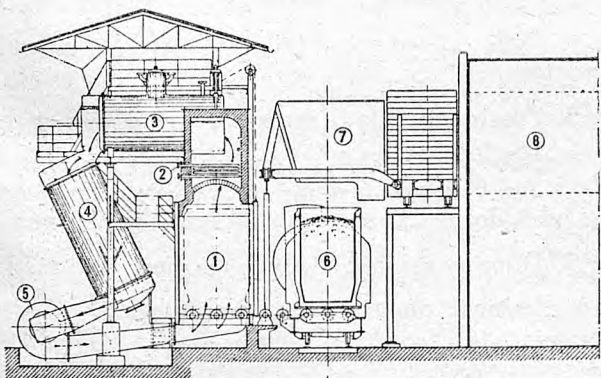
Czynnikiem pośredniczącym w wymianie ciepła podczas krążenia w obiegu zamkniętym jest gaz, stanowiący mieszaninę gazów obojętnych, głównie azotu z małą ilością dwutlenku węgla, tlenku węgla, wodoru i śladami tlenu. Nieznaczna ilość tlenu, która przedostaje się do urządzenia w czasie jego zasilania nie utlenia koksu, ponieważ wystarcza zaledwie do spalania gazu pozostałego w nim po destylacji. Temperatura koksu po ostudzeniu wynosi ok. 300 C.

Automatyczne załadunek rozżarzonym koksem urządzenia typu zbiornikowego (rys. 1) odbywa się od góry po przednim wysypaniu przez spust



Rys. 1. Urządzenie do studzenia koksu typu zbiornikowego, budowy f-my Sulzer.

1 — zbiornik koksu, 2 — przegrzewacz, 3, 4 — kocioł parowy, 5 — wentylator, 6 — spust koksu, 7 — taśma transportowa, 8 — piec koksownicze, 9 — przystawka do rozładowywania pieców, 10 — wózek do koksu, 11 — kosz zsypowy, 12 — podnośnik.

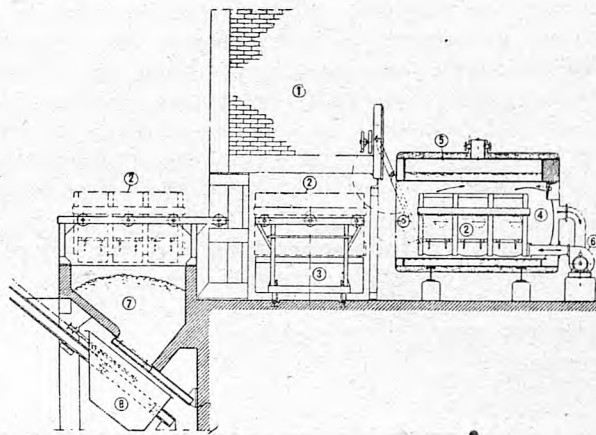


Rys. 2. Urządzenie do studzenia koksu typu komorowego, budowy f-my Sulzer.

1 — komora chłodzenia, 2 — przegrzewacz, 3, 4 — kocioł parowy, 5 — wentylator, 6 — wózek z koszem do koksu, 7 — przystawka do rozładowywania pieców, 8 — piec koksownicze.

u spodu zbiornika odpowiedniej ilości koksu ostudzonego.

Koks wprowadzony do zbiornika pozostaje tam przez pewien czas, oddając swe ciepło gazom, które krążąc w obiegu zamkniętym przenoszą je do kotła parowego. Krążenie gazów wywołuje wentylator. Okres chłodzenia całego ładunku koksu w zbiorniku może trwać 2 godz. lub dłużej, zależnie od warunków procesu destylacji.



Rys. 3. Urządzenie do studzenia koksu typu płomieniowego, budowy f-my Sulzer.

1 — piec pionowy, 2 — kosz do koksu, 3 — wózek do koksu, 4 — płomienica kotła, 5 — kocioł parowy, 6 — wentylator, 7 — lej spustowy do koksu, 8 — wyciąg pochylony.

Urządzenie typu komorowego (rys. 2) różni się od urządzenia typu zbiornikowego tym, że koks zostaje wprowadzony do komory chłodzenia w specjalnym koszu i po ostudzeniu usuwany jest z komory wraz z nim. Okres studzenia trwa tutaj przeciętnie ok. 70 minut.

Urządzenie typu płomieniowego (rys. 3) różni się od urządzenia typu komorowego tylko rozwiązaniem przestrzeni chłodzenia, którą tutaj stanowi wnętrze ogniowego kotła. Wymiana ciepła może się odbywać w urządzeniach tych bądź dzięki krążeniu gazów, bądź też przez bezpośrednie opromienianie wewnętrznej powierzchni kotła.

Urządzenia typu płomieniowego nadają się głównie do małych gazowni i były już budowane np. do ładunku retort, a więc i kosztów, wynoszącego 100 kG.

Tadeusz Dobrzański, RYSUNEK TECHNICZNY.

Już ukazała się książka Tadeusza Dobrzańskiego p. t. „Rysunek Techniczny”; stanowiąca podręcznik dla szkół zawodowych grupy metalowej.

Cena książki o objętości VIII + 179 stron, zaopatrzonej w 228 rysunków i 13 tablic, wynosi zł. 500.—. Cena ulgowa dla członków SIMP oraz uczniów szkół technicznych przy zgłoszeniach zbiorowych, co najmniej 10 egzemplarzy dokonywanych za pośrednictwem dyrekcji szkół lub samopomocowych kół koleżeńskich zł. 450.—.

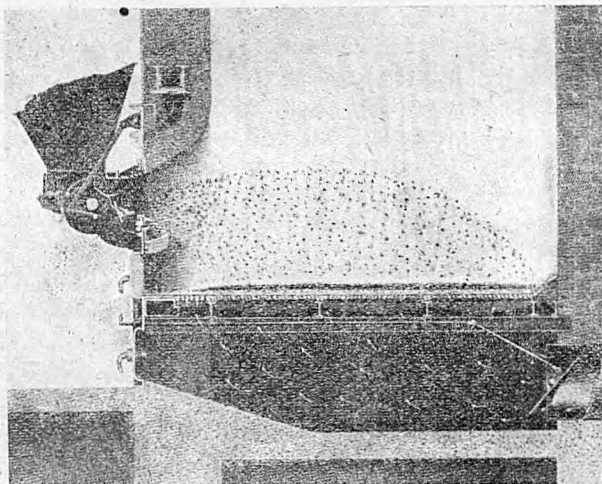
Zamówienia należy kierować pod adresem Administracji Wydawnictw Książkowych Instytutu Wydawniczego SIMP Warszawa 32, ul. Mickiewicza 18, wpłacając równocześnie należność na konto IW SIMP PKO I-4655.

Paleniska narzutowe w Stanach Zjednoczonych

R. L. BEERS — USA.

Od szeregu lat w Stanach Zjednoczonych istnieje dążenie do budowy palenisk narzutowych do spalania węgla bitumicznego i brunatnego (lignitu). Stosowane dawniej typy palenisk, przeważnie z dolnym zasilaniem węglem, sztucznym ciągiem i rusztami łańcuchowymi lub posuwnymi, wymagały odpowiedniego rodzaju paliwa. W okresie woyny ze względu na trudności transportowe paliw tańszych, lecz nieodpowiednich do istniejących urządzeń. Paleniska narzutowe najnowszych konstrukcji pozwoliły na sprawne spalanie na tych samych rusztach różnych gatunków węgla zarówno pod względem wartości opałowej, jak i sortymentu, zawartości popiołu i wilgoci.

Paleniska te budowane są bądź o rusztach płaskich do okresowego ręcznego lub mechanicznego odpopielenia (rys. 1), bądź też, do większych kotłów, o rusztach łańcuchowych z ciągłym odpopielaniem.



Rys. 1. Palenisko narzutowe.

Istotną częścią urządzenia do zasilania jest wirnik zaopatrzony w łopatkę, które odmierzają i rozrzucają węgiel na powierzchnię rusztów. Szerokość łopatek wynosi od ok. 400 do 900 mm. Urządzeń takich może być przy jednym palenisku kilka, wówczas odstępy pomiędzy nimi wynoszą od ok. 500 do 600 mm. Wirnik może być wykonany tak, że wyrzuca węgiel od dołu lub od góry. Drugi sposób pozwała na zastosowanie większych szczelin pomiędzy łopatką i osłoną oraz zapewni bardziej równomierny rozrzut węgla na powierzchnię rusztu.

Rusztzy składa się z rusztowin tworzących bardzo małe i gęsto rozmieszczone szczeliny. Powietrze włączane jest przez wentylator do szczelnie zamkniętej przestrzeni podrusztowej, podzielone na komory, odpowiadającej poszczególnym urządzeniom do zasilania. Takie rozwiązanie pozwala na zatrzymanie dowolnej sekcji paleniska bez potrzeby unieruchomienia całego kotła.

Zasilanie węglem oraz ilość doprowadzanego powietrza regulowane są automatycznie w zależności od obciążenia.

Spalanie odbywa się równomiernie na całej powierzchni rusztów oraz w przestrzeni paleniskowej ponad rusztami. Szybkość spalania jest bardzo duża; wypalenie węgla w palenisku od chwili przerwania zasilania wymaga zaledwie kilku minut. Popiół gromadzi się pod warstwą węgla, izolując i zabezpieczając rusztowiny od przepalania się.

Ogólnie zalety palenisk narzutowych najnowszej konstrukcji dadzą się streścić w sposób następujący:

1. Możliwość spalania zarówno wysokowartościowego jak i lichego węgla;
2. Mała skłonność do tworzenia się żużla;
3. Długotrwałość rusztów;
4. Małe zużycie energii do napędu rusztów i urządzeń;
5. Prosta obsługa i duża niezawodność ruchu;
6. Łatwość spalania drobnych sortymentów węgla (od 0 do ok. 6 mm); zalecana wielkość ziarna: od 0 do ok. 32 mm, lub od 0 do ok. 19 mm;
7. Dopuszczalność dużych wahań obciążenia;
8. Możliwość podgrzewania powietrza;
9. Dobra sprawność;
10. Znikoma skłonność do osadzania się żużla na powierzchni rur kotłowych;
11. Niskie straty wskutek ewentualnych postojów dzięki możliwości szybkiego wygaszenia i ponownego rozpalenia.

Skala zastosowania palenisk narzutowych obejmuje kotły o wydajnościach od najmniejszych do bardzo dużych. Największe z wybudowanych dotychczas urządzeń tego typu posiada wydajność 113 500 kG pary na godzinę, projektowane zaś są jednostki jeszcze większe.

Żądajcie we wszystkich księgarniach

Katalogu Wydawnictw Instytutu Wydawniczego SIMP

DZIAŁ ODLEWNICZY

Ogólne zasady sporządzania stopów w drodze przetapiania

Prof. A. PORTEVIN — Paryż

Prof. A. Portevin na ostatnim przedwojennym Między narodowym Kongresie Odlewniczym w r. 1939 w Londynie zgłosił obszerny referat na temat podany w tytule i wyraził zgodę, na prośbę niżej podpisanego, na ogłoszenie go w „Przeglądzie Odlewniczym“ w obszernym przekładzie. Wykonane to zostało w swoim czasie, lecz tylko obecnie powstała możliwość zapoznania polskiego czytelnika z wyjątkowo bogatą treścią rozważań znakomitego francuskiego metalurga, który do dziś dnia stoi na czele Wyższej Szkoły Odlewnictwa w Paryżu.

K. Gierdziejewski.

„Należy wyprodukować sposobem najbardziej oszczędnym płynny i jednorodny, gotowy do odlania w formy stop, wolny od jakichkolwiek wad, mogących obniżyć użyteczność odlanych przedmiotów, mając do dyspozycji materiał wyjściowy w postaci normalnych metali, a w szczególności metali przemysłowych“. Zadanie to ma przed sobą każdy odlewnik.

Do tego dodać można poniższe uzupełniające wyjaśnienia: topienie w sposób oszczędny jest to takie topienie, które zapewnia możliwe minimum strat na zgarze metalu bez konieczności uciekania się do specjalnych sposobów topienia metalu, koszt których mógłby być wygórowany w stosunku do przetapianego metalu.

Oszczędny sposób topienia wymaga również prowadzenia racjonalnej gospodarki odpadkami metalowymi, które powinny być przetapiane ponownie w sposób, zapewniający jednolitość materiału przy produkcji seryjnej.

Obniżenie jakości stopu przez „niekorzystne zmiany“, należy ocenić z kilku punktów widzenia, a więc: bądź to zmian chemicznych, zmieniających własności podstawowe odlewanych do form metalu, bądź zmian fizycznych, warunkujących strukturę krystaliczną.

Czynniki wpływające szkodliwie na jakość stopu są bardzo różnorodne i w bezpośredniej zależności od gatunku stopu i warunków topienia. Granice dopuszczalnych odchyień tych „niekorzystnych zmian“ są zresztą dosyć zmienne i zależą od gatunku stosowanego metalu, rodzaju zachodzących zmian oraz jego przeznaczenia użytkowego.

„Gotowy do odlania“ należy rozumieć w tym sensie, że stopiony metal posiada temperaturę odpowiednią do lania, że jego skład chemiczny mieści się w granicach wymaganej tolerancji, które są różne dla różnych stopów (inne na przykład dla stopów łożyskowych, a inne znów dla stopów monetarnych), i że podczas odlewu metal powinien być należycie chroniony przed ewentualnym jego pogorszeniem w czasie odlewania.

Po tych ogólnych wyjaśnieniach możemy przejść do szczegółowego rozpatrzenia zagadnienia.

Pomyślnie rozwiązanie postawionego zadania zależy od umiętnego operowania dwoma czynnikami:

- A) materiałami wyjściowymi i
 - B) warunkami topienia,
- które należy rozpatrzyć kolejno.

Materiałami wyjściowymi nazywamy materiały, które wchodzi w skład przyszłego wytopu i który nazywamy wsadem. Charakteryzujemy je dwójako: od strony składu chemicznego i od strony stanu fizycznego.

Z punktu widzenia chemicznego wsad może się składać:

- 1) z metali „nowych“ o różnym stopniu czystości;
- 2) z uprzednio przyrządzonych stopów, o składzie identycznym z tym, który chce się uzyskać w odlewie; z odpadków własnej produkcji, tak leje, nadlewy itp., względnie niedolewy lub nieudane odlewy; z wiórów i ścinków, powstających przy obróbce mechanicznej; i na koniec, z uprzednio odlanych gasek o zadanym składzie chemicznym;
- 3) ze stopów przejściowych, tzw. inaczej „zapraw“, specjalnie sporządzonych, o składzie chemicznym różniącym się od stopu jaki ma być zastosowany;
- 4) z dodatków specjalnych, przeznaczonych przeważnie dla utworzenia tzw. przykrycia względnie topnika.

Skład chemiczny metali nowych, uprzednio przyrządzonych stopów, gasek o zadanym składzie, zapraw i dodatków specjalnych jest przeważnie znany odlewnikowi; natomiast często nie może on tego powiedzieć o stosowanych odpadkach i wiórkach, w czym tkwią poważne źródła trudności i zawodów odlewnika, który zawczasu nie pomyślał o ich rozklasyfikowaniu i segregacji.

Klasyfikacja taka powinna uwzględniać, w pierwszym rzędzie pochodzenie odpadków, co w wielu wypadkach pozwala już ustalić ich skład chemiczny. W razie pochodzenia tych odpadków z własnej produkcji, skład ich jest znany. O ile pochodzenie odpadków nie jest znane, należy ustalić ich skład chemiczny w drodze analitycznej, lub też przeprowadzić skróconą segregację na podstawie charakterystyk fizycznych (np. według koloru dla mosiądzów, charakteru złomu — dla żeliwa, twardości lub próby na zginanie dla stopów lekkich itp.). Istnieje polska próba klasyfikacji stopów miedzi i stopów lekkich, oraz ogólna klasyfikacja złomu żeliwnego.

W celu uniknięcia dużej ilości analiz chemicznych, co jest nie tylko kosztowne, lecz i wymagające dłuższego czasu, można po dokładnym przesortowaniu odpadków, przetopić je w gąski, ujednolicając w ten sposób skład chemiczny.

Z punktu widzenia stanu fizycznego, tj. wielkości i kształtu kawałków (i ich grubości), przeznaczonych do topienia, należy przy układaniu wsadu uwzględniać wpływ tych czynników na szybkość topienia i ewent. straty spowodowane utlenianiem się i zgarem ogólnym, mającym ścisły związek ze stanem fizycznym przetapianych kawałków materiału. Straty te należy rozpatrywać pod kątem zastosowanych metod topienia, o czym mowa będzie dalej. Ujednolicenie wielkości kawałków wsadu otrzymane być może przez odlanie gąsek z t. zw. „podziałką” lub w drodze mechanicznej, np. cięcie nożycami w wypadku metalu cagliwych (blachy, drut), lub rozbijanie pod kafarem metalu kruchych, jak żeliwo itp.

Przechodzimy do rozpatrzenia punktu B — warunków topienia. Wpływ ich na otrzymywany metal należy rozpatrzeć z trzech punktów widzenia: a) rodzaju pieca wzgl. sposobu ogrzewania pieca, b) atmosfery pieca wzgl. stosowanych topników i c) rodzaju wyprawy pieca lub tygla.

Czynniki wymienione pod b) i c) określają zewnętrzne warunki chemiczne lub inaczej mówiąc trzy fazy — gazową (atmosferę), płynną (przykrycia, topniki i żuże) i stałą (wyprawa czyli wykładzina na piecu), kontaktujące ze stopem płynnym i wchodzące z nim w reakcję. One warunkują w zależności od temperatury ewent. pogorszenie jakości metalu. Wybór tej lub innej atmosfery pieca i topników, uzależniony jest od rodzaju wyprawy pieca i odwrotnie, lecz są one uzależnione również od rodzaju pieca, tj. sposobu ogrzewania go.

Wiadomo nam, że istnieją dwie duże grupy pieców stosowanych w odlewniach: opalane paliwem stałym, płynnym lub gazowym i ogrzewane elektrycznością. W pierwszej grupie odróżniamy piece: szybkie, naczyniowe, płomiennie-topniskowe i tygłowe, zaś piece elektryczne dzielmy na: oporowe, łukowe i indukcyjne.

Przy wyborze pieca do celów przetapiania metali należy pamiętać o następujących momentach:

- 1) możliwości utrzymywania dokładnej temperatury,
- 2) szybkości przebiegów termicznych i
- 3) wpływie na płynny metal otaczającej atmosfery i ogniotrwałej wyprawy pieca.

Jeżeli pominiemy rozpatrywanie warunków topienia żeliwa, dla którego dotychczas żeliwiak jest prawie bezkonkurencyjnym, oraz staliwa, otrzymywanego w zależności od warunków produkcji, bądź z pieców płomiennie-topniskowych, bądź pieców łukowych, to w odniesieniu do topienia innych metali zasadnicze uwagi streścić możemy w kilku słowach.

Piece szybkie i naczyniowe są mało używane do tych celów, pomimo, że w ostatnich latach były próby ich stosowania do topienia brązów, przypuszczalnie jednak bez większego efektu. Piece łukowe, praktycznie nie powinny wchodzić w rachubę, jako mogące mieć zastosowanie tylko dla stopów bardzo trudno topliwych (pod łukiem tych pieców osiągamy temperaturę do 3700 C); pomimo tendencji tych pieców do nawęglania wsadu, używane są one przeważnie do produkcji stopo-

wych stali specjalnych. Piece płomiennie-topniskowe zalecane mogą być tylko w wypadkach, gdy wchodzi w grę duża ilość przetapianego metalu. Ujemną stroną ich jest samo założenie konstrukcyjne — powierzchnia metalu znajduje się w bezpośrednim kontakcie z produktami spalania, co jest niekorzystne dla jakości uzyskiwanego metalu.

Wobec powyższego można powiedzieć, że wybór przy topieniu metali nieżelaznych należy dokonywać pomiędzy trzema zasadniczymi grupami pieców, — tygłowymi, oporowymi i indukcyjnymi. W odniesieniu do tych ostatnich należy podkreślić jedną ich specjalną cechę — samorzutne ruchy płynnej kapele, które znacznie przyspieszają wymieszanie się płynnego metalu, zwiększając równocześnie szybkości reakcji, zachodzących pomiędzy metalem i otaczającą atmosferą.

Pomiędzy zasadniczymi czynnikami, z którymi należy się liczyć przy wyborze pieca, wskazać należy na t. zw. „przyspieszenie cieplne”, które niestety bardzo często nie jest brane pod uwagę, pomimo swojej doniosłości. Piece tygłowe, ogrzewane gazem o małej wartości opałowej, oraz piece elektryczne oporowe, mają dużą bezwładność i odznaczają się powolnym wzrostem temperatury, w przeciwieństwie np. do pieców ropowych, mających bardzo znaczne przyspieszenie cieplne. Jasnym jest, że z punktu widzenia uzyskania najkorzystniejszych warunków przetapiania, wskazanym jest przyspieszać szybkość przetapiania, to jest skracać czas topienia metalu, dzięki czemu nie tylko obniżają się ewentualne straty cieplne, spowodowane promieniowaniem i unoszeniem w produktach spalania (straty te są wprost proporcjonalne do czasu trwania topienia metalu) lecz również unikane są straty samego metalu, często dość znaczne, powstałe wskutek zwiększonego utleniania się (wrost zgaru) lub absorpcji znacznych ilości gazów przez metal.

Poza tym jest bardzo ważnym, ażeby zastosowane sposoby topienia dopuszczały możliwość dokładnej kontroli temperatur i umożliwiały należyte wymieszanie płynnej kapele.

Przejdźmy teraz do rozpatrzenia warunków topienia od strony atmosfery pieca wzgl. stosowanych topników.

Środowiska gazowe, czyli t. zw. fazę gazową, znajdującą się w bezpośrednim kontakcie z metalem, należy ocenić z dwóch punktów widzenia: 1) składu chemicznego i 2) ciśnienia. Eliminując metale szlachetne, które nie utleniają się przy normalnym ciśnieniu mamy do przeanalizowania trzy zasadnicze odmiany topienia: a) topienie bez zmiany składu chemicznego, b) topienie ze zmianami składu chemicznego, obniżającymi jakość przetapianego metalu (jest to najbardziej rozpowszechniony wypadek w odlewni) i c) topienie rafinujące czyli doczyszczające.

Topienie bez zmiany składu chemicznego dokonane być może np. w próżni, w środowisku gazu obojętnego, w środowisku znajdującym się w równowadze chemicznej i na koniec, pod ochronnym topnikiem. Topienie w próżni — w chwili obecnej określenie to obejmuje wytopy, prowadzone pod ciśnieniem od 0,01 — 0,1 mm przy

topieniu w małych piecach i 1—2 mm — w dużych, jak np. używane ostatnio do topienia stali niklowych i specjalnych o pojemności do 4 ton. O ile topienie w próżni wywiera dodatni wpływ na odlenianie i odgazowanie metalu, zresztą w stopniu bardzo różnym i zależnym od przetapianego metalu, nasuwa natomiast trudności, zwłaszcza przy próżniach rzędu $< 0,01$ mm, spowodowane utlenianiem się metalu na skutek gotowania się, dystylacji lub parowania wzgl. sublimowania jego. Ponieważ prężność pary metalu wzrasta wraz z temperaturą wg $\log p = -\frac{a}{T} + b$, topienie w dale-

ko posuniętej próżni możliwe jest tylko w wypadku określonego ograniczenia przekroju pieca, warunkującego niezbędne ciśnienie pary nad powierzchnią roztopionego metalu. W pewnych wypadkach uzyskuje się to przez wprowadzenie do pieca gazów obojętnych, zwłaszcza gazów rzadkich, w ilości dostatecznej do podniesienia ciśnienia o kilka mm. Przykładem topienia w środowisku gazów obojętnych jest topienie i odlewanie przerafinowanej miedzi w środowisku wodoru lub azotu, lub też manganu lub wapnia w środowisku argonu. Pamiętać jednak należy, że niektóre metale tworzą połączenia z całym szeregiem gazów lub też absorbują je w znacznych ilościach.

