

# PRZEGLĄD MECHANICZNY

MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY  
STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW MECHANIKÓW I TECHNIKÓW POLSKICH

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

ADMINISTRACJA: WARSZAWA, CZACKIEGO 3/5, TEL. 8-95-10

## Plan 6-letni planem walki o Pokój

Podstawowym zadaniem Planu 6-letniego, jako planu zbudowania podstaw socjalizmu w Polsce, jest poważny rozwój sił wytwórczych i przede wszystkim produkcji środków wytwórczości. W zakresie rozwoju sił wytwórczych największe zadania przypadają przemysłowi, dzięki czemu 6-letni Plan jest planem forsownego uprzemysłowienia Kraju.

Wartość produkcji przemysłu socjalistycznego będzie w r. 1955 — ponad 2,5 raza większa aniżeli w r. 1949.

Oznacza to osiągnięcie w r. 1955 poziomu czterokrotnie wyższego od poziomu produkcji przemysłowej Polski przedwrzesniowej. W przeliczeniu zaś na jednego mieszkańca wartość produkcji przemysłowej będzie w wyniku realizacji Planu 6-letniego ponad 5 razy większa od wartości produkcji, przypadającej na jednego mieszkańca w r. 1938.

... Jakie będą podstawowe linie rozwoju przemysłu w okresie Planu Sześcioletniego?

1. Plan 6-letni zakłada szybszy wzrost produkcji narzędzi i środków produkcji tzw. grupy „A”, niż produkcji przedmiotów spożycia tzw. grupy „B”. W rezultacie, o ile w 1949 r. udział produkcji środków wytwórczości w ogólnej produkcji wielkiego i średniego przemysłu wynosił 59,1 proc., to w 1955 roku wyniesie on 63,5 proc.

2. Zasadniczym elementem uprzemysłowienia kraju, rozwoju przemysłu i produkcji środków wytwórczości w szczególności, jest rozwój produkcji budowy maszyn.

Dlatego dla wszystkich gałęzi przemysłu budowy maszyn są założone najwyższe tempa rozwoju w Planie 6-letnim. Dla właściwej budowy maszyn mamy wskaźnik wzrostu 364, przy czym postawione zostały trudne zadania uruchomienia produkcji maszyn dotąd w kraju nie wyrabianych jak turbin parowych, kotłów wysokoprężnych, maszyn papierniczych, pomp odśrodkowych o dużej wydajności, wysokosprawnych obrabiarek itp.

W zakresie maszyn rolniczych zostało postawione zadanie stworzenia technicznej podstawy dla społecznej przebudowy wsi, w związku z czym liczba wyprodukowanych ciągników wyniesie w r. 1955 — 11.000 sztuk, tj. przeszło 4 razy więcej aniżeli w r. 1949.

Wartość produkcji maszyn i narzędzi rolniczych wyniesie w r. 1955 czterokrotną wartość produkcji 1949 roku, przy czym przewiduje się znaczne wzbogacenie asortymentu i uruchomienie nowych typów maszyn rolniczych jak kombajnów, siewników traktorowych, snopowiązałek, młocarni czyszczących o dużej wydajności itp.

Wskaźnik wzrostu przemysłu środków transportowych, który również wchodzi w skład szeroko pojętego przemysłu budowy maszyn, wynosi 271, przy czym stosunkowo wolniej rośnie przemysł taboru kolejowego, który już w okresie Planu Trzyletniego osiągnął względnie wysoki poziom, a główny nacisk położony jest na rozbudowę produkcji samochodów, z tym, że produkcja samochodów ciężarowych trzy i pół tonowych osiągnie w r. 1955 — 13.000 szt., samochodów ciężarowych dwu i pół tonowych — 12.000 sztuk i produkcja samochodów osobowych — 12.000 szt.

Poziom produkcji okrętowej będzie w r. 1955 dziewięciokrotnie wyższy niż w r. 1949, przy czym w okresie sześćdziesiątka zostaną wybudowane statki morskie różnego typu o łącznym tonażu 575.000 TDW. Wskaźnik przemysłu elektrotechnicznego, którego przeważającą część stanowić będzie budowa maszyn i aparatów elektrycznych wynosi 328, przy czym zostało postawione zadanie uruchomienia produkcji dotąd w kraju nieznannej, jak wielkich silników napędowych, transformatorów najwyższych napięć i mocy itd.

3. W Planie 6-letnim zakłada się silny rozwój hutnictwa i osiągnięcie w r. 1955 produkcji 4,6 miln. ton stali, czyli 2 razy większą aniżeli w r. 1949 i 3,2 razy większą aniżeli w r. 1938.

4. ... Wydobycie węgla kamiennego osiągnie w r. 1955 — 100 milionów ton, tj. wzrośnie o 35 proc. w stosunku do r. 1949. Zaspokoi to w pełni rosnące potrzeby życia gospodarczego i pozwoli na wysoki poziom eksportu węgla. W 1955 roku produkcja węgla kamiennego osiągnie na głowę ludności 3,7 tony, czyli będzie jedną z najwyższych na świecie.

5. Produkcja energii elektrycznej wyniesie w r. 1955 — 19,3 miliarda kWh; produkcja energii elektrycznej na głowę ludności równać się wtedy będzie około 715 kWh, to jest przeszło sześć razy więcej niż w r. 1938.

6. ... W okresie sześćdziesiątka będzie stworzony wielki przemysł chemiczny.

... Rozwój przemysłu chemicznego w Polsce będzie się wyrażać nie tylko we wzroście ilościowym takich podstawowych artykułów, jak kwas siarkowy, soda, związki azotowe itp., ale także w uruchomieniu nowych, w Polsce nieznanych lub słabo rozwiniętych działów produkcji, jak: wielka synteza chemiczna, produkcja półfabrykatów organicznych, produkcja farb i lakierów, produkcja środków leczniczych, produkcja ekstraktów garbarskich itp.

7. Plan 6-letni przewiduje olbrzymi rozmach budownictwa. Dlatego dla realizacji planu budownictwa konieczny jest znaczny wzrost produkcji materiałów budowlanych.

Dlatego też przewiduje się wzrost produkcji cementu z 2,3 miliona ton w r. 1949 do 4,9 miliona ton w r. 1955 tj. do poziomu trzy i pół raza wyższego aniżeli w r. 1937.

8. ... W okresie sześćdziesiątka winien być dokonany poważny krok naprzód w kierunku lepszego wykorzystania bogactw naturalnych w Kraju i wydatnego rozszerzenia bazy surowcowej naszego przemysłu. Dlatego plan przewiduje dokonanie przełomu w zakresie rozszerzenia bazy surowcowej naszego przemysłu.

Przełom zostanie dokonany, w zaniedbanym dotychczas i wlokącym się na szarym końcu, kopalnictwie rud żelaza, których wydobycie w r. 1955 wzrośnie w porównaniu z r. 1949 czterokrotnie i osiągnie wysokość 3 miln. ton. Dla osiągnięcia tej wysokości wydobycia trzeba będzie zbudować 35 nowych, nowoczesnie zainstalowanych zmechanizowanych kopalń rudy.

Pozwoli to, przy wzrastającej silnie produkcji surówki, podnieść udział żelaza z rud krajowych do około 30 proc. Należy osiągnąć przełom w zakresie miedzi i osiągnąć w końcu sześćdziesiątka wydobycie rudy miedzi w wysokości 3,2 miln. ton i odpowiednie do tego przetwórstwo, co pozwoli znacznie ograniczyć import miedzi.

Należy osiągnąć przełom przez uruchomienie produkcji metali lekkich jak aluminium i magnez. W zakresie cynku przez prawie dwukrotne zwiększenie produkcji zapewnione będą w pełni potrzeby gospodarki narodowej i stworzone poważne kontyngenty eksportowe. Podniesienie wydobycia ropy naftowej do 394 tys. ton rocznie, przy jednoczesnej poważnej rozbudowie produkcji paliw syntetycznych, pozwoli w znacznie większym stopniu niż dotąd, pokrywać stale rosnące zapotrzebowanie gospodarki narodowej na paliwo. Powstanie w Polsce przemysłu kauczuku syntetycznego stworzy krajową bazę dla rozwoju przemysłu gumowego.

... Szczególny nacisk położony będzie również na rozbudowę krajowej bazy surowcowej przemysłu lekkiego.

9. ... W okresie sześćdziesiątka zadaniem przemysłu będzie stworzenie podstawy dla osiągnięcia planowego podniesienia stopy życiowej ludności przez dostarczenie na rynek odpowiedniej i wciąż rosnącej ilości artykułów konsumcyjnych.

... Obok wydatnego wzrostu produkcji artykułów pierwszej potrzeby przewiduje się także poważny wzrost produkcji artykułów tzw. wyższej konsumpcji, na które, w związku ze wzrostem stopy życiowej ludności w okresie sześćdziesiątka, pojawi się wzmożony popyt.

10. ... W okresie sześćdziesiątka zadaniem przemysłu będzie stworzenie materialnych podstaw dla realizacji rewolucji kulturalnej, dla udostępnienia najszerszym masom możliwości korzystania z dorobku oświaty, kultury, nauki i sztuki.

11. ... Ważnym zadaniem w okresie sześćdziesięciu lat będzie zrealizowanie szybkiego rozwoju uspołecznionego przemysłu drobnego.

12. ... Jednym z podstawowych zadań Planu 6-letniego winno być zapoczątkowanie na szeroką skalę długotrwałego procesu, zmierzającego do bardziej równomiernego, niż obecnie, rozmieszczenia sił wytwórczych przez uprzemysłowienie terenów dotąd gospodarczo zacofanych.

W związku z tym nowe zakłady przemysłowe, których rozmieszczenie nie jest ściśle uzależnione od bazy surowcowej, budowane będą poza obrębem województw wysoce uprzemysłowionych. Około 80 proc. zakładów nowowybudowanych powstanie poza obrębem Górnego i Dolnego Śląska, województwa łódzkiego i m. Łodzi. Zakłady te zatrudniać będą około 2/3 załogi przypadającej na nowe fabryki i pochłonią około 70 proc. ogólnych kosztów inwestycji, przypadających na nowe zakłady przemysłowe.

W rezultacie nastąpią dość znaczne zmiany w rozmieszczeniu przemysłu socjalistycznego na terenie Kraju.

... Poza bardziej równomiernym rozmieszczeniem sił wytwórczych w okresie sześćdziesięciu lat rozpocznie się już krystalizacja nowych okręgów przemysłowych, w szczególności zaś okręgu przemysłowego krakowskiego, którego trzon stanowić będą wielkie zakłady metalurgiczne i zakłady syntezy chemicznej, okręgu przemysłowego miasta stołecznego Warszawy z odbudowanym rozbudowanym i przemysłem metalowym i elektrotechnicznym; okręgu przemysłowego częstochowskiego z wielkimi zakładami metalurgicznymi i kopalnictwem rud; ośrodka przemysłowego kujawskiego, opartego głównie na przemyśle chemicznym oraz okręgu przemysłowego zagłębia staropolskiego (woj. kieleckiego), opartego głównie na przemyśle metalowym.

Dla wykonania Planu 6-letniego trzeba zmobilizować wszystkie siły i jasno widzieć środki i metody, prowadzące do przełamywania trudności które będą występować na naszej drodze i jasno widzieć warunki, których spełnienie jest niezbędne dla osiągnięcia zadań Planu.

Jakież to są warunki?

Założone w Planie 6-letnim tempo rozwoju gospodarki narodowej przewiduje stosowanie i rozszerzanie postępu technicznego we wszystkich jej dziedzinach. Zasadniczymi elementami postępu technicznego w okresie Planu 6-letniego będą: mechanizacja procesów produkcyjnych, elektryfikacja, automatyzacja obsługi urządzeń i kontroli, intensyfikacja procesów produkcyjnych i usługowych, przechodzenie na większe agregaty, zastępowanie procesów periodycznych — ciągłymi, normalizacja procesów technologicznych surowców i wyrobów gotowych oraz chemizacja procesów, tj. zastosowanie zdobyczy chemii w szeregu dziedzin gospodarki.

Dla osiągnięcia jak największego postępu technicznego należy wzmocnić Instytuty Naukowo-Badawcze i jak najszerszej wykorzystać ich pracę. W realizacji postępu technicznego wielką pomocą będzie oparcie się o olbrzymie osiągnięcia nauki i techniki radzieckiej.

Wyjątki z przemówienia Min. H. Minca wygłoszonego na V Plenum KC PZPR.

Istotną treścią naszego planu 6-letniego jest potężne, niespotykane w dotychczasowej historii rozwoju gospodarczego naszego kraju podniesienie poziomu sił wytwórczych w oparciu o najbardziej nowoczesną i wysoką technikę. Dotyczy to zarówno przemysłu, jak rolnictwa, dotyczy to wszystkich dziedzin naszej gospodarki narodowej.

W wyniku osiągnięć planu 6-letniego Polska zostanie przekształcona w jeden z najbardziej uprzemysłowionych krajów Europy.

Nie trzeba dowodzić jakie znaczenie w związku z tym posiada plan 6-letni dla siły obronnej Polski dla jej gospodarczej, politycznej i państwowej niezależności.

Uprzemysłowienie kraju w oparciu o socjalistyczne formy ustrojowe i gospodarcze oznacza gruntowne rugowanie wszelkich wpływów kapitalistycznych w różnych dziedzinach naszego życia. Oznacza to równocześnie spotęgowanie wkładu Polski do ogólnych sił obozu pokoju, przeciwstawiających się zarówno polityce podbojów i niewoli gospodarczej jak i wojennej agresji imperializmu, jego polityce grabieży i wojny. W tym sensie plan 6-letni posiada nie tylko wewnętrzne, lecz i międzynarodowe znaczenie.

Wyjątek z przemówienia Prezydenta RP Bolesława Bieruta na V Plenum KC PZPR.

# Podstawy i historia szybkościowego skrawania

Prof. inż. WITOLD BIERNAWSKI

*Rozwój skrawania szybkościowego. — Praca jednostkowa skrawania. — Wpływ szybkości skrawania na pracę jednostkową skrawania. — Własności wytrzymałościowe i ciepłne materiału skrawanego oraz narzędzia, i ich wpływ na warunki szybkościowego skrawania. — Próby szybkościowego skrawania u nas i za granicą. —*

Nowe osiągnięcia w dziedzinie skrawania, które dzięki właściwemu wykorzystaniu własności spiekanych węglików metali umożliwiły ogromne zwiększenie szybkości skrawania, zawdzięczamy z jednej strony ruchowi racjonalizatorstwa i nowatorstwa, z drugiej zaś strony licznym pracom prowadzonym w różnych instytucjach naukowo-badawczych, laboratoriach przemysłowych oraz zakładach naukowych wyższych uczelni technicznych.

Jakkolwiek osiągnięcia racjonalizatorów i nowatorów w zakresie szybkościowego skrawania przyczyniły się do znacznego zwiększenia wydajności produkcji, nie mniej jednak najczęściej mają charakter przypadkowy, a co najważniejsze nie wnikają w istotę samego procesu skrawania. Podobnie prace, prowadzone w instytucjach naukowo-badawczych, czy uczelnianych zakładach naukowych, częstokroć wykazują te same cechy, a przecież poznanie istoty procesu skrawania, jego fizykalnych podstaw, powinno być drogowskazem we wszystkich pracach tego typu.

Dopóki nie zostaną dokładnie poznane własności wytrzymałościowe i ciepłne materiału skrawanego i narzędzia w warunkach skrawania, dopóki szybkość działania sił i szybkość rozchodzenia się ciepła, nie będą należycie uwzględnione, dopóty ustalenie optymalnych warunków szybkościowego skrawania, dla danego typu i rodzaju obróbki, będzie wymagało wielkiej ilości prób i doświadczeń prowadzonych po omacku.

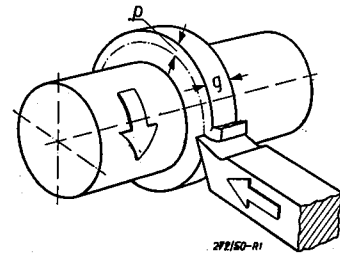
Zjawiska fizykalne, występujące w procesie skrawania, są niezwykle złożone, gdyż charakteryzujące je wielkości są tak od siebie uzależnione, że zmiana jednego z nich powoduje zmiany innych. Badanie tych zjawisk wymaga współpracy obróbkowców, wytrzymałościowców i fizyków.

Jednym z pierwszych fizyków zajmujących się problemami skrawania jest znakomity fizyk radziecki prof. W. D. Kuzniecowa, członek korespondent Akademii Nauk Związku Radzieckiego, laureat premii Stalinowskiej, autor dzieła pod tytułem „Fizyka ciał stałych“, którego tom III poświęcony jest w szczególności zagadnieniom skrawania metali.

Przekonywującym dowodem ważności problemów skrawania i możliwości twórczej pracy nad tymi zagadnieniami jest stworzenie przez prof. Kuzniecowa całej szkoły fizyków, zajmujących się od podstaw zjawiskami występującymi w procesie skrawania.

Poniżej zostaną przedstawione podstawy fizykalne szybkościowego skrawania na tle ogólnej teorii skrawania, jedynie w zarysie i w sposób uproszczony.

Rozpatrzmy na przykładzie swobodnego skrawania (rys. 1). mechanikę tworzenia się wióra z warstwy skrawanej i towarzyszące temu zjawiska fizykalne. Zjawiska te są wyni-



Rys. 1. Przekład swobodnego skrawania; przekrój poprzeczny warstwy skrawanej  $F = p \cdot g$  (mm<sup>2</sup>).

kiem działania układu sił, niezbędnych dla wywołania procesu skrawania, uzależnionych od własności wytrzymałościowych materiału skrawanego, częściowo materiału narzędzia, od kształtu ostrza narzędzia oraz od warunków skrawania, to jest posuwu, głębokości i szybkości skrawania oraz cieczy smarujących i chłodzących.

Należy pamiętać, że własności wytrzymałościowe warstwy skrawanej różnią się zasadniczo od tych własności, które są wyznaczone w warunkach obciążenia niemal statycznego i w temperaturze stałej otoczenia. Zmienność własności wytrzymałościowych materiału skrawanego, będących funkcją temperatury oraz szybkości działania sił, przy równoczesnym należytych wykorzystaniu własności wytrzymałościowych spiekanych węglików metali, umożliwiły wprowadzenie szybkościowego skrawania.



Pracę skrawania można w przybliżeniu przedstawić jako sumę trzech prac:

$$A = A_1 + A_2 + A_3,$$

gdzie:

- $A_1$  — praca użyta na odkształcenia plastyczne,
- $A_2$  — praca na odkształcenia sprężyste,
- $A_3$  — praca tarcia zewnętrznego.

Ponieważ praca  $A_1$  — użyta na odkształcenia plastyczne — stanowi od 60 do 85% całkowitej pracy skrawania i ponieważ stan wytrzymałościowy materiału skrawanego przy szybkościowym skrawaniu wpływa zasadniczo na wielkość tej pracy, przeto zajmiemy się nią szczególnie więcej dalej, po omówieniu pracy  $A_2$  i  $A_3$ .

Praca  $A_2$  zostaje użyta na odkształcenia sprężyste zarówno materiału skrawanego jak i narzędzia. Praca ta stanowi drobną część całkowitej pracy skrawania i dlatego w bilansie energetycznym można jej nie uwzględniać.

Praca  $A_3$  — tarcia zewnętrznego — składa się z dwóch składowych:

$A'_3$  — pracy tarcia między spływającym wiórem i narzędziem,

oraz

$A''_3$  — pracy tarcia między materiałem skrawanym i narzędziem.

Wielkość pracy tarcia zależy od wielkości siły skrawania, szybkości wióra i materiału obrabianego względem narzędzia i współczynnika tarcia zewnętrznego, który z kolei jest uzależniony od szybkości, siły skrawania i temperatury. W szybkościowym skrawaniu dużą rolę odgrywa wielkość siły tarcia, występującej między wiórem i narzędziem.

Praca odkształceń plastycznych  $A_1$  jest zużywana na przemieszczanie cząstek materiału skrawanego w warstwie, z której powstaje wiór, jak również w warstwie powierzchniowej materiału znajdującego się pod ostrzem.

Istota procesu skrawania polega na kolejnych przesunięciach elementów warstwy skrawanej wzdłuż płaszczyzny poślizgu, tworzącej z kierunkiem skrawania kąt  $\Theta$  (rys. 2), przy czym w obszarze tych elementów odbywa się przemieszczenie cząstek materiału, wzdłuż linii zgniotu, tworzących z płaszczyzną poślizgu niewielki kąt  $\eta$ , który w pewnych warunkach może nawet równać się zeru.

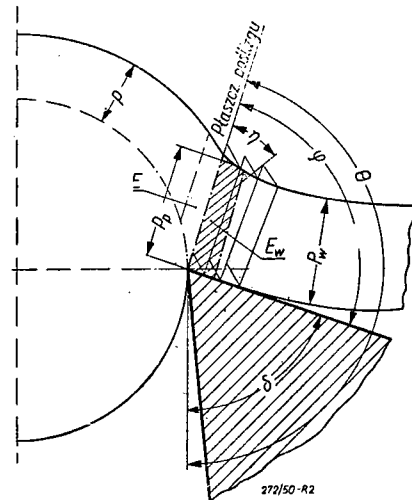
Ostrze narzędzia działa z siłą  $N$ , prostopadłą do płaszczyzny natarcia, na warstwę skrawaną za pośrednictwem wióra, stykającego się na pewnej długości z powierzchnią natarcia, (rys. 3). Siła ta łącznie z siłą tarcia  $T$ , działającą na powierzchni natarcia ostrza, daje wypadkową  $W$ !, którą możemy rozłożyć na dwie składowe:

- siłę  $P_p$  — równoległą do płaszczyzny poślizgu i
- siłę  $P_c$  — prostopadłą do niej.

Siła  $W$  jest mniejszą od całkowitej siły skrawania gdyż nie obejmuje siły tarcia między narzędziem i przedmiotem obrabianym.

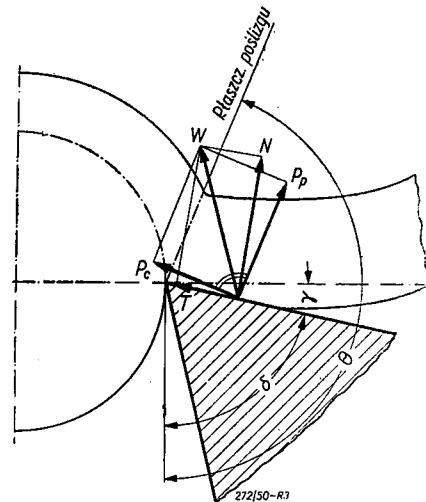
Siła  $P_p$  powoduje powstrzymanie naprężeń w płaszczyźnie poślizgu, siła  $P_c$  — naprężeń prostopadłych do tej płaszczyzny.

Siła  $W$  z jaką ostrze narzędzia działa na warstwę skrawaną wywołuje początkowo od-



Rys. 2. Mechanika tworzenia się wióra warstwy skrawanej;  $E$  — element warstwy skrawanej  $E$ , w którym nastąpiły przesunięcia cząstek materiału.

kształcenia plastyczne w obrębie elementów  $E$  tej warstwy (rys. 2), powodując utwardzenie zgniatanego materiału. Utwardzenie materiału zgniatanego wywołuje konieczność wzrostu siły  $W$ , a więc i składowej  $P_p$ . Z chwilą gdy siła  $P_p$  osiągnie odpowiednią wielkość następuje przesunięcie elementu  $E_w$  w płaszczyźnie poślizgu.



Rys. 3. Rozkład siły  $W$  (z jaką ostrze ciśnie na wiór) na składową  $P_p$ , która powoduje poślizg elementu warstwy skrawanej i na siłę  $P_c$  prostopadłą do  $P_p$

Wielkość siły  $P_p$  jest zatem uzależniona od własności wytrzymałościowych zgniecionego materiału warstwy skrawanej oraz od wielkości płaszczyzny poślizgu  $F_p$ , inaczej mówiąc od wielkości naprężenia  $p$  wywołującego poślizg

oraz od wielkości poprzecznego przekroju warstwy skrawanej  $F = p \cdot g$  i od wielkości kąta poślizgu  $\Theta$ , gdyż od nich jest uzależniona wielkość płaszczyny poślizgu:

$$P_p = \tau_p \cdot F_p,$$

ponieważ  $F_p = \frac{F}{\sin \Theta}$ , więc

$$P_p = \tau_p \cdot \frac{F}{\sin \Theta} = \tau_p \cdot \frac{p \cdot g}{\sin \Theta},$$

gdzie:

- $P_p$  — kG — siła, (składowa siły  $W$ ), wywołująca poślizg,  
 $\tau_p$  — kG/mm<sup>2</sup> — naprężenie w płaszczynie poślizgu  $F_p$  mm<sup>2</sup>,  
 $F$  — mm<sup>2</sup> — przekrój poprzeczny warstwy skrawanej,  
 $p$  — mm/obr — wysokość warstwy skrawanej przy swobodnym skrawaniu (rys. 1) — posuw,  
 $g$  — mm — grubość warstwy skrawanej, głębokość skrawania przy nieswobodnym skrawaniu,  
 $\Theta$  — — kąt poślizgu  $> 90^\circ$ .

Wielkość kąta poślizgu  $\Theta$  jest związana z tak zwanym współczynnikiem spęczania  $k_{sp}$  przedstawiającym wielkość zgniotu, a który może być obliczony ze stosunku poprzecznego przekroju wióra,  $F_w$ , do przekroju poprzecznego warstwy skrawanej  $F$ , czyli

$$k_{sp} = \frac{F_w}{F},$$

gdzie:

$F_w$  — mm<sup>2</sup> — przekrój poprzeczny wióra który na przykład dla stali manganowej (12% Mn) może być sześciokrotnie większy od przekroju warstwy skrawania  $F$ .

Zależność między współczynnikiem spęczania  $k_{sp}$  i kątem poślizgu może być wyrażona wzorem:

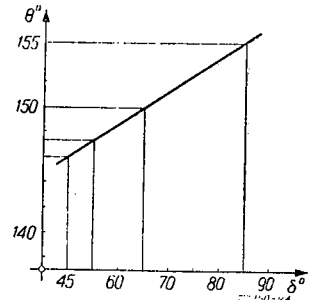
$$k_{sp} = \frac{\sin \varphi}{\sin \Theta},$$

gdzie:  $\varphi$  — kąt działania między płaszczyną poślizgu i płaszczyną natarcia (rys. 2).

Jak z powyższego wynika, wielkość zgniotu i połączona z nią wielkość siły  $P_p$  są związane z kątem poślizgu  $\Theta$ , a zatem i praca zgniotu i poślizgu, czyli całkowita praca odkształceń plastycznych, jest związana z kątem poślizgu  $\Theta$ . Im kąt ten jest większy, tym praca jest większa i na odwrót.

Do czynników wpływających na wielkość kąta  $\Theta$ , a zatem i na pracę odkształceń plastycznych  $A_1$ , poza własnościami wytrzymałościowymi materiału skrawanego oraz wielkością i kształtem przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, należy kształt ostrza skrawającego głównie zaś kąt skrawania  $\delta$  lub kąt

natarcia  $\gamma$ , będący uzupełnieniem kąta  $\delta$  do  $90^\circ$ , oraz szybkość skrawania  $v$ . Na podstawie licznych doświadczeń stwierdzono, że dla danej grupy materiałów plastycznych np. dla stali, wzrost kąta skrawania  $\delta$  powoduje wzrost kąta poślizgu  $\Theta$  (rysunek 4); natomiast wzrost szybkości skrawania  $v$  powoduje zmniejszenie kąta  $\Theta$  (rysunek 5).



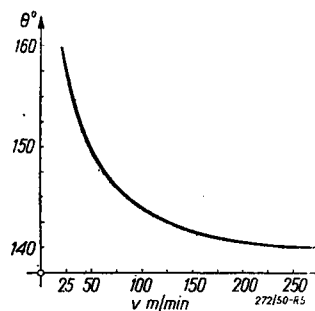
Rys. 4. Zależność między kątem skrawania  $\delta$  i kątem poślizgu  $\Theta$  dla stali węglowej o wytrzymałości  $R_r \approx 50 \text{ kG/mm}^2$ .

Gdyby zachowując szybkość skrawania  $v$  zwiększyć kąt skrawania, zwiększałaby się jednostkowa praca skrawania, czyli praca obliczona na jednostkę objętości wióra. Te ujemne skutki wzrostu kąta  $\delta$  można skompensować przez wzrost szybkości skrawania, który spowoduje obniżenie jednostkowej pracy skrawania.

Z drugiej strony zwiększając kąt skrawania  $\delta$  nawet ponad  $90^\circ$ , czyli stosując ujemny kąt natarcia  $\gamma$ , powodujemy, że płytki ze spiekanych węglików metali, zawsze stosowane przy szybkościowym skrawaniu, zostają poddane działaniu sił ścisnąjących zamiast jak dawniej zgniatających, będą zatem pracować we właściwych wytrzymałościowo warunkach, ponieważ wytrzymałość na ściskanie płytek ze spiekanych węglików metali jest około trzy razy większa niż na zginanie.

Przy ujemnych kątach natarcia, nacisk wióra na ostrze zostaje odsunięty od krawędzi tnącej, powodując zwiększenie odporności ostrza na mechaniczne działanie wióra i polepszenie warunków odpływu ciepła z wióra do narzędzia, obniżając w ten sposób temperaturę ostrza.

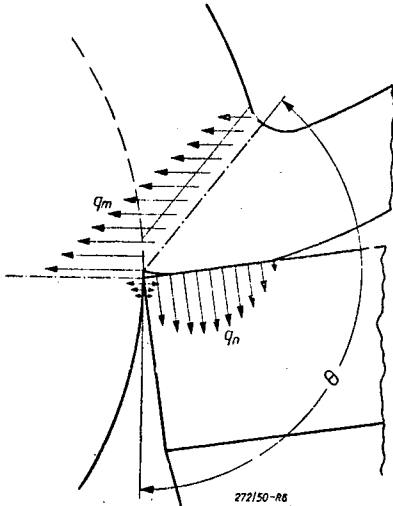
Ażeby zrozumieć fizyczny wpływ wzrostu szybkości skrawania na zmniejszanie się jednostkowej pracy skrawania, należy zbadać w jaki sposób wzrost szybkości skrawania wpływa na temperaturę warstwy skrawanej, wióra, materiału obrabianego i narzędzia. Jak wiadomo, niemal cała praca skrawania zamienia się na ciepło. Ponieważ praca odkształceń plastycz-



Rys. 5. Zmiana kąta poślizgu  $\Theta$  w zależności od szybkości skrawania  $v$  dla stali węglowej o wytrzymałości  $R_r = 50 \text{ kG/mm}^2$ .

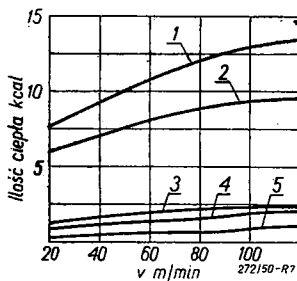
nych stanowi główną część pracy skrawania, przeto najwięcej ciepła wywiązują się w warstwie skrawanej. Przy ustalonych warunkach wydzielania się i odpływu ciepła ustala się pole temperatur i w związku z nim powstają nowe własności wytrzymałościowe materiału warstwy skrawanej.

Strumień ciepła  $q_m$  (rys. 6) wytworzonego w warstwie skrawanej płynie w kierunku ma-



Rys. 6. Odpływ ciepła wytwarzanego w warstwie skrawanej, oraz ciepła tarcia do materiału skrawanego i narzędzia.

teriału obrabianego, będąc stale przecinany przez narzędzie. Im szybkość narzędzia względem materiału skrawanego będzie większa, tym więcej ciepła pozostanie w warstwie skrawanej, tym większa ilość ciepła zostanie uniesiona przez wiór (rys. 7). Tym się tłumaczy, że mimo stosowania wielkich szybkości skrawania, przy których temperatura wiórów wynosi około



Rys. 7. Zależność ilości wydzielonego ciepła od szybkości skrawania; 1 — całkowita ilość ciepła, 2 — ilość ciepła odprowadzona przez wiór, 3 — ilość ciepła przechodząca do narzędzia, 4 — ilość ciepła przechodząca do przedmiotu obrabianego, 5 — ilość ciepła odprowadzona przez promieniowanie itp.

700 do 1000°C, temperatura przedmiotu skrawanego pozostaje niewiele wyższa od otoczenia (za wyjątkiem cienkiej warstwy powierzchniowej szybko stygnącej).

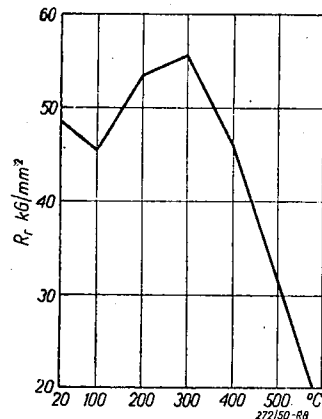
Inaczej się rzecz przedstawia z narzędziem: tutaj w pobliżu krawędzi tnącej temperatura

ostrza jest wyższa od temperatury wióra głównie z powodu bliskiego ogniska o najwyższej temperaturze oraz ciepła tarcia wywiązującego się na niewielkim polu płaszczyzny przyłożenia, natomiast od strony płaszczyzny natarcia, już w niewielkiej odległości od krawędzi tnącej, temperatura ostrza jest niższa od temperatury wióra i dlatego strumień ciepła przepływa od wióra do narzędzia, przy czym dopływa również ciepło tarcia wióra o narzędzie (rys. 6).

W rezultacie temperatura ostrza, przy szybkościowym skrawaniu, rośnie wraz z szybkością skrawania, jednak wskutek znacznie lepszych warunków odprowadzania ciepła jest niższa, niż by to miało miejsce przy skrawaniu ostrzem o dodatnim kącie natarcia.

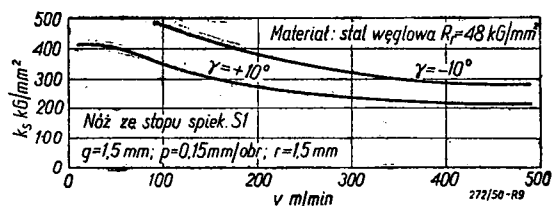
Tym się tłumaczy konieczność stosowania przy szybkościowym skrawaniu narzędzi z płytami ze spiekanych węglików metali, których twardość i wytrzymałość są dostatecznie wysokie w temperaturze szybkościowego skrawania.

Ogrzana do wysokiej temperatury warstwa skrawania łatwo ulega odkształceniom pla-



Rys. 8. Zależność wytrzymałości na rozciąganie stali węglowej od temperatury.

stycznym, wobec czego praca jednostkowa skrawania staje się mniejszą. Wykres rys. 8 wskazuje, że wytrzymałość stali węglowej na rozciąganie w temperaturze 600°C stanowi zaledwie 40% tej wytrzymałości, jaką stal posiada w temperaturze otoczenia. Wykres rys. 9 przedstawia spadek oporu właściwego skrawa-



Rys. 9. Zależność oporu właściwego skrawania od szybkości, podczas toczenia stali węglowej, przy dodatnim i ujemnym kącie natarcia.

nia w zależności od szybkości skrawania dla ostrza o kącie natarcia dodatnim (dolna krzywa) i ujemnym (górną krzywą). Jak wynika z wykresu wzrost szybkości od 100 do 400 m/min spowodował spadek oporu właściwego skrawania o 40%. Dodatni wpływ wzrostu szybkości skrawania na zmniejszenie pracy jednostkowej skrawania jest osłabiony przez zjawisko obniżania się podatności do odkształceń plastycznych materiału w miarę wzrostu szybkości skrawania. Im materiał jest mniej podatny na odkształcenia plastyczne, jak na przykład żeliwo, tym mniej pracy trzeba wykonać przy skrawaniu, a w związku z tym, ilość wydzielającego się ciepła w warstwie skrawanej staje się mniejsza i wytrzymałość materiału warstwy skrawanej nie ulega obniżeniu, a nawet może się zwiększyć.

Z powyższych rozważań wynika, że dla uzyskania optymalnych warunków szybkościowego skrawania muszą być uwzględnione wpływy różnych czynników na własności wytrzymałościowe i cieplne materiału skrawanego i narzędzia, przy czym wpływ poszczególnych czynników może być dodatni i ujemny, jak to mieliśmy możliwość stwierdzić przy omawianiu wpływu kąta skrawania  $\delta$  i szybkości skrawania  $v$ .

Odkrycie szybkościowego skrawania według *Duboscłarda*, autora artykułu o szybkościowym frezowaniu, umieszczonego w Nr 12 „*Mechanical Engineering*“ w roku 1943 zostało dokonane przypadkowo; mianowicie niedoświadczony robotnik frezując lekki stop z szybkością około  $v = 1880$  m/min i przy posuwie około 750 mm/min spowodował przez nieuwagę prze-frezowanie stalowego zacisku mocującego przedmiot do stołu frezarki. Okazało się, że frez nie doznał żadnego uszkodzenia, a powierzchnia przefrezowanego zacisku była wysokiej gładkości.

Szybkościowe skrawanie rozpowszechniło się w Stanach Zjednoczonych A. P. i w Anglii w latach drugiej wojny światowej głównie w fabrykach broni i samolotów.

Jakkolwiek Anglosasi zgłaszają pretensję do pierwszeństwa w odkryciu szybkościowego skrawania, powołując się na pierwsze próby skrawania przy użyciu narzędzi z ujemnymi kątami natarcia, przeprowadzone przez firmę „*Lucas*“ w Birmingham jeszcze w roku 1933, to jednak właściwe systematyczne badania naukowe rozpoczęto w Związku Radzieckim w latach 1937—1940 w laboratoriach przy katedrach Obróbki Metali Instytutu Lotniczego im. *Ordżonikidze*, Akademii Przemysłowej im. *Kaganowicza* oraz w laboratoriach dwóch wielkich instytutów, mianowicie w Centralnym Naukowo-Badawczym Instytucie Budowy Maszyn i Obróbki Metali (CHIITMASZ) oraz w Doświadczalnym Naukowo-Badawczym Instytucie Obrabiarek (ENIMS).

Pierwsze próby szybkościowego skrawania w ZSRR zostały dokonane przez znanego w całym Związku Radzieckim stachanowca *Bielskiego*, pracującego na rewolwerówkach w Zakładach im. *Ordżonikidze*, który już w roku 1936 osiągnął szybkość skrawania stali  $v = 265$  m/min, przy posuwie 0,28 mm/obr.

W tym samym roku inż. *Szczetkogonow* przeprowadził próby toczenia zahartowanej stali o twardości  $H_B = 514$  kG/mm<sup>2</sup> uzyskując szybkość  $v = 280$  m/min, przy posuwie  $p = 0,25$  mm/obr i głębokości skrawania  $g = 0,25$  mm, przy czym okres trwałości ostrza z płytką RE8 (Wk8) wynosił 30 minut.

Równocześnie inżynierowie *Aleksiejew* i *Rieznicki* rozpoczęli próby skrawania stali nierdzewnej w laboratorium Obróbki Metali Instytutu Politechnicznego w Lenigradzie. Ciekawe, lecz nie dające dobrych wyników próby przeprowadził w 1933 roku *Rukowisznikow* przy obróbce stali węglowych nagrzewanych do wysokich temperatur, oraz w roku 1939 *Askinaży* i *Babot*, ogrzewając stale prądami wysokiej częstotliwości. W roku 1940 rozpoczynają próby *Liczagin* i *Szwacow* w Syberyjskim Fizyko-Technicznym Instytucie, osiągając szybkość skrawania miękkiej stali węglowej  $v = 1500$  m/min, a nawet  $v = 2200$  m/min. Próby te miały na celu sprawdzenie ciekawej teorii prof. *Kuzniecowa* o możliwości stosowania bardzo wielkich szybkości na skutek przemiany materiałów plastycznych na kruche pod wpływem sił działających z wielkimi szybkościami.

Szybkość skrawania w tych próbach była doprowadzona do  $v = 6000$  m/min. Niestety próby te nie dały dotąd pozytywnych rezultatów ze względu na niedostateczną wytrzymałość na wysokie temperatury znanych dotychczas spiekanych węglików metali.

W latach 1944—1945 szybkościowe skrawanie znajduje powszechne zastosowanie w Związku Radzieckim dzięki doświadczeniom robotników szybkościowców i pracom naukowo-badawczym.

Prace nad wprowadzeniem szybkościowego skrawania w Polsce prowadzone są przez Instytut Obrabiarek i Narzędzi oraz w paru produjących zakładach przemysłowych jak w Hucie Gliwice, gdzie inżynierowie *Wrzosek* i *Rożałowski* osiągnęli wartościowe rezultaty, w Zakładach im. *Stalina*, w Zakładach Stowarzyszenia Mechaników w Pruszkowie, w Starachowicach i innych. Mamy również do wyróżnienia szereg osiągnięć naszych przodowników pracy, racjonalizatorów i nowatorów, inicjatorów współzawodnictwa w zakresie szybkościowej obróbki z tokarzem *Matelą* na czele.

Prace nad szybkościowym skrawaniem, prowadzone u nas, powinny przede wszystkim uwzględniać nasze materiały konstrukcyjne, spiekane węgliki metali naszej produkcji, oraz możliwości przystosowania obrabiarek produ-

kowanych przez nasz przemysł obrabiarkowy. Pamiętać należy, że prace nad szybkościowym skrawaniem winny być prowadzone nie pod kątem osiągnięć rekordowych szybkości bez zwracania uwagi na okres trwałości ostrza, lecz pod kątem ekonomii.

Jakkolwiek w Związku Radzieckim niektórzy stachanowcy osiągają szybkość skrawania przy obróbce stali i żeliwa do 1000 m/min, a przy obróbce lekkich stopów do  $v = 10.000$  m/min, to jednak średnie przemysłowe szybkości, uzasadnione ekonomicznymi warunkami pracy danego zakładu, wynoszą przy toczeniu i frezowaniu stali  $v = 100 \div 300$  m/min, żeliwa  $v = 70 \div 180$  m/min, lekkich stopów  $v = 2000$  m/min. Oczywiście nie są to szybkości graniczne, lecz w danych warunkach ekonomicznie usprawiedliwione.

Wprowadzenie szybkościowego skrawania wymaga odpowiedniego oprzyrządowania obrabiarek, uchwytów szybkoocucujących, przyrządów pomiarowych samoczynnie działających podczas obróbki, gdyż wielokrotne skrócenie czasu maszynowego wymaga skrócenia czasu przygotowawczego.

Opierając się na osiągnięciach naszych racjonalizatorów, nowatorów i przodowników pracy, na pracach naukowo-badawczych Instytutu Obrabiarek i Narzędzi oraz zakładów naukowych, a równocześnie korzystając z ogromnego dorobku w tym zakresie Związku Radzieckiego i innych krajów, będziemy mogli wprowadzić w naszych zakładach przemysłowych szybkościowe skrawanie wszędzie tam, gdzie to tylko jest możliwe.

## Zagadnienie wytrzymałości zmęczeniowo-kształtowej w ujęciu I. A. Odinga

(Dokończenie)

5. Rozpatrzenie wpływu czynników technologicznych na zmęczeniowe charakterystyki metalu, poza ich drobiazgowym usystematyzowaniem, nie wnosi wiele nowego.

Stan powierzchni Autor uwzględnia, przyjmując współczynnik  $\beta_p = 1 + p \cdot Z_{go}$ , gdzie  $p$  wynosi dla próbki o powierzchni:

1. polerowanej	0,000
2. szlifowanej	0,004
3. starannie toczonych	0,006
4. zgrubnie toczonych	0,010
5. surowej (z kucia lub walcowania)	0,017
6. trawionej	0,020

Wartości te odbiegają znacznie od nader rozpowszechnionych danych, ogłoszonych we

Prof. dr inż. WACŁAW MOSZYŃSKI

wspomnianych już poprzednio „wytycznych“ VDI. Widać to z tablicy II, podającej wartości współczynnika stanu powierzchni  $\beta_p$  wg Autora (górne liczby) i wg „wytycznych“ (dolne liczby).

Jak widać, liczby Autora są wyższe od liczb wg „wytycznych“ w odniesieniu do próbek szlifowanych, oraz starannie i zgrubnie toczonych, są natomiast niższe — w odniesieniu do próbek surowych i trawionych. Oczywiście, nie ma podstawy do zasadniczego kwestionowania danych Autora. Wątpliwości budzić może jedynie postać zależności określającej  $\beta_p$ , zbyt sztywnej, aby mogła wiernie odtworzyć wpływ wszelkich postaci stanu powierzchni na całej rozpiętości  $Z_{go}$  od  $17 \div 50$  kG/mm<sup>2</sup>. Jesteśmy w tych przypadkach zasadniczo zwolennikami raczej wykresów, niż wzorów. Wykresy bowiem pozwalają łatwo uchwycić wszelkie odchylenia od jakiegoś z góry przyjętego schematu zależnościowego, nie mówiąc już o tym, iż posługiwanie się nimi jest bez porównania wygodniejsze, niż wzorami nawet tak prostymi, jak omawiana zależność.

6. Na samym wreszcie końcu Autor omawia wpływ działania karbu z punktu widzenia geometrycznej budowy rozpatrywanego elementu oraz wrażliwości metalu. Rozdział ten ujęty jest znacznie mniej przejrzyście od pozostałych oraz stosunkowo powierzchownie i niedość wyczerpująco. Uderza wyraźnie jego charakter drugoplanowy. Jest to zrozumiałe, jeżeli uwzględnić, iż, jak to zaznaczyliśmy, Autor jest raczej metaloznawcą, a nie badaczem-

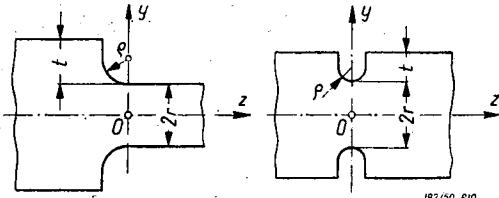
TABLICA II.

Stal		015	035	055	12.2.35	12.4.35
$Z_{go}$ kG/m <sup>2</sup>		17	24	32	38	46
Stan powierzchni	2	1,07	1,10	1,13	1,15	1,18
		1,06	1,08	1,10	1,11	1,12
	3	1,10	1,14	1,19	1,23	1,28
		1,08	1,10	1,12	1,13	1,20
	4	1,17	1,24	1,32	1,38	1,46
		1,10	1,13	1,15	1,22	1,30
	5	1,29	1,41	1,54	1,65	1,78
		1,42	1,56	1,90	2,20	2,70
	6	1,34	1,48	1,64	1,74	1,92
		1,68	1,88	2,40	2,80	3,75

konstrukctorem. Zresztą bardziej istotne części tego rozdziału książki z 1947 r. ujęte są zupełnie inaczej w wymienionej już książce Autora z 1949 r. Musimy więc i o niej tu mówić jednocześnie.

Autor rozpoczyna od przytoczenia kilku wzorów N. N. Afanasjewa, odtwarzających rozkład naprężeń w przekroju z karbem. Przyjmując, iż rozkład ten jest w układach płaskich hiperboliczny, podaje on dla przypadku rozciągania prętów płaskich (rys. 10):

$$\sigma_y = \sigma_n \left( e \cdot \frac{y - 0,5r - f}{\rho + r - y} + 1 \right), \quad [14]$$



Rys. 10.

gdzie  $\sigma_n = \frac{P}{F}$  jest naprężeniem nominalnym;

$$f = 0,5r + \rho - \frac{r}{\ln \left( 1 + \frac{r}{\rho} \right)} \quad [14a]$$

jest przesunięciem osi obojętnej niesymetrycznego pręta, jaki uzyskalibyśmy, rozpatrując tylko jedną połowę badanego elementu, leżącą po jednej stronie płaszczyzny  $O_{zx}$  (oś  $Ox$  skierowana jest prostopadle do rysunku),

$e = \frac{(\alpha_k - 1)\rho}{0,5r - f}$  [14b] jest współczynnikiem

liczbowym, a  $\alpha_k = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_n}$  jest właściwym współczynnikiem kształtu; jego wartość N. N. Afanasjew zaleca przyjmować równą:

$$\alpha_k = 2,2 - 0,8 \frac{\rho}{r} + \frac{1}{5,2 \left( \frac{\rho}{r} \right)^{2/3} \left( 1 + \frac{r}{\rho} \right) + 0,34 \left( \frac{\rho}{r} \right)^{2/3}} \quad [15a]$$

dla dwustronnego karbu (rys. 10a), oraz

$$\alpha_k = 1,6 - 0,2 \frac{\rho}{r} + \frac{1}{7 \left( \frac{\rho}{r} \right)^{2/3} \left( 1 + \frac{r}{\rho} \right) + 0,4 \left( \frac{\rho}{r} \right)^{2/3}} \quad [15b]$$

dla odsadzenia (rys. 10b). W przypadku prętów i karbów walcowych należy we wzorze

[14], zamiast  $\sigma_n$ , podstawić  $\frac{\sigma_n}{1 + 2 \frac{ef}{r}}$ .

W przypadku płaskiego pręta, zginanego, należy prawą stronę równania [14] pomnożyć przez  $\frac{y}{r}$ , a w przypadku zginania pręta walcowego — zastąpić ponadto  $\sigma_n$  przez

$$\frac{\sigma_n}{1 + e \left( 4 \frac{f \cdot \rho^2}{r^3} + 10 \frac{f \cdot \rho}{r^2} + \frac{22f}{3r} - \frac{\rho}{3r} - \frac{2}{3} \right)}$$

dwóch ostatnich przypadkach  $\sigma_n = \frac{M_g}{W_x}$ .

Innych postaci karbów, oraz innych przypadków obciążenia (np. skręcania) Autor nie rozpatruje.

Stwierdzając, iż rzeczywiste najwyższe naprężenia są niższe od teoretycznej wartości  $\sigma_{max}$ , Autor wprowadza współczynnik działania karbu  $\beta_k$ ; określając go, jako stosunek  $\beta_k = \frac{Z_0}{\sigma_n}$  [16], gdzie  $Z_0$  jest wytrzymałością

zmechnieniową rozpatrywanego materiału w danych warunkach obciążenia (np.  $Z_{go}$  przy obustronnym zginaniu), a  $\sigma_n$  jest nominalnym najwyższym naprężeniem, ustalonym doświadczalnie dla próbki z badanym karbem, wykonanej z tego samego materiału i w ten sam sposób obciążonej. Autor przytacza rozwiązania A. Thuma i W. Buchmanna, którzy podają znaną zależność  $\beta_k = 1 + \eta_k (\alpha_k - 1)$ , [16a], gdzie  $\eta_k$  jest współczynnikiem wrażliwości materiału na działanie karbu, oraz podany przez W. Kunzega zupełnie inaczej rozumiany współczynnik obniżki szczytowych naprężeń teoretycznych w stosunku do rzeczywistych  $\beta_n = \alpha_k \frac{\sigma_n}{Z_0} = \frac{\sigma_{max}}{Z_0}$

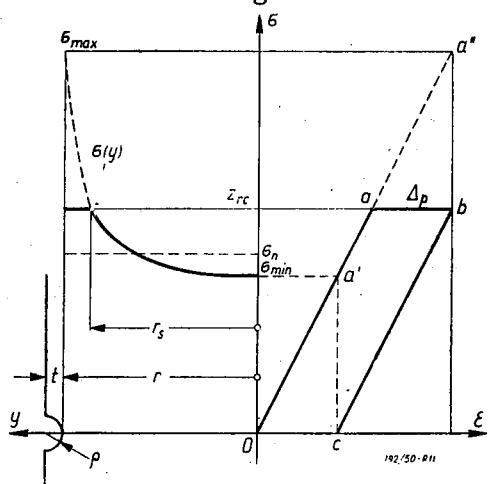
[16b]. Autor stwierdza, że żaden z tych wzorów nie daje dobrych wyników, gdyż ani  $\eta_k$  nie jest niezmienną charakterystyką danego materiału, ani też  $\beta_n$  nie pozostaje w żadnym ściśle określonym stosunku do  $\alpha_k$ .

I to skłoniło Autora do szukania nowych dróg dla rozwiązania tego niezwykle ważnego zagadnienia, znów w oparciu o znany swój schemat myślowy, zastosowany już dwukrotnie: raz w odniesieniu do naprężeń statycznych (rys. 2), po raz drugi — do naprężeń zmiennych. Wówczas chodziło o nierównomierność rozkładu naprężeń wywołaną zginaniem i skręcaniem prętów gładkich; tu chodzi o nierównomierność wywołaną obecnością karbu. Bieg myśli Autora jest wciąż ten sam. Zastępując pólpetłę histerezy odkształceniowej na wykresie  $\sigma(\epsilon)$  przez równogłobok  $Oabc$  o szerokości względnej  $\Delta_p$  (rys. 11), Autor zakłada, iż odpowiadające tej pętli naprężenie  $Z_{rc}$ , będące granicą wytrzymałości zmechnieniowej przy rozciąganiu i ściśkaniu, jest naprężeniem szczytowym, występującym u dna karbu. Teoretyczna krzywa  $\sigma_{min} \sigma_{max}$ , którą Autor buduje wg wzorów Afanasjewa w oparciu o punkty  $a'$  i  $a''$ , musi więc ulec na tej wysokości ścięciu; na jego obszarze zachodzić będą, zdaniem Autora, odkształcenia plastyczne; poza tym obszarem, ograniczonym przez wymiar  $r_s$ , odkształcenia Autor uważa za sprężyste. W książce z 1949 r. Autor wprowadza współczynnik  $\nu = \frac{E \cdot \Delta_p}{Z_{pc}}$  [17]; który propo-

nuje nazwać *zmęczeniowym współczynnikiem wrażliwości metali na działanie karbu*, a który ma zależeć wyłącznie od właściwości materiału, nie zależeć zaś od geometrycznego kształtu próbki. Wychodząc z zależności [4a], mieliśmy w danym przypadku

$$\frac{r_s}{r} = \frac{1}{1 + \nu}, \quad \text{skąd } \nu = \frac{r - r_s}{r_s} \quad [17a]$$

Znając przebieg funkcji rozkładu naprężeń rzeczywistych, Autor wyznacza naprężenie nominalne  $\sigma_n$  całkując ją w płaszczyźnie rysunku — w przypadku układu płaskiego, albo też całkując kołowo-symetrycznie — w przypadku układu obrotowego.



Rys. 11.

Z rys. 11 widać, iż im większa jest szerokość  $\Delta_p$  pętli, tym większe wypada ścięcie krzywej naprężeń teoretycznych i tym bliższe będzie najwyższe naprężenie rzeczywiste  $Z_{rc}$  naprężeniu nominalnemu  $\sigma_n$ , a więc tym mniej dany materiał jest wrażliwy na działanie karbu. Stąd ogromne znaczenie, jakie Autor przywiązuje do szerokości  $\Delta_p$  pętli histerezy. Wyznaczenie jej jest jednak niełatwe. Autor wskazuje wszelako możliwość określenia jej w drodze porównania wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_{go}$ , wyznaczonej przy obustronnym zginaniu gładkiej próbki walcowej i wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_{go}^k$ , wyznaczonej w tych samych warunkach dla obróbki o tych samych wymiarach i wykonanej z tego samego materiału, lecz zaopatrzonej w karb o znanym kształcie i znanych wymiarach <sup>26)</sup>.

Rozważmy jednak najpierw gładką, zmęczeniowo zginaną próbkę walcową i rozkład

<sup>26)</sup> Obie te wielkości wyznaczamy na podstawie elementarnego wzoru  $\frac{M_g}{W_x}$ , w którym  $M_g$  jest obustronnie zmiennym momentem zginającym, jakiemu próbka gładka lub z karbem może być poddana na granicy wytrzymałości zmęczeniowej, a  $W_x$  jest wskaźnikiem wytrzymałości kołowego przekroju próbki przy zginaniu, równym  $\frac{\pi r^3}{4}$ .

naprężeń zachodzących w jej przekroju (por. rys. 2). Zdaniem Autora, pozostaje tu w mocy wzór [3c], po zastąpieniu w nim  $q''_g$  i  $q$  przez  $z''_g$  i  $\frac{r_s}{r}$ ; ten ostatni stosunek z kolei Autor za-

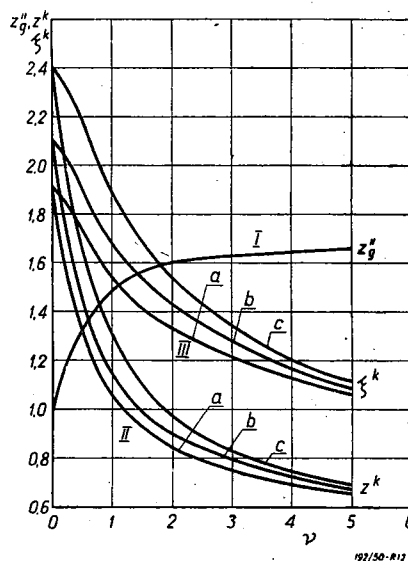
stępuje przez  $\frac{1}{1 + \nu}$ . Podobnie dla pręta prostokątnego zachowałby ważność wzór [3a] z tymi samymi zmianami. Można więc zbudować wykres  $z''_g = \frac{Z_{go}}{Z_{rc}} = f(\nu)$ , przedstawiony na rys. 12 (krzywa I)<sup>27)</sup>.

Przejdźmy teraz do zmęczeniowo zginanej walcowej próbki z karbem (rys. 13). Linia *Oab* teoretycznego rozkładu naprężeń, wykazujących teoretyczną szczytową wartość  $\sigma_{max}$  zbudowana wg wzorów Afanasjewa, ulegnie ścięciu na wysokości  $Z_{rc}$ , przy czym, jak to wynika z porównania z prawą stroną rys. 13, towarzysząca temu obniżka naprężenia wyniesie

$$\sigma_{max} - Z_{rc} = E \cdot \Delta_p, \quad \text{skąd}$$

$$\frac{\sigma_{max}}{Z_{rc}} - 1 = \frac{E \Delta_p}{Z_{rc}} = \nu \quad [17a]$$

Ostatecznie więc rozkład naprężeń określony będzie przez linię *OAB*. Można teraz, całkując, zbudować równoważną jej linię prostą *OD* roz-



Rys. 12.

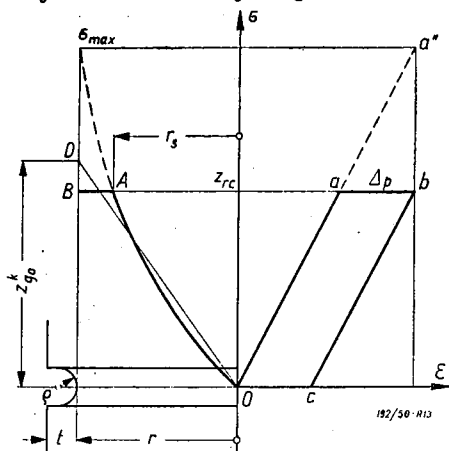
kładu naprężeń, która wyznaczy obliczeniowe naprężenie  $Z^k_{go}$ , skąd można określić stosunek

$$\frac{Z_{rc}}{Z^k_{go}} = z^k.$$

Jego wartość zależy, oczywiście, od założonej

<sup>27)</sup> Wykres przedstawiono obrócony o 90° w porównaniu z podanym przez Autora.

uprzednio wartości  $\nu$ . Przyjmując kolejno różne wartości  $\nu$  i obliczając dla nich  $z^k$ , można zbudować wykres  $z^k = F(\nu)$ . Na rys. 12 pokazano trzy krzywe wykresowe II, odpowiadające trzem różnym obrączkowym karbom, wykonanym na walcowych próbkach (rys. 13)



Rys. 13.

o promieniu dna karbu  $r = 4,0$  mm, głębokości karbu  $t = 1,0$  mm i o promieniu zaokrąglenia dna karbu  $\rho = 1,00$  mm (a),  $0,75$  mm (b) i  $0,50$  mm (c). Mnożąc rzędne krzywych I i II, odpowiadające tym samym wartościom odciętych  $\nu$ , wyznaczamy stosunek

$$\frac{Z_{go}}{Z_{rc}} \cdot \frac{Z_{rc}}{Z_{go}^k} = \frac{Z_{go}}{Z_{go}^k} = \zeta^k = \Phi(\nu),$$

jako nową funkcję  $\nu$ , przedstawioną przez krzywe III (rys 12).

A więc, poddając badaniom zmęczeniowym na obustronne zginanie próbki, wykonane z tego samego metalu, jedne gładkie, inne z karbem określonego kształtu i wymiarów, Autor wyznacza dla nich wytrzymałość zmęczeniową  $Z_{go}$  i  $Z_{go}^k$  oraz  $\zeta^k$ , a stąd, na podstawie właściwych krzywych III i II (rys. 12), wartość  $\nu$ , a więc i

$$\Delta_p = \frac{Z_{rc}}{E} \cdot \nu = \frac{Z_{go} \nu}{E \cdot \zeta^k} \quad [18]$$

oraz  $z^k$ , czyli  $Z_{rc}$ . W rozpatrywanym przypadku, do wyznaczania wiązkości zmęczeniowej  $\Delta_p$  badanego metalu, można byłoby oczywiście posilkować się normalnymi walcowymi próbkami z ostrym karbem obrączkowym o ściśle określonym kształcie i wymiarach, np. o kącie rozwarcia  $60^\circ$  i głębokości  $0,1$  mm przy zewnętrznej średnicy próbki  $7,5$  mm. Nazwijmy je próbkami normalnymi z karbem.

Autor zaleca stosowanie powyższych sposobów obliczeń, w oparciu o znaną wartość wiązkości zmęczeniowej  $\Delta_p$ , do określania spiętrzenia naprężeń przy wszelkich postaciach karbów, dla których istnieją wzory podobne do wzorów [14] i [15], pozwalające określić roz-

kład naprężeń na całym obszarze przekroju. Dla przykładu podajemy najprostszy z paru wzorów przytoczonych przez Autora, jako wynik przeprowadzonych przez niego obliczeń — wzór dotyczący rozciąganego i ściskanego pręta o przekroju prostokątnym z obustronnym karbem:

$$\sigma_n = \frac{r - r_s}{r} \cdot Z_{rc} + \left( C \frac{r_s}{r} + \frac{B}{r} \ln \frac{B - r}{B} \right) \cdot \frac{Z_{rc} + F \Delta_p}{\alpha_k}$$

gdzie  $B = r + \rho$  i  $C = 1 - \frac{(\alpha_k - 1) \rho \ln \left( 1 + \frac{r}{\rho} \right)}{r - \rho \ln \left( 1 + \frac{r}{\rho} \right)}$

Ażeby jednak móc wzór ten zastosować, należy najpierw wyznaczyć  $r$ , opierając się o wzory [14] i [15]; pierwszy z nich dla  $y = r$  powinien dać  $\sigma_n = \sigma_{max} = Z_{rc} + E \Delta_p$ , oraz dla  $\sigma_n = Z_{rc}$  szukaną wartość  $y = r_s$ . Jak widzimy, wymaga to bardzo wielu przeliczeń, nawet w najprostszym przypadku. Inne — są bardziej jeszcze złożone.

Cóż można o tym wszystkim powiedzieć? Sama myśl Autora byłaby interesująca, zwłaszcza wyznaczanie wiązkości zmęczeniowej  $\Delta_p$  przez porównanie  $Z_{an}$  i  $Z'_{an}$  dla próbek normalnych — gładkich i z karbem.

Musimy podnieść jednak zasadnicze zastrzeżenia, dotyczące samych, przyjętych przez Autora, założeń. Te same zresztą zastrzeżenia wyraziliśmy już w końcu p. 2. Dopiero na podstawie licznych i bardzo urozmaiconych prób można byłoby stwierdzić, czy to łamanie linii  $\sigma(\epsilon)$  po prawej stronie rys. 11 i ścinanie linii  $\sigma(\nu)$  po jego lewej stronie jest w przypadku zjawisk zmęczeniowych w ogóle dopuszczalne i czy nie prowadzi do zupełnie dowolnych, przygodnych wyników. Można obawiać się, że doświadczenia nie usprawiedliwią założeń Autora.

Ale nawet, gdyby istotnie doświadczenia potwierdziły słuszność przypuszczeń Autora, iż uproszczenia te nie mogą zasadniczo skazić rzeczywistego obrazu rozkładu odkształceń i naprężeń, pozostałaby z tych wszystkich wywodów jedynie myśl, którą należałoby dopiero ująć w formę nadającą się do praktycznych zastosowań. Częściowo zostało to dokonane w książce Autora z 1947 r., w której powyższe zagadnienie, jak to zaznaczyliśmy, ujęte zostało inaczej. Autor podaje tu pięć różnych wykresów, pozwalających bezpośrednio określać współczynnik  $\beta_k$  w zależności od  $\Delta_n$ , jako odciętej, i od stosunku  $\rho/r$ , jako parametru, przyjmującego wartości:  $0,05, 0,15, 0,30, 0,60, 1,00$ . Każdy z wykresów dotyczy jednej tylko postaci karbu i jednego przypadku obciążenia.

Poza tym wykresy te nie uwzględniają stosunku  $\frac{R}{r} = \frac{r + t}{r}$  (por. rys. 11 i 13); ilość tych wykresów musiałaby więc być bardzo



duża, by sprostać potrzebom praktyki, posługiwanie się zaś nimi byłoby bardzo niewygodne, ze względu na trudności interpolowania między dwoma różnymi wykresami, zbudowanymi dla różnych wartości stosunku  $R/r$ .

Poza tym Autor nie daje żadnych wskazówek, jak postąpić w przypadku naprężeń złożonych, występujących w miejscu karbu. Wszak współczynniki kształtu dla tego samego karbu posiadają odmienne wartości przy rozciąganiu, przy zginaniu i przy skręcaniu! Trzeba więc coś z tym zrobić.

Wreszcie Autor opisuje ogólnikowo dwie inne metody uwzględniania działania karbu na wytrzymałość zmęczeniową badanego elementu<sup>28)</sup>.

Pierwsza metoda, podana przez N. N. Afanasjewa (1936 r.) określa

$$Z_{go}^k = \frac{Z_{go}}{a_k} \left( \frac{\sigma'}{A\sigma_n} + 1 \right)^{\frac{1}{b}} \quad [19], \text{ gdzie } \sigma' = \left( \frac{d\sigma}{dy} \right)_{y=r}$$

jest szczytową wartością pochodnej funkcji  $\sigma(y)$  względem rzędnej  $y$  u dna karbu (tj. przy  $y = r$ ). Wartość jej stosunku do naprężenia nominalnego  $\sigma_n$  można obliczyć ze wzorów [14] i [15]; wielkości  $A$  i  $b$  są stałymi materiału, niezależnymi od kształtu i wymiarów karbu. Wzór [19] dotyczy zginania elementów obrotowych.

Druga metoda H. Buchnera (1938 r.) polega na określaniu innej charakterystyki materiału — *najniższej granicy poślizgu*, którą oznacza on przez  $\sigma_{Emin}$ . Ogólnie, pod granicą poślizgu Buchner rozumie tu obustronnie zmienne naprężenie  $\sigma_E$  obliczone wg zależności  $\frac{M_g}{W_x}$ , przy

którym temperatura badanej próbki zaczyna szybko wzrastać. Trenując uprzednio próbkę przy naprężeniach  $Z_{go}$  i ponownie określając  $\sigma_E$ , stwierdza się, iż, w miarę wzrastania łącznej ilości okresów,  $\sigma$  początkowo maleje, osiąga minimum równe  $\sigma_{Emin}$ , po czym znów rośnie. Otóż Buchner przyjmuje, iż

$$\beta_k = a_k \left[ 1 - f \left( 1 - \frac{\sigma_{Emin}}{Z_{go}} \right) \right] = a_k \cdot \Phi \quad [20],$$

gdzie  $f$  jest również stałą materiału.

Jak zatem widzimy, całe wyrażenie  $\Phi$ , ujęte w nawiasy kwadratowe, jest także stałą materiału. Porównując zależność [20] z zależnościami [16] i [16a], widzimy, iż współczynnik obniżki Kunzego nie jest niczym innym, jak odwrotnością wyrażenia  $\Phi$ . W tym więc przypadku wyniki uzyskane przez Buchnera i Kunzego okazały się w zasadzie zgodne. Jednakowoż Autor zaznacza, iż  $\beta_n$  zależy nie tylko od materiału, ale i od rozkładu naprężeń. A więc i wyrażenie  $\Phi$  też nie mogłoby być wielkością stałą.

<sup>28)</sup> Omawiamy je tu ubocznie, dla całości obrazu, jako ciekawe przyczynki.

Wynika to zresztą i stąd, iż karb ostry, czy to uzyskany przez wtoczenie obrączkowe bardzo ostro zakończonym narzędziem, czy też przez głęboką korozję, posiada teoretycznie współczynnik kształtu  $a_k$  nieograniczenie wielki. Słusznie więc mówi Autor, iż żaden ze wzorów postaci [16a], czy [16b], a więc i [20], nie może dać dobrych wyników dla wszelkich wartości  $a_k$ .

Nasuwa się jednak pewna możliwość znalezienia zadawalającego rozwiązania na innej drodze. Jej pomysł nasunęły nam rozważania H. Neubera<sup>29)</sup> nad karami ostrymi, wprowadzające graniczną wartość  $e_0$  promienia krzywizny ich dna, (równą np. około 0,5 mm dla twardej stali o  $R_r \approx 65 \text{ kG/mm}^2$ ). Opierając się na danych, dotyczących obniżenia  $Z_{go}$  do wartości  $Z_{go}^k$  normalnych próbek z karbem, obliczyliśmy wartości  $e_0$  dla szeregu odmian stali, uzyskując wartości wynoszące od 0,75 mm — dla miękkiej stali 015, do 0,5 mm — dla stali 055 i 0,3 mm — dla twardych odmian stali niklowo-chromowych (12. 4. 40). I oto nasunęła się myśl, aby wszędzie, jako obliczeniowy promień krzywizny dna karbu, przyjmować nie rzeczywistą jego wartość  $e$ , lecz wartość obliczeniową

$$e' = e + e_0^{30)} \quad [21].$$

Oczywiście, iż przy większych wartościach  $e$  ów dodatek  $e_0$  nie ma znaczenia i może być pomijany, przez co zwiększa się pewność obliczeń. Przy małych promieniach  $e$  wpływ  $e_0$  jest jednak olbrzymi. To właśnie sprawia, iż, jak wykazały badania, gwinty Whitwortha, mające — przy tej samej średnicy zewnętrznej — przeszło dwukrotnie większy promień krzywizny u dna bruzdy gwintowej, niż dawne gwinty metryczne, tylko nieznacznie przewyższały je pod kątem widzenia wytrzymałości zmęczeniowej<sup>31)</sup>.

Oczywiście sprawa ta wymagała szeregu doświadczeń sprawdzających; znaczną ilość ich przeprowadziło Laboratorium w Teddington; niestety nie posiadamy ich wyników.

Jest rzeczą prawdopodobną, iż ten prosty sposób obejścia trudności usunie w przeważnej części przyczyny rozrzutu doświadczalnie ustalanych wartości współczynnika  $\eta_k$  ze wzoru

<sup>29)</sup> H. Neuber — „Kerbspannungslehre“, 1937.

<sup>30)</sup> Neuber zaleca przyjmowanie  $a_k = 1 + \frac{a'_k - 1}{1 + \sqrt{\frac{e_0}{e}}}$

[21a], gdzie  $a'_k$  jest współczynnikiem kształtu obliczonym dla rzeczywistego promienia krzywizny  $e$ . Wzór ten jest jednak bardziej złożony od wzoru [21], różnice ich wyników są zaś niezbyt wielkie i to na korzyść pewności, jeżeli oprzeć się na wzorze [21].

<sup>31)</sup> Np. gwint 5/16" ma  $e_W = 0,194 \text{ mm}$  przy  $d_r = 6,13 \text{ mm}$ , gdy M8 ma  $e_M = 0,079 \text{ mm}$  przy  $d_r = 6,26 \text{ mm}$ . Dodając tu i tam  $e_0 = 0,65 \text{ mm}$  (stal 035), znajdujemy  $e'/e_{0,85} \text{ mm}$  i  $e'/e'_M \approx 0,73 \text{ mm}$ ; stosunek  $e_W/e_M \approx 2,5$  zmalał do  $e'_W/e'_M \approx 1,17$  (!).

[16a]. Zresztą wzór ten uważamy za trafnie obrany; przyjmuje on bowiem, iż w danym materiale wszelkie spiętrzenia naprężeń zostają złagodzone w pewnym określonym stosunku, niezależnie od tego, czy ich wartości bezwzględne są duże, czy małe. W tym właśnie przejawia się niedoskonała sprężystość metalu. Tymczasem Autor ścina jedynie wierzchołki przekraczające  $Z_{rc}$  — przy rozciąganiu i zginaniu, oraz  $Z_{\sigma}$  — przy skręcaniu. Należałoby to więc rozumieć, iż przy nieznacznych nominalnych naprężeniach, gdy teoretyczne szczytowe wartości naprężeń  $\sigma$  pozostają w granicach wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_{rc}$  lub  $Z_{\sigma}$ , materiał powinien się zachowywać, jako doskonale sprężysty i nie wykazywać żadnych obniżek szczytów naprężeń. Zdaje się, iż trudno byłoby przyjąć taką możliwość! W tych warunkach bowiem tłumienie drgań sprężystych pręta dążyłoby asymptotycznie do zera przy malejącej ich amplitudzie.

Sądzymy więc, iż, do czasu zupełnego wyjaśnienia sprawy wrażliwości materiału na działanie karbu, możemy posługiwać się wzorem Thuma [16a], uwzględniając, przynajmniej w przypadku karbów o bardzo małych promieniach  $\rho$  u dna wrębu lub odsadzeń o bardzo małych promieniach przejściowych  $\rho$ , poprawkę  $\rho_0$ , tj. stosując wzór [21] lub [21a].

7. Dalsze rozważania Autora, dotyczące wpływu czynnika wielkości elementów, poddanych obciążeniom zmiennym, na ich wytrzymałość zmęczeniową, nie wnoszą nic szczególnie nowego. Autor powołuje się głównie na badania R. E. Petersona i E. Lehra, wspominając ponadto o pracach W. Weibulla, E. Orowana, N. N. Afanasjewa, oraz T. A. Kantorowej i J. I. Frenkla; te ostatnie dotyczą dziedziny statystycznej teorii wytrzymałości.

Na zakończenie Autor omawia zagadnienie różnicowego, jak je nazwał, określania naprężeń dopuszczalnych w budowie maszyn, przeciwstawiając je sumarycznemu wyznaczaniu ich na podstawie tablic, ujętych podobnie do znanych dawnych tablic C. Bacha lub nowszych opracowań E. Bocka (1930 r.).

Autor wspomina też o pracach S. W. Serensena, I. W. Podzołowa, F. L. Chackiewicza, i A. I. Dymowa, wreszcie N. N. Dawidenkowa, E. Lehra i O. Grafa, którzy zebrali wiele materiałów, związanych z wyznaczaniem dopuszczalnych naprężeń przy obciążeniach zmiennych i uderzeniowych w różnych szczególnych, konkretnych przypadkach.

Różnicowy sposób wyznaczania naprężeń dopuszczalnych polega na tym, iż, opierając się na jakiejś charakterystyce wytrzymałościowej materiału, który zamierzamy użyć, np. na jego granicy plastyczności  $Q$ , — w przypadku obciążeń stałych, nie wprowadzamy od razu jakiegoś sumarycznego współczynnika bezpieczeństwa  $\alpha_0$  równego np. 2, lecz wprowadzamy

szereg współczynników cząstkowych, jak  $\alpha'_0$ ,  $\alpha''_0$ ,  $\alpha'''_0$ ..... Każdy z nich uwzględnia cząstkę zagadnienia pewności i może być rozpatrzony i oceniony niezależnie, po czym przyjmuje się  $\alpha_0 = \alpha'_0 \cdot \alpha''_0 \cdot \alpha'''_0$  .....