Tworzenie nad powierzchnią roztopionego metalu lokalnego ośrodka gazowego, zapobiegawczego, również ilustruje ten sam sposób topienia. Znać tak dobrze w praktyce warsztatowej pokryć roztopionego metalu dobrze wysuszonym i dokładnie wypalonym węglem drzewnym ma na celu utworzenie warstwy tlenku węgla, zabezpieczającego płynny metal przed utlenieniem się.

Przykład topienia w środowisku gazowym, znajdującym się w równowadze chemicznej, mamy w wypadku topienia stali w środowisku $\text{CO} + \text{CO}_2$ lub $\text{H}_2 + \text{CH}_4$, znajdujących się w ściśle ustalonym stosunku, uzależnionym od temperatury i zawartości węgla w metalu. Niezachowanie jednego z czynników równowagi powoduje nawęglanie lub odwęglanie wsadu.

Na koniec, jako czwartą odmianę topienia bez zmian składu chemicznego, wymieniliśmy topienie pod ochronnym topnikiem. Praktycznie topniki takie powinny być nieprzepuszczalne dla gazów, znajdujących się w otaczającym środowisku. W przeciwnym bowiem wypadku następuje naruszenie równowagi chemicznej zarówno ze środowiskiem otoczenia, jak i metalem, a tym samym prowokuje się reakcję między tymi dwiema fazami. Prowadzi to w niektórych wypadkach do zastosowania dość grubej warstwy topników. Przykładem może być topienie magnezu wg metody *Dow Chemical Co.* pod warstwą mieszaniny 60% $\text{MgCl} + 40\%$ KCl lub NaCl .

Ilość dodawanego topnika ochronnego sięga 45 — 50% wagi przetapianego metalu i służy do ochrony metalu nie tylko od utleniania się, lecz i od ewentualnego działania na niego ścianek tygla.

Topienie metalu ze zmianami składu chemicznego, obniżającym jakość metalu, jest pospolitym codziennym topieniem w odlewni, kiedy metal to-

pimy w środowisku, stworzonym przez otaczające powietrze lub gazy spalinowe. Występuje wówczas utlenianie metalu, czasem naazotowanie jego (wypadki topienia Mg , Ca ...) z równoczesną mniejszą lub większą absorpcją gazów w ogóle. Należy przy tym wspomnieć, że obecność małych ilości niektórych połączeń chemicznych, rozpadających się w wysokiej temperaturze w obecności metalu, jak na przykład pary wodnej lub gazu amonowego, zwiększają jeszcze bardziej zjawisko absorpcji gazów, ponieważ w grę wchodzi wysoko aktywne produkty ich rozpadu, jak H_2 i NO_2 . Występują więc niekorzystne zmiany składu chemicznego, których natężenie wahać się może w szerokich granicach w zależności od przetapianych metali i stanu fizycznego otrzymywanych produktów reakcji. Powyższych zjawisk uogólnić nie należy, ani też uważać je za występujące stale ze szkodą dla przetapianego metalu. Często się zdarza, że przy pomocy powtórnego przetapiania doczyszczają się metal, tak samo jak utleniające topienie metalu często znajduje zastosowanie również w celu rafinowania, jak na przykład ma to miejsce w wypadku Cu lub Fe . Sposób ten znajduje również zastosowanie i w odlewniach przy wylimnowaniu zanieczyszczeń Al i Fe w stopach cynowych.

Trzecią odmianą jest przetapianie rafinujące czyli doczyszczające — oparte o podstawowe procesy znane z chemii: dekantację czyli osadzanie, koagulację, sączenie i ekstrakcję.

Zilustrowane przykładami łatwiej pozostaną w pamięci. Przykładami dekantacji mogą być: wytrzymywanie płynnej surówki w mieszalniku, które prowadzi do wydzielenia siarczków manganu, zlewanie zanieczyszczeń w postaci krzemianów po stopieniu w tyglu żelaza lub miękkiej stali, które zgromadzą się na powierzchni płynnego metalu lub oczyszczenie cyny wzgl. stopów łożyskowych, zanieczyszczonych związkami FeSn_2 wskutek przetapiania w żelaznych tyglach, drogą osadzenia tego związku; jest to możliwe dlatego, że FeSn_2 posiada węższy ciężar właściwy od przetapianych stopów; tą drogą możliwe jest oczyszczenie stopu do zawartości Fe do ok. 0,1%.

Przykładem procesu koagulacji jest dodawanie do stopionego magnezu mieszaniny MgF_2 , BaCl_2 itp., która posiadając większy od metalu ciężar właściwy, spada na dno tygla powoli, pociągając za sobą inne wtrącenia i zanieczyszczenia. Działanie tych soli jest identyczne z działaniem albuminy, używanej do klarowania win początkowo mętnych.

O ile sączenie metalu w procesach przemysłowych stosowane jest rzadko (jako przykład podamy sączenie rtęci przez irche — rodzaj zamszu) o tyle czwarta metoda — ekstrakcji lub absorpcji przez topniki i żużle jest bardzo rozpowszechniona w metalurgii przy wytapianiu żeliwa, stali, miedz i itp. Cały przebieg świeżenia przy wytapianiu w piecach martenowskich lub elektrycznych oparty jest na zastosowaniu żużli, umożliwiających używanie do wsadu najrozmaitszych odpadków i odpowiednie oczyszczenie metalu za pomocą reakcji z żużlem. Zastosowanie węgla sodowe-

go pozwala na szybkie odsiarczanie żeliwa — jest to drugi przykład zastosowania reakcji ekstrakcji.

Istnieje więc cały szereg metod, uniemożliwiających pomyślnie rozwiązanie zadań stawianych metalurgowi i winę za nieuzyskanie odpowiedniego metalu w wyniku topienia, często przypisać należy zastosowaniu nieodpowiedniej metody postępowania, nie mówiąc już o ewentualnych błędach przy jej praktycznej realizacji.

Pozostaje nam jeszcze do rozpatrzenia wpływ rodzaju wyprawy pieca lub tygla na warunki topienia.

Materiały ogniotrwałe używane do wyrobu naczyń do topienia metali (tygły, topiska i sklepienia pieców, wykładzina itp.) przeważnie są tlenkami Si, Al, Mg, Cr, Be, lub krzemianami, wykonane są z grafitu lub węglików a czasami z metalu, jak tygły żeliwne itp. Naczynia, w których odbywa się topienie metalu, reagują z metalem w nim znajdującym się, z powstającymi w czasie topienia tlenkami metalicznymi, jak również z żużlem i topnikami. W zależności od rodzaju materiału następuje zahamowanie lub też przyspieszenie przebiegów, wpływających szkodliwie na przetapiany metal. Rozważanie wszystkich mogących zachodzić reakcji stanowi duże zagadnienie metalurgiczno-chemiczne, któremu tu miejsca poświęcić nie możemy. Ogólnie — należy pamiętać, że reakcje te są uzależnione przede wszystkim od temperatury i ciśnienia oraz od natury chemicznej użytego materiału, bowiem mogą one być zasadowe, kwaśne, nawęglające, utleniające i redukcyjne.

Materiały zasadowe stosować należy dla metali dających zasadowe tlenki oraz w wypadkach żużli i topników zasadowych. Są to tlenki Mg, Be (za wyjątkiem węglików) oraz tlenki Cr (obojętne).

Materiały kwaśne stosować należy dla metali dających tlenki kwaśne. Są to tlenki Si (za wyjątkiem żużli fluorowych), Al, Zr (za wyjątkiem dla Si), również można używać w tych wypadkach tlenki Cr i krzemiany Al (obojętne).

Materiały obojętne, jak tlenki Cr, krzemiany Al i Mg, jako silnie odporne chemicznie, mogą być z powodzeniem stosowane w obydwóch wypadkach.

Materiały nawęglające i utleniające się (utleniają się na powietrzu przy wysokiej temperaturze, jak np. grafit przy 1650 C i karborundum przy 1700 C) są dosyć odporne na działanie tlenków, powstających w stanie stałym, redukują natomiast tlenki w stanie ciekłym (jak np. Cu, Fe, Ni). Karborundum oddziaływa równocześnie nawęglając i nakrzemiacząc, reaguje nie tylko z tlenkami łatwiej redukującymi się, lecz także i z metalami trudno topliwymi, jak Fe, Cr, Co, Pt itp.

Naczynia żelazne mogą być używane dla metali niskotopliwych i nie tworzących z nim stopów, a więc takich jak Na, Pb, Mg. Dla Sn, która tworzy stopy z żelazem, mogą być stosowane naczynia żeliwne, pod warunkiem wykonania ich z żeliwa miękkiego, zawierającego duże płyty grafitowe, które przeciwstawiają się przenikaniu metalu w głąb ścianek naczynia.

W razie stwierdzenia zanieczyszczenia metalu podczas przetapiania, co pociąga zwykle spadek

jego własności mechanicznych, nie należy zapominać o wpływie chemicznym materiału z którego wykonany jest zbiornik metalu (topisko) lub tygla. Naprz. powtórne przetapianie cyny i metali żelazkowych daje metal kruchy, t. zw. „palony” co dawniej tłumaczono utlenianiem się metalu; dziś stwierdzonym zostało, że zjawisko to występuje na skutek tworzenia się związków $FeSn_2$, powstających przez oddziaływanie żelaznych naczyń, w których odbywało się topienie, na metal w nich zawarty.

Proces topienia metalu wysuwa szereg zagadnień, dotyczących jego własności kalorycznych (ciepłoteczniczych), fizycznych i chemicznych.

Własności ciepłotecznicze metalu, jak ciepło właściwe i utracone ciepło topienia, stanowią o doborze pieca z punktu widzenia osiągalnej szybkości topienia, o czym już mówiliśmy wyżej.

Rozważania stałych fizycznych danego metalu w temperaturze topienia θ_t i temperaturze wrzenia θ_w oraz własności chemicznych w wysokich temperaturach doprowadza do ustalenia pojęcia zakresu przegrzania płynnego metalu, t. j. ustalenia zakresu temperatur $\theta_g - \theta_d$ dla każdego metalu lub stopu i określonych warunków topienia. Jest to zakres, który należy zachowywać przy topieniu danego stopu, o ile chcemy osiągnąć najkorzystniejsze rezultaty przy jego przetapianiu. Dolna granica tego zakresu, temperatura θ_d oznaczana jest z wielką dokładnością i nieomylnie, jako temperatura topliwości danego metalu. Górna granica θ_g , zwana inaczej temperaturą przegrzania metalu, jest funkcją szeregu zjawisk i oznaczona jest z dokładnością dużo mniejszą, zwłaszcza, że granica ta zmienia się w zależności od wielu czynników. Czynniki te są trojakiej natury:

- fizycznej — punkty wrzenia i parowania,
- chemicznej — zależne przeważnie od skutku działania gazów, tworzących środowisko otaczające metal (N_2 , H_2 , CO itp.), oraz działaniem metalu na ścianki naczynia w którym odbywa się topienie, na topniki i na pokrycia ochronne,
- krystalizacyjne — powodującej w niektórych wypadkach możliwość całkowitego zaniku ośrodków krystalizacji, występującej szczególnie wyraźnie przy przegrzaniu metalu, stopień którego wpływa na wielkość otrzymanych kryształów.

Chwilę poświęćmy tym wnioskom, jakie można wyciągnąć ze zjawisk wrzenia, utleniania się i absorpcji gazów przez materiał.

Przede wszystkim jest jasnym, że temperatura wrzenia θ_w we wszystkich wypadkach stanowi górną granicę temperatury dopuszczalnej $< \theta_g < \theta_w$ w każdych warunkach topienia. Zakres temperatur wrzenia i topienia metalu $\theta_w - \theta_d$ w większości wypadków jest tym szerszy, im bardziej metal jest trudno topliwy. Parowanie następuje zwykle przed wrzeniem, ograniczając tym samym możliwość zbytowego przegrzania płynnego metalu. Na ogół jednak zakres temperatur topliwości metali leży w dość wąskich granicach, a to na skutek zjawiska chemicznego zaatakowania metalu i zmian jego składu chemicznego. Ostatnie jest ści-

śle związane z utlenianiem się metalu i absorbcją gazów przez niego.

Załóżmy, że α wyraża stopień pogorszenia metalu, bądź przez zwiększenie zawartości tlenków lub zaabsorbowanych zanieczyszczeń, albo też przez ilościową stratę jednego ze składników, czy też przez pewne obniżenie własności odlewniczych, mechanicznych itp.

Z drugiej strony, wiadomo nam, że stopień obniżenia własności metalu, występujący na skutek zmiany składu chemicznego jest funkcją temperatury płynnego metalu θ , czasu topienia t i powierzchni S , znajdujących się w bezpośrednim kontakcie z otaczającą atmosferą. Możemy więc napisać

$$\alpha = f(\theta, t, S).$$

Pogorszenie własności metalu wskutek przetapiania praktycznie możliwe do przyjęcia, zależy nie tylko od ilości zanieczyszczeń, dopuszczalnych dla danego stopu, lecz też, w wypadku seryjnej produkcji, zużywającej własne odpadki, od stosunku wagi wsadu do wagi odlewów z niego uzyskanych i od procentu odpadków powstałych z topienia poprzedniego dodawanych do następnego. Zagadnienie to było badane przez *R. de Fleury* który doszedł do godnego uwagi wniosku, iż spadek wszystkich własności metalu nie zależy od stanu wyjściowego metalu i występuje z jednakowym natężeniem przy każdym powtórnym przetapianiu. Ponieważ na stosunek wagi wsadu do wagi odlewów z niego uzyskanych duży wpływ wywiera metoda fabrykacji, t. j. układ systemu wlewowego i zastosowanych nadlewów, wnioskujemy, że istnieje związek między stopniem obniżenia się własności metalu na skutek przetapiania, ilością przetopów, metodami fabrykacji i charakterystyką graniczną, minimalną własność metalu po przetopieniu; więc, znając warunki topienia, a szczególnie czas topienia, ustalić możemy dopuszczalną górną granicę przegrzania θ_g . *Prof. A. Portevin* we wspomnianym wyżej referacie, wprowadza nawet matematyczny wzór tej zależności.

Zjawisko utleniania się metali w stanie płynnym, posłużyło za temat pracy *prof. Krupkowskiego* i *inż. Balickiego* którzy wykazali, że stan fizyczny utlenionej warstewki powierzchniowej, odgrywa taką samą poważną rolę w wypadku metalu ciekłego, jak i skrzepniętego. Szybkość płynnego utleniania się na powietrzu i w warunkach izotermicznych jest mała i stała, o ile w wyniku takiej reakcji otrzymywane są tlenki w stanie stałym i nierozpuszczalnym; wyraża się ono równaniem: $W = \sqrt{k} \cdot t$. Przy tworzeniu się tlenków rozpuszczalnych, lecz płynnych, szybkość ta znacznie wzrasta i odpowiada równaniu $W = K \cdot t$; o ile topienie odbywa się bez stałego dopływu powietrza (np. w wąskich i głębokich tyglach), tlen z powietrza zostaje absorbowany przez metal z szybkością normowaną przez jego zdolność dyfundowania w otaczającym powietrzu.

Ponieważ tlenki stałe, nierozpuszczalne, chronią metal przed utlenianiem się, zarówno podczas topienia, jak i podczas odlewania, mamy wskazówkę o korzyści stosowania niedużych dodatków

składników, tworzących tlenki tego rodzaju (Al, Si, P, ...).

Raptowny wzrost szybkości utleniania się metalu obserwujemy natomiast w chwili, gdy tlenki nierozpuszczalne przechodzą w stan płynny, to znaczy w chwili, gdy temperatura stanu równowagi dwóch faz płynnych tlenki-metal — zostaje przekroczona (np. $\text{Cu}_2\text{O} - \text{Cu}$ przy ca. 1200 C, $\text{FeO} - \text{Fe}$ przy θ ca. 1515 C itp.).

Wiadomości nasze o absorbcji gazów przez metale są zaawansowane bardzo mało. O ile różni badacze wskazali nam na zależność rozpuszczalności tlenków w funkcji temperatury, o tyle mało znane są nam czynniki, wpływające na szybkość absorbcji. Przypuszczalnie jest ona również uzależniona od temperatury i postępuje w myśl praw analogicznych do rządzących szybkością utleniania, przy czym nie małą rolę odgrywa stan atomowy gazów. Rzeczywiście, obecność pary wodnej lub amoniaku znacznie potęguje zdolność absorbcji H_2 lub N_2 przez różne metale (Al, Fe...).

Z drugiej strony, z punktu widzenia szybkości absorbcji gazów jest bardzo ważnym nie przekraczać pewnych temperatur (np. 900 C dla Al o ile w grę wchodzić może H_2 itp.). Istnieje więc i od tej strony ograniczenie górnej granicy θ_g dopuszczalnego przegrzania metalu.

A więc, z trzech punktów widzenia: wrzenia wzgl. parowania, utleniania się i absorbcji gazu, istnieje górna granica wartości θ_g do której można doprowadzić temperaturę roztopionego metalu. Temperatura ta nie jest jednak zależna tylko od rodzaju stopu, lecz także i od wszystkich warunków topienia, metod fabrykacyjnych, przyjętych w odlewni i od przewidywanego dalszego zastosowania odlewu.

Jasnym jest, że dla wartości θ_g należy dobrać najniższą granicę temperatury, odpowiadającą optimum tych licznych parametrów z którymi zapoznaliśmy się, ustalając ją jako granicę dopuszczalną przegrzania metalu. Zakres temperatur przegrzania może być w niektórych wypadkach bardzo ograniczony, jednak nie należy zapominać, że przez zmianę otaczającej atmosfery, ciśnienia, kształtu naczynia, a szczególnie, przez zastosowanie ochronnej warstwy topnika, można w znacznym stopniu regulować górną granicę dopuszczalnego przegrzania θ_g .

Rozważyliśmy dotychczas wypadek, gdy $\alpha > 0$, t. j. gdy jakość stopu wskutek chemicznego zaatakowania go obniża się. Można jednak, jak o tym już zresztą wspominaliśmy, zrealizować warunki topienia wykluczające obniżenie się jakości stopu ($\alpha = 0$), a nawet doczyszczające metal ($\alpha < 0$).

W każdym razie, w warunkach normalnego topienia w odlewniach (topienie na powietrzu lub w atmosferze gazów spalniczych i przy normalnym ciśnieniu), zakres dopuszczalnego przegrzania $\theta_g - \theta_d$ jest bardzo różny w zależności od przetapianego metalu; spada od zera dla niektórych i odwrotnie jest bardzo duży dla innych (na przykład dla Sn). Zakres ten może być rozszerzony w górę, o ile po stopieniu metalu, przed jego odlewem do formy zostanie przeprowadzona rafinacja.

W odniesieniu do ostatniej, ograniczymy się przypomnieniem, że przeprowadza się ją za pomocą pewnych dodatków (utleniających, odtleniających lub rozdrabniających ziarno), przez działanie topników i mieszanie metalu, przepuszczanie przez metal gazów, odstawienie się metalu, dekantację i t. d. Czasami przeprowadzamy pewne czynności poprzedzające wytop, jak np. wstępne topienie odgazowujące przy zmniejszonym ciśnieniu, wolne stygnięcie z następującym potem szybkim stopniem metalu i t. d. Wylczyliśmy te sposoby tylko gwoździem, że przy ich pomocy można wywierać pośredni wpływ na zakres dopuszczalnego przegrzania metalu.

Na zakończenie rozpatrzmy warunki topienia i fabrykacji stopów przemysłowych.

Poza kilkoma nielicznymi wyjątkami, stopy przemysłowe używane obecnie, zawierają zwykle pomiędzy swoimi składnikami jeden składnik domnujący, którego ilość w stopie przewyższa wszystkie inne razem wzięte, przekraczając 50%, a nawet często i 90% całości. Podług tego właśnie składnika klasyfikuje się stopy, jak np. stopy miedzi, stopy aluminium itd. Metal ten nazywamy składnikiem głównym, zaś inne składniki — składnikami dodatkowymi.

Składniki dodatkowe podzielone mogą być na pięć grup, a mianowicie:

1) tworzące lub konstytucyjne, t. j. takie, których obecność w danym stopie wiąże się z samym pojęciem tego stopu; przykładem służyć może cyna w brązach, krzem w siluminie i t. p.,

2) wyrównawcze i kompensacyjne, przeznaczone do uzupełnienia strat spowodowanych przez zgar metalu, jego sublimację i t. p., wprowadzanych często w postaci gotowych stopów przejściowych (tzw. zapraw); przykładem może być Si w żelazie, Zn w mosiadcach itp. Widzimy, że w niektórych wypadkach jeden i ten sam składnik może być i składnikiem tworzącym i wyrównawczym, zależnie od tego w jakim okresie topienia zostaje wprowadzony do stopu i jaki jest cel jego wprowadzenia,

3) rafinacyjne t. j. mające na celu usunięcie niektórych zanieczyszczeń lub złagodzenia ich szkodliwego działania (tlen, azot, siarka...). Są to dodatki odtleniające, odsiarczające i t. p.,

4) ochronne t. j. mające na celu zabezpieczenie metalu przed wpływem atmosferycznym podczas topienia wzgl. lanania. Są to np. Ca i Zr dla Mg, F dla Cu i t. p.

5) modyfikujące, najczęściej rozdrabniające ziarno, jak np. Na dla siluminu. Składniki te mogą być w niektórych wypadkach konieczne, jako następstwo dodatków poprzednich; np. Zr wpływa na rozrost ziarna Mg, które następnie należy zmniejszyć i t. p.

Zagadnienie dodatków powinno być rozpatrywane z dwóch punktów widzenia: A) sposobu wprowadzenia różnych składników stopowych i B) kolejności dodawania lub ładowania tych składników do pecza.

W odniesieniu do punktu pierwszego należy rozpatrywać go, tak od strony a) postaci dodawanych składników, jak i b) kształtu i wymiaru ich.

Postać w jakiej dodawane są składniki dodatkowe jest w praktyce wasztatowej różna. Mogą one być wprowadzane przez zastosowanie wsadu złożonego z metalu głównego i składników dodatkowych w postaci nowych metali, lub też w postaci dodatków do wsadu, złożonego z gotowych już stopów, bądź odpadków i zwrotów własnej produkcji, lub, na koniec, z uprzednio sporządzonych bloków o dokładnie znanym składzie chemicznym. Jako metodę najczęściej spotykaną w praktyce, mamy sposób ułożenia wsadu w części z metalu nowych, a w części gotowych już stopów o określonym składzie chemicznym. Wypadek pierwszy jest punktem wyjścia dla każdej produkcji.

Przy rozpatrzeniu zagadnienia od strony b) t. j. kształtu i wielkości wprowadzanych składników, również powinniśmy odróżniać dwie jego strony, rozważanie jednoczesne których doprowadza czasem do sprzecznych wniosków.

Szybkość stapiania dodatków nakazuje ich rozdrobnienie w celu zmniejszenia ich grubości i zwiększenia powierzchni reagującej. Natomiast korozja atmosferyczna, wzrastająca wraz ze zwiększeniem powierzchni nakazuje używanie większych kawałków, a nawet brykietowanie w órow, drutów, otoczków itp., lub łączenie ich specjalnym cementem. Stosuje się to szczególnie w wypadku metali łatwo utleniających się.