Sposób ten był już zalecany przez F. Röttschera (1930 r.) i w wielokrotnie już wspomnianych „wytycznych“ VDI (1934 r.); ilość tych czynników cząstkowych była tam jednak niewielka. Autor zaś wprowadza tych współczynników cząstkowych aż 10, przy czym łączy je w cztery odrębne grupy, obejmujące:

a) zapas wytrzymałości (właściwy współczynnik bezpieczeństwa)  $S = S_1 \cdot S_2$ , gdzie  $S_1$  jest współczynnikiem pewności materiału, a  $S_2$  jest współczynnikiem „odpowiedzialności“ elementu maszynowego;

b) czynniki obliczeniowo-konstrukcyjne —  $K = K_1 \cdot K_2$ , gdzie  $K_1$  jest współczynnikiem uwzględniającym niedostateczną dokładność użytych wzorów lub założonych obciążeń,  $K_2$  jest współczynnikiem spiętrzenia naprężeń;

c) czynniki dotyczące metod badania wytrzymałości materiału —  $M = M_1 \cdot M_2 \cdot M_3$ , gdzie  $M_1$  uwzględnia przeliczenie jednej, wyjściowej charakterystyki materiału na inną, odpowiadającą kształtowi przekroju i warunkom obciążenia danej części maszynowej,  $M_2$  uwzględnia pewność procesu kontroli (procentową ilość części podlegających sprawdzeniu), a  $M_3$  uwzględnia wielkość tych części i jej wpływ na ich wytrzymałość;

d) czynniki technologiczne —  $T = T_1 \cdot T_2 \cdot T_3$ , gdzie:  $T_1$  uwzględnia stan powierzchni,  $T_2$  uwzględnia wpływ naprężeń reszkowych (odlewniczych, kuźniczych itd.),  $T_3$  uwzględnia naprężenia montażowe i naprężenia wywołane przez ciasne pasowania, np. piast i łożysk tocznych.

Całość ujęta jest w przejrzystą tablicę, dającą bądź bezpośrednio wartości poszczególnych współczynników cząstkowych, bądź odsyłającą do wzorów, zamieszczonych w treści książki.

Nie zamierzamy kwestionować celowości tak daleko posuniętego rozdrobnienia owych cząstkowych współczynników bezpieczeństwa. Może być to nawet w wielu przypadkach celowe.

Rozpatrzmy dla przykładu pierwszą grupę współczynników, dla których Autor zaleca przyjmować<sup>32)</sup>:

$S_1 = 1,10$  dla materiałów kutek, walcowanych itp. i

$S_1 = 1,30$  dla odlewów, oraz

$S_2 = 1,00$ , jeżeli zniszczenie danej części nie spowodowałoby zatrzymania maszyny,

<sup>32)</sup> Wg uchwał zespołu wykładowców Leningradzkiego Instytutu Przemysłowego.

$S_2 = 1,10$  lub  $1,20$ , jeżeli zniszczenie danej części spowodowałoby zatrzymanie maszyny,

$S_2 = 1,20$  lub  $1,30$ , jeżeli zniszczenie danej części mogłoby wywołać uszkodzenie maszyny,

przy czym dolne wartości dotyczą tanich części lub niezbyt wysokich strat, spowodowanych zatrzymaniem lub uszkodzeniem maszyny, górne zaś — drogich części lub wysokich strat.

Z kolei np. czynnik  $M_2$  Autor zaleca przyjmować równy  $1,05$  — przy surowej kontroli każdej części,  $1,10 \div 1,15$  — przy mniej surowej kontroli każdej części, albo przy kontroli procentowej lub wyrwykowej.

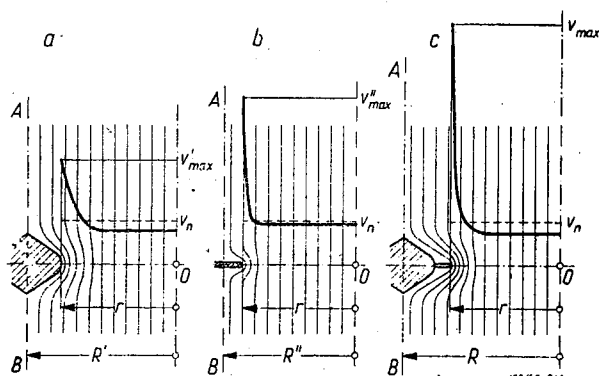
Schemat ten jest przejrzysty i w zasadzie nie budzi zastrzeżeń. Niektóre współczynniki najczęściej odpadają, jeżeli opieramy się na odpowiednio przystosowanych współczynnikach. Dotyczy to np. współczynnika  $M_1$ , dla którego nie można określić jakichś z góry ustalonych wartości, lecz trzeba w każdym przypadku obliczyć konieczne obniżki dopuszczalnych naprężeń uwzględniając wiele różnych czynników. W grę wchodzi, wg Autora, kształt przekroju (w przypadku obciążeń stałych lub zmiennych), asymetria obciążeń zmiennych, naprężenia złożone i przechodzenie od jednej charakterystyki do drugiej, np. od  $R_r$  do  $Z_{g0}$ .

Zauważmy, iż te różne możliwości nie łączą się wzajemnie, lecz mogą występować łącznie; w myśli ogólnych zasad postępowania należałoby podzielić czynnik  $M_1$  na szereg innych,  $M'_1, M'_2, M'_3, \dots$ , albo lepiej, wyłączyć w ogóle współczynnik  $M_1$  lub co najwyżej ograniczyć go do wpływu kształtu przekroju na wartości dopuszczalne naprężeń przy zginaniu i skręcaniu, np. tak, jak to się dziś powszechnie stosuje w odniesieniu do żeliwa.

Wreszcie należy uważać, by nie wprowadzać niezależnie współczynników cząstkowych, które występując wspólnie, kumulują się, dając łączny wynik zupełnie różny od ich iloczynu. Ten przypadek zachodzi z czynnikami  $K_2$  — karbu, powiedzmy makrokarbu, oraz  $T_1$  — stanu powierzchni, czyli w zasadzie — mikrokarbu. Dlatego mówimy „w zasadzie“, iż w danym przypadku nie wchodzi tu w grę tylko geometryczna strona nierówności, ale i zmiana charakterystyki wytrzymałościowej powierzchniowego obszaru materiału. Można byłoby śmiało powiedzieć, iż właśnie ten współczynnik  $T_1$  powinien być rozbity na dwa czynniki niezależne, z których jeden uwzględniałby tylko geometryczną stronę zjawiska, czyli ów mikrokarb, drugi zaś — owe zmiany własności mechanicznych. Zdajemy sobie jednak sprawę, iż jest to rzecz trudna wobec braku dość pewnych wyników odpowiednich doświadczeń. Nie pozostaje więc nic innego, jak wydzielić spośród czynników stanu powierzchni te, które są wyraźnie wywołane zmianą własności wytrzyma-

łościowych metalu, a więc przypadek obecności naskórka walcowniczego<sup>33)</sup>, wszystkie zaś inne zaliczyć do geometrycznych mikrokarbów. Wydaje się to być uzasadnione zarówno w odniesieniu do powierzchni trawionych, jak i pokrytych rysami pozostawionymi przez ostrze narzędzia roboczego; w obydwóch bowiem przypadkach zmiany własności wytrzymałościowych niezawodnie odgrywają rolę drugorzędą.

Stajemy więc wobec zagadnienia, jak ocenić ilościowo łączny wpływ makro- i mikrokarbu. Jest to sprawa, z którą konstruktor maszynowy ma wciąż do czynienia; budowane przez niego elementy maszynowe, wykazujące z reguły liczne makrokarby, są obrabiane, kaleczone i często poddane działaniu korozji. Oznaczmy przez  $\beta_k$  i  $\beta_p$  współczynniki odpowiadające owym makro- i mikrokarbom. Autor, podobnie jak Thum w swych „wytycznych“ VDI z 1933 r., i wielu innych autorów, zaleca przyjmować iloczyn  $\beta = \beta_k \cdot \beta_p$  [22a], jako współczynnik wypadkowy. Sądzymy, iż w tym mieści się grube nieporozumienie. Aby je wykazać, zwróćmy się do pomocy modelu myślowego, wyzyskując analogię spiętrzeń prędkości równoległego przepływu w miejscach jego zakłóceń przez przegrody, mające kształt symetrycznie zdwojonych karbów (rys. 14).



Rys. 14.

Dzięki takiemu ujęciu rzeczy wyłączamy tarcie wzdłuż myślowych ścian  $AB$  przewodu (przyjmujemy, iż jego dno jest bardzo odległe od rozpatrywanego przekroju), nie możemy jednak, niestety, wyłączyć tarcia na ścianach samej przegrody. Tym nie mniej analogia jest zupełnie dobra. Przypuśćmy, iż w przypadku (a) szerokiej, łagodnie krzywionej przegrody stwierdzamy współczynnik spiętrzenia  $\beta_k = \frac{v'_{max}}{v_n} = 2,5$ , gdy w przypadku (b) wąskiej, lecz ostro zarysowanej się prze-

<sup>33)</sup> Ponieważ chodzi tu o zachodzące często powierzchniowe odwęglanie, więc jest rzeczą zrozumiałą, iż odpowiadający temu współczynnik tak szybko zyskuje na znaczeniu wraz ze wzrostem zawartości węgla w stali.

grody uzyskujemy współczynnik spiętrzenia

$$\beta_p = \frac{v'_{max}}{v_n} = 5. \text{ Zbudujmy teraz przegrodę (c),}$$

będącą jak gdyby połączeniem obydwóch poprzednich przegród. Uzyskamy współczynnik

$$\text{spiętrzenia } \beta = \frac{v_{max}}{v_n}, \text{ który oczywiście musi}$$

być większy nie tylko od  $\beta_1$ , ale i od  $\beta_p$ . Czyż miałby on jednak wynosić  $\beta_k \cdot \beta_p = 2,5 \cdot 5 = 12,5$ ? Trudno się na to zgodzić. Kierując się czystą intuicją, wyczuwamy, że  $\beta$  będzie wydatnie mniejsze od iloczynu  $\beta_k \cdot \beta_p$ .

Swego czasu przyjęliśmy wzór intuicyjny

$$\beta = \beta_w + \frac{\beta_m - 1}{\beta_w} [22b], \text{ gdzie } \beta_w \text{ i } \beta_m \text{ są wię-}$$

kszym i mniejszym ze współczynników  $\beta_k$  i  $\beta_p$ . Dziś sądzimy, iż, zgodnie z prawem wahadła, przyjęliśmy wówczas zależność dającą z kolei zbyt niskie wartości  $\beta$ ; uzyskalibyśmy bowiem

$$\text{w danym przypadku } \beta = 5 + \frac{2,5 - 1}{5} = 5,3$$

zaledwie. Odrzuciliśmy wtedy znacznie prostszą zależność  $\beta = \beta_k + \beta_p - 1$  [22c], gdyż wydawało się nam, iż daje ona zbyt duże wartości dla  $\beta$ . Obecnie jednak sądzimy, iż niezawodnie będzie ona raczej bliską prawdy i jeżeli nawet będzie przeceniać wartość  $\beta$ , to wyniknie stąd błąd na korzyść pewności. W naszym przykładzie uzyskalibyśmy np.  $\beta = 5 + 2,5 - 1 = 6,5$ , wartość, zdawałoby się, dość przekonującą, choć niemal dwa razy mniejszą od zalecanej przez Autora i wielu innych badaczy.

Zauważmy też, iż zależność ta daje się łatwo uogólnić w przypadku kumulowania się większej ilości czynników cząstkowych  $\beta_i$ ; możemy bowiem napisać  $\beta = \sum \beta_i - i + 1$ . A, jak nam pokaże poniżej przytoczony przykład, takie przypadki zdarzają się rzeczywiście.

W. Herold<sup>34)</sup> podaje wyniki ciekawych badań, jakie przeprowadził z próbkami normalnymi ze stali 035, osłabionymi przez obrączkowy karb (V), przez poprzeczny otwór o  $\phi$  1,5 mm (O) i przez korozję wodą z sieci miejskiej (K), oraz przez różne możliwe kombinacje tych osłabień: (OV), (OK), (VK) i wreszcie (OVK). Z wyników tych badań, zawartych w tablicy III, nie wyciągnął on jednak wówczas żadnych wniosków konkretnych. Porównując je z poprzednimi wzorami, widzimy, iż wzór [22a] daje wszędzie nadwyżki, które dochodzą do 54%, gdy wzór [22c] daje znacznie mniejsze odchyłki. Pewien rozrzut wyników jest oczywiście nieunikniony, zwłaszcza gdy w grę wchodzi czynnik tak zmienny, jak wpływ korozji.

<sup>34)</sup> W. Herold. „Wechselfestigkeit metallischer Werkstoffe“. 1934. (p. str. 140).

TABLICA III.

L. p.	Próbka	$Z_{go}$ kG/mm <sup>2</sup>	$\beta_i$	$\beta_x \cdot \beta_y$	błąd	$\beta_x + \beta_y - 1$	błąd
1.	szlifowana gładko	24,5	1,00				
2.	V	17,3	1,42				
3.	O	12,7	1,93				
4.	K	13,3	1,84				
5.	OV	12,0	2,04	2,74	+ 34%	2,35	+ 15%
6.	OV*)	12,7	1,93	—	—	—	—
7.	OK	7,9	3,10	3,55	+ 15%	2,77	- 10%
8.	VK	11,6	2,11	2,61	+ 25%	2,26	+ 7%
9.	OVK	7,5	3,27	5,04	+ 54%	3,19	- 2%

\*) Karb V przechodził nie środkiem, lecz obok otworu; (próbkę OV\*) wyłączaliśmy, gdyż w niej nie zachodziła prawidłowa kumulacja działania karbu).

Wzór [22c] daje się nawet w pewnej mierze logicznie uzasadnić, jako superpozycja równomiernego rozkładu naprężeń nominalnych i naprężeń dodatkowych, wywołanych ich spiętrzeniem, spowodowanym przez więcej niż jedną przyczynę.

Sądzimy więc, iż, do czasu przeprowadzenia wyczerpujących badań, można zalecić stosowanie wzoru [22c], zamiast stosowanego dotychczas wzoru [22a].

Porównajmy jeszcze sprawę cząstkowych współczynników bezpieczeństwa w naszym ujęciu<sup>12)</sup>, z ujęciem jej przez Autora. Przyjęliśmy łączny współczynnik bezpieczeństwa równy  $x_z = 1,1 \beta \cdot \gamma_z \cdot \delta_z$ , odnosząc go do dopuszczalnego naprężenia występującego w próbce w danych warunkach obciążenia (a więc jego rodzaju i asymetrii); a zatem mieści już ono w sobie czynnik  $M_1$ . Pierwszy współczynnik 1,1 uwzględnia to, że wykresy zmęczenia podają średnie wartości napięć dopuszczalnych, a nie ich wartości najniższe; w zasadzie odpowiada on więc współczynnikowi  $S_1$  Autora, — przynajmniej w przypadku materiałów kutyh, walcowanych itd.

Współczynnik spiętrzenia naprężeń  $\beta$  obejmuje czynniki  $K_2$ ,  $T_1$  i nawet  $T_3$  Autora, skojarzone na podstawie zależności [22c]. Współczynnik wielkości przedmiotu  $\gamma_z$  odpowiada czynnikiowi  $M_3$ , jest jednak bardziej ogólny, gdyż uwzględnia ponadto czynnik kształtu i rodzaju materiału. Wynika stąd, iż  $\delta_z$ , właściwy współczynnik bezpieczeństwa, obejmuje wszystkie pozostałe czynniki Autora:  $\delta_z = S_2 \cdot K_1 \cdot M_2 \cdot T_2$ . Oczywiście, iż rozbitcie  $\delta_z$  na parę czynników jest zawsze możliwe, jeżeli tym sposobem ułatwi się jego trafny wybór.

Jak widzimy z poprzednio podanego zestawienia, są to istotnie współczynniki niepewności. Jednak tylko w odniesieniu do  $S_2$  i  $M_2$  Autor proponuje konkretne wartości liczbowe; dwa inne czynniki,  $K_1$  i  $T_2$ , pozostawione są całkowiec wyczuciu konstruktora.

Zachodzi jedynie pytanie, czy podział przyjęty przez Autora tych wszystkich dziesięciu czynników na cztery grupy —  $S$ ,  $K$ ,  $M$  i  $T$  — jest trafny? Sądzymy, że można w tym względzie zająć stanowisko negatywne. Już samo rozbicie i umieszczenie zdala od siebie czynników  $\beta_k$  i  $\beta_p$  ( $K_2$  i  $T_1$ ) wskazuje, jak zawodną jest klasyfikacja wg zewnętrznych, często pozornych podobieństw. Sądzymy, iż lepszym kryterium podziału byłoby rozbicie tych czynników na dające się ściśle określić, na dające się dostatecznie ściśle, umownie założyć, oraz na nie nadające się do apriorycznego ustalenia. Do pierwszej grupy należałyby czynniki  $S_1$  (nasz 1,1),  $K_2 + T_1 + T_3$  (nasz  $\beta$ ) i  $M_3$  (nasz  $\gamma_x$ ); do drugiej — czynniki  $S_2$  i  $M_2$ , do trzeciej wreszcie —  $K_1$  i  $T_2$ ; wymagałoby to więc rozbicia naszego współczynnika bezpieczeństwa  $\delta_x$  na  $\delta'_x$  i  $\delta''_x$ , oraz na  $\epsilon'_x$  i  $\epsilon''_x$ . Owszem, przyznajemy chętnie, iż z punktu widzenia użytkowego byłoby to nawet celowe.

Czynnik  $M_1$  pomijamy, gdyż powinien on już być uwzględniony w obliczeniowym dopuszczalnym naprężeniu, które, podzielone przez zbiorowy współczynnik bezpieczeństwa 1,1  $x$  dałoby nam dopuszczalne naprężenie nominalne.

8. Resumując nasze uwagi stwierdzamy, iż słabą stroną omawianej pracy Autora, poza sprawami co do których mamy zasadnicze zastrzeżenia, jest potraktowanie po macoszemu sprawy uwzględniania *spiętrzenia naprężeń*, wywołanego działaniem karbu (p. 6).

Poza tym pracy tej można zarzucić, iż Autor, rozbiwszy całość tego naprawdę złożonego zagadnienia, jakim jest obliczanie zmęczenia części maszynowych, na liczny szereg punktów, nie powiązał ich należycie ze sobą. Nie można bowiem za powiązanie to uważać tablicy dziesięciu czynników bezpieczeństwa, o których tylko co była mowa. Obszerny materiał, jaki złożył się na treść pracy Autora, nie jest poparty żadnymi przykładami, wskazującymi, jak należy zeń korzystać przy obliczaniu części maszynowych poddanych obciążeniom zmiennym.

A przecież książka ta miała, zdaje się, w założeniu swym również i cel użytkowy: stać się podręcznikiem dla konstruktorów. Niestety, tej roli nie spełniła ona zupełnie. Nie spełniła jej też żadna ze znanych nam dotychczas wydanych innych książek. Podręcznik bowiem musi podać całość zagadnienia w postaci jasnej, zwięzłej i konkretnej, stosując najprostsze metody obliczeniowe. Praktycznie sprowadza się to do ujęcia w wykresy wszystkiego, co się tylko da. Cała treść wprowadzająca w istotę zagadnienia wytrzymałości zmęczeniowo-kształtowej (ujęta w formie najbardziej choćby głęboko ujętej, krytycznej, polemicznej, lub też sprawozdawczej monografii), może być dodana, jako wstęp do podręcznika, lub jako ko-

mentarz. W żadnym przypadku nie powinna się jednak przeplatać z treścią właściwego podręcznika, jeżeli ma on spełnić swe zadanie, tj. nauczyć nowego sposobu obliczania wytrzymałościowego. Toteż w danym przypadku, jeżeli z jednej z tych rzeczy musi się zrezygnować, to już lepszy jest raczej podręcznik bez komentarzy, niż komentarze bez podręcznika<sup>35)</sup>.

Na zakończenie pragniemy jeszcze, dla porównania, zwrócić uwagę na jeden szczegół omawianej pracy z 1947 r.<sup>12)</sup>, na sposób uwzględniania łącznego współczynnika bezpieczeństwa  $1,1 x_x = 1,1 \beta \cdot \gamma_x \cdot \delta_x$  w najbardziej ogólnym przypadku zmiennych naprężeń złożonych.

Mówiąc o zmiennym zginaniu i rozciąganiu, Autor zbywa sprawę w p. 4 stwierdzeniem, iż jest to szczególny przypadek asymetrii przy obciążeniu zwykłym — zginaniu, albo rozciąganiu-ściskaniu. Oczywiście, iż to jest prawda, ale trzeba podać konstruktorowi wskazówki, co powinien uczynić, gdy w grę wchodzi karb, wywołujący odmienne spiętrzenia naprężeń przy rozciąganiu-ściskaniu, niż przy zginaniu. Wskazówek tych Autor nie podaje. W wymierzonej wyżej pracy<sup>12)</sup> proponowaliśmy niezwykle proste rozwiązanie tego zagadnienia; Czytelnik znajdzie je w p. 7 artykułu „Wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa“, ogłoszonego w Polskiej Encyklopedii Mechaniki (patrz niniejszy zeszyt „Przeglądu Mechanicznego“). Tam również podane są sposoby zmęczeniowego obliczania wytrzymałości części maszynowych, w których zachodzi składanie naprężeń normalnych i stycznych. Mimo, iż rzeczy te podano w wielkim skrócie, bez żadnych wyjaśnień, Czytelnik będzie mógł przekonać się, iż sposób ten daje do ręki całość stosunkowo prostych wzorów, koniecznych do przeprowadzenia obliczeń w przypadkach najbardziej ogólnych. Uzasadnienie tych wszystkich zależności podamy w zapowiadzianym komentarzu do nowego opracowania całości zagadnienia obliczeń zmęczeniowo-kształtowych<sup>35)</sup>. We wspomnianym tam artykule z 1947 r. komentarzy tych, dla braku miejsca, właściwie nie podano.

<sup>35)</sup> Postawiliśmy sobie za zadanie, opracowanie takiego własnego podręcznika bez komentarza, ujętego możliwie treściwie, lecz wyczerpująco. Wynikiem tego był wspomniany już obszerny artykuł<sup>12)</sup>. Niestety, fatalna korekta tego pierwszego po wojnie zeszytu „Przeglądu Mechanicznego“, b. wiele do życzenia pozostawiająca strona graficzna, brak czcionek z greckimi literami i niepojęte znaki mnożenia w postaci krzyży większych, niż litery, nie mogły zachęcić czytelników do bliższego zainteresowania się tą pracą.

W związku z organizowaną przez SIMP na jesieni br. Konferencję Wytrzymałościową, zamierzamy raz jeszcze opracować całość tego niezwykle ważnego zagadnienia, rozbudowując znacznie stronę przykładową, rozszerzając również w ramach koniecznych szkic historyczny i dodając treściwy komentarz.

Już po napisaniu niniejszego artykułu natknęliśmy się na krytykę innych prac I. A. Odina, dotyczących pełzania i wiotczenia<sup>36)</sup> metali, ogłoszoną ostatnio przez J. N. Rabotnowa<sup>37)</sup>. W jej końcowym ustępie czytamy:

„Wszystkie omówione prace I. A. Odina noszą charakter czysto formalny; wzory Autora i wnioski z tych wzorów nie pozostają w żadnym związku z tymi zjawiskami fizycznymi, które Autor stara się zobrazować. I to nie jest przypadkowe. Znaczna ilość prac I. A. Odina dotyczy zmęczenia metali. Dla wyjaśnienia złagodzenia wpływu spiętrzenia naprężeń I. A. Odin wprowadza pseudonaukowe pojęcie wiązkości zmęczeniowej i podaje teorię czysto formalnie zastępującą pętlę histerezy przy obciążeniach zmiennych — wykresem idealnej plastyczności, a szerokość pętli histerezy — umowną dopuszczalną wartością odkształcenia plastycznego. Wyprowadzenie wzoru przeznaczanego dla wyznaczania obniżki naprężeń w pobliżu karbu przy obciążeniach zmiennych, jest pozbawione logicznej podstawy. W wyniku uzyskuje się teorię wyraźnie sprzeczną z danymi doświadczalnymi.

Rzeczywistym sprawdzeniem teorii mogłaby być zgodność szerokości pętli histerezy, określonej wprost przez doświadczenie, z szerokością pętli, obliczoną na podstawie teorii I. A. Odina według wyników badań zmęczeniowych. W istocie różnica okazuje się tak wielka, iż rzędy wielkości są zupełnie odmienne. Wiadomo, że wytrzymałość zmęczeniową stali jest niższa od granicy plastyczności i niemożliwością jest zmierzyć pętlę histerezy przy naprężaniu równym wytrzymałości zmęczeniowej przy pomocy ekstensometru, gdyż szerokość pętli jest zbyt mała. Tymczasem w pracy swej<sup>38)</sup> I. A. Odin dla stali 015 uzyskuje szerokość pętli histerezy, przy wytrzymałości zmęczeniowej, przekraczającą odkształcenie sprężyste 3,25 razy. Przedmioty wykonane z takiej stali nie mogą wyka-

<sup>36)</sup> Tzw. relaksacji.

<sup>37)</sup> „Przykładna mechanika“, tom XIV, zeszyt 2, 1950 r. Wydanie Akademii Nauk ZSRR.

<sup>38)</sup> „Sposób określania wiązkości zmęczeniowej i jej zastosowanie w obliczeniach spiętrzeń naprężeń“, Wiestnik maszynostrojstwa 1948, zeszyt 1.

zywać drgań sprężystych, gdyż energia rozpraszana w ciągu jednego okresu przewyższa energię sprężystą 6,5 razy“.

„Nie będziemy się zajmować bardziej drobiazgową analizą prac I. A. Odina o wiązkości zmęczeniowej; przytoczone przykłady, dotyczące prac z ostatnich lat, dostatecznie charakteryzują nastawienie Autora. Wszystko to jest niezwykle dalekie od fizyki i od rzeczywistej analizy wewnętrznych procesów, od których zależą zjawiska pełzania lub pęknięcia zmęczeniowego.

Istnieje szereg rzeczy, które dotychczas jeszcze nie znalazły wyczerpującego teoretycznego wyjaśnienia, ale są niezwykle ważne dla praktyki; istnieje wielki, czysto doświadczalny materiał, który wciąż się powiększa, jeżeli prowadzi się badania, obliczone na rozwiązanie konkretnych zadań wytwórczych. Materiał ten wymaga systematyzacji i opracowanie go jest ważnym zadaniem nauki; przy projektowaniu posiłkują się i długo jeszcze będą się posiłkowali wzorami i zależnościami empirycznymi, dokładnie sprawdzonymi doświadczalnie, oddając im pierwszeństwo przed wątpliwymi wywodami teoretycznymi“<sup>39)</sup>.

„Z powyższego wynika, iż w omówionych pracach I. A. Odina znajdują się nie pojedyncze pomyłki, które można poprawić — w danym przypadku chodzi o próby zbudowania teorii bądź pozbawionych treści, bądź dalekich od rzeczywistego obrazu zjawiska. Sprzeczność między jego teoriami i doświadczeniem ujawnia się nawet przy analizie tych danych, które przytacza się w pracach I. A. Odina i niejednokrotnie jego zapewnienie o zgodności między teorią i praktyką są pozbawione podstaw.“

Jak widzimy, poddane przez nas oględnej ocenie prace Autora spotykały się z nader ostrą krytyką w jego własnym kraju. Nie wiemy, czy Autor zajął już stanowisko wobec szczegółowych i ogólnych zarzutów, postawionych mu przez J. N. Rabotnowa. Etyłoby rzeczy istotną zapoznać się z odpowiedzią. Jeżeli zetknie się z nią, nie omieszkamy podzielić się wiadomością z Czytelnikami.

<sup>39)</sup> Tu opuszczamy urywek, dotyczący ściśle prac nad pełzaniem i wiotczeniem metali.

## Wpływ temperatury na dokładność pomiarów płytek wzorcowych

Inż.-mech. ALEKSANDER TOMASZEWSKI

Przy precyzyjnych pomiarach długości, a szczególnie przy sprawdzaniu dokładności płytek wzorcowych, ważną rolę odgrywa wpływ temperatury. Autor podaje warunki termiczne, które powinny być zachowane przy sprawdzaniu płytek wzorcowych i postuluje się nimi i uzasadnia je, wychodząc z ogólnych założeń co do dokładności pomiarów. Podane jest teoretyczne obliczenie czasów niezbędnych do dostatecznego wyrównania się temperatur płytek i otoczenia.

### 1. Współczynnik rozszerzalności cieplnej

Powszechnie wiadomo, że wymiary ciał fizycznych zależą od temperatury. Z wyjątkiem nielicznych przypadków wymiary te wzrastają wraz ze wzrostem temperatury. Jeśli współ-

czynnik cieplnej rozszerzalności liniowej oznaczmy przez  $\alpha$ , długość przedmiotu w temperaturze odniesienia  $20^{\circ}\text{C}$  przez  $L_{20}$ , to długość tego przedmiotu w temperaturze  $t$  wyniesie:

$$L_t = L_{20} + \alpha (t - 20) L_{20}$$

Wzór ten jest przybliżony, gdyż współczynnik  $\alpha$  ulega również zmianom wraz z temperaturą. Np. dla międzynarodowego prototypu metra, wykonanego ze stopu o zawartości 90% platyny i 10% irydu, współczynnik rozszerzalności cieplnej liniowej wynosi  $\alpha = (8,651 + 0,001t) \cdot 10^{-6}$  <sup>1)</sup>. Odległość między kreskami prototypu, wyznaczającą w 0° C 1 metr, osiąga w temperaturze  $t$  wartość:

$$L_t = 1 \text{ m} + (8,651t + 0,001t^2) \mu,$$

przy czym temperaturę  $t$  określa się za pomocą termometru wodorowego.

Współczynnik rozszerzalności cieplnej stali w pobliżu 20° C, w zależności od rodzaju materiału i obróbki cieplnej, może wynosić od  $9,5 \cdot 10^{-6}$  do  $13,5 \cdot 10^{-6}$ . Zatem możliwe odchylenia tego współczynnika od średniej wartości  $11,5 \cdot 10^{-6}$  mogą dochodzić do  $\pm 2 \cdot 10^{-6}$ . W zależności od temperatury  $t$  średni współczynnik rozszerzalności cieplnej dla stali wynosi:

$$\alpha = (11,5 + 0,008t) \cdot 10^{-6}$$

W pobliżu 20° C współczynnik rozszerzalności cieplnej brązu osiąga wartość  $17,5 \cdot 10^{-6}$ , miedzi  $18,4 \cdot 10^{-6}$ , aluminium  $23,8 \cdot 10^{-6}$ , elektronu  $24,0 \cdot 10^{-6}$ , węglików spiekanych  $5 \cdot 10^{-6}$ .

## 2. Wzór ogólny na dokładność pomiarów długości

Wzór ogólny, określający dokładność pomiarów długości możemy napisać w postaci:

$$\Delta L = \pm (A + B L);$$

gdzie:  $A$  — charakteryzuje dokładność zastosowanego narzędzia mierniczego, a także obejmuje wszystkie inne błędy z wyjątkiem wpływu temperatury,

$B$  — charakteryzuje wpływ temperatury na dokładność pomiarów, przy czym:

$L$  — jest wartością mierzonej długości.

Składnik  $B L$  zależy od dwóch zasadniczych czynników, a mianowicie od:

1) odchylenia  $\Delta t_1$  temperatury pomiaru od 20° C, jeśli współczynniki rozszerzalności cieplnej przedmiotu mierzonego i użytego do pomiaru narzędzia mierniczego (względnie narzędzia mierniczego i wzorca służącego do jego sprawdzania) są różne; albo gdy współczynniki te nie są znane lub uwzględniane;

2) nieuchwytnej różnicy temperatur  $\Delta t_2$  między przedmiotem mierzonym i użytym narzędziem miernicznym (względnie narzędziem miernicznym i wzorcem służącym do jego sprawdzania).

Założmy, co się zdarza najczęściej w praktyce, że przedmioty stalowe są mierzone za pomocą narzędzi miernicznych wykonanych ze stali. Przyjmijmy dalej, że współczynnik rozszerzalności cieplnej stali wynosi:

$$\alpha = (11,5 \pm 2) \cdot 10^{-6}$$

wtedy:

$$B L = (2 \cdot \Delta t_1 + 11,5 \cdot \Delta t_2) \cdot 10^{-6} \cdot L$$

Wzór ogólny, określający dokładność pomiarów przedmiotów stalowych za pomocą narzędzi stalowych, przybierze zatem postać:

$$\Delta L = \pm [A + (2 \Delta t_1 + 11,5 \Delta t_2) \cdot 10^{-6} L].$$

## 3. Wzór ogólny na dokładność pomiarów płytek wzorcowych

Polskie Normy PN/M-53101 oraz Przepisy Głównego Urzędu Miar poz. 3,162/1 wymagają, aby odchylenia współczynnika rozszerzalności materiału płytek wzorcowych nie przekraczały  $\pm 1 \cdot 10^{-6}$  od średniej wartości  $11,5 \cdot 10^{-6}$ .

Ograniczenie to pozwala ustalić wzór ogólny na dokładność pomiarów płytek wzorcowych w postaci następującej:

$$\Delta L = \pm [A + (\Delta t_1 + 11,5 \cdot \Delta t_2) \cdot 10^{-6} N],$$

gdzie:  $A$  — dokładność narzędzi miernicznych kontrolnych, użytych do sprawdzenia,  $\Delta t_1$  — odchylenie temperatury pomiaru od 20° C,

$\Delta t_2$  — dokładność pomiaru temperatury płytki mierzonej w przypadku pomiarów bezwzględnych, względnie nieuchwytna różnica temperatur, między płytką mierzona i płytką użytą jako wzorzec normalny, w przypadku pomiarów porównawczych,

$N$  — wymiar nominalny mierzonej płytki wzorcowej.

Z podanego wzoru wynika, że wpływ składnika  $\Delta t_2$  na dokładność pomiarów płytek wzorcowych jest około dziesięciokrotnie większy niż składnika  $\Delta t_1$ .

## 4. Metody pomiarów płytek wzorcowych

Najwyższa dokładność pomiarów wzorców końcowych, jaką możemy praktycznie osiągnąć w obecnym stanie metrologii technicznej, wynosi  $\pm 0,02 \mu$ . Taką dokładność możemy uzyskać przy zastosowaniu bezwzględnej metody interferencyjnej, która pozwala na bezpośrednie porównanie długości mierzonego wzorca z długością fal świetlnych. Uwzględniając ponadto wpływ temperatury, możemy określić najwyższą praktycznie dokładność pomiarów płytek wzorcowych następującym wzorem<sup>2)</sup>

$$\Delta L = \pm (0,02 \mu + 0,5 \cdot 10^{-6} N)$$

<sup>1)</sup> Późniejsze pomiary jako wartość tego współczynnika podają  $\alpha = (8,620 + 0,00177t) \cdot 10^{-6}$ .

<sup>2)</sup> G. Berndt. Grundlagen und Geräte technischer Längenmessungen. Berlin, 1929, str. 154.



przy czym zakłada się, że odchylenia temperatury pomiaru od 20°C nie przekraczają  $\pm 0,2^\circ\text{C}$ , oraz niedokładność wyrównania temperatur pomiędzy płytką mierzoną a otoczeniem nie przekracza  $\pm 0,025^\circ\text{C}$ , gdyż wtedy:

$$B = \Delta t_1 + 11,5 \Delta t_2 = 0,2 + 11,5 \cdot 0,025 \approx 0,5$$

Wyżej podane wymagania, co do warunków termicznych są bardzo ostre i mogą być stosowane tylko w przypadkach specjalnych. Na ogół przy bezwzględnej interferencyjnej metodzie pomiarów płytek wzorcowych wymagamy dwukrotnie mniejszej dokładności, którą określa równanie:

$$\Delta L = \pm (0,04 \mu + 10^{-6} N)$$

Równanie to zakłada, że odchylenia temperatury pomiaru od 20°C nie przekraczają  $\pm 0,5^\circ\text{C}$ ,

oraz że niedokładność wyrównania temperatury pomiędzy płytką mierzoną a otoczeniem nie przekracza okrągle  $\pm 0,05^\circ\text{C}$ .

Oczywiście zakłada się przy tym, że temperatura pomiarów jest stała, oraz że różnica temperatur pomiędzy płytką mierzoną i otoczeniem jest niedostrzegalna i nie przekracza wyżej podanej wartości  $\pm 0,05^\circ\text{C}$ .

Polskie Normy PN/M-53101 oraz Przepisy Głównego Urzędu Miar POM poz. 3, 162/2 ustalają trzy klasy dokładności płytek wzorcowych: I, II i III. Dla każdej z tych klas musimy wymagać ściśle określonych warunków termicznych, w jakich powinny być dokonywane pomiary.

Metody takie, oraz warunki podaje tablica I.

TABLICA I. Metody i warunki termiczne pomiarów płytek wzorcowych

Płytki wzorcowe			Metoda pomiarów	Warunki termiczne		Dopuszczalne błędy pomiarów $\pm \Delta L$
Klasa	Dopuszczalne błędy w wymiaru środkowego L według PN/M-53101	Wymiar nominalny N mm		odchylenie od 20°C $\pm \Delta t_1$	różnice temperatur $\pm \Delta t_2$	
I	dla N do 10 mm $w = \pm 0,08 \mu$ , dla N od 10 do 25 mm $w = \pm 0,10 \mu$ dla N > 25 mm $w =$ $= \pm 4 \cdot 10^{-6} N$	do 1000	Bezwzględna metoda interferencyjna (interferometr)	0,5	0,05	$0,04 \mu + 10^{-6} N$
II	dla N do 10 mm $w = \pm 0,15 \mu$	do 1000	Porównawcza metoda interferencyjna (interferometr) przy użyciu płytek kl. I jako wzorców kontrolnych z uwzględnieniem ich poprawek wg świadectwa.	0,5	0,05	$0,08 \mu +$ $+ 2 \cdot 10^{-6} N$
	dla N od 10 do 25 mm $w = \pm 0,20 \mu$ , dla N > 25 mm $w = \pm 8 \cdot 10^{-6} N$	do 100	Techniczna metoda interferencyjna (za pomocą interferencyjnych płytek szklanych lub kwarcowych) przy użyciu płytek kl. I jako wzorców kontrolnych z uwzględnieniem ich poprawek wg świadectwa.			
		od 100 do 250	Porównawcza metoda na ultraczułniku (działka el. 0,1 lub 0,2 $\mu$ ) przy użyciu płytek kl. I jak wyżej.			
III	dla N do 10 mm $w = \pm 0,60 \mu$	do 250	Porównawcza metoda na ultraczułniku (działka el. 0,1 lub 0,2 $\mu$ ) przy użyciu płytek co najmniej kl. II, jako wzorców kontrolnych z uwzględnieniem ich poprawek wg świadectwa.	1	0,1	$0,2 \mu +$ $+ 4 \cdot 10^{-6} N$
	dla N od 10 do 25 mm $w = \pm 0,70 \mu$					
	dla N > 25 mm $w = \pm (0,50 +$ $+ 8 \cdot 10^{-6} N)$	od 250	Porównawcza metoda na maszynie mierniczej (działka el. 1 $\mu$ ) przy użyciu płytek co najmniej kl. II jak wyżej.			



Podane w tablicy wzory na dopuszczalne błędy pomiarów zawierają błędy określenia poprawek płytek wzorcowych, które przy porównawczej metodzie pomiaru zostały użyte jako wzorce kontrolne, zgodnie z podanymi powyżej wymaganiami, przy czym przyjęto że błędy spowodowane odchyleniami temperatur  $\Delta t$ , i  $\Delta t_2$  przy sprawdzaniu wzorców kontrolnych i badanych płytek wzorcowych sumują się.

#### 4. Stworzenie odpowiednich warunków termicznych dla pomiarów płytek wzorcowych

Z tablicy I wynika, że pomiary płytek wzorcowych klasy I i II wymagają stałej temperatury ( $20 \pm 0,5$ ) °C. Temperaturę taką można osiągnąć w pomieszczeniach odpowiednio urządzonych, które na ogół powinny posiadać klimatyzację powietrza.<sup>3)</sup>

Ogrzewanie pomieszczenia najlepiej przeprowadzać wtłaczając powietrze o temperaturze 20°C przez blaszane rury z ekranowanymi otworami, które powinny znajdować się na przeciw okien pod sufitem.

Niewielkie nadciśnienie wtłaczanego powietrza może być łatwo wyrównywane, jeśli w jednym z okien zostanie wykonany otwór z klapą, przez który nadmiar powietrza może uchodzić na zewnątrz. Zapobiega to również powstawaniu warstw powietrza o różnej temperaturze. Powietrze powinno być najpierw ochłodzone, a następnie przed wtłoczeniem do pomieszczenia pomiarowego ogrzane do 20°C. Podczas procesu chłodzenia wilgość zawarta w powietrzu ulega skropleniu tak, że doprowadzane do pomieszczenia pomiarowego powietrze może utrzymać wilgotność w granicy ( $50 \pm 2$ ) %:

Temperatura powinna być mierzona za pomocą kilku pomieszczonych w różnych miejscach pomieszczenia termometrach o działce elementarnej co najmniej 0,5°C. Poza tym temperatura powinna być notowana przez całą dobę za pomocą samoczynnego termografu. Lokal laboratorium pomiarowego powinien być ogrzewany przez całą dobę, aby uniknąć wahań temperatury.

Pomiary płytek wzorcowych kl. III wymagają, aby odchylenia temperatury pomiarowej od 20°C nie przekraczały  $\pm 1^\circ\text{C}$ . W tym przypadku może wystarczyć centralne ogrzewanie wodne, uzupełnione elektrycznymi grzejnikami z samoczynną regulacją temperatury.

W każdym przypadku okna pomieszczenia pomiarowego powinny być co najmniej podwójne i wychodzić na północ. Ściany powinny być wykonane z dobrze izolującej cegły lub jako ściany podwójne, oddzielone materiałem o złym przewodnictwie cieplnym.

<sup>3)</sup> H. Schorsch „Über die Ausgestaltung von Messräumen“. Werkstattstechnik und Werksleiter, zeszyt 20, 1936 r.

Również sufit i podłoga powinny być dobrze odizolowane cieplnie. Okna nie mogą być otwierane często, chyba, że w celu ich oczyszczenia. W razie ich otwarcia nie powinny być wykonywane pomiary w tym samym dniu. Drzwi zewnętrzne powinny być podwójne.

Przepisy Głównego Urzędu Miar POM poz. 6, 37/1 ustalają ogólne wytyczne dla pomieszczeń laboratoriów pomiarowych.

Nie wystarczy jednak utrzymywać w pomieszczeniu pomiarowym temperaturę dostatecznie bliską temperatury odniesienia 20°C. Tablica I określa również dopuszczalne różnice temperatury płytki mierzonej i otoczenia, oraz wzorca normalnego w przypadku zastosowania porównawczej metody pomiarów. Te dopuszczalne różnice temperatur dla płytek kl. I i II wynoszą  $\pm 0,05^\circ\text{C}$  i dla płytek wzorcowych kl. III  $\pm 0,1^\circ\text{C}$ .

Przedmioty metalowe posiadają pewną bezwładność cieplną, to znaczy, że wymagają określonego czasu, aby wyrównać swą temperaturę z otoczeniem. Jeśli więc płytkę wzorcową przed pomiarem przywieramy np. do podstawowej płytki szklanej, to ulega ona rozgrzaniu pod wpływem ciepła rąk i tarcia o powierzchnię podstawy. Znalezienie różnicy temperatur między płytką mierzoną i otoczeniem, względnie wzorcem, z dokładnością do  $\pm 0,05$  lub  $0,1^\circ\text{C}$ , jak tego wymagają warunki pomiarów, nie jest rzeczą łatwą. Jednak jesteśmy w stanie określić z pewnym przybliżeniem czas, jaki jest potrzebny, aby płytka wzorcowa ogrzana np. do temperatury 25°C wyrównała swą temperaturę z otoczeniem o 20°C w granicach  $\pm 0,05$  względnie  $\pm 0,1^\circ\text{C}$ . Pozostawiając płytkę wzorcową w temperaturze otoczenia przez czas określony zapewniamy jej osiągnięcie tej temperatury z wymaganą dokładnością.

#### 6. Czasy, jakich wymagają płytki wzorcowe dla osiągnięcia temperatury otoczenia

Załóżmy, że jakies ciało fizyczne o objętości  $V$ , powierzchni  $F$  i temperaturze  $t$  znajduje się w otoczeniu o temperaturze  $t_1$ .

Przepływ ciepła  $dQ$  w czasie  $d\tau$  przez powierzchnię  $F$  wyniesie:

$$dQ = F (t - t_1) k d\tau;$$

gdzie  $k$  jest współczynnikiem przejmowania ciepła. Z drugiej strony ubytek ciepła z ciała o objętości  $V$  w czasie  $d\tau$  wyniesie:

$$dQ = V \cdot \gamma \cdot c \cdot dt;$$

gdzie:  $\gamma$  — ciężar właściwy rozważanego ciała,  
 $c$  — jego ciepło właściwe,  
 $dt$  — zmiana temperatury  $t$  w czasie  $d\tau$ .

Zatem:

$$F (t - t_1) \cdot k \cdot d\tau = V \cdot \gamma \cdot c \cdot dt$$

skąd:

$$d\tau = \frac{V \cdot \gamma \cdot c}{F \cdot k} \cdot \frac{dt}{t - t_1}$$

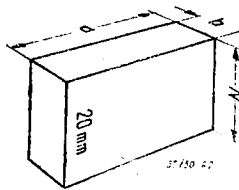
Jeśli początkowa temperatura ciała wynosi  $t_0$ , to

$$\tau = \frac{V \cdot \gamma \cdot c}{F \cdot k} \int_{t_1}^{t_0} \frac{dt}{t - t_1} = \frac{V \cdot \gamma \cdot c}{F \cdot k} \ln \frac{t_0 - t_1}{t - t_1}$$

Ciężar ciała wynosi  $G = V \cdot \gamma$ . Możemy więc napisać:

$$\tau = \frac{c}{k} \cdot \frac{G}{F} \cdot 2,303 \lg \frac{t_0 - t_1}{t - t_1}$$

Ze wzoru tego wynika, że czas potrzebny na wyrównanie temperatury ciała z otoczeniem jest wprost proporcjonalny do ciężaru  $\frac{G}{F}$



Rys. 1.

jaki przypada na jednostkę powierzchni  $F$  ciała.

W przypadku płytek wzorcowych o przekroju prostokątnym  $a \times b$  i długości, którą możemy przy-

jąć jako równą wymiarowi nominalnemu  $N$  (rys. 1), mamy:

$$G = a \cdot b \cdot N \cdot \gamma$$

$$F = 2(ab + aN + bN)$$

Skąd:

$$\frac{G}{F} = \frac{abN \cdot \gamma}{2(ab + aN + bN)} = \frac{\gamma}{2 \left( \frac{1}{a} + \frac{1}{b} + \frac{1}{N} \right)}$$

Według norm PN/M-53101 przekrój płytek wzorcowych jest określony w sposób następujący:

1) dla  $N$  do 1 cm,  $a = 3$  cm,  $b = 0,9$  cm;

$$\frac{G}{F} \approx \frac{8}{2} \cdot \frac{1}{\frac{1}{3} + \frac{1}{0,9} + \frac{1}{N}} = \frac{4}{1,44 + \frac{1}{N}} \text{ G/cm}^2;$$

2) dla  $N$  powyżej 1 cm,  $a = 3,5$  cm,  $b = 0,9$  cm;

$$\frac{G}{F} \approx \frac{8}{2} \cdot \frac{1}{\frac{1}{3,5} + \frac{1}{0,9} + \frac{1}{N}} = \frac{4}{1,40 + \frac{1}{N}} \text{ G/cm}^2;$$

przy czym przyjmujemy, że ciężar właściwy stali, z jakiej wykonane są płytki wzorcowe wynosi  $\gamma \approx 8 \text{ G/cm}^3$ .

Przyjmując dalej dla stali:  $c = 0,11 \text{ cal/G}^\circ\text{C}$ , oraz dla powierzchni stalowych w nieruchomym powietrzu;  $k = 0,5 \text{ cal/cm}^2\text{h}^\circ\text{C}$  otrzymamy:

$$\tau \approx 0,05 \cdot \frac{G}{F} \lg \frac{t_0 - t_1}{t - t_1} \text{ godzin}$$

Wzór ten pozwala nam obliczyć czas  $\tau$  w godzinach, jaki jest potrzebny, aby znormalizowana wzorcowa płytka stalowa o długości  $N$  cm i temperaturze różnej od otaczającego ją nieruchomego powietrza o  $(t_0 - t_1)^\circ\text{C}$  wyrównała swą temperaturę z otoczeniem z dokładnością do  $\pm (t - t_1)^\circ\text{C}$ .

Tablica II podaje wyliczone czasy  $\tau$  dla płytek wzorcowych o różnych długościach  $N$  przy założeniu, że:

$$t_0 - t_1 = \pm 5^\circ\text{C}, \text{ oraz } t - t_1 = \pm 0,05^\circ\text{C}.$$

TABLICA II

N mm	$\frac{G}{F}$ G/cm <sup>2</sup>	$t_0 - t_1$ °C	$t - t_1$ °C	$\lg \frac{t_0 - t_1}{t - t_1}$	$\tau$	
					godzin	minut
2	0,62	5	0,05	2	0,62	37
5	1,16	"	"	"	1,16	70
10	1,64	"	"	"	1,64	98
100	2,6	"	"	"	2,6	156
1000	2,8	"	"	"	2,8	168

Tablica III podaje czasy  $\tau$  wyliczone przy założeniu, że:  $t_0 - t_1 = \pm 5^\circ\text{C}$  i  $t - t_1 = \pm 0,1^\circ\text{C}$ .

TABLICA III

N mm	$\frac{G}{F}$ G/cm <sup>2</sup>	$t_0 - t_1$ °C	$t - t_1$ °C	$\lg \frac{t_0 - t_1}{t - t_1}$	$\tau$	
					godzin	minut
2	0,62	5	0,1	1,7	0,53	32
5	1,16	"	"	"	0,99	60
10	1,64	"	"	"	1,39	84
100	2,6	"	"	"	2,2	132
1000	2,8	"	"	"	2,4	144

Tablica IV podaje według Berndta<sup>4)</sup> wyniki doświadczalne dla płytek stalowych, które położone na podstawie szklanej lub drewnianej wyrównały swą temperaturę w nieruchomym powietrzu, przy czym  $t_0 - t_1 = \pm 5^\circ\text{C}$  i  $t - t_1 = \pm 0,1^\circ\text{C}$ .

TABLICA IV

$\frac{G}{F}$ G/cm <sup>2</sup>	Wymiary płytek mm	$\frac{G}{F}$	$t_0 - t_1$ °C	$t - t_1$ °C	$\tau$
2,6	30×20×15	70	5	0,1	117' $\approx$ 2h
3,7	60×25×20	235	"	"	293' $\approx$ 5h
4,2	100×30×20	450	"	"	300' $\approx$ 5h

Porównując wyniki dla tego samego stosunku  $\frac{G}{F} = 2,6 \text{ G/cm}^2$  otrzymamy z tablicy III:

$$\tau = 132 \text{ minuty, zaś z tablicy IV: } \tau = 117 \text{ mi-}$$

<sup>4)</sup> G. Berndt. „Ausprüche des Verbrauchers an Feinmessinstrumente“ Werkstattstechnik und Werkseiter, Heft 23, 1938.

nut. Znaleziona różnica 15 minut wykazuje, że wynik obliczony teoretycznie odbiega od wyniku, znalezionego na drodze doświadczenia, nie więcej niż o 12%; różnica ta może być usprawiedliwiona tym, że obliczenia teoretyczne zakładały, iż płytką stalowa jest otoczona ze wszystkich stron powietrzem, podczas gdy pomiary doświadczalne były dokonywane na płytce, spoczywającej jedną stroną na podłożu szklanym, względnie drewnianym. Poza tym w obliczeniu pominięto wymianę ciepła na

skutek promieniowania, która w rozważanych przypadkach większego znaczenia nie posiada. Oczywiście, że ustalenie bardziej dokładnych wyników wymaga przeprowadzenia szczegółowszych doświadczeń.

Ogólnie biorąc, z przeprowadzonych wyżej rozważań wynika, że płytki wzorcowe potrzebują od 0,5 do 3 godzin, aby mogły wyrównać swą temperaturę z otoczeniem, w stopniu, jak tego wymaga dokładność ich pomiarów.

## Powierzchniowe hartowanie kół zębatach prądami wysokiej częstotliwości

inż.-mech. STANISŁAW KOMOROWSKI

*Zalety grzania indukcyjnego. — Zakresy częstotliwości prądu. — Źródła prądu wysokiej częstotliwości i głębokość przenikania prądu. — Zjawisko przegowatości. — Przebieg nagrzewania indukcyjnego i wpływ czynników ubocznych. — Wpływ kształtu przedmiotu na dobór częstotliwości. — Opisy metod hartowania kół zębatach podgrzewanych indukcyjnie. Wnioski.*

### WIADOMOŚCI OGÓLNE

Nagrzewanie przedmiotów metalowych w szybkozmiennym polu magnetycznym, drogą indukowania prądów wirowych, znalazło w ostatnich latach bardzo szerokie zastosowanie w przemyśle, zarówno do grzania powierzchniowego, gdzie wyzyskuje się zjawisko nasłórkowe, jak i do grzania na wskroś i topienia metali.

Kraje o przodującej technice (ZSRR i USA) legitymują się olbrzymim postępem tej dziedziny w okresie ostatniego dziesięciolecia, tak w zakresie budowy urządzeń jak i opracowania metod stosowania, przy czym ZSRR ma do zanotowania, w tym okresie, prócz sukcesów na polu praktycznym, poważny dorobek naukowy w postaci oryginalnych publikacji, jakich w literaturze innych krajów nie spotykamy.

O ile szereg problemów technicznych tej dziedziny zostało już dawno zadawalająco rozwiązanych, o tyle zagadnienie powierzchniowego hartowania kół zębatach, przy pomocy nagrzewania indukcyjnego napotykało i dziś jeszcze napotyka na poważniejsze trudności, które powodują, iż zastosowanie tej metody nie znalazło szerszego zastosowania w przemyśle. Jak dotychczas w dziedzinie powierzchniowego hartowania (utwardzania) kół zębatach panują prawie niepodzielnie klasyczne metody, a przede wszystkim nawęglanie w połączeniu z obróbką cieplną.

#### 1. Zalety grzania indukcyjnego

Za zastosowaniem grzania indukcyjnego do powierzchniowego hartowania kół zębatach

przemawiają: z jednej strony niedogodności właściwe metodzie nawęglania, z drugiej strony zalety jakimi się charakteryzuje grzanie indukcyjne. Są one następujące:

a) nagrzewanie lokalne, które w znacznym stopniu ogranicza niebezpieczeństwo naprężeń wewnętrznych w przedmiocie nagrzewanym i hartowanym, co w wyniku bardzo ogranicza możliwość odkształceń (w przedmiotach symetrycznych, symetrycznie nagrzewanych i chłodzonych),

b) możliwość zastąpienia kosztownych stali stopowych stalami węglowymi, bez uszczerbku dla własności mechanicznych przedmiotu, a niejednokrotnie z korzyścią,

c) dokładność i podatność procesu do automatyzacji,

d) małe zapotrzebowanie miejsca, czystość i szybkość procesu pozwalająca na ustawienie urządzeń, o wielkiej przepustowości w jednej linii, pomiędzy obrabiarkami, na warsztacie mechanicznym,

e) eliminacja operacji przygotowawczych i wykańczających (właściwych nawęglaniu: np. zabezpieczenie powierzchni, usunięcie tego zabezpieczenia itp.).

#### 2. Zakresy częstotliwości prądu

W praktyce przemysłowej, w zakresie stosowania prądów indukcyjnych dla celów grzewczych (poza topieniem metali), możemy różnić następujące zakresy częstotliwości:

a) częstotliwości normalne (50 ÷ 60 Hz) stosowane do grzania na wskroś przedmiotów o znacznej miąższości,

b) częstotliwości podwyższone od 1 500 do 6 000 Hz stosowane do grzania na wskroś, a także w niektórych wypadkach powierzchniowego.

c) częstotliwości wysokie od 6 000 do 70 000 Hz stosowane przede wszystkim do grzania powierzchniowego,

d) tzw. *radioczęstotliwości*, powyżej 100 000 Hz. Praktyczne zastosowanie w technice grzewczej znajdują częstotliwości do 1 000 000 Hz, wyjątkowo wyżej. Do grzania indukcyjnego jedynie wyjątkowo stosuje się prądy o częstotliwości powyżej 500 000 Hz, prądy o wyższej częstotliwości znajdują zastosowanie do tzw. *grzania dielektrycznego* materiałów będących złymi przewodnikami (dielektryków). Powszechnie przyjęło się w technice grzania indukcyjnego dla celów hartowania powierzchniowego używanie określeń:

- prądy niskiej częstotliwości — poniżej 25 000 Hz,
- prądy wysokiej częstotliwości — powyżej 70 000 Hz.

Określenia te, aczkolwiek niewątpliwie nieprawidłowe, są w praktyce szeroko stosowane.

### 3. Źródła prądu wysokiej częstotliwości

Ostatnie lata przyniosły ogromny postęp w dziedzinie agregatów przetwarzających prądy normalnej częstotliwości na prądy o wysokiej częstotliwości. Istnieje szereg rodzajów tych urządzeń pracujących na odmiennych zasadach, każdy z nich dostarcza prądów o określonym charakterystycznym dla danego urządzenia zakresie częstotliwości.

Najbardziej rozpowszechnione są:

a) *przetwornice częstotliwości wirujące*, dające prądy o częstotliwości do 15 000 Hz. Moc urządzeń takich, znajdujących się w handlu, waha się w granicach 5–600 kW.

Ostatnio w budowie przetwornic wirujących poczyniono znaczne postępy, między innymi w zakresie podwyższenia częstotliwości prądu przetworzonego: w ZSRR stosuje się już przemysłowo przetwornicę na 25 000 Hz; f-ma angielska Br. T. H. & J. H. Walker zbudowała prototyp przetwornicy na 50 000 Hz i spodziewa się osiągnięcia przy pomocy przetwornic wirujących częstotliwości rzędu 100 000 Hz. Konstrukcje te są jednak jeszcze w stadium eksperymentalnym i nie można liczyć na ich szersze zastosowanie przemysłowe w najbliższym czasie. Zaletą tych przetwornic, prócz prostoty budowy i trwałości, jest stosunkowo łatwość budowy jednostek o znacznej mocy (istnieje jednostka na 3 000 Hz mocy 2 000 kW), jedyną bowiem trudność stanowi tu problem chłodzenia (ostatnio dla większych jednostek stosuje się chłodzenie wodorem).

b) *lampowe przetwornice częstotliwości*, o budowie analogicznej nadajnikom radiowym z lampami katodowymi z siatką (triody), dające prądy o częstotliwości od 100 000 Hz (80 000 Hz) wzwyż do kilkudziesięciu milionów Hz. Moc tych jednostek jest ograniczona

i w praktyce szybko maleje ze wzrostem częstotliwości chwilowo praktyczną granicą mocy tych urządzeń, stosowanych przemysłowo dla celów grzewczych, jest 200 kW, przy częstotliwości 140 000 do 4 000 000 Hz.

Jakkolwiek urządzenia te odznaczają się wielką prostotą obsługi (prawie nie wymagają konserwacji) i znaczną zwartością budowy, brakiem elementów znajdujących się w ruchu (nie wymagają specjalnych fundamentów), tym niemniej mają przykrą wadę, którą jest stosunkowo mała trwałość nadzwyczaj kosztownych lamp.

Prócz wyżej opisanych i w handlu spotykanych przetwornic istnieje jeszcze cały szereg innych typów, przeważnie nowych konstrukcyj, których zastosowanie jak na razie jest ograniczone. Występują one pod rozmaitemi nazwami:

- *zmiennicze prądu (inwerter)*, eksitron, tytratron,
- *przetwornice łukowe (rtęciowe)* oraz
- *przewrotnice iskiernikowe*, które są najstarszym typem przetwornicy częstotliwości prądu, mającym już dziś ograniczone zastosowanie w technice grzewczej ze względu na ograniczoną moc do hartowania powierzchniowego są nader mało stosowane.

Zmiennicze prądu oraz przetwornice łukowe posiadają dużą moc i stosowane są do grzania nawskroś.

### 4. Głębokość przenikania prądu

Jak wiadomo rozkład indukowanych prądów wirowych w przewodniku umieszczonym w zmiennym polu magnetycznym zależy od częstotliwości prądu indukującego. Im wyższa częstotliwość, tym nierównomierniej prądy wirowe będą skupiać się w przekroju przewodnika, gromadząc się na jego obwodzie, w jego naskórku — zjawisko to nazywamy *zjawiskiem naskórkowym*.

Zależność pomiędzy natężeniem prądów wirowych w poszczególnych punktach przekroju, a odległością tych punktów od powierzchni przewodnika (obwodu) wyraża się wzorami, w których prócz odległości od powierzchni wchodzi jako stałe dla danego rozpatrywanego wypadku: częstotliwość, przenikliwość magnetyczna i przewodnictwo elektryczne przewodnika. Z analizy tych wzorów wynika, iż rozkład prądów wirowych w przewodniku zależy, przy jego określonej przewodności elektrycznej i przenikliwości magnetycznej, od częstotliwości prądu indukującego.

Dla celów praktycznych przyjęto stosować uproszczenie zaproponowane przez K. Steinmetza (w 1920 r.), polegające na przyjęciu, iż prądy wirowe rozkładają się równomiernie w warstwie grubości  $\delta$  na obwodzie przewodnika, tzn. przenikają równomiernie na głę-

bokość  $\delta$ . Dla obliczenia tej głębokości wprowadził Steinmetz wzór uproszczony:

$$\delta = 5,03 \cdot 10^4 \sqrt{\frac{\rho}{\mu f}} \text{ mm}, \quad [1]$$

gdzie:  $\rho$  — przewodność,  $\mu$  — przenikliwość magnetyczna,  $f$  — częstotliwość.

Wielkość  $\delta$  nazywamy głębokością przenikania prądu.

Ciepło wywiązuje się w przewodzie na zasadzie prawa Joulea, ilość jego jest proporcjonalna do kwadratu natężenia prądu. Steinmetz udowodnił, iż stosując proponowany przez niego wzór na głębokość przenikania prądu, popełniamy około 10% błędu, gdyż w warstwie równej głębokości przenikania prądu wywiązuje się tylko 90% ciepła (w przewodniku okrągłym, przy odpowiednio dopasowanym induktorze).

Zagadnienie, rzecz jasna, komplikuje się znacznie w przewodnikach o przekroju innym niż kołowy, a to skutkiem wpływu nierównomiernego natężenia pola w przestrzeni otaczającej induktor. W części przewodnika mniej oddalonej od induktora będą płynęły prądy wirowe o wyższym natężeniu, niż w częściach bardziej oddalonych i głębokość ich przenikania będzie mniejsza niż w częściach bardziej oddalonych; różnice te będą tym większe im wyższą jest częstotliwość prądu płynącego w induktorze. W rezultacie części przedmiotu bardziej zbliżone do induktora będą silniej i na mniejszą głębokość nagrzewane, niż części bardziej oddalone.

W praktyce trudności te usuwa się przez stosowanie induktorów o kształcie dostosowanym do kształtów przedmiotu: przy powierzchniowym nagrzewaniu kół zębatych jest to jednak możliwe tylko przy kołach o bardzo dużym module.

### 5. Zjawisko pręgowatości<sup>1)</sup>

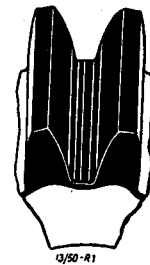
Czynniki przyjęte jako stałe we wzorze Steinmetza, mianowicie przewodność elektryczna i przenikliwość magnetyczna, nie są w rzeczywistości stałe, lecz zmienne wraz ze wzrostem temperatury. Oba te czynniki, niezależnie od siebie warunkują wydzielanie się ciepła w przewodzie, przez który płynie prąd szybkozmenny; przewodnictwo decyduje o ilości ciepła wywiązanej przy pokonywaniu przez prąd oporu przewodnika; przenikliwość magnetyczna, o ilości ciepła wywiązanej przy pokonywaniu oporów histerezy. Pierwszy z tych czynników potęguje swe działanie ze wzrostem temperatury (opór rośnie), drugi maleje ze wzrostem temperatury i przy temp. punktu

Curie, punktu przemiany magnetycznej żelaza  $\alpha$  (magnetycznego) w niemagnetyczną odmianę  $\beta$ , wpływ jego zanika.

Fakt ten jest przyczyną powstawania zjawiska pręgowatości, a niezależnie od tego powoduje konieczność określenia głębokości przenikania prądu w zależności od temperatury.

Jeżeli umieścimy, np. koło zębate, w szybkozmennym polu magnetycznym, prądy wirowe będą początkowo płynąć w jednorodnej warstwie po powierzchni zęba. Warstwa ta będzie się nagrzewać, teoretycznie równomiernie, praktycznie — niezupełnie równomiernie (skutkiem swoistego kształtu powierzchni zęba, praktycznej nierównomierności materiału itp., co powoduje różne przewodnictwo cieplne materiału w różnych punktach). Wynikiem tej nierównomierności nagrzewania będzie osiągnięcie przez pewne punkty temperatury punktu Curie nieco wcześniej, od innych, co spowoduje, iż jedne strefy powierzchni staną się paramagnetycznymi, podczas gdy inne będą jeszcze nadal pozostawać ferromagnetycznymi. W rezultacie powstanie nierównomierny rozkład prądów w warstwie nagrzewanej, co spowoduje „stygnięcie“, wzgl. opóźnione nagrzewanie warstw ferromagnetycznych i jednocześnie znaczne przyspieszenie szybkości nagrzewania paramagnetycznych, dzięki wzrostowi natężenia prądu. Obserwacja wykazała, wyjaśnienia teoretycznego zjawiska na razie brak, iż strefy para- i ferromagnetyczne układają się regularnymi pasmami na przemian, w konkretnym przypadku koła zębatego, wzdłuż jego osi.

Zjawisko to przebiega niezmiernie szybko, tak, iż w krótkim czasie warstwy paramagnetyczne ogrzeją się do temperatur hartowania, podczas gdy temperatura warstw ferromagnetycznych mało się zmieni. Zahartowany w tym momencie przedmiot wykaże naprzemianległe pasma wysokiej i niskiej twardości, a wytrawiony odpowiednim odczynnikiem (np. Heyna) da obraz powierzchni pręgowanej (prążkowanej) o ciemnych pręgach zahartowanego i jasnych niezahartowanego materiału (rys. 1). Na kołach zębatych zjawisko to wy-



Rys. 1. Wycinek koła zahartowanego po powstaniu zjawiska pręgowatości. Widać (schematycznie przedstawione) utwardzone i miękkie pasma na dnie wrębu. Koło było grzane przy gęstości mocy 2,5 kW/cm<sup>2</sup> (wg Redmonda).

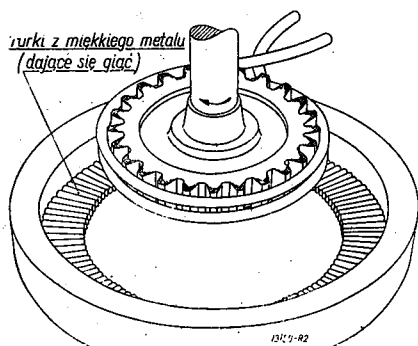
<sup>1)</sup> *stria effect* — ang., zjawisko pręgowatości — nazwa proponowana przez autora artykułu.

stepuje charakterystycznie na dnie wrębów i na podstawie zęba, końce zębów nie wykazują pręgowatości, a to z przyczyny stosunkowo silnego ich przegrzania (większe skupienie prądów wirowych).

Intensywne dalsze grzanie przedmiotu, może doprowadzić do zniknięcia zjawiska pręgowatości, jednak z reguły następuje to po dłuższym czasie i silnym przegrzaniu stref paramagnetycznych, w szczególności końców zębów, co grozi uszkodzeniem a nawet stopieniem materiału.

Celem usunięcia wpływów tego zjawiska konieczne jest przerwanie na chwilę dopływu energii i dopuszczenie do wyrównania się temperatur w całej warstwie nagrzanej. Dokonanie zabiegu we właściwym czasie i we właściwy sposób pozwala na ogrzanie stref ferromagnetycznych powyżej punktu *Curie* kosztem ciepła stref paramagnetycznych. Osiągnięcie wyrównania grubości i temperatury warstwy na obwodzie koła zębatego na tej drodze jest, rzecz jasna, niemożliwe.

Zjawisko to, w znacznym stopniu utrudnia prawidłowe przeprowadzenie procesu powierzchniowego nagrzewania indukcyjnego w szczególności przedmiotów o kształcie złożonym, gdzie zjawisko to występuje w znacznie większym stopniu, aniżeli w przedmiotach o prostych kształtach. Tak zahartowane zęby mają znaczną skłonność do pęknięcia i łamania się (rys. 2).



Rys. 2. Urządzenie do nagrzewania „bezpośredniego”. Rurki, którymi wtryska woda, wykonane są z miękkiego metalu celem umożliwienia wyginania, tak by natrysk objął całą szerokość wieńca.

## 6. Wpływ czynników ubocznych na przebieg nagrzewania

Przebieg grzania indukcyjnego jest bezpośrednio zależny od następujących czynników:

- ilości ciepła wywiązanej w warstwie nagrzewanej w jednostce czasu,
- grubości warstwy, w której wywiązuje się ciepło,
- ciepła właściwego i przewodnictwa cieplnego przewodnika,

d) stopnia występowania zjawiska pręgowatości,

e) ośrodka w którym znajduje się przedmiot, jego przewodnictwa cieplnego i temperatury oraz zdolności emisyjnej przedmiotu,

f) otoczenia przedmiotu (odbicie promieni cieplnych emitowanych przez przedmiot).

Wzajemny stosunek tych czynników decyduje o przebiegu i rezultatach grzania. Wywiązuje się ciepło nagrzewa określoną, właściwą procesowi, warstwę zewnętrzną przedmiotu podlegającego obróbce cieplnej. Proces grzania jednak z natury rzeczy przebiega w czasie. Nawet przy zastosowaniu największych praktycznych dostępnych mocy, niemożliwe jest wyeliminowanie czynnika czasu procesu, a tym samym wszystkich strat cieplnych jakie ponosi warstwa, w której wywiązuje się ciepło na rzecz swego otoczenia.

Ponieważ na czynniki decydujące o stratach cieplnych mamy wpływ bardzo ograniczony, a na niektóre z nich nie mamy wcale, jasnym się staje, iż zasadniczo ważnym dla wyniku nagrzewania jest takie dobranie częstotliwości prądu indukującego (o grubości warstwy w której wywiązuje się ciepło decyduje częstotliwość), aby przy maksymalnej mocy jaką można zastosować, zredukować, wzgl. skompensować wpływ pozostałych czynników.

## 7. Dobór częstotliwości i wpływ kształtu przedmiotu

Probuąc nagrzewać powierzchniowo metodą indukcyjną przedmioty, można się łatwo przekonać, iż przy niedostatecznie wysokich częstotliwościach prądu, małe przedmioty nagrzewają się z małą szybkością, przy czym sprawność układu jest niska i często przy osiągnięciu punktu *Curie*, gdzie zanikają opory histerezy, przyspieszające grzanie, sprawność spada do kilku procent i wywiązuje się ciepło zaledwie pokrywa straty cieplne warstwy nagrzewanej a nawet całego przedmiotu. Nagrzewany przy tej samej częstotliwości większy przedmiot nagrzewa się prawidłowo. Przy wysokich częstotliwościach małe przedmioty nagrzewają się prawidłowo, natomiast duże przedmioty podwyższają swą temperaturę z pewnym opóźnieniem.

Wynikiem tej obserwacji jest stwierdzenie istniejącej zależności pomiędzy częstotliwością prądu, mocą a wymiarami przedmiotu.

Rozważając wyżej wspomniane czynniki wpływające na przebieg grzania, można dojść na drodze analitycznej do tego samego wniosku, który można sformułować słownie:

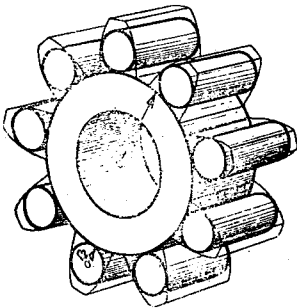
dla przedmiotu o danym wymiarze i kształcie, który ma być nagrzewany powierzchniowo metodą indukcyjną do określonej temperatury

i na określoną głębokość, istnieje ściśle określone minimum częstotliwości prądu indukującego i jego mocy, określające jednocześnie maksymalny czas trwania procesu nagrzewania.

Złożoność czynników wpływających na przebieg grzania, utrudnia teoretyczne określenie wymaganych minimów częstotliwości i mocy.

W praktyce zwykle określamy częstotliwość przy pomocy wzorów, zwykle empirycznych, opartych na dociekaniach teoretycznych, natomiast moc ustala się na drodze czysto doświadczalnej, kierując się przy tym liczbami zaczerpniętymi z praktyki, wyrażonymi zwykle jako tzw. gęstość prądu w kW na jednostkę rzutu powierzchni bocznej przedmiotu w rozwinięciu według tworzącej induktora (według a nie na tworzącą).

Dla nagrzewania przedmiotów o kształcie prostym, wyprowadzenie tych wzorów nie nastrocza poważniejszych trudności i jest dosyć znane; znacznie gorzej przedstawia się zagadnienie to w odniesieniu do przedmiotów o kształcie złożonym, gdzie przekrój przedmiotu jest nierównomierny na obwodzie, co rzecz jasna, ma decydujący wpływ na nagrzewanie powierzchni przedmiotu, równomierność temperatury i grubości warstwy nagrzanej. To teoretyczne zagadnienie rozwiązał prof. Wołogdina<sup>2)</sup>, przez zastąpienie przedmiotu, o kształcie złożonym, zespołem walców (rys. 3) i badanie na drodze analizy fizyko-matematycznej ich za-



Rys. 3. Koło zębate jako system walców o promieniach  $r_1$  i  $r_2$ .

chowania się w jednorodnym polu magnetycznym, szybkozmiennym, w czasie nagrzewania. Rezultatem tych badań było wyprowadzenie wzoru teoretycznego i wzorów uproszczonych ujmujących zależności pomiędzy wymiarami przedmiotu i częstotliwością prądu konieczną dla prawidłowego nagrzania warstwy równomiernej grubości, na całym obwodzie przedmiotu.

Przy pomocy tych wzorów można wyprowadzić wzór na określenie częstotliwości koniecznej dla prawidłowego na-

<sup>2)</sup> Prof. W. Wołogdina, czł. kor. Akad. Nauk ZSRR, laureat premii Stalinowskiej za prace w dziedzinie zastosowania prądów wysokiej częstotliwości do grzania indukcyjnego.

grzania powierzchniowego koła zębatego w zależności od jego modułu ( $m$ ):

$$f \approx \frac{12 \cdot 10^5}{\pi m^2} \text{ Hz} \quad [2]$$

W literaturze fachowej brak jest potwierdzenia słuszności teoretycznych wywodów Wołogdina, jednak szereg danych cyfrowych z praktyki, cytowanych w różnych publikacjach, wydają się potwierdzać ten wywód teoretyczny, który, oparty na szeregu uproszczeniach, może budzić wątpliwości, aczkolwiek tok rozumowania jest niewątpliwie słuszny, a poczynione uproszczenia, logiczne i konsekwentne.<sup>3)</sup>

Charakterystyczną ilustracją wpływu częstotliwości na rezultat grzania indukcyjnego kół zębatach są rys. 4, 5, 6, 7, 8, sporządzone wg fotografii zaczerpniętych z pracy Wołogdina, przedstawiające koło zębate o module 5, nagrzewane prądami różnej częstotliwości przy rozmaitych czasach grzania i gęstościach mocy. Zgodnie z przewidywaniami teoretycznymi, wynikającymi z zastosowania wzoru [2], prawidłowy rezultat osiągnięto przy 15 000 Hz (rys. 8).