Zjawiska podobne omawianym powstają przy mieszaniu płynnego metalu, wspominamy więc o roli tak jego mieszanina.

Mieszanie wywołuje z jednej strony dodatni wpływ, gdyż powoduje ujednorodnienie metalu, tak pod względem cieplnym, (usunięcie przegrzań miejscowych), jak i chemicznym, ułatwiając jednocześnie ujście gazów rozpuszczonych w metalu. Ujemny zaś wpływ mieszania wyraża się trudnościami usunięcia nierozpuszczalnych zanieczyszczeń (wtrąceń) drogą dekantacji i zwiększoną możliwością pogorszenia jakości metalu wskutek zwiększenia powierzchni kontaktowej z atmosferą otaczającą (fazą gazową), ze ściankami naczyń (fazą stałą) i z żużłem i topnikami (fazą płynną). Trudno zresztą oddzielić działania tych trzech faz niemetalicznych na fazę metalu płynnego, ponieważ ich wpływ jest jednoczesny i wzajemnie zazębiający się.

Z pomiędzy licznych czynników i właściwości, wchodzących w grę w czasie topienia lub sporządzania stopów, liczyć się musimy z ośmiu następującymi:

1) wzajemny stosunek poszczególnych składników (skład chemiczny),

2) względny ciężar właściwy poszczególnych składników,

3) ciepło związku i ciepło reakcji,

4) topliwość i zdolność tworzenia mieszanin w stanie płynnym,

5) lotność,

6) zdolność do zmieniania składu chemicznego, a szczególnie utleniania się,

7) zdolność do absorpcji gazów,

8) szybkość wzajemnego rozpuszczania się.

Punkty 4, 5, 6 i 7 stanowią o zakresie dopuszczalnego przegrzania metalu, zarówno w odniesieniu do stopu, jak i do jego składników.

Rozpatrzmy teraz sposoby sporządzania stopów. Oznaczmy przez *A* — metal główny, przez *B* — jeden z metali lub pierwiastków stopowych. Zapoznanie się z literaturą odlewnictwa praktycznego, wzgl. informacje zebrane bezpośrednio od odlewników-praktyków w kwestii kolejności w jakiej należy wprowadzać dodatki stopowe, nie pozwalają wyciągnąć żadnych ogólnych wniosków, gdyż zalecenia poszczególnych autorów lub praktyków często są sprzeczne ze sobą. Nie jest ustalone niezbicie, czy należy najpierw topić metal łatwotopliwy, czy też odwrotnie — trudnotopliwy. Jedyną jednomyślną wskazówką dotyczy wprowadzenia jako ostatniego dodatku stopowego składnika najbardziej lotnego i najłatwiej ulegającego utlenieniu.

W tych warunkach przyjmujemy, jako zasadniczy punkt wyjściowy ten, który wydaje się najbardziej prosty w praktyce przemysłowej; uważamy, że należy najpierw topić metal główny i wprowadzać dodatki wg obniżających się temperatur topliwości i zakresów dopuszczalnego przegrzania. Tak np. przy produkcji brązu topi się najpierw Cu, a następnie dodaje się do niej Sn; natomiast przy sporządzaniu stopu łożyskowego Sn-Cu, bogatego w Sn, najpierw topi się Sn i do niego dodaje się miedź.

Mówiąc dalej o „biegu pieca o niezmiennym przegrzaniu i dodatkach w stanie stałym”, rozumieć będziemy, że zachodzące zmiany temperatur spowodowane są głównie oziębiającym działaniem dodatków, wprowadzonych do płynnego metalu, za wyjątkiem, ma się rozumieć, procesów egzotermicznych.

Istnieją dwa najbardziej proste wypadki dopuszczające ten sposób topienia, który nazwaliśmy „biegiem pieca o niezmiennym przegrzaniu i dodatkach w stanie stałym”:

I. — przetapianie gasek standartowych, posiadających poszukiwany ostatecznie skład stopu, i

II. — przetapianie wsadów złożonych z nowych metali i stopów, tak dobranych, że posiadają one zgodne zakresy topienia i przegrzania. Przypominamy, że zastosowanie odpowiednich topników i właściwej szybkości topienia, pozwala w niektórych wypadkach na znaczne rozszerzenie wspólnych zakresów.

Wszystkie inne wypadki należy podciągnąć lub starać się zbliżyć jak najbardziej do tych dwóch. Zrealizować to można przez:

a) zastosowanie wstępnego topienia i odlewania gasek o ujednoliconym składzie chemicznym,

b) dobieranie stopów przejściowych (zapraw) takich, ażeby miały one zgodne zakresy przegrzania z resztą metalu wsadowego (czystych metali i stopów).

Zdawałoby się na pierwszy rzut oka, że takie postępowanie jeszcze bardziej utrudnia pracę w odlewni; rzeczywiście — należy uprzednio przed właściwym topieniem dla odlewu, sporządzać odpowiednie stopy, odlewać gąski o oznaczonym

składzie chemicznym i przygotowywać właściwe stopy przejściowe. Aczkolwiek, istotnie istnieją w tym wypadku pewne trudności wstępne, jednak później właściwy odlew nie napotyka na trudności od strony materii.

W celu zmniejszenia trudności organizacyjnych i komplikacji pracy w odlewni, wskazane jest przekazywanie wykonania gasek o określonym składzie chemicznym (t. zw. standartowych) oraz stopów przejściowych specjalnym odlewniom, gdzie mogą być one wykonane pod nadzorem fachowców.

Przy wyborze stopu przejściowego, mającego na celu ułatwienie wprowadzenia do stopu pierwiastka *M*, należy pamiętać, że stop taki powinien:

- 1) posiadać punkt topliwości i zakres przegrzania zgodny z metalem głównym,
- 2) być chemicznie jednorodnym, a więc możliwe eutektycznym i odlanym w cienkie płytki,
- 3) posiadać wystarczającą zawartość *M*, aby ilość dodawanej zaprawy nie była zbyt duża,
- 4) posiadać wystarczająco stały skład chemiczny,
- 5) posiadać, o ile możliwości, skład chemiczny odpowiadający prostym stosunkom (1:2, 1:3, 1:4, 1:5, 1:10 i t.p.) w odniesieniu do przewidzianego zgaru pierwiastków, aby w ten sposób ułatwić obliczenie wsadu i wprowadzenie dodatku,
- 6) być łatwo podzielny dla ułatwienia dostosowania wagi ilości dodawanej. Osiąga się to przez odlanie podzielnych gasek, precyków, łatwo przecinanych na nożycach, lub też niewielkich kawałków. Można również fabrykować stopy kruche, łatwo rozpadające się od uderzenia młotkiem (ostatnie kieruje naszą uwagę na stopy o charakterze niemetalicznym).

Warunki powyższe zwykle są realizowane w drodze sporządzania stopów podwójnych, potrójnych lub złożonych, zawierających pierwiastek *M*.

Znajomość wykresów termicznych jest punktem wyjściowym i warunkiem podstawowym powodzenia fabrykacji. Nie należy również zapominać o tej roli, jaką odgrywają często niektóre zanieczyszczenia lub pierwiastki, wpływające na płynność i rozpuszczalność, jak np. C w żelazo-stopach. Jeden i ten sam pierwiastek, np. łatwotopliwy fosfor lub trudnotopliwy krzem dostarczane mogą być do odlewni w postaci stopów o różnej płynności, w zależności od zastosowanego metalu głównego; np. fosfor z cyną, cynkiem, miedzią i t. d., krzem z aluminium, miedzią, niklem, żelazem i t. p.

Przy produkcji zapraw mają zastosowanie wszystkie metody fabrykacji stopów, a nawet te, które w warunkach odlewni uważane są za bardzo skomplikowane lub rzadko używane.

Zakres dopuszczalnego przegrzania może być znacznie poszerzony przez zastosowanie topienia w specjalnej atmosferze, w próżni i t. p.

Warunki odpowiednio dobrane pozwalają na przedłużenie czasu przegrzewania i ułatwiają całkowite rozpuszczanie się poszczególnych pierwiastków. Można posługiwać się również specjalnymi sposobami, jak np. mieszanym metalem uprzednio roztopionym, topieniem w temperaturach, zmieniających się podczas topienia i t. p.

Używane są też sposoby sporządzania stopów nie tylko przez topienie, lecz i w stanie stałym, np. przez cementację, przez prasowanie i spiekanie, lub przy pomocy elektrolitycznego osadzania, przez alumotermię, silikotermię (tp., wzgl. przez redukcję soli, np. chlorków przy pomocy metali takich, jak Al (fabrykację zapraw aluminiowych z dodatkiem Co, Mo, Ti, i t. p.). Mówiąc ogólnie mogą być zastosowane wszystkie metody znane przy wyodrębnianiu pierwiastków.

Stopy pomocnicze mają coraz szersze zastosowanie w odlewniach stalwa, miedzi, aluminium, niklu i t. d.

Zasadniczo wszystkie te tak różne odlewnie,

zachowują najczęściej następujący porządek ładowania wsadu lub wprowadzania dodatków:

1. metal główny lub stop podstawowy,
2. stop przejściowy t. j. zaprawa,
3. pierwiastki lotne i dodatki końcowe.

Ostatnie dodaje się przed odlewaniem, za wyjątkiem tego wypadku, gdy metal przed odlewem powinien być uspokojony wzgl. oczyszczony przez dekantację.

Nie mówimy o sposobie wprowadzenia topników i o roli żużli, ponieważ jest to zagadnienie w całym znaczeniu tego wyrazu zagadnieniem metalurgicznym.

Wyżarzanie białego żeliwa ciągliwego w atmosferach gazowych

Inż. JERZY PIASKÓWSKI

1. Wprowadzenie.

Wyżarzanie białego żeliwa ciągliwego w atmosferach gazowych nie jest pomysłem nowym, gdyż już w 1897 r. udzielono patentu na odwęglanie żeliwa w dwutlenku węgla, zaznaczając, że proces ten pozwala na skrócenie czasu wyżarzania, zmniejszenie robocizny i ilości surowców w stosunku do procesu wyżarzania w rudzie. Wyżarzanie miało przebiegać w muflach, do których dodawano pewne ilości powietrza. Jednak metoda ta prawdopodobnie nie znalazła praktycznego zastosowania ze względu na brak urządzeń do kontroli atmosfery.

Pierwsze badania w tym kierunku wykonali H. Becker (1) i R. Stotz; zaś F. Wiist (2) uzyskał patent w 1908 r. na wyżarzanie w mieszkankach gazowych. W czasie ostatniej wojny w 1941 r. podjęto nowe próby w Anglii, których wyniki podane są poniżej. Doprowadziły one do praktycznego zastosowania wyżarzania białego żeliwa w mieszkankach gazowych.

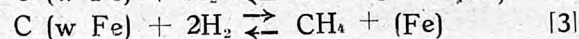
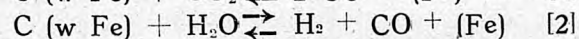
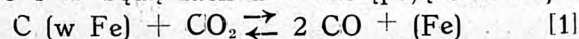
2. Fizyko-chemiczne podstawy procesu.

Zasadniczym celem przy wyżarzaniu białego żeliwa ciągliwego jest odwęglanie przynajmniej na pewną głębokość i usunięcie ze struktury wolnego cementytu. Wyżarzanie to przeprowadza się zwykle w atmosferze rudy żelaznej lub zendry, a więc w atmosferze utleniającej — wykazano jednak, że zasadniczą rolę grają i w tym wypadku gazy, jakie powstają w garnku podczas wyżarzania. Rudę żelazną można więc zastąpić utleniającą mieszkanką gazową; mieszkanka taka musi zawierać jakiś gaz utleniający np. CO₂ lub H₂O (odwęglające działanie wodoru według reakcji $C + 2H_2 \rightleftharpoons CH_4$ ma bardzo niewielkie możliwości) oraz obojętne jak CO (w tych warunkach), H₂ i azot, pomijając niewielkie ilości węglowodorów jak CH₄ lub gazów atmosferycznych rzadkich.

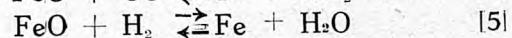
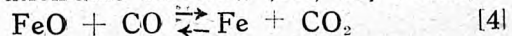
Ważnym ograniczeniem tego składu jest fakt, że odlewy nie mogą ulegać utlenianiu, czyli: mieszkanka powinna być odwęglająca t. zn. utleniają-

ca na tyle, aby możliwie szybko odwęglać bez powodowania utleniania żelaza.

W wypadku istnienia w mieszkance CO₂, CO, H₂O i H₂ będą zachodzić następujące reakcje:



Reakcje te powinny zachodzić w kierunku odwęglania, t. zn. na prawo. Warunkiem, aby nie nastąpiło utlenianie odlewów jest, aby reakcje:



zachodziły także na prawo.

Zgodnie z prawem działania mas otrzymujemy wzory na stałe równowagi dla tych reakcji:

$$K = \frac{[CO]^2}{[C][CO_2]} \quad \text{dla [1]}$$

$$K = \frac{[H_2][CO]}{[C][H_2O]} \quad \text{„ [2]}$$

$$K = \frac{[CH_4]}{[C][H_2]^2} \quad \text{„ [3]}$$

$$K = \frac{[Fe][CO_2]}{[FeO][CO]} \quad \text{„ [4]}$$

$$K = \frac{[Fe][H_2O]}{[FeO][H_2]} \quad \text{„ [5]}$$

gdzie nawias [] oznacza koncentrację składnika t. zn. ilość cząstek w jednostce objętości — dla gazów ciśnienie cząstkowe jest proporcjonalne do ilości cząstek w jednostce objętości, a więc może wyrażać koncentrację.

Gdy koncentracja ciała stałego pozostaje prawie stałą, wtedy stała równowagi odpowiada stosunkowi ciśnień cząstkowych gazów biorących udział w reakcji np.

$$\text{dla równania [1]} \quad K = \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}}$$

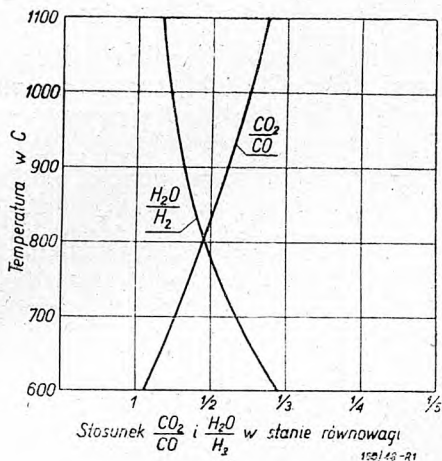
dla równania [2] $K = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO}}{P_{H_2O}}$

dla równania [4] $K = \frac{P_{CO_2}}{P_{CO}}$

dla równania [5] $K = \frac{P_{H_2O}}{P_{H_2}}$

Wartość stałej równowagi K zmieniają się z temperaturą. Rys. 1 przedstawia zmianę stosunków

$\frac{CO_2}{CO}$ i $\frac{H_2O}{H_2}$ z temperaturą.



Rys. 1. Zależność wartości stosunków $\frac{CO_2}{CO}$ i $\frac{H_2O}{H_2}$ w stanie równowagi od temperatury.

Jak z tego widać, przy temperaturze wyżarzania 1050 C, którą naogół wymienia się przy procesie wyżarzania w atmosferach gazowych — wartości dla K są następujące:

dla równania [4] $K = 0,370$

dla równania [5] $K = 0,695$

Reakcje te ograniczają nam zawartość składników utleniających mieszanki; stąd:

$CO_2 \text{ max} = 0,370 \cdot CO$

co w czystej mieszance CO_2 i CO odpowiada 27% CO_2 i 73% CO

$H_2O \text{ max} = 0,695 \cdot H_2$

Należy tu zaznaczyć, że nie zawartości procentowe składników świadczą o tym czy mieszanka jest

utleniająca, ale stosunek $\frac{CO_2}{CO}$ lub $\frac{H_2O}{H_2}$

Mieszanka CO_2 i CO w miarę wzrostu temperatury staje się coraz bardziej utleniająca, stąd im wyższa temperatura tym silniejsze będzie działanie mieszanki i mniejsza zawartość CO_2 będzie dopuszczalna ze względu na utlenianie żelaza. Odwrotnie jest przy mieszance H_2O i H_2 — mieszanka działać będzie bardziej utleniająco przy niższej temperaturze — jest to ważny warunek podczas chłodzenia po wyżarzeniu.

Reakcje odwęglania są nieco bardziej skomplikowane ze względu na wprowadzenie koncentracji

węgla w żeliwie, wyrażonej przez ułamek molarny N_c — wielkość ta zmienia się podczas przebiegu odwęglania — niektórzy badacze używają tu terminu: „prężność pary węgla“. W wypadku żeliwa ciągłego należy przyjąć tu stężenie nasyconego roztworu austenitu w 1050 C w początkowych stadiach procesu, dopóki ogólna ilość węgla w żeliwie jest wyższa ponad tę wartość. Dalszą komplikacją są zmiany objętości zachodzące przy tych reakcjach. Dla równania [1] otrzymujemy

$$K = \frac{N_c}{N_{Fe}} \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}}$$

V. B. Austin i M. I. Day wyznaczyli (4) wartość stosunku $\frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}}$ dla stanu równowagi w różnych

temperaturach (rys. 2) podając dla 1050 C

$$\frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} = 264$$

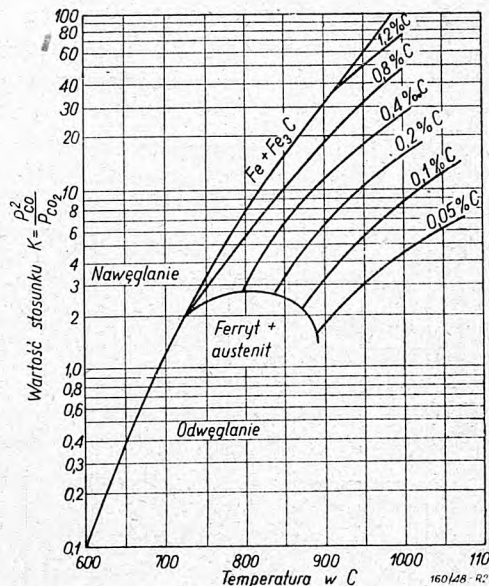
Jeżeli przyjmiemy, że N_c i N_{Fe} są stałe przy danej zawartości węgla, to dodając do tego warunek

$$P_{CO} + P_{CO_2} = 1 \text{ atm}$$

otrzymamy $CO = 0,99 \text{ atm}$

$CO_2 = 0,01 \text{ atm}$

czyli już ponad 1% CO_2 w atmosferze CO i CO_2 działać będzie odwęglająco w 1050 C. Aby nastąpiło odwęglanie a odlew nie zostały utlenione wtedy w atmosferze CO i CO_2 ilość CO_2 musi wynosić 1 — 27%, raczej zbliżając się ku wyższym wartościom ze względu na szybkość reakcji odwęglania.



Rys. 2. Zależność wartości stosunku $\frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}}$ w stanie równowagi od temperatury.

Fodobnie dla równania [2] w równowadze z austenitem w temperaturze 1050 C będzie:

$$K = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO}}{P_{H_2O}} = 140$$

$$P_{H_2} + P_{CO} + P_{H_2O} = 1 \text{ atm.}$$

Tu jednak są trzy niewiadome i układu tego nie można rozwiązać. Zakładając np. 97,5% H₂ i 2,5% H₂O w stanie początkowym możemy obliczyć, że w stanie równowagi uzyska się:

$$97,54\% \text{ H}_2 \quad 1,02\% \text{ H}_2\text{O} \quad \text{i} \quad 1,44\% \text{ CO.}$$

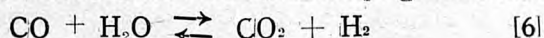
Z wzoru na K widać, że zawartość H₂O w stanie równowagi jest mała, w danym przypadku, np. 1,02% — od tej wartości do 41% H₂O mieszanka H₂ i H₂O działać będzie odwęglająco nie utleniająco żelaza.

$$\text{Dla równania [3]} \quad K = \frac{P_{H_2}^2}{P_{CH_4}} = 141 \text{ przy } 1050\text{C.}$$

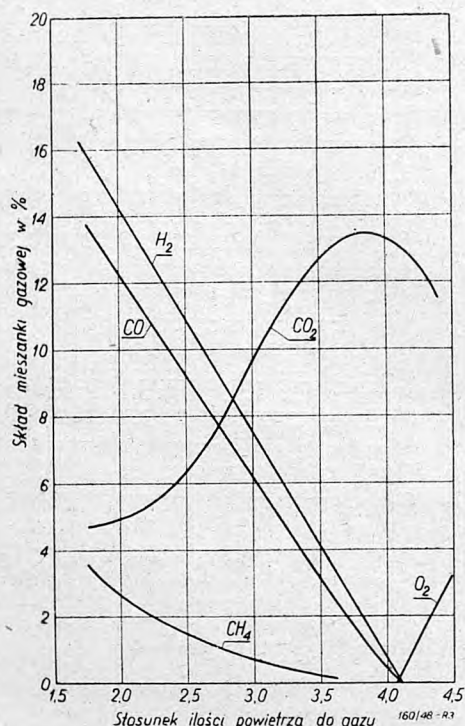
Widać z tego, że zawartość metanu w stanie równowagi wynosi 0,7% CH₄. Stąd czysty wodór lub z domieszką poniżej 0,7% CH₄ może działać odwęglająco — reakcja [3] może więc mieć tylko bardzo ograniczone zastosowanie przy wyżarzaniu żeliwa ciągliwego.

3. Doświadczenia nad procesem wyżarzania w atmosferach gazowych.

W praktyce używa się zwykle mieszanek CO₂, CO, H₂O i H₂ naogół z pewną ilością azotu. W wypadku tym wodór chroni żelazo przed utlenianiem, a przebieg reakcji jest nieco bardziej skomplikowany. Dochodzi tu bowiem reakcja gazu wodnego:



która, prawdopodobnie osiąga szybko swój stan równowagi ze względu na katalityczne działanie żelaza.



Rys. 3. Zależność składu mieszanek gazowych od stosunku ilości powietrza do gazu.

Stała równowagi dla tej reakcji przy 1050 C wynosi:

$$K = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO_2}}{P_{H_2O} \cdot P_{CO}} = 0,527$$

A. G. Robiette używał (5) do badań mieszanek: 11% H₂, 9% CO, 6,2% CO₂ i 2,5% H₂O uzyskane przez częściowe spalenie gazu świetlnego przy użyciu stosunku ilości powietrza do gazu 2,5 : 1. Przy wprowadzaniu gazu do pieca wskutek reakcji gazu wodnego analiza uległa zmianie na: 8,0% H₂, 11,2% CO, 4,0% CO₂ i 5,5% H₂O, gdyż

$$K = \frac{0,11 \cdot 0,062}{0,025 \cdot 0,09} = 3,03$$

czyli równanie [6] zachodzi w kierunku wytworzenia większej ilości CO i H₂O kosztem zmniejszenia ilości CO₂ i H₂. Pomimo to mieszanka działać będzie odwęglająco (C₂O = 0,36 CO, H₂O = 0,69 H₂) znajdując się tuż poniżej wartości granicznych dla utleniania żeliwa.

J. Jenkins i S. Williams (6) spalali częściowo gaz świetlny przy stosunku powietrza do gazu 2:1 (całkowite spalenie wymaga stosunku 5:1) uzyskując atmosferę:

H ₂	=	13,0%
CO	=	9,8%
CO ₂	=	4,6%
H ₂ O	=	2,3%
CH ₄	=	0,8%

Do wytworzenia mieszanek gazowych wymienieni badacze używali miejskiego gazu świetlnego, który spalano z pewną określoną ilością powietrza. Dla uzyskania takiej mieszanek, któraby nie powodowała utlenienia a odlewów, a więc zawierającej ograniczone ilości CO₂ i H₂O, spalanie nie mogło być zupełne.

I tak np. A. G. Robiette używał stosunku powietrza do gazu 2,5:1, podczas gdy dla zupełnego spalania stosunek ten powinien być ponad 4:1. Podobnie J. Jenkins i S. V. Williams stosowali wartość tę równą 2:1, podczas gdy dla zupełnego spalania stosunek ten powinien wynosić 5:1.

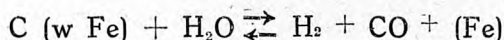
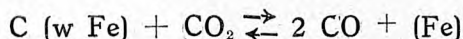
Rys. 3 podaje zależność składu atmosfery używanej przez A. G. Robiette'a od stosunku powietrza do gazu.

To fizyko-chemiczne ujęcie zagadnienia ma jednak tylko charakter przybliżenia. W rzeczywistości wchodzi tu w grę szereg innych czynników, które trudno ująć, jakkolwiek wpływ ich może być duży.

W mieszanke znajduje się zwykle metan i inne węglowodory — w tych warunkach ulegają one rozpadowi zakłócając przebieg reakcji. Ponadto rozpatrywano tu stan równowagi wobec czystego nasyconego austenitu, podczas gdy w rzeczywistości obok austenitu znajduje się początkowo także cementyt lub grafit, a potem austenit przestaje być nasyconym roztworem — wreszcie nie jest on czystym roztworem węgla, jak założono, ale zawiera pewne ilości manganu, krzemu czy fosforu.

4. Mechanizm odwęglania,

Początkowo mechanizm wyżarzania w atmosferze gazowej przedstawiał się następująco: odlewy w uszczelnionej komorze pieca ogrzewano do temperatury 1050°C, rozpoczynając w pewnym momencie przepuszczanie przez komorę określonej mieszanki odwęglającej — w tej temperaturze struktura odlewów składa się z austenitu nasyconego obok wolnego cementytu. Wskutek reakcji powierzchniowej zachodzi odwęglanie:



a prawdopodobnie także:



Podczas gdy mieszanka po przereagowaniu uchodzi z komory w miarę napływu świeżej to na powierzchnię odlewu dyfunduje węgiel poprzez austenit z wnętrza odlewu. Jednocześnie dla utrzymania stanu nasycenia roztworu zaczyna się rozpuszczać w austenicie cementyt. Poza tym w środku odlewu może zachodzić grafityzacja t. zn. wydzielanie z roztworu wtrącenia węgla żarzenia, których kształt wg. *H. Morrogh'a* (8) ma zależeć od stosunku zawartości Mn : S w żeliwie. Wydzielony w ten sposób grafit będzie częściowo przechodził z powrotem do roztworu, rozpuszczając się w miarę ubożenia austenitu w węgiel. Ponieważ szybkość przechodzenia mieszanki przez komorę możemy dowolnie regulować wobec tego jedynie szybkość dyfuzji węgla w austenicie ogranicza szybkość odwęglania. Na tej podstawie wyprowadzono szereg wzorów, które jednak, ze względu na założenia uproszczające, mogą służyć jedynie za przybliżenie.

Po wytrzymaniu odpowiednio długo w temperaturze 1050°C odlewy studzi się do temperatury 550—600°C, co można przeprowadzić w ciągu 3—5 godzin jeśli do pieca wprowadzić się z mne powietrze lub mieszankę. Ponieważ zbyt szybkie chłodzenie ujemnie odbija się na własnościach odlewu, więc szybkość tę regulujemy zależnie od rodzaju odlewów. Przy temperaturze 550—600°C można odlewy wyładowywać bez obawy o utlenienie powierzchni. To nieco przyspieszone stygnięcie na powietrzu wywołuje drobniejszą strukturę perlitu, pociągającą za sobą wzrost twardości Brinell'a ze 110 — 120 na 130 — 140 jednostek.

Ze względu na możliwość utleniania odlewów podczas chłodzenia przy wyżarzaniu w obecności znaczniejszych ilości H₂O, można stosować wprowadzanie w tym okresie gazu, zawierającego większe ilości składników redukujących jak CO i H₂ (np. gaz świetlny itp.).

Przygotowanie odpowiedniej mieszanki ma zasadnicze znaczenie przy wyżarzaniu w atmosferach gazowych. Muszą to być mieszanki utleniające węgiel w temperaturach wyżarzania, lecz nie utleniające żelaza. Mogą to być:

1) częściowo spalone gazy palne jak generatorowy, wodny, koksowy, świetlny itd.,

2) częściowo spalone węglowodory, np. propan.

3) zdysocjowany i częściowo spalony amoniak,

4) zdysocjowany wilgotny amoniak.

Ze względu na własności odlewów używanie mieszanek o wyższej zawartości wodoru jest raczej niewskazane i dlatego zwykle zastosowanie mają rodzaje wymienione w poz. 1 i 2. Typowe przykłady takich atmosfer gazowych, używanych przy wyżarzaniu w 1000°C podaje *I. Jenkins* w tabeli I:

Tabela I.

Atmosfera	Skład w %				Procent H ₂ O dla równowagi Fe+H ₂ O → FeO+H ₂ przy 1000°C
	CO ₂	CO	H ₂	N ₂	
Zdysocjowany amoniak	—	—	75	25	49,5
Spalony amoniak	—	—	20	80	13,2
Gaz generatorowy	1,3	31,3	4,1	63,3	2,7
Spalony gaz miejski	4,0	10,0	14,0	72,0	9,2

Takie jednak postępowanie wymaga dużych ilości mieszanki. Do usunięcia 2 kG węgla z 1 tonny odlewów (np. z 32% C na 0,5% C) potrzeba około 50 m³ CO₂ lub H₂O (przy 0°C i 760 mm Hg). Jeśli przy 1050°C mamy w mieszance 4% CO i 55% H₂O, to przyjmując, że 2,5% CO₂ i 3,0% H₂O weźmie udział w reakcji, to odwęglanie wymaga 910 m³ takiej mieszanki (przy 0°C i 760 mm Hg). Przeliczając tę objętość na warunki panujące w piecu (temperatura 1050°C) otrzymamy około 4400 m³ na tonnę odlewów. Jednak w rzeczywistości nie całkowita ilość gazu styka się z odlewami; wg danych praktycznych potrzeba około 2 razy więcej mieszanki, t. zn. około 1800 m³/tonnę odlewów (0°C i 760 mm Hg); do wytworzenia tej ilości potrzeba około 630 m³ surowego gazu generatorowego.

A. G. Robiette podaje (5) przykład wyżarzania 762 kG (15 cwts) lekkich odlewów w piecu elektrycznym o wymiarach 2,1 m × 1,10 m × 0,5 m w ciągu 36 godz. Zużycie surowego gazu generatorowego wynosiło 1,274 m³/godz., a około 600 m³/tonnę i całkowity czas wyżarzania, co dość dobrze zgadza się z podanym obliczeniem.

Aby zmniejszyć zużycie gazu powstał projekt, aby nawęgloną mieszankę regenerować, t. zn. dodawać stale pewną, określoną ilość składnika utleniającego — może to być powietrze (tlen) lub para wodna.

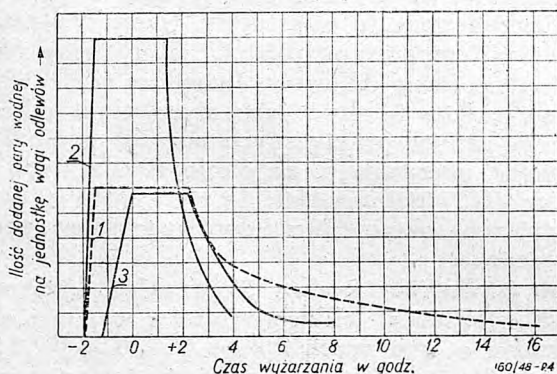
W danych angielskich koszt regeneracji na 1 tonę odlewów wynosił:

przy użyciu tlenu	1 funt 5 szyl.
pary wodnej	1 szyl.
powietrza	nic

W istocie jednak przy regeneracji powietrzem pewne, lecz minimalne koszty przypadają na energię, potrzebną do wprowadzenia powietrza do komory. *A. G. Robiette* podaje (5), że przy zastosowaniu regeneracji powietrzem zużycie gazu przy pie-

cu o pojemności 762 kG spadło do $\frac{1}{3}$, to znaczy do 200 m³/tonę — przy piecach o większej pojemności zużycie gazu może w ten sposób spaść do około 70 m³/tonę. Wprowadzając powietrze do pieca zmniejszamy koncentrację mieszanki przez rozcieńczenie azotem, którego zawartości nie da się zmniejszyć poniżej 67% N₂, stąd siła odwęglająca mieszanki obniża się. Pod tym względem korzystniejsza byłaby regeneracja przy pomocy pary wodnej. Jednak reakcja pary wodnej z węglem, w przeciwieństwie do reakcji tlenu z węglem, jest reakcją endotermiczną, czyli pochłaniającą ciepło. Otrzymuje się zresztą w ten sposób gaz palny o wysokiej wartości opałowej, jaki można zużytkować. Jest to bowiem zwykły „gaz wodny“.

Przemysłowe zastosowanie regeneracji parą wodną badał D. M. Dovery (9) przy wyżarzaniu mniejszych odlewów oraz łączników. Zapotrzebowanie na parę podczas procesu wzrasta aż do pewnego maksimum, przy którym utrzymuje się — następnie powoli opada. Rys. 4 podaje zależność ilości dodawanej pary od czasu wyżarzania. Krzywa 1 odnosi się do łączników o grubości przeciętnie $\frac{1}{8}$ cala, a krzywa 2 do cienkościennych odlewów o grubości $\frac{1}{16}$ cala max. W obu wypadkach uzyskano dostateczny stopień wyżarzenia. Krzywa 3 odnosi się do wymienionych odlewów do grubości $\frac{1}{16}$ cala, przy czym odwęglanie w początkowym okresie okazało się niedostateczne. Punkt zerowy czasu przyjęto w chwili osiągnięcia maksymalnej temperatury.



Rys. 4. Ilość dodawanej pary wodnej na jednostkę wagi odlewów podczas wyżarzania.

Dotychczas rozważaliśmy wypadki, w których do wyżarzania przygotowano specjalną mieszankę gazową. Ale okazała się ona zbyt cenna. Do komory pieca (5), objętości około 2,8 m³ wprowadza się odlewy. Temperatura pieca wynosi około 600 C i objętość gazu w tych warunkach zredukowana do 0° C i 760 mm Hg odpowiada 0,88 m³ — a w tym 0,185 m³ tlenu. Przy ogrzewaniu powstający tlenek pokryje odlewy cienką błonką, która szybko zostaje usunięta przez reakcję z węglem. Otrzymamy w końcu mieszankę azotu i tlenku węgla (prawdopodobnie obok 1% CO₂). Dodając odpowiednie ilości powietrza (lub pary) regenerujemy tę atmosferę i przeprowadzamy tak proces do końca.

Ilość usuwanego z 2 ton wyżarzanych odlewów (o grubości $\frac{1}{8}$ cala i całkowitej powierzchni około 167 m²) węgla na godzinę wynosiła:

w 1-ej godz.	19,5 kG/godz.
„ 2-ej „	8,16 „ „
„ 5-ej „	2,03 „ „
„ 10-ej „	0,84 „ „
„ 20-ej „	0,59 „ „

Łatwo stąd obliczyć objętość powstającego gazu. W 20-ej, t. zn. ostatniej godzinie, ilość ta była najmniejsza i wynosiła około 3,9 m³/godz. Z obliczenia tego wynika, że jeśli przez uszczelnienie pieca stworzymy takie warunki, że straty gazu przez nieszczelności będą mniejsze niż 3,9 m³/godz. wtedy możemy zastosować wyżarzanie we własnej atmosferze. Przy większych stratach możemy sobie poradzić zestawiając odpowiednio bieg 2 lub 3 pieców tak, aby w momencie kończenia wyżarzania w jednym piecu (minimum powstających gazów), inny piec rozpoczynał bieg (maksimum powstających gazów). Jest to najnowocześniejszy sposób wyżarzania w atmosferach gazowych.

5. Piece do wyżarzania w atmosferach gazowych.

Po opracowaniu odpowiednich mieszanek gazowych do wyżarzania, powstało zagadnienie konstrukcji odpowiednich pieców. Nie było to zagadnienie nowe, gdyż już uprzednio zbudowano piece do różnych zabiegów cieplnych w atmosferach gazowych (np. do azotacji). Piece do wyżarzania dla żeliwa cagliwego muszą być jednak większe, a ponadto pracują zwykle przy wyższej temperaturze. Mogą być ogrzewane gazem lub za pomocą elektryczności. Należy tu zaznaczyć, że konstrukcja pieców musi być szczelna ze względu na to, że obecnie jest dążenie do t. zw. wyżarzania we własnej atmosferze.

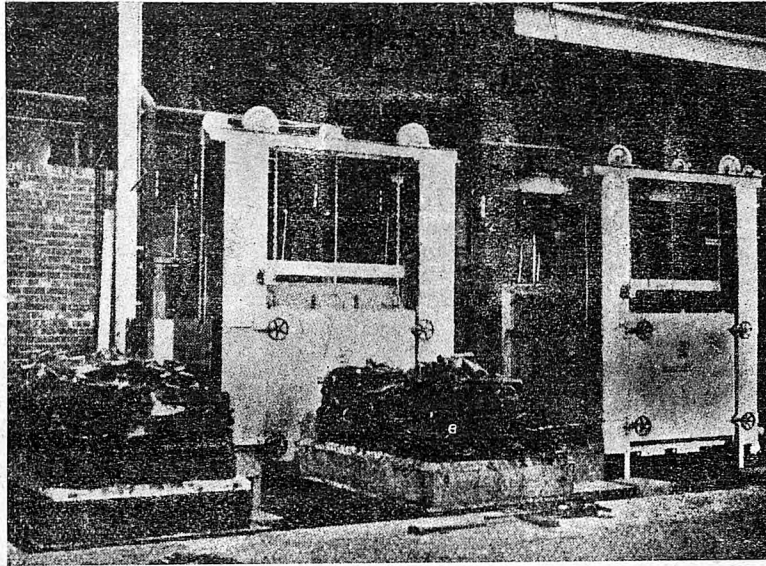
Istnieje już szereg typów takich pieców:

1. Piece dzwonowe. Odlewy układa się na półkach rusztowania ze stali, odpornej na wysokie temperatury i całość przykrywa się kloszem z takiejże blachy. Pod rusztowaniem umieszczony jest wentylator dla wymieszania atmosfery. Na to nakłada się ruchomą osłonę pieca z elementami grzewczymi. Po wyżarzeniu osłonę tę przenosi się na następny zespół, podczas gdy dany wsad stygnie.

2. Analogicznie można stosować nieruchomy piec, podczas gdy trzon z ustawionymi odlewami opada na dół: może być wysunięty przed piec dla wyladowania i załadowania.

3. Poziome piece znajdują tu również szerokie zastosowanie. Może tu być albo ruchomy trzon, na którym ustawia się odlewy (rys. 5), lub też specjalna maszyna do ładowania. Rys. 6 przedstawia taki typ pieca o pojemności 2 — 4 ton i wymiarach komory: długość 5,50 m, szerokość 1,20 m, wysokość 0,60 m.

Moc elektrycznych pieców wynosi do 300 kW. Piece elektryczne mają prostszą budowę i są bardziej wskazane, chyba, że koszt energii elektrycznej ogranicza ich zastosowanie. W Anglii używa



Rys. 5. Piec z ruchomym trzonem do wyżarzania żelwa ciągłego w atmosferach gazowych.

się naogół do tego celu piecy elektrycznych, które na skalę przemysłową produkuje firma *Birlec Limited*.

6. Porównanie procesu wyżarzania w atmosferach gazowych z wyżarzaniem w rudzie.

Najważniejszą przewagą procesu wyżarzania w atmosferach gazowych w stosunku do wyżarzania w rudzie jest duże skrócenie czasu wyżarzania.

Proces wyżarzania w rudzie żelaznej składa się z: okresu podgrzewania 15 — 24 godz. (a czasem i 72 godz. przy starych piecach), wytrzymańa przy najwyższej temperaturze (880—1020 C) w ciągu średnio 72 godz. i okresu chłodzenia w ciągu 24 — 50 godz.

Całkowity czas wyżarzania wynosi więc 120 — 150 godz., a w niektórych wypadkach przy grubszych odlewach do 200 godz.

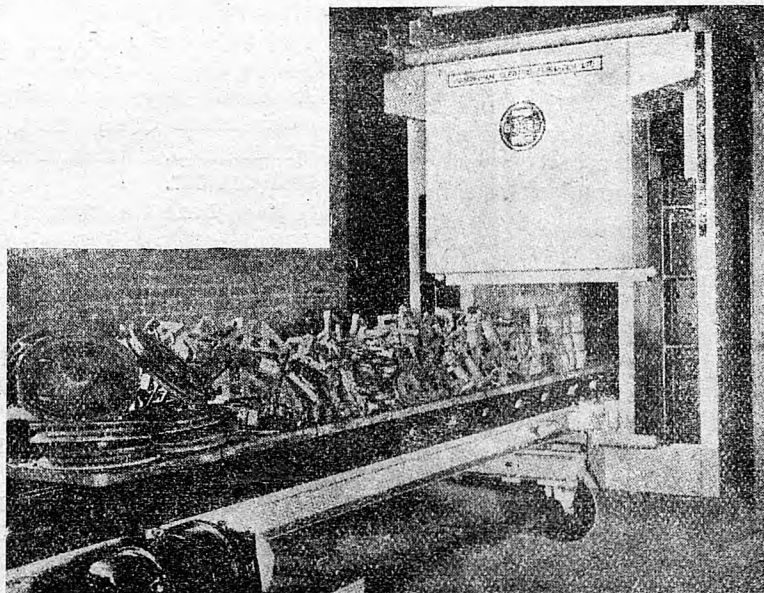
Przy wyżarzaniu w atmosferach gazowych czas

podgrzewania odlewów do 1050 C wynosi 4 — 5 godz., a przy grubszych odlewach 6 — 8 godz., zaś czas studzenia od 1050 C do 550 — 600 C, kiedy to odlewy można wyładowywać — 8—10 godz.

Tabela II podaje (5) czas wytrzymywania przy 1050 C i całkowity czas wyżarzania dla różnych grubości odlewów.

Tabela II.

Grubość odlewu	1/16"	1/8"	3/16"	1/4"	3/8"	1/2" i więcej
Czas wytrzymywania w 1050 C (godziny)	10	16	24	36	40	48
Całkowity czas wyżarzania (godziny)	23	29	36	51	56	60



Rys. 6. Poziomy piec do wyżarzania w atmosferach gazowych z maszyną do ładowania.

Przyczyną tego skrócenia czasu wyżarzania jest usunięcie ogrzewania takich urządzeń, jak garnki i ruda, 2 do 3-krotnie przewyższających wagę samych odlewów, przy czym ruda pod względem termicznym jest izolatorem — oraz podwyższenie maksymalnej temperatury o 70—100 C co przyspiesza przebieg reakcji odwęglania.

Trzeba tu zaznaczyć, że rozchód paliwa przy piecach gazowych do wyżarzania w rudzie jest wysoki i wynosi około 120%; zaś przy opalanych pyłem węglowym 80%.

Przy wyżarzaniu w atmosferach gazowych mają zastosowanie piece elektryczne różnej konstrukcji; koszt takiego pieca, jak również koszt utrzymania są jednak wyższe niż pieców dotychczas stosowanych.

Poza tym skutek usunięcia rudy i garnków obniża się robocizna, a z tym i koszty produkcji — koszty rudy i garnków odpadają zupełnie. Licząc, że jeden garnek wytrzyma 8 — 10 wyżarzeń, wtedy na 1000 kG odlewów przypada koszt 100 — 150 kG garnków. Jakość odlewów po wyżarzeniu w atmosferze gazowej jest lepsza aniżeli po wyżarzeniu w rudzie — materiał ma własności bardziej jednolite, a poza tym unika się szeregu takich wad jak: stąpienie się rudy, utlenianie (spalenie) odlewów oraz łuska. Stąd ilość odpadów zmniejsza się.

Większa wydajność na godz. pieca wskutek skrócenia całkowitego czasu wyżarzania powoduje zmniejszenie powierzchni wyżarzalni. Ponadto polepszają się warunki pracy przez usunięcie rudy (pył rudowy). Łącznie daje to znaczne obniżenie kosztów produkcji.

Urządzenia kontrolne pozwalają na dokładniejsze kierowanie procesem. Należy tu aparat do pomiaru ilości gazu utleniającego (np. CO₂), od czego zależy ilość dodanego powietrza lub pary wodnej oraz aparat kontrolujący i utrzymujący stałą temperaturę. Niektóre aparaty utrzymują temperaturę 1050 C z dokładnością do ± 2 C.

Zasadnicze znaczenie ma porównanie kosztów wyżarzania w atmosferze gazowej i w rudzie żelaznej. Brak tu jednak odpowiednich danych. Ogólne zestawienie kosztów wyżarzania w atmosferach gazowych podaje A. G. Robiette, jednak bez porównania z kosztami wyżarzania w rudzie. Ze względu na prawdopodobne duże różnice w tych porównaniach między przemysłem angielskim a polskim, wydaje się niecelowym podawanie tych w elkości. Ogólnie wg A. G. Robiette'a piec do wyżarzania w atmosferach gazowych amortyzuje się w ciągu 15 — 18 miesięcy.

Jako praktyczny przykład zastosowania wyżarzania w atmosferach gazowych mogą służyć dane (10) z *Walsall Conduits, Limited*, West Bromwich. Wyżarza się tam łączniki o grubości ścian $\frac{3}{32}$ " do $\frac{1}{4}$ ". Cykl wyżarzania wynosi 33 godzin: ogrzewanie 5 godz., wytrzymywanie 24 godz. i chłodzenie 5 godz., przy wsadzie maksymalnym wynoszącym $4\frac{1}{2}$ — 5 ton. Uzyskuje się przy tym przeciętna zawartość węgla 0,4% C przy grubości $\frac{3}{32}$ ", do 0,8% przy grubości $\frac{1}{8}$ ". Zazwyczaj jednak wyżarza się wsad 3-tonowy i wtedy cykl trwa 24 godzin: (ogrzewanie 3 godz., wytrzymywanie

18 godz. i studzenie 3 godz.), przy tej samej zawartości węgla w produkcie. Jednostkowe zużycie energii elektrycznej do wyżarzania zależy od wsadu; przy 5 tonach wynosi 700 — 800 kWgodz./tonę, zaś przy 3 tonach 1000 — 1100 kWgodz./tonę. W ten sposób jeden piec daje 18 — 22 ton tygodniowo.

Jeśli chodzi o robociznę to podaje się, że przy władowaniu i wyładowaniu przypada 8 — 10 robotnikogodzin na 1 tonę.

Z początkiem 1947 r. zainstalowano (11) piec do wyżarzania w atmosferach gazowych w firmie *Maddock & Co, Ltd*, do wyżarzania odlewów o grubości ścianek $\frac{1}{8}$ " — $\frac{1}{2}$ ", oraz $\frac{3}{8}$ " — 1" (łączniki do rur oraz części maszyn).