Przy zbyt wysokiej częstotliwości (250 000 Hz) prądy wirowe skupiły się na końcach zębów w bliskości induktora i przy stosunkowo krótkim czasie grzania (1,9 sek) spowodowały osiągnięcie temp. hartowania jedynie na końcach zębów (rys. 4).

Przedłużenie czasu grzania do 3 sek, przy tej samej częstotliwości, spowodowało nagrzanie całego zęba przez przewodnictwo i w wyniku zahartowanie na wskroś (rys. 5).

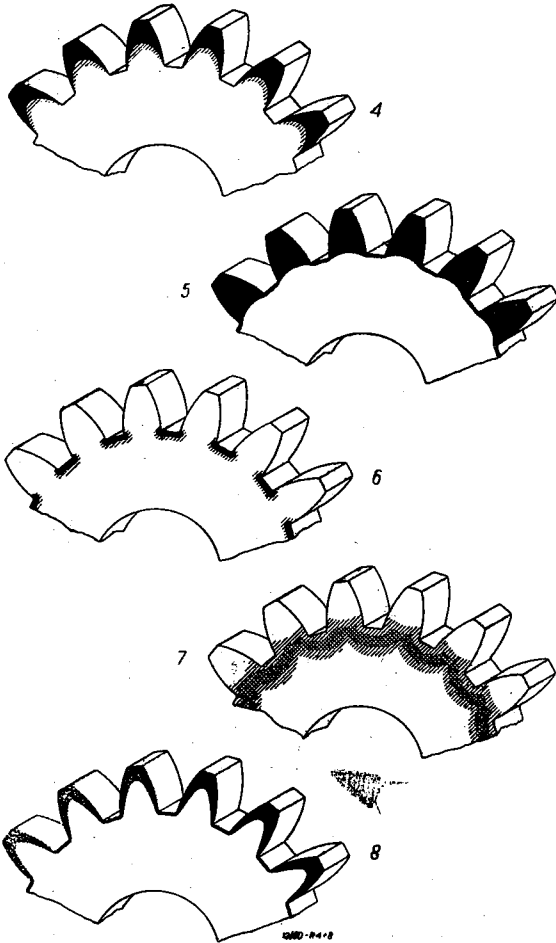
Zastosowanie zbyt niskiej częstotliwości (2 000 Hz) spowodowało równomierniejszy rozkład prądów i jednocześnie niedostateczną ich intensywność na końcach zębów, gdzie wywiązujące się ciepło nie mogło pokryć strat spowodowanych znaczną powierzchnią zęba, co opóźniało nagrzewanie końców zębów w stosunku do dna wrębów. W rezultacie po zahartowaniu końce zębów pozostały nieutwardzone (rys. 6); przedłużanie czasu grzania było niemożliwe, bowiem groziło stopieniem materiału we wrębach.

Dalsze obniżenie mocy i przedłużenie czasu nagrzewania dało jeszcze bardziej negatywne

<sup>3)</sup> Autor uważa rezultat pracy Wołogdina za trafny i cenny, jednak zdanie kół fachowych jest co do tego podzielone. Zdaniem autora podlegać krytyce może jedynie poczynione przez Wołogdina założenie dotyczące pola magnetycznego, którego natężenie nie jest jednakowe w każdym punkcie wewnątrz induktora i którego rozkład natężeń jest dodatkowo zniekształcony obecnością w nim przedmiotu o swoistym kształcie, jakim jest koło zębate posiadające kąty i narożniki, których istnienie ma również wpływ na przebieg nagrzewania znacznie różny od powierzchni walcowej.



rezultaty, nie osiągnięto nawet zahartowania dna wrębów (rys. 7), a jedynie pewne utwardzenie wieńca koła wewnątrz koła podstawowego, dzięki nagrzanemu się tej strefy w drodze przewodnictwa; straty warstwy powierzchniowej na rzecz otoczenia nie były kompensowane przez ciepło wywiązujące się w naskórku.



Rys. 4. Makroszlif koła zębatego,  $m \approx 5$ , utwardzonego przy pomocy metody indukcyjnej. Częstotliwość 250 000 Hz, czas 1,9 sek, moc 172 kW. Wynik negatywny — utwardzono tylko końce zębów. (wg Wołogdina).

Rys. 5. Makroszlif koła zębatego (rys. 1). Częstotliwość 250 000 Hz, czas 3 sek, moc 172 kW. Utwardzenie nawskrośne zębów (wg Wołogdina).

Rys. 6. Makroszlif koła (rys. 1). Częstotliwość 2 000 Hz, czas 1,5 sek, moc 245 kW. Utwardzone zostały tylko dna wrębów (wg Wołogdina).

Rys. 7. Makroszlif koła (rys. 1). Częstotliwość 2 000 Hz, czas 2 sek, moc 145 kW. Wynik jeszcze gorszy niż na rys. 3 (wg Wołogdina).

Rys. 8. Makroszlif koła (rys. 1). Częstotliwość 15 000 Hz, czas 1,5 sek, moc 245 kW. Wynik pozytywny, prawie idealny (wg Wołogdina).

## METODY HARTOWANIA KÓŁ ZĘBATYCH

### 1. Klasyfikacja kół zębatych nagrzewanych indukcyjnie

Już przez proste podstawienie różnej wielkości modułów do wzoru [2] można dojść do wniosku, iż częstotliwości prądu, jakimi powinno się nagrzewać koło zębate metodą indukcyjną, w bardzo wysokim stopniu zależą od

wielkości modułu. Bliższa analiza prowadzi do wniosku że w zakresie modułów  $2 \div 5$ , dla nagrzewania kół właściwymi będą częstotliwości  $95\,000 \div 15\,000$  Hz, którymi to częstotliwościami, jak już wyżej powiedziano, nie dysponujemy na razie w praktyce przemysłowej. Powoduje to trudności przy ich obróbce cieplnej metodą indukcyjną.

Koła o module większym od 5 wymagają częstotliwości niższych od 15 000 Hz, o module mniejszym od 2 powyżej 100 000 Hz, a więc mogą być nagrzewane powierzchniowo urządzeniami przemysłowymi obecnie dostępnymi.

W praktyce mamy więc do czynienia z trzema grupami kół zębatych w zależności od wielkości ich modułu. Każda z tych grup kół musi być nagrzewana innymi metodami i w zasadzie przy użyciu innego urządzenia dostarczającego prądu wysokiej częstotliwości, a w każdym razie innych specyficznych dla danej metody induktorów.

Wypada zaznaczyć że do niedawna, praktycznie biorąc, powierzchniowe hartowanie kół zębatych o module mniejszym od 5 było praktycznie niemożliwe do przeprowadzenia i dopiero w ostatnich dwóch latach opracowano pozytywne rozwiązania tego problemu.

Koła o module mniejszym od 2

Zagadnienie powierzchniowego hartowania kół o tak małych modułach nie często występuje w praktyce, to też i omówienie zagadnienia w literaturze fachowej jest fragmentaryczne i niewyczerpujące. W zakresie modułów 1 do 2 sprawa nie jest skomplikowana, zakres częstotliwości wymaganej jest łatwo osiągalny przetwornicami lampowymi o stosunkowo znacznej mocy, w stosunku do wielkości z reguły małych kół, tak iż osiągnięcie potrzebnej w tych warunkach gęstości mocy nie przedstawia trudności. O modułach mniejszych informacji brak.

Koła o module większym od 5

Powierzchniowa obróbka cieplna kół o modułach większych od 5 znalazła jak dotąd stosunkowo najszersze zastosowanie; zapotrzebowanie bowiem na koła zębate utwardzane powierzchniowo o tak dużych modułach jest bardzo ograniczone i tylko w specjalnych wypadkach stosowanie takich kół jest technicznie i ekonomicznie uzasadnione.

Do nagrzewania powierzchniowego metodą indukcyjną stosowane są tu trzy sposoby: metoda *okresowa*, metoda *ciągła* i metoda „*zęb po zębie*”. W pierwszej i drugiej, nagrzewaniu i następnemu hartowaniu podlegają równolegle wszystkie zęby koła, w trzeciej nagrzewanym a następnie hartowanym jest każdy zęb z osobna.

W metodzie *okresowej* ogrzewane są jednocześnie wszystkie zęby w całości, po czym po osiągnięciu przez ich warstwę zewnętrzną właściwej temperatury hartowania jednocześnie chłodzone. Metoda ta może być stosowana jedy-



nie do kół niewielkich wymiarów ze względu na ograniczoną moc urządzeń przetwarzających prąd.

Metoda ciągła różni się tym od okresowej, że wprawdzie i w niej ogrzewane są wszystkie zęby jednocześnie, jednak nie całe od razu. Koło zębate przesuwa się z odpowiednią szybkością wzdłuż swej osi przez induktor. Mamy tu więc do czynienia z grzaniem pewnej strefy zębów. Przy wyjściu z induktora (szybkość posuwu jest tak dobrana, by zęby zdążyły osiągnąć temperaturę hartowania) koło jest intensywnie chłodzone przy pomocy natrysku. Metodę tę stosuje się do kół analogicznej średnicy jak przy metodzie okresowej, jednak o znacznie większej szerokości wieńca.

W obu tych metodach koło, w czasie nagrzewania i hartowania, obraca się wolno celem zniwelowania wpływu ew. niecentrycznego jego zamocowania wzgl. niecentryczności wałka, na którym jest osadzone, co mogłoby spowodować nierównomierne nagrzanie koła.

Metoda, tzw. „zab po zębie“, polega na indywidualnym ogrzewaniu i chłodzeniu jednego zęba po drugim; czasem stosuje się jednoczesne nagrzewanie dwóch a nawet trzech zębów, jeśli pozwala na to moc przetwornicy i zależy nam na czasie. W metodzie tej stosuje się induktory specjalnego kształtu, dopasowane do obrysu zęba, przy czym nieomal z reguły stosuje się hartowanie tylko pewnego fragmentu powierzchni zęba, najwięcej narażonego na zużycie. Ponieważ w tym wypadku mamy do czynienia z grzaniem przedmiotu właściwie prostego kształtu (jednego zęba koła), traktujemy go przy określeniu częstotliwości jako pręt o małym przekroju, określonym wymiarami równoważnego walca i stosujemy wzory dla prętów a nie dla kół zębatach. Do nagrzewania pojedynczych zębów stosuje się zwykle radioczęstotliwości jako najodpowiedniejsze dla przedmiotów o małym stosunkowo przekroju.

Zaletą tej metody jest, iż nie wymaga ona aparatur wielkiej mocy. Wadą metody jest znaczna trudność dokładnego jej przeprowadzenia, gwarantującego otrzymanie jednokowych wyników obróbki cieplnej na wszystkich zębach, oraz skłonność do deformowania się kół spowodowana niesymetrycznym nagrzewaniem. Metoda nadaje się do kół o większej średnicy (powyżej 200 mm) i o większym module (od 8 wzwyż). Typowym zastosowaniem jest hartowanie powierzchniowe zębów wieńców zębatach pojazdów gąsienicowych (współpracujących z gąsienicą).

Koła o module większym od 2  
a mniejszym od 5

Koła o tych modułach znajdują najszerokie zastosowanie w przemyśle; charakter ich pracy wymaga z reguły stosowania utwardzania powierzchni roboczej, a ilości w jakich są wytwarzane, wysokosprawnych metod produkcji. Głównym wytworcą i konsumentem kół zębatach o tych modułach jest przemysł motoryzacyjny.

Jak już wspomniano, w obecnej chwili nie dysponujemy jeszcze przemysłowymi przetwornicami, dostarczającymi prądów o częstotliwości potrzebnej do powierzchniowego grzania kół zębatach o takich modułach. Stanowi to przyczynę dla której grzanie indukcyjne nie znalazło szerszego zastosowania do hartowania powierzchniowego kół zębatach w przemyśle samochodowym, dopiero w 1948 r. została opracowana metoda zastępcza zapewniająca pozytywne rezultaty przy użyciu dostępnych na rynku urządzeń.

Należy wspomnieć o próbach zastosowania do tych kół metody „zab po zębie“. Dała ona wprawdzie pozytywne rezultaty, jednak w pracy okazała się tak niepraktyczną i nieprzepustową, iż nie znalazła szerszego zastosowania.

(Dokończenie nastąpi)

## DO AUTORÓW ARTYKUŁÓW

### przeznaczonych dla „Przeglądu Mechanicznego“

Ze względu na trudności występujące przy tłumaczeniu tytułów artykułów na języki obce, redakcja czasopisma zwraca się z apelem do autorów artykułów o nadsyłanie tłumaczeń tytułów artykułów w językach: angielskim, francuskim i rosyjskim.

W wypadku znajomości biernej jednego z wyżej wymienionych języków, prosimy przynajmniej o podawanie, w językach obcych, odpowiedników głównych terminów technicznych, występujących w tytule artykułu.

Przy sposobności zwracamy uwagę na Zarządzenie PKPG w sprawie zamieszczania streszczeń artykułów technicznych:

1) wszystkie artykuły przekraczające rozmiarem 1 str. druku formatu A4, zamieszczane na łamach czasopism technicznych oraz przyczynki zamieszczone na łamach „Prac Badawczych Instytutów“ winny być poprzedzane krótkim streszczeniem w języku polskim,

2) rozmiar streszczenia winien być uzależniony od rozmiarów artykułu oraz bogactwa poruszanych w artykule tematów i zagadnień. Zasadniczo nie powinien on przekraczać 1000 znaków, w wyjątkowych wypadkach może być wyższy (1000 znaków równa się w przybliżeniu 15 wierszom maszynopisu),

3) streszczenia w języku polskim są traktowane jako część artykułu i opłacane zgodnie ze stawkami autorskimi.

REDAKCJA

# POLSKA ENCYKLOPEDIA MECHANIKI

## Wytrzymałość zmęczeniowo kształtowa części maszynowych

Prof. dr inż. WACŁAW MOSZYŃSKI

### 1. Rys historyczny

Rozwój budownictwa maszynowego w początkach ubiegłego stulecia postawił konstruktorów wobec nowego zagadnienia: wyraźnego zmniejszenia się wytrzymałości materiałów przy obciążeniach zmiennych, w porównaniu z ich wytrzymałością przy obciążeniach stałych lub niemal stałych. Uderzającym stało się na przykład powszechne zjawisko niezwykle charakterystycznego pęknięcia stalowych osi wagonów kolei żelaznych, obliczanych według ogólnie wówczas przyjętych statycznych prób wytrzymałości materiałów. W wyniku tego w Anglii zarysowuje się wyraźnie pogląd (*Hodgkinson* 1837 i *Thomson* 1848), iż powtarzające się obciążenia wymagają znacznego zwiększenia obliczeniowych współczynników bezpieczeństwa w porównaniu z wartościami przyjmowanymi do owego czasu w przypadkach obciążeń stałych. Celem zbadania tej sprawy wyłoniono umyślną komisję; pozostawało to w związku z próbami zastosowania stali do budowy mostów.

Pierwsze badania wytrzymałościowe przy obciążeniach zmiennych dokonane były w Niemczech przez *Alberta* w 1829 r.; dotyczyły one łańcuchów kopalnianych. Typowe badania zmęczeniowe podjęte zostają jednak w Niemczech dopiero w 1857 r. przez *A. Wöhlera*, oraz w Anglii w 1860 r. przez *W. Fairbairna*, który wyniki swych prac ogłosił w 1864 r. *Wöhler* wyniki swych prac ogłaszał częściowo w latach 1860, 1863 i 1866; w 1870 r. wydał swą podstawową pracę o badaniach zmęczeniowych stali. Na niej właśnie *C. Bach* oparł swą znaną tablicę (1880 r.) dopuszczalnych naprężeń przy obciążeniach stałych, tętniących i wahadłowych, która stała się podstawą pracy dla paru pokoleń konstruktorów.

Przyjęte przez *Bacha* trzy typowe przypadki obciążeń, I, II i III, oraz odpowiadające im dopuszczalne naprężenia, pozostające do siebie w stosunku 1 : 2/3 : 1,3, ogromnie uprościły zagadnienie obliczeń wytrzymałościowych, stanowiąc na owe czasy duży krok naprzód w tej dziedzinie. Następuje dłuższy okres zastoju w dziedzinie badań wytrzymałościowych. Trwa on do początku bieżącego stulecia, zamykając pierwszy rozdział budownictwa maszynowego, obejmujący blisko sto lat.

W 1900 r. ogłoszono w Anglii szereg prac o badaniach zmęczeniowych (*J. Gilchrist*)

i o krystalicznej budowie metali (*G. A. Ewing* i *W. Rosenhain*), a w 1903 r. o mechanice pęknięć zmęczeniowych (*G. A. Ewing* i *J. C. W. Humfrey*)<sup>1)</sup>, o wytrzymałości zmęczeniowej i uderzeniowej (*T. E. Stanton* i *L. Bairstow*, 1906 i 1908 r.) i wreszcie o histerezie odkształceniowej (*L. Bairstow*, 1910 r., oraz *B. Hopkinson*, *G. Trevor* i *G. T. Williams*, 1912 r.). Nowe systematyczne badania zmęczeniowe podejmują *J. H. Smith* (od 1910 r.) i *B. P. Haigh* (od 1915 r.). W Stanach Zjednoczonych *A. P.* badania te prowadzi *H. F. Moore* (od 1914 r.), częściowo przy współpracy innych badaczy (*F. B. Seely*, *J. B. Kommers*, *T. N. Jasparr*), w Austrii zaś *P. Ludwik* (od 1918).

Po zakończeniu pierwszej wojny światowej rozpoczyna się prawdziwy wyścig badań zmęczeniowych, mających stworzyć podstawy rozwojowe dla lekkich konstrukcji maszynowych. Liczba badaczy jest tak wielka, iż, poza wyżej wymienionymi, wyliczyć można tu jedynie kilku najważniejszych: są to *H. J. Googh* (od 1921 r.), *D. C. Mc Adam* (od 1923 r.), *O. Föppl* (od 1923), *E. Lehr* (od 1925 r.), *A. Thum* (od 1928 r.) i *W. Kunze* (od 1928 r.). Badania dotyczą zarówno wytrzymałości zmęczeniowej wielu nowych rodzajów stali szlachetnych, oraz stopów kolorowych i lekkich, oraz ich wrażliwości na spiętrzanie naprężeń, wpływu stanu powierzchni i tłumienia drgań. Dopiero w latach trzydziestych zjawiają się pierwsze próby wysnucia bardziej ogólnych wniosków z tej powodzi materiału doświadczalnego, celem umożliwienia szerszego ich zastosowania przez konstruktorów w ich pracy zawodowej. W 1933 i 34 r. wydane zostają przez VDI znane „Wytyczne“ (tzw. *Arbeitsblätter*), opracowane pod kierunkiem *A. Thuma*; podano w nich kilkanaście wykresów zmęczeniowych dla normalnych stali węglowych i stopowych, oraz wskazówki, jak należy się nimi posługiwać w przypadkach obciążeń zwykłych (tzn. nie złożonych), przy uwzględnieniu czynników — karbu, stanu powierzchni i wielkości przekroju przedmiotów. Oprócz nich ukazał się szereg przyczynków z tej dziedziny, nie mających jednak charakteru ogólnej syntezy, zapoczątkowując nowe ujęcie wytrzymałości stosowanej. Pewne próby w tym

<sup>1)</sup> Jest to okres, w którym niezależnie od siebie ogłosili swe hipotezy wytężeńiowe *J. J. Guest* (1900 r.) i *C. O. Mohr* (1900 r.) oraz *M. T. Huber* (1903—1904 r.).

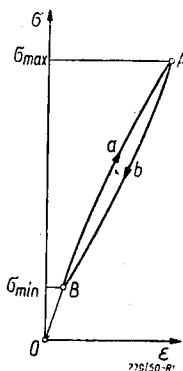
kierunku podejmują rosyjscy badacze, w szczególności S. W. Serensen (1937 r.), oraz J. A. Odina (1941 r.)<sup>2)</sup>.

## 2. Istota zmęczenia metali

Sama nazwa *zmęczenie metali* wskazuje, iż jest to proces postępujący stopniowo, od pierwszej chwili poddania rozpatrywanej próbki lub części maszynowej obciążeniom zmiennym. Podobieństwo do zmęczenia mięśni organizmu żywego jest przez to istotne, iż niszczące działanie zmęczenia, przejawiające się w charakterystycznym pękaniu, następuje tym szybciej, tj. po tym mniejszej ilości obciążeń, im są one większe.<sup>3)</sup> Jeżeli więc obciążenia te utrzymamy w dostatecznie niskich granicach, ogólna ich ilość, jakiej dana próbka lub część maszynowa będzie mogła być poddana bez obawy jej zniszczenia, może okazać się praktycznie nieograniczona.

Jest rzeczą nie ulegającą wątpliwości, iż zasadniczą przyczyną zmęczenia metali jest ich *histeresa odkształceniowa*. Budując wykres  $\sigma(\epsilon)$  rozciągania stali z dostatecznie dużą dokładnością, nie wychodząc poza obszar odkształceń umownie uważanych za sprężyste, można stwierdzić, iż linia wykresu nie jest prostą, lecz łagodnie zakrzywioną i to w ten sposób, iż wypukłością zwraca się ku osi naprężeń (linia  $OaA$  na rys. 1).

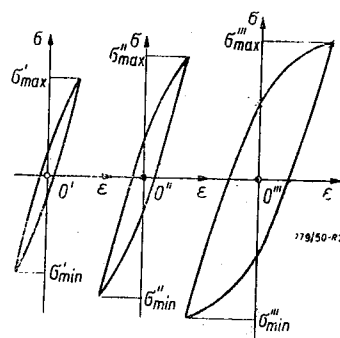
Zatrzymując rozciąganie na jakiejś wartości  $\sigma_{\max}$  naprężania i odciążając próbkę do jakiejś dowolnej, niższej wartości naprężenia  $\sigma_{\min}$ , tego samego lub przeciwnego znaku, uzyskując się inną, nową linię  $AbB$ , również zakrzywioną, tym jednak razem zwróconą swą wklęsłością ku osi naprężeń (rys. 1). Powtarzając okresowe zmiany obciążeń, wywołujące wahania naprężeń między  $\sigma_{\max}$  i  $\sigma_{\min}$ , uzyskuje się na wykresie pętlę, której powierzchnia jest miarą energii traconej na odkształcenia plastyczne, zamienianej w ciepło i rozpraszanej. Im większa jest amplituda  $\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$  wahań naprężeń oraz im wyższą wartość osiąga  $\sigma_{\max}$ , tym bardziej rozchyła się pętla i tym szybciej rośnie jej powierzchnia, jak to wyraźnie widać z rys. 2.



Rys. 1.

Rys. 2. Wykres naprężenia sigma w funkcji odkształcenia epsilon, przedstawiający pętlę histeretyczną z punktami A, B, a, b. Oś pionowa to sigma, oś pozioma to epsilon. Punkt A jest przy sigma\_max, punkt B przy sigma\_min. Linia aA jest wypukła, linia bB jest wklęsła.

Sam przebieg pęknięcia zmęczeniowego wyobrazić sobie można w sposób następujący. Metal jest materiałem quasi-izotropowym, składającym się z drobnych, najrozmaiciej zorientowanych kryształów. Własności mechaniczne pojedynczych kryształów są różne w rozmaitych kierunkach. Współczynnik sprężystości wzdłużnej  $E$  wynosi na przykład dla stali około  $13.500 \text{ kG/mm}^2$  — w kierunku prostym do krawędzi sześciennego kryształu, oraz około  $29.000 \text{ kG/mm}^2$  — w kierunku jego przekątnej. Jest więc rzeczą oczywistą, iż naprężenia, jakie zachodzą w sąsiednich kryształach, mogą znacz-



Rys. 2.

nie różnić się od siebie, odchylając się w górę i w dół od obliczeniowej wartości przeciętnej. Jeżeli do tego dodać powszechnie spotykane nieciągłości budowy metalu w postaci porów i niemetalicznych wtrąceń, oraz skażeń siatki krystalicznej, jak wreszcie i powierzchniowych mikrokarbów, wywołanych skałeczeniami lub korozją, należy stwierdzić, iż powstawanie miejscowych znacznych nadwyżek naprężeń jest nieuniknione. W tych miejscach powstają pierwsze pęknięcia, które stopniowo rozszerzają się, obejmując sąsiednie kryształy i coraz dalsze części przekroju. W porównaniu z szorstką, szarpaną powierzchnią przełomu doraźnego, pęknięcia zmęczeniowe mają powierzchnię gładką. Jest ona tym gładszą, im wolniej powstawało pęknięcie i im większą ilość razy ściany pogłębiającej się wciąż szczeliny zwierzały się i dociskały wzajemnie, zanim resztkowy przekrój nie osłabił się o tyle, iż na jego obszarze musiało wreszcie nastąpić doraźne pęknięcie. Nieraz zajmuje ono niewielką tylko część łącznej powierzchni przełomu.

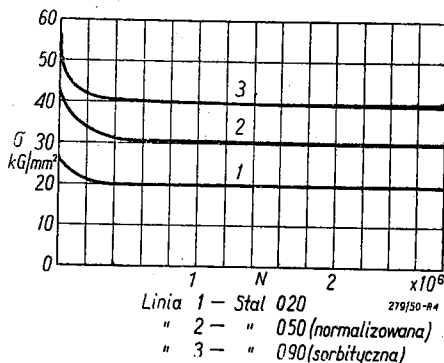
Rys. 3 przedstawia szereg typowych postaci pęknięć zmęczeniowych pręta o przekroju kołowym: a — przy rozciąganiu, b — przy obrotowym zginaniu, c — przy jednostronnym zginaniu, d — przy obustronnym płaskim zginaniu (i to w razie utworzenia się dwu niezależnych ognisk pęknięcia,  $x$  — wcześniej powstałego, oraz  $x'$  — późniejszego); jednocześnie rozróżniono przypadki, gdy obciążenie jest małe (o) lub duże (O), oraz gdy spiętrzenie na-

<sup>2)</sup> Pracom I. A. Odina poświęcony jest obszerny artykuł, ogłoszony w zeszytach 4—6/50 i 7—8/50 „Przełomu Mechanicznego”. Tam również omówione są ogólne badania nad zmęczeniem metali, prowadzone w ZSRR.

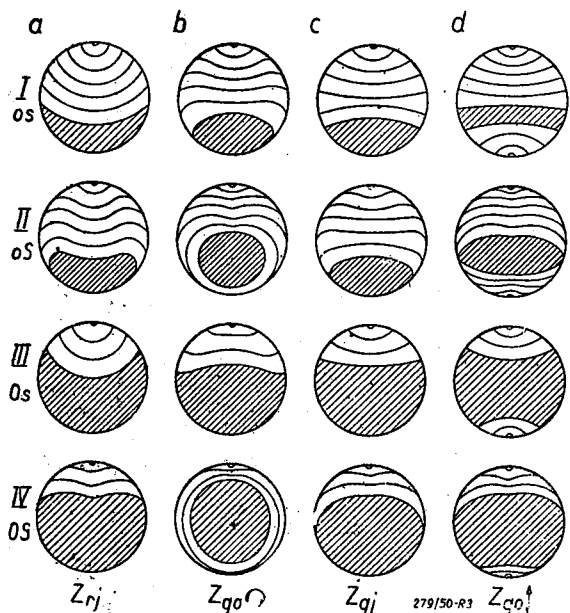
<sup>3)</sup> Podobieństwo to jest zresztą powierzchowne, gdyż w przeciwieństwie do tkanki żywej, zdolnej do restrykcji w pełni swych zdolności fizycznych, zmęczenie metali jest procesem nieodwracalnym.

prężen (wywołane powierzchniowym karbem na obwodzie przekroju) jest małe (*s*) lub duże (*S*). Łącząc te czynniki uzyskuje się cztery możliwe kombinacje I — *os*, II — *oS*, III — *Os* i IV — *OS*. Wszędzie pole zakreskowane przedstawia resztkowy przełom doraźny, cienie zaś, krzywe linie — są tak zwanymi liniami czoła szczeliny; pokazują one sposób powstawania szczeliny, zapoczątkowanej w ognisku *x*, i jej rozchodzenia się (linie te nieraz, jakkolwiek nie zawsze dość wyraźnie, zarysowują się na obszarze przełomu zmęczeniowego). Z wyglądu przełomu można na ogół dość dobrze wyjaśnić zarówno przyczyny, które spowodowały pęknięcia, a więc — błąd konstrukcji (zbyt ostry karb, lub zbyt nisko ocenione obciążenia),

jedynie dla  $\sigma > Z_0$ . Przy  $\sigma < Z_0$  wykładnik szybko maleje. Wykres  $\sigma(N)$  w siatce logarytmicznej przedstawia linię łamaną, której część, odpowiadająca wartościom  $N > N_0$ , jest



Rys. 4.



Rys. 3

niemal równoległa do osi odciętych (rys. 5). Ilość  $N_0$  obciążeń jest więc swego rodzaju charakterystyką materiału, trudną jednak do ścisłego określenia, wobec dość dużego na ogół rozrzutu punktów na wykresie. Umownie zatem przyjmuje się ją równą  $5 \cdot 10^6$  lub  $10^7$  dla stali, oraz  $3 \cdot 10^7$  lub  $5 \cdot 10^7$  dla stopów lekkich.

Badania wykazały, iż sam przebieg zmienności naprężeń  $\sigma$  w funkcji czasu *t*, jak również i częstość tych zmian, przynajmniej w spotykanych w praktyce granicach, nie mają istotnego znaczenia. Jest więc rzeczą obojętną, czy obciążenia zmieniają się według prawidłowej sinusoidy, czy też według dowolnie ukształtowanej krzywej okresowej, oraz czy odbywają się wolno, czy też szybko. Dla wytrzymałości próbki współrozstrzygającymi są natomiast — naprężenia najwyższe  $\sigma_{max}$  i jego amplituda wahań  $\sigma_a$ . Im wyższe jest  $\sigma_{max}$ , tym mniejsze musi być  $\sigma_a$  i odwrotnie. Już Wöhler próbował ująć to w ścisłą zależność, podając:

$$\sigma_{max} = \sigma_a + \sqrt{R^2 - \varphi R_r} \cdot \sigma_a \text{ kG/mm}^2 \quad [2]$$

gdzie  $R_r$  kG/mm<sup>2</sup> było doraźną wytrzymałością przy rozciąganiu, a  $\varphi$  — stałą materiału,

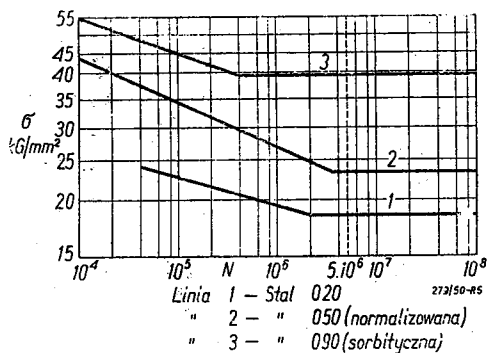
błąd materiału (pory, wtrącenia niemetaliczne), błąd wykonania (rysy powierzchniowe), czy też błędne lub niedostatecznie dobrze przewidziane warunki eksploatacji (korozja, nadmierne przeciążenia).

### 3. Wykresy i wzory zmęczeniowe

Opierając się na swych badaniach już A. Wöhler zbudował wykres  $\sigma(N)$ , przedstawiający zależności największych naprężeń  $\sigma$ , występujących w próbce, w zależności od łącznej ilości *N* okresów zmian obciążenia, jakiej może ona być poddana (rys. 4). Niektórzy badacze usiłowali nadać tej zależności postać

$$\sigma = Z_0 \left( \frac{N_0}{N} \right)^\xi \text{ kG/mm}^2 \quad [1],$$

gdzie  $Z_0$  kG/mm<sup>2</sup> jest stałą materiału, zwaną wytrzymałością zmęczeniową przy  $N_0$  obustronnych (wahadłowych) obciążeniach, a  $\xi$  wykładnikiem stałym, wynoszącym około 0,14. Zależność ta sprawdza się jednak w przybliżeniu



Rys. 5.

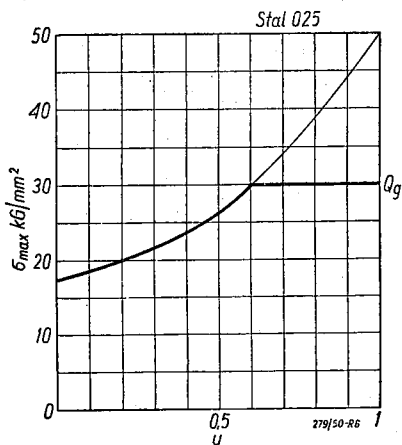
równą 2,84 dla stali miękkiej oraz 3,32 dla stali średnio twardej. Zależność ta w tej postaci nie przyjęła się. C. Bach, a po nim E. Pohl przekształcili ją, wprowadzając naprężenie

średnie  $\sigma_m = \sigma_{max} - \sigma_a$  i współczynnik trwałości obciążenia  $u = \frac{\sigma_m}{\sigma_{max}}$ , mogący zmieniać się od  $-1$  do  $+1$ . Wprowadzając do wzoru [2]:

$$\sigma_a = \sigma_{max} - \sigma_m = (1 - u) \sigma_{max}$$

uzyskuje się zależność:

$u \sigma_{max} = \sqrt{R_r^2 - \varphi (1 - u) \cdot R_r \sigma_{max}}$  [3], przedstawioną na rys. 6 w postaci wykresu zmęczeniowego *Bacha — Pohla*, który nie znalazł



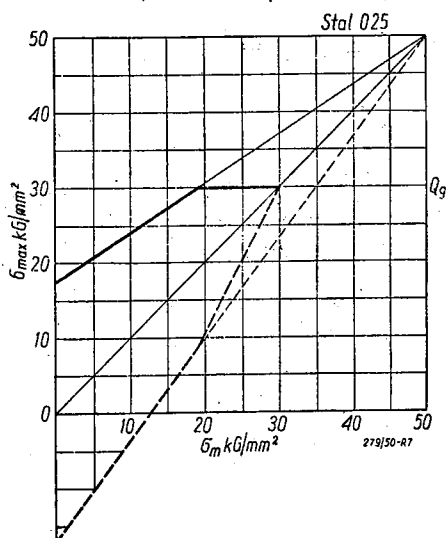
Rys. 6.

szerszego rozpowszechnienia. Wprowadzając natomiast do zależności [2]  $\sigma_m$ , zamiast  $\sigma_a$ , uzyskuje się

$$\sigma_{max} = \sigma_m \left( 1 - \frac{\sigma_{min}}{\varphi R_r} \right) + \frac{R_r}{\varphi}$$
 [4]

czemu odpowiada wykres *Smitha*  $\sigma_{max}(\sigma_m)$ , przedstawiony na rys. 7. W przeciwieństwie do poprzedniego został on powszechnie przyjęty, jako najbardziej obrazowo przedstawiający zmienność  $\sigma_{max}$  w zależności od warunków obciążenia. Wykres ten uzupełnia się zawsze drugą, dolną gałęzią, odtwarzającą  $\sigma_{min}$  w funkcji  $\sigma_m$

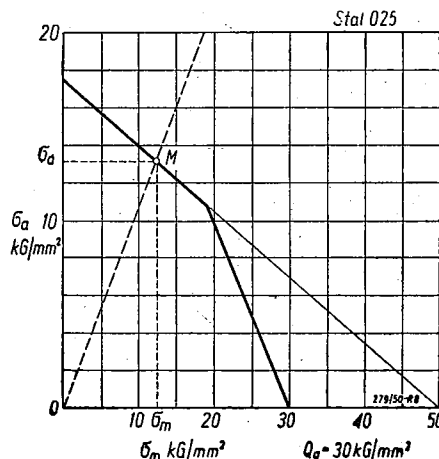
$$\sigma_{min} = \sigma_m \left( 1 + \frac{\sigma_m}{\varphi R_r} \right) - \frac{R_r}{\varphi}$$
 [4']



Rys. 7.

Na rys. 7 jest ona narysowana linią kreskową. Wykres *Smitha* nazywa się często *stojącym wykresem zmęczeniowym*. Do praktycznych obliczeń zmęczeniowych bezsprzecznie najdogodniejszą jest trzecia postać wykresu zmęczeniowego, wprowadzona przez *Haigha*. Uzyskuje się ją, zastępując w zależności [2]  $\sigma_{max}$  przez  $\sigma_m + \sigma_a$ , skąd  $\sigma_m = \sqrt{R_r^2 - \varphi R_r \sigma_a}$  [5]; wykres ten tzw. *leżący wykres zmęczeniowy*, przedstawiony jest na rys. 8.

Wszystkie wykresy doprowadzone są do  $\sigma_{max} = \sigma_m = R_r$ . W rzeczywistości, jako granicę naprężeń, w stosunku do której wyznacza się naprężenia dopuszczalne, przyjmuje się — dla wszelkich metali ciągliwych — granicę plastyczności  $Q$ , znacznie niższą od doraźnej wytrzymałości  $R$ . Wszystkie wykresy zmęczeniowe muszą być więc ścięte u swych wierzchołków tak, jak to pokazano na rys. 6 do 8. Należy również zaznaczyć, iż sprawa wytrzymałości zmęczeniowej przy ujemnych naprężeniach średnich wciąż jeszcze nie jest dostatecznie zbadana. Przyjmuje się, iż dla metali ciągliwych zależności [4] i [5] zachowują swą ważność również i dla  $\sigma_m < 0$ . Metale kruche, jak np. żeliwo, wykazują znacznie większą wytrzyma-



Rys. 8.

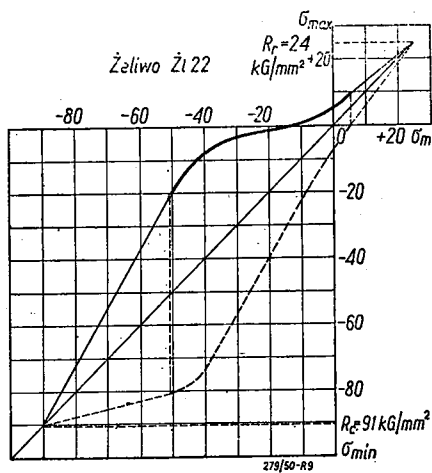
łość  $R_c$  przy ściskaniu, niż przy rozciąganiu. W tym więc przypadku wykres zmęczeniowy przedstawia się zupełnie inaczej po stronie ściskania, niż po stronie rozciągania, jak to pokazuje rys. 9.

Wszystkie wykresy zmęczeniowe z rys. 6-8 mają przebieg łagodnie krzywoliniowy. Dle celów praktycznych można je zastąpić prostymi liniami łamanymi.

Początkowo obliczenia zmęczeniowe opierano nie na wykresach, lecz na możliwie prostych wzorach. Powstał wówczas wzór *Johnsona*:

$$\sigma_{max} = \frac{R_r}{2 - \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}}$$
 [6]

ważny dla obszaru  $-1 < \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} < 1$ . Wzór ten można przekształcić na wzory:



Rys. 9.

$$\sigma_{\max} = \frac{2\sigma_m + R_r}{3} \text{ i } \sigma_{\min} = \frac{4\sigma_m - R_r}{3}, [7]$$

ważne dla  $\sigma_m \geq 0$ , podobnie wzór

$$\sigma_{\min} = -\frac{R}{2 - \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\min}}}, [6']$$

ważny dla obszaru  $-1 \leq \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\min}} \leq 1$ , można prze-

kształcić na wzory

$$\sigma_{\min} = \frac{2\sigma_m - R_r}{3} \text{ i } \sigma_{\max} = \frac{4\sigma_m + R_r}{3} [7']$$

ważne dla  $\sigma_m \leq 0$ . Zależnościom tym odpowiada wykres Smitha podany na rys. 10a.

Dla żeliwa Kommers podał wzory

$$\sigma_{\max} = \frac{3Z_{rc}}{2 - \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}} = \frac{2\sigma_m + 3Z_{rc}}{3} [8]$$

ważny dla obszaru  $0 \leq \sigma_m \leq 3Z_{rc}$ ,

$$\text{oraz } \sigma_{\min} = -\frac{6Z_{rc}}{1 - 5\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\min}}} = \frac{5\sigma_m - 3Z_{rc}}{3} [8']$$

ważny dla obszaru  $\sigma_m < 0$ .

We wzorach tych  $Z_{rc}$  jest wytrzymałością zmęczeniową żeliwa przy wahadłowym rozciąganiu i ściskaniu. Wzorom tym odpowiada wykres Smitha z rys. 10b.

Wreszcie Moore i Kommers podali wzór

$$\tau_{\max} = \frac{2Z_{so}}{1 - \frac{\tau_{\min}}{\tau_{\max}}} [9]$$

ważny dla skręcania wszelkich metali i dla wszystkich wartości  $\frac{\tau_{\min}}{\tau_{\max}}$ ;  $Z_{so}$  jest wytrzyma-

łością zmęczeniową przy obustronnym skręcaniu.

Wzór [9] można przekształcić na:

$$\tau_{\max} = \tau_m + Z_{so} \text{ i } \tau_{\min} = \tau_m - Z_{so} [9']$$

ważny dla wszelkich  $\tau_m$ . Jak widać z rys. 10c odpowiadają temu na wykresie Smitha dwie proste równoległe, pochylone względem osi  $\sigma_m$  pod kątem  $45^\circ$  i przecinające oś  $\tau_{\max} \tau_{\min}$  w punktach  $\pm Z_{so}$ . Wszystkie trzy wykresy z rys. 10 dość dobrze odpowiadają rzeczywistym wykresom zmęczeniowym; wymagają one jedynie ścięć liniami Q.

Badania zmęczeniowe najczęściej sprawdzają się do rozciągania i ściskania, do zginania i skręcania. Najłatwiejsze jest wyznaczenie wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_{go}$  przy obustronnym zginaniu, gdyż może być dokonane na szybko wirujących próbkach P, zginanych znanym momentem:

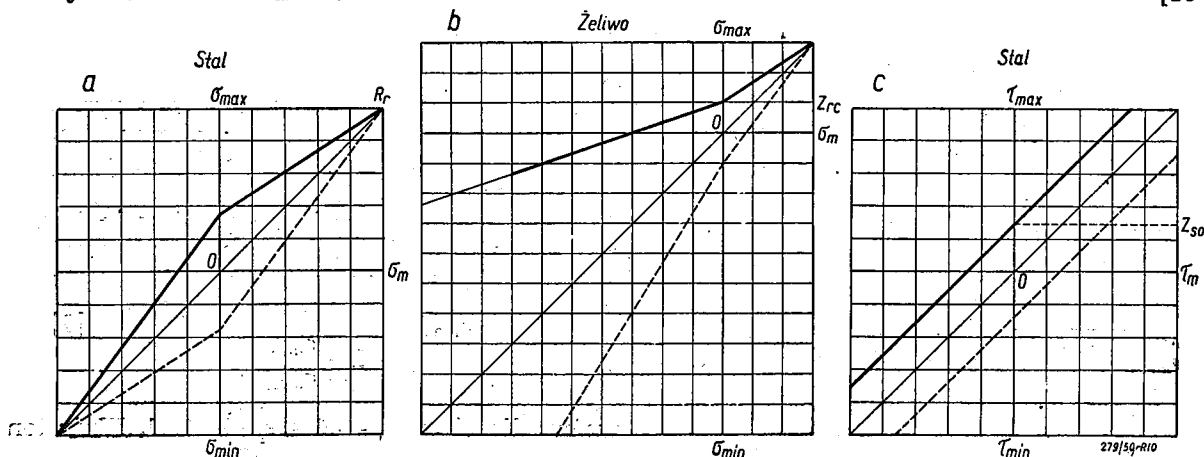
$$M = \frac{(Q \cdot x - Q_0 \cdot a) \cdot b}{2a} \text{ kGcm (rys. 11).}$$

Powstały więc różne empiryczne wzory, pozwalające obliczać  $Z_{so}$  i  $Z_{rc}$ , jako określone ułamki  $Z_{go}$ , np.

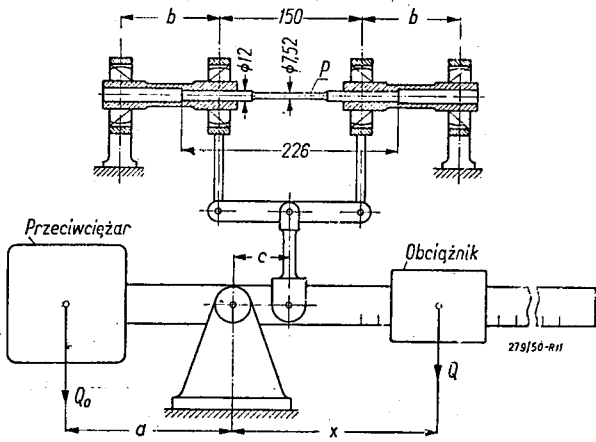
$$Z_{rc} = 0,74 Z_{go}, Z_{so} = 0,60 Z_{go} [10]$$

ważne dla stali. Wzory te są, oczywiście, tylko przybliżone i mogą wykazywać duże rozbieżności, podobnie jak inne wzory:

$$Z_{rc} = 0,31 R_r, Z_{go} = 0,25 R_r, \text{ i } Z_{so} = 0,42 R_r [10'],$$



Rys. 10.



Rys. 11.

określające wytrzymałość zmęczeniową przy obciążeniach obustronnych, oraz:

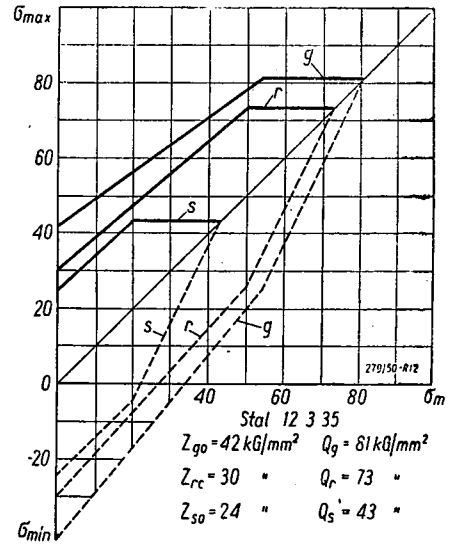
$$Z_{rj} = (0,52 \div 0,56) R_r, Z_{gj} = (0,66 \div 0,76) R_r$$

$$\text{ i } Z_{sj} = (0,46 \div 0,50) R_r \quad [10''],$$

określające wytrzymałość zmęczeniową przy obciążeniach jednostronnych, obie — w zależności od doraźnej wytrzymałości  $R_r$ , dolne wartości współczynników we wzorach [10''] dotyczą stali stopowych, górne zaś — węglowych. Podobne wzory określają wytrzymałość zmęczeniową innych metali, stosowanych w budowie maszyn.

Rys. 12 przedstawia najczęściej spotykaną postać użytkowych wykresów zmęczeniowych. Obejmuje on trzy linie, określające wytrzymałość zmęczeniową jakiegoś metalu (w danym przypadku stali niklowo-chromowej 12. 3. 35), przy zginaniu, przy rozciąganiu i ściskaniu, oraz przy skręcaniu. Podają one średnie (nie najniższe) wartości naprężeń granicznych, jakim mogą być poddane próbki normalne o średnicach 7,5 lub 10 mm, starannie szlifowane i polerowane. Rys. 13 przedstawia inną postać

wykresu zmęczeniowego, najdogodniejszą w obliczeniach praktycznych. Jest to właściwie otwarty wykres Haigha, tzn. z pominięciem końcowego ścięcia wykresu (porównaj rys. 8),

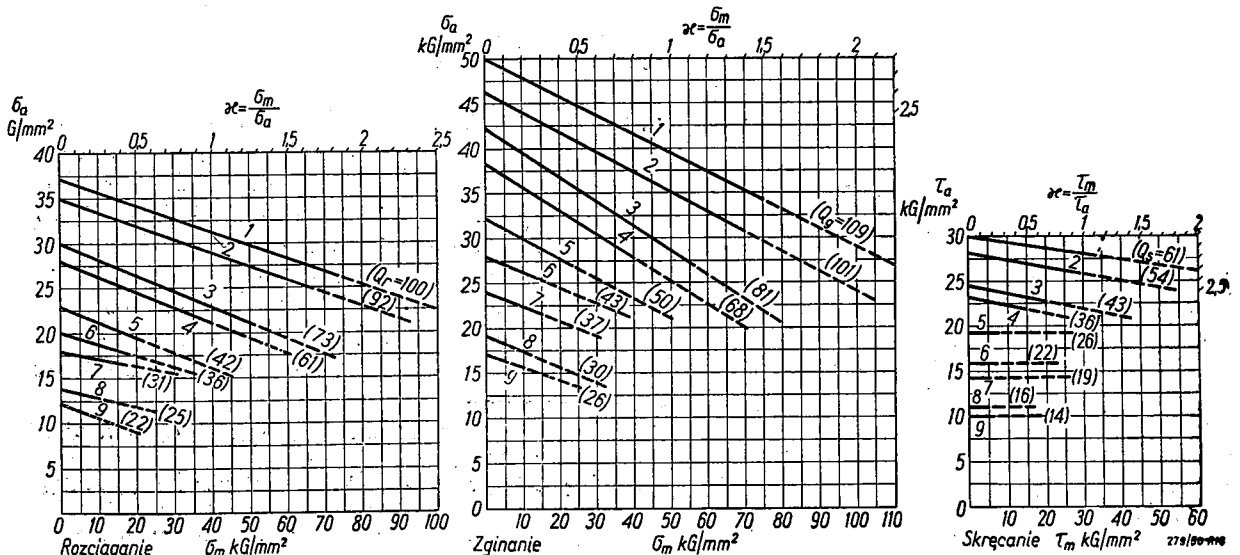


Rys. 12.

obejmujący w trzech odrębnych wykresach duży wybór stali konstrukcyjnych, węglowych i stopowych; ścięcia wykresów zastąpiono podaniem — przy poszczególnych liniach wykresu — liczbowych wartości  $Q_r$ ,  $Q_g$  i  $Q_s$  — granic plastyczności przy rozciąganiu, zginaniu i skręcaniu.

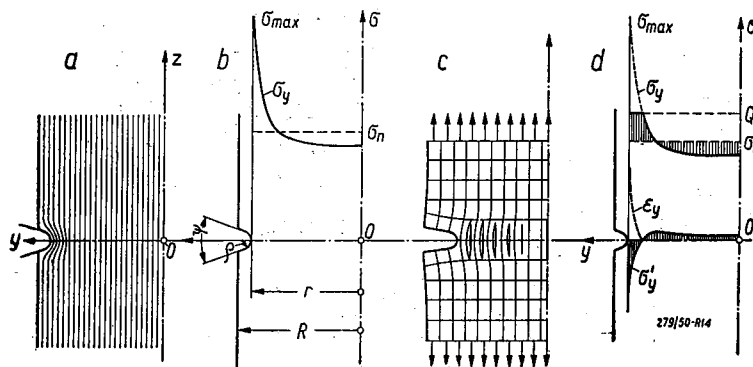
#### 4. Spiętrzenia naprężeń, wywołane obecnością korbów

W nazwie — wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa mieści się wyraźne podkreślenie roli czynnika kształtu części maszynowych, poddanych zmęczeniowemu działaniu obciążeń zmiennych. Właściwie chodzi tu nie tyle o ich kształt, ile o nieciągłości, czyli nagłe zmiany kształtu,



Rys. 13.

które ogólnie nazywa się *karbem*. Równomierne rozkład naprężeń w prętach rozciąganych, oraz liniowo — zmienny rozkład naprężeń w prętach zginanych lub skręcanych zachodzi jedynie wtedy, gdy pręty są pryzmatyczne, a w przypadku skręcania — mają ponadto przekrój kołowo-symetryczny, i to tylko w przekrojach położonych zdala od miejsca przyłożenia obciążających je sił i momentów. Wszelka nieciągłość kształtu wywołuje *spiętrzenie naprężeń*, tym większe, im silniej się ona zaznacza, tzn. im ostrzejszy jest karb. Rysunek 14a przedstawia płaski prostokątny pręt z obustronnym karbem, poddany wzdłużnemu rozciąganiu. Linie sił, przebiegające równomiernie



Rys. 14.

zdala od karbu, zostają nagle ściśnięte w jego obszarze, przez co ulegają zagęszczeniu; najwydatniej zaznacza się ono w bezpośrednim sąsiedztwie karbu. Opierając się na teorii sprężystości, można w niektórych prostych przypadkach obliczyć, jaki będzie rozkład naprężeń w całym obszarze przekroju karbu, i odtworzyć go przy pomocy linii  $\sigma_y$ , pokazanej na rys. 14b w założeniu, iż materiał rozpatrywanego pręta jest doskonale sprężysty. Najwyższe naprężenie  $\sigma_{max}$ , występujące u dna karbu, jest znacznie wyższe od średniej, obliczeniowej wartości  $\sigma_n$  naprężenia nominalnego, jakie zachodziłoby w gładkim pryzmatycznym pręcie o szerokości  $2r$ ; najniższe zaś naprężenie  $\sigma_{min}$ , panujące w środkowej części pręta, jest nieco niż-

$$\text{sze od } \sigma_m. \text{ Stosunek } \alpha_k = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_m} \quad [11]$$

nazywa się *współczynnikiem kształtu*; zależy on bowiem, w danych warunkach obciążenia, tylko od kształtu pręta i karbu, tj. od stosunków  $e/r$  i  $R:r$  oraz od kąta  $\psi$ , nie zależy zaś od wymiaru  $r$  przekroju pręta.

Obecność karbu, poza opisanym spiętrzeniem naprężeń rozciągających, wywołuje ponadto zjawienie się w jego przekroju rozciągających naprężeń poprzecznych. Uzyskuje się więc w nim złożony dwuwymiarowy stan naprężeń (w przypadku kołowo symetrycznego pręta i karbu stan ten jest trójwymiarowy;

oprócz promieniowych, zjawiają się bowiem również rozciągające naprężenia obwodowe). Dzięki temu statyczna wytrzymałość pręta ulega nawet wydatnemu powiększeniu, w porównaniu z prętem gładkim o szerokości (lub o średnicy) równej  $2r$ . Obecność naprężeń poprzecznych doskonale obrazuje rys. 14c, przedstawiający model rozciąganego pręta, wycięty z gumowej płyty, w której zawczasu przecięto w przekroju karbu szereg wzdłużnych szczelin. Podczas rozciągania tego modelu szczeliny te rozchylają się i to tym silniej, im bliżej są dna karbu.

Metale stosowane w budowie maszyn nie są jednak doskonale sprężyste, i to tym mniej doskonale, im bardziej są miękkie i im silniej występuje w nich zjawisko histerezy odkształceniowej. Metale ciągliwe, zwłaszcza posiadające wyraźnie zaznaczoną granicę plastyczności  $Q_r$ , z natury rzeczy nie mogą osiągnąć u dna karbu przewyższających ją naprężeń; jedynym więc wynikiem wydatnego spiętrzenia naprężeń u dna karbu może być osiągnięcie na pewnym obszarze granicy plastyczności  $Q_r$  i wydatne miejscowe odkształcenie stałe  $\epsilon_y$  (rys. 14d). Jest

rzeczą oczywistą, iż, z chwilą odciążenia próbki, w tych częściach przekroju muszą powstać miejscowe naprężenia ściskające  $\sigma_y$ , tym wyższe, im szerszy był obszar miejscowych odkształceń trwałych. Stąd wynika, iż w sąsiedztwie karbu zachodzić będą obustronne zmiany naprężeń nawet w przypadku obciążeń tętniących. Obecność karbu nie jest więc groźna przy obciążeniach stałych, jeżeli wywołane nim, bardzo znaczne zmniejszenie wydłużenia  $A_R\%$  nie stwarza dla konstrukcji niebezpieczeństwa. Obciążenia tętniące mogą jednak okazać się już groźne, jeżeli nie będą utrzymane w odpowiednio obniżonych granicach. Tym bardziej groźne są obciążenia wahadłowe, gdyż przekroczenie granicy plastyczności  $Q$  o pewną wartość  $\Delta Q$  obniża o tyleż samo pierwotną granicę plastyczności  $Q'$  ściskania przy ponownym obciążeniu próbki w przeciwnym kierunku;<sup>4)</sup> to zaś pociąga za sobą przekroczenie tej nowej granicy  $Q_n$  o  $2\Delta Q$  itp., jak to obrazowo przedstawia rys. 15<sup>b)</sup>. Wynikiem tego byłoby znaczne powiększenie się powierzchni pętli histerezy i szybkości niszczenia próbki. Toteż przy obcią-

<sup>4)</sup> Jest to znane od dawna (1892 r.) tzw. *zjawisko Bauschingera*.

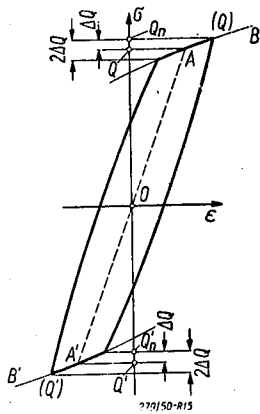
<sup>5)</sup> Dla prostoty, wykres rozciągania  $\sigma(\epsilon)$  zastąpiono na nim linią łamaną OAB, oraz drugą podobną linią OA'B' po stronie naprężeń ujemnych; jak widzimy punkty A i A' przesuwają się równocześnie po liniach (Q) i (Q').



zeniach wahadłowych wielkość ich musi być znacznie, blisko dwukrotnie zmniejszona w porównaniu z obciążeniami tętającymi.

Jednak również i przy naprężeniach dalekich od granicy plastyczności rzeczywiste spiętrzenia naprężeń, wywołane obecnością karbu, są w metalach zawsze wydatnie niższe od tych, jakie zachodziłyby w materiale doskonale sprężystym i izotropowym.

Tę zdolność obniżania szczytów naprężeń określa się (wg wyżej wspomnianych „Wytocznych“ VDI) współczynnikiem  $\eta_k$  wrażliwości metalu na działanie karbu. Materiał doskonale sprężysty jest jednocześnie doskonale



Rys. 15.

wrażliwy i dla niego  $\eta_k = 1$ ; materiał doskonale plastyczny jest jednocześnie zupełnie niewrażliwy i dla niego  $\eta_k = 0$ . Metale techniczne są tym wrażliwsze, im wyższa jest ich granica plastyczności, ogólnie  $\eta_k$  waha się od 0,9 dla ulepszonych stali stopowych o wysokiej wytrzymałości do 0,4 dla miękkich wyżarzonych stali węglowych; w niektórych przypadkach szczególnych  $\eta_k$  spada jeszcze znacznie niżej. Żeliwo jest niemal całkowicie niewrażliwe na działanie karbu i dla niego  $\eta_k$  praktycznie równe jest zeru. W tym ujęciu rzeczywiście szczytowe naprężenie, występujące u dna karbu, wynosi:

$$\sigma'_{\max} = \beta_k \sigma_n \quad [11']$$

gdzie

$$\beta_k = (\alpha_k - 1) \eta_k + 1 \quad [12]$$

jest współczynnikiem działania karbu.

Zachowanie się próbek z ostrym karbem prowadzi do wniosku, iż współczynnik  $\eta_k$  nie jest wielkością dla danego metalu niezmienną. Teoretyczna bowiem wartość  $\alpha_k$  dąży do  $\infty$ , gdy stosunek  $\rho/r$  dąży do zera, podczas gdy doświadczenie wskazuje, iż  $\beta_k$  pozostaje zawsze ograniczone.

H. Neuber (1937 r.) zakłada, iż w przypadku karbu ostrego należy przyjąć, jako obliczeniową wartość współczynnika kształtu,

$$\alpha'_k = \frac{\alpha_k - 1}{1 + \frac{\pi}{\pi - \psi} \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho}}} + 1 \quad [13]$$

gdzie  $\alpha_k$  jest współczynnikiem kształtu, odpowiadającym rzeczywistej wartości  $\rho$  promienia krzywizny dna karbu, a  $\rho_0$  jest wielkością stałą dla danego materiału;  $\psi$  jest w radianach wyrażonym kątem rozwarcia karbu. W przypadku karbu w postaci b. wąskiej szczeliny o głębokości  $t$ , jaka tworzy się na gładkiej po-

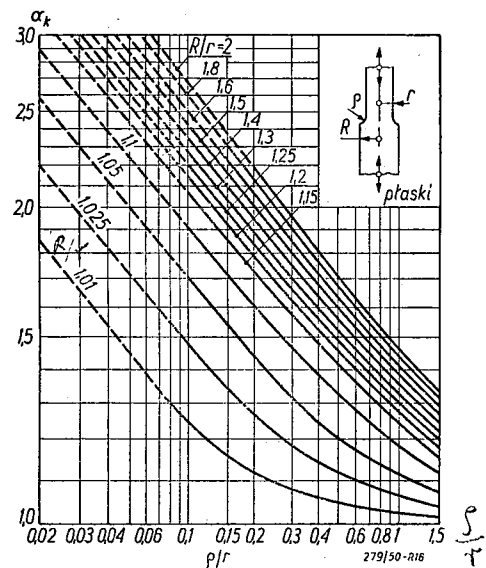
wierzchni podanej działaniu korozji lub w wyniku rozpoczynającego się pęknięcia zmęczeniowego, Neuber zaleca przyjmować

$$\alpha_k' = \sqrt{\frac{t}{\rho_0}} \quad [13']$$

Ponieważ wyznaczenie  $\alpha_k$  przy bardzo małych wartościach  $\rho/r$  jest trudne, stosowanie wzoru [13] nieraz jest niemożliwe. Ze wzoru [13'] wynika jednak, iż można współczynnik  $\alpha_k$  wyznaczać nie wg rzeczywistej wartości  $\rho$ , lecz wg wartości obliczeniowej

$$\rho' = \rho + \rho_0 \quad [13'']$$

Wytrzymałość zmęczeniową próbek normalnych z ostrym karbem (o kącie rozwarcia  $60^\circ$  i głębokości 0,1 mm) pozwala obliczyć wartości  $\rho_0$ ; wynoszą one od 0,75 mm dla bardzo miękkiej stali węglowej do 0,3 mm dla najtwardszych odmian stali stopowych. Wprowadzając tę poprawkę  $\rho_0$  można współczynnik  $\eta_k$  uważać rzeczywiście za wielkość w przybliżeniu niezmienną dla danego metalu i jego stanu.



Rys. 16.

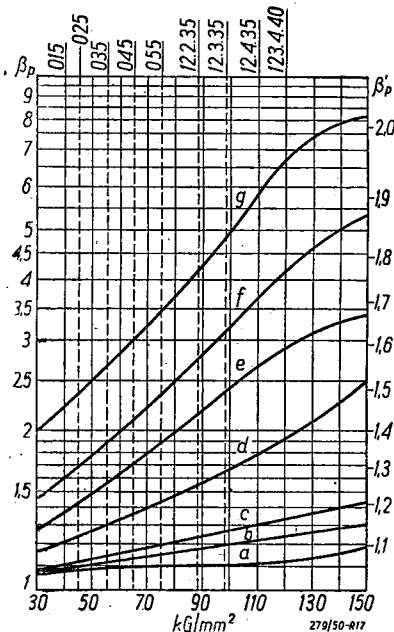
Do wyznaczenia  $\alpha_k$  służą wykresy, najlepiej — zbudowane w siatce logarytmicznej w zależności od stosunku  $\rho/r$ , jako odciętej i stosunku  $R/r$ , jako zmiennego parametru. Każdej postaci karbu i warunków obciążenia go (rozciąganie i ściskanie, czy też zginanie, albo skręcanie) odpowiada odrębny wykres. Rys. 16 przykładowo przedstawia wykres dla rozciągania i ściskania płaskiego pręta z odsadzeniem. Ogółem wykresów tych powinno być co najmniej dwanaście, by wyczerpać najważniejsze postacie karbów.

Rys. 17 przedstawia wykres pozwalający wyznaczyć  $\beta_k$  na podstawie wzoru [12], wychodząc z danego  $\alpha_k$ , dla różnych odmian stali znajdujących się w określonym stanie.

### 5. Wpływ stanu powierzchni i wielkości przedmiotu

Doświadczenia wykazały, iż wszelkie nierówności powierzchni części maszynowych obniżają ich wytrzymałość zmęczeniową i to stosunkowo tym bardziej, im wyższa jest wytrzymałość stali. Nie ulega wątpliwości, iż zachodzi tu zjawisko mikrokarbu, wywołanego czy to przez ślad ostrza narzędzia, czy też przez korozję. Rys. 17 przedstawia wykres podający wartości współczynnika  $\beta_p$  stanu powierzchni w różnych przypadkach i dla różnych odmian stali — w razie rozciągania lub zginania, oraz  $\beta'_p$  — w razie skręcania. Uderzający jest wpływ korozji wywołanej wodą morską, a nawet wodociągową, oraz wpływ naskórka walcowniczego (w tym ostatnim przypadku głównie znaczenie posiada powierzchniowe odwęglenie i utlenienie stali, a nie szorstkość powierzchni). Ogólnie przyjmuje się, iż wytrzymałość zmęczeniowa rozważanej części maszynowej zmniejsza się  $\beta_p$  razy w porównaniu z tą wartością, jaką posiadałaby ta sama część maszynowa o powierzchni doskonale polerowanej.

Jest rzeczą ważną umiejętnie wyznaczenie łącznego działania obydwu czynników, obniżających wytrzymałość zmęczeniową części ma-



Rys. 17.

szynowych: karbu, oraz stanu powierzchni, czyli mikrokarbu. Przyjmowanie w tym przypadku iloczynu obydwóch współczynników  $\beta_k \cdot \beta_p$ , jak to przyjmuje wielu badaczy, daje bezwarunkowo przesadnie duże wartości. O wiele bliższą prawdę wydaje się zależność:

$$\beta = \beta_k + \beta_p - 1, \quad [14],$$

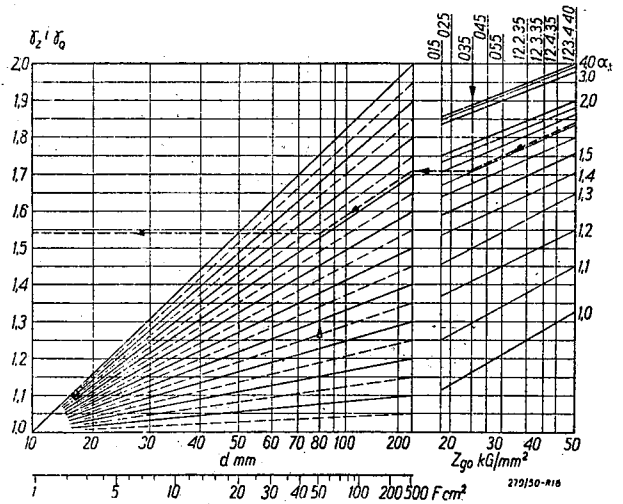
którą można uogólnić na łączne działanie więcej, niż dwóch czynników (np. ostry karb obrączkowy, przechodzący przez środki po-

przecznego otworu, wywierconego w walcowym pręcie, poddanym działaniu korozji), pisząc  $\beta = \sum \beta_i - i + 1$  [14']

Współczynnik  $\beta$  spiętrzenia naprężeń określa ostateczną wartość rzeczywistych naprężeń

$$\sigma_{\max} = \beta \cdot \sigma_n \quad [14'']$$

Ostatnim czynnikiem, jaki należy uwzględnić przy obliczeniach zmęczeniowych, jest wielkość przekroju przedmiotu. Liczne badania



Rys. 18.

pozwołyły stwierdzić, że wytrzymałość przedmiotu maleje, gdy wymiary jego przekroju rosną, przy czym zmniejszenie to jest tym znaczniejsze, im wyższa jest wytrzymałość materiału, oraz im wyższą wartość ma współczynnik  $\alpha_k$ . Wszystko to można ująć, wprowadzając nowy współczynnik  $\gamma_z$  wielkości przedmiotu. Wyznaczanie go jest łatwe w oparciu o wykres przedstawiony na rys. 18, uwzględniający trzy wyżej przytoczone czynniki: średnicę  $d$  lub pole  $F$  przekroju, wytrzymałość  $Z_{go}$  stali i współczynnik kształtu  $\alpha_k$ . Ten sam wykres może być użyty przy wyznaczaniu współczynnika  $\gamma_Q$  określającego obniżenie granicy plastyczności  $Q$  przy obciążeniach stałych; wystarczy w tym przypadku założyć  $\alpha_k = 1$ .

### 6. Współczynnik bezpieczeństwa

Wreszcie uwzględnić należy właściwy współczynnik bezpieczeństwa  $\delta_z$ , określający zapas pewności, jaki chcemy zachować wobec szeregu nie dających się ilościowo ująć przyczyn, mogących zwiększyć przewidywane obciążenia lub zmniejszyć wytrzymałość materiału. Ponieważ uwzględniony już został szereg czynników, obniżających dopuszczalne naprężenia,  $\delta_z$  przyjmuje się niewielki, np. od  $1,2 \div 2$ , wyjątkowo wyższy. Trafny wybór  $\delta_z$  może być ułatwiony przez rozbitcie go na parę czynników cząstkowych,  $\delta'_z, \delta''_z, \delta'''_z$ , ujmujących osobno poszczególne przyczyny, występujące niezależnie; a więc np. — możliwe nadwyżki obciążeń,

możliwe obniżki wytrzymałości — konieczne zwiększenie zapasu pewności ze względu na to, iż uszkodzenie danej części może wywołać zatrzymanie lub nawet uszkodzenie całej maszyny itd. Częstkowe czynniki przyjmują zwykle wartości od 1 ÷ 1,3; jeżeli w grę nie wchodzi pewność, lecz tylko prawdopodobieństwo, nie ma potrzeby obierać je wszystkie wg najwyższych możliwych wartości, jakie mogą one przyjmować. Oznaczając przez  $\delta'_z, \delta''_z \dots$  najwyższe możliwe ich wartości, oraz przez  $\varepsilon', \varepsilon'' \dots$  prawdopodobieństwa, iż wartości te istotnie zajdą, można przyjąć ogólnie

$$\delta_z = [(\delta'_z - 1) \varepsilon' + 1] \cdot [(\delta''_z - 1) \varepsilon'' + 1] \quad [15]$$

Łączny, wypadkowy współczynnik bezpieczeństwa wynosi więc ostatecznie:

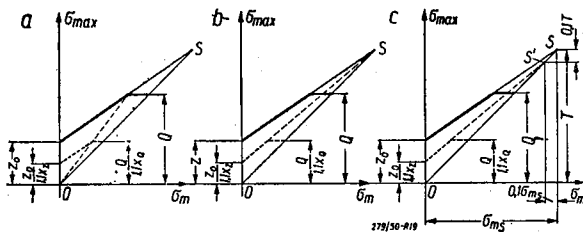
$$x_z = \beta \cdot \gamma_z \cdot \delta_z \dots \quad [15']$$

Ponieważ wykresy zmęczenia buduje się zawsze dla średnich wartości naprężeń, podczas gdy obliczenia wytrzymałościowe opiera się zasadniczo na ich wartościach najniższych, wprowadza się dodatkowy współczynnik, obniżający owe wartości średnie, wynoszący 1,1 w przypadku materiałów ciągliwych, dających niezbyt duży narzut współczynników wytrzymałościowych.<sup>9)</sup> W przypadku odlewów rozrzuć ten jest większy, toteż współczynnik ów przyjmuje się również większy, a więc 1,2 do 1,3.

Rzeczą istotną jest to, w jaki sposób należy przejść od wykresu zmęczenia, określającego średnie naprężenia, dopuszczalne dla małej polerowanej i wolnej od karbu próbki, do nominalnych naprężeń, dopuszczalnych dla rozpatrywanej części maszynowej. Zarysowują się trzy różne możliwości rozwiązania sprawy (rys. 19):

a — można w tym samym stosunku  $\frac{1}{1,1 x_z}$

zmniejszać zarówno naprężenie średnie  $\sigma_m$ , co i naprężenia graniczne  $\sigma_{max}$  i  $\sigma_{min}$  lub amplitudę



Rys. 19.

tudę  $\sigma_a$  ich wahań, obniżając jednocześnie w odpowiednim stosunku graniczną linię wykresu, wyznaczoną przez granicę plastyczności  $Q$ ;

<sup>9)</sup> Blachy kotłowe B-36, B-41 i B-46 wykazują np.  $R_r = 35 \div 44, 40 \div 50$  i  $45 \div 55$  kG/mm<sup>2</sup>, czyli średnio  $R_r = 39,5; 45$  i  $50$  kG/mm<sup>2</sup>; jako obliczeniowe wartości najniższe przyjmuje się  $R_0 = 36, 41$  i  $46$  kG/mm<sup>2</sup>; w stosunku do wartości średnich obniżka wynosi więc 1,1, 1,1 i 1,09. Jak widać, wartość obliczeniowa  $R_0$  nie odpowiada  $R_{min}$ , lecz jest od niej o  $\Delta R_r \approx 0,1$   $R_{max} - R_{min}$  większa.

b — można, nie zmieniając wartości  $\sigma_m$ , zmniejszyć 1,1  $x_z$  razy jedynie amplitudę  $\sigma_a$ ,

c — można wreszcie przyjąć rozwiązanie pośrednie, obniżając nieco (np. o 10%) wartość  $\sigma_m$  odpowiadającą wierzchołkowi  $S$  wykresu, zmniejszając 1,1  $x_z$  razy amplitudę  $\sigma_a$ , zmierzoną na osi rzędnych przy  $\sigma_m = 0$ .

To ostatnie, wyraźnie kompromisowe rozwiązanie (F. P. Fischer, 1932 r.) nie daje się należyście uzasadnić. Z dwóch poprzednich rozwiązań, drugie, zalecane między innymi również i w „wytycznych“ VDI, jest niewątpliwie słabsze od pierwszego. Uwzględnia ono bowiem, iż dla zniszczenia materiału istotną jest nie średnia wartość  $\sigma_m$  naprężenia, lub odpowiadająca jej dopuszczalna wartość amplitudy  $\sigma_a$ . Chcąc stworzyć zapas wytrzymałości zmęczeniowej, zmniejszyć tę właśnie amplitudę, a nie zarówno amplitudę, jak naprężenie średnie. Związane z tym przeliczenie jest szczególnie proste, jeżeli stanąć na gruncie leżącego wykresu zmęczenia  $\sigma_a$  ( $\sigma_m$ ); wykres ten ma tę jeszcze wyższość, nad stojącym wykresem Smitha  $\sigma_{max}$  ( $\sigma_m$ ), iż pozwala przyjąć dla  $\sigma_a$  podziałkę 2 lub 2,5 razy większą niż dla  $\sigma_m$  (por. rys. 7 i 8), przez co zwiększa się dokładność odczytów.

Wprowadzając współczynnik obciążenia

$$x_n = \frac{\sigma_m}{\sigma_{na}} = \frac{F_m}{P_a} \text{ lub } \frac{M_m}{M_a} \quad [16],$$

gdzie  $\sigma_{na}$  jest amplitudą nominalnego naprężenia,  $P_m$  kG lub  $M_m$  kGcm są wartościami średnimi obciążeń rozważanego przekroju, a  $P_a$  kG lub  $M_a$  kGcm — ich amplituda, można wyznaczyć obliczeniowy współczynnik stałości obciążenia:

$$x = \frac{\sigma_m}{\sigma_a} = \frac{\sigma_m}{1,1 x_z \cdot \sigma_{na}} = \frac{x}{1,1 x_z} = \text{ctg } \omega; \quad [16']$$

$\omega$  jest kątem, jaki (przy uwzględnieniu użytych podziałek ( $\sigma_m$  i  $\sigma_a$ )) tworzy z osią  $O \sigma_m$  prosta przechodząca przez początek  $O$  układu; na wykresie  $\sigma_a$  ( $\sigma_n$ ) wyznaczy ona punkt  $M$ , określający ważne w tym przypadku wartości  $\sigma_m$  i  $\sigma_a$  (rys. 8). Pozwolą one określić szukaną przekrój przedmiotu na podstawie zależności:

$$F = \frac{P_m}{\sigma_m} \text{ lub } \frac{1,1 x_z P_a}{\sigma_a} \text{ cm}^2 \quad [17],$$

$$\text{albo } W_x = \frac{M_m}{\sigma_m} \text{ lub } W_x = \frac{1,1 x_z M_a}{\sigma_a} \text{ cm}^3 \quad [17']$$

w przypadku skręcania byłoby podobnie:

$$W_x = \frac{M_m}{\sigma_{in}} \text{ lub } W_o = \frac{1,1 x_z M_a}{\tau_a} \text{ cm}^3 \quad [17'].$$

Dodanie na wykresach zmęczenia górnej podziałki  $x$  (por. rys. 13) pozwala posiłkować się kawałkiem kalki z narysowaną na niej linią prostą dla odczytywania  $\sigma_m$  i  $\sigma_a$  (lub  $\tau_m$  i  $\tau_a$ ), odpowiadających danej wartości  $x$ .