Cykl wyżarzania odlewów $\frac{1}{8}$ " — $\frac{1}{2}$ " jest następujący:

ogrzewanie do 1050 C	7 godz.
wytrzymywanie przy 1050 C	30 „
chłodzenie 1050 — 500 C	5 „
R a z e m	42 godz.

Dla odlewów $\frac{3}{8}$ " — 1" cykl wyżarzania jest następujący:

ogrzewanie do 1050 C	7 godz.
wytrzymywanie przy 1050 C	40 „
chłodzenie 1050—750 C	3 „
chłodzenie 750—700 C	12 „
chłodzenie 700—500 C	1 „
R a z e m	63 godz.

Wyżarzano również odlewy o grubości ścian 2 cale przy odpowiednio dłuższym czasie wyżarzania, ale w tym wypadku zmniejszenie kosztów produkcji jest mniejsze aniżeli przy cieńszych odlewach. Zużycie energii wynosiło 800—850 kWgodz./tonę, zależnie od wsadu.

We wszystkich publikacjach na temat procesu wyżarzania żeliwa ciągliwego w atmosferach gazowych autorzy odnoszą się z dużym uznaniem dla nowej metody, rokując jej wielką przyszłość.

L i t e r a t u r a.

1. *Becker H.*: Über das Glühfrischen mit gasförmigen Oxydationsmitteln, Mitt. a. d. eisenh. Inst. d. T. Hochsch. Aachen, Tom 4, str. 43, 1911.
2. DRP 218 307.
3. *G. Joly*, Fonderie, 1946, Nr. 9, str. 335.
4. *I. B. Austin; M. J. Day*: Trans. Amer. Soc. Metals, 1941, str. 20.
5. *A. G. Robiette*: Proc. of the Institute of British Foundrymen, t. XXXVIII, 1944—45, Paper 825.
6. *I. Jenkins, S. V. Williams*: Proc. of the Institute British Foundrymen, t. XXXVIII, 1944—45, Paper 824.
7. Metal-treatment, jesień 1947, str. 175.
8. Journal of the Iron and Steel Institute, tom 143, Nr. 1, 1941.
9. *D. M. Davey*; Proc. of the Institute of British Foundrymen, tom XXXIX, 1945—46, Paper 851.
10. *P. F. Hancock*; Foundry Trade Journal. Nr. 1580, 1946, str. 309.
11. *P. F. Hancock*; Iron and Steel, tom XXI, marzec 1948, Nr. 3, str. 105.

Przegląd pism technicznych odlewniczych

W „Przeglądzie pism“ dążymy do najdokładniejszego przetłumaczenia i zreferowania artykułów wydrukowanych w zagranicznych czasopiśmie, lecz nie bierzemy żadnej odpowiedzialności za ich treść i wnioski.

ODLEWY W KOKILACH Z PUNKTU WIDZENIA KONSTRUKTORA.

Dokładność odlewu w kokili zależna jest od ogólnych wymiarów odlewu i od stopu, lecz tolerancje rzędu 0,25 mm mogą być uważane za normalne. Nadmiary na obróbkę są rzędu 1,5 mm zamiast 2,5 do 3,2 mm przy tym samym odlewie w piasku. Oszczędności na obróbce odnoszą się również do trasowania i kosztów montażu.

Odlewy w kokilach są również korzystne pod względem struktury stopu. Kokila odgrywa rolę ochładzalnika dla całego odlewu. Działanie ochładzające może być miarowane zależnie od potrzeb, za pomocą zmiany temperatury kokili lub izolacji cieplnej niektórych części przedmiotu względem odpowiadających im powierzchni kokili.

W tych warunkach można było osiągnąć w odlewach kokilowych własności mechaniczne poprzednio jedynie spotykane w przedmiotach kutech lub ciągniętych.

Stopy aluminium RR72B i RR56 o składzie podanym w tabeli 1, wykazały wytrzymałość na rozzerwanie od 42 do 46 kG/mm² i wydłużenie od 3,5 do 11% po odpowiedniej obróbce cieplnej.

Odlew w kokili daje wyraźną oszczędność na czasie w porównaniu z odlewem w piasku, odpada zwłaszcza robocizna na wykonanie rdzeni. Przy masowej produkcji, gdzie wykonanie kokili rozłożone jest na wielką ilość odlewów, czas trwania odlewu w kokili jest zaledwie ułamkiem czasu wykonania odlewu w piasku.

Trudno jest ustalić zasadę dla określenia ilości sztuk począwszy od której odlew w kokili jest ekonomiczniejszy od odlewu w piasku. Obróbka kokili będzie tańsza na tokarce niż na frezarce czy kopiarce. Napisy na odlanych przedmiotach wykonać można oszczędniej za pomocą części wypukłych w kokili. Trwałość kokili zależna jest od stopu odlewane, a przede wszystkim od temperatury topienia. Również nie trzeba zapominać, że przy odlewie większych serii w piasku, model i rdzennice muszą być dokładne i koszt ich wykonania nie może być pominięty. Wszystkie te czynniki odgrywają rolę przy wyborze sposobu odlewu.

W czasie wojny stwierdzono, że nie tylko stopy aluminium nadają się wybitnie do odlewu w kokilach. Również i brązy aluminiowe zwykle i specjalne odlewają się dobrze w kokilach. Posiadają one wytrzymałość miękkiej stali; poza tym mają one dobrą przewodność elektryczną i cieplną i są bardzo odporne na korozję.

Odlew w kokili może być połączony z użyciem rdzeni piaskowych, zwłaszcza przy skomplikowanych kształ-

tach formy. W ten sposób zakres zastosowania odlewu kokilowego rozszerza się znacznie.

Ograniczeniem odlewania w kokilach jest zawsze koszt obróbki kokil. Metoda Parlati rozwiązuje to zagadnienie. Dla odlewów ze stopów aluminiowych polega ona na użyciu kokili również ze stopu aluminiowego, biorąc pod uwagę wysoką przewodność cieplną metalu. Ciepło przewodzone jest tak szybko przez kokilę, że utrzymuje się ona w korzystnej dla niej temperaturze. Można ograniczyć się do elektrolitycznego pokrycia powierzchni formy ochronną warstwą tlenku glinu.

Dla wykonania kokili aluminiowej sporządza się formę gipsową z gotowego przedmiotu lub modelu. Forma gipsowa służy jako model kokili. Formuje się ją w piasku, w którym po wyjęciu jej odlewa się kokilę. W ten sposób można otrzymać dowolną ilość kokili przy minimalnej obróbce. Dalszą korzyścią jest krótki czas potrzebny do wykonania kokili tym sposobem. Czas ten zaledwie jest nieco dłuższy od trwania zwykłego odlewu piaskowego.

Odlewy żeliwne w kokili wykonywane są sposobem *Holley*. Używa się kokili żelwanych pokrytych ogniotrwałą powłoką i, przed każdą operacją, warstwą sadzy za pomocą płomienia acetylenowego.

Na zakończenie autor kładzie nacisk na konieczność ścisłej współpracy konstruktora kokili i odlewnika; projekt kokili musi zapobiegać błędowi odlewu, oraz powinien być przestudiowany pod kątem zmniejszenia liczby części, i ułatwienia manipulacji i są to dwa ważne dla oszczędności kosztów wykonania czynniki.

Inż. A. M.

Fonderie 14/1947, str. 550. Autor R. Hinchcliffe

SAMOZAPALAJĄCE SIĘ STOPY.

Przy badaniach stopów srebra i toru zaobserwowano, że mieszaniny spiekane w próżni po ochłodzeniu na powietrzu często nagle zapalają się.

Dla wyjaśnienia tego zjawiska *E. Raub* i *M. Engel* wykonali w *Forschungsinstitut für Edelmetalle* szereg badań. Ponieważ tor jest piroforyczny, przygotowanie proszku torowego wymagało szczególnej ostrożności — poza tym przygotowano proszki innych metalu używanych do badań stopów spiekanych. Mieszaninę o odpowiednim składzie prasowano na prasie 10-tonowej pod ciśnieniem 20000 kG/cm² w kształcie okrągłych pastylek o podstawie 0,5 cm² i wysokości 5—10 mm.

Spiekanie przeprowadzano w piecu elektrycznym w próżni lub w argonie przy temperaturze 700 — 850 C. Przy stopach odlewanych topienie przeprowadzano w atmosferze argonu.

Tabela 1.

Stop	Skład chemiczny					
	Cu	Ni	Mg	Fe	Ti	Si
RR 72 B	1,45 — 1,65	1,30 — 1,45	0,70 — 0,80	1,20 — 1,35	0,16 — 0,20	0,7 — 0,8
RR 56	2	1,3	0,8	1,4	0,1	0,7

Uzyskany przez spiekanie stop srebrowo-torowy o zawartości np. 50% Th na powietrzu sam zaczyna rozgrzewać się z wzrastającą szybkością — w pewnym momencie pojawia się słabo świecący niebieskawo-żółty płomień i najdalej po 10 min. próbka rozżarza się do temperatury ponad 1000 C wg wskazań pyrometru optycznego — po czym szybko stygnie i rozpada się w ciągu np. 20 godz.

W utlenionej próbce srebro znajduje się w postaci kropelek, zaś tor w przeważającej części w formie dwutlenku toru — poza tym istnieją niewielkie ilości azotku toru, a jeszcze mniejsze toru metalicznego. Nasuwa to przypuszczenie, że srebro działa katalitycznie na spalanie toru, przy czym mieszaniny proszku toru i srebra, oraz samego toru nie ulegają utlenianiu na powietrzu, jak również mieszaniki takie po sprasowaniu pod ciśnieniem do 20000 kG/cm². Dopiero spiekanie wywołuje własności samozapalania. Szczególnie silną dążność do samozapalania posiadają próbki spiekane przy temperaturze nieco ponad 600 C. W miarę wzrostu temperatury ponad 800 C własności spiekanych próbek Ag-Th zbliżają się do własności próbek stopianych, przy których utlenianie zachodzi nieco później. Czas spiekania od 5 min. do 3 godz. nie wykazał większego wpływu na przebieg reakcji.

Podobnie wielkość ciśnienia przy sprasowaniu w granicach 1000 — 20000 kG/cm² pozostaje bez wpływu na przebieg reakcji, jakkolwiek możnaby przypuszczać, że wyższe ciśnienie zwiększy wielkość powierzchni zetknięcia srebra i toru. Sprzyjająco natomiast działa porowatość próbki i np. przy dodatku węgla amonowego do mieszaniny sprasowanej i potem spiekanej, próbka zapala się po 0,5 min.

Ważną wskazówką dla objaśnienia zjawiska daje wpływ atmosfery, w której zachodzi zapalenie stopu spiekanego Ag — Th. Otóż obniżenie ciśnienia tlenu w atmosferze wpływa hamująco na reakcję, tak, że przy zawartości poniżej 8% O₂, względnie ciśnieniu tlenu poniżej 60 mm Hg próbka nie ogrzewa się aż do stanu żarzenia — podobnie w atmosferze przy 20 C powinno być co najmniej 15% względnej wilgotności, co odpowiada ciśnieniu 2,6 mm Hg. Wskazuje to na ważną rolę pary wodnej w procesie zapalania, które nie zachodzi np. w suchym powietrzu.

Na podstawie tych obserwacji można wyobrazić sobie samozapalanie stopów spiekanych Ag-Th w następujący sposób: tor redukuje parę wodną utleniając się na dwutlenek toru — powstający wodór utlenia się natychmiast dzięki katalitycznemu działaniu srebra i wydzielając się ciepło ogrzewa próbkę, skutkiem czego reszta toru zostaje utleniona tlenem powietrza.

Wydaje się, że zdolność samozapalania zapewnia istnienie związku Ag₅Th₃, który istnieje w układzie Ag — Th obok związku Ag₃Th. Oba te związki, a szczególnie pierwszy, rozkładają wodę, podobnie jak samozapalające się spiekane stopy Ag — Th.

Własność samozapalania posiadają stopy spiekane, w zakresie 25 — 95% Th, a szczególnie 50 — 60% Th, w którym to zakresie istnieje związek Ag₅Th₃. Ścisłe stwierdzenie wpływu Ag₅Th₃ na zjawisko samozapalania przy pomocy badań przy pomocy promieni Röntgena natrafia na duże trudności wskutek nietrwałości stopu. Jeśli chodzi o inne stopy samozapalające się, to, podobnie, w układzie Cu-Th istnieje związek Cu₆Th. E. Raub i M. Engel spiekali mieszaninę proszku miedzi, srebra i toru w temperaturze 750 C. W temperaturze tej przy niezbyt długim czasie spiekania praktycznie nie tworzą się jeszcze stopy Ag-Cu.

Eutektyka w tym układzie topi się przy 778 C. Przy zawartości 10% Cu, 40% Ag i 50% Th reakcja zachodziła podobnie jak przy stopie 50% Ag i 50% Th. Dalsze zwiększenie zawartości miedzi wpływa hamująco na zjawisko, tak, że ponad 30% Cu, 20% Ag i 50% Th rozżarzenie próbki nie następuje, a tylko powolne utlenianie.

Przy sproszkowanym stopie Ag-Cu dodawanym do sproszkowanego toru i dalej prasowanych i spiekanych, samozapalenie zachodziło jedynie do 2,5% Cu, podobnie jak przy stopach Ag — Th natomiast przy ponad 5% Cu rozżarzenie próbki w ogóle nie nastąpiło.

Podobnie jedynie powolne utlenianie następuje w wypadku stopu 40% Fe, 20% Ag i 40% Th.

Domieszki metali, nie dających stopów ze srebrem, działają hamująco na reakcję przez zmniejszenie powierzchni styczności srebra z torem — jeszcze bardziej hamująco wpływają domieszki tworzące ze srebrem stopy.

Stopy Cu — Th okazały się silnie piroforyczne, lecz zjawisko samozapalania w tym układzie nie występuje. Proszki miedzi i toru spiekane w temperaturze 700 — 1000 C wykazują jedynie powolne utlenianie, a rozżarzenie próbki może nastąpić dopiero po dostarczeniu pewnej ilości ciepła. Podobnie zachowują się stopy Au — Th.

Stopy palladu z torem nie posiadają własności samozapalania się i są słabo piroforyczne. To samo tyczy się stopów cyrkonu ze złotem, srebrem i miedzią. Natomiast stopy tytanu z metalami pierwszej podgrupy układu periodycznego nie wykazują już ani własności samozapalania, ani nie są piroforyczne.

Inz. I. P.

Metallforschung; kwiecień 1947, str. 115.

DOROCZNY KONGRES FRANCUSKICH ODLEWNIKÓW W R. 1947 (c. d.)

6. L. F. Girardet i A. Guedras.

PRZYCZYNEK DO BADANIA CEMENTACJI ŻELIWA PRZY POMOCY NIEKTÓRYCH METALI I METALOIDÓW. CEMENTACJA ROZPROSZONA („dispersée“).

Autorzy omawiają wyniki cementacji specjalnej, polegającej nie na zmianach powierzchniowych, najczęściej nawęglaniu, lecz na wprowadzeniu w głąb żeliwa obcych cząstek. Zjawisko powstające nazywają oni „cementacją rozproszoną“.

Cementacja metalu lub stopu jednofazowego następuje według znanych praw dyfuzji; przy stopach wielofazowych sprawa się komplikuje, a według A. Colsona w r. 1881 i W. Springa 1910, obliczyć można ilości węgla wchodzącego do żelaza i naodwrot, które to reakcje stosują się do praw równowagi chemicznej. Aktywność zastosowanej mieszaniki cementującej polega na różnicy jej napięcia roztwórczego dla węgla oraz pochłaniającego dla żelaza; przy czym możemy własności te zmieniać, a nawet wywołać cementację negatywną, o ile przeważa to drugie, jak np. przy cementacji utleniającej (żeliwo ciągliwe), przy odwęglaniu itd.

Cementacja za pomocą stopów żelazistych polega na wzajemnej dyfuzji niektórych składników obu roztworów żelaznych, dążącej do wyrównania stężeń i ograniczonej ciśnieniem osmotycznym każdego z roztworów. Przejście węgla ze stopu do otaczającego ośrodka, komplikuje się możliwością tworzenia się węglików nie ulegających dyfuzji.

Mieszanka cementacyjna powinna wydzielać jedynie czysty metal w kontakcie ze stopem, jak np. łatwo ulegające redukcji tlenki, siarczki i węglany. Najlepszym rozwiązaniem jest, by były one roztworem w takim metalu, który nie rozpuszcza się w żelazie, względnie by wydzielały ów metal. Warunkom tym odpowiada ołów, który daje potrzebne sole, rozpuszcza wiele metali i metaloidów oraz nie tworzy węglików.

Żeliwo zbadane dylatometrycznie, powinno być odpowiednio wyżarzzone, po czym zostaje poddane próbom w piecu próżniowym, ogrzewanym elektrycznie i zaopatrzonym w regulację temperatury. Temperatura powyżej punktu A_c powinna zapewnić jednolitość fazy austenitu i normalną cementację.

Podczas stygnięcia następują zmiany budowy, przewidziane wykresem termicznym i w pierwszym rzędzie obejmującym perlit, który różni się będzie od wyjściowego.

Metoda doświadczalna polegała na sporządzeniu próbek żeliwa o średnicy 8 mm i długości 75 mm, przewierconych osiowo na \varnothing 3—4 mm, korkowanych zatyczką żeliwną po napełnieniu otworów odpowiednim składnikiem z dodatkiem ok. 1% chlorku amonu.

Próby przeprowadzono z ładunkiem siarczków ołowiu, cyny, cynku i antymonu oraz tlenków tych metali. Zastosowano specjalny piec próżniowy, ogrzewany elektrycznie, w którym umieszczano jednocześnie po 12 próbek.

Cementacja odbywała się w kierunku odśrodkowym postępując ku substancji nietkniętej jeszcze żadną zmianą. Czas ogrzewania np. siarczku ołowiu wynosi dwa razy po 10 godzin.

Badano trzy różne rodzaje żeliwa:

Żeliwo A : C—3,28; Si—2,02; Mn—0,67; P—0,40; S—0,076
 „ 226 : C—2,89; Si—1,28; Mn—0,78; P—0,066; S—0,028
 „ N°5 : C—3,08; Si—2,16; Mn—0,86; P—0,46; S—0,068

W wypadku siarczku ołowiu stwierdzono utworzenie się, w zetknięciu ze stopem, siarczku żelaza i ołowiu, które posuwają się w głąb przez szczeliny międzykrystaliczne, wydzielając czysty ołów w stanie rozproszonym. Żeliwo starając się usunąć składnik niemieszający się, powoduje posuwanie się cząsteczek jego ku stronie zewnętrznej, co wywołuje „cementację rozproszoną“ w postaci błyszczących wtrąceń uszeregowanych w pasma. Towarzyszą mu ziarna perlitu o częściowej strukturze austenitycznej.

Cementacja za pomocą tlenku ołowiu PbO , daje siatkę z pasm grafitu, w której znajdują się uwiecznione wtrącenia ołowiu.

W wypadku siarczku cynku, — mamy tu metal, który może łączyć się z żelazem, — koroduje on kanałki międzykrystaliczne, a przy dostatecznym ogrzaniu wydostaje się na zewnątrz, gdzie tworzy pierścień stopu cynk-żelazo i mało pozostaje go w stanie rozproszonym.

Przy siarczku cyny SnS dyfuzja jest intensywniejsza. Tło jest wyraźnie białe i zawiera wtrącenia niezupełnie rozpuszczonego perlitu lub pasma grafitu na ciemnym perlicie w postaci szerokiej siatki.

Tlenek cyny SnO_2 daje dyspersję w postaci drobnych regularnych białych punktów, umieszczonych w przestrzeniach międzydentrytycznych.

Siarczek antymonu Sb_2O_3 daje analogiczny obraz.

Stwierdzamy więc, że cementacja za pośrednictwem soli wydzielającej metal w zetknięciu z żelazem powoduje

wprowadzenie tego metalu w strukturę, niezależnie od tego czy jest on rozpuszczalny w żelazie czy też nie. Penetracja ta odbyła się przez infiltrację międzykrystaliczną, a stopień rozproszenia zależy od pierwotnej budowy.

Z. D. i A. S.

7. G. Cros.

OSTATNIE POSTĘPY W TECHNICIE CZYSZCZENIA POWIERZCHNI ODLEWÓW.

I. Główne sposoby rzutu ścierniwa.

Znane od dawna metody czyszczenia powierzchni, wzgl. dekapowania za pomocą piasku lub śrutu doznały w ostatnich dwudziestu latach dużego postępu.

Pierwsze maszyny do czyszczenia powierzchni pracowały za pomocą sprężonego powietrza, lecz sposób rzutu piasku za pomocą siły odśrodkowej wynaleziono prawie że w tym samym czasie. Sposób ostatni nie mógł się jednak należycie rozwinąć póki do dekapowań używano piasku i pracowano ze stosunkowo małą prędkościami rzutu oraz nie dysponowano materiałami dostatecznie odpornymi na ścieranie.

Dzięki swej dużej wydajności najwięcej się rozpowszechniła piaszczarka pneumatyczna, pracująca z nadciśnieniem powietrza, natomiast budowy czyszczarek odśrodkowych zupełnie zaniedbano. Dopiero od roku 1934 za stosowanie do tego celu turbinok udoskonalonych w USA nabiera większego znaczenia praktycznego. Na podstawie metodycznych badań na szeroką skalę oraz dzięki stosowaniu śrutu zamiast piasku, wysokich prędkości i odpornych na ścieranie materiałów, maszyny te doprowadzono stopniowo do bardzo wysokiego poziomu.

Najprymitywniejsza maszyna tego typu posiada dwie łopatki odrzutowe, odchylone nieco w tył; doprowadzenie ścierniwa odbywa się z boku, ciężarem własnym. Rzut z tej maszyny jest rozproszony i niewystarczający do dekapowania stali walcowanej i kutej.

W maszynach amerykańskich, znanych pod nazwą *Wheelabrator* ścierniwo doprowadza się do centralnej części rzutownicy, ziarna śrutu zostają porwane i rzucone przez łopatki napędzane przez turbinkę powietrzną, przy czym tworzy się rodzaj mieszanki ze śrutu i powietrza, która wyrzyna się na zewnątrz przez otwór nastawialny w dowolnym kierunku. Siła rzutu jest nadzwyczaj duża.

Maszyny w wykonaniu francuskim różnią się od poprzednio opisanych tym, iż rzut śrutu podzielony jest na dwie fazy, dzięki czemu unika się uderzenia ścierniwa o łopatki. Powietrze dostarcza wentylator na wysokie ciśnienie, umieszczony na wspólnej osi z turbinką. Powietrze przepływa przez inżektor, porywa śrut i kieruje go w linii stycznej do wewnętrznej krawędzi łopatek turbinki, tak że wlot śrutu pomiędzy łopatki odbywa się bez uderzenia, dzięki czemu zużycie łopatek jest znacznie zmniejszone. Rzut uzyskany tą maszyną jest silny, skoncentrowany i jednolity.

II. Wybór najkorzystniejszego systemu.

Czyszczarki odśrodkowe, jako maszyny stałe, nadają się do czyszczenia przedmiotów, które można łatwo transportować; we wszystkich wypadkach czyszczenia dużych ilości małych przedmiotów przewyższa ona piaszczarkę pneumatyczną. Zużycie mocy w niej jest znacznie mniej-

sze niż w piaskarce; można przyjąć, iż oszczędność na mocy wynosi ok. 70%. Instalacja czyszczarki odśrodkowej nie wymaga ani kompresorów, ani rurociągów na sprężone powietrze, i jest bardzo uproszczona.

Ujemną stroną czyszczarek odśrodkowych jest duże zużycie jej części, przede wszystkim łopatek. Zależnie od zastosowanego materiału, łopatki wytrzymują od 8 do 100 godzin pracy.

Zakres pracy czyszczarek odśrodkowych jest prawie że nieograniczony; nadają się one do najrozmaitszych robót, zaczynając od grawerowania butelek, a kończąc na dekapowaniu kadłubów okrętowych.

Piaskarkę są wrażliwe na wilgoć w powietrzu i ciała obce w piasku, które powodują zatkanie dysz i nieoczekiwane przerwy w pracy. Jeżeli dana fabryka nie dysponuje już sprężonym powietrzem, konieczność ustawienia kompresora z rurociągami itp. bardzo podraża instalacje do czyszczenia.

III. Tunele.

Tunele znalazły zastosowanie przede wszystkim w odlewniach stali, gdzie często zachodzą wypadki oczyszczania przedmiotów dużych i nieporęcznych. Dotychczasowy sposób „piaskowania“, kiedy robotnik za pomocą dyszy, otwartym strumieniem, czyści odlew, jest bardzo uciążliwy i, pomimo stosowania maski ochronnej, wysoce szkodliwy dla zdrowia; poza tym wymagana moc jest bardzo duża. Tę samą pracę można wykonać bez wysiłku fizycznego, znacznie pręcej, przy mniejszym zużyciu mocy w tunelu.

Przedmiot ustawia się na obrotnicy umieszczonej na wózku i wtacza się do tunelu przez otwór szczelnie zamknięty pionowymi drzwiami; równocześnie z tym drugi wózek z już oczyszczonym przedmiotem wyjeżdża z przeciwległej strony tunelu.

Wszystkie ruchy zarówno wózków, jak i drzwi wykonywane są elektrycznością i są sterowane za pomocą przycisków w centrali, skąd obsługujący nadzoruje przez otwór oszklony postęp robót, przesuwać i nachylać wg potrzeby przedmiot pod pole działania 2 do 4 turbin o dużej mocy.

8. P. Dauvois

NOWY SPOSÓB PRZEDSTAWIENIA ZIARNISTOŚCI PIASKÓW FORMIERSKICH.

Autor uważa, że metoda opracowana przez AFA dla oznaczenia ziarnistości nie jest wystarczająca i powinna być rozszerzona na cząsteczki najdrobniejsze tzn. na pył i lepiszcze.

Opierając się na dotychczasowej numeracji sit wg AFA autor drogą ekstrapolacji wyprowadza wzór: $N = 15.000 / r$; gdzie N — numer porządkowy sita, r — średnica cząsteczki w mikronach.

Wskaźnik drobnodziarnistości jest proporcjonalny do całkowitej powierzchni ziaren zawartych w jednostce wagi pod warunkiem, że wielkości ziaren poszczególnych frakcji rosną w progresji geometrycznej.

Dla przedstawienia na wykresie wyniku analizy granulometrycznej autor posługuje się siatką półlogarytmiczną: na linii odciętych w ubywającej skali logarytmicznej nanosi wielkości ziaren wzgl. oczek poszczególnych sit, a na linii rzędnych — wagę ziaren pozostałych na danym sicie, w procentach całkowitej wagi próbki.

Dla dwóch punktów A i B na tej krzywej, które odpowiadają wielkości ziaren a i b (mierzonych w mikronach), przy czym: A — procentowa waga wszystkich ziaren większych niż a ; $(100 - B)$ — procentowa waga ziaren mniejszych niż b , a m — średnia wielkość ziaren ustalona w ten sposób, że punkt M dzieli badany piasek na dwie równe części, tak że 50% całkowitej wagi próbki składa się z ziaren większych niż m , a 50% całkowitej wagi próbki składa się z ziaren mniejszych niż m , wprowadza autor następujące wzory 3-ch współczynników:

1) Współczynnik podziału pomiędzy $B - A$ (*coefficient de distribution*)

$$D_{B-A} = \frac{100}{B-A} \log \frac{a}{b};$$

2) Współczynnik rozmieszczenia pomiędzy $B - A$ (*coefficient de repartition*)

$$R_{B-A} = \frac{B-A}{100} \log \frac{a}{b};$$

3) Współczynnik odchylenia pomiędzy $B - A$ (*coefficient d'obliquité*)

$$O_{B-A} = \frac{B-A}{100} \log \frac{\sqrt{a \cdot b}}{m}$$

Aby uniknąć ułamków dziesiętnych z zerem po lewej stronie od przecinka, autor mnoży wielkości teoretyczne przez 10 i otrzymuje uproszczone wzory:

$$1) D_{B-A} = \frac{1}{0,1(B-A)} a, b;$$

$$2) R_{B-A} = 0,1(B-A) a, b;$$

$$3) O_{B-A} = \pm 0,1(B-A) MC;$$

Znak + dla punktu C na lewo od M
Znak — dla punktu C na prawo od M

Gdzie a , b oraz MC są odcinkami mierzonymi w centymetrach na linii odciętych, przy jednostkowej skali logarytmicznej równej 10 centymetrom, a punkt C leży na przecięciu prostej $A - B$ z rzędną przez M (50%). Wartości $B - A$ ustala się dla 100, 80 i 50%.

Wyżej podane współczynniki umożliwiają omówienie własności badanego piasku bez posługiwania się samym wykresem oraz porównanie pomiędzy sobą własności piasków o różnej ziarnistości.

9. R. de Fleury i Bardot

OKRESOWE PRZESILENIA JAKOŚCI ODLEWÓW I ICH WPLYW NA KOSZTA PRODUKCJI.

Jak się przedstawia takie przesilenie? Produkcja pozornie unormowana wykazuje nagłe obniżenie jakości i wzrost wadliwych odlewów. Pomimo że nie daje się zauważyć wzrostu składników szkodliwych w metalu, metal zaczyna stopniowo przybierać pewne ujemne cechy, narastające aż do granicy niebezpiecznej. Wszystko to następuje w krótkim okresie czasu.

Główne czynniki tego przesilenia są zwykle następujące:

1) Wydanie do wykonania za dużej serii jednorodnych odlewów i towarzysząca temu niemożliwość zużycia braków z tej produkcji do celów drugorzędnych;

2) nieprzestrzeganie podczas fabrykacji, która „idzie dobrze“ zasadniczych przepisów technicznych.

Przesilenia takie powstają nieoczekiwanie i powodują nagły wzrost kosztów produkcji. Ujemne skutki takiego przesilenia wyrażają się w:

1) konieczności natychmiastowego zatrzymanja produkcji;

2) zamrożenia materiału odrzuconego;

3) konieczności utworzenia dodatkowych zapasów materiału nowego.

Jako środki zaradcze polecać można:

1) Zmniejszenie serii wydanych jednorazowo na odlewnię;

2) ścisły nadzór na dokładności procesu rafinacji metalu;

3) podział fabrykacji na:

a) produkcję jakościową, z wydaniem na odlewnię odpowiedniej serii odlewów;

b) produkcję drugorzędą z wydaniem na odlewnię małej serii, zużytkującej zwroty z poprzedniej produkcji.

Stosowanie wyżej wymienionych środków zaradczych dało natychmiastowe dodatnie wyniki zarówno w odlewniach żeliwa, aluminium, magnezu, cynku itp.

10. M. Bourret

AUTOMAT DO ODLEWU STOPÓW ALUMINIOWYCH W KOKILACH.

Zastosowany mechanizm zautomatyzował składanie i otwieranie kokili, zakładanie rdzeni, nachylenie formy a nawet ochładzanie i powlekanie niektórych jej części. Do ręcznej obsługi pozostały tylko odlewanie i wyjmowanie odlanego przedmiotu z formy.

Maszyna posiada suport, do którego przytwierdzona jest dolna płyta lub „stopa“ formy, przechylna na pożądaną kąt za pomocą dźwigni pneumatycznej.

Na obwodzie tej płyty i pod nią umieszczone są pneumatyczne cylindry poruszające poszczególne części kokili w kierunku poziomym lub ukośnym, oraz zakładające rdzenie. Wszystkie te ruchy są nastawialne i mogą być przystosowane do rozmaitych kokili.

Doprowadzenie sprężonego powietrza do poszczególnych cylindrów odbywa się za pomocą rozdzielaczy, suwaków których skierowane są za pomocą krzywek nastawialnych i wymiennych. Krzywki te napędzane są małym silnikiem elektrycznym.

Do napędu aparatów pomocniczych jak wibrator, dysza do powlekania itp. służą osobne krzywki; zatrzymanie silnika elektrycznego odbywa się również samoczynnie.

Obsługa automatu jest bardzo prosta. Robotnik wlewa potrzebną ilość metalu do nachylonej formy i uruchamia przez naciśnięcie pedału silnik elektryczny, napędzający krzywkę sterującą dopływ powietrza. Dźwign pneumatyczny przestawia formę w położeniu nachylonego w położenie poziome, po czym zaczynają działać inne cylindry, otwierając formę przez rozsuniecie ścian kokili oraz cofnięcie rdzeni. Po dokonaniu tych czynności silnik staje i gotowy odlew można wyjąć z formy bez obawy, że forma się zamknie.

Po usunięciu gotowego odlewu z formy, robotnik ponownie naciska pedał; wtedy następuje cykl drugi, tłoczkę cylindrów pneumatycznych zesuwa się części kokili i wsuwają rdzenie, forma zamyka się. Po nachyleniu formy w położenie wyjściowe silnik znów staje. Osobne urządzenia służą do uruchamiania dysz, chłodzących wodą w odpowiednich chwilach niektóre części kokili, lub powlekające te części grafitem koloidalnym.

Automat posiada również urządzenia zabezpieczające, które sygnalizują błędne założenie rdzenia i zatrzymują silnik.

Korzyści automatu są następujące:

1) powiększenie produkcji; 2) możliwość zastąpienia kwalifikowanego odlewnika siłą pomocniczą; 3) zmniejszenie braków; 4) zmniejszone zużycie przyrządów.

Niedogodną cechą automatów jest konieczność odlewania wielkich serii jednakowych przedmiotów, aby zamortyzować koszt maszyny oraz zmniejszyć koszt nastawiania maszyny, który jest znacznie większy niż przy zwykłych odlewach kokilowych.

11. H. Bourret

WYJMOWANIE RDZENI Z KOKIL.

Urządzenie to zezwala na wyjmowanie za pomocą jednego ruchu rdzeni przedmiotów, posiadających wewnętrzne występy.

Rdzeń centralny, poruszany pionowym cylindrem pneumatycznym poprzednio opisanej maszyny, posiada na dwóch płaszczyznach, stykających się z rdzeniami bocznymi, dwie krzywki, które się poruszają w dwóch odpowiednio ukształtowanych rowkach części bocznych.

Jeżeli rdzeń centralny został dostatecznie przesunięty w dół, krzywki zaczynają naciskać na dno rowków i zmuszają dwie boczne części rdzenia do obrócenia się dookoła osi. Ten ruch zwałnia występy wewnętrzne i przedmiot może być wyjęty z formy.

Jeżeli rdzeń centralny podnosi się, dwie sprężyny zmuszają części boczne do powrotu w położenie wyjściowe.

J. W.

Zeszyty specjalne:

4-5/48 czasopisma „MECHANIK“ i 2-3/48 „PRZEGLĄDU MECHANICZNEGO“ zawierające referaty wygłoszone na Konferencji Narzędziowo-Obrabiarkowej w Poznaniu

są do nabycia w cenie zł. 800.- za komplet
w Administracji Instytutu Wydawniczego SIMP.

WIADOMOŚCI SIMP

III WALNE ZEBRANIE DELEGATÓW SIMP.

Dnia 19 marca 1948 r. odbyło się Zwyczajne Walne Zebranie Delegatów SIMP, na którym obecni byli oprócz członków Zarządu przedstawiciele 16 Oddziałów i Kół terenowych.

Zjazd zagał prezes Stowarzyszenia prof. L. Uzarewicz, podkreślając, że jest to pierwsze po wojnie zebranie, które odbywa się w gmachu Domu Technika, odnowionego własnymi środkami, i proponując na przewodniczącego Zjazdu kol. J. Dickmana. Kandydaturę tę przyjęto jednogłośnie.

Na porządku obrad znalazło się wiele ważnych i ciekawych spraw. Między innymi drobne zmiany statutu Stowarzyszenia, zatwierdzenie statutu Instytutu Wydawniczego SIMP, sprawy sposobu pobierania składek i wypłacania subwencji dla oddziałów i kół terenowych, omówienie działalności komisji kwalifikacyjnej i usprawnienie sposobu przyjmowania nowych członków oraz najważniejsze — to sprawozdanie ustępującego Zarządu i program prac na rok obecny oraz wybór nowych władz.

Ze sprawozdania ustępującego Zarządu wynika, że w okresie sprawozdawczym dokonano szeregu ważnych prac. Przede wszystkim był to okres ugruntowania ustroju organizacyjnego Stowarzyszenia, powołania do życia nowych sekcji, specjalnych i wzmocnienia działalności dotychczasowych, wzmocnienia więzów między centralą a oddziałami, podjęcia żywej działalności odczytowej i szkoleniowej, skupiania w szeregach Stowarzyszenia coraz liczniejszego grona inżynierów i techników, wytyczania programów na przyszłość oraz żywego współdziałania z NOT i innymi instytucjami w opracowywaniu planu trzyletniego oraz planu technicznego i w kształtowaniu zagadnień, obchodzących ogół techników polskich.

Ilość członków Stowarzyszenia zwiększyła się o 76,7%; z 996 w roku ubiegłym na 1760 obecnie.

Odbyło się 13 posiedzeń Zarządu, 31 posiedzeń Prezydium, jak również 5 posiedzeń Oddziału Warszawskiego przy współdziałaniu delegatów Oddziałów prowincjonalnych, na których omawiane były: plan gospodarczego rozwoju produkcji przemysłu metalowego, projekt ustawy o stopniu inżyniera oraz regulamin komisji weryfikacyjno-egzaminacyjnych dla kandydatów na stopień inżyniera, oraz zagadnienie dwustopniowości nauczania na wyższych szkołach technicznych.

W Warszawie wygłoszonych zostało 10 odczytów na tematy energetyczne, konstrukcyjne, bezpieczeństwa pracy, techniki łożysk tocznych, budowy stosów uranowych, techniki lotniczej i uzbrojeniowej. Żywa działalność odczytowa odbywała się również w Oddziałach: w Krakowskim i Poznańskim.

Powołano do życia Koła Samochodowe, Lotnicze oraz Odlewnicze, zorganizowane w oparciu o Instytut Odlewniczy w Krakowie i współdziałające ze Zjednoczeniem Przemysłu Odlewniczego. Z inicjatywy Koła Odlewniczego ma być zorganizowany w roku bieżącym Krajowy Zjazd Odlewników.

Powołana również została Sekcja Warsztatowa, która na swych zebraniach omówiła zagadnienia związane ze zdobyciami w dziedzinie obrabiarek i narzędzi oraz stanem ich produkcji w Polsce, sprawę samowystarczalności w dziedzinie zaopatrzenia przemysłu i rzemiosła w narzędzia, oraz wytyczne do dalszego rozwoju budowy obra-

biarek i narzędzi. Sekcja Warsztatowa przygotowała Konferencję Narzędziowo-Obrabiarkową (Poznań 7—8 maja 1948 r.) oraz opracowała i zgromadziła liczne referaty do tej konferencji.

Poważne prace zostały również wykonane przez Sekcję Metaloznawczą i Uzbrojeniową, a Komisja Oświatowa zorganizowała i przeprowadziła 2 kursy: kalkulatorski i projektowania pomocy warsztatowych, jak również przygotowała będący już w toku realizacji kurs dla kierowników biur fabrykacyjnych. Poczyniono również wszystkie przygotowania organizacyjne do uruchomienia Wieczorowej Szkoły Inżynierskiej, dając przez to wyraz trosce o rozwój oświaty zawodowej i przysporzenie gospodarce narodowej nowych kadr wykwalifikowanych pracowników.

Jeszcze wyraźniej troska ta została zaakcentowana w sprawozdaniu Instytutu Wydawniczego SIMP, mającego już za sobą cenny dorobek. Stał się on obecnie dużym przedsiębiorstwem SIMP, gospodarującym w granicach około 60 milionów złotych rocznie, co zostało uwiarygodnione w preliminarzu na rok 1948. Rozwój Instytutu spowodował konieczność dostosowania jego statutu organizacyjnego do obecnych zadań i zakresu prac. Statut ten w postaci uzgodnionej już poprzednio z Zarządem, został przez Walne Zebranie jednogłośnie przyjęty.

Podstawą, na której oparte zostały wytyczne programy prac Stowarzyszenia na rok 1948/49 jest stwierdzenie, że realizacja przewidywanego w trzyletnim planie uprzemysłowienia kraju, pociągająca za sobą znaczne powiększenie zatrudnienia, może ulec zahamowaniu przede wszystkim z powodu braku przygotowanych fachowo pracowników technicznych. SIMP powinien więc w większym niż dotychczas stopniu dążyć do szerzenia wiedzy zawodowej wśród mechaników. W tym celu należy podbudzić do większej aktywności komisję organizacyjną, oświatową, odczytową, biblioteczną i wycieczkową, udzielić możliwie dużej pomocy Instytutowi Wydawniczemu w akcji wydawniczej czasopism i podręczników, oraz podjąć energiczną akcję zgrupowania wszystkich inżynierów i techników w kołach i sekcjach fachowych.

Aby akcję tę oprzeć na realnych podstawach, koniecznym będzie bezwzględne podjęcie zagadnień: a) opracowanie rzeczywistego stanu pracowników technicznych przemysłu metalowego z podziałem na specjalności, b) wyjaśnienie braków w kadrach pracowników technicznych, c) ustalenie które z tych braków powinny być przede wszystkim usunięte.

Postanowiono zadeklarować współpracę z Departamentem Szkolnictwa Ministerstwa Oświaty oraz Ministerstwa Przemysłu i Handlu w sprawie współdziałania w opracowaniu i opiniowaniu planów i programów nauki w szkołach mechanicznych wszystkich stopni oraz w opiniowaniu rękopisów wszystkich książek zawodowych, jak również w akcji powiększenia wydajności kształcenia inżynierów w szkołach wyższych przez wprowadzenie dwustopniowości nauczania.

Ze swej strony Stowarzyszenie zamierza prowadzić w miarę możliwości okresowe kursy doszkalające z dziedziny metaloznawstwa, obróbki cieplnej, spawania, obróbki kół zębatych, pomiarów warsztatowych, kalkulacji, konstrukcji pomocy warsztatowych, racjonalnej eksploatacji samochodów, napraw i obsługi samochodów itp.

Podjęte również zostaną roczne kursy kształcenia techników i inżynierów specjalistów — w przygotowaniu już jest taki kurs samochodowy, w którym przewidywanych jest 10 godzin wykładów tygodniowo.

Po zatwierdzeniu statutu Wieczorowej Szkoły Inżynierskiej trzeba będzie podjąć w roku akademickim prowadzenie tej szkoły z 3 wydziałami: mechanicznym, elektrycznym i administracji przemysłowo-technicznej.

Szersza działalność naukowo-techniczna podjęta zostanie przez Koła i Sekcje fachowe w postaci odczytów, konferencji, zjazdów oraz opracowywania poszczególnych zagadnień technicznych i produkcyjnych. Poza tym SIMP uczestniczyć będzie w pracach, dotyczących tworzenia planu technicznego oraz jego realizacji. W tym celu zorganizowana zostanie specjalna sekcja doradców.

Kontynuowana będzie również szeroka współpraca ze wszystkimi organizacjami technicznymi, a przede wszystkim z NOT i PKN. Współpraca nawiązana zostanie również ze Związkiem Zawodowym Metalowców, w zrozumieniu, że rozwój przemysłu może być osiągnięty tylko przy harmonijnym współdziałaniu inżyniera i technika z robotnikiem. Współpraca ta obejmie przede wszystkim realizację planów gospodarczych, współzawodnictwo pracy, bezpieczeństwo pracy, szkolenie zawodowe oraz obronę ekonomiczną inżynierów i techników, pracujących w przemyśle metalowym.

Postanowiono również udostępnić jak największą ilość członków możliwości zaznajomienia się ze zdobycami i stanem przemysłu zagranicznego, organizując szereg wycieczek.

Po sprawozdaniach i dyskusji dokonano wyboru nowych władz.

Prezesem został inż. Marian Wakalski, wiceprezesami inżynierowie: L. Uzarowicz, R. Gdulewski, A. Tymieniecki, Cz. Taracha, a do Zarządu weszli: J. Gubrynowicz, T. Zalewski, Z. Rytel, W. Brodowicz oraz Z. Muszyński, J. Sawiczewski, J. Treuttler, S. Masztakowski, E. Demjowski i J. Bidziński, zaś inż. I. Brach wybrany został Przewodniczącym Rady Wydawniczej SIMP na okres dwuletni.

Na zakończenie obrad wyrażono jednogłośnie podziękowanie ustępującemu Zarządowi oraz kierownictwu Instytutu Wydawniczego SIMP za owocną pracę dla Stowarzyszenia, dzięki której SIMP stał się jednym z prowadzących Stowarzyszeń Technicznych.

Dyskusja nad programem Stowarzyszenia dała możliwość delegatom wypowiedzenia się w sprawie celów i zadań, które staną przed światem technicznym w wyniku przeprowadzonych reform społeczno-gospodarczych i szybkości odbudowy i rozwoju życia przemysłowego. Najpełniejszy wyraz znalazły te poglądy w uchwalonej jednogłośnie deklaracji, którą poniżej przytaczamy.

DEKLARACJA III WALNEGO ZJAZDU DELEGATÓW SIMP.

Stowarzyszenie Inżynierów i Techników Mechaników Polskich, na III Walnym Zjeździe Delegatów SIMP, odbytym w dniu 19 III.1948 r. stwierdza, że w wyniku reform społeczno-gospodarczych przeprowadzonych w Polsce — nastąpiła szybka odbudowa i rozwój życia gospodarczego i przemysłowego kraju, dokonane wspólnym wysiłkiem klasy robotniczej, inteligencji pracującej i mas chłopskich. Dzięki przeprowadzonym reformom świat techniczny otrzymał pełne i nieskrępowane możliwości twórczej pracy. Po raz pierwszy wkroczyła Polska na drogę planowej gospodarki. Wyniki pierwszego roku pla-

nu trzyletniego dobitnie wskazują realność i słuszność jego założeń. Państwowy przemysł metalowy wykonał w 1947 r. plan produkcji w 107%, przekraczając poważnie poziom przedwojenny. Walny Zjazd SIMP deklaruje pełną gotowość do dalszej realizacji planu 3-letniego i wzywa cały polski świat techniczny do wzmocnienia wysiłków celem przyspieszenia jego wykonania, gwarantującego osiągnięcie ogólnego dobrobytu.

Walny Zjazd stwierdza, że jednym z podstawowych czynników wykonania planu trzyletniego jest rozwijające się współzawodnictwo pracy, zapoczątkowane przez klasę robotniczą. Zjazd wzywa całą polską inteligencję techniczną do włączenia się w nurt współzawodnictwa i do okazania mu jak najdalej idącej pomocy technicznej.

Inżynierowie i technicy przemysłu metalowego winni wzmocnić swoje wysiłki nad podniesieniem poziomu metod wytwarzania, przez pracę w zakresie racjonalizacji i usprawnienia procesów technologicznych, przez przyswojenie najnowszych zdobyczy techniki, przez opracowania nowych konstrukcji. W szczególności przed inżynierami i technikami przemysłu metalowego stoją zagadnienia unowocześnień i poważnego rozszerzenia produkcji obrabiarek, stworzenia przemysłu motoryzacyjnego, produkującego: samochody ciężarowe, osobowe i zdomego zaopatrzyć rolnictwo polskie w odpowiednią ilość traktorów; przyswojenia nowych w Polsce produkcji: łożysk kulkowych, ciężkich maszyn i turbín.