Całość zmęczeniowych obliczeń w przypadku naprężeń zwykłych (nie złożonych) przedstawia się więc w sposób następujący:

1. Obliczenie sprawdzające danej części masyzynowej, całkowicie określonej pod względem jej materiału i jego stanu, jej kształtu i wymiarów, oraz stanu powierzchni, poddanej działaniu znanego obciążenia  $P = P_m \pm P_a$  kG lub  $M = M_m \pm M_a$  kGcm, sprowadza się do określenia w wyżej omówiony sposób współczynników  $\beta$  i  $\gamma_z$  oraz naprężeń nominalnych  $\sigma_m = \sigma_m \pm \sigma_{an}$  lub  $\tau_n = \tau_m \pm \tau_{na}$ . Z odpowiedniego wykresu zmęczeniowego wyznacza się dla danego naprężenia  $\sigma_m$  lub  $\tau_m$  — wartość  $\sigma_a$  lub  $\tau_a$ , skąd właściwy współczynnik bezpieczeństwa:

$$\delta_z = \frac{\sigma_a}{1,1 \beta \gamma_z \cdot \sigma_{na}} \text{ lub } \delta_z = \frac{\tau_a}{1,1 \beta \cdot \gamma_z \cdot \tau_{na}} \quad [18].$$

2. Przy obliczaniu konstrukcyjnym, gdy wymiary przedmiotu nie są jeszcze znane, zakłada się materiał i jego stan, kształt przedmiotu, współczynnik bezpieczeństwa  $\delta_z$ . Po obliczeniu  $\kappa_n$  i współczynnika  $\beta$ , należy z gruba ocenić  $\gamma_z$  i obliczyć przybliżoną wartość  $x = \beta \cdot \gamma_z \cdot \delta_z$  i stąd  $\kappa$ , po czym, wg wykresu zmęczeniowego  $\sigma_m$  i  $\sigma_a$ ; stąd, na podstawie zależności [17], [17'] lub [17''], określa się wymiary przedmiotu i sprawdza przyjętą wartość  $\gamma_z$ , wprowadzając w razie potrzeby konieczne poprawki.

Jak widać, wymiary przedmiotu wyznacza się nie na podstawie granicznych naprężeń  $\sigma_{max}$  lub  $\tau_{max}$ , lecz na podstawie naprężeń średnich  $\sigma_m$  lub  $\tau_m$ , albo też, gdy naprężenie te są b. małe i obliczenie byłoby nie dość dokładne, na podstawie amplitudy  $\sigma_a$  lub  $\tau_a$  wahań naprężeń obliczeniowych (wykresowych).

Jeżeli jednak tętno obciążeń jest b. małe i obciążenia mają charakter bliski obciążeniom statycznym, wówczas należy sprawdzić, czy najwyższe naprężenia nominalne  $\sigma_{n \max}$  nie osiągają wartości zbyt wysokich w porównaniu z granicą plastyczności  $Q$ , a więc czy:

$$\sigma_{n \max} \leq \frac{Q}{1,1 x_Q} \quad [19],$$

$$\text{gdzie } x_Q = \gamma_Q \delta_Q \quad [20]$$

jest współczynnikiem bezpieczeństwa przy obciążeniach stałych lub niemal stałych. Pomija się więc tu całkowicie działanie karbu nie tylko przez opuszczenie we wzorze [15'] współczynnika  $\beta$ , lecz zastępując również  $\gamma_z$  przez  $\gamma_Q$  (por. zakończenie p. 5). Współczynnik  $\delta_Q$  może być przyjęty równy lub różny od  $\delta_z$ .

W przypadkach wątpliwych, gdy tętno obciążeń jest niewielkie najwłaściwiej jest przeprowadzić sprawdzenie zarówno zmęczeniowe wg wzoru [18], jak i statyczne wg wzoru [19], lub wyznaczyć:

$$\delta_Q = \frac{Q}{1,1 \gamma_Q \sigma_{n \max}} \quad [19']$$

Wszędzie  $Q$  przyjmuje wartości  $Q_r$ ,  $Q_g$ , lub  $Q_s$  odpowiednio do warunków obciążenia; w ostatnim przypadku, tj. przy skręcaniu,  $\sigma_{n \max}$  należy we wzorach [19] i [19'] zastąpić przez  $\tau_{n \max}$ .

## 7. Obliczenia zmęczeniowe przy naprężeniach złożonych

Należy tu rozróżnić przypadki składania rozciągania i ściskania ze zginaniem, oraz rozciągania i ściskania lub części zginania ze skręcaniem, przy czym charakter obciążeń oraz ich okresowość mogą być zgodne lub różne. Może więc jedno z obciążeń być tętniące, gdy inne może być wahadłowe, mogą być one współokresowe lub o różnych zupełnie okresach zmian. Obliczenia opieramy na trzech następujących założeniach: 1) zmęczeniowo niebezpieczne przekroje dla różnych rodzajów obciążeń są zgodne; 2) naprężenia zmienne o różnych okresach składamy tak samo, jak naprężenia współokresowe i, co jest najistotniejsze 3) naprężenia zmienne, niezależnie od ich charakteru, składać możemy tak samo, jak naprężenia stałe. Słuszność przyjęcia dwóch pierwszych założeń wynika stąd, iż szczytowe naprężenia składowe zachodzą zawsze w tych samych lub niemal dokładnie tych samych miejscach karbu oraz że, przy różnych okresach zmian, zgodne maxima naprężeń składowych zachodzą nie za każdą ich zmianą lecz rzadziej; jeżeli więc popełniamy tu pewien błąd, to w każdym razie na korzyść pewności obliczeń. Trzecie założenie samo przez się narzuca się z całą oczywistością.

Przy obciążeniach stałych — naprężenia wywołane zginaniem oraz rozciąganiem lub ściskaniem składamy algebraicznie i porównujemy z naprężeniami dopuszczalnymi. Przy obciążeniach zmiennych uwzględnić musimy odmienne wartości dopuszczalnych naprężeń przy zginaniu, oraz przy rozciąganiu i ściskaniu, jak również odmienne wartości współczynników kształtu.

Powinniśmy więc w przypadku, gdy współczynnik kształtu przy rozciąganiu wynosi  $\alpha_k$ , a przy zginaniu  $\alpha_{kg}$ , przyjmując:

$$\alpha_k = \frac{\alpha_{kr} \cdot \sigma_{nar} + \alpha_{kg} \sigma_{nag}}{\sigma_{nar} + \sigma_{nag}} \quad [21]$$

gdzie  $\sigma_{nar}$  i  $\sigma_{nag}$  są amplitudami naprężeń nominalnych, wywołanych rozciąganiem-ściskaniem siłą  $P = P_m \pm P_a$  kG działającą wzdłuż osi i zginaniem momentem  $M_m \pm M_a$ . Podobnie jako amplitudę obliczeniowego naprężenia zastępczego należy przyjmować:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{ar} \cdot \sigma_{nar} + \sigma_{ag} \cdot \sigma_{nag}}{\sigma_{nar} + \sigma_{nag}} \quad \text{kG/cm}^2. \quad [22]$$

Naprężenia:  $\sigma_{ar}$  i  $\sigma_{ag}$  są amplitudami obliczeniowych naprężeń, wyznaczonych z wykresów zmęczeniowych danej stali w przypadku roz-

ciągania-ściskania oraz zginania przy jednym i tym samym średnim naprężeniu:

$$\sigma_m = \sigma_{nr} + \sigma_{mg} = \frac{P_m}{F} + \frac{M_m}{W_x} \quad \text{kG/cm}^2.$$

Zarówno  $\alpha_k$ , jak i  $\delta_a$  obliczono więc na podstawie interpolacji liniowej między wartościami, jakie wielkości te przyjmują przy rozciąganiu i ściskaniu, oraz przy zginaniu.

Ostateczny współczynnik pewności wyniesie:

$$\delta_z = \frac{\sigma_a}{1,1 \cdot \beta \cdot \gamma_z \cdot \delta_{na}}$$

$$\text{gdzie } \sigma_{na} = \sigma_{nr} + \sigma_{ng} = \frac{P_a}{F} + \frac{M_a}{W_x} \quad \text{kG/cm}^2$$

jest tu amplitudą zastępczego naprężenia.

W przypadku składania naprężeń normalnych  $\sigma$  i stycznych  $\tau$ , jako wzór wyjściowy przyjmuje się ogólne wyrażenie na naprężenia zastępcze:

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma^2 + \left(\frac{k}{k'} \tau\right)^2} \leq k \quad \text{kG/cm}^2; \quad [24]$$

$k$  i  $k'$  kG/cm<sup>2</sup> są wartościami dopuszczalnymi — w danym przypadku obciążeń — dla  $\sigma$  i dla  $\tau$ , gdyby naprężenia te występowały samoistnie, przy założonych wartościach współczynników

$$\text{trwałości } \kappa_n = \frac{P_m}{P_a} \text{ lub } \kappa_n = \frac{M_m}{M_a} \text{ i } \kappa'_n = \frac{M'_m}{M'_a}.$$

Współczynniki te mogą przyjmować — niezależnie od siebie — wszelkie dowolne wartości od  $-\infty$  do  $+\infty$ . Przez  $M' = M'_m \pm M_a$ , kGcm oznaczono moment skrecający.

Przebieg obliczeń przedstawia się w sposób następujący.

Najpierw, posilkując się wykresami, wyznacza się niezależnie wartości współczynników  $\alpha_k, \beta_k, \beta_p, \beta$  i  $\gamma_z$ , odnoszących się do naprężeń  $\sigma$ , oraz  $\alpha'_k, \beta'_k, \beta'_p, \beta'$  i  $\gamma'_z$ , odnoszących się do naprężeń  $\tau$ . Z kolei, wg wykresów zmęczeniowych danego materiału, wyznacza się amplitudy  $\sigma_a$  i  $\tau_a$  naprężeń obliczeniowych, odpowiadające średnim wartościom naprężeń zastępczych:

$$\sigma_{zm} = \sqrt{\sigma_m^2 + \left(\frac{Q}{Q'} \tau_m\right)^2}$$

$$\text{ i } \tau_{zm} = \sqrt{\left(\frac{Q'}{Q} \cdot \sigma_m\right) + \tau_m^2} \quad \text{kG/cm}^2; \quad [25]$$

$Q$  i  $Q'$  kG/cm<sup>2</sup> są granicami plastyczności danego materiału w danych warunkach obciążeń; a więc  $Q = Q_r$  przy rozciąganiu-ściskaniu (w założeniu iż  $Q_r = Q_c$ , lub że  $\sigma_m > 0$ ) lub  $Q = Q_g$  przy zginaniu, a  $Q' = Q_s$  przy skrecaaniu. Stąd, w oparciu o wzór [24], można wyznaczyć amplitudę obliczeniowego naprężenia zastępczego (kG/cm<sup>2</sup>).

$$\sigma_{za} = \sqrt{(\beta \cdot \gamma_z \cdot \sigma_{na})^2 + \left(\frac{\sigma_a}{\tau_a} \beta' \cdot \gamma'_z \cdot \tau_{na}\right)^2} \quad [26]$$

i właściwy współczynnik bezpieczeństwa.

$$\delta_z = \frac{\sigma_a}{1,1 \sigma_{za}} \approx \frac{0,9}{\sqrt{(\beta \cdot \gamma_z \cdot \sigma_{na}/\sigma_a)^2 + (\beta' \cdot \gamma'_z \cdot \tau_{na}/\tau_a)^2}} \quad [27]$$

W przypadkach słabego tętna obydwóch obciążeń może zajść konieczność dodatkowego sprawdzenia nominalnych naprężeń najwyższych:

$$\sigma_{nmax} = \sqrt{\sigma_{max}^2 + \left(\frac{Q}{Q'} \tau_{max}\right)^2} \quad \text{kG/cm}^2,$$

przez wyznaczenie nowego właściwego współczynnika bezpieczeństwa:

$$\delta_Q = \frac{Q_z}{1,1 \cdot \gamma_Q \cdot \sigma_{nmax}} \quad [27']$$

Zastępczą granicę płynności

$$Q_z = \frac{Q \cdot \sigma_{max} + Q' \tau_{max}}{\sigma_{max} + \tau_{max}} \quad \text{kG/cm}^2$$

znów określono w drodze interpolacji liniowej; współczynnik  $\gamma_Q$  wyznacza się, podobnie, jak przy naprężeniach zwykłych, zakładając  $\alpha_k = 1$ ; przyjmuje on więc tę samą wartość dla naprężeń normalnych i stycznych.

Przy b. słabym tętnie obydwóch obciążeń całe sprawdzenie musi ograniczyć się tylko do najwyższych naprężeń  $\sigma_{max}$  i  $\tau_{min}$ .

## 8. Uwagi końcowe

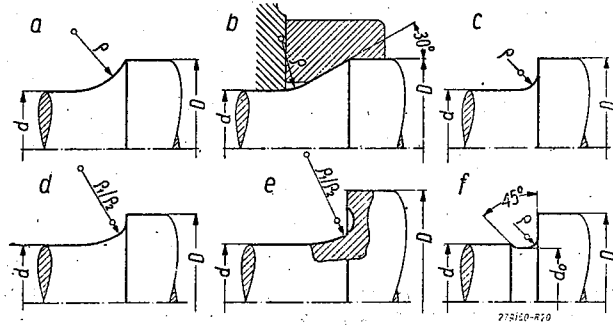
Wyżej podane sposoby wytrzymałościowych obliczeń zmęczeniowych są stosunkowo dość proste. Jednak nie można ich uważać ani za ostateczne, ani za wyczerpujące całości zagadnienia, tak niezwykle ważnego dla konstrukcji maszyn. Wiele bowiem z przyjętych tu założeń i uproszczeń wymaga doświadczalnego sprawdzenia. Dotyczy to przede wszystkim ważnej zależności [13"] — na tle zależności [12], oraz zależności [14] i [14'], jak również całości obliczeń naprężeń złożonych. Wreszcie jednolitemu sprawdzeniu powinny być poddane wszystkie pomocnicze wykresy, przeznaczone dla obliczenia współczynników  $\alpha_k, \beta_p$  i  $\gamma_z$ .

Tym nie mniej podane tu sposoby obliczeń uważać należy za całkowicie dojrzałe do jak najszerszego rozpowszechnienia i praktycznego stosowania, celem umożliwienia porównywań wyników uzyskanych na tej podstawie, z wynikami dotychczasowych obliczeń — jeżeli zdały one dobrze egzamin życia. Jest to na razie jedyna droga, pozwalająca konstruktorom zdobyć konieczne doświadczenie w zmęczeniowym obliczaniu części maszynowych. Bez tego dalszy postęp w budowie lekkich konstrukcyj byłby niemożliwy.

Niezależnie od strony obliczeniowej, rozwiązania nad wytrzymałością zmęczeniowo-kształtową pozwalają konstruktorowi wysnuć szereg praktycznych wniosków, dotyczących właściwego kształtowania części maszynowych.

Jako zasadę ogólną przyjęć należy możliwe unikanie wszelkich zbędnych nieciągłości kształtu. Jeżeli uniknąć ich nie można, należy obierać je możliwie łagodne lub w inny sposób złagodzić ich działanie.

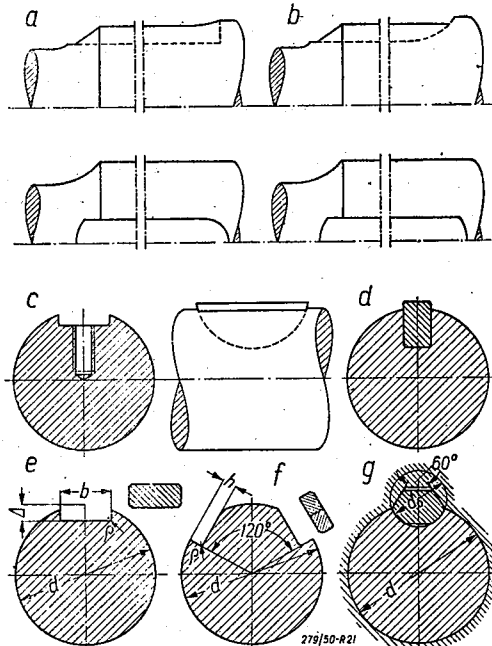
Wafy utworzone z szeregu odcinków o różnych średnicach powinny więc mieć możliwie duże promienie  $\rho$  zaokrągleń przejściowych, przy czym nieraz stosuje się ponadto stożki przejściowe (rys. 20a i b). Jeżeli odsadzenie



Rys. 20.

wału ma być wykorzystane dla wzdłużnego ustalenia go w łożysku, promień  $\rho$  musi być z konieczności niewielki, jeżeli nie zastosuje się dodatkowego pierścienia oporowego, ciasno osadzonego na grubszej części wału (rys. 20c i b). Dobre wyniki dają dwułożukowe zaokrąglenia przejściowe — zwykle lub wgłębiane (rys. 20d i e). Wtoczenia przejściowe, mające na celu ułatwienie szlifowania czopa, powinny być b. płytkie i wykazywać łagodne przejścia łukowe i kątowe (rys. 20f).

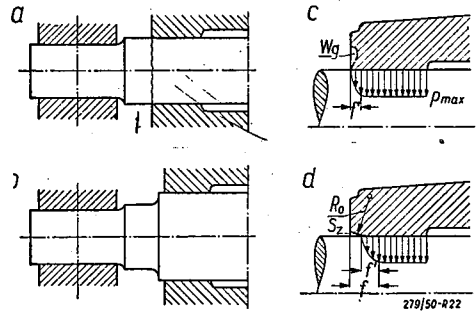
Rowki klinowe i wpustowe zamknięte (rys. 21a) w o wiele wyższym stopniu osłabiają wał, niż rowki półotwarte (rys. 21b), zwłaszcza, je-



Rys. 21.

żeli na dnie rowka znajduje się głęboki otwór (gwintowy — dla wkrętów przytrzymujących wpusty w połączeniach suwliwych — rys. 21c), będący często punktem wyjścia dla skrętnych pęknięć zmęczeniowych. Podobnie niekorzystne są również rowki na wpusty czółenkowe (rys. 21d). W każdym przypadku zarys rowków klinowych i wpustowych powinien posiadać wydatne zaokrąglenia przejściowe naroży, kliny zaś i wpusty — odpowiadające im ścięcia (rys. 21e). To samo dotyczy rowków na kliny stycznne (rys. 21f). Najmniejsze stosunkowo osłabienia zmęczeniowe wałów wywołują rowki półkoliste (rys. 21g); odpowiadające im trapezowo-półkoliste kliny (nieznormalizowane) pozwalają na wytworzenie w złączu wstępnego napięcia obwodowego, zastępując lekkie kliny stycznne.

Działanie karbu przejawia się również w gładkich wałach — w płaszczyźnie czoła ciasno osadzonych na nich piast i pierścieni (rysunek 22a). Im większa jest ich grubość i długość, a zwłaszcza im ciaśniejsze jest ich pas-



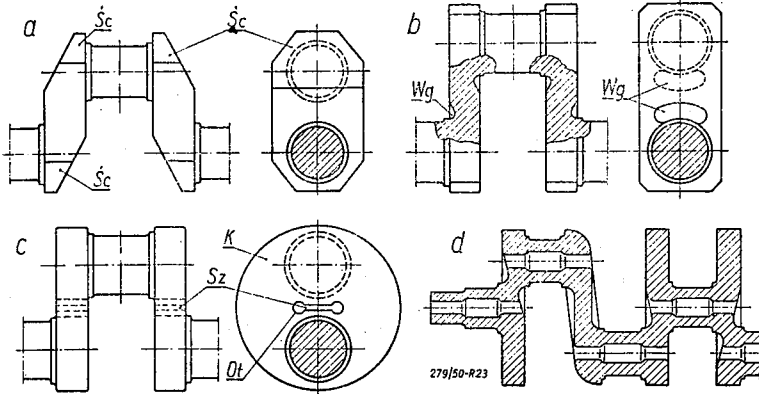
Rys. 22.

wanie, tym działanie karbu jest silniejsze. Złagodzić je można dodając nowe odsadzenie o łagodnym zaokrągleniu przejściowym (b), lub stosując głębokie wtoczenie  $W$  czoła piasty (c), albo wreszcie łagodnie rozszerzając otwór piasty na długości  $f$  promieniem  $R_0 \approx \frac{f^2}{W}$  lub

stożkiem o zbieżności  $\frac{W}{f}$ ;  $W$  jest tu największym wzajemnym naciskiem piasty i wału (d). W obydwóch ostatnich przypadkach między wałem i piastą utworzy się mała szczelina tolerancyjna  $S_z$ , tak iż nacisk powierzchniowy zmieniać się będzie łagodnie od zera do  $p_{max}$  na długości  $f'$ ; będzie to mniej więcej równoważne odsadzeniu o promieniu przejściowym  $\rho = f'$ .

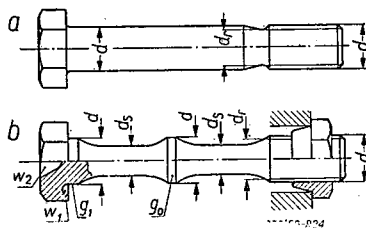
Szczególną postać karbu stanowią wykorbienia wałów. Jest rzeczą ogromnej wagi tak ukształtować ich ramiona, by możliwie zachować ciągłość sztywności przekroju wzdłuż całego wykorbienia. Stosuje się więc np. ścięcia  $S_c$  naroży (a) lub wgłębiania  $W_g$  (b) ramion (rys. 23), albo nadaje się im kształt krążków  $K$ , przeciętych szczeliną  $S_z$  zakończoną otworami  $O_t$  (c). Rys. 23d przedstawia wał wykonany jako

odlew z wysokowartościowego żeliwa; wyzyskano tu w pełni jego niewrażliwość na działanie karbu.



Rys. 23.

Rys. 24 przedstawia sposoby uniknięcia karbu wyjścia gwintu śruby przez jego wtczenie (a) lub przez odsadzenie go (b). Na ostatnim rysunku pokazano też złagodzenie karbu łba śruby przez stopniowe zwiększenie średnicy  $d_s$  szyjki<sup>7)</sup>, oraz przez wgłębienia  $w$ , — na



Rys. 24.

powierzchni oporowej łba — i  $w_2$  — na jego powierzchni zewnętrznej Zgrubienia  $g_0$  — w środku długości szyjki — i  $g_1$  — pod łbem śruby — przewidziane są dla jej środkowania. Rys. 24b przedstawia również szczególny kształt rozciąganej nakrętki, łagodzący działanie wywołanego przez nią karbu złącza gwintowego.

Działanie karbu obrączkowego lub odsadzenia złagodzić można przez przekrądkowanie go przy pomocy krążka  $Kr$  z hartowanej i polerowanej stali narzędziowej (rys. 25a). Pod naciskiem krążka zachodzi nie tylko wygładzenie powierzchni dna karbu, lecz również wytworzenie w jej sąsiedztwie wstępnych naprężeń ściskających, obniżających szczytowe wartości występujących tam w czasie pracy naprężeń rozciągających.

Podobne wyniki daje walcowanie gwintu w porównaniu z nacinaniem go przy pomocy narzędzi skrawających; toteż wytrzymałość zmę-

<sup>7)</sup> Zmniejszając średnicę szyjki, uzyskuje się zwiększoną podatność śruby bez zmniejszania jej wytrzymałości, gdyż przekrojem niebezpiecznym jest przekrój rdzenia śruby, osłabionego przez karby bruzd gwintowych.

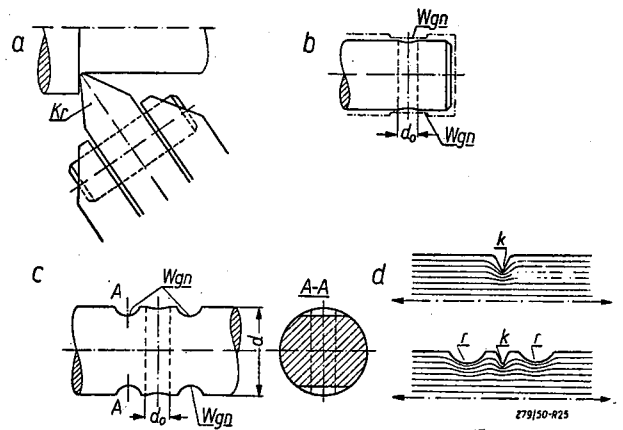
zeniowa gwintów walcowanych jest wyższa od wytrzymałości gwintów nacinanych, przy niezmiennych innych warunkach.

Powierzchniowe naprężenia ściskające można wytworzyć w stali również przez nawęglanie lub azotowanie, osiągając tym sposobem zwiększenie wytrzymałości zmęczeniowej.

Wszelkie postacie powierzchniowej obróbki plastycznej, jak krążkowanie, wałeczowanie (szerokimi wałeczkami) i kulkowanie (strumieniem stalowych, hartowanych i polerowanych kulek) przedmiotów podnoszą ich wytrzymałość zmęczeniową. W niektórych przypadkach stosuje się wydatny zgniot materiału. Chcąc np. złagodzić

działanie karbu, wywołanego przez poprzecznie przewiercony w wałku otwór, można surowy wałek poddać plastycznemu zgnieciu między dwiema płaskimi szczękami, wytwarzając silne naprężenia ściskające w obszarze wgniecień  $Wgn$ , w których znajdują się później wyloty otworu (rys. 25b). Podobny skutek wywrze wgniecenie po obydwóch stronach wylotów otworu dostatecznie głębokich rowków poprzecznych  $Wgn$  (rys. 25e). W danym przypadku zachodzi ponadto korzystne działanie karbów odciażających, utworzonych przez te rowki. Zasadę ich działania przedstawia rys. 25d; linie sił, które wykazywałyby b. silne skupienie w sąsiedztwie karbu ostrego  $k$ , przebiegają znacznie równomierniej, jeżeli uprzednio uległy odchyleniu przez rowki  $r$ .

Jeżeli jakieś części maszynowe narażone są w czasie obróbki walcowniczej lub cieplnej na powierzchniowe odwęglenie, można wydatnie zwiększyć ich wytrzymałość zmęczeniową przez usunięcie z ich powierzchni warstwy odwęglonej. Dotyczy to w dużym stopniu stali spręży-



Rys. 25.

nowych. Zeszlifowanie naskórka i wypolerowanie hartowanych i odpuszczonych płyt sprężyn nośnych zwiększa dwu- a nawet trzykrotnie ich wytrzymałość zmęczeniową.



# DZIAŁ ODLEWNICZY

## Gazy w stopach miedzi

Inż.-mech. CZESŁAW ADAMSKI

Wszystkie metale podczas przetopienia, pochłaniają gazy, zarówno z atmosfery jak i z reakcji zachodzących między metalem a zanieczyszczeniami. Ilość pochłoniętego gazu przez metal uzależniona jest od takich warunków jak temperatura osrodka, ciśnienie i rodzaj gazu, gatunek metalu itd.

Podczas krzepnięcia, pochłonięte gazy nie wydzielają się całkowicie na zewnątrz metalu powodując porowatość odlewu. Im silniej zagazowany jest odlew, tym niższe są jego własności mechaniczne, a przede wszystkim, raptownie obniża się szczelność odlewu, co w odlewniach metali nieżelaznych doprowadza do kilkudziesięciu procent złych odlewów. Jak wykazały doświadczenia, przeprowadzone na zakładach przemysłowych, przez zastosowanie odpowiedniej rafinacji metalu, można obniżyć ilość braków do minimum. W pewnym wypadku pozwoliło to na wykonywanie odlewów w kraju, które dotąd sprowadzano z zagranicy.

Problem gazów w stopach miedzi, jest jednym z najważniejszych zagadnień związanych z wytopem tego typu stopów. Większa lub mniejsza zawartość gazów w metalu jest czynnikiem stanowiącym o własnościach i przydatności stopu. Ze względów ekonomicznych, porowatość, wynikająca z zawartości gazów w metalu, jest bardzo przykrą wadą, gdyż wykrywamy ją dopiero po całkowitej obróbce skrawaniem, a więc ponosimy straty nie tylko na koszcie samego materiału, oraz jego wytopu, ale także na bardzo kosztownej obróbce skrawaniem.

Gazy wydobywające się podczas krzepnięcia z metalu, tworzą w nim pęcherze. Pęcherze te w chwili ich powstawania wypełnione są gazem o ciśnieniu wyższym lub równym ciśnieniu wywieranemu przez metal i otaczającą atmosferę.

A. Portevin podaje<sup>15)</sup>, iż gazy tworzące pęcherze są dwojakiego pochodzenia w odniesieniu do metalu, w którym się znajdują. A mianowicie — mogą one być pochodzenia:

- 1) zewnętrznego (egzogenicznego) — jako:
  - a) wydzielające się z formy lub rdzenia i przedostające się do metalu,
  - b) tworzące się podczas reakcji między płynnym metalem a niektórymi częściami formy (np. ochładzalnikami, podpórkami itp.),
  - c) bezpośrednio zassane do formy w czasie odlewania.
- 2) wewnętrznego (endogenicznego), lub inaczej dziedzicznego jako:
  - a) wchłonięte przez metal podczas topienia i wydzielające się w okresie krzepnięcia,
  - b) powstające w metalu w wyniku reakcji chemicznych lub przez dysocjację składników zawierających pierwiastki gazowe.

Pęcherze gazowe na ogół posiadają powierzchnię błyszczącą i gładką i mają przeważnie kształt kulisty; nie jest to jednak ich cechą wyłączną. Istotną staje się dla mikro-pęcherzy gazowych, odróżniającą je od mikrojam skurczowych.

W dalszych rozważaniach zajmiemy się gazami pochodzenia wewnętrznego, oraz ich wpływem na własności mechaniczne i przydatność metalu.

Według twierdzenia prof. K. Gierdziejewskiego<sup>15)</sup> mikro-pęcherze międzycząsteczkowe i międzykrystaliczne są zawsze pochodzenia wewnętrznego. — Mikro-pęcherze czyli mikro-pory są małe i niewidoczne gołym okiem. Możemy je stwierdzić pod mikroskopem lub podczas prób na szczelność. Zgrupowanie tych por w miejscach najpóźniej stygnących powoduje powstanie tzw. słabych miejsc w odlewie. Przy próbkach na przepuszczalność (szczelność) w miejscach tych przedostaje się ciecz lub powietrze użyte do próby

Makroporowatość tworzy się przy wielkiej zawartości gazów w kąpeli i przeciętna wielkość pęcherzy waha się w zakresie 1—3 mm. Kształt pęcherzy jest zależny od temperatury, w której one powstają.

Gaz przenikając, w postaci banieczek, przez krzepnący metal może być zatrzymany w odlewie i jeśli pęcherze tworzą się już w zakresie temperatury liquidusu, wtedy mają formę kulistych wgłębień. Jednak gdy temperatura jest niższa, wtedy tworzące się dendryty wyznaczają granicę por i kształt ich jest bardziej nieregularny.

Makroporowatość można usunąć przez odpowiednie rozplanowanie układu zasilającego, wbudowanie w formę odpowiednich osłon, chroniących nadlew przed zbyt szybkim stygnięciem oraz zastosowanie w wąskich przejściach odlewu substancji dających reakcje egzotermiczne przy zetknięciu z metalem.

Podany powyżej opis nie stanowi zasadniczego podziału porowatości na makro- i mikro-porowatość. Podział taki miałby jedynie charakter optyczny, nie oddający zasadniczych cech zachodzących zjawisk, ponieważ zarówno makro- jak i mikro-porowatość są to różne skale tego samego zjawiska.

Podział porowatości wynikający z zawartości gazów w odlewach należy uzależnić ra-

czej od okresu i temperatury powstawania a mianowicie:

a) pęcherze gazowe powstające w strefie liquidusu,

b) porowatość powstająca w strefie solidusu.

Jak wykazały ostatnie badania<sup>3]</sup> — mikroporowatość w odlewie rośnie, gdy:

- 1) rośnie zakres temperatur krzepnięcia metalu, co uzależnione jest od składu stopu,
- 2) maleje ilość eutektyki lub innego składnika krzepnącego przy stałej temperaturze,
- 3) przez nieodpowiednie ukształtowanie odlewu, układu zasilającego oraz złego sposobu zalewania spowodujemy, iż części odlewu znajdujące się blisko wlewów i nadlewów nie będą krzepły jako ostatnie,
- 4) wzrasta zawartość gazów w metalu, co jest jednym z najważniejszych czynników, gdyż ilość gazu wraz z porowatością skurczową stanowią o ilości por w metalu, a więc o jego jakości i przydatności.

### Wpływ temperatury na rozpuszczalność gazów w metalu

Układ termiczny gaz—metal może być traktowany w ten sam sposób jak układ dwóch metali i gaz może być rozważany jako roztwór stały w metalu, gdyż gaz może tworzyć z metalem roztwór stały, związek chemiczny lub inne fazy<sup>1]</sup>.

Równowaga układu gaz—metal zmienia się wraz z temperaturą, ciśnieniem, a także w zależności od zawartości innych faz w metalu.

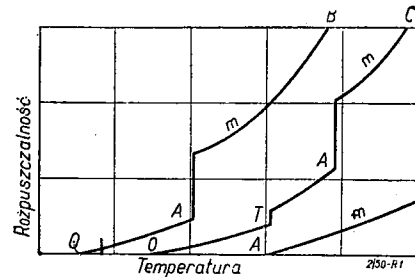
W wypadku gdy gaz z metalem tworzy roztwór stały, wpływ podanych zmiennych może być ustalony i ujęty w proste zależności. Jeśli więc zjawiska zachodzące między metalem a gazem nie przebiegają według tych zależności, możemy sądzić, że nie utworzył się roztwór stały, lecz związek chemiczny lub jakaś inna faza w metalu.<sup>1]</sup>

Z powszechnie znanych gazów wodór wykazuje największą zdolność do rozpuszczania się w metalach. Tlen natomiast mimo, że rozpuszcza się w niektórych metalach, jednak najczęściej tworzy z metalem ściśle określone tlenki, które są ciałami stałymi. — Azot rozpuszcza się stosunkowo w małej ilości metali, lecz i w tych przypadkach należy się raczej liczyć z powstaniem odpowiednich azotków.

Wyodrębnione zjawisko rozpuszczalności, a więc także, gdy nie tworzą się związki chemiczne lub inne fazy, czyli czysta rozpuszczalność gazu w metalu jest procesem endotermicznym i powoduje, że wraz ze wzrostem temperatury rośnie także rozpuszczalność. — Jako prawo przyjmuje się, że gazy są więcej rozpuszczalne w metalu znajdującym się w stanie płynnym, niż w stanie stałym. Na ogół nagły skok rozpuszczalności następuje w temperaturze topienia oznaczonej na rys. 1 literą A,

a następnie wraz ze wzrostem temperatury rozpuszczalność rośnie wg krzywej  $m^1$ ].

W przypadku czystej rozpuszczalności zjawisko rozpuszczania się gazu w metalu jest zasadniczo procesem odwracalnym i rozpuszczony gaz powinien być wydzielony z metalu podczas krzepnięcia. Praktycznie podczas krzepnięcia gaz może się wydzielać jedynie do temp. liquidusu. Jednak i wtedy gaz może być za-



Rys. 1. Rozpuszczalność gazów w metalach w funkcji temperatury.

trzymany w odlewie. Zależy to od warunków krzepnięcia. Natomiast gaz wydzielający się z roztworu poniżej temp. liquidusu, jak twierdzi G. L. Bailey<sup>2]</sup>, można przyjąć praktycznie, że zostaje zatrzymany w odlewie. Gaz ten mógłby być usunięty z metalu jedynie tylko w takich warunkach, gdyby powierzchnia metalu była dostatecznie duża a chłodzenie odbywałoby się bardzo powoli, co w normalnych warunkach odlewu nie zachodzi. A więc gaz pozostaje w roztworze przesyconym, wydzielając się dopiero w momencie zestalania się metalu, powodując porowatość odlewu.

Szybkość chłodzenia metalu ma duży wpływ na tworzenie się por w metalu. Najmniej odpowiednią szybkością, jest szybkość stygnięcia metalu w formie piaskowej podgrzanej. Znaną są fakty, że odlew kokilowy wykonany z zagazowanego brązu lub aluminium posiada dużo mniej por niż odlew piaskowy. Np. odlew kokilowy celowo zagazowany wodorem wykazał 1,3% por, podczas gdy ten sam metal odlany do formy piaskowej posiadał 5,9%. G. L. Bailey<sup>2]</sup> twierdzi, że wypadki takie mogą być wytłumaczone siłami wstrzymującymi, które zachodzą przy bardzo szybkim chłodzeniu metalu i nie pozwalają na wydzielanie się wodoru z roztworu stałego.

Izobara rozpuszczalności wodoru w miedzi jest typu krzywej OAB (rys. 1). Natomiast izobara rozpuszczalności wodoru w żelazie jest typu krzywej OTC, gdzie punkt T jest temperaturą przemiany alotropowej. Wodór jest więcej rozpuszczalny w żelazie postaci  $\gamma$  niż  $\alpha$  i dlatego w temperaturze T odpowiadającej  $A_2$  mamy nagły skok krzywej.

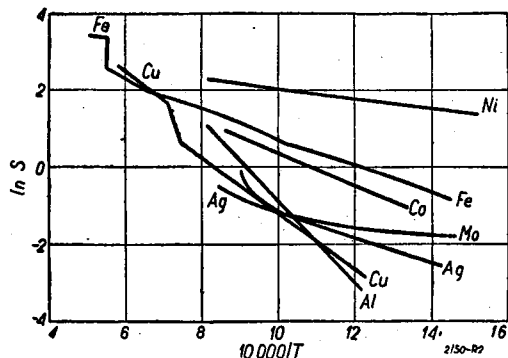
Borelius<sup>1]</sup> pierwszy ujął rozpuszczalność wodoru w metalach w formę matematyczną i wy-

kazał, że rozpuszczalność wodoru w metalach może być wyrażona wzorem:

$$S = C e^{-\frac{E}{2kT}}$$

gdzie  $S$  — rozpuszczalność,  $C$  jest stałą,  $E$  — ciepłem rozpuszczania 1 mola gazu.

Jeśli więc  $\ln S$  wyrazimy stosunkiem  $\frac{1}{T}$  wtedy wpływ temperatury na rozpuszczalność wodoru w metalach w ujęciu graficznym wy-



Rys. 2. Wpływ temperatury na rozpuszczalność wodoru w metalach.

razi się liniami prostymi, jak to pokazano na rys. 2.

Wartość  $E$  znajdziemy w tablicy I. Zależności te odnoszą się tylko do wypadków tworzenia się roztworów stałych gazów w metalu. Gdy

TABLICA I

Ciepło rozpuszczalności wodoru w metalach.

Metal	$E$ kcal/mol $H_2$	Metal	$E$ kcal/mol $H_2$
Aluminium	45,500	Kobalt	17,000
Srebro	11,600	Żelazo	15,600
Miedź	28,600	Molibden	3,500
Nikiel	5,400	Platyna	35,400

gaz tworzy związki z metalem, stosunki te nie są tak regularne.

Wyżej opisaną zależność można podać w prostej formie:

$$S = kT \text{ (wg Sievertsa)}$$

gdzie  $S$  — rozpuszczalność,  $T$  — temperatura,  $k$  — współczynnik proporcjonalności.

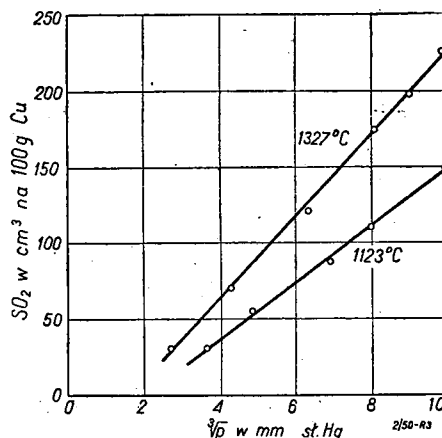
### Wpływ ciśnienia na rozpuszczalność gazów

Drugim czynnikiem wpływającym na rozpuszczalność gazów w metalach jest ciśnienie rozpuszczalnego gazu. *Sieverts*<sup>1,3</sup>] wykazał, że gdy zachodzi czysta rozpuszczalność gazów w metalu, bez tworzenia się związków, a b-

sorpcja gazu przez metal jest proporcjonalna do ciśnienia cząsteczkowego gazu znajdującego się nad powierzchnią metalu. Prawo to jest łatwe do zrozumienia, jeśli weźmiemy pod uwagę, że cząsteczki każdego gazu przed rozpuszczeniem muszą ulec dysocjacji. — Zjawiska przebiegają według tego prawa w tych wypadkach, jeśli zawartość atomów wodoru w stosunku do ilości atomów metalu jest niewielka. — Jednak jak wykazały doświadczenia<sup>1</sup>], zazwyczaj przy rozpuszczaniu się wodoru, stosunek atomów wodoru do atomów różnych metali wyraża się jak 1 : 100 lub 1 : 1000. A więc praktycznie prawo to stosuje się do wszelkich wypadków czystej rozpuszczalności wodoru, a także, jak wykazały doświadczenia, tlenu i azotu.

Koncentracja gazu w roztworze musi być w stanie równowagi z koncentracją gazu absorbowanego na powierzchni metalu. A więc metal może rozpuścić tylko taki gaz, który został zaabsorbowany w formie atomowej. Dlatego też gazy szlachetne, dysocjujące w bardzo wysokich temperaturach, nie są rozpuszczalne w żadnym metalu, a także azot jest nierozpuszczalny w miedzi, srebrze, złocie i kobaltcie<sup>1</sup>). Stąd wniosek, że podczas absorpcji mogą nastąpić odchylenia od prawa *Sievertsa*. Podobne odchylenia od tego prawa zachodzą w wypadku gazów złożonych, które mają skłonność do tworzenia nowych faz w metalu, jak tlenki lub węgliki.

*Sieverts* ustalił, że rozpuszczalność  $SO_2$  w miedzi jest proporcjonalna do pierwiastka trzeciego stopnia z ciśnienia tego gazu nad powierzchnią metalu. Zależność tę, wyrażoną graficznie, widzimy na rys. 3.



Rys. 3. Rozpuszczalność  $SO_2$  w miedzi.

*Smithells*<sup>1</sup>] twierdzi, że takie gazy jak  $SO_2$ ,  $CO$ ,  $CO_2$  lub para wodna, nie mogą być absorbowane przez metal. Muszą one przedtem ulec rozpadowi.

W wypadkach  $SO_2$  znajdującego się w atmosferze otaczającej metal zachodzi reakcja  $SO_2 + 6Cu = Cu_2S + 2Cu_2O$ .

Zarówno siarczek miedzi jak i tlenek miedzi są rozpuszczalne w roztopionej miedzi, a więc wewnątrz metalu może nastąpić do pewnego stopnia regeneracja poprzednio zdysocjowanego gazu, czyli reakcja wewnątrz metalu będzie przebiegać w lewo z utworzeniem  $\text{SO}_2$ . A więc można powiedzieć, że wraz ze wzrostem temperatury i zawartością z metalu  $\text{Cu}_2\text{S}$  i  $\text{Cu}_2\text{O}$  rośnie „rozpuszczalność”  $\text{SO}_2$  w miedzi, podobnie jakby to zachodziło w wypadku czystej rozpuszczonego  $\text{SO}_2$  na własności metalu — zdania są podzielone.

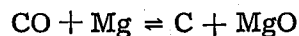
G. L. Bailey<sup>2)</sup> przypuszcza, że  $\text{SO}_2$  jest tylko wtedy szkodliwy, jeśli znajduje się w atmosferze przetapiania<sup>\*)</sup> zanieczyszczonej miedzi. — Niewątpliwie, że kontakt  $\text{SO}_2$  z metalem jest szkodliwy, ponieważ powoduje absorpcję siarki, która rozpuszczając się w płynnym metalu tworzy siarczki wydzielające się podczas krzepnięcia. Specjalnie niepożądany jest  $\text{SO}_2$  w atmosferze przetapianego niklu lub jego stopów, w których siarka powoduje kruchość. W wypadku brązów cynowych nie można stwierdzić czy tlen rozpuszczony jest w takiej ilości, aby spowodował przebieg widocznej reakcji z rozpuszczoną siarką z utworzeniem  $\text{SO}_2$ , czego wynikiem byłaby porowatość<sup>2)</sup>. Smithells jest jednak zdania, że i ta ilość tlenu, która znajduje się w brązach cynowych, jest już wystarczająca do utworzenia porowatości. Jednak zdaje się, że z dużą dozą pewności możemy przypuścić, że rozpuszczalność siarki w płynnym metalu jest dostatecznie duża, aby powodowała zanieczyszczenie metalu siarczkami. Siarczki te nie tylko rozluźniają spoiny międzykrystaliczne, lecz także podczas skurczu tworzą mechaniczną przeszkodę, nie pozwalającą na zasilanie płynnym metalem przestrzeni między-dendrytycznych.

Mimo, że sprawa porowatości nie jest jeszcze dokładnie wyjaśniona, można zgodzić się ze zdaniem Mc Cance<sup>5)</sup>, który w pewnych wypadkach przypisuje powstanie porowatości reakcji między węglem i tlenem. Węgiel i tlen regenerują  $\text{CO}_2$  wewnątrz metalu, który z kolei wydziela się z roztworu podczas krzepnięcia, powodując porowatość.

Mc Cance<sup>5)</sup>, przypuszcza, że powstanie CO w metalu jest powodowane miejscowym wydzielaniem się tlenu z nasyconego stałego roztworu, co w efekcie niszczy równowagę między węglem i tlenem i powoduje powstanie CO. Jeśli zawartość tlenu jest zredukowana poniżej ilości potrzebnej do nasycenia roztworu — nie zachodzi wtedy tworzenie się CO. W praktyce więc odtlenianie i uspakajanie stali krzemem lub aluminium daje dlatego rezultaty, ponie-

waż substancje te usuwają tlen z kąpeli i jednocześnie podwyższają granice istnienia roztworu stałego gazów w stali.

Te same zjawiska zachodzą w niklu i jego stopach. Węgiel i tlen są rozpuszczalne w płynnym niklu i jeśli mamy nadmiar tlenu — powyżej ilości potrzebnej do nasycenia roztworu stałego, wtedy tlen reaguje z węglem, powodując powstanie CO. Dlatego, jak w wypadku stali, nikiel powinien być odtleniony silnym reduktorem, aby przeprowadzić CO i  $\text{CO}_2$  w ciała stałe.



W przypadku miedzi H. Lepp<sup>6)</sup> ustalił, że CO jest rozpuszczalny w płynnej miedzi, natomiast  $\text{CO}_2$  w temperaturze topienia metalu może być uważany za czynnik utleniający.

Z tego, co dotąd napisano możnaby sądzić, że tlen jest jednym z bardzo szkodliwych czynników podczas wytopu stopów miedzi. Jednak, jak wykazały ostatnie badania, sąd taki byłby fałszywy, gdyż zachodzą tu jeszcze inne zjawiska o bardzo wielkim znaczeniu, związane z rozpuszczalnością wodoru.

Już poprzednio wspomniałem o wielkiej skłonności wodoru do rozpuszczania się w roztopionych metalach. Wodór jest także absorbowany przez metale w stanie stałym. Zachodzi to w wypadku żelaza, niklu, kobaltu, miedzi, a także w pewnym stopniu i srebra<sup>1)</sup>.

W roztworze płynnego metalu składniki są w równowadze i jeśli w pewnej temperaturze jeden składnik rośnie, zawartość drugiego musi maleć. Np. w danej temperaturze koncentracja wodoru i tlenu, w płynnym metalu, jest uzależniona od zawartości obu składników oraz ciśnienia cząsteczkowego pary wodnej w otaczającej atmosferze, która jest źródłem zarówno tlenu jak i wodoru.

Zgodnie z prawem działania mas reakcja przebiega następująco:



i koncentracja składników reagujących może być wyrażona:

$$[\text{H}] \text{ w metalu} = K \sqrt{\frac{p_{\text{H}_2\text{O}} \text{ w atmosferze}}{[\text{O}] \text{ w metalu}}}$$

gdzie [ ] oznacza stężenie, a K jest stałą, która maleje wraz z obniżeniem temperatury<sup>14)</sup>.

A więc w silnie utlenionej miedzi zawartość wodoru musi być mała.

Tak samo zmniejsza się zawartość innych składników redukcyjnych w metalu, a powstałe gazy są poniżej ilości mogącej spowodować porowatość, lub można je odprowadzić na zewnątrz kąpeli przy pomocy odpowiedniej rafinacji sprężonymi gazami.

Wodór pojawia się we wszystkich stadiach wytopu, bądź z rozkładu pary wodnej, bądź też z paliwa, szczególnie wtedy, gdy paliwem jest

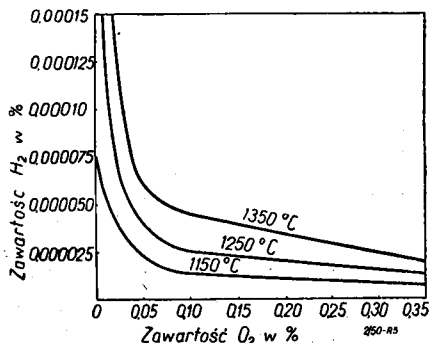
\*) Pod pojęciem atmosfery przetapiania rozumie się środowisko gazów, bezpośrednio stykających się z metalem, a powstałych z procesu przetapiania i powietrza, jak CO,  $\text{H}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{SO}_2$ ,  $\text{N}_2$  i inne.

gaz lub olej. C. J. Smithells<sup>4]</sup> ustalił, że najczęściej porowatość w stopach niezłaznych jest spowodowana przez wodór, który ze względu na niewielkie rozmiary atomów i dużą ich ruchliwość bardzo łatwo przenika do metalu, szczególnie w temperaturze topliwości. Ilość rozpuszczonego wodoru w 100 g miedzi w temperaturze 1093° C i ciśn. wodoru 1 Atm wynosi 6 cm<sup>3</sup> [8].

Wodór tworzy się w temp. 850° C przy zeknięciu pary wodnej z rozżarzoną koksem, lub metalem. Stosując więc powłokę z węgla drzewnego, nie tylko że nie chronimy metalu przed przenikaniem wodoru do kąpiel, lecz stwarzamy wszelkie sprzyjające warunki, aby ten wodór powstał.

Rozpuszczalność wodoru w miedzi jest pokazana na wykresie (rys. 4), wykonanym przez Allena i Hewitta. Rozpuszczalność ta jest uzależniona od zawartości tlenu w miedzi. Z wykresów tych widzimy, że rozpuszczalność wodoru w miedzi maleje wraz z zawartością tlenu i odwrotnie. Gdy wzrasta zawartość pary wodnej lub temperatura, jednocześnie wzrasta ilość wodoru i tlenu, lecz to nie zmienia ogólnego stosunku równowagi między wodorem i tlenem a parą wodną z otoczenia.

Chcąc więc obniżyć zawartość wodoru w metalu, musimy usunąć parę wodną lub wprowadzić do metalu tlen. Usunąć całkowicie wilgoci nie jesteśmy w stanie, gdyż znajduje się ona w stanie związanym w wyłożeniu tygla lub pieca, albo w uwodnionych produktach korozji.



Rys. 4. Zmiana zawartości wodoru w płynnej miedzi w zależności od temperatury i zawartości tlenu.

Aby więc przesunąć równowagę należy wprowadzić do kąpiel tlen. — Tlen jest rozpuszczalny w wielu metalach, za wyjątkiem metali szlachetnych.

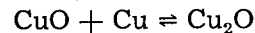
Gdy zawartość tlenu w metalu przekroczy granicę rozpuszczalności, tworzą się tlenki. Wiele metali w stanie płynnym rozpuszcza dość znaczne ilości tlenu, lecz tlen ten podczas krzepnięcia przechodzi w tlenki, tak że w stanie stałym jest stosunkowo niewiele rozpuszczonego tlenu w porównaniu z tlenem związanym w tlenki.

Ilość rozpuszczonego tlenu w miedzi, w stanie stałym, podana jest w tablicy II zestawionej przez Rinesa i Mathewsona.<sup>1]</sup> Utlenia-

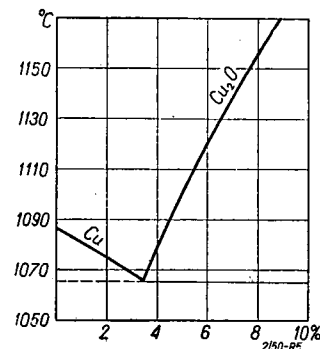
TABLICA II  
Rozpuszczalności tlenu w miedzi.

Temperatura °C	cm <sup>3</sup> w 100 g	Waga tlenu w %
600	5,0	0,0071
800	6,6	0,0094
950	7,0	0,0100
1050	10,9	0,0156

nie miedzi przebiega w ten sposób, że najpierw tworzy się CuO a potem



Cu<sub>2</sub>O tworzy z Cu w temperaturze 1064° C eutektykę o zawartości 3,45% Cu<sub>2</sub>O (rys. 5). —



Rys. 5. Układ Cu — Cu<sub>2</sub>O wg Heyne i Baurer

Tlen w miedzi podnosi wytrzymałość na rozciąganie, a zmniejsza udarność i wydłużenie, jednak przy dużych zawartościach jest szkodliwy, dlatego przed odlewem należy stopy miedzi odtlenić fosforem, cynkiem lub tp.

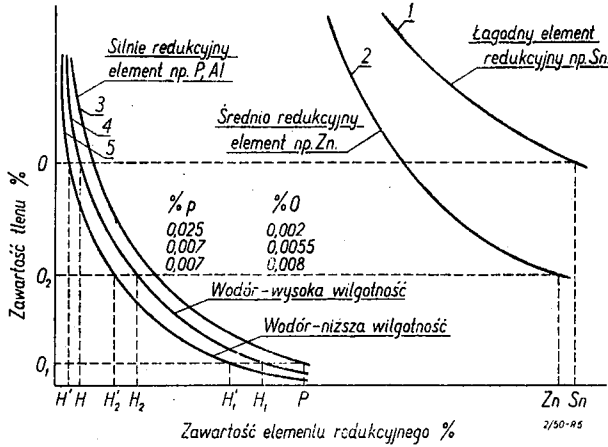
### Wpływ składu stopu na zawartość tlenu

Czystą miedź możemy łatwo utlenić, gdyż tlen wprost lub pod postacią tlenku miedzi przechodzi do roztworu. Stąd też zawartość wodoru w czystej miedzi może być obniżona do niewielkich ilości. Sprawa jest jednak całkiem inna, gdy chcemy utlenić stopy miedzi, zawierające składniki o większym powinowactwie do tlenu, niż miedź. Składniki te łączą się z tlenem i tlen nie przechodzi do roztworu.

Na rys. 6 widzimy zależność zawartości tlenu od składu stopu<sup>9]</sup>. Krzywa 1 określa największe zawartości tlenu przy łagodnie redukcyjnym elemencie w stopie. Krzywe 4 i 5 wskazują zawartość tlenu i wodoru w miedzi w zależności od zawartości pary wodnej w atmosferze. Z wykresu tego możemy stwierdzić, że wraz z zawartością wilgoci w otoczeniu wzrasta ilość wodoru i tlenu w kąpiel.

Maksymalną zawartość tlenu w brązie CuSn10 przy zmiennej zawartości fosforu podano na rysunku cyframi. Z rysunku orien-

tacyjnie możemy stwierdzić zmianę zawartości tlenu i wodoru w zależności od składników w stopie. — Jeśli stop zawiera łagodny składnik redukcyjny, np. Sn, maksymalna zawartość tlenu, odpowiadająca zaznaczonej na rysunku zawartości Sn, wynosi 0. Odpowiednio do



Rys. 6. Zawartość tlenu w zależności od składu stopu.

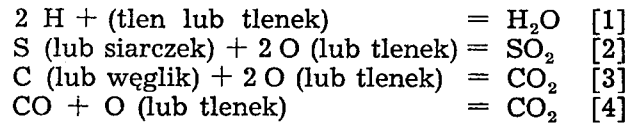
tej zawartości tlenu, maksymalna ilość wodoru określona jest przez  $H$  przy dużej, a przez  $H'$  przy mniejszej wilgotności. Gdy stop podwójny, zawiera cynk — maksymalna zawartość tlenu w metalu jest  $O_2$ , a wodoru odpowiednio  $H_2$  i  $H_2'$ . Oczywiście w tym wypadku tlenu jest mniej, a wodoru więcej niż w przykładzie poprzednim, gdyż cynk jest silniejszym reduktorem niż cyna. Podobne rozumowanie zachodzi, gdy do stopu wprowadzimy fosfor lub aluminium. A więc im mocniejszy jest element redukcyjny, tym mniejsza jest zawartość tlenu, a większa wodoru. Podobnie do wodoru zwiększa się ilość innych redukcyjnych gazów lub czynników powodujących powstawanie gazów, jak S, C i  $CO^3$ ].

Z podanego schematycznego wykresu możemy wyciągnąć praktyczne wnioski co do produkcji stopów, a mianowicie:

1. W wypadku jeśli stop zawiera łagodny element redukcyjny, jak np. Sn, możemy go łatwo odgazować przez proces utleniający, ponieważ zawartość tlenu jest duża w stosunku do wodoru lub innych reduktorów. Wprowadzony tlen utleni te gazy lub czynniki powodujące ich powstanie, a powstające kilkuatomowe produkty utlenienia, przy wysokiej temperaturze metalu i jego rzadkoplątności, mogą dyfundować na zewnątrz metalu, czemu sprzyja powolne obniżanie się temperatury metalu.

2. Po utlenieniu jest wskazane odtlenić stop przez dodanie fosforu lub innego środka redukcyjnego w celu zmniejszenia zawartości tlenu w metalu oraz w gazach.

Podczas krzepnięcia, gdy następują zmiany w składzie stopu, nieskrzepnięte porcje stają się bogatsze w gazy i zanieczyszczenia. Zawartość tlenu w nieskrzepniętym jeszcze metalu znacznie wzrasta. Wtedy reakcje 1, 2, 3, 4 miałyby skłonności przebiegania na prawo wytwarzając gazy nierozpuszczalne, powodujące porowatość<sup>2]</sup>, gdyż metal jest już wtedy zbyt gęsty, aby powstałe gazy mogły przedostać się na zewnątrz.



Jeśli usuniemy tlen fosforem, wtedy zarówno tlen jak i gazy oraz czynniki powodujące ich powstanie mają małą koncentrację i reakcje 1—4 nie mogą przebiegać na prawo. Dlatego jak najbardziej zaleca się używanie przy wytopie stopów miedzi atmosfery utleniającej, aby zawartość tlenu była maksymalna, przez co usuwamy z metalu wodór, CO, a także siarkę i węgiel.

F. Hudson<sup>19]</sup> jest zdania, że mimo dużego ciśnienia par cynku, przy wytopie mosiądźów nie zawierających Al, należy stosować także lekko utleniającą powłokę z tym, że aby uniknąć dużego zgaru cynku, należy do wsadu wprowadzić fosfor.

### Źródła zanieczyszczeń gazami

W s a d: Zanieczyszczenie wsadu materiałem, który zawiera gaz lub wnosi z sobą higroskopijne produkty korozji, są głównym powodem porowatości. Dotyczy to specjalnie stopów aluminiowych, gdzie nieodpowiedni stan wsadu prowadzi do zupełnie złego odlewu. Jako przykład<sup>2]</sup> można podać, że odlew aluminium wykonany z czystego metalu, bez śladów korozji, posiadał ciężar właściwy 2,79 g/cm<sup>3</sup>, podczas gdy ten sam odlew wykonany w tych samych warunkach z materiału poddanego działaniu atmosfery przez 6 mies. posiadał ciężar właściwy 2,77—2,76 g/cm<sup>3</sup>. Porowatość została spowodowana przez uwodniony tlenek aluminium, który zawierał wilgoć reagującą podczas topienia z aluminium, uwalniając wodór, który z kolei rozpuścił się w kąpieli. Również zanieczyszczenie wsadu olejami, słomą, drzewem, szmatami lub innymi odpadkami organicznymi — zawsze prowadzi do porowatości metalu.

Drugim czynnikiem mającym duży wpływ na porowatość metalu jest atmosfera pieca. Zanalizowanie atmosfery stykającej się z metalem w różnych typach pieców jest dość trudne i otrzymane wyniki należy traktować jako orientacyjne. — Allen i Hewitt<sup>2]</sup> przeprowadzili wiele analiz atmosfer w piecach do przetapiania miedzi. Wyniki ich ba-

**TABLICA III**  
Skład atmosfery pieców do topienia metali w %<sup>1)</sup>

Pieczę	Paliwo	O <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	CO	H <sub>2</sub>	Węglowodory	SO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> O
Bailey	Elektryczny, oporowy	0,0 ÷ 0,4	4,1 ÷ 19,3	0,1 ÷ 41,5	0,0 ÷ 1,4	0,0—0,8		0,25 ÷ 0,8
Płomienne	Węgiel, dmuch sztuczny	0,0 ÷ 22,4	0,3 ÷ 13,5	0,0 ÷ 7,0	0,0 ÷ 2,2		0,0 ÷ 1,7	0,0 ÷ 12,6
	Węgiel, dmuch naturalny	0,2 ÷ 20,8	1,1 ÷ 16,5	0,0 ÷ 15,3	0,0 ÷ 0,2		0,0 ÷ 3,0	0,0 ÷ 20,7
	Oleje	0,0 ÷ 5,8	8,7 ÷ 12,8	0,0 ÷ 7,2	0,0 ÷ 0,2		0,3 ÷ 1,4	7,5 ÷ 16,4
Tygły	Oleje — na zewnątrz tygła	2,9 ÷ 4,4	10,8 ÷ 11,6	0	0	0	0,4 ÷ 2,1	8,0 ÷ 13,5
	Oleje — 5 cm ponad powierzchnię metalu	0,2 ÷ 3,9	7,7 ÷ 11,3	0,4 ÷ 4,4	0	0	0,4 ÷ 3,0	11,8 ÷ 12,3

<sup>1)</sup> Reszta do 100% azot.

dań ujęte są w tablicy III. Wyniki te różnią się dość znacznie w zależności od rodzaju pieca, paliwa, miejsca pobrania próbki oraz w zależności od okresu wytopu, w którym próbka została pobrana.

Podane analizy zawierają także parę wodną, która w piecach ogrzewanych płomieniem osiąga dość znaczne wartości.

Analizując tabele należy zwrócić uwagę na małe zawartości wodoru i węglowodorów w gazach piecowych. Zjawisko to możemy wytłumaczyć dużą zdolnością przenikania wodoru do metalu, a to powoduje brak tego gazu w analizie gazów piecowych. — Duża zawartość pary wodnej w gazach powoduje, że para wodna reaguje z metalem rozkładając się na wodór i tlen i, jak zachodzi to w wypadku aluminium, wodór dyfunduje do metalu, a tlen tworzy na powierzchni tlenek aluminium.

### Czynniki wpływające na obniżenie porowatości

Wysiłki zdążające do zredukowania porowatości możemy zesumować następująco:

1. Należy zestawiać wsad z materiałów suchych i czystych, wolnych od wtrąceń gazowych lub produktów korozji. Szczególnie należy unikać pokrywania metalu powłokami wilgotnymi lub wydzielającymi szkodliwe gazy, zdolne do przenikania w kąpieli.

2. Jak najbardziej należy obniżyć zawartość pary wodnej. — Jednak musimy sobie zdać sprawę, że nawet przy zupełnie odwodnionym wsadzie metalowym w każdym piecu ogrzewanym płomieniem znajduje się para wodna, ponieważ powietrze zawiera jej 1—2%.

3. Metal powinien być jak najściślej chroniony przed bezpośrednim zetknięciem się z płomieniem i produktami spalania. Powłoka

na metalu powinna być ścisła i dlatego szkło byłoby najodpowiedniejsze, jednak oddziaływanie ono na wyłożenie pieca lub tygła.

4. Zaleca się szybkie topienie metalu. Koks powinien być suchy i w dobrym gatunku. Im dłużej metal jest w piecu, tym większa jest możliwość zaabsorbowania szkodliwych gazów.

5. Nie należy przegrzewać metalu, gdyż im wyższa jest temperatura kąpieli, tym skłonność metalu do absorpcji gazu jest większa i jak już wspomniałem — nie mamy pewności, czy gaz ten uda nam się usunąć podczas chłodzenia.

### Środki zapobiegające porowatości

Opisane powyżej badania dały podstawę do opracowania dwóch metod odgazowania stopów miedzi:

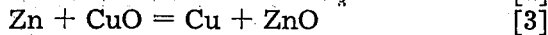
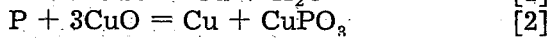
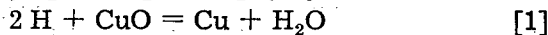
1. metoda utleniająco-redukcyjna
2. „ „ tzw. oczyszczająca.

Metoda utleniająco-redukcyjna polega na stosowaniu utleniających żużli, w których skład wchodzi tlenek miedzi, boraks i gruboziarnisty piasek.

Istnieje różnica poglądów co do zakresu stosowania tej metody. W. A. Baker<sup>3)</sup> twierdzi, że topienie w atmosferze utleniającej pod pokrywą z żużli utleniających, jest dobre jedynie wtedy, jeśli stop nie zawiera środków redukujących, ponieważ w obecności Zn lub P rozpuszczalność tlenu w kąpieli jest niewielka i nie ma zasadniczego wpływu na utlenianie się wodoru. A więc w wypadku brązów cynowych metoda ta mogłaby być stosowana jedynie dla stopów Cu—Sn, sporządzonych z czystej miedzi i cyny, gdyż każdy złom zawiera już w sobie cynk lub fosfor. — Jednak Pell-Walpole<sup>11)</sup> twierdzi, że i tę metodę można zastosować do



wszelkich brązów, a więc i takich, które zawierają fosfor lub cynk z tym jednak, że powłoka musi zawierać co najmniej 33% CuO, a ilość żużla powinna wynosić około 3% ciężaru wsadu. — Przyjmuje on, że reakcje przebiegające na powierzchni styku metalu i żużla mają przebieg następujący:



W układzie zamkniętym reakcje 2 i 3 powinny przebiegać szybciej niż reakcja 1. — Jednak w piecu lub tyglu — H<sub>2</sub>O uchodzi ze środowiska, a pozostające CuPO<sub>3</sub> i ZnO wytwarzając stan równowagi, z P i Zn tak, że reakcja 1 może przebiegać prawie do końca.

Dla udowodnienia słuszności swych twierdzeń W. T. Pell-Walpole wykonał szereg doświadczeń na specjalnie zagazowanym materiale o przeciętnej porowatości wynoszącej 3%. Materiał ten przetapiano pod odpowiednimi powłokami z żużli utleniających, otrzymując całkowite odgazowanie i wysokie własności wytrzymałościowe, takie, jakie mógłby posiadać stop sporządzony z czystych metali. — Ilość użytych topników 2—3% wsadu, szybkość zalewania metalu 3,5—4,5 kg/min. Temperatura lania 1200—1250° C. Wyniki doświadczeń podane są w tablicy IV.

Straty wynikłe z utleniania należy wyrównać po usunięciu powłoki. Jasnym jest, że wielkości tych strat dla każdej odlewni będą różne, jednak podane cyfry mogą służyć jako dość dokładne wskaźniki.

Przed odlaniem należy stop odtlenić. Ilości fosforu potrzebne do odtlenienia będą się zmieniały w zależności od użytego sposobu odgazowania<sup>12]</sup>, jak to jest pokazane w tablicy V. Oczywiście te maksymalne procentowe dodatki P w końcowym składzie odlewu będą mniejsze niż to pokazuje tablica V<sup>12]</sup> i zawierać się będą w zakresie 0,01—0,02%.

W uzupełnieniu tablicy IV możemy dodać, że wsad ze sztabek brązu ołowianego może być całkowicie odgazowany przez topienie w utleniającym płomieniu, lub pod lekko utleniającą powłoką. — Zagazowany złom brązu CuSn10Pb10 wymaga podobnego postępowania, jak dla spizu, CuSn5Zn5Pb5, jednak dla brązu o wielkiej zawartości ołowiu C-Sn5Pb20 topienie w utleniającym płomieniu nie daje zadowalających wyników i jedynie silnie utleniająca powłoka CuO — 2 cz., boraks 1 cz., piasek 1 cz. daje całkowite odgazowanie.<sup>11]</sup>

Przeprowadzone przez mnie obserwacje porównawcze przy zastosowaniu powłoki z węgla drzewnego oraz żużli utleniających, dały wyniki stwierdzające, iż powłoka żużli utleniających jest bezwzględnie lepszą od powłoki z węgla drzewnego.

Stosując żużle utleniające można było zauważyć nagły spadek braków, spowodowany po-

**TABLICA IV**  
Wyniki topienia metali pod powłoką ochronną.

W s a d	Stopień zagazowania	Wymagana powłoka w części wag.	Straty utleniania
Sztabki z brązu fosf. o zawartości P = 0,3 ÷ 1,5 %	mały	CuO 1 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	P = 0,3 % Sn = 0,5 %
Sztabki z brązu fosf. o zawartości P = 0,3 ÷ 1,5 %	duży	CuO 2 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	P = 0,4 ÷ 0,5 % Sn = 0,8 ÷ 1 %
Sztabki ze spizu Cu88 Sn10 Zn2 oraz innych spizów	mały	CuO 2 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	Zn 0,2 ÷ 0,5 % zależnie od zawart. cynku
Sztabki ze spizu Cu88 Sn10 Zn2 oraz innych spizów	duży	CuO 2 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	Zn 0,5 ÷ 0,7 %
Sztabki ze spizu Cu88 Sn10 Zn2 oraz innych spizów	duży	CuO 4 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	Zn 1 ÷ 1,3 %
		CuO 1 cz. Boraks 5 „ Piasek 1 „	Zn 0,5 ÷ 0,5 %
		Bez powłoki jedynie w utleniającym płomieniu	Zn 1 ÷ 1,3 %
Spiz z ołowiem Cu85 Sn5 Zn5 Pb5	duży	CuO 2 cz. Stopniowy boraks 1 „ Ostry piasek 1 „	Zn ÷ 0,5 %
		Bez powłoki jedynie w utleniającym płomieniu	Zn 1,5 ÷ 2

rowatością. Odlewy były zwarte i lepiej wytrzymały próby na przepuszczalność.

### Metoda oczyszczająca

Metoda ta polega na przepuszczaniu gazów przez metal. Opiera się ona na twierdzeniu Sievertsa, że rozpuszczalność wodoru w metalu jest proporcjonalna do pierwiastka kwadratowego z ciśnienia cząsteczkowego wodoru w atmosferze metalu. A więc jeśli metal zawierający wodór jest trzymany w odpowiedniej, stałej atmosferze, wolnej od wodoru — przez dostateczny czas, wtedy wodór dyfunduje do otaczającej atmosfery tak długo, a zawartość gazu w metalu stanie się nieszkodliwie mała. — Proces możemy przyspieszyć przez zwiększenie czynnej przestrzeni metalu i jeśli kapiel metaliczna styka się stale z atmosferą zastępczą, wolną od pary i wodoru, w formie przepuszczania jej przez metal, wtedy wodór w sposób gwałtowny przenika z metalu do atmosfery i zostaje odprowadzony na zewnątrz.

W. A. Baker<sup>3]</sup> twierdzi, że tylko tą metodą można odgazować stopy zawierające substancje redukcyjne, gdyż w pewnych wypadkach do-

TABLICA V

Ilość fosforu potrzebna do odtleniania odgazowanego stopu.

Substancja odgazowująca	Wymagany fosfor w %
Ruda manganowa na dnie tygla	0,04
Zużle utleniające 1 cz. tlenku miedzi 2 cz. boraksu 2 cz. piasku	0,06
1 cz. tlenku miedzi 1 cz. boraksu 1 cz. piasku	0,08
Odgazowanie suchym powietrzem	0,08

starcza ona tak wiele tlenu, iż może on się rozpuścić w miedzi, powodując utlenienie wodoru, siarczków i węglików, a produkty utleniania zostają mechanicznie odprowadzone na zewnątrz, przez strumień przepływającego gazu. Dotyczy to specjalnie odgazowania sprężonym powietrzem.

Metoda oczyszczająca znalazła kilka rozwiązań praktycznych, jak odgazowanie przez  $\text{CO}_2$ , rudą manganową i sprężonymi gazami<sup>2, 8, 12]</sup>.

#### Oczyszczanie metalu przez $\text{CO}_2$

Dwutlenek węgla otrzymuje się jako produkt rozkładu okruchów marmuru. — Do rurki ogniotrwałej, zamkniętej na jednym końcu, wkłada się luźno kawałki potłuczonego marmuru o wadze  $\frac{1}{4}$ — $\frac{1}{2}$  wagi wsadu. Otwarty koniec rurki zamyka się kawałkiem miedzi i całość zanurza się do stopionego metalu otwartym końcem rurki w dół. — Pod wpływem ciepła następuje rozkład  $\text{CaCO}_3$  z uwolnieniem  $\text{CO}_2$ , który w postaci pęcherzy przepływa przez metal. — Dla stopów zawierających fosfor, ten sposób odgazowania wydaje się być lepszym niż przy użyciu rudy manganowej, ponieważ fosfor reagując szybko z rudą manganową wytwarza fosfaty, a wtedy już wpływ tlenu na odgazowanie metalu słabnie. Orientacyjne wymiary rurki są następujące: długość 100 cm, średnica 4 cm, grubość ścianki 1,3 cm.

#### Odgazowanie rudą manganową

Rudę manganową w kawałkach należy umieścić na dnie tygla. Musimy przy tym uważać, aby przez cały czas wytopu ruda znajdowała się na dnie tygla, gdyż tylko w tym wypadku można osiągnąć zadawalające wyniki. Zagadnienie to można rozwiązać, sporządzając drugie dno ze złomu starego tygla. Dno to powinno być podziurkowane i przymocowane do ścian tygla gliną. Pod dnem powinna znajdować

się ruda. — Ruda manganowa pod wpływem ciepła powoli rozkłada się uwalniając tlen, który w postaci pęcherzy przepływa przez płynny metal. Wydzielanie się tlenu następuje dość wcześnie, bo już w temperaturze  $700^\circ\text{C}$ , gdy  $\text{MnO}_2$  rozpada się na  $\text{Mn}_3\text{O}_4$ . Wtedy gaz powoli, lecz stale przepływa przez metal, wytwarzając utleniającą atmosferę jeszcze przed punktem topliwości miedzi. Jest to bardzo ważne, gdyż w temp. topliwości miedź silnie pochłania wodór. Ilość potrzebnej rudy około 1% wsadu. Przyjmuje się, że  $\text{Mn}_3\text{O}_4$  reaguje z węglem wytwarzając tlenki, które oczyszczają metal. Metoda ta w praktycznym zastosowaniu dała zupełnie zadawalające wyniki. Odlane przeze mnie kilkanaście tulei o średnicy 200 mm i grubości ścianki około 10 mm i wys. około 500 mm nie wykazały żadnych braków przy próbach na przepuszczalność. — Jednak rozwiązanie techniczne, utrzymanie rudy na dnie tygla przy pomocy drugiego dna nie jest zadawalające, gdyż pozwala jedynie na jednorazowy przetop w tyglu. Potem trzeba tygiel chłodzić i od nowa nasypywać rudę. Lepsze rozwiązanie tego zagadnienia, dałoby możliwość zastosowania tej metody w przemyśle i na pewno z jak najlepszym rezultatem.

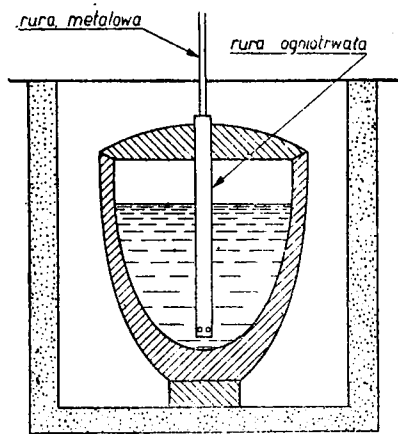
#### Oczyszczanie metali sprężonymi gazami

Spośród wyżej opisanych metod najlepsze wyniki otrzymałem, stosując do odgazowania metali sprężone gazy. Metodą tą odgazowałem stopy, które po odlaniu zamiast skurczu zwiększały swoje wymiary, ze względu na dużą zawartość gazów. Bardzo dobre rezultaty osiągnięto na jednej z odlewni Zjednoczenia Odlewniczego — Kraków, odgazowując miedź przy pomocy azotu. Przeprowadzone wytopy porównawcze brązów cynowych, z odgazowaniem powietrzem i bez odgazowania powietrzem wykazały przy produkcji tulejek powietrzoszczelnych, bez odgazowania powietrzem — 20% braków, z odgazowaniem powietrzem — 3,1% braków. Wytopy porównawcze i próby szczelności odlewów wykonano w tych samych warunkach.

Jak z tego wynika, metoda ta daje zupełnie zadawalające rezultaty, mniej działa na tygiel i wyłożenie pieca, od metod poprzednich, jest tania i może być zastosowana w każdej odlewni. Nie zachodzi też potrzeba suszenia azotu lub powietrza, jeśli gaz czerpiemy z cylindra o ciśnieniu ponad 20 at. — Urządzenie do odgazowania jest nadzwyczaj proste. — Składa się ono z rurki ogniotrwałej na dolnym końcu zamkniętej, posiadającej około otworków o średnicy 2—3 mm — jak to pokazano na rys. 7. Rurkę tę łączy się rurką metalową z węzłem gumowym, który z kolei połączony jest z butlą ze sprężonym gazem. Byłoby wskazane, aby butla znajdowała się poza terenem odlewni.

Zwiększa to bezpieczeństwo pracy i unika się uszkodzeń butli.

Przystępując do odgazowania płynnego metalu należy odkręcić kurek butli i uregulować strumień gazu. Ilość przepływającego gazu powinna wynosić 500—600 litrów na godz. —



Rys. 7. Urządzenie do odgazowywania metali.

Praktycznie regulujemy tak strumień gazu, aby go można zaledwo odczuć na dłoni. Następnie należy zanurzyć rurkę do metalu i uregulować strumień gazu, aby metal „gotował się”. Metal nie powinien wypryskiwać z tygla. Czas odgazowania 3—5 min. Po wyjęciu rurki z tygla należy ją jeszcze przez krótki czas przedmuchiwać, aby uniknąć zatkania otworów rurki metalem. Po odgazowaniu powietrzem należy metal odtlenić fosforem. Ilość potrzebnego fosforu jest podana w tablicy V. Zużycie fosforu przy tej metodzie jest większe ze względu na silnie utleniające działanie powietrza. — Po utlenieniu metal powinien jeszcze chwilę pozostać w tyglu, aby był czas na wypłynięcie żużla.

Metal można odgazowywać w piecu lub poza piecem. Gdy odgazowanie odbywa się poza piecem, wtedy należy kąpiel lekko przegrzać, około 50°C, ze względu na oziębiające działanie gazu.

W tablicy VI zostały zestawione gazy wg zastosowania do odgazowania odpowiednich stopów. Należy tu zwrócić szczególną uwagę na odgazowanie aluminium i jego stopów. Metal ten wymaga suchego i beztlenowego gazu. Ze względu na to, że azot przemysłowy zawsze zawiera pewien procent tlenu, więc przed doprowadzeniem azotu do tygla należy go odpowiednio odtlenić. — Poza tym powstająca błonka na stopionym aluminium wprowadzi chroni metal przed przenikaniem gazów z zewnątrz do metalu, jednak z drugiej strony nie pozwala na wydostanie się gazu z metalu na zewnątrz, co przy odgazowywaniu sprężonymi gazami ma doniosłe znaczenie. Chcąc więc ją usunąć, należy zastosować czterochlo-

TABLICA VI  
Gazy stosowane do oczyszczania.

Stop	Gaz oczyszczający
Miedź	suchy azot lub powietrze
Brąz fosforowy	„ „
Aluminium	suchy, beztł. azot lub chlor
Brązy aluminiowe	„ „ „
CuSn 10—12	suche powietrze
Cu88 Sn10 Zn2	„ „
Cu86 Sn7 Zn5 Pb2	„ „
Cu83 Sn7 Zn5 Pb5 *	„ „
Cu85 Sn5 Zn5 Pb5	„ „
Wysokonikl. stop cynowy	„ „
Miedź—nikiel	„ „ ruda mangan. czarny tlenek miedzi lub tlenek niklu

rek tytanu lub chlorek cynku<sup>13]</sup>. G. L. Bailey i W. A. Baker<sup>14]</sup> twierdzą, że jeśli użyjemy do odgazowania aluminium-chloru, wtedy wodór i tlen zostają odprowadzone w postaci związków z chlorem, a także nie tworzy się wtedy ścisła błonka na powierzchni metalu.

W wypadku odgazowania brązów cynowych powietrzem przed włożeniem cyny, należy dodać około 0,5% Zn lub trochę fosforu, aby uniknąć tworzenia się trudnego do odprowadzenia tlenku cyny.

#### LITERATURA:

1. Gases and Metals, By Colin J. Smithells.
2. The Effect of Melting Conditions on Gas Unsoundness in Metals. By G. L. Bailey M. Sc. (Member). (Proceedings of the Institute of Brit. Foundrymen 1938—1939).
3. W. A. Baker — Control of Bronze Melts for the Production of Pressure Tight Castings.
4. Smithells (Foundry Trade Journal 1938, 59, 159).
5. A. Mc Cance, Iron and Steel Inst. (Special Report No 22 symposium on Steelmaking 1938 p. 331).
6. H. Lepp. Met. Ind. (1935, 47, 315, 341).
7. E. D. Howard. Modern Foundry Practice — London.
8. L. W. Eastwood and J. C. Kura — Unsoundness Causes by Gases in Copper Base Alloys (The Foundry — May, June, July 1947).
9. The Foundry, June 1947, str. 82.
10. Frank Hudson. Melting. Operations in the Non Ferrous Foundry (Proceeding of the Inst. of British Foundrymen 1940)
11. W. T. Pell-Walpole — The Control of Gas Content During the Melting of Phosphor Bronzes, Gun Metals and Leaded Bronzes (Metalurgia, January. 1948 r.)
12. Frank Hudson F. J. M. Bronze Founding (Metalurgia October 1947).
13. W. Rosenhain, J. D. Grogan and T. H. Shafield — J. Inst. Metals 1930, 44, 305.
14. The Journal of the Institute of Metals. January 1949.
15. Kazimierz Gierdziejewski — Wady odlewnicze i ich systematyka.

# O pełne wykorzystanie żeliwa jako materiału konstrukcyjnego<sup>1)</sup>

Inż.-mech. CZESŁAW KALATA  
Inż.-mech. ANDRZEJ PARASZCZAK

*Klasyfikacja żeliwa powinna uwzględniać określenie jego rodzaju w sposób jednoznaczny. — Zestawienie własności różnych rodzajów żeliwa modyfikowanego wg badań radzieckich i amerykańskich. — Omówienie własności odlewów z modyfikowanego żeliwa maszynowego. — Znajomość własności wytrzymałościowych próbek normalnych z żeliwa nie daje konstruktorowi dostatecznego materiału do określenia dopuszczalnych naprężeń w niebezpiecznych przekrojach odlewów; konieczne jest przeprowadzenie doświadczeń, które ilustrowałyby stosunek wytrzymałości próbek normalnych do wytrzymałości ścianek odlewów dla różnych ich grubości i podstawowych typów kształtu. — Zagadnienie naprężeń odlewniczych. — Sposób modyfikowania żeliwa. — Konieczność zreferowania opublikowanych zagranicą prac nad wytrzymałością postaciową odlewów żeliwnych. — Konieczność popularyzacji wiadomości o żeliwie wśród konstruktorów.*

Dnia 14. VI. 50 w lokalu krakowskiego oddziału NOT odbyło się staraniem Zarządu Głównego Koła Odlewników przy SIMP — zebranie dyskusyjne nad powyższym artykułem. Zebraniu przewodniczył Przewodniczący krakowskiego Oddziału SIMP *kol. St. Marczewski*.

*Kol. C. Kalata* na wstępie, przypomniał w skrócie treść artykułu i podał następujące uzupełnienie poszczególnych jego rozdziałów.

Rozdz. II. W drugiej części rozdziału, gdzie mowa jest o klasyfikacji żeliwa maszynowego, chcielibyśmy podkreślić sprawę żeliwa modyfikowanego. W dalszym ciągu panuje u nas brak zrozumienia tego pojęcia. Użytkownicy odlewów często uważają określenie „żeliwo modyfikowane“ za jednoznaczne. Tymczasem wśród żeliw modyfikowanych znamy różne odmiany. Najbardziej znanym jest żeliwo modyfikowane maszynowe, tj. takie żeliwo, dla którego miarą jakości są własności wytrzymałościowe. W tym wypadku, żeby określić ściśle jakość żeliwa modyfikowanego, należy przytoczyć żądane własności wytrzymałościowe. Jest projekt, żeby żeliwo modyfikowane oznaczać u nas przez symbol wg PN/H-83101 z dodatkami litery M. W ten sposób np. Z1 26 M winno oznaczać żeliwo modyfikowane, którego własności mechaniczne odpowiadają Z1 26 wg powyższej normy.

Poza tym znane są gatunki żeliwa modyfikowanego, z których wyrabia się np. wlewnice i inne odlewy ogniodporne, oraz żeliwo modyfikowane jako materiał na odlewy dla aparatury chemicznej i do innych celów.

Przy okazji chcielibyśmy zaznaczyć, że produkcję żeliwa modyfikowanego maszynowego rozpoczęło już od pewnego czasu kilka poważniejszych odlewni polskich.

W wyniku przeprowadzonych prób, wytrzymałość na rozciąganie żeliwa maszynowego, produkowanego w niektórych naszych odlewniach, wzrosła i dochodzi do 40 kG/mm<sup>2</sup>, przy próbce wyciętej ze sztabki surowej o  $\phi$  30 mm.

<sup>1)</sup> Dyskusja nad artykułem: „O żeliwie maszynowym wysokojakościowym i jego właściwym wykorzystaniu „Przegląd Mechaniczny“, zeszyt 10—11/1949.

W związku z tym staje się aktualna sprawa właściwego wykorzystania tych gatunków żeliwa. Odlewanie, dotychczas konstruowanych odlewów żeliwnych z żeliwą o tak wysokiej wytrzymałości, byłoby marnotrawstwem cennych własności tego materiału.

W rozdz. III artykułu podkreślono konieczność zbadania szeregu interesujących konstruktora własności żeliwa (poza  $R_t$ ,  $H_B$ ), badania te zostały dla żeliwa modyfikowanego przeprowadzone zarówno w ZSRR i USA. Wyniki badań zestawiono w tablicach I i II.

Znajomość tych własności żeliwa — w tym wypadku modyfikowanego, ułatwia konstruktorowi należyte wykorzystanie tego materiału. Żeliwo modyfikowane obrabiane cieplnie zastąpić może w wielu wypadkach droższe odkuwki stalowe. Odlewy takie są obrabiane zgrubnie, ulepszone cieplnie i następnie poddawane normalnej obróbce wykańczającej. Przy porównaniu kosztów uwzględnić trzeba mniejsze w porównaniu z odkuwkami naddatki oraz lepszą obrabialność odlewów.

W rozdz. IV omówiono wrażliwość żeliwa na grubość ścianki odlewu. Musimy tutaj podkreślić, że właśnie żeliwo modyfikowane wykazuje stosunkowo małą wrażliwość na grubość ścianek odlewu. Wytrzymałość próbek wyciętych z bloczków różnych grubości podaje tablica III.

Niektórzy producenci żeliwa modyfikowanego starają się przekonywać swoich odbiorców, że żeliwo modyfikowane jest niewrażliwe na grubość ścianek odlewu. Nie jest to ściśle, gdyż żeliwo modyfikowane ma jedynie tę wrażliwość zmniejszoną. Dlatego wypowiedziane poglądy w tym punkcie co do pobierania próbek z odlewów są aktualne również dla żeliwa modyfikowanego.

Wywody rozdz. V dotyczące wytrzymałości postaciowej odlewów żeliwnych odnoszą się również do żeliwa modyfikowanego. Wady odlewnicze i naprężenia wewnętrzne w odlewach, wywołane przez nierównomierne stygnięcie, utrudniają wysnuwanie wniosków o wytrzymałości odlewu jako całości, pomimo że przez wy-

TABLICA I. Skład i własności żeliwa modyfikowanego (wg norm ZSRR)

	MSz 28+48	MSz 32+52	MSz 35+56	MSz 38+60
Dodatek stali do wsadu %	20+30	30+40	40+50	50+70
C	2,9+3,1	2,8+3,0	2,7+2,9	2,6+2,8
Si	1,8+1,4	1,8+1,4	1,7+1,2	1,7+1,2
Mn	0,8+1,0	0,8+1,0	0,9+1,1	1,0+1,2
P	do +0,3	do +0,3	do +0,25	do +0,20
S	do +0,12	do +0,12	do +0,12	do +0,12
$R_r$ (kG/mm <sup>2</sup> )	28+32	32+35	35+38	38+40
$R_g$	48+52	52+60	56+60	60+65
$f$ mm przy $d = 30$ , $L = 600$ mm	9+12	9+12	9+12	9+12
$R_c$ kG/mm <sup>2</sup>	100+110	110+120	120+130	130+140
$H_B$ kG/mm <sup>2</sup>	170+240	200+250	200+250	240+260
$E$ kG/mm <sup>2</sup>	10000+12000	11000+13000	11000+13000	13000+16000
$U$ kGm/cm <sup>3</sup> (bez nacięcia)	0,6+0,8	0,7+0,9	0,8+1,0	0,9+1,1
Zastosowanie	dla odlewów o specjalnie złożonych kształtach z nagłymi przejściami w przekrojach z minimalną grubością ścianki 6 mm.	dla odlewów złożonych kształtów o różnej grubości ścianki z minimalną grub. ścianki 10 mm.	dla odlewów prostych kształtów z nieznacznymi różnicami przekrojów o grubości powyżej 20 mm.	

TABLICA II. Własności żeliwa modyfikowanego (Meehanite)

Nr. kol.	Własności	Jednostki	Gatunki żeliwa				
			GM	GA	GB	GC	GD
1	Wytrzymałość na rozciąganie	kG/mm <sup>2</sup>	38,6	35,5	31,5	28,3	25,2
2	Wytrzymałość na zginanie	"	69,2	63,0	55,0	50,5	47,2
3	Twardość (Brinella)	"	230	220	210	195	185
4	Wytrzymałość na ściskanie	"	142	126	118	110	94,5
5	Wytrzymałość na ściananie	"	38,6	33,8	31	28,1	25,0
6	Wytrzymałość na skręcenie	"	45,0	42,2	39,3	32,2	—
7	Wytrzymałość na zmęczenie	"	19,0	15,7	14,0	11,8	10,2
8	Udarność (Izod)	kGm	6,9	6,2	5,5	4,8	4,1
9	Moduł elastyczności	kG/mm <sup>2</sup>	16,200	14,600	13,300	12,200	11,500
10	Obrabialność (Dalcher)	"	50	48	48	47	44
11	Współczynnik rozszerzalności cieplnej (w granicach 38+540° C)	1/° C	0,00001242	0,00001237	0,00001231	0,000012	—
12	Przewodnictwo ciepłe (w gran. 7+250° C)	kcal/hm° C	44,40	43,75	43,15	40,60	—
13	Ciężar właściwy	G/cm <sup>3</sup>	7,48	7,43	7,37	7,25	7,13
14	Najmniejsza grubość ścianki odlewu	mm	16	13	10	6	—

TABLICA III

Przykład porównania wrażliwości na grubość ścianki żeliw: modyfikowanego zwykłego.

Srednica wałka w mm z którego środkowej części wykonano próbkę do badań wytrzymałościowych na rozciąganie.	30	50	75	110	150
Żeliwo modyfikowane (Zl. 38M)	28,3	38,9	38,0	36,4	34
$R_r$					
Żeliwo szare kG/mm <sup>2</sup> nie modyfikowane (Zl. 18)	18,6	13,1	10,4	—	—

cięcie odpowiednich próbek, stwierdzić możemy wytrzymałość w różnych miejscach odlewu.

Jeśli chodzi o żeliwo modyfikowane, to podobnie jak i dla żeliwa zwykłego, nie mamy wiele materiału z praktyki zagranicznej. W związku z rozpoczęciem produkcji żeliwa modyfikowanego u nas, należałoby zorganizować systematyczne badania wytrzymałości postaciowej różnych typów odlewów, katalogować te wyniki i udostępnić je ogółowi konstruktorów, najpierw w stosunku do odlewów z żeliwa zwykłego.

Rozdz. VI. Odlewy z żeliwa modyfikowanego posiadać mogą naprężenia wewnętrzne, które dla różnych gatunków można porównać np. przez odlewanie odlewu w kształcie kraty, podanej na rysunku 2 omawianego artykułu. Czy przy żeliwie modyfikowanym naprężenia wewnętrznie wzrosną, czy będą maleć w stosunku do żeliw dotychczas produkowanych, nie mamy jeszcze bliższych danych. Próba badania naprężeń wewnętrznych wprowadzona jest we wszystkich odlewniach, produkujących żeliwo modyfikowane i można się spodziewać, że jeszcze w ciągu bieżącego roku odlewnie będą mogły podać do wiadomości użytkowników odlewów, jakie skłonności posiada żeliwo modyfikowane do tworzenia naprężeń wewnętrznych, w porównaniu do żeliwa zwykłego, dotychczas powszechnie stosowanego.

Wstępne badania wykazują, że żeliwo modyfikowane wykazuje naprężenia wewnętrzne nie wiele różniące się od żeliwa zwykłego i że wobec tego, sprawa usuwania naprężeń wewnętrznych jest w dalszym ciągu aktualna. Prosilibyśmy o wypowiedzenie się co do propozycji wprowadzenia do normy klasyfikacji żeliwa litery S przy symbolu klasy, co oznaczałoby, że odlew z tego żeliwa należy poddać wyżarzaniu odprężającemu.

Ze względu na to, że przy wyżarzaniu odprężającym własności mechaniczne obniżają się, należałoby próbki, do określania wytrzymałości, badać po przeprowadzeniu na nich tej samej obróbki cieplnej co i na odlewie.

W rozdz. VII artykułu wspomniano, że żeliwo modyfikowane, produkowane w krajach wysokoprzemysłowych, jest zbadane pod względem własności zarówno mechanicznych jak i innych. Należałoby i u nas rozpocząć systematyczne badania wszelkich własności produkowanych u nas gatunków żeliwa wyższej jakości, a więc i żeliwa modyfikowanego.

Końcowy wniosek tego rozdziału — ażeby oprócz nazwy klasy, podawać jeszcze symbol charakteryzujący sposób otrzymywania tego żeliwa, został już częściowo zrealizowany przy żeliwie modyfikowanym, które wg projektu ma być oznaczone literą M.

Odnośnie omówionych w rozdz. VIII wad odlewniczych można zaznaczyć, że dotychczasowe doświadczenia krajowe z żeliwem modyfikowanym wykazały, że żeliwo to posiada m. in. mniejszą skłonność do tworzenia jam usadowionych. Stwierdzono, że np. rozrzedzenia spowodowane wpływami skurczowymi przy żeliwie modyfikowanym, są mniejsze i że odlewy np. obrabiarkowe o różnych grubościach ścianek, udaje się otrzymywać bez wad, które występowały przy stosowaniu niższej jakości Zl 22.

Jeżeli chodzi o końcowe propozycje autorów tego artykułu, to wniosek pierwszy jest częściowo zrealizowany, gdyż powierzono kilku odlewniom krajowym, stojącym na wysokim poziomie, produkcję żeliwa modyfikowanego o wysokich własnościach wytrzymałościowych. Sprawa oznaczania odlewów klas Zl 22 i wyższych jest otwarta. Badania własności wytrzymałościowych i technologicznych żeliwa maszynowego zostały rozpoczęte, zaś na odcinku kontroli jakości notujemy już pewną poprawę.

Kol. A. Paraszczak ze swej strony podał również uwagi następującej treści:

Przed otwarciem dyskusji na tematy poruszone w naszym wyżej wspomnianym artykule, chciałbym ze swej strony — jako konstruktor — podkreślić, wyjaśnić i częściowo rozszerzyć niektóre szczegóły tego artykułu, mianowicie te które mogą bezpośrednio i najwięcej interesować konstruktora projektującego różne elementy z żeliwa, czy też kontrolującego już zaprojektowane lub wykonane elementy z tego materiału.

Odlewnik ocenia własności żeliwa na podstawie wyników prób laboratoryjnych, dokonanych na znormalizowanych próbkach, odlanych w ściśle określonych warunkach, o ściśle określonych wymiarach w stanie surowym i po obróbce.

Konstruktor wie, że porównywanie własności różnych gatunków żeliwa nie byłoby możliwe bez ścisłego określenia jednakowych warunków przeprowadzania badań laboratoryjnych dla wszystkich porównywanych gatunków; wie on bowiem o tym, że żeliwo jest jednym z tych materiałów odlewniczych, które wykazują

w różnych odlewach, a nawet w różnych miejscach tego samego odlewu, różne własności wytrzymałościowe.

Konstruktora interesują i muszą interesować w pierwszym rzędzie te własności, jakie wykazuje materiał w wykonanym przedmiocie o takich kształtach i wymiarach, jakie mniej więcej musi mu nadać konstruktor ze względu na jego przeznaczenie w użyciu praktycznym.

Określenie własności materiału, stwierdzonych na próbkach znormalizowanych, laboratoryjnych, ma dla konstruktora realną wartość tylko pod tym warunkiem, że ma on skądinąd podstawy do wysnuwania wniosków o tym, w jakim stopniu i w jakich kierunkach, własności tego materiału będą się zmieniać w zależności od takich czy innych kształtów i wymiarów gotowego przedmiotu, wykonanego z tego samego materiału co i próbka laboratoryjna.

Dokonując obliczeń wytrzymałościowych najważniejszych przekrojów projektowanego elementu, narażonego na wiadome obciążenia, musi konstruktor wiedzieć jakie własności wytrzymałościowe posiadał będzie wybrany z norm materiał w tych właśnie przekrojach; jeżeli tego nie wie, nie może oczywiście wcale liczyć danego elementu na wytrzymałość; jeżeli wie on to tylko mniej więcej, wówczas ze zrozumiałych względów musi on przyjmować do rachunku raczej najniższe przypuszczalne wytrzymałości (a więc i naprężenia dopuszczalne), co niejednokrotnie prowadzi do przewymiarowania elementu. Nie może być oczywiście mowy w takich warunkach o oszczędnym konstruowaniu — o właściwym wykorzystaniu własności materiału.

W treści naszego artykułu opisaliśmy szereg czynników mogących w mniejszym lub większym stopniu wpływać na własności wytrzymałościowe żeliwa w różnych przekrojach gotowych odlewów. Konkretne, liczbowe określenie wpływu każdego z tych czynników nie jest rzeczą łatwą i nie prędko będziemy mogli stwierdzić, że poznaliśmy dokładnie wpływ każdego z czynników, jakie mogą tu wejść w rachubę.

Tym niemniej, względy gospodarcze dyktują potrzebę jak najrychlejszego liczbowego określenia wpływu czynników decydujących najwyraźniej i najuchwytniej o własnościach wytrzymałościowych żeliwa w gotowych odlewach. Stwierdzone dane liczbowe muszą być podawane do wiadomości najszerszego grona konstruktorów.

Z mojej praktyki konstruktorskiej wiem i pozwolę sobie twierdzić, że stosunkowo niewiele konstruktorów zdaje sobie dość dokładnie sprawę z tego, w jakich granicach mogą się zmieniać własności wytrzymałościowe żeliwa w zależności od takich tylko czynników jak grubości ścianek odlewu i typu jego postaci

(pręt, płyta, skrzynka itp.). Wielu nawet przyjmuje z dobrą wiarą, że mniej lub więcej skomplikowany, grubszy lub cieńszy, gotowy odlew żeliwny będzie posiadał we wszystkich swoich przekrojach własności wytrzymałościowe niewiele różne od tych, jakie podane są w normach dla żeliwa odpowiedniej klasy gatunkowej.

Wkraczam tu z konieczności w sprawę normalizacji klas żeliwa:

1) Najwygodniejsze dla konstruktora, ale stanowiące czasem prawdziwą łamigłówkę dla odlewników, byłyby normy takie jak np. włoskie lub norweskie; nie określają one w zasadzie rodzaju żeliwa jako takiego, lecz minimalną wytrzymałość materiału w gotowym odlewie. Jeżeli konstruktor wpisał w myśl takich norm do tabelki rysunku jako materiał żeliwo np. klasy wytrzymałościowej 22 kG/mm<sup>2</sup>, wówczas zażądał on tym samym od odlewnika, aby wytrzymałość na rozciąganie materiału w gotowym odlewie nie była w żadnym jego przekroju mniejsza od 22 kG/mm<sup>2</sup>.

Dostosowanie odpowiedniego gatunku żeliwa do takich wymagań konstruktora, dla odlewu o kształtach i wymiarach określonych przez rysunek, było już zadaniem odlewnika. Jeżeliby wymagania konstruktora były wysokie, a kształty i wymiary odlewu określonego rysunkiem przyczyniały się raczej do obniżenia wytrzymałości w pewnych przekrojach tego odlewu, wówczas mógłby odlewnik stanąć wobec zadania niemożliwego do spełnienia nawet przy zastosowaniu najlepszych gatunków żeliwa.

2) Inne normy, podobnie zresztą jak i nasza obecna norma PN/H-83101, klasyfikują żeliwo jako materiał o wiadomych własnościach wytrzymałościowych przy założeniu badania tych własności na próbkach znormalizowanych, a nie na dowolnych odlewach, sporządzonych z danej klasy żeliwa; norma taka nie stawia już odlewnikowi łamigłówek do rozwiązywania, dla każdego trudniejszego odlewu z osobna. Norma ta żąda jednak od konstruktora zdolności przewidywania jak dalece wytrzymałości różnych przekrojów odlewu o pewnych kształtach i wymiarach — sporządzonego z żeliwa obranej klasy znormalizowanej — będą się różnić od wytrzymałości określonej przez normę dla tej samej klasy żeliwa, przy stwierdzaniu tej własności na próbce znormalizowanej.

Oparcie normalizacji żeliwa na założeniu 2) jest o tyle słuszniejsze, że nie łączy się ono z możliwością zaistnienia problemu wręcz nie posiadającego realnego rozwiązania, dla żeliwa, nawet najwyższych znanych nam klas wytrzymałościowych, co może zaistnieć w szczególnych wypadkach przy założeniach normy 1).

O ile jednak norma nasza PN/H-83101 ułatwia wybitnie zadania stawiane odlewnikowi, o tyle utrudnia je konstruktorowi, który chciał-



by wymiarować przedmioty z żeliwa w sposób najoszczędniejszy, przy pełnym wykorzystaniu własności wytrzymałościowych żeliwa obranej klasy.

Należy dążyć systematycznie do tego, aby konstruktorzy nauczyli się w sposób jak najbardziej zbliżony do rzeczywistości oceniać przynajmniej wpływ grubości ścianki i kształtu odlewu żeliwnego na jego własności wytrzymałościowe (ocena wielkości ewent. naprężeń wewnętrznych w odlewie żeliwnym, na podstawie znajomości samego rysunku odlewu i normalnej klasy przepisanego żeliwa, nie jest praktycznie możliwa).

Poniżej opisany przykład z praktyki (opublikowany w fachowej prasie zagranicznej) charakteryzuje skutki nieznanności wpływu grubości ścianki i kształtów odlewu żeliwnego na jego wytrzymałość.

Fabryka maszyn zamówiła w obcej odlewni odlewy cylindrów do młotów parowych, żądając wykonania ich z żeliwa znormalizowanej klasy wytrzymałościowej 22. Potem obniżyła jeszcze swoje wymagania do 20, sądząc, że gotowy cylinder nie wykaże w żadnym miejscu wytrzymałości na rozciąganie wiele różnej od 20 kG/mm<sup>2</sup>.

Jeden z dostarczonych cylindrów eksplodował zaraz po uruchomieniu i fabryka maszyn obwiniała odlewnię o wykonanie odlewów z żeliwa klasy niższej od wymaganej.

Z odłamków ścianek pękniętego cylindra grubości około 45 mm stwierdzono  $R_t = 8 \div 12$  kG/mm<sup>2</sup>. Rachunek przeprowadzony przez autora notatki oparty na badaniach wpływu grubości odlewu na wytrzymałość przy prętach okrągłych i przy postaci „skrzynkowej“ wykazał, że żeliwo klasy wytrzymałościowej 22 (wykazujące  $R_t = 22$  kG/mm<sup>2</sup> ze sztabki osobno lanej o  $\Phi$  30 mm) może wykazywać przy postaci „skrzynkowej“ i grubości ścianki 50 ÷ 60 mm,  $R_t$  nawet tylko 7 kG/cm<sup>2</sup>, co nie dyskwalifikuje go wcale jako materiału klasy 22 wg definicji normy. Pretensje fabryki maszyn do odlewni okazały się więc nieuzasadnione.

Wymowa liczb z przytoczonego przykładu jest silna, a trudno przypuścić, aby przykładowy cylinder do młota parowego reprezentował wypadek możliwie najwyższego ubytku wytrzymałości żeliwa ze względu na grubości ścianek i kształty charakterystyczne.

Ocenianie wpływu grubości ścianki i kształtów odlewu na wytrzymałość żeliwa nie może i nie powinno być obce konstruktorowi. Tym niemniej wpływy te musi wprawdzie zbadać ktoś inny, ująć je liczbowo, a potem podać wyniki odnośnych badań do wiadomości konstruktorów.

Przy sposobności omawiania tej sprawy, muszę dać wyraz mniemaniu, że 2-ga kolumna licz-

bową naszej normy PN/H-83101 powinna być z normy tej co rychlej całkowicie usunięta, gdyż dla nieobeznanych z całością omawianego zagadnienia może ona stwarzać fałszywe domniemanie, jakoby spadek wytrzymałości ze wzrostem grubości ścianek postępował tak samo u odlewów np. typu „skrzynkowego“ jak i prętów okrągłych — czemu, jak wynika z badań zagranicznych, przeczy absolutnie rzeczywistość.

Sama norma PN/H-83101 jest normą klasyfikującą kilka typowych gatunków żeliwa szarego i oprócz klasyfikacji tych gatunków jednoznacznej raczej tylko dla odlewnika, nie może mieć pretensji do niczego innego. Norma ta posiadać będzie praktyczną wartość dla konstruktora dopiero w zestawieniu z wyczerpującymi publikacjami opartymi na badaniach co najmniej wpływu grubości ścianek na wytrzymałość przy kilku najbardziej typowych postaciach odlewów jak np. pręta o przekroju okrągłym, kwadratowym, płyty, skrzynki itp.

Bez takich publikacji wymaganie od konstruktora, projektującego odlewy żeliwne, najlepszego i najoszczędniejszego stosowania tego materiału konstrukcyjnego musi pozostać żądaniem niemożliwym do spełnienia.

Dlatego skierowałbym apel od konstruktorów, do badaczy problemów odlewnictwa żeliwnego: prosimy o przeprowadzenie jak najskrupulatniejszych i najbardziej wyczerpujących badań wszystkich czynników, którymi operować może konstruktor, a które wpływają na właściwości wytrzymałościowe wszystkich znormalizowanych gatunków żeliwa — prosimy o udostępnienie nam wyników tych badań w formie zestawień nadających się do praktycznego użytku w konstrukcji, aby norma klasyfikująca poszczególne gatunki żeliwa mogła przedstawiać dla nas praktyczną wartość, nie mniejszą niż dla odlewnika i abyśmy mogli realnie pomyśleć o najlepszym wykorzystaniu tak cennego materiału do budowy maszyn, jakim jest żeliwo.

Z artykułu naszego wynikałaby jeszcze potrzeba podjęcia różnych badań oraz przeprowadzenia i ewent. rozszerzenia norm na różne gatunki żeliwa.

Byłoby ze wszech miar pożądane, aby w odnośnych pracach badawczych i normalizacyjnych brali czynny i żywy udział nie tylko odlewnicy i hutnicy, ale również i mechanicy — w szczególności konstruktorzy; mogą oni bowiem co najmniej wskazać jasno wątpliwości i problemy konieczne do rozpatrzenia, rozwiązania i usystematyzowania w sposób odpowia-

dający istotnym potrzebom konstrukcji i wykonania żeliwnych części maszyn.

W rozdziale VI artykułu podano jeden ze stosowanych sposobów porównywania skłonności różnych gatunków żeliwa do stwarzania naprężeń wewnętrznych w odlewach, powodujących ich pękanie, pęknięcie lub chociażby tylko zmniejszenie ich użytecznej wytrzymałości w pewnych przekrojach.

Chciałbym tutaj jak najdobitniej podkreślić tę okoliczność, że o ile próba ta może dać praktyczne wskazówki porównawcze tej skłonności przy stosowaniu różnych gatunków żeliwa do wykonania jednakowych przedmiotów przy różnych warunkach formowania, lania itd. — o tyle próba ta nie daje konstruktorowi żadnych podstaw do przewidywania wielkości naprężeń wewnętrznych jakie mogą powstać w odlewie zaprojektowanym po jego wykonaniu — oczywiście w odlewie o kształtach i wymiarach innych niż u „kraty naprężeń wewnętrznych“, uwidocznionej na rys. 2 str. 327 w artykule.

Praktycznie próba ta może więc konstruktora pouczyć tylko ogólnikowo o tym, jakich gatunków żeliwa powinien on unikać przy odlewach o kształtach i proporcjach wymiarowych, sprzyjających powstawaniu naprężeń wewnętrznych wzgl. w jakich wypadkach powinien on wyraźnie zaznaczyć już na rysunku potrzebę dokonania na odlewie wyżarzania odprężającego.

W rozdziale VII artykułu podnieśliśmy konieczność zbadania szeregu własności znormalizowanych gatunków żeliwa, prócz podanych w normie ( $R_t$ ,  $R_g$ ,  $H_B$ ).

Dodałbym tu jeszcze potrzebę ściślejszego zbadania wpływu „karbu“ w różnych jego odmianach, na wytrzymałość elementów żeliwnych.

Zwykło się przyjmować w sposób bliżej nieokreślony, że działanie karbu przy żeliwie ma mniejsze znaczenie niż np. przy stali. Brak nam jednak wskazówek, ujmujących tę sprawę w sposób konkretniejszy. Że wpływ karbu (pochodzącego nie z samego ostrokrawędziowego lania lecz z późniejszej obróbki mechanicznej) nie jest u żeliwa mały — podam na przykładzie z mojej praktyki.

Byłem wezwany do zbadania powodów pęknięcia dwóch walców żeliwnych walcarki gumy. W pracy były w ogóle 3 walce, jednakowego materiału, pracujące w jednakowych warunkach obciążenia. Jeden z walców pracował od szeregu lat przed wojną i pracuje do dziś bez zarzutu. Dwa pozostałe pracowały po kilka tygodni i uległy po takich okresach pracy pęknięciu w tych samych miejscach przejścia z przekroju czopa do walca właściwego.

Przeliczenie kontrolne naprężeń w materiale, powodowanych warunkami stwierdzonego

obciążenia, dawało mi co prawda wartości dość wysokie, ale dalekie jeszcze od granicy wytrzymałości przeciętnych gatunków żeliwa maszynowego. Oba pęknięte walce oglądałem już po wyjęciu ich z walcarki. Walec pracujący od wielu lat był wmontowany w maszynie. Sprawdziłem wszystkie wewnętrzne i zewnętrzne wymiary wszystkich trzech walców, a stwierdziłem, że są wszystkie jednakowe — nie potrafiłem sobie wytłumaczyć powodu „długowieczności“ jednego z nich przy krótkim żywocie dwóch innych. Poleciałem wreszcie wybudować z maszyny walec pracujący od szeregu lat i teraz dopiero mogłem stwierdzić różnicę wykonania: oba pęknięte walce miały ostre przejścia z przekroju czopa do walca właściwego, zaś walec „długowieczny“ miał w tym samym miejscu przejście zaokrąglone o promieniu około 10 mm.

W tych warunkach nie miałem już żadnych wątpliwości, że bezpośrednim powodem a warii dwóch walców, które przepracowały zaledwie po kilka tygodni, było działanie karbu. Okazało się później, że obróbki dwóch walców dokonano na podstawie rysunku, sporządzonego przez kreślarza, który zdjął wymiary z walca dobrego, nie wybudowawszy go z maszyny i nie sprawdzwszy zaokrąglenia w przejściu z czopa do walca. Kreślarz ten, nie będąc fachowcem, zlekceważył tę sprawę i narysował na szkicu do obróbki we wspomnianym miejscu ostre przejście (karb).

Kol. St. Marczewski otwierając dyskusję pytuje, czy zbadane są własności żeliw stopowych w takim zakresie, jak przy żeliwach modyfikowanych.

Kol. P. Januszewicz podaje, że modyfikacja żeliwa polega na dodawaniu do ciekłego metalu pewnych składników w ilościach 0,1—0,2% (np. Fe—Si, Ca—Si). Stosuje się do tego żeliwa, które bez dodania tych składników zakrzepłoby jako białe lub połowiczne. Dodanie składnika powoduje zwiększenie zdolności grafityzacyjnej. Otrzymujemy odlew o strukturze szarej, graficie rozdrobnionym i o wysokich własnościach wytrzymałościowych. Wyjaśnia, że w niektórych krajach, modyfikuje się żeliwo, dodając dodatki stopowe np. Ni, Cr i inne. U nas, ze względu na konieczność sprowadzania tych dodatków z zagranicy, tę metodę polepszenia jakości żeliwa stosuje się rzadko, opłaca się ona tylko przy otrzymywaniu żeliwa najwyższej jakości, a szczególnie ulepszanego cieplnie. Sprawa wszechstronnego zbadania własności żeliwa stopowego nie jest tak opracowana, jak przy żeliwach modyfikowanych. Kol. P. Januszewicz komunikuje zebrany, że Instytut Odlewnictwa ma w planie przeprowadzenie prac nad określeniem wytrzymałości postaciowej odlewów. Również są w toku w Instytucie Odlewni-

ctwa prace nad zmniejszeniem naprężeń wewnętrznych w odlewach przez odpowiednie zabiegi.

Kol. A. Paraszcak podkreśla i uzasadnia konieczność wstawienia do planu prac odpowiedniej instytucji tematu: „Wpływ grubości ścianek przy różnych kształtach odlewu na własności wytrzymałościowe żeliwa w odlewie“. Podkreśla powtórnie konieczność skorygowania normy PN/H-83101.

Kol. J. Bauriski:

- 1) Uważa za celowe opracowanie w jak najkrótszym czasie referatu w którym byłyby zebrane wyniki prac zagranicznych autorów, dotyczące wytrzymałości żeliwa — w odlewie w zależności od grubości ścianek i postaci odlewu. Dane te służyłyby dla użytku naszych konstruktorów, dopóki nasze placówki badawcze nie otrzymają danych, opartych na doświadczeniach własnych.
- 2) Zapytuje, czy stosowanie żeliwa modyfikowanego może spowodować zmniejszenie ilości braków w odlewach.
- 3) Zapytuje, czy zabieg modyfikowania powoduje pewne zwiększenie ciągliwości żeliwa, które jak wiadomo jest stopem nieciągliwym i wydłużenie przy próbie rozciągania przyjmuje się jako zbliżone do zera.

Kol. C. Kalata odpowiadając wypowiada się za najszybszym opracowaniem referatu, który by podawał konstruktorom własności wytrzymałościowe żeliwa w odlewie w zależności od grubości ścianki i kształtów typowych. Używanie żeliwa modyfikowanego powoduje zmniejszenie ilości braków, m. in. żeliwo modyfikowane ma zmniejszoną skłonność do tworzenia jam usadowych wewnętrznych. Doświadczenie z odlewami obrabiarkowymi, przeprowadzone w jednej z odlewni polskich, potwierdziło powyższe w zupełności. Wydłużenie żeliwa przy próbie rozciągania waha się w granicach 0,2—0,6% i praktycznie nie jest określane. Brak jest narażenie danych, czy modyfikacja zwiększa wydłużenie. Raczej należy przypuszczać, że nie zwiększa go w jakimś znaczniejszym stopniu.

Kol. L. Krzenek zapytuje czy żeliwo modyfikowane ma takie same naprężenia wewnętrzne jak żeliwo zwykłe, oraz czy wszystkie odlewy żeliwne należałoby poddawać wyżarzaniu odprężającemu. Uważa, że wykonywanie na odlewach znaków wytwórni i gatunku żeliwa jest bardzo wskazane. Niezbędną jest ścisła współpraca biur konstrukcyjnych z odlewnikami.

Kol. C. Kalata powołuje się na swoje uzupełnienie do pkt. VI i powtarza, że odlewy z żeliwa modyfikowanego posiadają również naprężenia wewnętrzne. Poddawać wyżarzaniu odprężającemu należy tylko te odlewy, co do których konstruktor obawia się, ażeby naprężenia wewnętrzne nie spowodowały zbytowego osła-

bienia wytrzymałości odlewu, lub wręcz jego pęknięcia.

Kol. H. Mastalerz wyraża pogląd, że dotychczasowy sposób zmniejszania naprężeń wewnętrznych w odlewach przez długotrwałe sezonowanie jest dziś trudne do przeprowadzenia, gdyż powodowałoby zamrożenie kapitału przez długi okres czasu, a poza tym przedłużałoby termin dostawy odlewów.

Należy zatem stosować wyżarzanie odprężające tych odlewów, w których chcemy zmniejszyć naprężenia wewnętrzne.

Kol. C. Kalata dodaje, że wstępne badania naprężeń w kracie próbnej wg rys. 2 wymienionego artykułu daje siły dla zbadanych dotąd gatunków żeliwa, wahające się od 15.000 do 30.000 kG. Po wyżarzaniu odprężającym siły te spadają do kilkuset kilogramów.

Kol. J. Bauriski proponuje wyżarzanie odprężające stosować do odlewów o skomplikowanych kształtach, dla których naprężania te byłyby niebezpieczne. Nie można stosować wyżarzania odprężającego do wszystkich odlewów, gdyż to podrożyłoby znacznie produkcję.

Kol. A. Paraszcak zapytuje, czy konstruktor obliczający zaprojektowany odlew na wytrzymałość musi się liczyć ze zmniejszeniem wytrzymałości żeliwa, które zachodzi podczas wyżarzania odprężającego.

Kol. C. Kalata odpowiada, że wg projektu normy, konstruktor nie potrzebuje się liczyć ze zmniejszeniem wytrzymałości żeliwa przy wyżarzaniu odprężającym, gdyż próbki wytrzymałościowe muszą być poddane tej samej obróbce cieplnej, co i odlew i badane dopiero po tej obróbce cieplnej. Jeżeli konstruktor przepisze np. Zl. 26 S, to otrzyma materiał, który w próbce osobno lanej o  $\Phi$  30 mm będzie miał własności jak Zl 26 (tzn. między innymi  $R' = 26 \text{ kG/mm}^2$ ) po przeprowadzeniu obróbki cieplnej tej próbki razem z odlewem.

Kol. J. Mieszczak apeluje do konstruktorów, aby w jak najszerszym zakresie komunikowali się z odlewnikami. Przytacza przykład tłoka do maszyny parowej, który ze względu na niewłaściwą konstrukcję daje duże ilości braków w odlewie. Braki te polegają na tym, że przy wycinaniu rowków pod pierścienie, stwierdza się rzadziny w miejscu, gdzie cylindryczna część tłoka styka się z wewnętrznymi żebrami. Rysuje przekrój tłoka na tablicy, i w związku z tym wywiązuje się szeroka dyskusja między konstruktorami i odlewnikami na temat właściwszej konstrukcji tego tłoka i zabiegów koniecznych dla uzyskania zdrowego odlewu.

Redakcja „Przeglądu Mechanicznego“ nie uważa dyskusji nad wykorzystaniem własności żeliwa jako materiału konstrukcyjnego za wyczerpaną i zwraca się do wszystkich czytelników z apelem o nadsyłanie swych opinii i spostrzeżeń w tej dziedzinie. Ze swej strony publikować będzie dalsze wyniki prac krajowych i głosy literatury obcej na ten temat.

# TECHNIKA TURBINOWA

## Bezkorbowa silniko-sprężarka i próby jej zastosowania w procesie turbiny gazowej

Inż.-mech. JAN BROSCH

*Idea bezkorbowej silniko-sprężarki. — Polskie konstrukcje Prof. Witkiewicza i inż. Wicińskiego. — Analiza pracy bezkorbowej silniko-sprężarki. — Zasady obliczania i regulacji. — Zastosowanie w połączeniu z turbiną gazową. — Opis wykonania firmy Sulzer. — Wnioski końcowe. —*

Już od kilku lat, w prasie zajmującej się problemem turbiny gazowej, można było spotkać wzmianki o zastosowaniu bezkorbowej silniko-sprężarki, jako pewnego rodzaju „generatora” gazów spalinowych, zastępującego jednocześnie sprężarkę i komorę spalania. Zastosowanie do tego celu układu bezkorbowego tzn. krótkie sprzęgnięcie silnika ze sprężarką, bez pośrednictwa układu korbowego, poza prostotą, wykazuje dobrą sprawność.

Konstrukcję tę można uważać za przejściową na drodze zastępowania silników tłokowych przez silniki wirnikowe i warto się z nią zapoznać ze względu na duży udział techniki polskiej oraz na ciekawość rozwiązania.

Problem bezkorbowej silniko-sprężarki nie jest nowy. Pierwszy patent *Thomlisona* pochodzi z r. 1897. Z ważniejszych wymienić należy z r. 1924 patent szwajcarski *Pescary*, pracującego zresztą nad tym problemem do obecnych czasów, oraz w 1927 *Junkersa*, którego konstrukcja została przed wojną wykonana.

W Polsce pracowano nad tym zagadnieniem od ok. 1929 r. do wybuchu wojny. Wstępne próby przeprowadzono w laboratorium Maszynowym Politechniki Lwowskiej, wykonanie i dalsze próby w Zakładach Ostrowieckich. Opracowania teoretyczno-konstrukcyjne nowych typów prowadziło Laboratorium Politechniki Lwowskiej.

Z problemem tym głównie związane są nazwiska inż. *Wicińskiego* i prof. *Witkiewicza*.

Krytyczny przegląd badań i osiągnięć daje ciekawy obraz wzajemnego oddziaływania na siebie względów praktycznych i teoretycznych podczas realizowania konstrukcyjnego.

Trzeba tu podkreślić, że chociaż w Polsce bezkorbowa silniko-sprężarka nie była produkowana na szerszą skalę, jak u *Junkersa*, względnie u *Sulzera*, to przypisać to należy głównie małym możliwościom naszego przemysłu i szczupłości sum przeznaczonych na prowadzenie nowych badań.

Jeżeli chodzi o wkład pracy i konstrukcyjnej inwencji, to wykonania polskie zupełnie nie ustępują zagranicznym. Z możliwości zastosowania bezkorbowej silniko-sprężarki zdawano sobie doskonale sprawę. Dla zilustrowania można przytoczyć kilka wyjątków ze sprawozdania Polskiego Komitetu Energetycznego, napi-

sanego w r. 1933 przez prof. *Witkiewicza* i inż. *Wicińskiego* pt. „Bezkorbowa silniko-sprężarka, a zagadnienie napędu pneumatycznego wielkiej mocy”.

1) „Największą jednak wagę przywiązujemy do użycia bezkorbowych silniko-sprężarek w siłowniach, jako pewnego rodzaju kotłów dynamicznych tj. urządzeń, które analogicznie do zwykłych parowych kotłów statycznych wytwarzają również pewne sprężone medium”.

2) „W siłowni okrętowej, stosującej dziś paliwo płynne i ruch parowy z turbinami oraz reduktory obrotów, wydaje się bardziej celowe ustawienie bezkorbowej silniko-sprężarki (ewent. z parą jako medium pracującym) oraz wolnobieżnych silników tłokowych. Przez odrzucenie części niskoprężnej łatwo uzyskać skoncentrowanie siły napędowej”.

Przechodząc do technicznej strony zagadnienia — po zastosowaniu sprężania bez pośrednictwa układu korbowego można było się spodziewać:

- 1) prostoty i taniości rozwiązania,
- 2) małych strat mechanicznych (nie ma łożysk i bocznych nacisków tłokowych),
- 3) możliwości stosowania dużych szybkości tłokowych, pozwalających na osiągnięcie wysokiej mocy jednostkowej,
- 4) możliwości zastosowania wysokich ciśnień sprężania, pozwalających na spalanie z wysoką sprawnością termiczną.

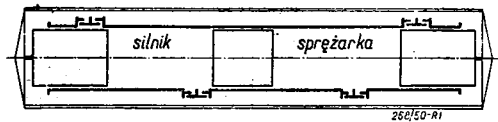
Dwa ostatnie punkty związane są z brakiem zewnętrznych sił masowych, oraz z brakiem elementów sztywnych (sworznie, łożyska) przejmujących naciski.

Do wad bezsprzecznie trzeba zaliczyć ograniczony zakres stosowności (tylko wytwarzanie medium sprężonego) oraz mniejszą pewność ruchu i trudności pracy przy małych obciążeniach.

Jako oczywisty wynik 2-suwowego charakteru pracy sprężarki przyjąć trzeba 2-suwowy przebieg silnikowy. Ze względu na taniość paliwa i dużą sprawność narzuca się system *Diesela*. Występujące przy dużych prędkościach tłokowych duże siły masowe zmuszają do wyważenia przez stosowanie 2 tłoków prze-

ciwbieżnych, lub 1 tłoka i ruchomych związa-  
nych ze sobą głowic (rys. 1).

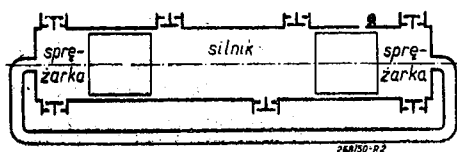
Pierwsze polskie wykonanie bezkorbowej sil-  
niko-sprężarki posiadało właśnie to drugie roz-  
wiązanie, co zresztą później zostało zarzucone



Rys. 1.

jako niezbyt szczęśliwe. Wymiary cylindra wy-  
nosiły: średnica 198 mm, skok 4400 mm, ilość  
nawrotów 220/min, średnia szybkość tłokowa  
32 m/sek. Zastosowanie wspólnego tłoka, i cy-  
lindra dla silnika i sprężarki dało niezwykłą  
prostotę konstrukcji i pozwoliło na osiągnięcie  
niespotykanych prędkości tłokowych. Jak się  
zresztą okazało szybkości te wywołują silne  
drżania słupa gazów zawartych w cylindrze,  
wpływające b. ujemnie na pracę zaworów. Z je-  
dnej strony tłoka odbywał się silnikowy prze-  
bieg Diesela, z drugiej sprężarkowy. Energii po-  
wrotnej na sprężanie powietrza w silniku do-  
starczała część powietrza nie wytloczona ze  
sprężarki, po zamknięciu szczelin tłoczących.  
Przy jednostopniowym sprężaniu ilość powietrza  
potrzebna do tego celu jest duża, co uniemożli-  
wia osiągnięcie dobrego napełnienia w sprężarce  
( $\lambda \approx 0,25$ ), a co za tym idzie wykorzystanie od-  
powiedniego napełnienia strony silnikowej (ma-  
łe  $p_i$ ).

Jako druga wykonana została silniko-sprę-  
żarka o 2 tłokach przeciwbieżnych, poruszają-  
cych się we wspólnym cylindrze z szybkością  
16 m/sek. (rys. 2). W tym wypadku zjawisko



Rys. 2.

drżania słupa gazów nie zachodzi. Aby uniknąć  
nierównych przebiegów tłokowych i sił maso-  
wych zewnętrznych, sprężarki połączone prze-  
wodem, wyrównującym różnice ciśnień pow-  
stałe wskutek różnic nieszczelności i tarcia.  
Oba te typy posiadały wstrzyk paliwa z pompki  
napędzanej pneumatycznie.

Przy próbach okazało się, że drugie wykona-  
nie, podobnie jak i pierwsze, posiadało małą  
sprawność mechaniczną. Wyjaśnić to było moż-  
na małym wykorzystaniem silnika (niskie  $p_i$ ),  
wynikającym z małego stopnia napełnienia  
sprężarki, o równej średnicy.

Przeprowadzona analiza pracy dwu próbnych  
wykonań wykazała konieczność oparcia kon-

strukcji sprężarki, technicznie użytecznej, na  
następujących wytycznych:

1) zapewnienie powrotnej energii  
tłoka z osobnego elementu — zderzaka po-  
wietrznego, oddzielonego od sprężarki,

2) oddzielenie silnika i sprężar-  
ki, dla uniknięcia zanieczyszczenia powietrza  
spalinami i smarem,

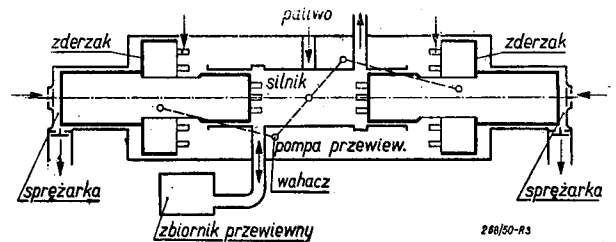
3) normalna praca silnika na zasa-  
dzie 2-suwu z pompą przewiewną.

4) zastosowanie dwóch tłoków prze-  
ciwbieżnych,

5) synchronizacja mechaniczna,  
dająca całkowite wyrównanie mas we wszyst-  
kich okolicznościach i umożliwiającą napęd pe-  
wnych przyrządów (pompka paliwowa, indykar-  
tor, pompka olejowa, wodna).

Te i inne jeszcze warunki doprowadziły do  
powstania typu ostatniego, technicznie przydat-  
nego i zbudowanego przez Zakłady Ostrowiec-  
kie (rys. 3).

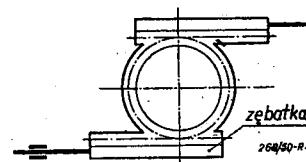
Synchronizacja następowała przez wahacze  
umieszczone z obu stron silnika. System ten był



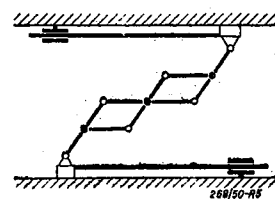
Rys. 3.

prosty i przy zastosowaniu zderzaków powie-  
trznych większych od średnicy sprężarki i silni-  
ka, łatwy do urzeczywistnienia. Przy połączeniu  
obu zderzaków rurą, wahacze przenosiły tylko  
bardzo nieznaczne siły.

Oprócz powyższego systemu synchronizacji  
istnieją w zastosowaniu: system Junkersa z zę-  
batką (rys. 4), oraz system prostowodowy w  
wykonaniu Sulzera (rys. 5).



Rys. 4.



Rys. 5.

wydatnego zmniejszenia prędkości tłoka, która  
w ostatnich wykonaniach nie przekraczała  
6 m/sek. Zresztą, ze względu na umieszczenie

System Sul-  
zera zabiera  
najmniej miej-  
sca wzdłuż, pra-  
cuje cicho rów-  
nież jak i sys-  
tem wahaczo-  
wy. Jest bar-  
dziej skompli-  
kowany mecha-  
nicznie.

Zastosowanie  
synochronizacji  
mechanicznej i  
zderzaków (duża  
waga tłokowa)  
doprowadziło do

i sprawność zaworów sprężarki, znacznie większe szybkości nie są wskazane.

W omawianym typie bezkorbowej silnikosprężarki druga strona zderzaka pracowała jako pompa przewiewna. Przesunięcie w fazie tłoczenia pompy i płukania silnika, uzyskano przez zastosowanie przestrzeni przewiewnej, połączonej z cylindrem szczelinami, odsłanianymi w odpowiednim momencie, przez tłoki.

Rozruch następował od strony silnika systemem ciągłym za pośrednictwem sterowanego zawaru; wtrysk paliwa z pompki napędzanej wahaczem. Ponieważ w chwili wtrysku (dość znacznie przed martwym punktem, bez obawy na stukanie mechaniczne) ruch wahacza jest wolny, musi być stosowana pompka akumulatorowa. Dołączenie pojemności regulowanych do przestrzeni zderzaka pozwalało na zmianę kompresji w czasie ruchu.

Wykonanie to nie posiadało wprawdzie zalet wynikających z dużej szybkości tłokowej i prostoty pierwszych modeli, ale w porównaniu z układem silnik korbowy-sprężarka, stanowiło jednostkę tanią, lekką i zwartą, oraz wygodną do ustawienia, bo pracującą zupełnie bez wstrząsów; nie spełniało wciąż jednej ze spodziewanych właściwości, a mianowicie małego zużycia paliwa i nie dawało jeszcze 100% pewności ruchu. Duże zużycie paliwa, można było przypisać stratom zderzaka.

Jasnym było, że zupełny brak lub mały wymiar zderzaka zapewni najlepszą sprawność rozwiązania. Może to nastąpić przy sprężaniu nie od 1 at a lecz od ciśnienia wyższego, tak, że energia gazów zawarta w przestrzeni szkodliwej sprężarki, oraz praca ssania (dodatnia) wystarcza na sprężenie w silniku, przy zachowaniu dobrej sprawności sprężarki. Pod tym założeniem opracowany został projekt bezkorbowej silnikosprężarki do rekompresji pary (względnie innego medium) pracującej w silniku wtórnym do ciśnienia ok. 4 at n.

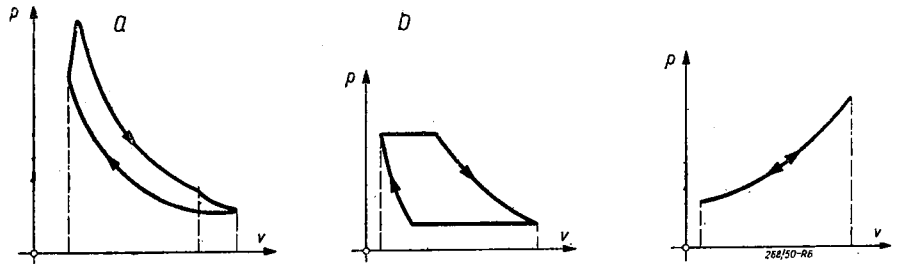
Można również uniknąć zderzaka przez zastosowanie 2 silników w układzie. Projekt takiej małej bezkorbowej silnikosprężarki wchodził przed wojną już prawie w stadium realizacji.

Bezzderzakowa sprężarka bezkorbowa *Junkersa* różniła się zasadniczo od innych wykonanych tym, że posiadała wielostopniowe sprężanie zwykle powyżej 100 at n; pozwala to na dostateczne wykorzystanie silnika i sprężarki. Zresztą i tu zużycie paliwa było większe niż przewidywano, a konieczność stosowania wysokich ciśnień ograniczała zakres zastosowania.

Zasady obliczania bezkorbowej silnikosprężarki:

Ilość nawrotów bezkorbowki zależy od ciężaru tłoka i sił na niego działających. Weźmy jako przykład bezkorbową silnikosprężarkę zderzakową.

Z wykonanych wykresów  $p-v$  (rys. 6a, b, c) dla silnika (a), kompresora (b) i zderzaka (c) otrzymujemy wykres nacisków tłokowych na drodze tłoka  $s$  (rys. 7).



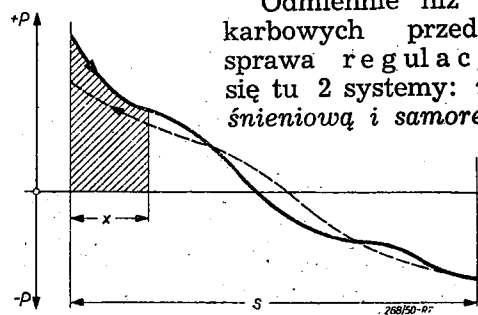
Rys. 6.

Dla kolejnych położań tłoka  $x$  obliczamy pracę  $L = \int_0^x P dx = 1/2 mc^2$  i stąd otrzymamy wykres szybkości tłoka —  $c$  (rys. 8) i czasy przebiegu  $t = \int_0^x \frac{dx}{c}$

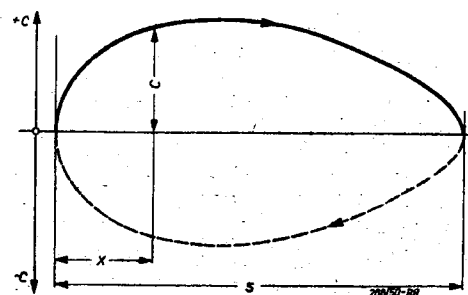
$$t = \int_0^x \frac{dx}{c}$$

Po obliczeniu czasów przebiegu tłoka w jedną i drugą stronę ( $t_1$  i  $t_2$ ) znajdziemy czas 1 nawrotu  $t$ . Średnią szybkość tłokową  $c_{sr}$  liczy się identycznie jak w silnikach korbowych:  $c_{sr} = \frac{s \cdot n}{30}$ , gdzie  $n$  — ilość nawrotów/min.

Odmienne niż w silnikach korbowych przedstawia się sprawa regulacji. Stosuje się tu 2 systemy: regulację ciśnieniową i samoregulację.



Rys. 7.

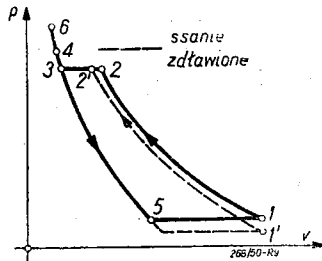


Rys. 8.

Przy regulacji ciśnieniowej, moc silnika dostosowuje się do chwilowej mocy sprężarki, przy samoregulacji sprężarka posiada mniejszy, lub większy wydatek zależnie od chwilowej mocy silnika.

Wykreślić przedstawia się to następująco:

1) regulacja ciśnieniowa (rys. 9).



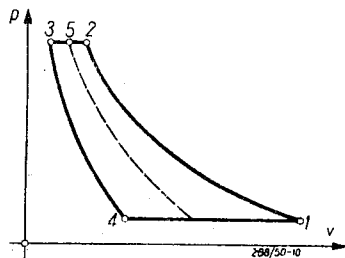
Rys. 9.

(np 3-6). Gdy wzrośnie ciśnienia towarowy, przy odpowiednim zmniejszeniu ilości paliwa wtryskiwanego, można otrzymać stały charakter regulacji.

2) Samoregulacja przedstawia się następująco (rys. 10):

Przy tym systemie regulacji zawory tłoczne nie mogą być przysłonięte przez tłok. W miarę wzrostu pracy silnika, początkowe sprężanie i rozprężanie wg linii 1-2 zmienia się w wytłaczanie do punktu 3 względnie 5. Energia powrotna tłoka maleje automatycznie z ubytkiem ilości powietrza w cylindrze sprężarki.

Dzięki prostocie i niezawodności oraz braku urządzenia przekątnikowego, samoregulacja posiada przewagę nad regulacją ciśnieniową; nie wymaga poza tym dławienia powietrza ssanego i zapewnia dobry bieg luzem. Połączenie samoregulacji z oddzielnym zderzakiem, co miało miejsce w ostatnim typie bezkorbowej silnikosprężarki, zapewniało prawie stałe ciśnienie sprężania, gdyż ubytek energii powrotnej, przy większym skoku sprężarki, kompensowany był przez wzrost energii powrotnej zderzaka. Regulacja zewnętrzna pompki paliwowej zależna była od ciśnienia w zbiorniku, do którego tłoczyła sprężarka.



Rys. 10.

Po zaznajomieniu się z problemem bezkorbowej silnikosprężarki możemy przystąpić do omówienia jej zastosowania w połączeniu z turbiną gazową.

Współdziałanie silnika tłokowego i turbiny może być rozmaitego rodzaju, zależnie od ważności roli odgrywanej przez poszczególne części zespołu:

1) Turbina spalinowa, pędzona gazami wylotowymi i napędzająca dmuchawę doładowującą (stanowi częste rozwiązanie w nowoczesnych silnikach spalinowych). Turbina odgrywa w tym układzie rolę drugorzędą.

2) Turbina na gazy odlotowe sprężona jest z silnikiem tłokowym przekładnią. Jest to odpowiednik parowego układu Bauer-Wacha.

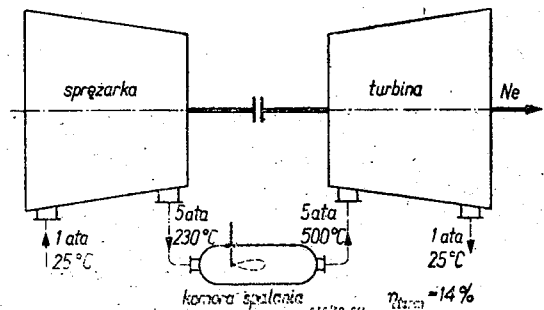
3) Turbina przejmuje całą produkcję mocy na zewnątrz, a silnik tłokowy, połączony ze sprężarką, dostarcza gazów ekspandujących w turbinie. Do tego właśnie rodzaju należy ostatnio wykonane połączenie bezkorbowej silnikosprężarki z turbiną spalinową.

Myślą przewodnią było tutaj połączenie wysokiej sprawności silnika Diesela z małą wymiarowo turbiną, o ekspansji do 1 at a przy niezbyt wysokiej temperaturze gazów (500°C). Ta właśnie stosunkowo niska temperatura gazów pracujących w turbinie, była ze względu na usunięcie trudności materiałowych przy produkcji łopatek, główną przyczyną stosowania tego układu przez firmę Sulzer, a również próbnie, przez firmy angielskie i francuską.

Wysokie doładowanie silnika, przejmującego całe powietrze ze sprężarki, pozwala na osiągnięcie dużej mocy na jednostkę objętości i ciężaru, a stosowanie wysokich ciśnień kompresji i spalania pozwala na podniesienie sprawności.

Porównując teoretyczne obiegi turbiny spalinowej — jeden wybuchowy, gdzie gazy spalają się w zamkniętej komorze przy stałej objętości, a po otwarciu wylotu okresowo ekspandują w turbinie — i drugi pod stałym ciśnieniem, gdzie spalanie odbywa się systemem ciągłym w komorze otwartej, widzimy, że większą sprawność termiczną posiada obieg pierwszy.

Spalanie w bezkorbowej silnikosprężarce nie odbywa się wprawdzie przy stałej objętości, ale jest do niego silnie zbliżone. Porównując klasyczny układ: sprężarka wirująca — komora spalania — turbina spalinowa, pracujący w obiegu otwartym (rys. 11), z układem bezkorbowka — turbina (rys. 12), przy założeniu temperatury spalin 500°C w obu wypadkach, widzimy znaczną wyższość sprawności układu drugiego. Oczywiście wzrost temperatury w układzie 1-szym pozwala na wzrost sprawności, do nie-

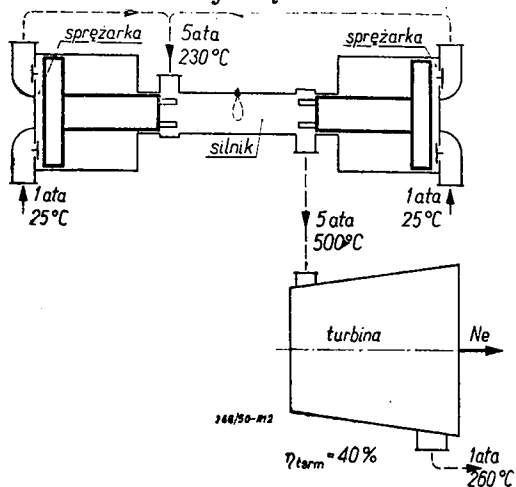


Rys. 11.



dawna jednak było to trudne do przeprowadzenia ze względów materiałowych.

W podanych warunkach w układzie klasycznym sprężarka pochłania 80% mocy turbiny, czyli że dla osiągnięcia pewnej mocy efektywnej, turbina musi w rzeczywistości posiadać moc kilkakrotnie wyższą.



Rys. 12.

W układzie z bezkorbową silniko-sprężarką (rys. 12) dla tych samych parametrów sprawność  $\eta_{term} = 40\%$ , bo sprężanie może być b. wysokie np. 60 at n ÷ 80 at n. Turbina dla danej mocy efektywnej wypada tu znacznie mniejsza, bo całą swoją moc oddaje na zewnątrz.

Przejdźmy teraz do opisu praktycznego wykonania firmy Sulzer. Stosuje się ono do wniosków konstrukcyjnych podanych swego czasu przez inż. Wicińskiego. Zastosowany został zderzak pneumatyczny, umieszczony na końcu bezkorbowej silniko-sprężarki. Silnik dwusuwowy o klasycznym przebiegu Diesela, z płukaniem 1-kierunkowym, ze sprężarką oddzieloną; synchronizacja mechaniczna.

Jako zalety tego rozwiązania należy wymienić: krótką budowę całości, dostępność, nieduże ciśnienia w zderzaku, możliwość zwiększenia ilości nawrotów przez zapewnienie dużej siły powrotnej oraz pewność ruchu, gdyż zderzak umieszczony na końcu nie dopuszcza w żadnym wypadku (wyjąwszy nie szczelność) do uderzenia tłoków. Istnieje jednak pewna wada sprawnościową, mianowicie część energii potrzebnej do wykonania pracy w sprężarce zużywa się w zderzaku.

Schematycznie układ przedstawiony jest na rys. 13.

Synchronizacja odbywa się przy pomocy drążków idących od zderzaka poprzez ścianę sprężarki. Rozruch następuje 1-o razowo od obu zderzaków, za pomocą rury prowadzącej, połączonej z odpowiednim zbiornikiem dozującym.

Sprężarka posiada dużą ilość zaworów ssawnych, co sprawia pewne trudności przy większych szybkościach tłokowych.

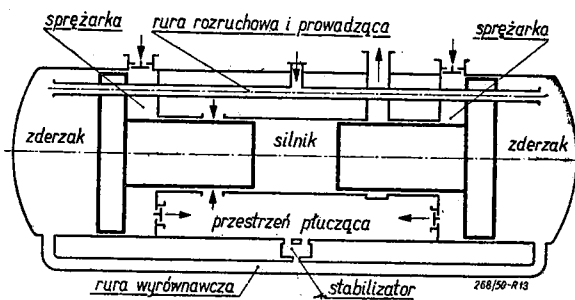
Dane charakterystyczne:

Średnica cylindra silnika  $d_s = 340$  mm, średnica cylindra sprężarki  $d_h = 900$  mm, skok  $s = 440$  mm, ilość nawrotów  $n = 613$ /min, szybkość tłokowa  $c_{sr} = 9,05$  m/sek, moc  $N = 1350$  KM (liczona na sprężarce), temperatura spalin  $t_w = 505^\circ$  C, ciśnienie wylotowe  $p_w = p_t = 3,5$  at n, ilość powietrza  $G = 3,65$  kG/sek, ciśnienie sprężania  $p_k = 76$  at n.

Zużycie paliwa wg danych firmowych  $B_e = 176$  G/KM<sub>e</sub> h (w odniesieniu do mocy turbiny).

Regulacja przenosi się całkowicie na generator bezkorbowy; ze strony turbiny wychodzi jedynie impuls. W projektowanych układach, na 1 turbinę przypadają dwie lub więcej sprężarek; pozwala to na ekonomiczną i wygodną regulację przez wyłączenie jednej sprężarki przy mniejszym obciążeniu. Oprócz tego zależnie od ilości wtryskiwanego paliwa zmienia się ciśnienie na wylocie ( $p_t$ ) czyli przed turbiną.

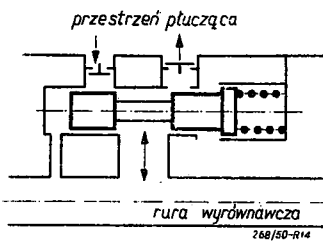
Danemu ciśnieniu wylotowemu  $p_t$  winno odpowiadać pewne ciśnienie w zderzaku, tak aby kompresja silnika pozostawała mniej więcej



Rys. 13.

równa. Do tego celu służy stabilizator, łączący rurę wyrównawczą zderzaków z przestrzenią płuczącą (rys. 14).

Stabilizator składa się z dwu zaworów zwrotnych oraz zaworu tłoczkowego, przesuwanego zależnie od średnich ciśnień zderzaka i przestrzeni płuczącej. Ponieważ ciśnienie płukania w ciągu suwu można w przybliżeniu uważać za stałe, a ciśnienie zderzaka oscyluje zawsze powyżej i poniżej jego, istnieje możliwość przepuszczania powietrza ze zderzaka do przestrzeni



Rys. 14.

płuczącej lub odwrotnie, aż do uzyskania stanu równowagi. Tę właśnie rolę spełnia stabilizator: otwierając przepływ w odpowiednią stronę.

Regulacja taka umożliwiła zmianę obciążenia od 17 ÷ 110%. Całkowity bieg luzem agregatu nie jest możliwy, gdyż do przepłukania potrzebne jest powietrze sprężone, które wychodząc w formie spalin zawsze zawiera w sobie pewną energię, możliwą do wykorzystania.

Stosując 2 bezkorbowe silniko-sprężarki można przez przesunięcie ich w fazie o 180°, wyrównać strumień gazów zasilających turbinę. Utrzymanie tego przesunięcia można osiągnąć przez połączenie zderzaków, obu sprężarek, rurą zaopatrzoną w urządzenie zaworowe, tłumiące impulsy powstałe z przesunięcia o 180°.

Z przytoczonych powyżej rozważań widać duże zalety układu: bezkorbówka — turbina. O ile przyjmiemy zużycie paliwa podane:  $B_e = 175 \text{ G/KM h}$ , to przekracza ono tylko nieznacznie zużycie paliwa silnika *Diesela* (155 — 170%) przy kilkukrotnym obniżeniu wagi: 12,5 kG/KM zamiast 50—60 kG/KM dla silnika okrętowego. Stosunkowo nieduże zużycie paliwa w porównaniu z przedwojennymi osiągnięciami, można wytłumaczyć starannym zbadaniem najlepszych warunków pracy, dobrym

wykonaniem, wysokim wyzyskaniem doładowanego silnika i dzięki temu małym stratom na chłodzenie (wynoszącym tylko 19,5%, w miejsce 25 ÷ 30% przy silnikach normalnych korbowych), małym stratom tarcia — wreszcie związanej z wysoką kompresją, dużej sprawności termicznej. Wykonana przez *Sulzera* siłownia okrętowa posiadała zatem w porównaniu z silnikiem *Diesela* mniejszą wagę i prostsze wykonanie. W porównaniu do układu turbino-wego ze sprężarką wirującą pozwalała na stosowanie niższych temperatur przy wysokiej sprawności.

Obecnie, przy szybkim postępie w produkcji materiałów ognioodpornych, okazało się możliwe stosowanie wyższych temperatur na wlocie do turbiny (około 700° C i wyżej) i co za tym idzie osiągnięcie sprawności zbliżonych do sprawności układu bezkorbówka-turbina.