Walny Zjazd wzywa wszystkich inżynierów i techników mechanicznych do skoncentrowania wysiłków dla wykonania stojących przed przemysłem metalowym zadań. III Walny Zjazd Delegatów Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Mechaników Polskich odbywa się w chwili, gdy na świecie krystalizują się coraz wyraźniej dwa obozy: obóz postępu i pokoju, grupujący się wokół Związku Radzieckiego i krajów demokracji ludowej i obóz reakcji imperialistycznej i wojny, grupujący się wokół obecnych władców St. Zjedn. Ameryki Północnej. Obserwujemy coraz bardziej cyniczne dążenia imperialistów amerykańskich do pozbawienia suwerenności i podporządkowania sobie gospodarczo i politycznie narodów świata, drogą szantażu politycznego, nacisku gospodarczego i zbrojnej interwencji, czego przykładem są wypadki w Grecji, na Bliskim Wschodzie, we Francji i we Włoszech. Imperializm amerykański dąży wszystkim środkami do odbudowy silnych i agresywnych Niemiec jako arsenału i bazy wypadkowej przeciwko narodom Europy, stwarzając bezpośrednią groźbę dla bytu i istnienia Narodu i Państwa Polskiego.

Walny Zjazd stwierdza, że miejsce polskiego świata technicznego jest w obozie postępu i pokoju. Droga do wzmocnienia obozu postępu i pokoju, gwarantującego niezależny byt i dalszy rozwój Narodu i Państwa Polskiego, wiedzie jedynie przez dalsze wzmocnienie i rozwój sił demokracji ludowej w Polsce i na całym świecie. Ostanie wypadki w Czechosłowacji były wyrazem obrony suwerenności narodu czeskiego przed zakusami imperializmu amerykańskiego. Zwycięstwo narodu czeskiego stanowi krok na drodze umocnienia demokracji ludowej i pokoju. Współpraca inżynierów i techników mechanicznych polskich i czeskich jest poważnym wkładem w dzieło obrony pokoju, przez gospodarcze wzmocnienie obu narodów. Współpraca ta, po usunięciu z życia społecznego Czechosłowacji tych, którzy ją hamowali, winna doprowadzić do ściślej wymiany doświadczeń technicznych, licencji i nowych konstrukcji. Inżynierowie i technicy mechaniczni win-

ni nawiązać braterską współpracę z inżynierami i technkami narodów słowiańskich, przyczyniając się w ten sposób do umocnienia pokoju światowego.

III Walny Zjazd Delegatów Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Mechaników Polskich wzywa cały polski świat techniczny do wzmożenia wysiłków nad umocnieniem demokracji ludowej w Polsce i zajęciem miejsc w zół przyjaźni i współpracy z inżynierami i technkami narodów słowiańskich.

SPRAWOZDANIE Z KONFERENCJI NARZĘDZIOWO-OBRABIARKOWEJ W POZNANIU.

W dn. 7 i 8 maja odbyła się w Poznaniu dwudniowa Konferencja Narzędziowo-Obrobiarkowa, zwołana z inicjatywy Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Mechaników Polskich i Centralnego Zarządu Przemysłu Metalowego. Konferencję zagał Kol. Prezes Marian Wakalski, który po powitaniu zebranych zaprosił do Prezydium Kolegów: Dyrektora Mieczysława Lesza, Rektora Ludwika Uzarowicza, Rektora Bolesława Orgelbranda, Dyrektora Jana Piotrowskiego, Dyrektora Ignacego Bracha, Dyrektora Stanisława Bogusławskiego oraz przodowników pracy w Fabryce Obrabiarek H. Cegielski, Filodę i Jankowiaka.

W dalszym ciągu swego przemówienia Kol. Prezes stwierdził m. in.:

„Pierwszą po wieloletniej przerwie konferencję zwołaliśmy do Poznania, który od chwili wyzwolenia naszego kraju rok rocznie udziela gościny Międzynarodowym Targom. Na nich przemysł metalowy z dumą przedstawia światu swe osiągnięcia za ubiegły rok pracy i wysiłków. Radujemy się Zjazdem w Poznaniu, nazwanym przez Ministra H. Minca ośrodkiem wytrwałej, rzetelnej i solidnej pracy. Atmosfera tego ośrodka będzie towarzyszyła referatom i dyskusjom niniejszej konferencji. Zjazdom i konferencjom organizowanym przez SIMP przyświecały i przyświecają hasła zmierzające do postępu i rozwoju wiedzy technicznej, polskiego przemysłu i krajowej produkcji maszynowej. Hasłem obecnej konferencji jest realizacja planu technicznego.

Dążymy do skierowania umysłów naszych inżynierów i techników na najaktualniejsze zdobycze tej wiedzy, na szybkie i owocne zastosowanie tych zdobyczy dla unowocześnienia środków i metod produkcji.

Plan techniczny, jest to program prac o charakterze technicznym i naukowo-badawczym, zmierzający do najlepszego wykorzystania ich w produkcji, dla uzyskania najwyższej jakości wytworu przy najniższej jego cenie.

Jednym z głównych obiektów planu technicznego są obrabiarki i narzędzia. Posiadanie ich, najważniejszy dobór ze względu na wydajność, na możliwości harmonizowania, na koszt ruchu, jego ciągłość oraz na obsługę stanowią fundament planu technicznego.

Sięgając pamięcią do konferencji obrabiarkowej z 1939 r. i tematów na niej omawianych, pragnę wypunktować zmiany jakie zaistniały w ujęciu zagadnienia produkcji obrabiarek w Polsce. W latach po pierwszej wojnie światowej nie wytworzyliśmy godnego naszych potrzeb przemysłu obrabiarkowego. W dobie obecnej w przemyśle upaństwowionym zagadnienie posiadania przemysłu obrabiarkowego i narzędziowego w skali odpowiadającej założeniom i potrzebom gospodarki i produkcji planowej zostało postawione na jednym z pierwszych miejsc, co daje

gwarancję, że wszystkie gałęzie wytwarzania zostaną oparte na krajowych środkach wytwórczych, ukształtowanych wiedzą, doświadczeniem i wysiłkiem polskich inżynierów i techników.

Sekcja Warsztatowa SIMP w swych pracach dąży do współdziałania z kolegami związanymi z projektowaniem i wytwórczością obrabiarek i narzędzi, dokłada starań, by swą działalnością ułatwić spełnienie zadań stojących przed konstruktorami i warsztatowcami. Program rozpoczynający się Konferencji obejmuje tematy wytyczające kierunek, rozmiary i zadania krajowego przemysłu obrabiarkowego, oraz tematy poruszające szereg zagadnień występujących w produkcji narzędzi i obrabiarek. Poszczególne referaty przedstawiają najnowsze prądy w zakresie konstrukcji, procesów technologicznych, organizacji produkcji i normalizacji w przemyśle narzędziowym i obrabiarkowym.

Referaty zgodnie z programem konferencji podzielono na cztery grupy. W dniu 7 maja przed południem wygłoszono skrót referatów¹⁾: Mieczysław Lesz „Zamierzenia przemysłu obrabiarkowego i narzędziowego“, Jan Piotrowski „Planowanie ilościowe i jakościowe budowy obrabiarek“, Mieczysław Susicki „Założenia konstrukcyjne obrabiarek w związku z rentownością ich pracy“, Jan Juchimowicz „Metoda produkcji ciągłej w budowie obrabiarek“, Andrzej Mystkowski „Automatyczne linie obrabiarkowe“.

Zebrań przewodził kol. Zbigniew Lutosławski.

Popołudniu dn. 7 maja wygłoszono referaty: Kazimierz Kozjarski: „Stan obecny produkcji narzędzi i zamierzenia na przyszłość“, Witold Biernawski „Badania wydajności krajowych stali szybko tnących“, Tadeusz Maljkiewicz „Stale narzędziowe produkowane w Polsce“, Stanisław Jabłoński „Zastosowanie temperatur poniżej zera do obróbki cieplnej“, Stanisław Szulc „Obróbka metali narzędziami o ujemnych kątach natarcia“, Kazimierz Ukielski „Obróbka termiczna prądami szybkozmennymi“.

Przewodził kol. Dyr. Jan Piotrowski.

Przed południem dn. 8 maja wygłoszono referaty: Jerzy Miracki „Przeciąganie — ekonomiczna obróbka skrawaniem“, Zdzisław Nowakowski „Utwardzanie powierzchniowe prowadnic“, Stanisław Szulc „Superfinish“, Bronisław Kiepuszewski „Sposoby wykonywania noży Fellowsa“, Jan Pawlikowski „Koła zębate w budowie obrabiarek“, Piotr Moroz „Obróbka kół zębatach wiórkowaniem“, Eugeniusz Misiurewicz „Nowe prądy w dziedzinie napędu elektrycznego i sterowania obrabiarek“, Marian Tutak „Nowe prądy w dziedzinie napędu i sterowania hydraulicznego obrabiarek“, Witold Szymanowski „Nowa metoda wykreślnego doboru zespołów współosiowych przekładni zębatach“.

Przewodził kol. Rektor Ludwik Uzarowicz.

Popołudniu dn. 8 maja zebranie zagał kol. dyr. Ignacy Brach omawiając ogólne założenia normalizacji na odcinku przemysłu metalowego. Z kolei wygłoszył referaty:

1) Wszystkie referaty z wyjątkiem prac kol. Mieczysława Susickiego „Założenia konstrukcyjne obrabiarek w związku z rentownością ich pracy“, kol. Piotra Moroz „Obróbka kół zębatach wiórkowaniem“, oraz kol. Feliksa Tychowskiego „Materiały w budowie obrabiarek“ zostały opublikowane w zeszytach specjalnych 2 — 3 „Przeglądu Mechanicznego“ i 4 — 5 „Mechanika“. Referaty kol. kol. Susickiego, Moroz i Tychowskiego zostaną opublikowane później.

Ludwik Uzarowicz „Zarys działalności Komisji Techniki Warsztatowej PKN“, Stanisław Kunstetter „Niektóre zagadnienia z dziedziny normalizacji narzędzi“, Władysław Gwiazdowski „W sprawie normalizacji wyposażenia obrabiarek“, Witold Szymanowski „Normalizacja w budowie obrabiarek“, Stanisław Kulesza „Klasy dokładności obrabiarek na tle Polskich Norm sprawdzania dokładności“.

Przewodniczył kol. Rektor Bolesław Orgelbrand.

W drugim dniu obrad przyjęto przez aklamację treść telegramu wysłanego w imieniu zebranych do Ministra Przemysłu i Handlu Ob. Hilarego Minca następującej treści:

Ministerstwo Przemysłu i Handlu, Minister Hilary Minc.

Konferencja obrabiarkowo-narzędziowa Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Mechaników Polskich w imieniu zebranych 500 inżynierów i techników Przemysłu Metalowego zapewnia Obywatela Ministra, że inżynierowie i technicy przemysłu metalowego wyteżą wszystkie swe siły dla zaznajomienia się ze światową techniką obróbki mechanicznej i wprowadzenia jej w życie w naszych fabrykach.

W ciągu drugiej wojny światowej przemysł metalowy w krajach przodujących technicznie dokonał ogromnego skoku w metodach obróbki. Naszym zadaniem jest dogonić kraje technicznie przodujące drogą powiększenia szybkości skrawania, obróbki wielonarzędziowej, szerszego stosowania obrabiarek wydajnych, jak rewolwerówki, wielonożówki, przeciągarki, wiertarki promieniowe, frezarki bramowe, obrabiarek o sztywnej ciężkiej konstrukcji i dużej mocy silnika, oraz obrabiarek specjalnych.

Wprowadzimy w naszych fabrykach, gdzie to tylko jest możliwe, obróbkę taśmową, taśmowy montaż, obróbkę w przyrządach.

Zbudujemy w naszych fabrykach nowoczesne typy obrabiarek o wysokiej wydajności z automatycznym i pół-automatycznym cyklem produkcji z przedwstępną selekcją posuwów i obrotów.

Chcemy zapewnić wzrost wydajności przeciętnie w naszym przemyśle w wyniku realizacji planu technicznego co najmniej o 10% rocznie.

Chcemy w ciągu 8-ju lat podwoić wydajność naszego przemysłu.

Chcemy wyjść naprzeciw przodownikom pracy, inicjując ruch techników-nowatorów produkcji.

Dokonyjemy rewolucji technicznej w naszym przemyśle, zapewniając polskiemu przemysłowi dostawę maszyn, zapewniając wykonanie inwestycji maszynowych w przemyśle, rolnictwie i komunikacji.

Niech żyje Demokratyczna Polska Ludowa!

Niech żyje Generalny Dyrektor Polskiego przemysłu Minister Minc!

Za Prezydium Konferencji

Lesz, Wakalski, Lutostawski, Uzarowicz.

Wyniki konferencji ujęto w postaci odezwy skierowanej do kolegów Inżynierów i Techników zatrudnionych w przemyśle metalowym. Pełny tekst tej odezwy zamieszczamy na innym miejscu.

Program konferencji obejmował wygłoszenie i dyskusję nad 27 referatami. Biorąc pod uwagę krótki czas obrad — dyskusja musiała ulec znacznemu ograniczeniu.

Największe zainteresowanie wzbudziły następujące zagadnienia: ustalenie właściwego programu budowy obrabiarek i metod ich produkcji (przemawiali koledzy: Miśsiurewicz, Moroz, Żółkowski, Chrobot) stały narzędziowych i ich obróbkę cieplną (zabierali głos w dyskusji koledzy: Ochęduszek, Wołk, Żmihorski, Bjernawski, Tychowski, Miśsiurewicz, Moroz, Kajoch), zagadnienie ujemnych kątów natarcia przy skrawaniu poruszyli koledzy: prof. Bjernawski i Stachnik.

Wśród tematów dyskutowanych w drugim dniu konferencji wysunęła się sprawa obróbki wykańczającej t. zw. „superfinishu“ (przemawiali koledzy: prof. Bjernawski — proponując termin „dogładanie“ i Tomaszewski) oraz zagadnienie metod obróbki i narzędzi do obróbki kół zębatych (referaty kolegów Pawlikowskiego, Klepuszewskiego i Moroza). Zabrali tu głos koledzy: Ochęduszek, Zienkiewicz, Juchimowicz i Wolnik.

Przed zamknięciem obrad ciekawe uwagi na temat planu technicznego wygłosił kol. Mączewski-Rowjiński.

Jest jeszcze zbyt wcześnie, aby można było przedstawić pełny bilans wyników konferencji, tym nie mniej już dziś nasuwają się pewne uwagi, którymi pragniemy się podzielić z czytelnikami.

Pierwsza obserwacja — to szeroki zasięg zainteresowania wzbudzony przez konferencję²⁾. Obecność ponad pięciuset uczestników, którzy w olbrzymiej większości brali żywy udział w ciągu całego okresu trwania konferencji (pomimo bliskości „konkurencyjnych“ Targów Poznańskich) dowodzi, że odradzający się polski przemysł metalowy zdołał już wytworzyć zastęp techników, poświęcających się zagadnieniu przetwórczości metalowej. Na podkreślenie zasługuje również fakt przenikania do coraz szerszych rzesz naszych techników nowych pojęć z dziedziny obróbki. To co nieraz rok czy dwa lata temu było znane jedynie z nazwy — dziś jest sprawą żywo dyskutowaną, dla której szuka się możliwości wcielenia w życie, jutro zaś, powinno znaleźć codzienne zastosowanie na warsztacie.

Konferencja Narzędziowo-Obrabiarkowa posiadała w dużym stopniu charakter programowy, charakter ten trafnie podkreśliła przyjęta w zakończeniu obrad odezwa do kolegów inżynierów i techników, zatrudnionych w przemyśle metalowym. Sądzimy, że choć w odezwie nie znalazło to odbicia, hasła jej obowiązują w równym stopniu i naszą prasę techniczną, która w ramach opracowania planu technicznego winna wyniki konferencji rozwijać i pogłębiać.

Uważamy, że wzajemne współdziałanie i współzawodnictwo naszych instytucji naukowo-badawczych i przemysłowych, biur i warsztatów, pozwolą na zrewolucjonizowanie metod wytwórczych i umożliwią wyrównanie naszego zacofania technicznego.

I w tej formie właśnie chcielibyśmy widzieć prawdziwe wyniki Konferencji w Poznaniu.

S. K.

²⁾ Dodajemy, że zainteresowanie konferencją objęło nawet pisma codzienne. Wzmianki o niej zostały m. inn. zamieszczone w „Głosie Ludu“, „Życiu Warszawy“ i „Rzeczpospolitej“.

KRONIKA

UROCZYSTOŚĆ W POLITECHNICE WARSZAWSKIEJ

W dniu 5 maja b. r. Politechnika Warszawska święciła uroczystość związaną z mianowaniem prof. Dr inż. Maksymiliana Tytusa Hubera profesorem honorowym wytrzymałości materiałów na Wydziale Mechanicznym Politechniki Warszawskiej.

Olbrzymi dorobek naukowy prof. Hubera nie pozwala na wymienienie w tej krótkiej notatce wszystkich prac tego uczonego, to też zmuszeni jesteśmy ograniczyć się jedynie do pobieżnego przeglądu jego działalności techniczno-naukowej.

Jedno z wcześniejszych rozważań, które prof. Huber ogłosił w 1904 r. nosi tytuł: „Właściwa praca odkształcenia, jako miara wyężenia materiału“. Zapoczątkowała ona hipotezę Huber — Mises — Hencky, tak zwaną hipotezę energii odkształcenia postaciowego, dzięki której, w 25 lat później po doświadczalnym sprawdzeniu jej przez szereg badaczy (Ross i Eichinger w Zurychu, Ensslin w Esslingen, Lode w Getyndze, Hohenemser w Getyndze), nazwisko prof. Hubera wymieniane jest obok nazwisk największych uczonych z tej dziedziny. Hipoteza ta była poprzedzona przez hipotezę całkowitej energii odkształcenia sprężystego, zapoczątkowaną przez E. Beltramię w 1885 r. i niezależnie od niego przez M. T. Hubera w 1903 roku.

W pracy swej o ścisaniu sprężystych ciał stałych z 1904 r. prof. Huber wyjaśnił zjawisko, wykryte doświadczalnie przez Auerbacha, iż teoretyczną twardość nie jest stałą materiałów, jakby to wynikało z teorii Hertza. W związku z tym prof. Huber wyprowadza z ogólnego rozwiązania Hertza wzory szczegółowe, pozwalające na określenie ilościowe stanu odkształcenia i napięcia dwóch kul ścisanych w otoczeniu miejsca ich stykania się; wzory te dają obraz różniący się znacznie od podanego przez Hertza. Praca ta wyjaśnia nadto dlaczego przy przyciskaniu kul do płyty z tego samego materiału zachodzi kołowe pęknięcie w płycie a nie w kuli.

Praca o naprężeniach, wywołanych nierównym ogrzaniem wewnętrznej i zewnętrznej ściany rury, pozwoliła na wyjaśnienie warunków powstawania pęknięć w okrągłych kominach murowanych i wydrążonych chłodzonych tłoczyskach silników spalinowych.

W licznym szeregu prac ogłoszonych po roku 1914 w językach: polskim, niemieckim i francuskim prof. Huber rozwiązuje zagadnienia równowagi płyt sprężystych „ortotropowych“ (tj. płyt o anizotropii prostokątnej), uogólniając przy tym równania Airy'ego.

W pracach ogłoszonych po 1935 r. prof. Huber rozwiązuje różne nowe zagadnienia z dziedziny wybożenia,

między innymi dotyczące warunków wybożenia termicznego torów kolejowych z szyn spawanych.

W paru przedwojennych pracach prof. Huber rozwiązuje zagadnienie dotyczące łuf działowych; stwarza teorię samowzmocnienia lufy, dokładniejszą od dotychczasowej francuskiej teorii płk. Malavala; wyprowadza równanie różniczkowe określające z wielkim przybliżeniem odkształcenia sprężyste rury grubościennnej przy dowolnym obciążeniu kołowo symetrycznym i znajduje rozwiązania podające odkształcenia i naprężenia w łufach działowych podczas strzału.

Podczas wojny prof. Huber napisał szereg większych prac, z których nie wszystkie ocalały; jedna z nich — teoria sprężystości, praca o charakterze matematycznym, jest obecnie wydawana przez Akademię Umiejętności w Krakowie, dwie inne natomiast, mechanika techniczna i mechanika teoretyczna są wydawane w Szwecji.

Wielką zasługą prof. Hubera dla Nauki Polskiej jest przyciąganie do Siebie zastępów młodych naukowców, którzy pod Jego kierunkiem wykonywali prace doktorskie i habilitacyjne.

Dzięki prof. Huberowi Nauka Polska stanęła po raz pierwszy w rzędzie przodujących krajów na uprawianym przez Niego odcinku wiedzy.

Na nadzwyczajnym posiedzeniu Rady Wydziału Mechanicznego powitano gorąco Solenizanta, wyliczając Jego zasługi naukowo-techniczne oraz podnosząc zalety Jego charakteru i urok osobisty, pod którym się znajduje otoczenie.

Po krótkiej przerwie odbyło się uroczyste posiedzenie Senatu Akademickiego P. W. z udziałem Rady Wydziału Mechanicznego P. W., podczas którego Jego Magnificencja Pan Rektor Edward Warchałowski po krótkich gorących słowach powitalnych wręczył prof. Huberowi nominacyjny Dekret Pana Prezydenta R. P., gratulując Mu dostąpionego zaszczytu; następnie gratulacje złożył Solenizantowi Panowie Dziekan w imieniu Wydziałów, które reprezentują, po czym Pan Rektor zaprosił zebranych na lampkę wina do uprzednio przygotowanego apartamentu w gmachu mieszczącym Rektorat i Dziekanaty Politechniki.

O godzinie 15 m. 15 wygłosił prof. dr M. T. Huber wykład w Politechnice p. t. *Naukowe podstawy obliczeń wytrzymałościowych*.

Na wykładzie byli obecni profesorowie Politechniki i około 300 studentów. O godzinie 19.30 prof. M. T. Huber przyjął Pana Rektora oraz grono Kolegów z Rady Wydziału Mechanicznego na terenie politechnicznym w prywatnym mieszkaniu jednego z profesorów, oddanego na ten wieczór do dyspozycji Solenizanta.

KOMUNIKATY

DRUGI MIĘDZYNARODOWY KONGRES TECHNICZNY

Kair, 20—26 marca 1949 r.

Naczelna Organizacja Techniczna podaje do wiadomości, że w okresie 20—26 marca 1949 roku w Kairze odbędzie się II-gi Światowy Kongres Techniczny, organizowany przez Conférence Technique Mondiale.

Z uwagi na to, że tematyka Kongresu obejmuje sprawy surowców oraz sprawę konsekwencji socjalnych rozwoju techniki, jest on specjalnie interesujący z naszego punktu widzenia.

Byłoby pożądane, aby z uwagi na powyższe już dziś przystąpić do opracowywania referatów polskich, które mogłyby być wygłoszone na Kongresie. Jest sprawą pol-

skiego świata technicznego, aby tym razem jego udział w Kongresie odpowiadał naszym poważnym osiągnięciom na polu odbudowy przemysłu i rozwoju potencjału gospodarczego Polski.

W związku z tym NOT uważa sobie za obowiązek podać zawiadomienie o Kongresie do wiadomości inżynierów i techników mechaników z prośbą o współudział w pracy nad przygotowaniem delegacji Polski na Kongres w Kairze.

mgr. inż. J. Wacław Czarnowski
Sekretarz Generalny NOT

Poniżej podajemy ważniejsze informacje dotyczące Kongresu.