W tych warunkach układ ze sprężarką wirującą posiada mniejszą wagę a większą prostotę i niezawodność ruchu tak, że w ostatnim czasie jest stosowany definitywnie przez wszystkie firmy budujące turbiny spalinowe.

## Najkorzystniejsze parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej

Inż.-mech. HENRYK LEŚKIEWICZ

*Parametry konstrukcyjne. — Obieg idealnej wymiany. — Nieskończona ilość upustów i idealne wymienniki przy rzeczywistej ekspansji w turbinie. — Wskaźnik dobroci wykonanej regeneracji. — Układ. — Przedstawienie rzeczywistej regeneracji w wykresach. — Położenie zacze-pów. — Wielkość całkowitego podgrzewania. — Najkorzystniejsze parametry konstrukcyjne. — Ekonomiczna ilość zacze-pów. —*

### 1. Wstęp

Przez parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej rozumiemy:

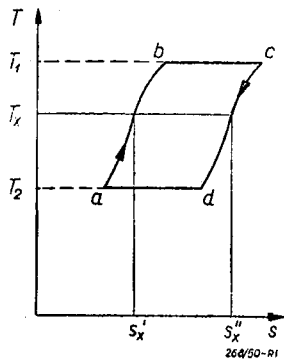
- 1) ilość zacze-pów  $n$ ,
- 2) położenie zacze-pów w samej turbinie,
- 3) dane potrzebne do konstrukcji kolejnych wymienników ciepła z reguły powierzchniowych, a mianowicie:
  - a) ciepłik pary dolotowej do wymiennika  $I_x$ ,
  - b) ciśnienie pary dolotowej do wymiennika  $p_x$ ,
  - c) udział wagowy pary dolotowej do wymiennika w odniesieniu do pary świeżej zasilającej turbinę  $g_x$ ,
  - d) temperatura skroplin opuszczających wymiennik,
  - e) temperatura wody zasilającej na wejściu do wymiennika,
  - f) temperatura wody zasilającej na wyjściu z wymiennika,
  - g) udział wagowy wody zasilającej, przechodzącej przez dany wymiennik w odniesieniu do wody zasilającej kocioł,
  - 4) wskazówki co do układu połączeń.

Celem artykułu jest wskazanie jak należy przyjąć i obliczyć te parametry, aby zysk na sprawności obiegowej układu parowoturbino-wego, uzyskany przez stosowanie regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej, był optymalny.

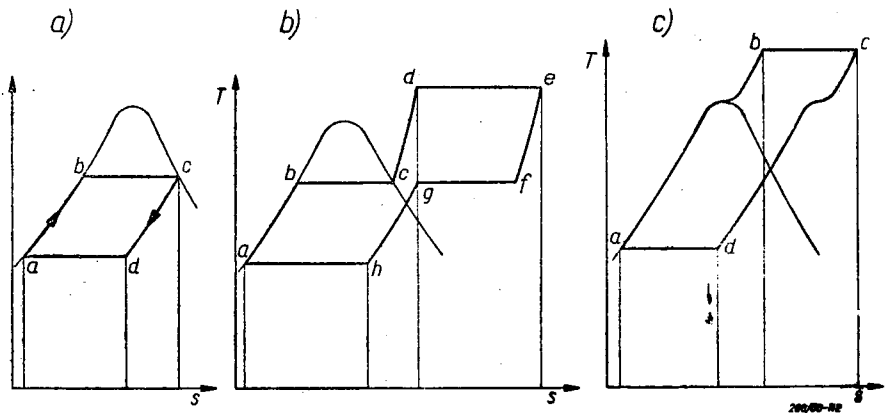
### 2. Obieg idealnej wymiany

Obiegiem idealnej wymiany nazwiemy obieg spełniający następujące założenia: (rys. 1):

- 1) czynnik wykonujący obieg taki, że układ  $T-s$  jest dla niego zupełnym układem parametrów stanu, gdzie  $T$  — temperatura bezwzględna,  $s$  — entropia właściwa,
- 2) przemiany  $b-c$  oraz  $d-a$  izofermiczne,
- 3) przemiany  $a-b$  oraz  $c-d$  odwracalne, czyli wymiana ciepła wzdłuż tych przemian izo-termiczna,
- 4) przemiany  $a-b$  oraz  $c-d$  tego rodzaju, że dla każdego  $T_x$  spełniającego warunek:
 
$$T_2 < T_x < T_1, \quad [1]$$
 odpowiednie  $s'_x$  oraz  $s''_x$  spełniają warunek
 
$$s''_x - s'_x = \text{const}, \quad [2]$$
- 5) pomiędzy przemianami  $a-b$  i  $c-d$  zachodzi idealna wymiana ciepła, to znaczy przy każdej temperaturze  $T_x$ , spełniającej nierów-



Rys. 1.



Rys. 2.

ność [1], ciepło wydzielone w przemianie c—d zostaje doprowadzone do przemiany a—b i to przy tej samej temperaturze  $T_x$ , co jest możliwe jakościowo dzięki założeniu 3) oraz ilościowo dzięki założeniu 4),

6) ilość czynnika podczas obiegu nie ulega zmianie.

Przy tych założeniach ciepło wydzielone w przemianie c—d pokryje bez reszty ciepło zapotrzebowane w przemianie a—b.

Sprawność takiego obiegu:

$$\eta_{ob} = \frac{T_1(s_c - s_b) - T_2(s_d - s_a)}{T_1(s_c - s_b)}; \quad [3]$$

ponieważ z założenia (p. 4) wynika, że

$$s_d - s_a = s_c - s_b \quad [4]$$

więc

$$\eta_{ob} = \frac{T_1 - T_2}{T_1} = \eta_{Carnota} \quad [5]$$

Obieg Carnota jest szczególnym przypadkiem obiegu idealnej wymiany, mającym miejsce wtedy, gdy przemiany a—b oraz co za tym idzie c—d, są przemianami izentropowymi. Obieg idealnej wymiany jest więc obiegiem o maksymalnej sprawności w danych granicach temperatur.

### 3. Przykłady obiegu idealnej wymiany dla pary wodnej

Dla wody w stanie skupienia płynnym i gazowym, temperatura bezwzględna  $T$  i entropia właściwa  $s$ , jak wiadomo, tworzą zupełny układ parametrów stanu. W tych więc obu zakresach skupienia, istnieje teoretyczna możliwość realizacji wyżej omówionego obiegu idealnej wymiany.

Na rysunku 2 abc pokazane są takie obiegi kolejno dla pary nasyconej, przegrzanej i pary przegrzanej przy ciśnieniu krytycznym.

Z tych trzech obiegu tylko obieg dla pary nasyconej (a) może służyć jako granica, do której zbliżyć moglibyśmy wykonania rzeczywiste. Natomiast realizacja obiegu z parą przegrzaną (b) wymagałaby, aby ciepło z górnego źródła doprowadzone było podczas izotermicznej eks-

pansji d—e, natomiast ciepło wydzielone podczas dalszej ekspansji e—f—g—h zużyte było na podgrzewanie a—b, odparowanie b—c oraz przegrzanie c—d pary dolotowej; podobnie jest dla obiegu z parą przegrzaną przy ciśnieniu krytycznym (c). Pociągałoby to za sobą między innymi konieczność umieszczenia kotłowych powierzchni ogrzewalnych w samej turbinie. A więc obiegi idealnej wymiany z parą przegrzaną oraz z parą przegrzaną o ciśnieniu krytycznym nawet jako idealne obiegi graniczne, do których się mamy zbliżać, nie mają żadnego znaczenia.

### 4. Idealne podgrzanie wody zasilającej

(W założeniu regeneracji bezupustowej dla obiegu z parą przegrzaną i dla turbiny idealnej  $\eta_i = 1$ ).

Na rys. 3 pokazany jest obieg z parą przegrzaną, który już nie jest obiegiem idealnej wymiany (rys. 2b); tylko przemiany a—b i e—f odbywają się pod tymi samymi założeniami co przemiany a—b i c—d w obiegu idealnej wymiany, poza tym przemiany b—c—d oraz f—g—h są izobarycznymi, zaś przemiana d—e izentropą.

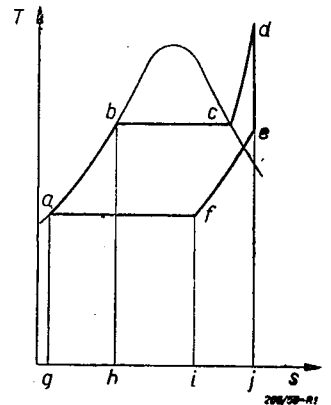
Przy pominięciu pracy pompy zasilającej sprawność takiego obiegu będzie [6]:

$$\eta_{ob} = \frac{\text{pole } hbc dj - \text{pole } gafi}{\text{pole } hbc dj} < \frac{T_1 - T_2}{T_1} = \eta_{Carnot}$$

Jeżeli wprowadzimy oznaczenia:

$I_{1c}$  — ciepłik pary dolotowej,

$i_{10}$  — ciepłik wody na dolnej krzywej granicznej odpowiadający ciśnieniu pary dolotowej,



Rys. 3.

$I_k$  — ciepłik pary wchodzącej do skraplacza,

$i_k$  — ciepłik wody na dolnej krzywej granicznej odpowiadający ciśnieniu w skraplaczu,

to sprawność obiegu:

$$\eta_{ob} = \frac{(I_{10} - i_{10}) - (I_k - i_k)}{I_{10} - i_{10}} \quad [7]$$

Przybliżoną realizację takiego obiegu moglibyśmy sobie wyobrazić jako umieszczenie na turbinie płaszcza wodnego, przez który płynęłaby, w przeciwnym kierunku (w stosunku do ekspandującej w samej turbinie pary), woda zasilająca ze skraplacza do kotła, powiększając swój ciepłik od  $i_k$  do  $i_{10}$ .

Sprawność tego obiegu wyraża się zachęcająco prosto, jednak jako baza porównawcza do oceny wykonanej regeneracji nie nadaje się ona niestety, gdyż w rzeczywistej regeneracji zawsze upuszczamy parę, oraz mamy do czynienia z ekspansją w turbinie, obciążoną stratami wyrażonymi w sprawności wewnętrznej turbiny  $\eta_i < 1$ .

### 5. Idealne podgrzanie wody zasilającej dla obiegu z parą przegrzaną

(W założeniu nieskończonej ilości upustów i nieskończonej ilości mieszalnikowych idealnych wymienników ciepła przy rzeczywistej ekspansji w turbinie).

Oznaczenia:

- 1) ilość pary dolotowej do turbiny = 1,
- 2) ilość pary za ostatnim stopniem turbiny =  $1 - G$ ,
- 3) ilość pary w turbinie w miejscu rozważanego zaczeputu =  $1 - \gamma$ ,
- 4) ciepłik pary w turbinie w miejscu rozważanego zaczeputu =  $I$ ,
- 5) ciepłik wody na dolnej krzywej granicznej dla ciśnienia pary w turbinie w miejscu rozważanego zaczeputu =  $i$ .

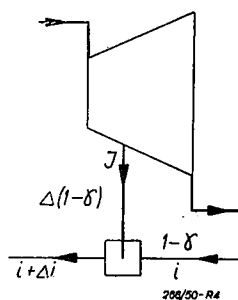
Założenia:

- 1) ilość upustów jest nieskończenie wielka,
- 2) nie ma spadków ciśnienia w przewodach,
- 3) każdy upust prowadzi parę do mieszalnikowego wymiennika ciepła,
- 4) woda zasilająca podgrzana jest aż do ciepłika  $i_{10}$ ,
- 5) nie ma żadnych zewnętrznych strat cieplnych,
- 6) ilość pary w turbinie w miejscu każdego zaczeputu jest równa ilości wody podgrzanej w wymienniku połączonym z tym zaczeputem,
- 7) ilość pary  $\gamma$ , która, jak wynika z poprzednio wprowadzonych oznaczeń, przedstawia całkowitą ilość pary upuszczoną, poczynawszy od wlotu pary dolotowej do turbiny, aż do rozważanego zaczeputu, jest funkcją (przy danym

obciążeniu turbiny) miejsca w turbinie, tym samym ciśnieniu, tym samym ciepłikiem wody  $i$  na dolnej krzywej granicznej dla tego ciśnienia. Zakładamy, że funkcja  $\gamma = f(i)$  jest funkcją różniczkowalną.

Przy tak wprowadzonych oznaczeniach i założeniach bilans cieplny dla jednego z nieskończonej liczby wymienników (rys. 4) będzie:

$$(1 - \gamma) \Delta i = (I - i) \Delta (1 - \gamma) \quad \Delta i \rightarrow 0$$



Rys. 4.

$$\frac{\Delta (1 - \gamma)}{\Delta i} = \frac{1 - \gamma}{I - i};$$

$$\frac{d\gamma}{di} = \frac{1 - \gamma}{I - i};$$

$$\gamma' = - \frac{1 - \gamma}{I - i};$$

$$\gamma' di = - \frac{1 - \gamma}{I - i} di;$$

$$d\gamma = - \frac{1 - \gamma}{I - i} di; \quad \frac{d\gamma}{1 - \gamma} = - \frac{di}{I - i} \quad [8]$$

$I - i$  jest funkcją miejsca w turbinie, a zatem przy niezmiennym obciążeniu funkcją ciśnienia, a zatem także funkcją  $i$ :

$$I - i = f(i).$$

Funkcja ta aproksymuje się równaniem:

$$I - i = \frac{A}{i^2 - Bi + C} \quad [9]$$

Jeśli mamy linię ekspansji pary w danej turbinie naniesioną na wykres  $I - s$ , to trzy punkty linii dadzą stałe  $A, B, C$ .

Funkcja aproksymująca [9] pozwoli nam scałkować równanie [8]. Biorąc pod uwagę warunek brzegowy:  $\gamma = 0$  gdy  $i = i_{10}$  otrzymamy:

$$1 - \gamma = e^{-\frac{1}{A} \left[ \frac{1}{3} (i_{10}^3 - i^3) - \frac{B}{2} (i_{10}^2 - i^2) + C (i_{10} - i) \right]}$$

Aby obliczyć całkowitą ilość opuszczonej pary wzdłuż całej turbiny, zauważymy, że  $\gamma = G$  gdy  $i = i_k$ , stąd otrzymamy [10]:

$$1 - G = e^{-\frac{1}{A} \left[ \frac{1}{3} (i_{10}^3 - i_k^3) - \frac{B}{2} (i_{10}^2 - i_k^2) + C (i_{10} - i_k) \right]}$$

szukana sprawność takiego obiegu będzie:

$$\eta_{or} = \frac{I_{10} - i_{10} - (1 - G) (I_k - i_k)}{I_{10} - i_{10}} \quad [11]$$

gdzie wielkość  $1 - G$  należy wstawić z równania [10], zaś  $I_k$  jest ciepłikiem pary wchodzącej do skraplacza.

## 6. Wskaźnik dobroci wykonanej regeneracji

Oznaczymy:

$\eta_{ob}$  — sprawność obiegową rozpatrywanego rzeczywistego obiegu z regeneracją,

$\eta_{br}$  — sprawność obiegową jaką miałby ten sam układ bez stosowania regeneracji,

$$\Delta \eta_{ob} = \frac{\eta_{ob} - \eta_{br}}{\eta_{br}} 100\% \text{ — procentowy przyrost}$$

sprawności obiegowej spowodowany stosowaniem danej regeneracji w stosunku do obiegu regeneracji,

$$\Delta \eta_{or} = \frac{\eta_{or} - \eta_{br}}{\eta_{br}} 100\% \text{ — maksymalny procentowy przyrost}$$

sprawności obiegowej, spowodowany stosowaniem idealnego podgrzania wody zasilającej (jak w punkcie 5) w stosunku do obiegu bez regeneracji.

Wskaźnikiem dobroci wykonanej regeneracji nazwiemy następujące wyrażenie:

$$d_r = \frac{\Delta \eta_{ob}}{\Delta \eta_{or}}, \quad [12]$$

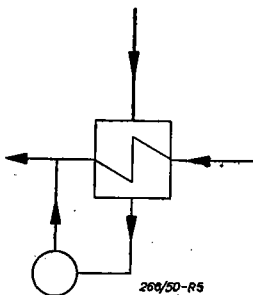
będące miarą wykorzystania teoretycznych możliwości przyrostu sprawności obiegowej przez regeneracyjne podgrzanie wody zasilającej.

Wszelkie porównania sprawności dotyczą obiegów, mających oczywiście te same parametry pary dolotowej i pary uchodzącej do skraplacza, jako też i to samo ciśnienie w skraplaczu.

Jak widzimy obieg porównawczy (punkt 5) został tak dobrany, że jego sprawność  $\eta_{or}$  stanowi granicę, do której zmierza ciąg sprawności rzeczywistych  $\eta_{ob}$ , gdy zbliżamy się do spełnienia założeń podanych w punkcie 5.

## 7. Wybór układu

1) W pierwszym rzędzie należy rozważyć, jakiego typu wymienniki ciepła mogą być stosowane, mieszalnikowe, czy powierzchniowe. Wymienniki powierzchniowe są lepsze przede wszystkim ze względu na bezpieczeństwo ruchu. Przy wymiennikach mieszalnikowych bowiem istnieje niebezpieczeństwo dostania się wody przez przewód upustowy do turbiny (przy zmianie obciążenia); stosuje się je jedynie w miejscu, gdzie chcemy oprócz wymiany ciepła prowadzić jednocześnie odpowietrzanie.



Rys. 5.

2) Wymiennik powierzchniowy zaopatrzony w indywidualną pompę, która skropliny z tego wymiennika doprowadza do przewodu wody zasilającej na wyjściu z wymiennika (rys. 5) przy pominięciu pracy pompy i różnic w stratach promieniowania, jest równoważny wymiennikowi mieszalnikowemu.

3) Wymiennik powierzchniowy, z którego skropliny poprzez garnek kondensacyjny, spełniający jednocześnie rolę zaworu dławiącego, idą do skraplacza (w wypadku jednego wymiennika), jest pod względem efektu sprawnościowego gorszy od wymiennika mieszalnikowego, a tym samym od wymiennika przedstawionego na rys. 5.

Dowód:

Porównajmy ilości ciepła  $Q_2$ , oddane za każdym razem w skraplaczu; oznaczenia jak na rys. 6a i b.

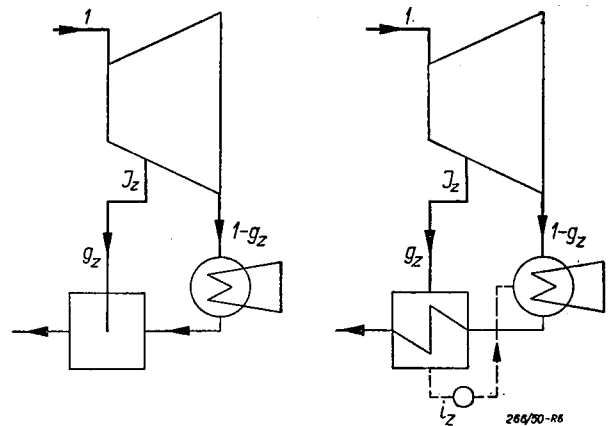
a) Przy wymienniku mieszalnikowym (rysunek 6a):

$$Q_{2a} = (1 - g_z) (I_k - i_k);$$

b) przy układzie jak na rys. 6b:

$$Q_{2b} = (1 - g_z) (I_k - i_k) + g_z (i_z - i_k).$$

Ponieważ  $i_z > i_k$  więc  $Q_{2a} > Q_{2b}$  a tym samym sprawność układu rys. 6b będzie gorsza niż układu rys. 6a, naturalnie w założeniu, że



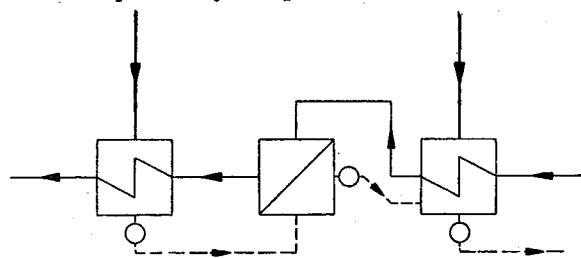
Rys. 6.

stan pary dolotowej, temperatura podgrzanej wody, ilość pary upuszczonej, stan pary za ostatnim stopniem turbiny, sprawność wewnętrzna turbiny i ciśnienia w skraplaczu nie uległy w obu wypadkach zmianie.

4) Z powyższego wynika, że najkorzystniej ze względu na sprawność (z pominięciem pracy pomp) byłoby stosować wymienniki z indywidualnymi pompami (rys. 5). Ponieważ jednak regeneracja z takim układem wymienników prowadzi do stosowania dodatkowych pomp w liczbie równej ilości wymienników, więc ze względów ruchowych taki układ jest niekorzystny. Stosowane wymienniki powierzchniowe są tego rodzaju, że zbierające się do odpływu przez garnek kondensacyjny skropliny,

mają temperaturę nasycenia i ciśnienie pary znajdującej się w wymienniku, poprzedni zaś wymiennik (w stronę skraplacza) posiada ciśnienie i temperaturę niższą; chcąc wykorzystać ten spadek stosowano układ przedstawiony na rys. 7. Okazało to się jednak zupełnie nie opłacalne, gdyż koszt dodatkowego wymiennika ciepła skroplin był niewiele co mniejszy od nowego wymiennika z nowym upustem.

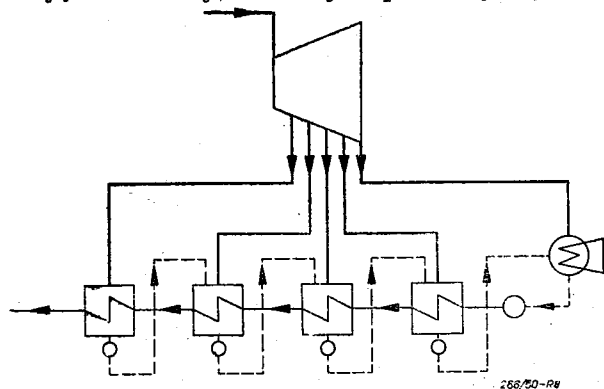
Do rozważań teoretycznych dogodny jest układ o jednolitym sposobie łączenia i typie



Rys. 7.

wymienników. Układ taki będący podstawą podanych dalej rozważań *Flügela*<sup>1)</sup> został przedstawiony schematycznie na rys. 8. W schemacie tym pominięto między innymi pompę zasilającą kocioł, gdyż jej położenie w tym czy innym miejscu schematu (w założeniu pomijalności pracy pompy) nie ma wpływu na rozważania.

W rzeczywistości będziemy mieli zwykle odgazowanie wody w jednym z wymienników i wtedy ten wymiennik będzie mieszalnikowym, poza tym pierwszy wymiennik, licząc od skraplacza, będzie zaopatrzony w indywidualną pompę, to znaczy, będzie miał układ wg rys. 5. Bywają też układy, w których pierwszy wymien-



Rys. 8.

nik, będzie miał dodatkowy wymiennik ciepła skroplin pary upuszczanej podobnie jak na rys. 7.

### 8. Przedstawienie rzeczywistej regeneracji w wykresach

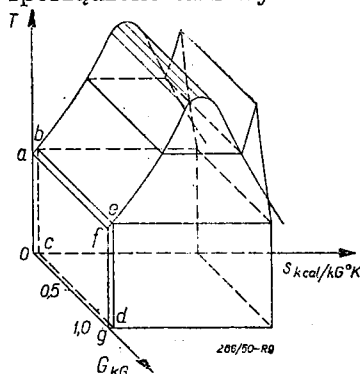
Mamy tu do czynienia nie tylko ze zmianą stanu czynnika, określenie którego wymaga w rozważanych stanach skupienia wody (np.

<sup>1)</sup> Flügel G. „Die Dampfturbinen“ Ambrosius, Leipzig, 1931.

układ T—s) dwóch zmiennych, ale również ze zmianą ilości czynnika, gdyż upuszczamy parę. Ilość pary stanowi więc trzecią zmienną i dlatego otrzymujemy wykresy przestrzenne. Na trzech osiach współrzędnych należy od-

- 1) entropię właściwą  $s$  (kcal/kg°C)
- 2) temperaturę bezwzględną  $T$  (°K)
- 3) ilość czynnika  $G$  (kg)

Dla obiegu bez regeneracji i dla 1 kg pary dolotowej sporządzono taki wykres na rys. 9.

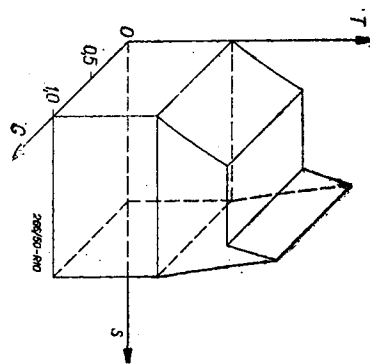


Rys. 9.

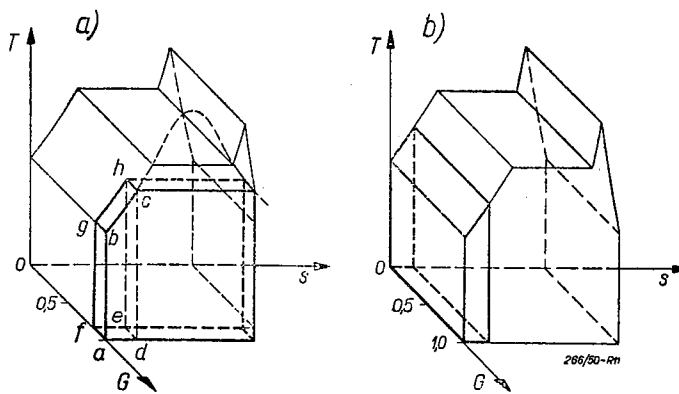
Na rys. 10 przesunięto (w stosunku do poprzedniego rysunku) układ współrzędnych tak, aby ciepłik skroplin w skraplaczu przedstawiony poprzednio na rys. 9 objętością  $0 a b c d e f g$  przedstawił się obecnie na rys. 10 objętością zerową.

Przy takim przesunięciu dla regeneracji jednoupustowej i dla upustu położonego w turbinie tak, iż w tym miejscu para jest w stanie nasycenia, wyrażenie  $g_z(I_z - i_k)$  przedstawi się objętością zaznaczoną grubo wyciągniętymi liniami na rys. 11a, gdzie odcinek  $a—f$  przedstawia udział wagowy pary upuszczanej w stosunku do pary dolotowej.

Przy regeneratorze wg schematu na rys. 5, równoważnym z regeneratorem mieszalnikowym, cały ciepłik przedstawiony grubo wyciągniętą objętością (rys. 11a) zostanie zużyty na podgrzewanie wody zasilającej od ciepłika skroplin w skraplaczu, na co potrzebny jest ciepłik przedstawiony grubo wyciągniętą objętością na rys. 11b.



Rys. 10.

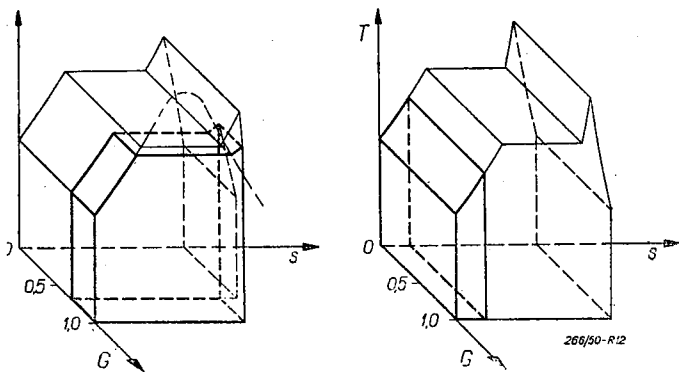


Rys. 11.

Obie więc zaznaczone objętości z rys. 11a i 11b muszą w tym przypadku być sobie równe (pomijamy straty promieniowania i innych rodzajów wymiany ciepła z otoczeniem), natomiast temperatura podgrzania wody będzie nieco niższa (o ok. 5÷7° C) od temperatury nasycenia dla ciśnienia upustu.

Jeśli będziemy mieli upust z wymiennikiem wg rys. 6b, to ciepłik przedstawiony objętością *abcdefgh* (rys. 11a) będzie (jeżeli chodzi o podgrzanie wody zasilającej) stracony.

Rys. 12a oraz 12b przedstawiają podobne roz-



Rys. 12.

ważania tylko dla wypadku, gdy para zaczepowa jest przegrzana.

Wykresy tu podane mają charakter ilustracyjny, nie tworzą bowiem podstawy do obliczeń, które są prowadzone bez ich pomocy.

### 9. Najkorzystniejsze położenie zaczepów, gdy dane jest całkowite podgrzanie wody zasilającej

Tak postawione zagadnienie zostało rozwiązane, przy przyjęciu rzeczywistej ekspansji w turbinie, przez *Flügela*. Przyjął on układ wg rys. 8 i następujące założenia upraszczające:

1) Dławienie pary w przewodach upustowych nie istnieje (w rzeczywistości w przewodach tych mamy na skutek dławienia spadek ciśnienia ok. 10%).

2) Różnica temperatur dla każdego wymiennika pomiędzy temperaturą skroplin, opuszczających

poprzez garnek kondensacyjny wymiennik, a temperaturą opuszczającą ten wymiennik po podgrzaniu się w nim wody zasilającej, nie istnieje, (w rzeczywistości różnica ta wynosi przy dobrych wykonaniach od 5÷7° C).

3) Izentropowy spadek ciepłika od jakiegokolwiek z zaczepów do ciśnienia w skraplaczu  $\Delta H$ , jest wprost proporcjonalny do całkowitego podgrzania wody w wymienniku dołączonym do tego właśnie zaczepu, to jest do różnicy temperatur pomiędzy temperaturą wody zasilającej za tym wymiennikiem  $t$ , a temperaturą skroplin w skraplaczu  $t_k$ :

$$\Delta H = k \Delta t \quad [13]$$

gdzie  $\Delta t = t - t_k$

$$k = \frac{H_0}{t_{10} - t_k} \quad [14]$$

(w rzeczywistości jest to tylko przybliżenie).

4) Sprawność wewnętrzna turbiny jest wzdłuż wszystkich stopni stała ( $\eta_i = const$ ).

Wprowadził on następujące oznaczenia dodatkowe:

$\Delta t_v = t_{wr} - t_k$  — znane podgrzanie całkowite,

$n$  — ilość upustów,

$\eta = \eta_i$  — sprawność wewnętrzna turbiny,

$H_0$  — całkowity spadek izentropowy w turbinie,

$$J_0 = I_{10} - \eta H_0 - t_k ; \quad \varepsilon = \frac{\Delta t_v}{n \cdot J_0} \left( 1 - \frac{n-1}{2n} \cdot \frac{\Delta t_v}{J_0} \right);$$

i wreszcie przyrównując pochodne cząstkowe sprawności względem kolejnych podgrzań do zera:

$$\frac{\partial \eta_r}{\partial \Delta t_1} = 0; \quad \frac{\partial \eta_r}{\partial \Delta t_2} = 0; \quad \frac{\partial \eta_r}{\partial \Delta t_3} = 0 \quad \text{itd.},$$

otrzymał takie rozwiązanie:

$$\frac{\Delta t_2}{\Delta t_1} = \frac{2}{1 + \varepsilon(n-1)}$$

$$\frac{\Delta t_3}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_2}{\Delta t_1} - \frac{1 + \varepsilon(n-1)}{1 + \varepsilon(n-2)}$$

$$\frac{\Delta t_4}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_3}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_2}{\Delta t_1} \cdot \frac{1 + \varepsilon(n-2)}{1 + \varepsilon(n-3)}$$

$$\frac{\Delta t_5}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_4}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_3}{\Delta t_1} \cdot \frac{1 + \varepsilon(n-3)}{1 + \varepsilon(n-4)}$$

$$\frac{\Delta t_z}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_{z-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{z-2}}{\Delta t_1} \cdot \frac{1 + \varepsilon[n - (z-2)]}{1 + \varepsilon[n - (z-1)]} \quad [15]$$

$$\frac{\Delta t_n}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_{n-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{n-2}}{\Delta t_1} \cdot \frac{1 + \varepsilon[n - (n-2)]}{1 + \varepsilon[n - (n-1)]}$$

gdzie  $\Delta t_n = \Delta t_v$ .



Związki te pozwalają wyznaczyć kolejne  $\Delta t_1$ ;  $\Delta t_2$ ;  $\Delta t_{n-1}$  gdy znane jest  $\Delta t_n$ , to znaczy pozwalają wyznaczyć optymalne położenie wszystkich zaczepek, gdy znane jest położenie ostatniego, licząc od skraplacza.

Jeśli poprowadzilibyśmy podział na równe spadki ciepłika w turbinie począwszy od ostatniego zaczepek, licząc od skraplacza (wg wskazań *Laupichlera*<sup>2)</sup> i tych, co się na jego artykule powołują) to:

$$\begin{aligned} \Delta H_n - \Delta H_{n-1} &= \Delta H_{n-1} - \Delta H_{n-2} = \\ &= \Delta H_2 - \Delta H_1 = H_1 - I_k = \text{const.} \quad [16] \end{aligned}$$

Przy przyjęciu jak u *Flügela*:

$$\Delta H_x = \sim k \cdot \Delta t_x,$$

otrzymamy:

$$\begin{aligned} \Delta t_n - \Delta t_{n-1} &= \Delta t_{n-1} - \Delta t_{n-2} = \dots \\ = \Delta t_3 - \Delta t_2 &= \Delta t_2 - \Delta t_1 = \Delta t_1 - t_k = \text{const.} \\ \frac{\Delta t_n}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{n-1}}{\Delta t_1} &= \frac{\Delta t_{n-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{n-2}}{\Delta t_1} = \dots \\ = \frac{\Delta t_3}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_2}{\Delta t_1} &= 1 - \frac{t_k}{\Delta t_1} = \text{const.} \\ \frac{\Delta t_n}{\Delta t_1} &= 2 \frac{\Delta t_{n-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{n-2}}{\Delta t_1}, \\ \frac{\Delta t_z}{\Delta t_1} &= 2 \frac{\Delta t_{z-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{z-2}}{\Delta t_1}, \quad [17] \end{aligned}$$

natomiast wg ścisłego rozwiązania *Flügela* wg wzoru [15] będzie:

$$\frac{\Delta t_z}{\Delta t_1} = 2 \frac{\Delta t_{z-1}}{\Delta t_1} - \frac{\Delta t_{z-2}}{\Delta t_1} \frac{1 + \varepsilon [n - (z - 2)]}{1 + \varepsilon [n - (z - 1)]}$$

Rozważmy wyrażenie:

$$A = \frac{1 + \varepsilon [n - (z - 2)]}{1 + \varepsilon [n - (z - 1)]} = \frac{1 + \varepsilon [(n - z) + 2]}{1 + \varepsilon [(n - z) + 1]}$$

gdzie:  $\varepsilon$  — wg oznaczeń jak poprzednio ( $\varepsilon \approx 0,05$ ).

Chodzi o zbadanie, czy  $A$  znacznie różni się od jedności, otóż w najkorzystniejszym wypadku, gdy:

$$n - z = 0 \text{ czyli gdy } n = z,$$

$$A_{\max} = \frac{1 + 2\varepsilon}{1 + \varepsilon} \approx \frac{1 + 2 \cdot 0,05}{1 + 0,05} = 1,048$$

Oba więc sposoby podziału bardzo mało różnią się od siebie. Zwróćmy jeszcze uwagę na to, że tak obliczony podział, opiera się, jak to było wskazane na założeniach, które w rzeczywistości nie są spełnione, a powtóre, że w turbinie możemy czynić zaczepek tylko między poszczególnymi stopniami, a więc obliczone jak wyżej ciśnienie zaczepek i tak nie zawsze będzie mogło być zrealizowane.

<sup>2)</sup> *Laupichler* — „Günstigste Anzapfdrücke u. s. w.“ Arch. v. Wärmew. 1926, str. 139.

Dla uwzględnienia wszystkich wpływów należałoby pójść drogą próbowania.

## 10. Obór najkorzystniejszego całkowitego podgrzania wody zasilającej (parametry do konstrukcji wymienników)

Poprzednio wskazaliśmy jak obrać najkorzystniej położenie wszystkich pozostałych zaczepek oprócz ostatniego, gdyż jego położenie, jest jednocześnie określone wraz z całkowitym podgrzaniem wody zasilającej.

Można więc, przyjmując kolejno całkowite podgrzania wody zasilającej, to jest przyjmując kolejno położenia ostatniego zaczepek przeprowadzić dla każdego takiego przyjęcia przeliczenia szczegółowe całej regeneracji, będziemy bowiem znali położenia wszystkich zaczepek.

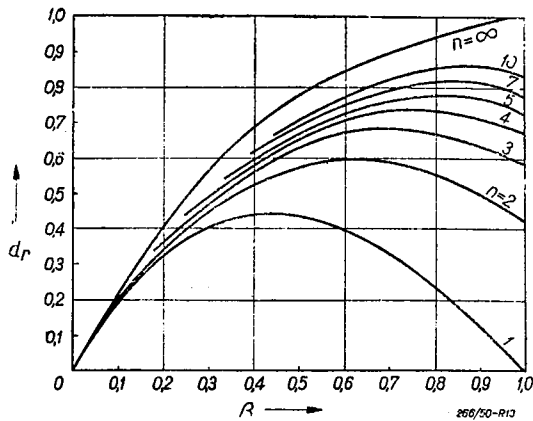
Takie przeliczenie szczegółowe polegać będzie na tym, że dla każdego wymiennika ułożymy dwa równania, jedno wyrażające bilans cieplny wymiennika i drugie dla temperatury (temperatura podgrzanej wody zasilającej na wyjściu z wymiennika jest niższa zwykle  $5 \div 7^\circ \text{C}$  od temperatury nasycenia pary upustowej wchodzącej do tego wymiennika). Dalej dla każdego połączenia trójkowego w układzie, to jest takiego, gdzie mamy zejście się trzech przewodów, ułożymy jedno równanie wyrażając bilans cieplny takiego połączenia. Poza tym będziemy mieli zależności wyrażające spadek ciśnienia w przewodach. Wszystkie te równania razem stworzą układ, którego rozwiązanie pozwoli znaleźć wszystkie ciepłiki, ciśnienia i wszystkie udziały wagowe, w stosunku do 1 kG pary wchodzącej do turbiny w każdym miejscu układu, jeśli tylko znane będzie położenie wszystkich zaczepek w turbinie, parametry pary dołotowej, ciśnienie w skraplaczu oraz położenie w wykresie  $i$ — $s$  linii ekspansji pary w turbinie. Z przeliczenia takiego wynikną wszystkie parametry konstrukcyjne dla konstrukcji wymienników oraz sprawność obiegu układu.

Mając policzone wszystkie interesujące nas dane dla każdej z alternatyw, wybierzemy punkt pomiędzy dwoma z nich, gdzie krzywa sprawności, w funkcji całkowitego podgrzania, osiągać będzie maksimum. Wszystkie pozostałe parametry konstrukcyjne wyznaczmy przez interpolację.

Metoda ta daje nie tylko optymalne podgrzanie, ale wszystkie optymalne parametry.

## 11. Obór ilości zaczepek i zagadnienia z tym związane

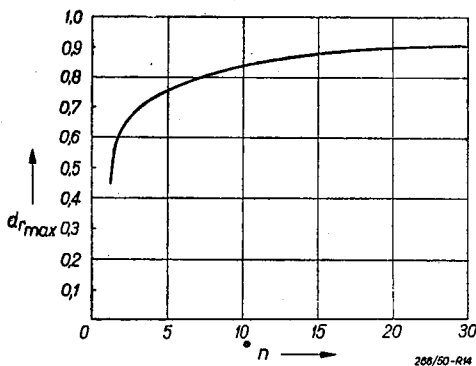
Oznaczając  $\beta = \frac{\Delta t_r}{\Delta t_{r0}}$ , gdzie:  $\Delta t_r$  — podgrzanie wykonane,  $\Delta t_{r0}$  — podgrzanie maksymalnie możliwe,  $\beta$  — stosunek podgrzań, i biorąc dla różnej ilości zaczepek wskaźniki dobroci regeneracji  $d_r$  w funkcji stosunku podgrzań, otrzymamy rys. 13.



Rys. 13.

Przez wzięcie punktów optymalnych dla każdej ilości zaczeptów z rys. 13, otrzymamy maksymalny wskaźnik dobroci regeneracji  $d_{r \max}$  w funkcji ilości zaczeptów  $n$  (rys. 14).

Z rys. 14 widać, że wraz ze wzrostem zastosowanej ilości zaczeptów wzrasta  $d_r$ , czyli po-



Rys. 14.

prawia się wyzyskanie tych możliwości wzrostu sprawności obiegowej, jakie są dane przez parametry pary dolotowej, sprawność turbiny, warunki w skraplaczu, czyli przez dane rozpatrywanego zagadnienia.

Wykres ten wraz z wykresem rzeczywistego przyrostu sprawności obiegowej  $\Delta \eta_{ob}$ , w funkcji temperatury wody podgrzanej idącej na kocioł, który otrzyma się z przeliczenia szczegółowego, stanowić będą jedną z przesłanek rozważań ekonomicznych, z których wyniknie ilość zaczeptów, jaką należy zastosować.

## 12. Zakończenie

Sprawność obiegowa  $\eta_{ob}$ , o której maksymalny przyrost chodziło przy wyznaczaniu najkorzystniejszych parametrów konstrukcyjnych regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej, jest stosunkiem pracy wewnętrznej do ciepła dostarczanego czynnikowi wykonującemu obieg w kotle.

W wyniku stosowania regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej nie tylko zmieni się ta sprawność, ale na skutek zmiany temperatury wody zasilającej kocioł i związanej z tym zmiany konstrukcji kotła, zmieni się stosunek ciepła oddanego czynnikowi do ciepła dostarczonego w postaci paliwa do kotła czyli sprawność kotła  $\eta_h$ .

Sprawność całkowita urządzenia parowo-turbinowego będzie

$$\eta_{catk} = \eta_h \cdot \eta_{ob} \cdot \eta_m \cdot \eta_{inne} \quad [16]$$

gdzie  $\eta_m$  — sprawność mechaniczna, zaś  $\eta_{inne}$  — sprawność uwzględniająca wszystkie straty nie uwzględnione w poprzednich sprawnościach. Te dwie ostatnie sprawności przez stosowanie regeneracji też mogą ulec pewnym zmianom.

Widzimy więc, że w iloczynie sprawności, przedstawiającym sprawność całkowitą [16], wszystkie czynniki ulegają zmianie przy stosowaniu regeneracji obiegu. Poszukiwaliśmy jednak najkorzystniejszych parametrów konstrukcyjnych regeneracji żądając jedynie, aby sprawność obiegowa rzeczywista  $\eta_{ob}$  była przy danej ilości zaczeptów maksymalna. Zmiany pozostałych sprawności ( $\eta_h$ ,  $\eta_m$  i  $\eta_{inne}$ ) są tak niewielkie w porównaniu ze zmianami sprawności obiegowej przy stosowaniu regeneracji, że możemy je dla tych rozważań zaniedbać.

Należy jeszcze zwrócić uwagę, że sprawność wewnętrzna turbiny  $\eta_i$ , czyli stosunek pracy wewnętrznej do pracy teoretycznej w wyrażeniu [16], jest zawarta w wielkości  $\eta_{ob}$ . Poszukując maksimum sprawności obiegowej rzeczywistej winniśmy ściśle biorąc uwzględnić, że przy stosowaniu regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej zmieniają się warunki przepływowe w układzie łopatkowym (ilość pary w części wysokoprężnej wzrośnie, a w części niskoprężnej zmaleje) i w związku z tym zmieni się przebieg linii ekspansji w wykresie  $i-s$ , a więc i sprawność wewnętrzna  $\eta_i$ . Zmiany te są jednak nieznaczne, a ich wpływ na  $\Delta \eta_{ob}$  można pominąć.

## Komunikat Redakcji

Wszystkie artykuły ogłoszone w dziale „Technika Turbinowa“ mają charakter dyskusyjny. Uwagi na temat poruszonych zagadnień, opracowane w formie nadającej się do publikacji, mogą być nadsyłane w ciągu miesiąca od daty pojawienia się odnośnego zeszytu

czasopisma i zostaną wraz z odpowiedzią autora wydrukowane w możliwie najkrótszym terminie.

Wszelką korespondencję dotyczącą działu „Technika Turbinowa“ prosimy przysyłać bezpośrednio na ręce redaktora Prof. dr R. Szewalskiego, Gdańsk-Wrzeszcz, Politechnika (tel. 426-18).

# ○ program nauczania specjalności „Ciepne maszyny wirnikowe“

Prof. dr inż. ROBERT SZEWAŁSKI

Z nowym rokiem akademickim wступujemy w 3-ci etap realizacji dwustopniowego programu nauczania na szczeblu szkół wyższych. Jednocześnie powstaje przed nami zagadnienie należytego przygotowania następnego etapu, studiów magisterskich. Wszystko przemawia za tym, że będą to studia o ściśle zarysowanym kierunku specjalnym. Takie są bowiem potrzeby przemysłu i takie tylko możliwości skutecznego pogłębiania wiedzy technicznej na bazie studium inżynierskiego. Przy węższej, niż w programie czteroletnim, specjalizacji, liczba różnych specjalności będzie niewątpliwie rosła.

Niniejsze rozważania poświęcone są specjalności ciepłych maszyn wirnikowych.

Przemysł podejmujący po raz pierwszy w naszym rozwoju gospodarczym tę nową gałąź wytwórczości, potrzebuje od razu dużej liczby inżynierów wykazujących się jak najwszechstronniejszą znajomością przedmiotu. Zapotrzebowanie przemysłu rosnać będzie niewątpliwie w miarę podejmowania budowy coraz liczniejszych typów maszyn wirnikowych, turbin i sprężarek.

Również i instytuty badawcze, danej specjalności, zgłaszają poważne zapotrzebowanie na dostarczenie przeszkolonych pracowników naukowych.

Zagadnienie turbiny spalinowej, dla której przy zastosowaniu paliwa węglowego istnieją u nas szczególnie korzystne widoki rozwoju, wymaga niewątpliwie również zmobilizowania wielkiej ilości inżynierów, konstruktorów i ruchowców, o pogłębionej wiedzy specjalnej.

Pozostaje wreszcie energetyka, która w licznych swych komórkach, w siłowniach sieciowych i fabrycznych, w kopalniach i hutach, oraz w warsztatach remontowych i w dziale inspekcji, będzie jeszcze długie lata chętnym odbiorcą wysoko wykwalifikowanego personelu inżynierskiego, na którego barkach spocznie zadanie pełnego uporządkowania parku turbinoowego i stałej pieczy nad tym podstawowym sprzętem energetycznym.

Tak więc od strony przemysłu, zarówno wytwórci maszyn wirnikowych jak i ich użytkowników, rozlega się wołanie o fachowców na szczeblu inżyniera-magistra, których brak w chwili obecnej wytworzył osobiście wąskie gardło w planowym rozwoju produkcji i który, gdyby stan ten miał trwać dłużej, musiałyby zażywać fatalnie na twórczym rozwoju specjalności, szczególnie na odcinku turbiny spalino-

wej. Tu trzeba sobie powiedzieć otwarcie, że będąca w nieustannym rozwoju specjalność, oparta jak mało która inna dziedzina techniki na głębokich i trudnych podstawach naukowych, wymaga dopływu wysoko wykwalifikowanych pracowników, których dostarczyć będzie mogło jedynie studium specjalne na szczeblu magisterskim.

Przemysł potrzebuje zatem specjalistów w dziedzinie ciepłych maszyn wirnikowych, potrzebuje ich niemało i będzie ich potrzebował coraz więcej. I przemysł ten zakreśla również swymi potrzebami ogólne zręby programu specjalności. Szczegółowe opracowanie programu winno być wynikiem starannej analizy i przemyślenia.

Podany poniżej program specjalności stanowi pierwszą propozycję w tym względzie, jako podstawę do dyskusji nad zagadnieniem.

## Spis wykładów i ćwiczeń

### A. Wykłady:

1. Teoria maszyn wirnikowych  
3 godz. tyg. w półr. VII.
2. Turbiny parowe, kurs ogólny  
5 godz. tyg. w półr. VII.
3. Regulacja turbin parowych  
3 godz. tyg. w półr. VIII.
4. Wytwarzanie i montaż turbin parowych  
3 godz. tyg. w półr. VIII.
5. Eksploatacja i obsługa turbin parowych  
2 godz. tyg. w półr. VIII.
6. Turbiny parowe okrętowe  
2 godz. tyg. w półr. VIII.
7. Urządzenia kondensacyjne  
2 godz. tyg. w półr. VII.
8. Siłownie parowe  
3 godz. tyg. w półr. VII.
9. Sprężarki wirnikowe cz. I.:  
sprężarki promieniowe  
3 godz. tyg. w półr. VII.
10. Sprężarki wirnikowe cz. II.:  
sprężarki osiowe  
3 godz. tyg. w półr. VIII.
11. Turbiny spalinowe; kurs ogólny  
4 godz. tyg. w półr. IX.
12. Materiały konstrukcyjne turbin spalinowych  
1 godz. tyg. w półr. IX.
13. Zagadnienia wytrzymałościowe w technice turbinowej  
3 godz. tyg. w półr. IX.
14. Wybrane zagadnienia z termodynamiki i ruchu ciepła  
3 godz. tyg. w półr. IX.

15. Regulacja turbozespołów spalinowych  
2 godz. tyg. w półr. X.
16. Silniki turbo-strumieniowe  
2 godz. tyg. w półr. X.
17. Doładowanie silników spalinowych tłokowych i turbozespoły doładowujące  
2 godz. tyg. w półr. X.
18. Paliwa i spalanie  
2 godz. tyg. w półr. IX.
19. Wybrane działy z mechaniki maszyn  
2 godz. tyg. w półr. VII.
20. Wybrane działy z matematyki  
2 godz. tyg. w półr. VII.

#### B. Ćwiczenia:

1. Eksploatacja i obsługa turbin parowych  
2 godz. tyg. w półr. VIII.
2. Projektowanie turbin parowych  
16 godz. tyg. ćwicz. konstr. w półr. VIII lub IX.
3. Projektowanie sprężarek wirnikowych  
16 godz. tyg. ćwicz. konstr. w półr. VIII lub IX.
4. Projektowanie turbin spalinowych  
16 godz. tyg. ćwicz. konstr. w półr. X.
5. Laboratorium maszyn wirnikowych  
4 godz. tyg. w półr. IX. i X.

6. Samodzielne prace laboratoryjne z dziedziny techniki turbinowej  
16 godz. tyg. w półr. IX. i X.
7. Wybrane działy z mechaniki maszyn  
2 godz. tyg. w półr. VII.
8. Wybrane działy z matematyki  
2 godz. tyg. w półr. VII.

U w a g a: 3 prace projektowe, albo 2 prace projektowe i 1 samodzielna praca laboratoryjna w półr. VIII., IX. i X., z tych jedna jako praca dyplomowa (24 godz.).

#### C. Zestawienie godzinowe:

półr.	VII.	VIII.	IX.	X.
wykl.	20	13	13	6
ćwicz.	4	18	20	28
ogółem	24	31	33	34

U w a g a: Dochodzą wykłady obowiązkowe poza specjalnością, jak np. nauka języków, przede wszystkim w półr. VII.

## Przeгляд rozwoju konstrukcji Brown-Boveri w r. 1949

Przy projektowaniu siłowni cieplnych olbrzymi wpływ na układ i konstrukcję mają warunki lokalne. Dla przykładu: Turbina 50.000 kW, 3000 obr/min, dla dobrych warunków kondensacyjnych (woda chłodząca o temperaturze ok. 15°C), jest budowana z dwoma wylotami do skraplacza. Zespół o tej samej mocy i liczbie obrotów, dla siłowni nie rozporządzających dużą ilością wody (woda chłodzona w wieżach do ok. 27°C), budowany jest z jednym wylotem do skraplacza. Analogiczne zespoły po 100.000 kW są budowane jako cztero- i dwuwylotowe.

Tendencja podwyższania parametrów pary dolotowej spowodowała, że w budowie znajdują się obecnie wielkie turbozespoły na ciśnienie 110 at a i temperaturę przegrzania 540°C, a w najbliższym czasie będą budowane turbiny na 140 at a i 575°C. Powyższe parametry zapewniają, nawet przy bardzo niskim ciśnieniu kondensacyjnym, utrzymanie zawilgocenia pary w ostatnich stopniach w dopuszczalnych granicach, przy bardzo skutecznej konstrukcji odwodnienia.

W nowobudowanych siłowniach często stosuje się międzystopniowe przegrzewanie pary przy pomocy pary świeżej lub spalin. Uzyskuje się przez to nie tylko zmniejszenie erozji łopatek ostatnich stopni, ale także poprawę sprawności termicznej i efektywnej (zmniejszenie uderzenia czołowego wykropłonej wody). Ponadto przez stosowanie przegrzewania międzystopniowego uniezależniamy od siebie wybór ciśnienia i temperatury pary dolotowej.

Coraz więcej siłowni budowanych jest w ten sposób, że każdy turbozespół wraz z przynależnym kotłem i urządzeniami pomocniczymi stanowi całkowicie niezależną od reszty całość (Einheitsblock). Tendencja ta jest usprawiedliwiona przy stosowaniu wysokich ciśnień (oszczędności na kosztownych rurociągach i armaturze), oraz przy pracy wielu siłowni na wspólną sieć.

Napęd silników pomocniczych w siłowni z sieci głównej dozwolony jest tam, gdzie sieć jest wolna od zaburzeń. Jeśli to nie jest spełnione stosuje się pobór prądu z generatora głównego przez specjalny transformator. W wypadku gdy zaburzenia są wyjątkowo silne stosowane jest sprzęgnięcie turbozespołu głównego z generatorem pomocniczym, pracującym tylko na potrzeby własne.

Instalowanie oddzielnych turbozespołów potrzeb własnych stosowane jest tylko tam, gdzie w momencie rozruchu siłowni nie dysponuje się energią obcą. Zespoły takie wpływają ujemnie na sprawność ogólną siłowni.

W dużych siłowniach o wysokim ciśnieniu kotłowym stosuje się do napędu pomp kotłowych silniki elektryczne o regulowanych obrotach. Do 500 KM — trójfazowe kolektorowe, powyżej — pierścieniowe ze zmiennymi oporami w obwodzie wirnika.

„Brown-Boveri Mittellungen“ Nr 1/2/3, 1950 r.

A. P.

# Wiadomości SIMP

## Sprawa kadr technicznych

Jednym z najważniejszych czynników decydujących o terminowości realizacji Planu Sześcioletniego są kadry techniczne.

Przemysł metalowy, jako przemysł podstawowy dla rozwoju niemal wszystkich gałęzi gospodarki narodowej, musi swe kadry nie tylko powiększyć, ale podnieść również ich kwalifikacje na wszystkich szczeblach, od robotnika do inżyniera włącznie.

Wszyscy mechanicy polscy zarówno zorganizowani w SIMP, jak i niestowarzyszeni powinni przyczynić się do szkolenia kadr zawodowych.

W związku z referatem Prezydenta Bieruta na IV Plenum Komitetu Centralnego PZPR w dniu 8 maja br. w oparciu o wytyczne dla szkolenia kadr technicznych, Prezydium SIMP na posiedzeniu w dniu 22 maja br. powzięło uchwałę, aby:

„Przesunąć punkt ciężkości prac Stowarzyszenia na przygotowanie kadr technicznych, a mianowicie:

1. Na odcinek szkolenia kadr technicznych:
  - a) przez doszkalanie pracowników wysuniętych na wyższe stanowiska,
  - b) opiekę nad nimi,
  - c) udostępnienie wszystkim pracownikom przemysłu metalowego minimum technicznych wiadomości.
2. Na odcinku doszkalania starej inteligencji technicznej:
  - a) przez wykazanie wyższych form socjalistycznej gospodarki planowej,
  - b) rewizję zasad dotychczasowej organizacji pracy i wprowadzenie nowego socjalistycznego stylu pracy,

c) przez konfrontację zdobyczy i rozwoju technicznego Związku Radzieckiego z krajami kapitalistycznymi.

Powołując się na powziętą uchwałę — SIMP występuje z apelem do wszystkich Stowarzyszeń branżowych zorganizowanych w NOT do podjęcia analogicznych zobowiązań, a NOT do kordynacji tych wysiłków.

Celem zrealizowania powyższych zadań SIMP uruchamia od września br. korespondencyjne kursy dla kandydatów na stopień inżyniera, opracowuje programy i materiały dla kursu z zakresu podstawowych wiadomości technicznych przeznaczonych dla robotników. Kursy te będą organizowane we wszystkich większych zakładach pracy. Jest to wielka akcja szkoleniowa, w której wykładowcami będą majstrowie, technicy i inżynierowie z danego zakładu.

Tak pomyślane szkolenie będzie związane bezpośrednio z zakładem i produkcją, co w rezultacie przyczyni się do podniesienia wiedzy pracowników, wydajności i jakości ich pracy, a również da możliwość wysuwania zdolnych robotników na kierownicze stanowiska.

Młody, zdolny element robotniczy, kształcący się na kursach, w liceach i szkołach inżynierskich NOT, zwiększy kadry nowej inteligencji technicznej, która wyszła z warsztatów produkcyjnych, a to z kolei przyczyni się do postępu technicznego, rozwoju racjonalizatorstwa i nowatorstwa oraz zespolenia wysiłków robotnika i inżyniera w walce o przedterminowe wykonywanie planów produkcyjnych.

E. M.

## Konferencja wytrzymałościowa SIMP

SIMP projektuje zwołanie w czwartym kwartale br. Konferencji Wytrzymałościowej.

Celem tej Konferencji jest zaznajomienie polskiego świata technicznego z aktualnym stanem wiedzy z zakresu nauk wytrzymałościowych oraz ułatwienie praktycznego zastosowania ostatnich zdobyczy na tym polu — w licznych gałęziach techniki.

Aczkolwiek nacisk położony będzie przede wszystkim na stronę użytkową, to jednak wszystkie referaty będą oparte na gruntownych podstawach teoretycznych i doświadczalnych.

Korzystając z doświadczeń nabytych przy organizowaniu poprzednich konferencji fachowych, jak również celem udostępnienia osiągnięć w tej dziedzinie jak najszerszemu kręgowi zainteresowanych, SIMP projektuje Konferencję Wytrzymałościową w połączeniu z Kursem 4-dniowym poprzedzającym Konferencję.

Kurs obejmuje wykłady oraz ćwiczenia praktyczne w laboratoriach Instytutów Naukowych.

W ten sposób uczestnicy kursu będą wprowadzeni całkowicie w zagadnienie, co umożliwi zrozumienie referatów i wzięcie żywego udziału w dyskusji, jaka jest przewidziana w ramach Konferencji.

Komisja Szkoleniowa SIMP poda dokładny termin i program Konferencji.

Wszyscy uczestnicy Kursu wezmą udział w Konferencji. Referaty wygłoszone na Konferencji, będą wydane w specjalnym zeszycie „Przeglądu Mechanicznego“.

Konferencja ta dzięki ujednostajnieniu i uproszczeniu metod obliczeń wytrzymałościowych odda niewątpliwie poważne usługi biurom konstrukcyjnym, podnosząc wydajność ich działalności i sprawność ich działania; ponadto przez racjonalizację obliczeń umożliwi daleko idące oszczędności w zużyciu materiałów konstrukcyjnych.

Instytucje zainteresowane są proszone o zgłoszenie swych pracowników na Kurs i Konferencję Wytrzymałościową.

## Kronika

### Kongres Nauki

Na zebraniu Rady Głównej NOT, które odbyło się w dniu 26 maja br. pod przewodnictwem *kol. Min. B. Rumińskiego* uchwalono jednogłośnie następującą rezolucję, zgłoszoną imieniem Prezydium NOT przez *kol. Ignacego Bracha*:

Naczelna Organizacja Techniczna wita z uznaniem organizowany I Kongres Nauki Polskiej, który stawia sobie za zadanie:

ożywienie życia naukowego w Polsce, nadania nowych lepszych form organizacyjnych nauce, oparcia badań naukowych o materializm dialektyczny i historyczny, wykorzystania wielkich doświadczeń nauki radzieckiej, powiązania nauki z życiem i planami gospodarczymi Państwa.

Naczelna Organizacja Techniczna reprezentująca ogół inżynierów i techników zatrudnionych w przeważającej większości w bezpośrednim rozwiązywaniu zagadnień produkcji i transportu — z zadowoleniem stwierdza, że członkowie NOT biorą poważny udział

w pracach Kongresu dając tym samym widomy wyraz powiązania nauki z życiem.

Dla podkreślenia znaczenia prac Kongresu Nauki i dla rozwoju kulturalnego i gospodarczego Państwa NOT postanawia:

1. Odwołać Kongres Techników, który miał odbyć się w końcu bieżącego roku, a którego organizacja mogłaby utrudnić organizację Kongresu Nauki;

2. Wezwać wszystkich inżynierów i techników pracujących w ramach Kongresu Nauki do jak najbardziej wydajnej pracy dla dobra nauki;

3. Wezwać wszystkie podległe NOT organizacje tj. zarządy Stowarzyszeń i zarządy Oddziałów Terenowych do niesienia pomocy Sekcjom, Podsekcjom i Grupom Problemowym Kongresu Nauki przy organizowaniu prac;

4. Postawić do dyspozycji Kongresu Nauki wszystkie czasopisma techniczne wydawane przez NOT dla umieszczenia opracowań kongresowych.

### Wystawa aparatów naukowo-badawczych

Szybka rozbudowa naszego szkolnictwa zawodowego, jak również budowa od podstaw nowych fabryk i laboratoriów przemysłowych spowodowała poważny wzrost zapotrzebowania na aparaty naukowo-badawcze. Zapotrzebowanie to może być pokryte w dużej mierze przez ZSSR oraz kraje z Polską zaprzyjaźnione.

Polska Izba Handlu Zagranicznego zorganizowała w gmachu Politechniki Warszawskiej wystawę takiej aparatury. Celem tej wystawy jest zapoznanie naukowców i techników polskich z aparaturą i sprzętem badawczo-naukowym produkowanym przez kraje współpracujące gospodarczo i politycznie z Polską, jak również ze sprzętem produkowanym lub też opracowanym w kraju.

Oprócz zadań handlowych wystawa spełnia jeszcze jedną doniosłą rolę, mianowicie umożliwia ona naszym naukowcom zaznajomienie się ze sprzętem zagranicznym wysokiej jakości.

Wystawa obejmuje następujące grupy eksponatów: aparaty i maszyny wytrzymałościowe, sprzęt optyczny, aparaty fizyko-chemiczne, pomocniczy sprzęt laboratoryjny, przyrządy pomiarowe mechaniczne i elektryczne, aparatura geodezyjna, meteorologiczna i rentgenowska.

Wystawa zorganizowana jest dobrze, posiada dostateczną ilość przewodników — a co najważniejsze wielką ilość jakościowo bardzo wartościowych eksponatów i dla tego budzi zachwyty.

### Konferencja w sprawie organizacji prac słownicznych

Dnia 5 lipca br. w siedzibie Polskiego Komitetu Normalizacyjnego odbyło się posiedzenie wszystkich jednostek normalizacyjnych PKN, poświęcone ustaleniu zasad organizacji prac słownicznych, a w szczególności opracowaniu w trybie przyspieszonym wielojęzycznego słownika najważniejszych pojęć technicznych.

Zebranie zagał *dyr. inż. Włodzimierz Strzeszewski*, omawiając znaczenie uporządkowania i ujednostajnienia słownictwa dla wszystkich dziedzin naszej działalności technicznej.

Sprawozdanie z dotychczasowej działalności Ko-

misji Słownictwa Technicznego złożył Przewodniczący Komisji *inż.-mech. A. T. Trokolewski*, charakteryzując przy tym trudności, jakie napotyka Komisja w realizacji swych zadań.

Omawiając zasady organizacji prac na polu słownictwa technicznego *inż. Trokolewski* podkreślił, iż prace te wymagają głębokiej znajomości dziedziny wiedzy, z której słownictwo ma być opracowane, znajomości zasad słowotwórstwa oraz gruntownej znajomości literatury obcojęzycznej, umożliwiającej właściwy wybór odpowiedników w językach obcych. Natomiast podejmowanie prac słownicznych przez osoby,

nie posiadające odpowiednich kwalifikacji, może doprowadzić do zaśmieszenia polskiego słownictwa technicznego wyrazami niewłaściwymi, zarówno pod względem językowym, jak i merytorycznym.

Wzmożenie prac nad słownictwem technicznym powinno być osiągnięte przez:

- 1) przekształcenie Komisji Słownictwa Technicznego w Centralny Zakład Słownictwa Technicznego PKN,
- 2) zorganizowanie szeregu samodzielnych komisji słownictwa technicznego,
- 3) znaczne zwiększenie składu Komisji i obsady personalnej Zakładu Słownictwa Technicznego.

W wyniku ożywionej dyskusji, w której brali udział członkowie jednostek normalizacyjnych PKN oraz przedstawiciele polskiej nauki i techniki, uznano za wskazane:

- 1) jak najszybsze zorganizowanie normalizacyjnych jednostek słowniczych, obejmujących zakresem swej działalności wszystkie dziedziny nauk i umiejętności technicznych,
- 2) opracowanie w trybie przyspieszonym wielojęzycznego słownika technicznego, obejmującego około 50.000 pojęć, tak by druk słownika mógł się rozpocząć jeszcze w przyszłym roku.

A. T. T.

## Międzynarodowy Raid Techniczno-doświadczalny samochodów ciężarowych

Zarząd Główny Polskiego Związku Motorowego, Komisja Sportowa Samochodowa w Warszawie, organizuje w terminie od 5 września do 12 września 1950 roku, zawody doświadczalne samochodów ciężarowych, stanowiące imprezę otwartą międzynarodową, zgłoszoną do kalendarza F. I. A., i zatwierdzoną przez Główny Komitet Kultury Fizycznej.

Do udziału w zawodach będą dopuszczone samochody ciężarowe w wykonaniu seryjnym, zgłoszone bezpośrednio przez wytwórnie, instytucje eksploatacyjne, względnie Narodowe Kluby Automobilowe. Samochody winny być zgłoszone w zespołach 3 ÷ 4 szt., przy czym ilość zespołów jest nieograniczona. Samochody biorące udział w Raidzie zostaną podzielone w zależności od udźwigu na trzy kategorie, a mianowicie: kategoria I — od 2 ÷ 3 ton włącznie, kategoria II — od 3 ÷ 4 ton włącznie, kategoria III — od 4 ÷ 7 ton włącznie. W kategorii III dopuszczone będą również ciągniki z naczepami.

Zawody obejmują następujące próby dokonywane przy pełnym obciążeniu katalogowym samochodu; badania techniczne pojazdu przed rozpoczęciem raidu oraz po zakończeniu jazdy okrężnej, pomiar zużycia paliwa na przestrzeni ok. 100 km przed rozpoczęciem

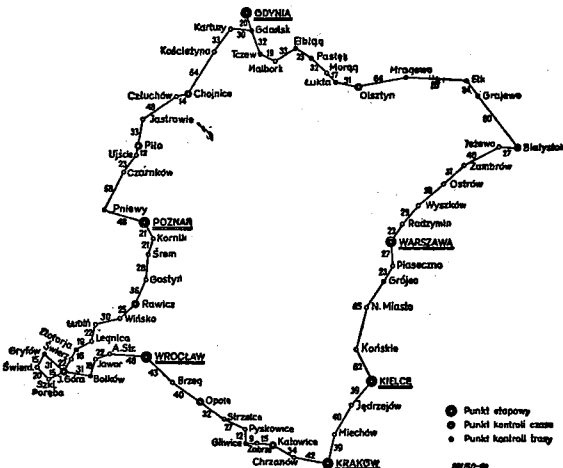
i po zakończeniu jazdy okrężnej, jazdę okrężną na przestrzeni ok. 2000 km po drogach bitych płaskich i górzystych oraz po drogach terenowych, próby rozruchu silnika przed rozpoczęciem każdego etapu, próby przyśpieszenia na poziomie oraz na wzniesieniu, próby hamowania na poziomie i na spadku, próby zwrotności.

Regulamin ustala szczegółową punktację dla wyników poszczególnych prób, przy czym została przyjęta zasada punktacji ujemnej, tj. o wyniku próby decyduje najmniejsza ilość otrzymanych punktów. Próby będą dokonywane wyłącznie przy użyciu paliwa i olejów używanych do napędu samochodów ciężarowych w Polsce i dostarczonych zawodnikom przez Centralę Produktów Naftowych.

Trasę i etapy jazdy okrężnej podaje rys. 1. Ustalone przeciętne szybkości jazdy w km/godz. dla poszczególnych kategorii samochodów i rodzajów dróg podaje załączona tabela.

Teren	drogi płaskie		drogi górzyste		drogi teren	
	najniż.	najwyż.	najniż.	najwyż.	najniż.	najwyż.
Kat. I 2—3 t	38	punktowana 43 dopuszczalna 45	35	punktowana 40 dopuszczalna 42	25	—
Kat. II 3—4 t	35	punktowana 40 dopuszczalna 42	30	punktowana 35 dopuszczalna 37	25	—
Kat. III 4—7 t	30	punktowana 35 dopuszczalna 37	25	punktowana 30 dopuszczalna 32	25	—
Na etapach	I — II — IV — V		III		V	

Klasyfikacja wyników zostanie przeprowadzona dla każdej kategorii samochodów na zasadzie uzyskanej łącznie najmniejszej ilości punktów ze wszystkich prób. Przy klasyfikacji zespołów będą brane pod uwagę najlepsze wyniki trzech samochodów.



Rys. 1.



# Komunikaty

## Nowe Polskie Normy z dziedziny mechaniki

W miesiącu maju 1950 r. zostały przez PKN wydane drukiem następujące normy:

### Motoryzacja:

- PN/S-76055 Gniazdo wtyczkowe, elektryczne połączenie pojazdu z przyczepą.  
 S-76057 Gniazdo wtyczkowe z wtyczką, elektryczne połączenie pojazdu z przyczepą. Zestawienie i potrzebna wolna przestrzeń.  
 S-76058 Wtyczka zwierająca, elektryczne połączenie pojazdu z przyczepą.

### Rurociągi i armatura:

- PN/H-74333 Kołnierze luzowane lub przypawane owalne gładkie. Ciśnienie nom. do 6 kG/cm<sup>2</sup>.  
 H-74336 Kołnierze przypawane okrągłe z szyjką. Ciśnienie nominal. 6 kG/cm<sup>2</sup>.  
 H-74342 Kołnierze przypawane okrągłe z szyjką. Ciśnienie nominalne 64 ÷ 100 kG/cm<sup>2</sup>.

### Technika pomiarowa:

- PN/M-53107 Przybory pomocnicze do pomiarów z płytkami wzorcowymi. Komplet.

### Technika warsztatowa:

- PN/M-58960 Zdzieraki.  
 Rozwiertaki nasadzone PN/M-175 z 1948 roku unieważniono.  
 M-60202 Uchwyty trójszczekowe do wiertel.  
 M-62612 Pokrętki nastawne do gwintowników i rozwiertaków.  
 M-62613 Pokrętki stałe kuliste do gwintowników i rozwiertaków.  
 M-63483 Przebijaki blacharskie okrągłe.

W zeszycie 6/50 „Wiadomości PKN“ zostały opublikowane następujące projekty norm:

- PN/C-96131 Przetwory naftowe. Smary stałe Kalip-sol. Warunki techniczne.  
 C-96134 Przetwory naftowe. Smary stałe do łożysk tocznych. Warunki techniczne.  
 C-96135 Przetwory naftowe. Olej amulgujący do obróbki metali.  
 C-96136 Przetwory naftowe. Olej CM do obróbki metali. Warunki techniczne.  
 C-96139 Przetwory naftowe. Wosk adhezyjny do pasów pędnych. Warunki techniczne.  
 C-96140 Przetwory naftowe. Smar do lin stalowych. Warunki techniczne.  
 PN/G-02500 Torf. Określenia i klasyfikacja.  
 PN/H-04320 Próba statyczna ściskania metali.  
 H-04330 Próba wytrzymałości metali na peźzanie.  
 H-92601 Stal walcowana i węglowa narzędziowa.  
 H-93222 Stal węglowa walcowana. Walcówka i pręty do przeciągania przy wyrobie śrub i nitów. Wymiary.  
 H-93323 Stal węglowa walcowana. Walcówka i pręty płaskie do wyrobu nakrętek surowych. Wymiary.  
 PN/M-55600 Obrabiarki do metali. Wymagania techniczne odbioru.  
 M-57320 Frezy do ręcznych przyrządów z napędem mechanicznym. Rodzaje uzębień.  
 M-53221 Głowice gwinciarские promieniowe.  
 M-82411 i  
 M-82412 Śruby pazurkowe ze łbami grzybkowymi.  
 M-82961 Nity pasowe.  
 PN/N-53020 Mikroskopy. Trychinoskop zwykły o statywie pochylonym.

### TREŚĆ ZESZYTU 7—8/50

	Str.
Plan 6-letni planem walki o Pokój . . . . .	201
I. ARTYKUŁY WŁASNE	
Prof. inż. Witold Biernawski — Podstawy i historia szybkościowego skrawania . . . . .	204
Prof. dr inż. Wacław Moszyński — Wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa w ujęciu I. A. Odinga (dokończenie) . . . . .	209
Inż.-mech. Aleksander Tomaszewski — Wpływ temperatury na dokładność pomiarów płytek wzorcowych . . . . .	218
Inż.-mech. Stanisław Komorowski — Powierzchniowe hartowanie kół zębatach prądami wysokiej częstotliwości . . . . .	223
II. POLSKA ENCYKLOPEDIA MECHANIKI	
Prof. dr inż. Wacław Moszyński — Wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa . . . . .	230
III. DZIAŁ ODLEWNICZY	
Inż.-mech. Czesław Adamski — Gazy w stopach miedzi . . . . .	244
Inż.-mech. Czesław Kalata i inż. Andrzej Paraszczak — O pełne wykorzystanie własności żeliwa jako materiału konstrukcyjnego . . . . .	254
IV. TECHNIKA TURBINOWA	
Inż.-mech. Jan Brosch — Bezkorbowa silnikowo-sprężarka i próby jej zastosowania w procesie turbiny gazowej . . . . .	261
Inż.-mech. Henryk Leśkiewicz — Najkorzystniejsze parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej . . . . .	266
Prof. dr inż. Robert Szewalski — O program nauczania specjalności „Ciepłota maszyn wirnikowe” . . . . .	274
V. WIADOMOŚCI SIMP . . . . .	276
VI. KRONIKA . . . . .	277
VII. KOMUNIKATY . . . . .	279
Ankieta: czasopisma „Przeгляд Mechaniczny” . . . . .	