I. Uczestnictwo.

1. Kongres otwarty jest dla wszystkich inżynierów i techników.

2. Zgłoszenie przystąpienia powinno wpłynąć do Sekretariatu Międzynarodowego Kongresu Technicznego w Kairze lub do Delegacji Generalnej Conférence Technique Mondiale przed 31 grudnia 1948 r.

Dla narodów posiadających Komitety Krajowe Conférence Technique Mondiale zgłoszenia przystąpienia należy adresować do tych Komitetów, które je zcentralizują i przekażą.

II. Referaty.

1. Rękopisy referatów winny być wysłane w minimum czterech egzemplarzach do Komitetu Krajowego autora, lub w razie braku takiego do Komitetu Narodowego Egiptu, przed 1 września 1948 r.

2. Referaty będą tłumaczone i wydrukowane staraniem Komitetów Narodowych, a druk w dwóch językach (francuskim i angielskim) winien być ukończony w końcu grudnia.

3. Referaty nie powinny zawierać więcej niż cztery tysiące słów, za wyjątkiem odchyień przyznanych przez Komitet Narodowy.

4. Każdy referat winien być poprzedzony krótkim streszczeniem (około 200—300 słów) przedstawiającym istotne idee, a nie zwykły spis rzeczy. Streszczenia te będą drukowane oddzielnie.

5. W wypadku gdy rysunki, tablice lub wykresy byłyby włączone do referatu, temat musiałby być odpowiednio skrócony. Rysunki, najlepiej w tuszu, winny być tak wykonane, aby mogły być użyte do wykonania klisz bez poprawek i retuszu.

6. Rękopisy nie będą zwracane autorom.

7. Autorzy, którzy życzą sobie wydrukować na własny koszt dodatkowo pewną ilość broszur, zawierających ich referaty, proszeni są o zakomunikowanie tego w chwili dostarczenia rękopisu, podając ilość oraz język, w jakim ma być wydrukowana broszura. Odsadne wydania będą drukowane w granicach będącego do dyspozycji papieru. Jednakże Kongres nie może brać na siebie żadnej odpowiedzialności za kwestie, które mogą powstać na skutek wysłania tych wydawnictw za granicę.

III. Wycieczki i podróże naukowe.

Kongres przewiduje wycieczki do zakładów przemysłowych i bardzo interesujący program turystyczny. Szczegółowy program zostanie przesłany we właściwym czasie.

IV. Zakwaterowanie uczestników Kongresu.

Uczestnicy Kongresu winni przesłać swe żądania zakwaterowania do sekretariatu Egipskiego Komitetu Narodowego w Kairze. Conférence Technique Mondiale udzieli wszelkich ułatwień dla otrzymania wizjazdowych do Egiptu i poda do wiadomości we właściwym czasie ulgi, które będą mogły być przyznane dla transportów statkami i kolejami.

V. Ogólny program Kongresu.

Sekcja A — Surowce przemysłowe i ich racjonalne użytkowanie w świecie.

I — Surowce mineralne (węgiel, nafta, minerały, etc.).

II — Surowce roślinne i zwierzęce (drzewo, bawełna, kauczuk, wełna etc.).
Wszystkie problemy surowców; rozkład geograficzny, eksploatacja, ruch i użytek będą rozpatrywane pod względem ich związku z przemysłem; kwestie energetyczne nie wchodzi w skład tematu sekcji A.

Sekcja B — Społeczne konsekwencje rozwoju techniki. Sekcja ta obejmie sprawy społeczne, odnoszące się do rozpowszechnienia i popularyzowania nauki stosowanej i konsekwencji uprzemysłowienia, odbijających się na życiu ludzkim.

Sekcja C — Problemy wody na Środkowym Wschodzie. Bieg wody — morza — wody podziemne — wody deszczowe. W sekcji tej będą rozpatrywane kwestie irygacji, żeglugi, energii, wody do picia, etc.

BIBLIOGRAFIA

Inżynierowie Władysław Plaskura i Stanisław Wein, „INSTALACJE WODOCIĄGOWE I GAZOWE”. Część I — Materiały i prace instalatora. Format 165 x 240, stron 150, rysunków 187, tablic 37. Wydawnictwo: „Ognisko” Spółdzielnia Księgarska, Katowice.

Nakładem Spółdzielni Księgarskiej „Ognisko” w Katowicach, która może już poszczycić się wydaniem szeregu książek technicznych, ukazała się pierwsza część książki p. t. „Instalacje wodociągowe i gazowe”, pomysłanej jako podręcznik do nauki fachu instalacyjnego oraz jako vademecum dla praktyków oraz dla konstruktorów projektujących instalacje wodociągowe, kanalizacyjne, sanitarne i gazowe.

Podręcznik, poza należytym fachowym ujęciem zagadnień technicznych pracy instalatorskiej, odznacza się dostosowaniem do naszych warunków, dzięki oparciu się na istniejących polskich normach oraz na programach produkcyjnych Polskich Wytwórni Rur oraz Narzędzi i Materiałów instalatorskich.

Rozdział pierwszy poświęcony jest krótkiemu opisowi właściwości i sposobu wytwarzania metali stosowanych do wyrobu rur.

Rozdział p. t. „Rury” obejmuje opis, warunki techniczne i sposoby wytwarzania rur bez szwu stalowych, miedzianych, aluminiowych, ołowianych, cynowych, rur

spawanych, rur lanych sposobem zwykłym i odśrodkowym oraz rur kamionkowych.

Następny rozdział poświęcony jest omówieniu rodzajów łączenia poszczególnych typów rur.

Rozdział p. t. „Prace przy rurach“ opisuje narzędzia instalatorskie oraz sposoby wykonywania poszczególnych czynności w pracy instalatorskiej jak przecinanie, gwintowanie, spawanie, lutowanie, wyginanie i uszczelnianie różnych rodzajów rur oraz układanie, podwieszanie i mocowanie rurociągów. Końcowy rozdział poświęcony jest zagadnieniom zabezpieczania rurociągów przed korozją oraz robotom pomocniczym jak przebijanie murów, osadzanie kołków oraz kopanie i zabezpieczanie rowów. Na końcu znajduje się spis rysunków i tablic oraz alfabetyczny skorowidz treści.

Wykład jest jasny i prosty, język i mianownictwo dobre, rysunki dobre pod względem graficznym i technicznym.

Dalsze części tego podręcznika mają objąć instalacje wodociągowe i sanitarne oraz instalacje gazowe.

inż. A. M.

„KALENDARZYK ELEKTROTECHNICZNY 1948 — 49“ w opracowaniu *dra Bolesława Konorskiego* Wydanie VII, format A6, stron XX + 551, tablic 371, nomogramów i wykresów 40. Wydawnictwo Stowarzyszenia Elektryków Polskich, Warszawa, styczeń 1948.

Po ośmioletniej przerwie Stowarzyszenie Elektryków Polskich wznowiło swą działalność w zakresie wydawnictw książkowych, drukując nowe — siódme już wydanie „Kalendarzyka elektrotechnicznego“, który zdobył sobie w okresie przedwojennym należyte uznanie.

Przystępując do wznowienia „Kalendarzyka“, Komisja Wydawnicza SEP miała na względzie katastrofalny u nas brak książek i materiałów z dziedziny elektrotechniki, a biorąc pod uwagę niedostateczne jeszcze zadzierzgnięcie współpracy naukowej z innymi krajami i neprzystosowanie naszych przepisów do nowych zdobyczy, postanowiła oprzeć się zasadniczo na poprzednim wydaniu, wprowadzając zmiany i uzupełnienia tylko tam, gdzie rozporządzano dostatecznymi materiałami. W przypadkach zbyt przestarzałych naszych przepisów, podano obok nich nowe przepisy krajów sąsiednich.

„Kalendarzyk elektrotechniczny“ nie jest podręcznikiem i zadaniem jego jest przypomnienie czytelnikowi zależności liczbowych i biegu rachunków, podanie w przejrzystej postaci wyczerpującego zbioru stałych cyfrowych, materiałów i przepisów oraz ukaźwienie wykonywania obliczeń technicznych za pomocą wykresów i nomogramów. Zakresem treści przeznaczony jest dla elektryków silnoprądowców pracujących w dziedzinie energetyki i w przemyśle.

Część ogólnotechniczna zawiera na wstępie wieczny kalendarz, porównanie czasów, czasy wschodów i zachodów słońca, informacje astronomiczne, alfabety, przepisy pierwszej pomocy w nagłych wypadkach, a następnie tabele matematyczne, miary i jednostki, tabele fizyczne, materiały, tabele techniczne, spalanie, kotły parowe oraz silniki i maszyny.

Część elektryczna zawiera tablice i materiały dotyczące oświetlenia, podstawy elektrotechniki, właściwości elektryczne materiałów, przewody, pomiary i aparaty pomiarowe, maszyny i silniki elektryczne, transformatory, energetyka, częstotliwość i długości fal elektromagnetycznych oraz jednostki w radiotechnice i akustyce. Na

końcu znajduje się alfabetyczny skorowidz tytułów i pojęć.

„Kalendarzyk“ ma bardzo estetyczną i wygodną postać zewnętrzną i posiada dobry drobny druk na cienkim papierze, dzięki czemu — pomimo małych wymiarów — ma obszerną, bardzo ciekawą i wartościową treść.

Jako mechanicy nie możemy nie wytknąć, że dane ogólnotechniczne i materiałowe są nieco przestarzałe, posiadają liczne luki i nie uwzględniają już dawniej opracowanych norm. Komisja Wydawnicza SEP zwraca się w przedmowie z prośbą o nadsyłanie uwag, spostrzeżeń i życzeń: mamy więc nadzieję, że w przyszłych wydaniach „Kalendarzyka“ również i ta dziedzina będzie podciągnięta na należyty poziom. Pewne zastrzeżenia z naszej strony wzbudza również sam układ treści. Podzielona ona jest na wyszczególnione powyżej rozdziały, które zawierają zbiór danych z różnych dziedzin w zakresie dotyczącym przedmiotu tego rozdziału. Powoduje to, że informacje z pewnej dziedziny technicznej są rozbite na kilka rozdziałów, a z drugiej strony w obrębie danego rozdziału są informacje mało ze sobą pod względem technicznym powiązane. Tak więc dane o właściwościach mechanicznych i elektrycznych materiałów rozbite są w działach: tabele fizyczne, właściwości elektryczne materiałów, przewody oraz maszyny elektryczne i transformatory. Z drugiej zaś strony w rozdziale o energetyce obok danych z dziedziny ekonomiki i organizacji pracy siłowni są podane różne szczegóły technicznych urządzeń siłowni, które powinnyby się raczej znaleźć w rozdziałach o przewodach i maszynach.

Życzymy naszym kolegom elektrykom powodzenia w podjętej przed wielu laty i teraz odnowionej pracy wzbogacenia naszej literatury technicznej wartościowymi wydawnictwami.

inż. A. M.

„KALENDARZ PRZEGLĄDU BUDOWLANEGO“ pod redakcją *inż. I. Lufta*. Tom I i II. Wydanie IV. Format 115 x 165 mm, stron 1882. Wydawnictwo Stowarzyszenia Zawodowego Przemysłowców Budowlanych R. P. Warszawa, 1947. Cena obu tomów zł 3.000.—

Nowe wydanie popularnej encyklopedji budownictwa jest pierwszym powojennym wydawnictwem Stowarzyszenia Zawodowego Przemysłowców Budowlanych R. P.

Pierwsze wydanie Kalendarza ukazało się w 1938 r., drugie wydanie — w 1939 r., wydanie wojenne w Londynie w 1945 r.; obecne wydanie zawiera stereotypowy przedruk wydania III (do str. 1506), uzupełniony aktualnymi rozdziałami z dziedziny prawodawstwa i skarbowości, oraz ogłoszonymi po wojnie normami budowlanymi.

Dział pt. „Materiały budowlane“ obejmuje: ceramikę budowlaną, kamienie i roboty kamieniarskie, zaprawy budowlane, beton, wyroby betonowe, drewno, stal i metale, szkło, izolacje przeciwwilgociowe i ciepłochronne, środki przeciwożniowe, materiały i technikę malarską oraz materiały różne.

Dział pt. „Projektowanie“ obejmuje: plany i rysunki budowlane, budownictwo mieszkaniowe, szkoły, budownictwo przemysłowe, statykę budowlą i wytrzymałość materiałów, grunty i fundamenty, konstrukcje drewniane, murowane, stalowe, betonowe i żelbetowe, stropy, izolacje dźwiękowe, piece, kominy i przewietrzanie, oświetlenie budynków, krycie dachów, schody, instalacje budowlane, instalacje elektryczne; ponadto tablice i wzory matematyczne oraz jednostki miar.

Dział p. n. „Wykonawstwo“ obejmuje: rusztowania, deskowania, urządzenie placu budowy, maszyny budowlane pompy, elektrotechnikę oraz warunki techniczne wykonywania robót.

W „Dodatkach“ zawarto obowiązujące przepisy z dziedziny budownictwa, prawo podatkowe, prawo pracy, ubezpieczenia społeczne polskie normy budowlane, wiadomości o szkołach technicznych w Polsce, o czasopiśmie budowlanych, bibliotekach technicznych, władzach państwo-

wych, stowarzyszeniach, związkach i cechach i wiele innych cennych wiadomości aktualnych.

Całość dzieła uzupełnia starannie opracowany alfabetyczny spis rzeczy obu tomów.

IV wydanie „Kalendarza Przeglądu Budowlanego“ stanowi dowód trwałej wartości pracy *s. p. inż. I. Lufla*, pierwszego redaktora „Kalendarza“.

A. T. T.

ERRATA do zeszytu 2—3/48

Ważniejsze błędy drukarskie i poprawki zgłoszone przez Autorów po wydrukowaniu zeszytu:

Artykuł *inż. Eugeniusza Misiurewicza* pt. „Nowe prądy w dziedzinie napędu i sterowania elektrycznego obrabiarek“.

strona	wiersz	zamiast	powinno być
56	16 od góry	elektrycznej	hydraulicznej
58	2 „ „	posuwu	przesuwu
59	3 od dołu	techniki i lamp	techniki lamp
60	16 „ „	TRz	TRz ₂
60	6 „ „	wzroście	wzroście prądu
61	11 „ „	$X \ll R$	$X \gg R$
62	8 „ „	są naogół	są
63	1 „ „	przenoszenia	przenoszenie
67	6 „ „	nawias zbędny	
68	8 „ „	wymagają nieraz	wymagają

Artykuł *inż. mecha. Stanisława Szulca* pt. „Obróbka metali narzędziami o ujemnych kątach natarcia“.

81	rys. 9.	głębokość skrawania w mm	głębokość skrawania w calach
81	Tabl. II.	Kearney	Kearney
85	18 od dołu	$v < 200 \text{ m/min}$	$v \geq 200 \text{ m/min}$

Artykuł *inż. mecha. Zdzisława Nowakowskiego* pt. „Utwardzanie powierzchni przewodnic“.

86 tytuł błędnie podany jako „Utwardzenie powierzchni przewodnic“.

Artykuł *inż. mecha. Bronisława Kiepuszewskiego* pt. „Sposoby wykonywania noży Fellowsa“.

105 i 109 klisze rys. 5 i rys. 9 są zamienione.

Artykuł *inż. mecha. Jana Juchimowicza* pt. „Metoda produkcji ciągłej w budowie obrabiarek“.

strona	wiersz	zamiast	powinno być
123	Tab. I.		
	L.p.	Uwagi	Uwagi
	1.	Stoi nie w linii	Stoi nie w linii
	2.	„ „ „ „	„ w linii
	3.	„ „ „ „	„ „ „
	4.	„ „ „ „	„ „ „
	5.	„ „ „ „	„ „ „
	6.	„ „ „ „	„ „ „
	7.	W przyrządzie obrotowym	W przyrządzie obrotowym w linii
	8.		Stoi w linii
	9.		Obsługuje kilka linii

strona	wiersz	zamiast	powinno być
123	12 od góry	3 wrzecionowe	30-wrzecionowe

Artykuł *inż. mecha. Stanisława Szulca* pt. „Superfinish“.

134	rys. 1	Kryształy półpane naciskiem i wysoką temperaturą	Kryształy półpane naciskiem w obecności wysokiej temperatury
134	11 od dołu	0,004 m	0,004 μ
136	18 „ „	węgliku Al	tlenki Al
138	3 „ „	25-krotne	2,5-krotne

140 Tablica I kolumna pierwsza: wymiar kG/cm^2 w rubryce „Temperatura miejscowego rozgrzania przedmiotu“ powinno być przedstawione do rubryki „Docisk narzędzia z powierzchni przedmiotu“.

140 Literatura: przy wyszczególnionych źródłach opuszczono kolejne numery; zdanie zaczynające się w wierszu 4 od dołu — „3—5 Édition de l'office professionnel general de la transformation des metaux, Paris 1945“ podaje źródło cytowanych prac *M. Mondon, P. Nicolau* oraz *J. Misset* et *P. Revel*,

Artykuł *inż. Witolda Szymanowskiego* pt. „Nowa metoda wykreślnego doboru zespołów współosiowych przekładni zębatych“

strona	wiersz	zamiast	powinno być
145	4 od góry	$i \leq 1$	$i < 1$
145	18 od dołu	$= 0.5$ lub $= 1$	≈ 0.5 lub ≈ 1
144	11 „ „	stopniowych	stopniowanych
144	10 „ „	przy rzym $i_1 > 1/2$	przyczym $i_1 \geq 1/2$
144	8 od góry	$i \leq 1$	$i < 1$
146	27 „ „	uzyskany	uzyskamy
146	29 „ „	$i_4 = \frac{6}{5}$	$i_4 = \frac{5}{6}$
147	Tablica I kol. 2 wiersz 5	8	9
147	1 pod tabl.	zarys	zarysów
149	3 od dołu	różnych	równych
152	Tablica III kolumna ostatnia wiersz 4	3,75	2,75

TREŚĆ ZESZYTU 4-5/48

	Odezwa Konferencji Narzędziowo-Obrabiarkowej w Poznaniu	str. 169
I.	ARTYKUŁY OGÓLNE	
	<i>Prof. dr. inż. Wacław Moszyński</i> — „Tarcie w mechanizmach”	171
	<i>inż. mech. Stanisław Szulc</i> — „Gładkość powierzchni” (dok.)	176
	<i>inż. mech. Stefan Zukowski</i> — „Zarys badań nad trwałością ostrza”	181
	<i>inż. mech. Jerzy Werner</i> — „Ewolucje w amerykańskim przemyśle samochodowym”	190
	<i>inż. mech. Stanisław Kowalczewski</i> — „Z zagadnień ruchu pomp odśrodkowych”	198
	<i>Prof. dr. inż. Maksymilian T. Huber</i> „Wartość naukowa i praktyczna próby zginania i skręcania”	200
II.	DZIAŁ ENERGETYCZNY	
	„Światowa Konferencja Energetyczna”	202
	„Suche studzenie koksu w koksośniach i gazowniach”	202
	„Paleniska narzutowe w Stanach Zjednoczonych”	204
III.	DZIAŁ ODLEWNICZY	
	<i>prof. A. Portevin</i> — Paryż — „Ogólne zasady sporządzania stopów na drodze przetapiania”	205
	<i>inż. Jerzy Piaskowski</i> — „Wyżarzanie białego żeliwa ciągliwego w atmosferze gazów”	212
	Przegląd piśm technicznych odlewniczych	219
IV.	WIADOMOŚCI SIMP	
	III Walny Zjazd Delegatów SIMP	224
	Sprawozdanie z Konferencji Narzędziowo Obrabiarkowej w Poznaniu	226
V.	KRONIKA I KOMUNIKATY	228
VI.	BIBLIOGRAFIA	229

CONTENTS

SOMMAIRE

СОДЕРЖАНИЕ

	Appeal of the Machine Tool Conference in Poznań . . .	169		Appel de la Conférence sur question des Machines-Outils à Poznań	169		Призыв Инструментно-Станковой Конференции в Poznani.	169
I.	MAIN ARTICLES		I.	LES ARTICLES GÉNÉRAUX		I.	ГЛАВНЫЕ СТАТИИ	
	Friction in mechanisms . . .	171		Frottement dans les mechanisms	171		Трение в механизмах	171
	Surface finish	176		Pollissage de surface	176		Чистота поверхности	176
	Outline of researches on tool cutting edge durability . . .	181		Histoire des recherches sur la durabilité des outils de coupe	181		Очерки исследования над прочностью инструментальных острий	181
	Evolution of American Automobile Industries	190		Evolution de l'industrie automobile américaine	190		Эволюция американской автопромышленности	190
	Problems of centrifugal pump operation	198		Quelques problèmes concernant les installations des pompes centrifuges	198		Некоторые проблемы управления центрифугальных помп	198
	Scientific and practice value of bending and torsional tests	200		Valeur scientifique et pratique des essais de flexion et de torsion.	200		Научная и практическая ценность испытания на упругость и скручивание	200
II.	POWER PROBLEMS		II.	SECTION ENERGETIQUE		II.	ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ	
	Fuel Economy Conference	202		Conférence sur l'économie des combustibles	202		Мировая конференция по экономии топлива	202
	Dry cooling of coke at coke ovens and gasworks	202		Refroidissement à sec de coke dans les cokeries et usines à gaz	202		Сухое охлаждение кокса в коксовых и газовых заводах	202
	Spreader stockers in the USA	204		Foyers mécaniques en USA	204		Механические котельные топки в С. Ш.	204
III.	FOUNDRY PRACTICE		III.	SECTION DE FONDERIE		III.	ЛИТЕЙНОЕ ДЕЛО	
	General rules of compounding alloys by melting	205		Règles générales de fonte des alliages	205		Общие правила топения сплавов	205
	Annealing of white heart maleable iron in controlled atmosphere	212		Grillage de fonte malleable blanche dans l'atmosphère des gazs	212		Каление белого ковкого чугуна в газовых атмосферах	212
	Review of foundry periodical	219		Revue de presse de fonderie	219		Обзор литейной печати	219
IV.	SIMP NEWS	224	IV.	BULLETIN de SIMP	224	IV.	ВЕДОМОСТИ SIMP	224
V.	CHRONICLE and ANNOUNCEMENTS	228	V.	CHRONIQUES et COMMUNIQUÉS	228	V.	ХРОНИКА и ЗАЯВЛЕНИЯ	228
VI.	BIBLIOGRAPHY	229	VI.	BIBLIOGRAPHIE	229	VI.	БИБЛИОГРАФИЯ	229

WYDAWCA: INSTYTUT WYDAWNICZY SIMP — Warszawa

Kolegium redakcyjne: Prof. dr inż. Bohdan STEFANOWSKI, inż.-mech. Stanisław KUNSTETTER, inż.-mech. Adam Tadeusz TROSKOLAŃSKI.

Redaktor działu odlewniczego: Prof. inż.-mech. Kazimierz GIERDZIEJEWSKI.

Redaktor techniczny: inż. Adam MINCHEJMER.

Redaktor naczelny: Prof. inż. Edmund OSKA.

Redaktor Wiadomości SIMP: Eugeniusz MAŁKIEWICZ Sekretarz Generalny SIMP:

Adres Redakcji i Administracji: Warszawa, ul. Mickiewicza 18.

Redaktor przyjmuje czwartek 9—11 i sobota 14—16.

Administracja czynna poniedziałki, środy i piątki od 9 do 15.

Przedpłata kwartalna 400 zł.

PKO Nr konta I 4665. tel. 8-29-85.

Cena pojedynczego zeszytu 150 zł.