## СОДЕРЖАНИЕ

- I. ГЛАВНЫЕ СТАТЬИ  
 Основы и история скоростного резания  
 Усталостно - конфигурационная прочность материала по И. А. Одингу.  
 Поверхностная закалка зубчатых колец токами высокой частоты.  
 Влияние температуры на точность измерений образцовых плиток.
- II. ПОЛЬСКАЯ ЭНЦИКЛОПЕДИЯ МЕХАНИКИ  
 Усталостно - Конфигурационная прочность материала.
- III. ЛИТЕЙНОЕ ДЕЛО  
 Газы в медных сплавах.  
 За полное использование свойств чугуна, как материала для конструкций.
- IV. ТУРБОТЕХНИКА  
 Безкривошипный двигателе - компрессор и попытки его применения в процессе газовой турбины.  
 Наибольшие выгодные конструкционные параметры регенеративного подогревателя питательной воды.  
 По вопросу о программе обучения специальности „тепловые роторные машины.“
- V. СООБЛЕНИЯ СИМП
- VI. ХРОНИКА
- VII. СООБЩЕНИЯ

## SOMMAIRE

- I. ARTICLES GENERAUX  
 Bases et histoire de la coupe rapide  
 Resistance à la fatigue et de forme d'après I. A. Odینگ  
 Trempe superficielle des roues dentées par les courants à haute fréquence  
 Influence de la température sur la précision du mesure des cales-étalons
- II. ENCYCLOPEDIE POLONAISE DE LA MECHANIQUE  
 Resistance à la fatigue et de forme
- III. SECTION DE FONDERIE  
 Gaz dans les alliages à base de cuivre  
 L'utilisation complète des propriétés de la fonte en temps que matériel de construction
- IV. TECHNIQUE DE TURBINES A VAPEUR ET A GAZ  
 Compresseur à moteur sans manivelle et les essais de son application dans le cycle de turbines à gaz  
 Les plus avantageux paramètres de construction du chauffage régénérateur de l'eau d'alimentation  
 Pour introduire le programme de l'enseignement technique spécial concernant „Les turbo-machines thermiques“
- V. SIMP BULLETIN
- VI. CHRONIQUE
- VII. COMMUNIQUEES

## CONTENTS

- I. GENERAL ARTICLES  
 Basis and history of a high speed machining (cutting)  
 Strength of materials against fatigue stress and deformation according to I. A. Odینگ  
 Surface-hardening of toothed gears with high frequency currents  
 Influence of temperature on measuring precision of gauge blocks
- II. POLISH ENCYCLOPAEDIA OF MECHANICS  
 Strength of materials against fatigue stress and deformation
- III. FOUNDRY PRACTICE  
 Gases in copper alloys  
 On full utilisation of cast iron properties as a constructional material
- IV. STEAM AND GAS TURBINES  
 The free-piston compressor-engine and its application to the gas-turbine cycle  
 Most advantageous design factors in regenerative feed-water heating  
 On the teaching programme in „Caloric Turbomachinery“
- V. NOUVELLES DE SIMP
- VI. CHRONICLE
- VII. ANNOUNCEMENTS

## ERRATA

Str.	wiersz	jest	powinno być
75 81 i 82	rys. 5 rys. 10 i 12	..... różnych gatunków żeliwa. mikrofotografie zamienione	..... dla żeliwa zwykłego.
154	wzór [11]	$X_j^{(4)} \frac{v_j^2/g}{EJ} \gamma_j = 0$	$X_j^{(4)} \frac{v_j^2/g}{EJ} X_j = 0$
176	rys. 16	..... w układzie stycznym	..... w układzie cięciwowym

WYDAWCA: NACZELNA ORGANIZACJA TECHNICZNA — Warszawa, Czackiego 3/5  
 Redaktor Naczelny Czasopism Mechanicznych: inż.-mech. MARIAN WAKALSKI

Kolegium Redakcyjne: Prof. inż. IGNACY BRACH red. działu „Dźwigi i przenośniki“, inż.-mech. JERZY LUTOSŁAWSKI — „Dział odlewniczy“, inż.-mech. PAWEŁ KOSIERADZKI, red. działu metaloznawstwa i obróbki cieplnej, EUGENIUSZ MAŁKIEWICZ, red. „Wiadomości SIMP“, inż.-mech. JAN OBALSKI, red. działu mechaniki precyzyjnej i metrologii, prof. dr inż. ROBERT SZEWAŁSKI, red. „Techniki Turbinowej“, inż.-mech. WIESŁAW STYPUŁKOWSKI, red. działu samochodowego

Redaktor Naczelny: inż.-mech. ADAM TADEUSZ TROSKOLAŃSKI

Z-ca Redaktora Naczelnego: inż.-mech. WŁADYSŁAW KAWĘCKI

Sekretarz redakcji: HELENA MIKULSKA

PKO Nr konta I-4665

## WARUNKI PRENUMERATY

Przedpłata kwartalna . . . . . zł 600.—  
 Przyjmuje Administracja i Poczłowa Kasa Oszczędności na konto Nr I-4665 czasopisma „Przegląd Mechaniczny“.  
 Cena zeszytu pojedynczego . . . . . zł 240.—

## CENY OGŁOSZEŃ

Cała strona . . . . . zł 50.000,—  
 ½ strony . . . . . „ 30.000,—  
 ¼ „ . . . . . „ 20.000,—  
 1/8 „ . . . . . „ 12.000,—  
 1 mm wiersza w szpalcie . . . . . „ 200,—

# PRZEGLĄD BIBLIOGRAFICZNY MECHANIKI

OPRACOWANY PRZEZ OŚRODKI DOKUMENTACJI  
GŁÓWNEGO INSTYTUTU MECHANIKI

DODATEK DO MIESIĘCZNIKA „PRZEGLĄD MECHANICZNY“

ROCZNIK 1

WARSZAWA, LIPIEC – SIERPIEŃ 1950

NR 2

## OŚRODEK DOKUMENTACJI TECHNIKI CIEPLNEJ

### A – SILNIKI

- 15 **AOz : PO2z** B4 2—50  
**Doświadczalne turbiny spalinowe na pył węglowy.** „Experimental Coal burning Gas Turbine“. Gas and Oil Power, nr 532, styczeń 50, s. 6, A4, 2 str., 4 fot. — W artykule znajdujemy krótki opis rozwiązania zagadnienia spalania pyłu w komorze doświadczalnej turbiny spalinowej firmy Allis Chahners i omówienie znaczenia tego eksperymentu dla dalszego rozwoju turbin trakcyjnych.
- 16 **AO4k** B4 2—50  
**Rozwój turbin spalinowych.** „Gas Turbin Progress“. Gas and Oil Power, nr 532, styczeń 50, s. 1, A4, 1 str. — Wyliczono osiągnięcia w dziedzinie budowy turbin spalinowych stacyjnych i trakcyjnych w krajach przodujących na tym polu w roku 1949. Między innymi podano rozwiązanie zagadnienia stosowania pyłu węglowego do turbiny kolejowej w Stanach Zjedn., osiągnięcia szwajcarskie w budowie wielkich jednostek i angielskie próby konstrukcji turbin średniej mocy.
- 17 **AO4k : DO8z : AO 1** B4 2—50  
**Dwie turbiny spalinowe.** „Two Gas Turbines“. Gas and Oil Power, nr 532, styczeń 50, s. 10, A4, 5,5 str., 4 fot., 3 rys. — Artykuł w pierwszej swej części zawiera opis konstrukcji angielskiej turbiny spalinowej mocy 750 KW firmy Ruston. W opisie tym omówiono system chłodzenia, spalania i obudowę maszyny. Druga część artykułu poświęcona jest nowej szwajcarskiej turbinie spalinowej wysokoprężnej o potrojmym obiegu, mocy 20.000 KW. Obie wyżej wymienione maszyny są najnowszymi wytworami przemysłu angielskiego i szwajcarskiego.
- 18 **AO42** B4 2—50  
**Małe turbiny.** „Small Turbines“. The Aeroplane, 20 styczeń 50, s. 72, A4, 2 str., 2 fot., 1 rys. — Opisano dwie turbiny spalinowe małej mocy, które mogą służyć do celów doświadczalnych lub też jako jednostki pomocnicze na dużych samolotach. Jedną z nich jest „Turboméca Piméné“ produkcji francuskiej, drugą — turbina amerykańska „Boeing 502“.
- 19 **AO4tk : ZO2 : ZO3** B4 2—50  
**Angielski Instytut Badawczy Turbin Spalinowych.** „Our National Research Establishment (Gas Turbine Topics)“. Oil and Gas Turbine, marzec 50, nr 203, t. 17, s. 402, A4, 1,5 str. — Artykuł zapoznaje nas z celami i programem angielskiej państwowej instytucji naukowej do badań turbin spalinowych: „National Gas Turbine Establishment“. Wyliczono i opisano w skrócie prace przedsięwzięte przez N. G. T. E. Dotyczą one zarówno badań gotowych jednostek i częściowych zespołów jak i zagadnień cieplnych, wytrzymałościowych i aerodynamicznych, a nawet metod fabrykacyjnych niektórych elementów turbin.
- 20 **AO4x** B4 2—50  
**Postęp światowy w konstrukcji turbin spalinowych.** „World Progress in Design (Gas Turbine Topics)“. Oil and Gas Turbine, nr 203, t. 17, marzec 50, s. 396, A4, 6 str., 2 fot., 5 tab. — Artykuł zawiera przegląd turbin spalinowych stacyjnych, zbudowanych w ostatnim trzyleciu. Omówiono kolejno rozwój produkcji tych maszyn w Szwajcarii, Anglii, Ameryce, Francji, Danii, Holandii i Szwecji oraz zamieszczono wykazy wszystkich turbin stacyjnych wykonanych dotychczas w wyżej wymienionych krajach.
- 21 **AO4tg : CO6x : PO7z : DO5z** B4 2—50  
**Johnson, P. Przyszłość turbin gazowych w przemyśle.** „Industrial Future of Gas Turbines“. Industry and Power, luty 50, A4, 2 str., 1 fot. — Autor omawia ważniejsze problemy związane z turbiną gazową. Do jej zasadniczych zalet należą małe wymiary i ciężar. Najpilniejszą sprawą jest tylko skonstruowanie jeszcze wymiennika ciepła o równie małych wymiarach. Z uwagi na wyżej wym. zalety turbina gazowa może konkurować z silnikiem Diesla jako silnik do lokomotyw. Przy wprowadzeniu pyłu węglowego koszt paliwa turbiny byłby niemal 50% niższy od kosztu paliwa dla silnika Diesla. Konieczne jest opracowanie przekładni mechanicznej dla pojazdów, aby uniknąć urządzeń elektrycznych. Turbina gazowa winna znaleźć szerokie zastosowanie w wytwórniach chemicznych, gdzie, z uwagi na charakter procesów wytwórczych, zachodzi konieczność sprężania powietrza i rozprężania wielkich ilości gazów. Turbina gazowa jest również odpowiednia dla okrętów (małe rozmiary i szybkie uzyskanie pełnej mocy). Na zakończenie autor omawia przemysłowe turbiny gazowe już używane lub będące w budowie.
- 22 **AOgz : PO1 : PO7z** B4 2—50  
**Hackett H. Zużycie ciepła 2320 K Cal/KWh w ręciowej siłowni Schillera.** „Heat Rate 9200 BTU/KWh at Schiller Mercury Station“. Industry and Power, luty 50, A4, 4 str., 7 fot., 1 schemat, 1 wykr. — W artykule omówiono pierwszą całkowicie wykończoną siłownię, w której użyto jako czynnika pary rtęci. Siłownia pracuje z obiegiem dwuczynnikiemowym, posiada 2 turbogeneratory o mocy 7500 KW na parę rtęci i jeden turbogenerator o mocy 25.000 KW na parę wodną. Zdaniem autora, przy przejściu z paliwa płynnego na pył węglowy, zużycie ciepła wzrośnie z 2320 KCal/KWh na 2370 KCal/KWh.
- 23 **AC2z : CO1zg** B4 2—50  
**Miller M. J. Silniki Diesla 32000 KM produkują także parę.** „Goshen's 3.200 HP Diesels also Generate Steam“. Industry and Power, marzec 50, s. 86, A4, 3 str., 5 fot., 1 schemat. — Artykuł zawiera opis instalacji dwu silników Diesla o dużej mocy (3200 KM), pozwalającej na wykorzystanie ciepła spalin do produkcji pary wodnej niskiego ciśnienia. Para ta zużyta jest następnie do podgrzewania paliwa, co daje możliwość stosowania gorszego gatunku (a zatem tańszego) paliwa oraz do ogrzewania pomieszczeń. Korzyściami takiego urządzenia są zwiększenie ogólnej sprawności cieplnej siłowni oraz redukcja do minimum hałasu silników przy pracy.
- 24 **AO5 : ZO4r** B4 2—50  
**Macmillan R. H. (Cambridge University). Dwa zagadnienia z lotu rakiety.** „Two Aspects of Rocket Flight“. Aircraft Engineering, nr 252, luty 50, 31 × 25 cm, 2 str. — Autor rozpatruje dwa problemy: 1. Jaką prędkość obrotową należy nadać rakiecie bez ubrzechwienia, aby była stateczna?

## A — SILNIKI c. d.

2. Jakie korzyści daje stosowanie rakiet wielostopniowych, pod względem możliwości uzyskania większych szybkości lotu i lepszego stosunku ciężaru użytecznego do całkowitego?

25 **AO2kw** Bt 2—50  
Hiot G. F., Robson J. V. B. (Ricordo C<sup>o</sup> Ltd). **Dwu-taktowy, suwakowy silnik lotniczy dużej mocy.** „A High-Power Two-Cycle Sleeve-Valve Engine for Aircraft“. Aircraft Engineering, nr 251, styczeń 50 i nr 252, luty 50, 31 × 25 cm, 10,5 str. 2 fot., 3 rys., 19 wykr., 3 tab. — Artykuł zawiera szczegółowy opis kilkuletnich badań nad silnikami dwusuwowymi z wtryskiem paliwa, który, zanim pojawił się napęd odrzutowy, stanowił poszukiwane ulepszenie silnika lotniczego w stosunku do czterosuwu. Przeprowadzone porównanie z czterosuwem, mimo iż temat stracił na aktualności, pozostaje nadal interesujące.

26 **AO4z : AO7z** B4 2—50  
Ledineg M, Fellner J. **Urządzenie parowe, czy turbina spalinowa?** „Dampfanlage oder Gasturbine?“. Maschinenbau und Wärmewirtschaft, nr 1, styczeń 50, 30 × 21 cm, 4 str., 5 rys., 4 wykr. 3 tab., 7 poz. bibl. — Sprawności turbin spalinowych zestawia się zwykle bezpośrednio ze sprawnościami istniejących turbin parowych. W artykule problem ten jest rozpatrzony pod odmiennym kątem widzenia, polegającym na porównaniu sprawności obu tych maszyn przy jednakowych temperaturach na łopatkach.

27 **AOz : D11z : CO6zp** B4 2—50  
Müller K. J. **Niektóre problemy dotyczące turbiny spalinowej.** „Über Gasturbinenprobleme“. Maschinenbau und Wärmewirtschaft, nr 1, styczeń 50, 30 × 21 cm, 5 str., 1 rys., 8 wykr., 16 poz. bibl. — W artykule poruszono trzy problemy, a mianowicie: 1. Wpływy oddziaływujące na sprawność turbiny. 2. Rozkład temperatur w wirnikach turbiny. 3. Sprawność i gabaryt wymiennika ciepła. Autor opiera się na znanych wynikach doświadczeń nie omawiając ich szczegółowo, a tylko odsyłając czytelnika do źródeł.

28 **AO7t : Dx : ZO3 : Mk** B4 2—50  
Abramowicz S. F., Kurzon A. G., Moisejew A. A. **Okrętowe turbiny parowe.** „Sudovyje parovyje turbiny“. Morskoj transport, Moskwa 49, — D, 16 × 25 cm, 460 str., 5 fot., 243 rys., 42 tab., 83 wykr. — Wymieniona książka jest podręcznikiem dla studentów wyższych uczelni specjalizujących się w budowie maszyn okrętowych. Dział teoretyczny potraktowano raczej pod kątem widzenia praktycznych potrzeb konstruktora, bez wglębiania się w subtelności teorii, zarówno jeśli chodzi o obliczenia przepływów jak i obliczenia cieplne. Zebrano tu znane klasyczne wiadomości z tej dziedziny. W tekście można znaleźć wiele wskazówek praktycznych i gotowych wzorów oraz schematy obliczeń ujęte w tabele. Rozpatrzone typy turbin używane na statkach handlowych ilustrując rozważania przykładami turbin produkcji radzieckiej. Dużo miejsca poświęcono opisowi konstrukcji detali, takich jak wirniki, wały, bębny, korpusy, łożyska sztywne i oporowe, organy regulacji, uszczelnienia, przekładnie zębate i kondensatory. Osobny rozdział poświęcono obliczeniom wytrzymałościowym tych wszystkich elementów turbiny. Opisano w skrócie systemy instalacji turbin na statkach i zasady ich eksploatacji. Na końcu zamieszczono wykaz i dane, dotyczące materiałów stosowanych w konstrukcjach tego rodzaju turbin.

29 **AO3 : DO41 : D10wz** B4 2—50  
**Nowe wyposażenie i postęp.** „New Equipment and Developments“. Industry and Power, styczeń 50, s. 9, A4, 8 str. 39 rys. — Prócz elektronowej sondy dźwiękowej, łatwego w obsłudze specjalnego zaworu odcinającego, automatycznego (zegarowego)

urządzenia przeciwpożarowego, piętrowego wózkadźwigu na obciążenie do 1800 kg, dwustuamperowej łukowej spawarki elektrycznej, przewoźnej, z silnikiem spalinowym o mocy około 30 KM napędzającym generator prądu stałego o napięciu 20—40 Volt, odciążonego zaworu sprzęgniętego na stałe ze specjalnym kółkiem ręcznym, gaśnicy z ulepszonym zaworem rozprężnych złącz antykorozyjnych, olbrzymego podgrzewacza elektrycznego o użytecznej mocy 2 do 18 KW, na jedną lub 3 fazy i o napięciu od 115 do 550 Volt, specjalnego zaworu na paliwo płynne lub gazowe, sterowanego elektromagnetycznie i mającego zmniejszyć wahania, wzgl. spadek mocy wynikający z przemykania zaworu, wieloliniowego rozdzielacza, mogącego obsłużyć 1—42 obwodów elektrycznych, młotka elektrycznego i wielu innych ciekawych nowości na specjalną uwagę zasługuje przyrząd do automatycznego określenia czystości pary (Hagan Automatic Degasser), tj. ilości powietrza w parze wodnej — którego opis wraz z fotografią i schematem znajdujemy pod nr 303, na str. 9.

## B — MASZyny

30 **BO22z : ZO4t** B4 2—50  
Weske J. (Brown University, Providence, U. S. A.). **Prądy wtórne między wirującymi łopatkami przy wysokich liczbach Reynoldsa.** „Secondary Flows in Rotating Blade Passages at High Reynolds Numbers“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Lindyn 48, t. 2, s. 155, B5, 6 str., 8 rys., 2 poz. bibl. — Warstwa przyścienna na powierzchni wirującej przesuwana się pod działaniem sił odśrodkowych. Autor analizuje ten ruch, rozkład składowych promieniowych prędkości i gradient ciśnienia, wywołany przepływem promieniowym w wirującej warstwie oraz na tle rozważań nad statecznością stara się wyjaśnić zjawisko oderwania na końcach łopatek sprężarki osiowej.

31 **BO1 : BO2 : BO3tkz** B4 2—50  
Lisickin N. E. **Sprężarki.** „Kompresornyje maszyny“. A. M. Gorszkov Gos. Energ. Izd., Moskwa-Leningrad 48, — D, A5, 404 str. 271 rys. 26 tab. — Książka powyższa jest wyczerpującym dziełem, traktującym ogólnie o sprężarkach wszelkich konstrukcji i odmian, używanych w chwili obecnej w technice. Przed szczegółowym rozpatrzeniem każdego typu sprężarek: tłokowych, pałeczkowych z pierścieniem wodnym, z dwoma rotorami zwykłymi i o zębach śrubowych oraz pomp próżniowych autorzy analizują w sposób wyczerpujący, tak teoretycznie jak rzeczywistość zachodzące, procesy w czasie sprężania, które ma miejsce podczas pracy danego rodzaju sprężarki. Wzięto również pod uwagę sprężanie jedno- i wielostopniowe. Uzyskane przy pomocy analizy termodynamicznej proste wzory pozwalają na przeprowadzenie obliczeń mocy oraz zasadniczych wymiarów potrzebnych do konstruowania sprężarki. W połączeniu z pewną ilością rozważań wytrzymałościowych wzory te pozwalają również na obliczenie ważniejszych zespołów konstrukcyjnych i detali każdego z omawianych typów sprężarek. W książce znajdujemy szczegółowe obliczenie rozrzędu sprężarek: zaworów samoczynnych, suwaków czy regulacji wydatku, zaś jeśli chodzi o detale: obliczanie i konstrukcyjne rozwiązania ram, cylindrów, tłoków i ich pierścieni, dławików, korbowodów, krzyżulców, wałów wykonanych z zamachowych, chłodnic międzystopniowych, separatorów, oleju, zbiorników wyrównawczych i profili łopatek sprężarki osiowej. Uzupełnienie treści stanowi ciekawy rozdział o eksploatacji sprężarek, zawierający przykłady układów kompresorów spotykanych w przemyśle.

## C — URZĄDZENIA CIEPLNE

32 **C10z : BO4 : D15z : ZO3** B4 2—50  
Hicks T. G. **Dobór właściwych pomp dla układów kondensacyjnych turbin.** „Selecting the Right Pumps

## C — URZĄDZENIA CIEPLNE c. d.

for Turbine Condenser Systems". *Industry and Power*, luty 50, A4, 3 str. 5 schematów, 2 tab. 3 wykr. — Autor omawia dobór odpowiednich pomp do wody chłodzącej skraplacz i pomp do skroplin. Załącza wykresy strat tarcia w skraplaczach powierzchniowych, tablice obrazujące zastosowanie pomp, charakterystyki pomp, obliczenia ciśnienia pompowania oraz wiadomości o regulacji pomp.

33 **C10z : DO41z** B4 2—50  
Hicks T. G. **Eżektor powietrzny i zawory bezpieczeństwa stosowane w urządzeniach kondensacyjnych.** „Air Ejectors and Relief Valves Needed for Condenser Systems". *Industry and Power*, marzec 50, s. 83, A4, 3 str. 2 fot. 2 schem. 1 wykr. 1 tab. — Artykuł zawiera opis działania nowoczesnych eżektorów dwustopniowych, ilustrowany schematem działania i rozmieszczenia eżektorów w urządzeniu kondensacyjnym oraz wykres określający najbardziej ekonomiczny wydatek eżektora w zależności od wielkości kondensatora. Poza tym artykuł zawiera wyjaśnienia konieczności stosowania zaworów bezpieczeństwa w kondensatorach oraz dane liczbowe, dotyczące dopuszczalnych nadwyżek ciśnienia w tych zaworach.

34 **CO7g** B4 2—50  
Doering R. M. **Kotłownie nie są złem koniecznym.** „Boiler Houses are not Necessary Evils". *Industry and Power*, luty 50, A4, 3 str. 2 fot. 2 tab. — W artykule znajdujemy rozpatrzenie możliwości ulepszeń i oszczędności w kotłowniach oraz zachętę, aby z tych możliwości nie rezygnować.

35 **CO54z** B4 2—50  
Agostini A. (C. N. R. S.). **Anemometr z wyładowaniem elektrycznym „Corona“.** „Un Anemometr à décharge — Corona". *Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics*, Londyn 48, t. 2, s. 56, B5, 11 str. 5 rys. 13 wykr. — W artykule znajdujemy opis zasady działania i budowy anemometru z wyładowaniem elektrycznym „Corona“, służącego do pomiarów burzliwości. Na tym nowym przyrządzie osiąga się wyniki podobne do tych, co na anemometrze z żarzącym się drucikiem, jednak zakres czułości rozszerza się na znacznie większą gamę częstotliwości.

36 **CO54 : ZO4p** B4 2—50  
Popov C. G. **Pomiary przepływów powietrza.** „Измерение воздушных потоков“. O. G. I. Z. Moskwa 47, — D, 20 × 1 cm. 296 str. 90 rys. 28 wykr. 171 poz. bibl. — Książka omawia różne metody pomiarów ciśnień i prędkości w przepływach powietrza i przyrządy stosowane do tych pomiarów, poczynając od dawno znanych a kończąc na nowszych, bardziej czułych, używanych w laboratoriach. Obok poglądowych opisów budowy przyrządów i ich schematów, wiele miejsca autor poświęcił teorii pomiarów. Na treść książki składają się rozdziały następujące: 1. Mikro-manometry hydrostatyczne; 2. pomiary średnich ciśnień, prędkości i kierunków prędkości przy pomocy przyrządów ciśnieniowych, mechanicznych oraz elektryczno-oporowych; 3. oznaczenie ciśnienia i prędkości zmiennych w czasie (wymieniono tu anemometry elektryczno-oporowe z nitką, anemometry z cichym wyładowaniem oraz przyrządy elektryczne do pomiarów ciśnienia, przy czym te ostatnie potraktowano w wielkim skrócie, bez rozpracowywania teoretycznego); 4. wizualne badania przepływu powietrza.

37 **CO53** B4 2—50  
Wolf M. O. W. **Pomiary pulsujących ciśnień cieczy.** „The Measurements of Fluctuating Fluid Pressures“. *Aircraft Engineering*, grudzień 9, nr 250, 31 × 25 cm, 10 str. 4 fot. 13 rys. 16 wykr. 11 poz. bibl. — Artykuł zawiera przegląd indykatorów, używanych do pomiarów szybkozmiennych ciśnień w sil-

nikach tłokowych, turbinach spalinowych, urządzeniach hydro- i aerodynamicznych. Wyliczono wszystkie istniejące typy tych przyrządów, a więc mechaniczne, elektryczne oporowe, elektromagnetyczne, piezoelektryczne, fotoelektryczne i kondensatorowe, z omówieniem warunków, w jakich zastosowanie danego przyrządu jest najwłaściwsze.

38 **CO6p : ZO4p** B4 2—50  
Boelter, Guibert, Romie, Sanders, Rademacher. (Naca Note). **Badanie wymienników lotniczych cieplnych.** „An Investigation of Aircraft Heaters“. *Aero Digest*, lipiec 9, nr 1455, s. 96, 1 str. Opracowane przez NACA sprawozdanie zawiera dane, dotyczące szeregu badań wymienników ciepła dla powietrza i spalin aktualnych we wszystkich turbinach gazowych, przeprowadzonych na Uniwersytecie w Kalifornii. Badania obejmują przepływy czynników równoległe, określenie spadku ciśnienia, rozkładu temperatur itp.

39 **CO1 : MO8z** B4 2—50  
Ritchie. **Projekt pieca oporowego na wysoką temperaturę.** „Design of a High Temperature Resistance Furnace“. *Journal of the American Ceramic Society*, styczeń 50, A4, 2 str., — Opisano elektryczny piec oporowy, zdolny do działania w temperaturach do 2075° C, w próżni, wzgl. w atmosferze wodoru lub jakiegoś gazu szlachetnego. Zagadnienie usuwania atmosfery zanieczyszczonej przez materiały pieca zostało rozwiązane przez powleczenie ścian pieca, chłodzonych węzownicą od zewnątrz, warstwą srebra oraz przez odpowiednie rozmieszczenie niezbędnej izolacji.

40 **CO55p** B4 2—50  
Turbull J. C. **Dilatometr zapisujący do pomiaru wydłużania się ciał stałych.** „Recording Dilatometer for Measuring Thermal Expansion of Solids“. *Journal of the American Ceramic Society*, luty 50, s. 54, A4, 2,5 str. 3 rys. — W omawianym dilatometrze samopiszącym elementem mierzącym jest cieplne wydłużenie liniowe zwyczajnego elementu, służącego do pomiaru naprężenia przy pomocy pospolitego samopiszącego potencjometru, który normalnie jest przekąźnikiem wydłużenia spowodowanego wyężeniem materiału narażonego przy stałej temperaturze na działanie sił zewnętrznych. Dokładność, uzyskaną tą metodą, można określić jako równą około 0,5% pełnej skali.

41 **CO7 : D17z** B4 2—50  
Leatham C. H. **Próby nowych kotłów działających skuteczniej przy 113% obciążenia.** „Crucibles New Boilers Operate Efficiently at 113% of Rating“. *Industry and Power*, styczeń 50, s. 72, A4, 3 str. 6 rys. fot. — Przewidywane na 75000 ft pary/godz/34 tonn/godz, dwa nowe kotły o wspólnym palenisku, konstrukcji Crucible Steel Company of America's Midland Pa, pracowały na wydatek 85000 ft/godz/38,6 tonn/godz/ w okresie 24 godzin bez żadnych ujemnych skutków. Palniki na pył węglowy zostały zaopatrzone dodatkowo w urządzenie, pozwalające na spalania gazu wielkopieczowego, ponadto zaś użyty został podgrzewacz okrętowy, dostosowany do służby stacyjnej.

42 **CO3tz** B4 2—50  
Cline C. R. **Wybór układów zbierających pył wywoływanych przez wiele czynników.** „Choice of Dust Collecting Systems Governed by Many Factors“. *Industry and Power*, styczeń 50, s. 78, A4, 5 str. 5 fot. 2 schem. — Autor przytacza pewną ilość danych, jego zdaniem niezbędnych dla projektowania każdego zakładu przemysłowego, zanim jeszcze zostaną zbadane i oszacowane przez odpowiednią selekcję układy gromadzące pył. Opisano kilka przykładów urządzeń i rozwiązań trudniejszych problemów, aby wskazać czego może na tym polu dokonać wyobraźnia techniczna.

43 **CO7tkw** B4 2—50  
Ramzin L. K. prof. dr. inż. laureat Stalinowskiej premii. (Praca zbiorowa). **Bezwalczakowe, opłom-**

## C — URZĄDZENIA CIEPLNE c. d.

**kowo-rurkowe kotły Ramzina.** „Prjamotočnyje kotły Ramzina. Gosudarstr. eneg. izdat. Moskwa 48, — D, A5, 327 str. 12 rys. — Książka powyższa, na którą składa się sześć części różnych autorów, z pierwszą napisaną przez Ramzina, poświęcona jest jednemu z najpoważniejszych i oryginalnych osiągnięć przemysłu radzieckiego, jakim jest bezwalczakowy kocioł wysokiego ciśnienia typu Ramzina. Pierwszy taki kocioł, o wydatku 200 tonn/godz, ciśnieniu 140 atm. i temp. 500°C, został oddany do eksploatacji w roku 1933. Pracuje on po dzień dzisiejszy, przy czym okazał się bardziej ekonomicznym kotłem od stosowanych w tej samej kotłowni wysokoprężnych kotłów Lofflera. Pracuje on wbrew ogólnej ujemnej o nim opinii technicznej Zachodu, powodowanej porównaniem ze skonstruowanymi przez Siemens'a kotłami Benson'a, które od roku 1933 nie wyszły jęszcze ze swych „chorób dziecięcych“. Pierwsza część książki daje obraz ogólny rozwoju konstrukcji kotłów Ramzina, dotychczasowe rezultaty eksploatacji oraz dalsze ich perspektywy rozwojowe. W następnych częściach znajdujemy szczegółowy opis, rysunki i schematy różnych konstrukcji tego typu kotłów, opis, schematy i szczegóły konstrukcyjne, synchronizacji zasilania wodą i paliwem, automatyki regulacji osprzętu, armatury, uruchamiania, przygotowywania pyłu i mazutu, a także pewną ilość danych technologicznych o przygotowaniu kolektorów i materiałach stosowanych w kotłach Ramzina. W ostatniej wreszcie części podano opis szczegółowy postępowania w czasie eksploatacji, opis przeprowadzania przeglądu przed uruchamianiem, włączania kotła w sieć oraz usuwanie ewentualnych możliwości awarii i sposobów zapobiegania im.

## D — CZĘŚCI SILNIKÓW, MASZYN I URZĄDZEŃ CIEPLNYCH

44 **DOXk** B4 2—50  
**Osiągnięcia firmy Solar.** „Solar Science“. Aero Digest, styczeń 50, s. 38, A4, 2 str. 4 rys. — Arty-2013 Przegląd mech. — K 6

kuł podaje nowe sposoby fabrykacji silników turbinowych. Załączone fotografie i przytoczone opisy wskazują, że dużo części silnika turbinowego J47 jest spawanych spawarkami elektrycznymi rolkowymi oraz wielobiegunowymi. Opisane są również sposoby tego spawania.

## M — MATERIAŁY

45 **MO13w** B4 2—50  
**King R. H. Uwagi o obróbce stali nierdzewnej.** „Notes on Machining Stainless Steel“. Aircraft Engineering, nr 252, luty 50, 31 × 25 cm, 1,75 str. — Właściwości obróbkowe stopów chromowych i chromoniklowych zależą od składu procentowego i stanu strukturalnego materiału, oprócz tego sposób obróbki, rodzaj użytych narzędzi i obrabiarek wpływa na łatwość obróbki. Artykuł zawiera wiele praktycznych uwag dotyczących obróbki mechanicznej wyżej wymienionych stopów.

46 **MO7z** B4 2—50  
**Deutsch, Repko, Lidman. (NACA Note nr 1915). Właściwości charakterystyczne kilku materiałów ceramicznych na bazie karbidu tytanu przy podwyższonych temperaturach.** „Elevated-Temperature Properties of Several Titanium-Carbide Base Ceramals“. Aero Digest, lipiec 49, s. 96, A4, 1 str. — Sprawozdanie NACA zawiera wyniki prac badawczych nad wymienionymi w tytule materiałami ceramicznymi. Badania przeprowadzone w zakresie temperatur 880—1300°C dotyczą gęstości, wytrzymałości na rozerwanie, współczynnika rozszerzalności oraz struktury stopów jako też ich odporności na utlenianie. Były one wykonywane pod kątem widzenia zastosowania do turbin gazowych.

47 **MO7z** B4 2—50  
**Whitman and Repko, (NACA Note nr 1914). Utlenianie karbidu tytanu, materiały ceramiczne zawierające molibden, tungsten i kobalt.** „Oxidation of the Titanium Carbide Ceramals Containing Mo, Tu, and Co.“ Aero Digest, lipiec 49, s. 96, A4, 1 str. — Dane dotyczące materiałów ceramicznych na bazie karbidków, które zwróciły na siebie uwagę jako nadające się do zastosowania w turbinach gazowych, z powodu posiadanej wytrzymałości przy znacznych temperaturach i wysokiej przewodności cieplnej.

48 **MO7w** B4 2—50  
**Kilka charakterystycznych właściwości glazur — fizycznych i chemicznych — uzyskanych doświadczalnie.** „Some Physical and Chemical Properties of Experimental Glazes for Vitrified Institutional White-ward“. Journal of the American Ceramic Society, styczeń 50, A4, 7 str. — Twardość Knoapa glazur, o składzie wymienionym w artykule, wzrosła w wysokim stopniu, głównie przez zastąpienie albo usunięcie spośród składników potasu lub tlenków sodu przez lit lub beryl, jak również przez zastąpienie berylu przez tlenek potasu oraz bezpośrednie dodanie tlenku potasu. Twardość uzyskanych przy tych założeniach glazur była około 20% wyższa od twardości dotychczas uzyskiwanych. Trwałość chemiczna glazur uległa również poprawie, a to w wyniku zastąpienia tlenku litu i tlenku berylu przez tlenki potasu i sodu oraz przez zastosowanie aluminium na miejsce cyrkonu.

49 **MO7w : MO6z** B4 2—50  
**Foster L. S., Forbes L. W., Friar In. V. B., Moody and L. S., Smith W. A. Karbidki syntetyczne, uzyskane przy pomocy wiązań ulatniających się.** „Sinteting Carbides by Means of Fugitive Binders“. Journal of the American Ceramic Society, styczeń 50, A4, 6,5 str. 11 rys. 6 tab. — Metoda syntezy karbidków pozwala na wytwarzanie grubych i mocnych części o dokładnych wymiarach — gdy tylko nie zawierają one metalu wiążącego. Pomocą w syntezie może być natomiast dodanie nieznacznej procentowo ilości metalu wiążącego, np. kobaltu, niklu lub innych tlenków, który następnie, w wysokiej temperaturze i w próżni, podczas przebiegu samej syntezy ulatnia się. Autorzy badali tę metodę w zastosowaniu do karbidków tungstenu, karbidków tantalu oraz karbidków columbium. Przytoczono doskonałe własności mechaniczne produktów na dowód, że teoria szkieletu z karbidków tłumaczy ich wysoką wytrzymałość po scementowaniu.

50 **MO7w** B4 2—50  
**Friedberg A. L., Petersen F. A. Badania pospolitych emalii porcelanowych zawierających w swym składzie tytan.** „Systematic Study of Simple Titania-Bearing Porcelain Enamels“. Journal of the American Ceramic Society, styczeń 50, A4, 8 str. — Autorzy opisują szczegółowo badania przemysłowych emalii porcelanowych tytanowych oraz ich własności. Badano sześć głównych składników: Na<sub>2</sub>O, K<sub>2</sub>O, SiO<sub>2</sub>, B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiO<sub>2</sub> oraz F<sub>2</sub> zmieniając w szerokich granicach procentowy skład SiO<sub>2</sub>, B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiO<sub>2</sub> i alkali. Stosując różne temperatury wypalania wykonano około 100 emalii i zbadano następujące ich własności: współczynnik wydłużenia cieplnego, barwę, połysk, odporność na utlenianie i długość fali przy największym załamaniu. — Emalia I 12, będąca jedną z badanych, wykazała w szczególnie wysokim stopniu właściwości wymagane od dobrej białej emalii do naczyń kuchennych. W porównaniu z emaliami tytanowymi typu dawniejszego jest ona o wiele delikatniejszą, wypala się przy niższej temperaturze, posiada wyższą płynność i wydłużenie, ponadto zaś zachowuje wymaganą stałość koloru, połysk, załamanie, odporność na utlenianie i trwałość.

51 **MO7w** B4 2—50  
**Thomas R. H. Równowaga faz w części układu potrójnego BaO, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiO<sub>2</sub>.** „Phase Equilibrium in a Por-

## D — MATERIAŁY c. d.

tion of the Ternary System  $BaO, Al_2O_3, SiO_2$ ". *Journal of the Am. Cer. Society*, luty 50, A4, 10 str. 6 rys. 4 tab. — Opisano badania nad zachowaniem zasady równowagi faz w stopach trzech tlenków:  $BaO, Al_2O_3$ , oraz  $SiO_2$  przy wysokich temperaturach, z zachowaniem jednak ciśnienia atmosferycznego. Wymienione stopy potrójne badano w obrębie powierzchni obejmującej wagowo mniej niż 30%  $Al_2O_3$  oraz więcej niż 20%  $SiO_2$ . Przy określaniu faz zestawionych posługiwano się badaniem złomu i promieniami X. W artykule zostały również przedstawione w formie wykresu izoterm (z zaznaczeniem refrakcji) fazy kryształowe w obrębie badanej powierzchni, dla związków chemicznych, które tworzą trzy wyżej omawiane tlenki. Ogólnie zbadano siedem powierzchni, zaś jedenaście rodzin krzywych określono z dokładnością składu  $\pm 2,5\%$ , przy dokładności temperatur na badanych powierzchniach  $\pm 25^\circ C$ .

52 **M10w** B4 2—50  
Delmonte J. **Niemetalowe materiały w produkcji sprzętu lotniczego.** „Non-Metallic Dies for Aircraft Fabrication”. *Aero Digest*, styczeń 50, s. 52, 2 str. 3 rys. 1 tab. — Niemetalowe materiały w produkcji sprzętu lotniczego zwróciły na siebie uwagę i zainteresowanie inżynierów oraz wytwórców przyrzędów i uchwytów ze względu na to, że w wielu wypadkach ich taniać i łatwość wyprodukowania jest wprost bezkonkurencyjna. Największą wadą niektórych z nich była jedynie zmiana stałości wymiarów w okresie „starzenia”. W przytoczonym artykule autor rozpatruje nowe materiały niemetalowe, które będzie można niewątpliwie zastosować z pożytkiem w wielu jeszcze innych niż dzisiaj dziedzinach techniki.

## P — PALIWA I SMARY

53 **Polz** B4 2—50  
Ogston A. R. **Przyszłe kierunki rozwojowe paliw lotniczych.** „Future Trends in Aviation Fuels”. *Aero Digest*, styczeń 50, s. 14, A4, 3,5 str. 2 fot. 1 tab. 1 wyk. — Autor porusza wymagania antydetonacyjności, stawiane paliwom lotniczym w ostatnim 30-leciu, uwzględniając zastosowanie benzyny jako paliwa do silników turbinowo-odrzutowych oraz dowodzi, że prymat benzyny w lotnictwie jeszcze się nie skończył. Artykuł zawiera tablicę podającą dane dotyczące trzech paliw stosowanych w silnikach turbinowo-odrzutowych.

## Z — ZAGADNIENIA TEORETYCZNE

54 **BO4rz** B4 2—50  
Batchelop G. K. (Trinity College, Cambridge). **Współczesny rozwój badań burzliwości.** „Recent Developments in Turbulence Research”. *Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics*, Londyn 48, t. wstępny, s. 27, B5, 20  $\times$  16 cm, 30 str. 17 wyk. 21 poz. bibl. — Autor wyjaśnia proces zachodzący przy rozpadzie izotropowej burzliwości. Po przypomnieniu zasad teorii burzliwości Kolmogorowa i późniejszych hipotez Heisenberga, autor przedstawia w jakim stopniu przewidywania tych uczonych zgadzają się z wynikami doświadczeń.

55 **ZO4r** B4 2—50  
Kampé de Fériet J. **Tensor spektralny jednorodnej burzliwości nieizotropowej w cieczy nieściśliwej.** „Le tenseur spectral de la turbulence homogène non isotrope dans un fluid incompressible”. *Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics*, Londyn 48, t. wstępny, s. 6, B5, 21 str., poz. bibl. — Autor stara się wykazać celowość wprowadzenia do teorii burzliwości tzw. tensora spektralnego zastępując nim Karmanowski tensor korelacji. Prowadzi to do uogólnienia i rozszerzenia teorii na wypadki nieizotropowe. Omawia szczególnie wypadek burzliwości

izotropowej oraz energię burzliwości w ośrodku nieściśliwym i lepkiem.

56 **ZO1** B4 2—50  
Parkes E. W. **Układy równań liniowych.** „Linear Simultaneous Equations”. *Aircraft Engineering*, nr 252, luty 50, 31  $\times$  25 cm, 1,5 str. 1 rys. — W technice nieraz zachodzi potrzeba rozwiązania układu złożonego w większej ilości równań liniowych. Podchodząc do powyższego zagadnienia ze strony praktycznej autor próbuje ustalić w jakim stopniu czas potrzebny do rozwiązania zależy od ilości równań oraz z jaką dokładnością należy rachować, aby błędy wyników nie przekroczyły wymaganych wartości.

57 **ZO1** B4 2—50  
Correyette J. W. (Royal Statistical Society). **Przewidywanie ciężaru skrzydła samolotu.** „Aircraft Wing Weight Estimation”. *Aircraft Engineering*, nr 251, styczeń 50, 31  $\times$  25 cm, 4 str. 1 tab. 4 wyk. — Porównano różne metody szacowania ciężaru skrzydła. Z podanego zestawienia możliwych błędów wynika, że nieraz sposoby liczenia bardziej złożone dają poważniejsze odchyłki niż znacznie uproszczone. Na podstawie przeprowadzanych przez siebie badań, autor wyprowadza własną metodę, pozwalającą zmniejszyć błąd rachunku z 12% na 7,5%.

58 **ZO3p** B4 2—50  
Hetényi M. prof. (Northwestern Technological Institute, Evanston, Illinois, U. S. A.). **Obecny stan rozwoju analizy doświadczalnej stanu napięcia.** „The Present State of Development of Experimental Stress Analysis”. *Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics*, Londyn 48, t. wstępny, s. 57, 20  $\times$  16 cm, 18 str. 22 fot. 2 rys. 17 poz. bibl. — Podstawowym czynnikiem pewności konstrukcji jest analiza stanu napięcia. Autor podkreśla ważność tego zagadnienia i wskazuje na niektóre źródła ustalenia przyczyn zniszczenia. Przedstawia także, w formie krótkich relacji, z podaniem odpowiedniej literatury, osiągnięcia w nowoczesnych metodach doświadczalnej analizy stanu napięcia.

59 **ZO3r** B4 2—50  
Timoshenko S. prof. (Stanford University). **Wytrzymałość materiałów. Część I.** „Strength of Materials, Part I”. 2 wyd. 1946. — D, 23  $\times$  15 cm, 359 str. 15 rys. 4 tab. — Książka wchodzi w skład dwutomowej całości. Część pierwsza zawiera elementarną teorię i zagadnienia wytrzymałości materiałów, druga zaś jest szerszym pogłębieniem całości, dostępnym już raczej dla czytelnika bardziej zaawansowanego. Przedmiotem książki jest zasadniczo materiał objęty zazwyczaj wykładami wytrzymałości materiałów w wyższych uczelniach technicznych. Przy użyciu takich tylko środków matematycznych, jakich znajomość dają normalne studia techniczne, autor podaje bardzo szeroki materiał, obejmujący analizę stanu napięcia i odkształcenia w wypadku ściskania i rozciągania, ścinania, skręcania, zginania, zagadnienia ugięcia osi pręta, wypadki statycznie niewyznaczalne, zagadnienia dotyczące belek złożonych i o zmiennym przekroju, wreszcie omawia zjawisko wyboczenia, zagadnienie wytrzymałości złożonej oraz energię odkształcenia i metody energetyczne wytrzymałości materiałów. Wykład jest wyjątkowo szeroko obrazowany przykładami i zadaniami. W zakończeniu zamieszczony jest dodatek traktujący o momentach bezwładności figur płaskich.

60 **ZO3z** B4 2—50  
Saravanos B., A. F. R. Ae. S. **Analiza konstrukcji złożonych z prętów zakrzywionych o zmiennym przekroju.** „The Analysis of Structures Consisting of Curved Members of Variable Section”. *Aircraft Engineering*, nr 251, styczeń 50, 31  $\times$  25 cm, 2 str. 6 rys. — Artykuł traktuje sprawę dostosowania metody Hardy-Cross'a do rozwiązywania konstrukcji hiperstatycznych z prętami zakrzywionymi o zmiennym



## Z — ZAGADNIENIA TEORETYCZNE c. d.

przekroju. Autor podaje wyprowadzenie i zastosowanie wzorów na sztywność pręta oraz współczynniki rozkładu obciążenia węzła na poszczególne pręty i wpływu na węzły pozostałe.

61 **ZO3r** B4 2—50  
Roberts H., B. Sc. A. F. R. As. S., A. M. I. Mech. E. Uwaga o zasadzie jednoznaczności. „A Note on the Principle of Uniqueness“. Aircraft Engineering, nr 251, styczeń 50, 31 × 25 cm, 1 str. 3 rys. 1 tab. — Opierając się na zasadzie jednoznaczności układu sił wewnętrznych w konstrukcji kratowej autor wskazuje przykładowo drogę uproszczonego wyznaczenia napięć w prętach konstrukcji, w której część elementów jest nieobciążona i w której można przewidzieć „drogę“ przeniesienia się obciążeń na elementy kratownicy.

62 **ZO2r** B4 2—50  
Kalighman (NACA Note nr 1229). Przewodzenie ciepła w warstwie przyściennej. „Heat Transmission in the Boundary Sayer“. Aero Digest, kwiecień 49, s. 96, A4, 1 str. — Autor rozważa warstwę przyścienną laminarną i burzliwą, przy przepływie gazu dookoła ciała dwuwymiarowego, z uwzględnieniem przechodzenia ciepła z gazu do ścianki, przy dużym zakresie prędkości oraz różnic temperatur. Rozważania dotyczą współczynnika przewodzenia ciepła, współczynnika tarcia oraz grubości warstwy przyściennej.

63 **ZO4t** B4 2—50  
Nown I. S. Mc., Lee H. M., Phersen M. B. Mc. Enger S. M.: Wpływ bliskości ścianek na opór kul. „Influence of Boundary Proximity on the Drag of Spheres“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 17, B5, 12,5 str. 2 rys. 6 wykr. 14 poz. bibl. — Autorzy wprowadzają współczynnik oporu kuli, uwzględniający bliskości ścianek, obok których się ona porusza. Rozpatrują efekt ścianek cylindrycznych, z którymi często ma się do czynienia przy pomiarach laboratoryjnych lepkości. Przytaczają wyniki doświadczeń i przeprowadzają nad nimi dyskusję.

64 **ZO4t** B4 2—50  
Blok H., van Rossum J. J. (Laboratory of the Dutch Shell). Podnoszenie cieczy siłami lepkości. „Lifting of Liquids by Viscous Forces“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 31, B5, 13 str. 2 rys. 3 wykr. 13 poz. bibl. — Gdy wynurzamy ciało stałe z cieczy, to do ścianek jego przykleja się warstewka cieczy, która unosi się w górę mimo przeciwdziałania sił ciężania. Autorzy analizują to zjawisko rozpatrując kilka możliwych wypadków i poddają krytyce dotychczasowe prace teoretyczne i doświadczalne na ten temat.

65 **ZO4p : CO5z** B4 2—50  
Fave A. (Faculté des Sciences de Marseille). Pomiar statystyczne korelacji w czasie. „Mesures Statistiques de la Correlation dans le Temps“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 44, B5, 12 str. 30 fot. 1 rys. 3 wykr. 1 tab. 9 poz. bibl. — Studium ruchu burzliwego wymaga przyrządów umożliwiających pomiary w czasie i w przestrzeni. Artykuł zapoznaje nas z takim właśnie przyrządem. Podano opis przyrządu, jego działania, sposobu cechowania i przykłady pomiarów korelacji zjawisk zachodzących w czasie badań w tunelu aerodynamicznym.

66 **ZO4t** B4 2—50  
Jerie J. dr. Przepływ przez jednostronne uszczelnienia labiryntowe. „Flow through straight-through labyrinth seals“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 70, B5, 13 str.

3 fot. 2 rys. 17 wykr. 7 poz. bibl. — Opierając się na doświadczeniach prof. Miskowskiego w Pradze autor przeprowadza rozważania teoretyczne nad przepływem w uszczelnieniach labiryntowych jednostronnych o dwóch i wielu ostrzach. Przytacza wyniki doświadczeń i podaje fotografie przepływów wykonane na modelach w kanale wodnym.

67 **ZO4z** B4 2—50  
Riabuszyński D. P. Zjawiska rysowania się linii prądu w warstwie przyściennej oraz burzliwości. „The Phenomenon of Striation of the Boundary Layer and Turbulence“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 97, B5, 14,5 str. 6 fot. 4 rys. 1 wykr. 24 poz. bibl. — Autor opisuje szereg prostych doświadczeń własnych, dających w efekcie obrazy przepływów w warstwie przyściennej na ściankach płaskich płytek. Na tym tle buduje model mechaniki powstawania i układania się linii wirowych, zgodnych z liniami prądu, w górnej części warstwy przyściennej.

68 **ZO4t : BO22z : D12z** B4 2—50  
Davidson J. M. Problem zanieczyszczania się łopatek sprężarki osłowej. „The Axial Compressor Blade Fouling Problem“. Proceedings of the Seventh International Congress for Applied Mechanics, Londyn 1948, t. 2, s. 200, B5, 11,5 str. 8 fot. 1 rys. 2 wykr. 1 tab. 3 poz. bibl. — Drobne zanieczyszczenia, istniejące zawsze w powietrzu zasysanym przez sprężarkę, osadzają się na powierzchniach łopatek powodując pogorszenie się ich własności aerodynamicznych i obniżając ich sprawność. W artykule omówiono mechanizm tworzenia się osadu, wpływ tego zjawiska na palisadę i stosowane środki zaradcze.

69 **ZO3 : CO54 : D140t** B4 2—50  
Andrews L. C. Analiza wytrzymałościowa układu przewodów parowych metodą doświadczalną (na modelu układu). „Model Test Analysis of Steam Piping“. Combustion, kwiecień 49, s. 53, A4, str. 4 fot. — Artykuł zawiera ogólny opis metody wyznaczania naprężeń w układzie przewodów parowych drogą doświadczalną, polegający na badaniu zmniejszonego i uproszczonego modelu układu rur, podaje również pobieżny opis używanych przyrządów pomiarowych i ogólne wzory przeliczania wyników pomiarów dokonanych na modelu, na układ rzeczywisty, przytaczając jako przykład badanie układu rur parowych w kotle parowym siłowni „Dunkirk Steam Electric Co“.

70 **ZO2p** B4 2—50  
Townend D. T. A. Mechanizm rozchodzenia się płomienia. „The Mechanism of Flame Propagation“. Fuel, marzec 50, A4, 4 str. 1 wykr. — W artykule rozpatrzono różne zastosowania tzw. palnikowej metody pomiaru szybkości płomienia. Omówiono też rolę atomów wodoru przy rozchodzeniu się płomienia oraz dwustopniowe rozchodzenie się płomienia przy spalaniu węglowodorów wyższego rzędu i ich pochodnych.

71 **ZO4x** B4 2—50  
Squire H. B. Wpływ strumieniowy i jego oddziaływanie na samolot. „Jet Flow and its Effects on Aircraft“. Aircraft Engineering, nr 254, marzec 50, s. 62, A4, 5,75 str. 2 rys. 20 wykr. 4 poz. bibl. — Opierając się na badaniach eksperymentalnych, autor omawia niektóre efekty wypływu strumieniowego i wzajemne oddziaływanie strumienia i sąsiednich ciał, jak przyleganie do zakrzywionych powierzchni, uderzenie w płaszczyznę i inne. Opisano również metody użyte do przeprowadzenia przytoczonych doświadczeń na modelach.

72 **ZO4w** B4 2—50  
Przyssanie warstwy przyściennej. „Boundary — Layer Control“. Aero Digest, styczeń 50, s. 57, 1 str.

## Z — ZAGADNIENIA TEORETYCZNE c. d.

3 rys. — Artykuł zwraca uwagę, że modny od przeszło 10 lat temat „przyssanie warstwy przysięciennej odmuchiwanej profilu“ był badany szczegółowo przez inżynierów amerykańskich z f-my Northrop na „łatającym skrzydle“ oraz inżynierów brytyjskich na Amstr. Whithworth 52. Badania Northropa, przy zastosowaniu na płatowcu pompy wywołującej ssanie w szczelinach skrzydła, wykazały zmniejszenie o 50% oporu czołowego profilu z warstwą przysaną, wzrost możliwości zasięgu i odpowiednie zmniejszenie mocy ciągu.

73 **ZO4t** B4 2—50  
Karpov V. P. **Podstawy termodynamiki technicznej**. „Osnovy techničeskoj termodynamiki“. Gos. Nauč. Techn. Izdat. Mašinost. Lit. 1948, — D, B5, 316 str., 136 rys., 2 tab. — W wymienionej książce całość termodynamiki technicznej ujęta jest w ten sposób, aby posługujący się nią słuchacze wyższych uczelni samochodowych, którzy wg. programu muszą jeszcze oprócz termodynamiki technicznej przejść kurs teorii silników o spalaniu wewnętrznym, odnieśli jak

najwięcej dodatkowych korzyści. Dlatego też w kursie umieszczono obszernie opracowane, wyróżniające się od innych dwa rozdziały (trzecia część książki) z termodynamiki chemicznej, omawiające fizykochemiczne procesy w odniesieniu do pierwszego, drugiego i trzeciego prawa termodynamiki, prawo Hess'a i Kirchoff'a, równanie Gibbsa-Helmholza, związek między efektem cieplnym reakcji chemicznej a swobodną energią i entropią, równowagę chemiczną i stałe równowagi chemicznej, równanie Vant Hoffa i równowagę w układzie trójfazowym, związek między efektem cieplnym reakcji chemicznej a swobodną energią, rozchodzenie się płomienia, szybkość spalania, teorię normalnego spalania i termodynamiczną teorię detonacji. Jednocześnie jednak można tu również znaleźć dobrze opracowane zasady termodynamiki teoretycznej w odniesieniu do gazów idealnych i rzeczywistych oraz par, jak również teorię wpływu medium gazowego przez dyszę i ogólnie ujęty rozdział o procesach cieplnych i obiegach, zachodzących w różnych maszynach cieplnych. Na zakończenie podano szereg tablic (40 stron) pary wodnej suchej i nasyconej oraz ciepła właściwego różnych gazów, przy temperaturach od 0 do 3000° C.

## OŚRODEK DOKUMENTACJI METALoznawstwa I obróbki

## A — TECHNOLOGIA METALI

## A2 Odlewnictwo

38 **A2a : A2b : A2c** B5 2—50  
Smalley O. **W jaki sposób praktyka odlewnicza wpływa na konstruowanie odlewów**. „How Design Is Affected by Foundry Practice“. Product Engineering, t. 21, nr 2, luty 50, s. 117; 5 str., 80 rys., 4 tab., 1 wykr. — Autor omawia podstawowe zasady racjonalnego konstruowania odlewów. Omówienie polega na podaniu rysunkowym przykładów złego i dobrego rozwiązania poszczególnych „węzłów“ odlewów. Szczególną uwagę zwraca autor na zagadnienie skurczu odlewniczego. Całość artykułu, ujęta w formie 10 podstawowych zasad, przeznaczona jest dla konstruktorów i biur konstrukcyjnych.

39 **A2c** B5 2—50  
Eselgroth T. W. **Usuwanie gazów z metali nieżelaznych przy pomocy azotu**. „Nitrogen Degassing of Non Ferrous Metals“. Metal Progress, t. 55, nr 6, czerwiec 49, s. 817; 4 str., 7 fot., 1 rys. — Znajdujemy tu opis usuwania rozpuszczalnych gazów z nieżelaznych stopów w stanie płynnym przy pomocy płukania czystym azotem. Autor omawia różne metody płukania azotem i wylicza ich zalety w porównaniu do innych sposobów usuwania rozpuszczalnych gazów.

40 **A2c** B5 2—50  
Stevens C. E. **Metoda łączenia stali z odlewami aluminiowymi i jej zastosowanie**. „Bonding of Steel to Cast Aluminium and Uses Thereof“. Metal Progress, t. 55, nr 3, marzec 49, s. 326; 6 str., 4 fot., 1 rys., 1 tab., 1 wykr. — Autor opisuje nową metodę łączenia stali z odlewami aluminiowymi oraz własności tego rodzaju połączeń oraz omawia zastosowanie nowego procesu przy produkcji żeberek cylindrów w silnikach chłodzonych powietrzem i przy wyrobie bębnowych hamulcowych (ze względu na dobre przewodnictwo ciepłe aluminium) oraz w innych zagadnieniach produkcyjnych.

## A3 Przeróbka plastyczna

41 **A3b** B5 2—50  
Broetzkoos S. **Sposób obliczania kształtu płytki wyjściowej dla naczyń prostokątnych bez szwu**. „How to Calculate Blanks for Seamless Rectangular Shells“. American Machinist, t. 93, nr 15, lipiec 49,

s. 67; 5,5 str., 7 rys., 3 wykr. — Omówiono zagadnienie ustalenia kształtu płytki wyjściowej w narożach, w celu uniknięcia niepotrzebnych zgrubień i wydużeń podczas samego tłoczenia. Podano dwa sposoby wyznaczania promienia wyjściowego krawędzi: obliczeniowy i wykreslny, które jednak nie wyczerpują jeszcze należycie zagadnienia. Przy wyznaczaniu łagodnych przejść z boku prostego na krzywą w narożach blachy powołano się na tezę radzieckiego badacza inż. Zworono. Przyjęto większy stopień przeformowania przy poszczególnych ciągach. Omówiono tłoczenie naczyń prostokątnych z kołnierzami.

42 **A3c : A3b** B5 2—50  
Figiel J. **Wyciskanie stopów aluminiowych**. Hutnik, nr 7—8, lipiec-sierpień 49, s. 322; 6 str., 3 fot., 11 rys., 1 wykr. — Podano opis procesu wyciskania prętów z wlewka, wyszczególniono zalety wyciskania w porównaniu walcowaniem. Opisano maszyny i narzędzia używane do wyciskania: wyciskarki pionowe i poziome, kształtownice jedno- i wielootworowe; sposoby ogrzewania cylindra wyciskarki: gazem czadnicowym, elektrycznie prądem wysokiej częstotliwości i oporowo oraz dwa sposoby wyciskania rur: z użyciem kształtownicy z trzpieniem i kształtownicy dwudzielnej.

## A4 Metaloznawstwo

43 **A4c : C4h** B5 2—50  
Osipov K. A. **O mechanizmie plastyczności jednorodnych stopów metalowych w wysokich temperaturach**. „O mechanizmie plastyczności gamogennych metalicznych spлавov pri vysokich temperaturach“. Izvestija Ak. Nauk. S. S. R. Otd. Techn. Nauk. nr 9, 1949, s. 1372; 5 str., 3 wykr. — Autor zajmuje się znalezieniem ogólnej teorii dla wyjaśnienia zasady przebiegu odkształcenia plastycznego. Na podstawie rozważań teoretycznych, opartych na porównaniu mechanizmu deformacji plastycznej do procesu dyfuzji oraz doświadczeń nad zginaniem próbek ze stopów jednorodnych autor dochodzi do wniosku, iż zasadniczym mechanizmem zjawisk plastyczności stopu jednorodnego jest proces zróżnicowania koncentracji, mogący przebiegać aż do wydzielenia nowej fazy. Praca, związana z wydzieleniem tej fazy, jest miarą oporu przeciw odkształceniu plastycznemu. Największy opór przeciw odkształceniu będą wykazywać stopy, dla których graniczna rozpuszczalność mało zmienia się z temperaturą.

## A — TECHNOLOGIA METALI c. d.

- 44 **A4c** B5 2—50  
Gaugler E. A. **Miękkie materiały magnetyczne.** „Soft Magnetic Materials“. Product Engineering, t. 20, nr 7, lipiec 49, s. 84; 6 str., 1 fot., 1 tab., 6 wykr. — Autor omawia „miękkie“ stopy magnetyczne, to znaczy stopy o dużej przenikliwości i małej koercji oraz podaje tablicę niektórych własności stopów magnetycznych stosowanych w przemyśle. Szczegółowo rozpatruje następujące materiały magnetyczne: żelazo magnetyczne, stal krzemową, stopy Ni-Fe, Fe-Co, Fe-Ni-Co, proszki magnetyczne. Autor wskazuje, iż żarzenie materiału w atmosferze suchego wodoru zabezpiecza materiał przed utlenieniem i redukuje niektóre zanieczyszczenia. Artykuł zawiera również wskazówki dla konstruktorów aparatów i urządzeń posiadających magnesy, odnośnie izolacji magnesów, projektowania rdzeni zwijanych i obwodu magnetycznego.
- 45 **A4c** B5 2—50  
Blantier M. **Wpływ niklu na dyfuzję węgla w austenicie.** „Vlijanie nikelja na dyfuziju ugleroda v austenite“. Żurnal Techn. Fiziki, t. 20, nr 2, luty 50, s. 217; 5 str., 8 rys., 2 tab. — Badania wpływu niklu na dyfuzję przy 1000° C dawały na ogół wyniki dość sprzeczne. Autor przedstawia wyniki swoich pomiarów dyfuzji węgla w austenicie o różnej zawartości niklu. Z danych tych wnosi, że współczynnik dyfuzji ciągle rośnie z zawartością niklu przy wszystkich temperaturach, ciepło zaś na odwrót — maleje. Parametr, praktycznie biorąc, nie zmienia się do zawartości 9,5% Ni, a nieznacznie maleje dopiero przy 18% Ni.
- 46 **A4c** B5 2—50  
Bielov K. P. **O magnetostrykcji ferromagnetycznych stopów w obszarze paraprocesu.** „O magnitostrikciju ferromagnetycznych splovov v oblasti paraprocessa“. Żurnal Eksper. i Teoret. Fiziki, t. 20, nr 1, styczeń 50, s. 54; 7 str., 6 rys. — W artykule omówiono badanie nad magnetostrycją Ni, Co, Fe oraz grupy stopów Fe-Vi, Fe-Ni-Co. Autor przedstawia związki między wynikami badań, otrzymanymi dla wymienionych metali i ich stopów, a ich stałą siatki i współczynnikiem temperaturowego namagnesowania przy przemianie magnetycznej. W dalszym ciągu podaje wnioski odnośnie metod pomiarów magnetostrykcji badanych stopów.
- 47 **A4c** B5 2—50  
Galperin F. M. Pierekalina T. M. **Wpływ uporządkowania struktury stopów Ni-Mn na ich atomowy moment magnetyczny i stałą anizotropii.** „Vlijanie uporjadoczenja struktury splovov Ni-Mn na ich atomovij moment i konstantu anizotropij“. Żurnal Eksper. i Teoret. Fiziki, t. 20, nr 1, styczeń 50, s. 73; 11 str., 8 rys. — Omówiono badanie anizotropii magnetycznej stopów magnetycznych Ni-Mn, w zależności od zmian koncentracji Mn i uporządkowania struktury. Podano, że stop (bliski Ni<sub>3</sub>Mn) zahartowany jest paramagnetyczny, a odpuszczony — ferromagnetyczny. Ponadto stwierdzono nieregularności w zmianach stałej anizotropii magnetycznej ze zmianą zawartości Mn. Omówiono charakter zmiany atomowego momentu magnetycznego oraz twardości stopu.
- 48 **A4c** B5 2—50  
Tricker R. E. **Metale stosowane w wytwórniach zegarów i przyrządów precyzyjnych.** „Metals in Clock and Instrument Manufacture“. Journal of the Institute of Metals, lipiec 49, s. 881; 22 str., 8 fot., 8 tab. — Autor omawia metale używane w wytwórniach zegarów i przyrządów precyzyjnych podając równocześnie niektóre szczegóły, dotyczące ich własności, zastosowanej obróbki cieplnej i metod produkcji. W wytwórniach tego rodzaju używane są stale i mosiądże automatowe, stopy cynkowe, glinowe i cynowe do odlewania kokilowego, mosiądże na płyty mechanizmowe i kółka zębate, stale i stop „Elgiloy“ na sprężyny naciągowe, materiały na sprężynki włosowe, rurki Burdona, puszki membranowe, magnesy i brązy spiekane na łożyska ślizgowe.
- 49 **A4b : A4c** B5 2—50  
Rosenberg J. **Stale nierdzewne austenityczne i specjalne.** „Austenite and Special Stainless Steel“. Product Engineering, t. 21, nr 1, styczeń 50, s. 113; 5 str., 5 fot., 3 tab., 2 wykr. 4 mikrogr. — W artykule omówiono szczegółowo własności stali nierdzewnych austenitycznych typu 18—8, typu 18—8 z dodatkiem 2÷3% Mo, typu 18—8 z dodatkiem tytanu lub columbium oraz stali specjalnych. Podano wartości wytrzymałościowe oraz omówiono odporność na korozję wymienionych typów stali w różnych ośrodkach i w różnych stanach obróbki cieplnej.
- 50 **A4c** B5 2—50  
**Turbiny gazowe. Stale odporne na wysokie temperatury i o wysokiej wytrzymałości.** „Gas Turbines. High Temperature and High-Strength Steels“. (Artykuł opracowany wg książki G. Geoffrey Smith'a — „Gas Turbines and Jet Propulsion for Aircraft“. Iron and Steel, t. 23, nr 3, marzec 50, s. 85; 3,5 str., 9 tab., 1 wykr. — Omówienie nowych materiałów konstrukcyjnych stosowanych w budowie turbin gazowych, w szczególności w budowie turbin gazowych używanych w lotnictwie. Podano charakterystykę stali specjalnych, stosowanych w komory spalania, wirniki, łopatki i wymienniki ciepła, ze szczegółowym uwzględnieniem pełzania i zmian własności wytrzymałościowych i fizycznych w podwyższonych temperaturach (do 850° C). Przy opracowywaniu nowych gatunków stali brano pod uwagę ich przydatność do spawania i głębokiego tłoczenia, ponieważ zabiegi te stanowią podstawę nowoczesnej produkcji masowej.
- 51 **A4d** B5 2—50  
**Mikroskop elektronowy w metalurgii. Sposób postępowania się nim i jego zastosowanie do badania metali.** „Electron Microscopy in Metallurgy. Techniques and Applications to Study of Metals“. (Sprawozdanie z konferencji zwołanej w końcu 1949 r. w Londynie staraniem brytyjskich instytucji naukowych). Metal Treatment, t. 16, nr 60, zima 1949-50, s. 247; 5 str., 4 fot., 4 mikrogr. — Ogólne omówienie 2 głównych metod badania metali za pomocą mikroskopu elektronowego przez bezpośrednie odbicie i za pomocą odcisku (replik), z powołaniem się na prace źródłowe. Omówienie osiągnięć amerykańskich w dziedzinie badań strukturalnych stali. Omówienie osiągnięć niemieckich w dziedzinie badań nad utwardzaniem przez wydzielenie w stopach aluminium. Omówienie osiągnięć w dziedzinie badania stopów metali lekkich oraz poszlizgów w aluminium.
- 52 **A4c** B5 2—50  
Hoyt S. L. **Stosowanie metali w niskich temperaturach.** „The Use of Metals at Low Temperatures“. Metal Progress, t. 55, nr 6, czerwiec 49, s. 821; 6 str. — Na wstępie autor przeprowadza podział metali na czułe na wpływ niskich temperatur (do temp. skroplonego powietrza), jak np. stale, oraz na takie, które wpływowi temu nie ulegają, jak np. miedź, nikiel, aluminium itp. W dalszym ciągu wylicza najpierw metalurgiczne a potem mechaniczne czynniki, wpływające na zwiększenie kruchości stali w niskich temperaturach, podkreślając, że kruchość ta przejawia się najsilniej w zwiększonym działaniu karbu. Wreszcie zastanawia się nad doborem stali odpowiedniej, tak z punktu widzenia metalurga jak i konstruktora, dla konstrukcji pracujących w niskich temperaturach.
- A5 Obróbka cieplna**
- 53 **A5a : A4b** B5 2—50  
Gulajev A. P. Grudov P. P. Badajeva A. A. **Obróbka cieplna narzędzi ze stali szybko tnących w temperaturach poniżej 0.** „Obrabotka chłodom instrumentov iz bystroreżuščich stalej“. Stanki i Instru-

## A — TECHNOLOGIA METALI c. d.

ment, nr 3, marzec 49, s. 3; 3 str., 9 rys. — Badania radzieckie, których wyniki podają autorzy, miały na celu ustalenie wpływu obróbki cieplnej w temp. poniżej 0° C, na własności tnące narzędzi ze stali szybko tnących. Próbom w różnych temperaturach poddawane były stale: wysokostopowa RF1, niskostopowa EI 347. Głównym celem stosowania niskich temperatur jest doprowadzenie do całkowitego rozpadu austenitu na martenzyt. Przemiana martenzytyczna zachodzi, w zależności od zawartości składników stopowych austenitu, w ściśle określonych temperaturach. Stwierdzono, że ilość austenitu szczątkowego, który stanowi w materiale narzędzia składnik niepożądany, jest po zahartowaniu dość znaczna i wynosi około 32%. Dwu- lub trzykrotne odpuszczanie zmniejsza tę ilość do zera. Wymrażanie w temperaturze —79° C zastępuje jedno odpuszczanie. Obróbka cieplna w temperaturach ujemnych nie wywołuje powstawania pęknięć, pod warunkiem powolnego studzenia w zakresie temperatur od  $\div 100^{\circ}$  do  $\div 20^{\circ}$  C.

## 54 A5a B5 2—50

Malinkina E. I. **Podwyższenie ciągliwości wyżarzanej stali szybko tnącej.** „Povyšenie viskosti otožžennoj bystrorežej stali“. Stanki i Instrumenty, nr 2, luty 50, s. 21; 2 str. — Obróbka plastyczna stali szybko tnącej na zimno utrudniona jest skutkiem powstawania pęknięć. Dla usunięcia tych trudności próbowano zastosować dodatkowe odpuszczanie wyżarzanej stali szybko tnącej w temp. 720-740°, z szybkim ochłodzeniem w celu zwiększenia ciągliwości. Autorka przeprowadziła badania w tej dziedzinie nad stalami marki RF1 EI-262. Badania wykazały, że odpuszczanie przy 720-740° wpływa tylko na zmianę niektórych własności mechanicznych wyżarzanej stali, natomiast twardość, wytrzymałość na rozzerwanie i mikrostruktura pozostają takie same. Znaczemu podwyższeniu ulega udarność (ok. 2.5 razy), wytrzymałość na zginanie, przeginięcie i skręcanie. Autorka przytacza warunki wysokiego odpuszczania, tj. temperaturę, czas wytrzymywania oraz szybkość chłodzenia, które mają zapewnić uzyskanie jak najwyższej ciągliwości, plastyczności.

## 55 A5a B5 2—50

Kenneth R. **Cykliczne wyżarzanie odkuwek stalowych oszczędza czas i polepsza jakość.** „Cyclic Annealing of Steel Forgings Saves Time, Better quality“. Materials and Methods, t. 27, nr 1, styczeń 48, s. 71; 4 str., 1 fot., 1 wykr. — Krótki opis wyżarzania cyklicznego odkuwek ze stali SAE 4140 i SAE 4340. Autor zwraca uwagę na ściśle przestrzeganie czasu i temperatur oraz wskazuje na wynikające stąd korzyści. W dalszym ciągu podaje przykłady stosowania wyżarzania cyklicznego przez f-my Wymann Gordon i Cadillac Motor Cars oraz schemat pieca i jego fotografie.

## 56 A5a B5 2—50

Aborn R. H. **Martempering — specjalny zabieg obróbki cieplnej.** „Martempering“ Metal Progress, t. 55, nr 1, styczeń 49, s. 65; 9 str., 9 rys., 2 tab. — W artykule znajdujemy opis specjalnego zabiegu obróbki cieplnej, zwanego „Martempering“, polegającego na możliwie prędkim ostudzeniu do temperatury nieco wyższej niż krytyczna temperatura przemiany austenitu w martenzyt, przetrzymaniu w tej temperaturze i późniejszym powolnym ostudzeniu. Omówione są poszczególne fazy procesu, jego zalety (zmniejszenie zniekształceń i prawdopodobieństwa pęknięcia) i strony ujemne. Podane są wreszcie największe wymiary pręta, który może być w ten sposób zahartowany.

## 57 A5c B5 2—50

Lehrer W. **Atmosfera ochronna i piece z atmosferą ochronną dla stopów nieżelaznych.** „Atmospheres and Controlled Atmosphere Furnaces for Non-Ferrous Metals“. Metal Progress, t. 53, nr 3, marzec 48,

s. 393; 10 str., 9 fot. — Autor podaje w zwartej formie przegląd nowoczesnych urządzeń do ogrzewania ciężkich stopów nieżelaznych w atmosferze ochronnej, omawia zasady konstrukcji pieców i wymienia typy pieców z atmosferą ochronną, jak piece o ruchu ciągłym, piece dzwonowe, do ruchu półciągnego, do wyżarzania rur oraz do metali szlachetnych.

## A6 Obróbka wiórowa

## 58 A6b : A5a B5 2—50

Stolz N. L. **Dobór i obróbka cieplna narzędzi skrawających.** „Selection and Heat-Treatment of Cutting Tools“. Metal Progress, t. 55, nr 4, kwiecień 49, s. 484; 6 str., 2 fot., 1 tab. — Na wstępie autor zastanawia się nad wpływem twardości w podniesionych temperaturach oraz struktury wewnętrznej materiału na użytkowanie narzędzi. Następnie, dla kolejnych grup narzędzi, omawia wybór materiału, obróbki cieplnej i metod produkcji. Na zakończenie podkreśla konieczność wszechstronnego wypróbowania praktycznego skonstruowanych narzędzi.

## 59 A6b B5 2—50

Zakrzewski B. (Huta Baildon). **Co każdy tokarz wie — dziecię powiniem o spiekanych węglkach.** Wiadomości Hutnicze, nr 1—2, styczeń-luty 50, s. 10; 5 str., 1 fot., 4 rys., 2 tab. — Artykuł ma na celu udzielenie rzemieślnikom wskazówek, dotyczących skrawania nożami z nakładkami ze spiekanych węglków. Zaznacza również z podstawowymi własnościami węglków spiekanych, podziałem na ich gatunki oraz zastosowaniem obróbki do różnych materiałów. Omawia geometrię ostrza noża tokarskiego z nakładkami, jego ostrzenie oraz ekonomiczne znaczenie stosowania węglków spiekanych.

## A8 Korozja

## 60 A8b B5 2—50

Halls E. E. **Badania nad nowymi farbami antykorozyjnymi.** „Test on New Paint Inhibitors“. Metallurgia, t. 38, nr 223, maj 48, s. 38; 0,75 str. — Artykuł zawiera wzmiankę o badaniach nad środkami antykorozyjnymi dla żelaza i stali, podjętych przez szereg angielskich instytutów i stowarzyszeń. Badano 100 farb gruntowych, 12 spoiw, 12 pigmentów. Zajmowano się: 1. wpływem atmosfery przemysłowej (Derby) i morskiej (Brixton); 2. warunkami stosowania farb; 3. wpływem grubości powłoki (50—120  $\mu$ ) na jej trwałość. Rezultaty badań oczekiwane są w ciągu najbliższych miesięcy, w każdym razie stwierdzono już jednak, że wpływ atmosfery morskiej jest intensywniejszy niż atmosfery przemysłowej.

## B — TECHNOLOGIA MATERIAŁÓW NIEMETALOWYCH

B3 Własności, badania i obróbka materiałów pochodzenia mineralnego

## 61 B3f B5 2—50

Pask J. A. **Przyleganie szkła do metalu.** „Glass to Metals Seals“. Product Engineering, t. 21, nr 1, styczeń 50, s. 129; 6 str., 2 tab., 1 rys., 7 wykr. — Artykuł omawia kryteria szklanego przylegania między szkłem i metalem. Kryteriami tymi są: 1. dopasowania współczynnika rozszerzalności cieplnej metalu i szkła przy ogrzewaniu i oziębianiu; 2. dobre zwilżanie metalu przez szkło roztopione; 3. dobra adhezja szkła do metalu. Tabele i wykresy podają współczynniki rozszerzalności różnych metali i szkła. Podano także własności fizyczne i chemiczne charakterystyczne dla szkła i metali. Omówiono rozkład naprężeń, powstałych na skutek różnych współczynników rozszerzalności oraz rolę warstewki tlenków pokrywających metal.

## C — PROBLEMY TEORETYCZNE

## C2 Fizyka

- 62 C2a B5 2—50  
Prigorovskij N. I., Prjess A. K. **Badania stanu naprężenia przy pomocy objętościowych modeli przezroczystych w wiązce równoległych promieni światła spolaryzowanego.** „Issledovanie napriazennogo sostojanija na prozračnych objemnych modeljach v pučke paralelnych lučej poljarizovannogo sveta“. Izvestija A. Nauk S. S. S. R. Otd. Techn. Nauk., nr 5, maj 49, s. 686; 14,5 str., 11 fot., 9 rys., 2 tab. — Omówiono metodę optycznego wyznaczania naprężeń w wypadku modeli przestrzennych ze zmiennymi wymiarami poprzecznymi. Podano w skrócie charakterystykę materiału Jm-44 do wyrobu przezroczystych modeli oraz podstawy teoretyczne i sposób postępowania przy pomiarze, polegającym na „zamrażaniu” naprężeń i rozcinaniu modelu na płytce. Artykuł zawiera ponadto szczegółowe wytyczne dla całego szeregu wypadków oraz fotografie typowych obrazów interferencyjnych.
- 63 C2a B5 2—50  
Roda D. E. **Kontrola części maszyn przy użyciu zawieszin magnetycznych.** „Magnetic Partic Inspection in Engineering“. The Iron Age, t. 162, nr 6, sierpień 48, s. 79; 5 str., 4 fot., 2 rys. — Autor opisuje magnetyczną metodę wykrywania defektów materiałowych. Metoda ta polega na wzbudzeniu pola magnetycznego w badanym przedmiocie i rozpyleniu na dany przedmiot zawiesziny tlenków żelaza w oleju. W miejscach pęknięć, zwalcowania, pęcherzy odlewniczych itp. powstają bieguny magnetyczne, na których grupują się tlenki żelaza. Autor wyjaśnia, że jest to pomocnicza metoda badań i ma znaczenie tylko przy równoległe przeprowadzonych badaniach fizycznych i chemicznych.
- 64 C2a B5 2—50  
Golfin A. L. **Ferrometr z prostownikami vibracyjnymi.** „Ferrometer z preryvateljami vibracjonnymi“. Zawodskaja Laboratorija, t. 15, nr 2, luty 49, s. 244; 3 str., 1 fot., 2 rys., 2 wykr. — W artykule omówiono nowy przyrząd zbudowany dla kreślenia krzywych namagnesowania stali i metali ferromagnetycznych. Przyrząd ten jest dostosowany do użytku fabrycznego. Krzywą namagnesowania otrzymuje się z dokładnością do 3—5%. Badana próbka, tworząca zamknięty rdzeń, jest magnesowana prądem zmiennym. Indukcje i natężenie pola magnetycznego wskazują dwa galwanometry. W artykule omówiono szczegółowo budowę urządzenia.
- 65 C2a : A4b B5 2—50  
Simpkinson T. V., Lavigne M. J. **Wykrywanie ferrytu przez wykorzystanie jego własności magnetycznych.** „Detection of Ferrity by Its Magnetism“. Metal Progress, t. 55, nr 2, luty 49, s. 164; 4 str., 10 fot., 1 wykr. — Autor omawia często napotymane trudności w wykrywaniu drobnych ilości ferrytu w austenitycznych stalach nierdzewnych (szczególnie w spinach), przy zastosowaniu wyłącznie badania mikroskopowego. Dalej opisuje dokładnie konstrukcję i sposób zastosowania do tego celu przyrządu magnetycznego „The Aminco Brenner Magne Gage” oraz stwierdza, że pomiary magnetyczne w połączeniu z badaniem mikroskopowym dają zadawalające rezultaty.
- 66 C2b B5 2—50  
Chanin S. E. **Metodyka eksperymentalnego badania przesunięć kątowych.** „Metodika eksperymentalnogo issledowanija deformacij sdiviga“. Zawodskaja Laboratorija, t. 15, nr 12, grudzień 49, s. 1492; 2,5 str., 4 rys. — Prosty sposób wyznaczania przesunięć kątowych w przekrojach konstrukcji, oparty na koncepcji J. J. Boborikowa. Zasada działania odpowiedniego urządzenia jest następująca: przez lunetę obserwuje się szereg lusterek, zamocowanych na powierzchni wierzchni materiału przy pomocy specjalnego przyrządu i odczytuje odpowiednie wartości skali ekranu (analogia do badania wydłużeń aparatem lusterkowym Martens'a). Powiększenie wynosi 10000 razy. Odległość skali lusterka 5 m.
- 67 C2b B5 2—50  
Daidbekov S. D. **Tensometry dla dokładnych pomiarów.** „Tenzometry dlja tocznych izmerenij“. Zawodskaja Laboratorija, nr 5, maj 49, s. 621; 1,5 str., 2 rys. — Artykuł zawiera opis 2 nowych modeli tensometrów opartych na zasadzie mechanicznej z sygnalizacją elektryczną. Przy pomocy układu dźwigni i śruby mikrometrycznej uzyskuje się tu przekładnię 1:10000. Długość pomiarowa modelu większego (nr 6) jest nastawialna, przy modelu małym (nr 7) wynosi 10 mm.
- C4 Wytrzymałość materiałów
- 68 C4e B5 2—50  
Zrywarka IM-4R i jej wady. „Ispytatel'naja mašina IM-4R, ee defekty“. Zawodskaja Laboratorija, t. 15, nr 1, styczeń 49, s. 100; 2 str. — Opis produkcji oraz zalet i wad 4-tonowej zrywarki produkcji C. N. I. I. T. M. A. S. Zalety maszyny: 1. duży wykres; 2. małe wymiary i waga; 3. proste rozwiązanie konstrukcyjne. Wady: 1. mała moc; 2. brak regulacji szybkości; 3. brak dodatkowych skal i piecyka dla badań w podwyższonych temperaturach; 4. brak urządzenia do prób na zginanie.
- 69 C4f B5 2—50  
Tarasov L. P. **Mikrotwardość węglików w stalach narzędziowych.** „The Microhardness of Carbides in Toolsteels“. Metal Progress, t. 54, nr 6, grudzień 48, s. 846; 2 str., 1 tabl. — Ze względu na trudność szlifowania wysokostopowych stali narzędziowych, przeprowadzono badania mikrotwardości stali o wysokiej zawartości węgla i chromu oraz węgla i wanadu. W artykule znajdujemy szczegółowy opis badania. Autor stwierdza, że złożone węgliki chromu i żelaza są o 50% trwalsze od cementytu, w którym są osadzone, oraz że takie węgliki wanadu mają twardość dwukrotnie wyższą niż cementyt i na ogół nieco wyższą niż tlenki glinu w materiałach ściernych.
- 70 C4f B5 2—50  
Bergsmann E. B. **Prosty i dokładny przyrząd do badania mikrotwardości.** „A simple, Accurate Microhardness Testing Device“. Metal Progress, t. 54, nr 2, sierpień 48, s. 183; 5,5 str., 7 fot., 1 tab., 2 wykr. — W artykule znajdujemy dokładny opis aparatu do badania mikrotwardości, skonstruowanego przez szwedzkiego metalurga E. B. Bergsmanna. Konstruktor aparatu, który jest jednocześnie autorem artykułu, podaje sposób użycia przyrządu i opisuje jego zastosowania specjalnie użyteczne tam, gdzie nie można zastosować normalnych metod określania twardości, stosujących stosunkowo wysokie naciski, jak np. przy badaniu twardości materiałów kruchych, przedmiotów o bardzo małych wymiarach (cienki drut), cienkich warstw metalu (utwardzona powierzchnia). Opisana metoda nadaje się nawet do badania dostatecznie dużych ziaren struktury wewnętrznej metali.
- 71 C4f B5 2—50  
Berkovic E. S. **Przyrząd do badania twardości metodą wcisku przy obciążeniu 1—5 kg.** „Pribor dlja ispytanija na tvėrdost' vdevlivaniem pod nagruzkoj ot 1 do 5 kg“. Zawodskaja Laboratorija, t. 15, nr 2, luty 49, s. 217; 5,5 str., 2 fot., 2 rys., 1 wykr. — W artykule omówiono przyrząd do badania twardości wyrobów profilowych i rur do średnicy 130 mm. Przyrząd może być wykonywany jako przenośny i nieprzenośny. Zasada jego działania polega na wcisku piramidy diamentowej i pomiarze przekątnych odcisku przy pomocy mikroskopu wbudowanego w przyrząd. Podano sposób cechowania i przykłady zastosowania. Analizę dokładności zilustrowano wykresem.

## C — PROBLEMY TEORETYCZNE c. d.

- 72 **C4f** B5 2—50  
Semkowicz A. **Aparat do mierzenia mikrotwardości.** *Hutnik*, nr 5—6, maj-czerwiec 48, s. 266; 4 str., 11 fot., 1 rys. — Podano opis i działanie przyrządów do pomiaru mikrotwardości typu Spencer-Bierbaum, Hanemann, Bergsman, Wilsona „Tukon“, Johansona „Cej“. Wyjaśniono zasadę pomiaru aparatem „Knoppa“. Podano kilka przykładów zastosowania pomiaru mikrotwardości. Zamieszczono zdjęcia przyrządów i badanej mikrostruktury.
- 73 **C4g** B5 2—50  
Roy D. Haworth J. R. **Zużycie metali przez ścieranie.** „Abrasive Wear of Metals“. *Metal Progress*, t. 55, nr 6, czerwiec 49, s. 842; 6,5 str., 3 fot., 6 tab., 1 wykr. — W artykule znajdujemy wyliczenie i dokładne omówienie zmiennych czynników (wielkość ziaren materiału ściernego, ich kształt i twardość, szybkość tarcia, smarowanie, nacisk, siła uderzeń, doprowadzone ciepło i korozja), mających wpływ na zużycie przez ścieranie metalu przez niemetalowy materiał ścierny. Autor omawia również odporność metali na ścieranie poślizgowe, ze specjalnym uwzględnieniem twardych stali i żeliwa. W konkluzji zwraca uwagę na stosunkowo małą jeszcze znajomość czynników, mających wpływ na zużycie metali przez ścieranie, specjalnie zaś na ścieranie w podniesionych temperaturach.
- C8 Chemia**
- 74 **C8d** B5 2—50  
Cyb P. P. Kozlovskij M. T. **Oddzielenie cynku od żelaza przez elektrolizę z katodą rtęciową.** „Otdelenie cinka od żelaza elektrolizom s rtutnym elektrodom“. *Zavodskaja Laboratorija*, t. 16, nr 2, luty 50, s. 147; 3,5 str., 1 fot., 1 tab., 4 wykr. — Opracowano sposób oddzielenia cynku od żelaza w roztworach ich soli przez elektrolizę z katodą rtęciową. W tym celu, po całkowitym wydzieleniu na katodzie żelaza i cynku, zmienia się kierunek prądu. Z amalgamatu, który jest już anodą, na skutek różnych wielkości potencjału anodowego dla obu metali, do roztworu przechodzi najpierw cynk, po czym potencjał anody wzrasta do wartości niezbędnej dla utlenienia żelaza. Od tej chwili żelazo wędruje do roztworu. Cynk łatwo oddziela się od domieszek żelaza, gdy ilość żelaza jest najwyższej dziesięciokrotnie większa od cynku.
- 75 **C8e** B5 2—50  
Posphechov D. A. **O zależności lepkości od temperatury w szeregach homologicznych.** „O zavisimosti vjaskosti ot temperatury v gomologičeskich rjadach“. *Zurnal prikladnoj chimii*, t. 23, nr 2, luty 50, s. 170; 4,5 str., 1 tab., 5 wykr. — Przytoczona przez autora za pomocą wykresów prostoliniowa zależność  $\lg \eta$  od  $T$ , w której  $\eta$  oznacza lepkość w poise'ach, zaś  $T$  — temperaturze bezwzględna, dla ciał należących do szeregów homologicznych, jak: alkohole, bromoalkohole, alkohole pierwszorzędowe, alkoholo-kwasy i jednopierwścieniowe alkohole aromatyczne, wykazuje zadawalającą prawidłowość. Pozwala to na ekstrapolacje w dziedzinie temperatur wzrastających. Lepkości ciał należących do danego szeregu homologicznego, dążą do jednej i tej samej wielkości, zwanej lepkością graniczną. Znając lepkość ciał w jednej z temperatur oraz wartość graniczną można przez eksploatację wyznaczyć lepkość w innych temperaturach.
- 76 **C8g** B5 2—50  
Kibisov G. J. **Spektrochemiczne oznaczenia chlorowców i siarki.** „Spektrochimičeskoje opredelenie galoidov i sery“. *Zurnal analitičeskoj chimii*, t. 5, nr 1, styczeń 50, s. 51; 7 str., 1 fot., 5 tab., 1 wykr. — Przy uniwersytecie w Gorkim uzyskano widmo chlorowców oraz siarki w dziedzinie pozafioletkowej przez zastosowanie w aparaturze generatora Świećkiewicza, zbudowanego z 2 obwodów: głównego oraz zasilającego aktywizatora. Przez jednoczesne kombinowanie parametrów obu obwodów uzyskuje się optymalne wytworzenia z roztworów widm siarki i chlorowców w dziedzinie pozafioletkowej, z czułością ich oznaczenia od 0,01 do 0,001%, w zależności od pierwiastka.
- 77 **C8g** B5 2—50  
Kotelkov N. Z. **Przyczynek do analizy gazów za pomocą aparatu WTJ.** „K analizu gazov apparatom sistemy WTJ“. *Zurnal Analit. Chimii*, t. 5, nr 1, styczeń 50, s. 48; 3 str., 2 fot. — Autor proponuje wprowadzenie do analizatora gazowego „WTJ“, zmian, dotyczących ilościowego sposobu oznaczenia  $H_2$ , CO i  $CH_4$ , przez zastąpienie w nim pętli Fischera, wypełnionej tlenkiem miedzi, kombinowanymi katalizatorami, jak palladowaną chromonikieliną, pozwalającą na oddzielne spalenie  $H_2$  i  $CH_4$ , lub platynowaną chromonikieliną, pozwalającą na kolejne spalenie  $H_2$  i CO, a następnie  $CH_4$ . Ponieważ CO ilościowo spala się na  $CO_2$ , stają się zbędne 2 naczynia pochłaniające CO. Zastosowanie wyżej wymienionych katalizatorów czyni jednocześnie zbędnym spalenie w naczyniu nad drutem platynowym. Poza tym autor proponuje inne stężenia roztworów bromu i pyrogallolu.
- 78 **C8g : C2a** B5 2—50  
Church F. L. **Analizator ilościowy.** „The Analytical Quantometer“. *Modern Metals*, t. 6, nr 11, marzec 50, s. 232; 2 str., 2 fot., — Autor opisuje nowy aparat do wykonywania szybko i dokładnie analizy ilościowej metalurgicznej. Jest to zautomatyzowany spektrograf, w którym wyeliminowano między innymi konieczność porównania otrzymanych widm ze skalą podstawową. Autor stwierdza, że nowy aparat (Quantometer) daje rezultaty conajmniej tak dokładne, jak normalny spektrograf lub analiza chemiczna, a jest bez porównania wydajniejszy (wynik otrzymywany jest znacznie szybciej). Powyższe jest niestety ważne przy procesach metalurgicznych, gdzie szybkie uzyskanie rezultatu jest podstawowym warunkiem przydatności metody kontrolnej.

## OŚRODEK DOKUMENTACJI MOTORYZACJI

## IK — OPISY POJAZDÓW MECHANICZNYCH

- 46 **KOz** C2 2—50  
Graud F. **Zespół drogowy Willema o nośności 200 ton.** „L'ensemble routier Willems de 200 t“. *La Vie Automobile*, kwiecień 49, 21×30 cm, 1,05 str. 2 fot. — Ciągnik siodłowy, 4-osiowy, z przyczepką o ładowności 200 t. Silnik wysokoprężny, 8 cylindrów, o mocy 200/225 KM przy 1600 obr/min. Obie osie tylne napędzane, obie przednie kierowane. Skrzynka biegów 12-stopniowa. Zakres szybkości na poszczególnych biegach 1,5 do 15 km. na godz. Maksymalne wzniesienie 15%. Opony Michelin Metallic G-24, sztuk 28. Hamulce powietrzne Westinghouse i zapasowe mechaniczne. Obsługa 5 ludzi.
- 47 **KP** C2 2—50  
Poirson M. R. **Traktor „Le Pratique“ Typ TCI.** „Le tracteur „Le Pratique“ Type TCI“. *S. I. A. Journal*, t. 22, nr 1, styczeń 49, 21×27 cm, 4 str. 2 rys. — Artykuł zawiera szczegółową charakterystykę i opis budowy lekkiego ciągnika rolniczego „Le Pratique“ typ T. C. J. oraz historię jego rozwoju. Ciągnik wy-



## K — OPISY POJAZDÓW MECHANICZNYCH c. d.

posażony jest w silnik 4 cyl. niskopiętny, pojemność 1,737 cm<sup>3</sup>, Continental Z-106, o mocy max. 26 KM. Przewidziane są dwa wymiary ogumienia: 900 × 24 i 1125 × 24, pierwsze dla pracy w winnicach, drugie, które dają nieco większą szybkość, do pracy na roli. Ciągnik posiada hydrauliczne urządzenie służące do opuszczania i podnoszenia, zasilane przez pompę olejową pobierającą olej ze specjalnego zbiornika. pozwala na regulację głębokości uprawy w czasie pracy. Konstrukcja ciągnika była opracowana przy współudziale fachowców w dziedzinie maszyn rolniczych, to też w pracy daje bardzo dobre rezultaty. Max. siła pociągowa stała 924 kg. Max. siła pociągowa chwilowa 1253 kg. Max. moc na haku (na biegu II) 13,08 KM, przy poślizgu 20,01%.

## 48 KP C2 2—50

Reichel M. **Ciągnik Renault R-3041**. „Le tracteur Renault R-3041“. La Vie Automobile, marzec 49, 21 × 30 cm, 5 str. 6 fot. 2 wykr. — Artykuł zawiera krótką historię rozwoju ciągników Renault oraz szczegółowy opis najnowszego typu R-3041. Ciągnik ten posiada silnik 4-ro cylindrowy, poj. 2,383 cm<sup>3</sup>, o mocy 3? KM przy 1800 obr./min.. Moc na kole pasowym 25 KM. na wałku napędowym 18 KM. zapłon za pomocą iskrownika pozwalający na niezależenie się od stanu naładowania akumulatora zasilającego instalację oświetlenia i rozrusznik. Sprzęgło wielotarczowe, skrzynka przekładniowa o 4-ch przekładnicach wprzód i jednej wstecz, niezależne hamulce na koła tylne. Siła na haku 1350 do 1600 kg, zależnie od warunków pracy. Ciągnik ten jest w stanie zorać 2 ha na głębokość 25 cm (10") w ciągu jednego dnia, jak również ciągnąć po polu przyczepę z ładunkiem 8 ton. Artykuł jest ilustrowany sześcioma fotografiami, na których podano przekrój silnika i całego ciągnika, charakterystyki graficzne silnika oraz charakterystykę opisową ciągnika. Patrz także 3, 4, 5, 17, 18, 19, 49.

## L — SILNIKI I ICH CZĘŚCI

## 49 LE : K C2 2—50

Reichel M. **Turbina gazowa a samochód**. „La Turbine à gaz et l'Automobile“. La Vie Automobile, marzec 49, 29 × 30 cm, 1,25 str. — Turbina gazowa była stosowana dotychczas w trakcji na próbnym lokomotywach w Szwajcarii, z zupełnie zresztą pomyślnymi wynikami, oraz w lotnictwie, gdzie wypełniała przedział pomiędzy zakresami ekonomicznego stosowania silników tłokowych i reakcyjnych. W takim wypadku jak samochód, w którym mamy do czynienia z częstymi zmianami zakresu obrotów i obciążenia, należałoby raczej stosować dwie turbiny: jedną napędzającą bezpośrednio sprzężarkę, a dopiero drugą do napędu samochodu. W ten sposób pierwsza turbina i sprzężarka mogą pracować tylko w warunkach dla nich najkorzystniejszych, podczas gdy turbina napędzająca mogłaby zmniejszać lub powiększać swe obroty zależnie od obciążenia i ilości podawanego powietrza. Korzyści zastosowania turbiny gazowej są następujące: mniejsza objętość i ciężar dla tej samej mocy o około 30%, brak urządzenia chłodzącego, mniej punktów wymagających smarowania, mniejsze o około 4% zużycie oleju, bardzo korzystny przebieg momentu, wysoka wartość sprawności efektywnej w bardzo szerokim zakresie obrotów oraz minimalna wrażliwość na jakość użytego paliwa. Biorąc pod uwagę różnicę w cenach paliwa można obliczyć, że silnikach wysokopiętnych o sprawności 36%, jednokosztu wykonania odpowiedniego silnika wysoko- o sprawności 24% mniej więcej tyle samo, co przy koszt jednej koniogodziny wynosi przy turbinie cześnie zaś koszt wykonania turbiny wynosi 75% przęznego.

## 50 LK2 C2 2—50

**Silnik czterocylindrowy**. „The Four Cylinder Engine“. Automobile Engineer, t. 39, nr 510, sty-

czeń 49, s. 1, 21 × 30 cm, 1 str. — Artykuł omawia zalety czterocylindrowego silnika samochodowego w porównaniu z silnikiem sześciocylindrowym. Ostatnio procedenci samochodów nastawieni są na fabrykację samochodów wygodniejszych i wyposażonych w silniki o wymiarach większych, niż dotychczasowe. Kierunek ten wynika z konieczności konkurowania z luksusowymi samochodami amerykańskimi. Autor wymienia też inne przyczyny rozpowszechnienia wozów tego typu. Model popularnego silnika samochodowego w Anglii zawiera się obecnie w granicach 1,5—21. Porównując silnik sześciocylindrowy z silnikiem czterocylindrowym autor podkreśla, że poza zasadniczą wyższością układu 6-cyl., tj. równomierniejszym momentem obrotowym, silnik 4-cyl. niczym mu nie ustępuje. Autor omawia zalety układu 4-cyl., którymi są: niska cena, mniejszy ciężar, oszczędność paliwa, wynikająca z większego stosunku pojemności do powierzchni cylindrów, oraz łatwiejszy rozrząd. Podkreśla również większą oszczędność w produkcji omawianych wozów.

## 51 IJL : N C2 2—50

Ridley C. **Rozruch zimnego silnika. Patentowane paliwa wtryskowe i metody zastosowania**. „Cold Starting. Patented Priming Fuels and the Methods of Application“. Automobile Engineer, t. 39, nr 510, styczeń 49, s. 21 × 30 cm, 2 str., 5 tab. — Autor podaje dość ogólnikowo przyczyny trudności rozruchu silnika zimnego, szczególnie w niskich temperaturach, a następnie przechodzi do sytemów zapuszczania zimnych silników i zatrzymuje się na ciągłym wtrysku paliwa do rury ssącej poza gaźnikiem. Po omówieniu zalet tego ostatniego systemu, rozważa zagadnienie samych paliw wtryskowych, ich składu i własności fizycznych. Autor omawia również istotę wtrysku pozagaźnikowego i zachodzące przy nim przemiany w zależności od temperatury przy rozmaitym składzie paliwa. Na koniec objaśnia sposób poszerzania granicy wybuchowości mieszanek przez zastosowanie większej liczby składników. Artykuł jest uzupełniony 5 tablicami, z których 3 pierwsze podają skład procentowy mieszanek wtryskowych, a dwie pozostałe — własności węglowodorów stosowanych jako składniki paliw lekkich.

## 52 LJL : LQ C2 2—50

**Temperatura mieszanki**. „Induction Temperature“. Automobile Engineer, t. 39, nr 510, styczeń 49, s. 2, 21 × 30 cm, 0,5 str. — Autor nawiązuje do artykułu „Karburacja“ z wyd. grudniowego 48 r. Rzuci ciekawe światło na zagadnienie zachowania się pojazdów na zosie. Samochody sportowe mogą poruszać się z silnikiem nierozgrzanym, wymaga to jednak ustawienia gaźnika na zbyt bogatą mieszankę podczas jazdy normalnej. Samochody te są skłonne do przegrzewania silnika. Przy mieszanek uboższych przegrzanie to może być tak intensywne, że silnik staje się zupełnie niezdolny do użytku. Wpływ ekonomii paliwa doprowadził do rzeczywistych ulepszeń gaźników i przewodów, w których zachodzi mieszanie i przepływ mieszanki. Artykuł kończy się wnioskiem, iż dopiero po zastosowaniu automatycznego kontrolowania temperatury powietrza można dojść do istotnych wyników ekonomii w pracy silnika.

## 53 LJk C2 2—50

**Nowy silnik wtryskowy**. „A New Oil Engine“. Automobile Engineer, t. 38, nr 498, marzec 48, s. 118, 21 × 30 cm., 1 str., 1 rys. — Artykuł podaje krótkie sprawozdanie z pracy ogłoszonej przez A. M. Starr'a na zebraniu S. A. E., na temat konstrukcji i prób praktycznych z silnikiem spalinyowym na wtryskiwany olej, z zapłonem iskrowym. Silnik ten w porównaniu z silnikiem Diesla wykazał łatwiejszy rozruch, większy zakres szybkości, mniejszy ciężar, większą możliwość konstrukcji małych jednostek i większe możliwości pracy na różnych rodzajach paliw. Wobec złych warunków pracy przy-



L — SLNIKI I ICH CZĘŚCI c. d.

zredukowaniu mocy do  $\frac{1}{4}$  konstruktor zastosował rozwiązanie umożliwiające wyłączenie połowy ilości cylindrów.

54 **LJnr** C2 2—50  
Chanin N. S. Podział wg. cech wspólnych szybkoobrotowych silników wysokoprężnych. „Vybór semejstva bystrochodnych diselej“. Avtomobilnaja Promyšlennost', nr 6, 1948, 22×29 cm, 3,5 str., 3 rys., 2 tab. — Przy wyborze silnika wysokoprężnego dla powojennego modelu samochodu ciężarowego należy dążyć do możliwie największej unifikacji modeli, z tym żeby wybrany typ silnika umożliwiał także dalsze udoskonalenia bez większych zmian procesów technologicznych przy wykonywaniu zasadniczych detali. Jako przykład racjonalnego doboru zespołu silników, posiadających szereg cech wspólnych, autor przytacza następujące dane, dotyczące dwusuwowych silników wysokoprężnych, produkowanych przez Jarosławskie Zakłady Samochodowe: model 203 il. cyl. 3, maks. moc 85 KM, mod. JAZ-204, il. cyl. 4 maks. moc 112 KM, mod. JAZ-206, il. cyl. 6, maks. moc 168 KM, średnica cyl. i skok: 108×127 — dla wszystkich powyższych modeli.

55 **LJ** C2 2—50  
Faroux G. Bitwa do wygrania. „Une bataille à gagner“. La Vie Automobile, maj 49, 21×30 cm, 3 str., 2 wykr. — Autor stara się uzasadnić, że przy obecnie używanych silnikach o małej pojemności skokowej, które pozwalają wprawdzie na osiągnięcie dużych szybkości maksymalnych, ale dają niewielkie przyspieszenia i małą zdolność pokonywania wzniesień na biegach wyższych, należałoby zastosować sprężarkę. Zadaniem tej sprężarki byłoby zwiększenie momentu obrotowego, głównie przy niskich obrotach, dzięki czemu otrzymałoby się silnik znacznie bardziej czuły, zwiększenie zdolności pokonywania wzniesień i powiększenie przyspieszeń. Ze względów ekonomicznych sprężarka tego rodzaju nie powinna powiększać prędkości maksymalnej. Zdaniem autora, omawiana sprężarka spowoduje pewien niewielki spadek zużycia paliwa przy jeździe takiej, jak bez sprężarki, lub odwrotnie, przy identycznym zużyciu paliwa — wzrost prędkości średniej o ok. 10%. Paliwo zużyte na napęd sprężarki zamortyzuje się wskutek lepszej sprawności termicznej silnika, lepszego wymieszania paliwa z powietrzem i rzadszego używania biegów niższych.

56 **LNb : LOa : LOb : T** C2 2—50  
Pierścienie tłokowe, tłoki, tuleje cylindrowe. „Rings, Pistons and Liners“. Automobile Engineer, t. 38, nr 498, luty 48, s. 51; 21×30 cm, 25 fot., 3 rys. — Podano poglądowy opis przebiegu produkcji tłoków, sworzni tłokowych i tulei cylindrowych wraz z opisem maszyn i urządzeń do tej produkcji w fabryce Hapworth and Grandage Ltd.

57 **LNd** C2 2—50  
Gratz Brown B. Siedem sposobów wentylacji skrzyni korbowych. „7 Ways to Ventilate Crank Cases“. S. A. E. Journal, październik 48, s. 37; 21×30 cm, 3 str., 5 rys., 7 wykr. — Zwięzły opis sposobów wentylacji skrzyni korbowych silników samochodowych. Sześć z dotychczasowych sposobów wentylacji było ściśle związanych z szybkością poruszania się wozu i szybkością przepływu gazów spalinowych silnika. Sposób siódmy rozwiązuje sprawę wentylacji w sposób bardziej racjonalny, a mianowicie przez zastosowanie małej dmuchawy napędzanej silnikiem elektrycznym. Uzyskuje się wówczas stały przepływ świeżego powietrza, niezależny od szybkości wozu. Zamieszczone wykresy pozwalają zdać sobie sprawę z wartości każdego z opisanych sposobów wentylacji.

58 **LNh : LOh : S** C2 2—50  
Grigoriew A. P. Panewki główne i korbowodowe ze stopu aluminiowego. „Korennyje i satunnyje pod-

syjniki iz aluminewogo splava“. Avtomobilnaja Promyšlennost', nr 7, 1948, 22×29 cm, 1 str., 2 tab. — Firma Katerpillar wykonuje panewki łożysk głównych i korbowych ze stopu aluminiowego o składzie chem: Pb-7%, Si-2,5%, Ni, ślady Cu i reszta Al. Roll Royce stosuje stopy o składzie: Pb-6%, Ni-1,5%, Cu-0,75%, Mn-1%, Si-0,2%, Fe-3%, reszta Al. Aluminiowe łożyska o stalowym rdzeniu stosuje się w wypadku panewek cienkościennych. Firma „Al. Tin. Kerp.“ wykonuje panewki z rury stalowej, ciętej na odpowiednie wymiary i zalewanej stopem aluminiowym. Polecana grubość warstwy aluminium waha się w granicach 0,2—0,33 mm — przy grubości wkładki poniżej 3,2 mm, 0,4—0,58 mm — przy grub. wkładki 3,2 do 6,35 mm.

59 **LNh : S** C2 2—50  
Wymagania stawiane panewkom silnikowym i stosowane na nie materiały. „Engine Bearings Requirements and Materials“. Product Engineering, t. 14, nr 10, październik 48, s. 134; 21×30 cm, 5 str., 7 rys., 3 tab. — Artykuł podaje zestawienie panewek silnikowych i stosowanych na nie materiałów oraz ogólną analizę i określenie znaczenia stawianych im wymagań, takich jak wytrzymałość, zmęczeniowa podatność i plastyczność, zdolność do pochłaniania wgniatających się twardych cząsteczek zanieczyszczeń, odporność na zacieranie się, odporność na korozję, łatwość łączenia się z materiałem podstawy (skorupy), zachowanie właściwości mechanicznych mimo wzrostu temperatury lub dobre przewodnictwo cieplne. Artykuł zawiera również charakterystykę i skład typowych materiałów łożyskowych, ocenę ich jakości z punktu widzenia wyżej wymienionych wymagań oraz wskazania co do zakresu stosowania poszczególnych stopów.

60 **LOb** C2 2—50  
Greifenstein E. R. Spostrzeżenia dotyczące szczelności tłoków. „Observations sur l'étanchéité „piston-cylindre“. La Technique Automobile et Aérienne, nr 246, listopad-grudzień 48, 31×23 cm, 5,5 str., 16 rys. — Tematem artykułu jest zagadnienie działania uszczelniającego pierścieni tłokowych. Autor opisuje i porównuje budowę i działanie specjalnych pierścieni tłokowych typu „Cordsa“ i „Ondulex“ oraz wskazuje, iż przeprowadzone badania i doświadczenia praktyczne z pierścieniami obu typów dały w wyniku jakoby lepsze rezultaty z pierścieniami „Ondulex“, a to z powodu działania uszczelniającego zarówno w rowku tłokowym jak i w cylindrze. Zdaniem autora badania te jednak nie mogą być uważane za zupełnie wyczerpujące.

61 **LQgk** C2 2—50  
Cudakov E. A. Akad. Oszczędzacz biegu luzem. „Ekonomieizer cholestogo choda“. Avtomobilnaja Promyšlennost', t. nr 4, kwiecień 48, 22×29 cm, 4,5 str., 15 rys. — W pracy silnika samochodowego często zachodzi zjawisko tzw. przymusowego biegu luzem (np. w wypadku hamowania silnika). Zużyte wówczas ilości benzyny przepadają wtedy zupełnie bez pożytku, zwiększając tylko zadymienie powietrza żle spalonymi gazami wydechowymi. Krawcow, Warenov i Rubiec przedstawili oszczędzacz o prostym rozwiązaniu, dający się zastosować do gaźnika. Z oszczędzaczem tego rodzaju, raz wykonanym przy zastosowaniu sprężyny, drugi raz przy zastosowaniu membrany, przeprowadzono w laboratorium samochodowym Akademii Nauk i w laboratorium Min. Przem. Samoch. i Ciągn. pomiary na stanowiskach stałych i na chodzie, z silnikami: ZIS-5 (z opatrzoną w gaźnik MK3-6) i ZIS-5 (z gaźnikiem MK3-14), Dodge WF-32, Ford G8T. W wyniku badań stwierdzono, że oszczędzacz biegu luzem w istocie umożliwia zmniejszenie zużycia silnika, pewną oszczędność na paliwie (ok. 10%) oraz zmniejszenie zanieczyszczenia powietrza gazami wydechowymi.

L — SLNIKI I ICH CZĘŚCI c. d.

- 62 **LQg : LQo2** C2 2—50  
**Doprowadzenie paliwa lub mieszanki.** „Carburation and Induction“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 508, listopad 48, 21 × 30 cm, 6 str., 10 rys. — Na wstępie autor omawia zastosowanie wtrysku paliwa w silnikach lotniczych i wpływ jaki wywarło ono na kierunek prac konstruktorów samochodowych. Z uwagi na kalkulację kosztów produkcji urządzeń wtryskowych, autor nie przewiduje możliwości zastosowania ich w silnikach mniejszej i średniej mocy. W dalszym ciągu analizuje ogólne założenia i elementy konstrukcyjne nowoczesnych gaźników podkreślając między innymi, że obecnie na całym świecie najbardziej rozpowszechniają się gaźniki dolnosące. Autor omawia również rozwiązania konstrukcyjne przewodów ssących analizując kolejno szczegóły konstrukcji rur ssących w silnikach 2, 4, 6 i 8 cylindrowych. W artykule podane są liczne przykłady konstrukcji europejskich i amerykańskich urządzeń tego rodzaju.
- 63 **LQop : T** C2 2—50  
**Urządzenia do wtrysku paliwa.** „Fuel Injection Equipment“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 503, lipiec 48, s. 255; 21 × 30 cm, 9 str., 18 fot., 5 rys. — Artykuł jest przeglądem metod stosowanych przy produkcji urządzeń do wtrysku paliwa w zakładach CAV Ltd. Action, London, W. 3. Opisano urządzenia oddziałów obróbki, montażu i kontroli, oddziału doświadczalnego i studiów.
- 64 **LS** C2 2—50  
**Reichel M. Nowość: aparat S. P. K.** „Une nouvelle: L'appareil S. P. K.“. *La Technique Automobile*, maj-czerwiec 49, 31 × 23 cm, 2 str., 3 rys. — Urządzenie S. P. K. ma za zadanie dostarczyć ruchomym elementom silnika dodatkowo smaru w momencie rozruchu, a więc wówczas, gdy pompa olejowa nie jest jeszcze w stanie zapewnić dostatecznego smarowania, oraz utrzymać w czasie pracy silnika stały poziom w misce olejowej. Urządzenie to składa się z dodatkowego zbiornika oleju, połączonego z otworem spustowym miski olejowej, w którym założony jest zawór jednokierunkowy (kierunek przepływu do silnika). Zbiornik ten ma również połączenie z rurą ssącą oraz, przez przewód założony na miejsce kontrolki poziomu, z olejem w misce. Otwór tego przewodu znajduje się na wysokości normalnego poziomu oleju. Stan oleju w misce przy silniku stojącym musi być nieco wyższy niż normalny, aby przy rozruchu nastąpiło smarowanie rozpryskowe. Podczas pracy silnika podciśnienie w rurze ssącej usuwa nadmiar oliwy do zbiornika pomocniczego i poziom oleju w misce ulega wyrównaniu. Pewne zastrzeżenia może budzić tylko rozruch w niskich temperaturach.
- 65 **LS : MEh** C2 2—50  
**Obleuchowa O. S. (Moskowskij avtozavod im. Stalina). Smarowanie hipoidalnej przekładni tylnego mostu.** „Smazka dlja gipoidnoj peredači avtomobilja“. *Avtomobilnaja Promyšlennost'*, nr 4, 1948, 22 × 29 cm, 2 str., 2 rys., 5 tab. — W użebieniu hipoidalnym, jako bardzo dokładnie współpracującym, występuje zjawisko dużego poślizgu. Wymaga ono doboru specjalnych gatunków smarów. Doświadczalnie ustalono, że molekularne siły przylegania między metalem i smarami wybitnie powiększają się przez wprowadzenie do oliwy niewielkich domieszek związków siarki, fosforu, chloru, grup COOH OH itp. Na podstawie badań w Fabryce Samochodów im. Stalina nad przekładnią hipoidalną tylnego mostu samochodu typu ZIS-110 ustalono warunki, jakim ma odpowiadać skład smaru. Tak na przykład smar zimowy dla użebienia hipoidalnego powinien posiadać wiskozę w stopniu Englera 2,0 do 3,5 przy 100°C, temperaturę krzepnięcia nie większą, niż — 15°C, domieszek mechanicznych nie więcej niż 0,025%, siarki 1,5—2,0%. Smar ten nie powinien zawierać domieszek wody.
- 66 **LS : N** C2 2—50  
**Wilford A. T. Smarowanie silników. Wyniki pracy przy samochodach służby publicznej.** „Engine Lubrication“. *Operating Results in Public Service Vehicles*. *Automobile Engineer*, t. 39, nr 510, styczeń 49, s. 32; 21 × 30 cm, 7,5 str., 1 fot., 4 tab. 6 wykr. — W obszernym artykule na temat własności i zastosowania olejów w silnikach spalinowych, głównie w silnikach wysokoprężnych na olej gazowy, autor analizuje wyniki własnej pracy w tym kierunku oraz doświadczenia innych badaczy. Na wstępie autor podaje warunki stawiane dobremu olejowi dla smarowania silników wysokoprężnych. Po szczegółowym omówieniu używania się oleju, przyczyn tego zużycia oraz okresu pracy oleju w silniku, przechodzi do scharakteryzowania paliw i olejów dla silników wysokoprężnych. Autor opisuje ciekawe doświadczenie z zastosowaniem dwóch typów oleju na dwóch grupach samochodów. Omawia oleje specjalne, antykorozyjne, antyutleniające i oczyszczające, (oleje z rozmaitymi dodatkami). Opisując przeprowadzone próby autor podkreśla wyższość tych olejów nad wszystkimi olejami mineralnymi.
- 67 **LSu** C2 2—50  
**Gordejev G. I. Inż. mjr. Dokładne samochodowe filtry oliwy.** „Avtomobilnye masl'janye filtry tonkoj očiški“. *Avtomobilnaja Promyšlennost'*, nr 4, 1948, 22 × 29 cm, 2 str., 7 rys., 1 tab. — Gatunek i stopień zanieczyszczenia oliwy wpływa na stopień zużycia silnika. Wymaga się od filtrów, by przepuszczone drobiny zanieczyszczeń mechanicznych miały wymiary mniejsze niż grubość błonki oliwnej lub mniejsze od minimalnych luzów między częściami współpracującymi. Konstruktorzy radzieccy opracowali wymienny element typu ASFO do filtrów, tani i gwarantujący dokładne oczyszczenie oliwy smarującej. Proces filtrowania zachodzi na drodze przenikania oliwy przez bardzo małe szpary, istniejące między ściśle przylegającymi i dociśniętymi warstwami elementów tekturowych. Budowane są trzy rodzaje wymienionych elementów ASFO: Nr 1, 2, 3, w zależności od wielkości silnika.
- 68 **LW** C2 2—50  
**Rozruszniki nabojoye.** „Cartridge Starters“. *Automobile Engineer*, t. 39, nr 510, maj 49, s. 18, 21 × 30 cm, 0,2 str. — W poszukiwaniu rozrusznika odpowiedniego dla niskich temperatur firma The Plessey Co Ltd, Ilford przeprowadziła doświadczenia z rozrusznikami nabojoyymi na dwóch silnikach. Uzyskano zadawalający rozruch przy temperaturze od 0 do 15°C i to bez żadnych zmian konstrukcyjnych silnika i przy zastosowaniu zwykłego oleju silnikowego. Doświadczenia wykazały, że przy użyciu rozrusznika nabojoyego osiąga się 5—10 razy szybsze obroty niż przy normalnym rozruszniku elektrycznym. Te same obroty można otrzymać również przy jeszcze niższych temperaturach, ale już przy użyciu specjalnego oleju i czynnika przyspieszającego zapłon. Patrz także: 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 20, 21, 22, 23, 24, 25, 26, 27, 39, 44.

## M — MECHANIZMY PODWOZI I ICH CZĘŚCI

- 69 **MA** C2 2—50  
**Sprzęgła samochodowe.** „Clutches“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 507, listopad 48, s. 419, 21 × 30 cm, 0,5 str. — Sprzęgła samochodowe osiągnęły w swym rozwoju na tyle już wysoki stopień doskonałości, że właściwie znaczna większość samochodów zaopatrzona jest w normalne sprzęgła niewiele się od siebie różniące. Pochodzą one przeważnie z wypróbowanych wytwórni, takich jak np. Bory-Bech. Sposzregane różnice istnieją głównie w konstrukcji mechanizmu wyłączenia.
- 70 **MB** C2 2—50  
**Skrzynki biegów.** „Gear boxes“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 507, listopad 48, s. 420,

M — MECHANIZMY PODWOZI I ICH CZĘŚCI c. d.

21 × 30 cm, 3 str. — Artykuł obejmuje przegląd skrzynek biegów różnych typów samochodów angielskich, amerykańskich i francuskich. Autor wysuwa wnioski odnośnie ogólnych kierunków konstrukcyjnych, zwłaszcza w zakresie stosowania skrzynek automatycznych lub półautomatycznych oraz skrzynek zwykłych. Na uwagę zasługuje stwierdzenie, iż obecnie użytkownicy samochodów nie są zwolennikami skrzynek automatycznych. W dalszym ciągu rozważa autor omawia kwestię zastosowania w obecnych konstrukcjach odpowiedniej ilości biegów. Wsuwają się tu przede wszystkim dwie znane dotychczas koncepcje: 1. układy amerykańskie z 3-biegową skrzynką o większym silniku i 2. europejskie skrzynki 4-biegowe, przy których stosuje się silniki słabsze. Artykuł zawiera również omówienie ciekawszych konstrukcji różnych elementów skrzynki biegów. W pierwszym rzędzie zwrócona jest uwaga na częste stosowanie synchronizatorów na 3 wyższych biegach przy skrzynkach 4-biegowych, co stanowi polepszenie dotychczasowych układów, synchronizowanych tylko na biegu najwyższym. Na podstawie licznych przykładów autor przedstawia szczegóły konstrukcyjne takich elementów, jak synchronizatory, drążki zmiany biegów itp. różnych typów wozów i zwraca uwagę na oryginalność rozwiązań w samochodach marki Wolseley, Standart-Vaguard i Jowelt-Jarelm. Wyjątek stanowi dotychczas znana skrzynka biegów Wilsona, ze sprzęgłem hydraulicznym, stosowana tylko w dwu typach samochodów jako rozwiązanie alternatywne.

71 MD C2 2—50  
**Wały napędowe.** „Propeller shafts“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 507, listopad 48, 21 × 30, 0,5 str. — Artykuł jest krótkim przeglądem konstrukcji wałów napędowych. Autor poddaje analizie dawniejsze konstrukcje, stosujące wał napędowy, łączący bezpośrednio skrzynkę biegów z tylnym mechanizmem napędowym, oraz nowsze, jak np. Jowel-Javelin, obejmujące dzielony wał napędowy podparty w środku odpowiednim łożyskiem. Omawia również w krótkości ciekawe przykłady i szczegóły konstrukcji takiego łożyska.

72 ME: MK C2 2—50  
**Mosty tylne.** „Rear axles“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 508, listopad 48, 21 × 30 cm, 1,5 str. — Artykuł obejmuje opisy szczegółów konstrukcji mostów tylnych, zastosowanych w samochodach znanych już z poprzednich opisów Wystawy Londyńskiej. Wnioski autora, dotyczące założeń konstrukcyjnych, streścić można następująco: 1. Przeważa stosowanie w napędzie tylnym kół stożkowych z zębami spiralnymi. Nieliczne wozy zaopatrzone są w przekładnie ślimakowe. Nie jest również powszechne stosowanie kół stożkowych hipoidalnych. Wywody swoje autor popiera licznymi przykładami. 2. Łożyskowanie kół napędowych za pomocą łożysk rolkowo-stożkowych wszędzie na ogół zbliżone jest do rozwiązań typowych. 3. Zawieszenie i obudowa dyferencjału przechodzi pewną ewolucję zwracając się w kierunku kadłuba jednolitego, obejmującego dyferencjał i będącego jednocześnie szkieletem przenoszącym obciążenie. W związku z tym autor dostrzega pewne oznaki zmniejszającej się popularności tylnego mostu sytemu tzw. „banjo“.

73 MF C2 2—50  
**Przekładnia automatyczna. Packarda.** „Packard Automatic Transmission“. *Automobile Engineer*, t. 39, nr 515, czerwiec 49, 21 × 30 cm, 0,3 str. — Opierając się na danych z „Automotive Industries“ autor podaje krótki opis nowej automatycznej przekładni Packarda. Przekładnia ta, „Ultamatic“, składa się z trójwirmikowej przetwórcy momentu, działającej automatycznie ze sprzęgła ciernego oraz ze skrzynki planetarnej dla biegu niższego i wstecznego. Całość ste-

rowana jest samoczynnie urządzeniem hydraulicznym i nie zawiera pedału sprzęgłowego.

74 MF C2 2—50  
**Reichel M. Skrzynki biegów pozwalające przyspieszać bieg pojazdu w sposób ciągły.** „Transmissions à accélération continue“. *La Vie Automobile*, jęcej tylko przy przyspieszeniu i wyłączającej się au nr 1363—4, styczeń i luty 48, s. 39; 21 × 30 cm, 7,5 str., 5 rys., 3 wykr. — Niedogodności, związane ze skrzynkami biegów zaopatrzonymi w koła zębate, wysunęły na czoło bieżących zagadnień konstrukcyjnych opracowanie automatycznej skrzynki biegów, działającej w sposób ciągły, a więc umożliwiającej przyspieszenie pojazdu bez przerw. Automatyczne skrzynki biegów zostały zrealizowane jako konstrukcje czysto mechaniczne, elektryczne, czy hydrauliczne lub układy złożone: elektro-mechaniczne albo hydro-mechaniczne. Szczegółowe omówienie zostało urządzenie hydrauliczne, pozbawione wad towarzyszących układom mechanicznym i elektrycznym. Skrzynka biegów pracująca w sposób ciągły ma przed sobą dużą przyszłość, gdyż upraszczając znacznie problem prowadzenia samochodu pozwala jednocześnie na najlepsze wykorzystanie warunków ekonomicznej eksploatacji pojazdów.

75 MF C2 2—50  
**Reichel M. Zasada działania przetwórcy hydraulicznej White.** „Le fonctionnement du convertisseur hydrotorque White“. *La Technique Automobile*, marzec-kwiecień 49, s. 17, 31 × 23,5 cm, 3,5 str., 3 rys., 2 charakterystyki. — Artykuł zwiera opis działania sprzęgła hydraulicznego i hydraulicznej przetwórcy momentu oraz porównanie ich działania z działaniem analogicznych elementów mechanicznych pod względem korzyści ekonomicznych i wygody kierowcy. Na powyższym tle podano szczegółowe omówienie urządzenia „White“ składającego się z części hydraulicznej i mechanicznej, w którym przetwórcza hydrauliczna, dla zachowania dobrej sprawności, przy małym poślizgu zaczyna działać jak sprzęgło hydrauliczne, a to wskutek zlizowania wieńca kierowniczego, który wówczas zaczyna się swobodnie obracać. Dołączenie skrzynki przekładniowej o dwóch przekładniach wprzód i jednej wstecz pozwala na osiągnięcie dużych przyspieszeń przy małych szybkościach i dobrych wyników hamowania silnikiem. Zmiana przekładni mechanicznych dokonywana jest całkowicie automatycznie, w razie potrzeby możliwe jest jednak również wyłączenie urządzenia samoczynnego.

76 MF C2 2—50  
**Napędy hydrauliczne.** „Hydraulic drives“. *S. A. E. Journal*, paźdz. 48, 21 × 30 cm, s. 53; 4 str. — Opis działania przetwórcy momentu i konstrukcji hydro-mechanicznej „White“.

77 MHfo C2 2—50  
**De Dube L. Niewrażliwe na przebicie ogumienie bez dętki.** „Un pneu increvable sans chambre à air“. *La Vie Automobile*, kwiecień 49, s. 93, 21 × 30 cm, 2,25 str., 2 fot. — Autor omawia próby stworzenia ogumienia niewrażliwego na przebicie oraz podaje przykład takiego ogumienia firmy Goodeick, typ. P. S. T. T. Ogumienie to składa się z samej tylko opony, która wykonana jest ze specjalnego gatunku gumy bardzo elastycznej, zachowującej szczelność nawet w wypadku przebicia. Opony te dają się montować na większości seryjnych tarcz kołowych, o ile tylko zostaną specjalnie przygotowane. Ciężar tego rodzaju opon jest nieznacznie większy od ciężaru klasycznego kompletu ogumienia, zawierającego 4 warstwy specjalnego płótna. Według zdania autora, dotychczasowe dwuletnie badania tego ogumienia dały jakoby rezultaty pozytywne. Artykuł robi wrażenie reklamowego.

## M — MECHANIZMY PODWOZI I ICH CZĘŚCI c. d.

78 **MHhI** C2 2—50  
**Zużycie opony.** „Tyre wear“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 502, czerwiec 48, s. 227; 21×30 cm, 0,25 str. — Streszczenie pracy A. N. Carletona z S. A. E., traktującej o rozwoju budowy opon, który pozwala oczekiwać dalszych udoskonaleń, prowadzących do lepszej i dłuższej pracy opony. Autor wymienia następujące najważniejsze czynniki, które ten rozwój spowodowały: 1. Kord oponowy odporny na ciepło. Jedwab, odporniejszy niż bawełna, nylon i drut stalowy, umożliwia wyprodukowanie kordu o 2 i 4 warstwach, zamiast 10, 12, 16 czy 20. Zamiana płótna kordem dała lepszy i trwalszy karkas. 2. Odporny na zużycie protektor. 3. Włóściwy rysunek protektora. 4. Ulepszone mieszanki gumowe, odporne na ciepło, ścieralność, rozwarstwienia itp. 5. Wysoka jakość dętek z kauczuku syntetycznego G. R. 1. Żądanych nowych informacji praca nie zawiera.

79 **KM : ML** C2 2—50  
**Zawieszenie tylne.** „Rear suspension“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 508, ex. IIa, 1948, 21×30 cm, 2 str., 2 fot. — W powojennych konstrukcjach zawieszenia mostu tylnego nie dają się zauważyć specjalne zmiany. Resory semi-eliptyczne nadal pozostały podstawą konstrukcji, a do nielicznych tylko wyjątków można zaliczyć zawieszenie przy użyciu drążków skrętnych, jak np. Jewett-Javelin. W odniesieniu do resorów zastosowano szereg rozwiązań wpływających na wydatne zmniejszenia tarcia między piórami. Zawieszenie samych resorów charakteryzuje się powszechnym użyciem gumowych tulejek typu Silentbloc bądź Metalastic. W powszechnym użyciu w nowych konstrukcjach tylnego zawieszenia są tłumiki drgań, poprzeczne stabilizatory oraz drążki anti-rollingowe. Opis kilku ciekawych konstrukcji oraz zamieszczone fotografie składają się na całość przeglądu powojennych rozwiązań zawieszenia tylnej osi w samochodach osobowych, demonstrowanych w Salonie Londyńskim w r. 1948.

80 **MKL** C2 2—50  
**Reichel M. Zastosowania zawieszenia typu Grégoire o zmiennej twardości.** „Une application de la suspension Grégoire à flexibilité variable“. *La Vie Automobile*, nr 1385—6, grudzień 48, s. 345; 21×30 cm, 1,5 str., 1 fot., 1 rys., 1 wykr. — Klasyczne rozwiązanie zawieszenia charakteryzuje stałość odkształceń, tj. proporcjonalność ugięcia resorów do obciążenia. Ponieważ użyteczne obciążenie samochodu zmienia się w zależności od stopnia załadowania, więc przy układzie klasycznym zawieszenie jest albo zbyt „miękie“, przy dużych obciążeniach pojazdu, albo zbyt „twarde“ — przy obciążeniach małych. Niedogodność tę usuwa urządzenie zmieniające „twardość“, zastosowane w samochodzie Grégoire. Podobnego układu użyto w samochodach Renault i Citroën, celem poprawienia własności zawieszenia. Dokładny opis instalacji zilustrowany rysunkiem, fotografią i wykresem wyjaśnia zasadę działania i szczegóły konstrukcyjne urządzenia, które w próbach wykazało nie tylko zwiększenie komfortu jazdy, ale również i lepsze „trzymanie się drogi“ przez pojazd oraz natychmiastową amortyzację wstrząsów spowodowanych złym stanem nawierzchni.

81 **MKL** C2 2—50  
**Bruffard J. Rozwój historyczny mechanizmów zawieszenia.** „La suspension et son histoire“. *La technique Automobile et Aérienne*, nr 245, wrzesień-paźdz. 48, s. 73, 31×23 cm, 6 str., 11 rys. — Warunki pracy zawieszenia narzuciły konieczność zastosowania amortyzatorów jako czynnika chroniącego pojazd przed przejmowaniem drgań udzielanych resorom przez nierówność nawierzchni. Praktyka wykazała, że rola tłumika drgań, jaką spełnia amortyzator, wpływa również na wydatne polepszenie „trzymania

się drogi“ przez pojazd. Własności amortyzatorów tarciowych i hydraulicznych są niewystarczające w świetle badań nowoczesnych, które pozwalają ustalić, że: 1. amortyzator nie powinien tłumić ruchu resoru podczas jazdy w okresie jego chwilowego odciążenia, 2. maksymalne tłumienie działania resoru winno zachodzić w czasie jego spoczynku, 3. stopień tłumienia drgań powinien zależeć od wartości reakcji działającej na koło (wywołanej przez przeszkodę drogową), 4. reakcja, działająca na koło podczas hamowania pojazdu, winna wpływać na działanie amortyzatora. Na zasadzie powyższych wniosków zbudowano amortyzator. Szczegółowy opis konstrukcyjny tego amortyzatora, ilustrowany licznymi rysunkami podkreślającymi zalety nowej konstrukcji budzi przekonanie, iż pomyślnie rozwiązanie problemu amortyzacji istotnie jest możliwe.

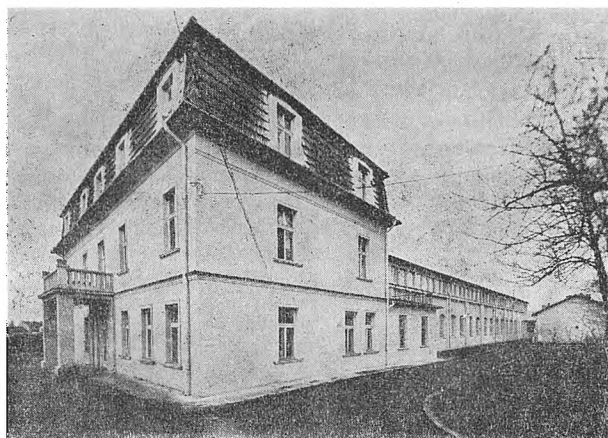
82 **MKL : KHe** C2 2—50  
**Zawieszenie ciężkich pojazdów mechanicznych.** „Heavy vehicle suspension“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 499, marzec 48, s. 108, 21×30 cm, 1 rys. — W artykule omówiono szereg zalet nowej konstrukcji bliźniaczych osi przednich w pojazdach ciężkich, opracowanej wg pomysłu J. W. Wunscha. Każda os przednia resorowana jest przy pomocy dwóch resorów półeliptycznych, których przednie końce umocowane są przegubowo we wspornikach pod ramą, tylne zaś połączone za pomocą strzemion z końcami dźwigni wahadłowo zamocowanej w przedłużeniu ramy. Zastosowanie osi bliźniaczych pozwala na bardziej równomierne rozłożenie ciężarów na zespół przednich i tylnych kół, zmniejszenie ciężaru nieresorowanych elementów podwozia, zastosowanie kół przednich o mniejszej średnicy, łatwiejszych do kierowania i tańszych. Koła mniejszej średnicy dają mniejsze momenty zginające w elementach układu kierowniczego umożliwiając tym samym zmniejszenie ich przekrojów.

83 **MKL : MO** C2 2—50  
**Zawieszenie przedniej osi i układ kierowniczy.** „Front suspension and steering“. *Automobile Engineer*, t. 38, nr 508, 1948, 21×30 cm, 6 str., 12 fot. — Przegląd powojennych konstrukcji zawieszenia przednich osi samochodów osobowych prowadzi do wniosku, że zawieszenie niezależne stało się niemal regułą. Od zasady tej odbiega kilka typów wozów posiadających zwykłe resory półeliptyczne, względnie resory poprzeczne, stosowane powszechnie w konstrukcjach Ford Motor Company i Dagenham. Najpopularniejszym zawieszeniem niezależnym przedniej osi jest system dwóch równoległych wahaczy w kształcie litery V, z użyciem sprężyny spiralnej, względnie drążka skrętnego. Niektóre wytwórnie, jak Dubonnet lub Aprling, stosują również i inne rozwiązania, względnie modyfikacje wyżej omawianego systemu, przez zastępowanie jednego lub obu wahaczy resorami poprzecznymi. Fotografie, zamieszczone w tekście w ilości 12, ilustrują szczegółowe opisy różnych rozwiązań zawiesz. Autor artykułu podkreśla fakt coraz powszechniejszego stosowania tulejek gumowych w łożyskowaniu wahaczy oraz w prowadzeniu sworzni gwintowych w konstrukcjach zawiesz, specjalnie zaś w wozach amerykańskich. Geometria układu kierowniczego w odniesieniu do ustawienia kół w wozach osobowych, stała się już niemal standartową. Tak więc na przykład kąt rozchylenia kół w normalnej pozycji wynosi przeważnie 0° i nigdy nie przekracza wartości 1,5° pod obciążeniem statycznym, kąt wyprzedzenia koła równa się przeważnie 0°, natomiast kąt pochylenia sworzni zwrotnicy waha się w granicach od 8,5° do 10°. Przekładnie kierownicy są zazwyczaj naogół biorąc, najprostszej konstrukcji, typu koło zębate — zębatka, niektóre jednak firmy stosują także przekładnie bardziej skomplikowane, typu Marles, Biskup, Burma lub tp. Na podkreślenie zasługuje fakt stosowania w pewnych typach wozów drążków „anti-rollingowych“, które przyczyniają się do polepszenia stateczności pojazdu w ruchu.



### Instytut Odlewnictwa – jego cele i ich realizacja

Instytut Odlewnictwa, początkowo Instytut Badawczy Odlewnictwa, utworzony został w Krakowie zarządzeniem Centralnego Zarządu Przemysłu Metalowego z 1. II. 1946 r. W okresie wstępnym, wobec trudności lokalowych Instytut mieścił się do 15. V. 1947 r. w trzypokojowym lokalu Zjednoczenia Przemysłu Odlewniczego w Krakowie. Dopiero od drugiego kwartału r. 1947 przyznane kredyty inwestycyjne pozwoliły na podjęcie prac wstępnych nad zabezpieczeniem i adaptacją budynków na terenie Borku Fałęckiego, przeznaczonych na umieszczenie Instytutu. Dawne hale warsztatowe wymagały przystosowania do nowych potrzeb. Zdemolowane hale, w których w okresie wojny okupant zainstalował szarpanię i sortownię szmat prze-



Instytut Odlewnictwa w Krakowie

ważnie po ofiarach Oświęcimia, odnowiono i prawie całkowicie przerobiono. W ten sposób znalazły pomieszczenie liczne laboratoria, pracownie, biura i doświadczalna odlewnia z warsztatem mechanicznym. Dzięki wspólnemu wysiłkowi kierownictwa i pracowników już w lipcu 1948 r. można było zapoczątkować pierwsze prace naukowo-badawcze i ekspertyzy dla przemysłu odlewniczego, mimo że dopiero w grudniu 1948 r. laboratoria wyposażono w podstawowe urządzenia. Uroczyste i oficjalne otwarcie Instytutu, połączone z wykonaniem pierwszego odlewu, odbyło się 2 kwietnia 1949 r. Ogromny entuzjazm wywołała nadesłana z tej okazji depesza min. E. Szyra, treści następującej: „W związku z uroczystością wykonania pierwszego odlewu zasylam Dyrekcji i pracownikom Instytutu serdeczne życzenia owocnej pracy nad podniesieniem poziomu odlewnictwa polskiego. Ścisłe powiązanie się z zakładami produkcyjnymi umożliwi Wam wzbogacenie doświadczeń w oparciu o inicjatywy Inżynierów, Techników i Robotników. Udostępnijcie Wam bezpośredni udział w dziele realizacji postępu technicznego, mechanizacji i automatyzacji procesów produkcyjnych. Odlewnictwo nasze posiada bogate tradycje

i w historii swego rozwoju przeżyło niejedną wzmogę i upadek. Dziś jednak stworzone zostały warunki dla trwałego i systematycznego rozwoju. Dziś możemy sobie śmiało postawić zadanie podnieść odlewnictwo polskie do poziomu przodujących krajów. Szkolić szybko i gruntownie młode kadry odlewników, wnieść wkład polskiej nauki w postęp techniczny na polu odlewnictwa, zerwać ze złymi tradycjami z okresu kapitalistycznego i zbudować wielki nowoczesny socjalistyczny polski przemysł odlewniczy życząc Instytutowi Odlewnictwa.”

Zadania Instytutu sformułowane są w nadanym mu statucie. Niektóre wymienimy:

- organizowanie i prowadzenie prac naukowo-badawczych dla stworzenia podstaw nowych działań produkcji lub nowych metod wytwarzania i organizacji pracy,
- udoskonalenie i usprawnienie metod już stosowanych w przemyśle,
- inicjowanie nowych działów produkcji i współpraca przy jej organizowaniu,
- przysposabianie kadr pracowników technicznych w zakresie nieprzewidzianym przez instytucje oświatowe.

Na realizację tych założeń pozwala struktura organizacyjna Instytutu, obejmująca w technicznej swojej części działy naukowo-badawcze, a więc laboratoria naukowe, biura konstrukcyjne, warsztaty doświadczalne i pomocnicze.

Równoległe do działu konstrukcyjnego i warsztatów doświadczalnych istnieje w organizacji Instytutu Zakład Technologiczny, który opracowuje zagadnienia technologii, formy odlewniczej i rdzenia, mechanizację produkcji, usprawnienia pieców, maszyn i urządzeń odlewniczych, organizacji pracy w odlewniach, jej bezpieczeństwa i higieny itp.

Odlewnia doświadczalna Instytutu dzięki swemu wyposażeniu technicznemu umożliwia produkcję przemysłową wszystkich stopów odlewniczych, wszystkimi metodami przetapiania, i wykonywanie form ręcznie i maszynowo. Dla zapewnienia sprawnej pracy naukowej zorganizowano w Instytucie bogaty dział dokumentacji technicznej, posiadający bibliotekę, czytelnię i bibliografię. Projektowana dalsza rozbudowa Instytutu pozwoli na rozszerzenie jego działalności i efektywne opracowywanie tematów wysuwanych przez przemysł odlewniczy oraz badań inicjowanych przez Instytut Odlewnictwa. Nad organizacją, prowadzeniem i koordynacją prac naukowo-badawczych w Instytucie Metalurgii w Gliwicach i Odlewnictwa w Krakowie, czuwa Główny Instytut Metalurgii i Odlewnictwa mieszczący się w Krakowie, Rynek Główny 22, powołany do życia zarządzeniem Ministra Przemysłu i Handlu z 1. IV. 1948 r. Kierunek działalności podległych instytutów ustalają Dyrekcja Naczelna GłMO i Rada Naukowa GłMO.

## Referaty wygłoszone na zebraniach naukowych w Instytucie Odlewnictwa w r. 1949

1. Dr Z. Dębińska: Najnowsze osiągnięcia fizyki jądrowej. Promienie X i ich zastosowanie.
2. Inż. A. Woźniacki: Nowe osiągnięcia w pirometrii.
3. Dr J. Buciewicz: Metody optyczne (kolorymetryczne i fotometryczne) analiz chemicznych.
4. Dr J. Buciewicz: Sprawozdanie z Międzynarodowego Kongresu Chemii Analitycznej (Utrecht 1—3. VI. 1948).
5. Dr J. Buciewicz: Zastosowanie metody elektro nowej dyfrakcji do badań procesów korozji.
6. Inż. A. Woźniacki: Najnowsze pirometry optyczne.
7. Inż. Z. Wertz: Kilka uwag na temat pyłu i mas formierskich w związku z badaniami dilatometrycznymi.
8. Mgr Z. Czajkówna: Zywice syntetyczne jako spoiwa rdzeniowe. Lepiszczce jako spoiwo.
9. Inż. J. Woźniacki: Zagadnienie twardości.
10. M. Misiąg: Wytrzymałość żeliwa w świetle nowych metod badań laboratoryjnych.
11. Dr J. Buciewicz: Emaliernictwo.
12. Dr Z. Dębińska: Metoda emulsji fotograficznej w zastosowaniu do badań jądrowych. — Metoda badania za pomocą promieni X budowy krystalicznej. — Nowe teorie magnetyczne i ich zastosowanie.
13. Inż. A. Woźniacki: Nowości w pirometrii optycznej.
14. Inż. R. Krzeszewski: Żeliwo modyfikowane.
15. Inż. C. Adamski: Gazy i porowatość w stopach miedzi.
16. Mgr Z. Czajkówna: Sprawozdanie z konferencji poświęconej sprawom spoiw rdzeniowych w Ashorne Hill, Leamington, październik 1948.
17. Mgr Z. Czajkówna: Obecny stan klasyfikacji spoiw rdzeniowych.
18. Inż. Z. Wertz: Wstęp do badań nad bentonitami krajowymi.
19. Inż. J. Piaskowski: Konserwatyzm w technice przemysłowej.
20. M. Misiąg: Próba udarowości, jej rozwój i wartość praktyczna.
21. Inż. J. Piaskowski: Sferoidalne żeliwo szare.
22. Inż. A. Woźniacki: Kontrolowane atmosfery w obróbce teńmicznej.
23. R. Woźniacki: Lejność stopów odlewniczych.
24. Dr Z. Dębińska i inż. J. Piaskowski: Sprawozdanie ze Zjazdu Fizyków Polskich w dniach 29. 10—3. 11. 1949 r. w Warszawie.
25. Dr J. Buciewicz: Polarograficzne metody analiz chemicznych.

## Referaty wygłoszone na zebraniach naukowych w okresie styczeń—kwiecień 1950 r.

### W Instytucie Metalurgii

1. Mgr M. Stępień: Dostosowanie polarografu do badań w hutnictwie.
2. Inż. M. Orman: Elektroliza  $Al_2O_3$ .
3. Inż. J. Bratkowski: Wyroby szamotowe dla hali odlewniczej.
4. Inż. E. Bućko: Zużycie w procesie martenowskim.
5. Inż. H. Sikorski: Oznaczenie wanadu w rudach.
6. Inż. Z. Bryjak: Spiekane narzędzia wiertnicze.

### W Instytucie Odlewnictwa

1. Inż. L. Luśniak: Stopy aluminiowe.
2. Mgr Z. Seweryn: Konduktometryczne metody analiz chemicznych.

3. Jur Pizsak: Żeliwne wały korbowe.
4. Inż. Z. Wertz: Masy formierskie dla żeliwa.
5. Inż. J. Woźniacki: Scieralność metali i jej pomiar.
6. Mgr E. Waclaw: Fotoelastyczne metody badania naprężeń.
7. Inż. J. Piaskowski: O budowie stopów metali.
8. Mgr H. Bochenek: Kroplowe metody analizy chemicznej.
9. Inż. A. Woźniacki: Odprężanie odlewów żeliwnych.
10. Inż. M. Misiąg: Żeliwo zbrojone.
11. Mgr O. Kulma: Z badań nad spoiwami rdzeniowymi.

## Sreszczenia referatów wygłoszonych na zebraniach naukowych w Instytucie Odlewnictwa: Fotoelastyczne metody badania naprężeń wewnętrznych

W zakresie odkształceń sprężystych i stosowalności prawa Hooke'a znalezienie rozkładu naprężeń wewnątrz jednorodnego płaskiego obszaru izotropowego, na którego krzywej brzegowej przyłożone są siły zewnętrzne, sprowadza się do znalezienia funkcji analitycznej  $\sigma(x, y)$ , spełniającej równanie równowagi zwartości i warunki brzegowe.

Gdy założymy stałość sił masowych, to rozkład naprężeń jest niezależny od materiału. Pozwala nam to badać rozkład naprężeń w modelach i uzyskane wyniki przenosić na materiał badany.

Jedną z metod badań modelowych jest metoda elastooptyczna, opierająca się na tym zjawisku, że niektóre ciała izotropowe pod wpływem naprężeń stają się optycznie anizotropowymi, podwójnie łamiącymi.

Przesunięcie faz obu promieni jest proporcjonalne do różnicy naprężeń głównych. Stąd linie jednakich zaćmienia w wypadku światła monochromatycznego, tzw. izochromy, są liniami jednakowych różnic naprężeń głównych, czyli też i największych naprężeń stycznych. Do badania tych efektów służy aparatura fotoelastyczna, której główne części składowe to źródło światła monochromatycznego, polaryzator i analizator oraz układ optyczny dla wytworzenia wiązki równoległej.

Aparatura taka, której wykonanie może być bardzo rozmaite, zezwala bez trudności określić rozkład naprężeń w modelach z odpowiednich plastyków, przy zadanych kształtach modelu i układzie sił zewnętrznych.

**Mgr Edward Waclaw**

## Ścieralność metali i jej pomiar

Zużycie części maszyn przez ścieranie prowadzi do konieczności wymiany części maszyn czy całych ich zespołów. Wymiana ta powoduje straty materiałowe, w robociznie i skutkiem postępu maszyn. Straty te stają się poważną pozycją w gospodarce narodowej.

Dla zapobieżenia im, konieczne jest poznanie procesu ścierania, jego mechanizmu i wszystkich czynników wpływających na przebieg ścierania. Czynniki te podzielić można na czynniki mechaniczne i fizykochemiczne. Do mechanicznych zaliczyć należy: ciśnienie powierzchniowe, szybkość względną, kształt powierzchni mikro- i makrogeometryczny. Do czynników fizykochemicznych zaliczamy rodzaj otaczającego ośrodka, strukturę metalograficzną powierzchni, rodzaj smaru itp.

Wpływ każdego z tych czynników z osobna jest trudny do uchwycenia, ponieważ zwykle mamy do czy-

nienia z równoczesnym ich działaniem. Różne te czynniki i ich wpływ badamy na odpowiednio skonstruowanych maszynach. Stąd różnorodność ich konstrukcji, która jest zwykle tak pomyślna, by możliwie jak najlepiej przybliżyć warunki pracy rzeczywistej.

Porównywalność wyników laboratoryjnych i przemysłowych jest jeszcze dotychczas problematyczna i fakt ten jest przyczyną rozbieżności zdań wielu autorów co do celowości badań laboratoryjnych. Niemniej dopiero badania laboratoryjne rzuciły pewne światło na proces ścierania i przyczyniły się do zmniejszenia zużycia wskutek ścierania, przez dobór odpowiedniego materiału i jego obróbki.

Prace nad zagadnieniem ścieralności prowadzone są również w Instytucie Odlewnictwa.

Inż. Jan Woźniacki

## Konduktometryczne metody analiz chemicznych

Metody konduktometryczne opierają się na pomiarach przewodnictwa roztworu elektrolitu. Do mierzenia przewodnictwa stosuje się urządzenia o schemacie mostka Wheatestone'a.

Opor elektrolitu otrzymuje się z wielkości danego oporu porównawczego i ze stosunku odcinków, na które dzieli drut oporowy położenie kontaktu poślizgowego przy minimum szmerów w telefonie. Odwrotność oporu daje szukane przewodnictwo. W metodzie konduktometrycznej miareczkowania mierzy się przewodnictwo elektrolitu oznaczonego, reagującego z doprowadzanym z biurety roztworem innego elektrolitu o ściśle określonej koncentracji.

Podczas reakcji następuje zmiana przewodnictwa roztworu. Punkt zmiareczkowania można odczytać z graficznego przedstawienia przebiegu przewodnictwa jako funkcji objętości roztworu wprowadzonego; w niektórych wypadkach da się ten punkt zaobserwować wprost przy pomiarze.

Pierwsze zastosowanie analityczne zawdzięcza konduktometrii Whitney'owi, który oznaczał na tej drodze wolny kwas siarkowy w roztworach kompleksowych połączeń siarczanu chromu. Było to już w r. 1895, jednak stosowanie metody konduktometrycznej na szeroką skalę zaczyna się znacznie później.

W pierwotnie stosowanych urządzeniach do miareczkowania konduktometrycznego stosowano telefon, co nie dawało możliwości przeprowadzania pomiarów w sposób wygodny, a przede wszystkim dokładny.

Obecnie powszechnie stosuje się urządzenia, w których mierzy się natężenie prądu płynącego

przez roztwór elektrolitu przy pomocy galwanometru. Natężenie prądu jest tutaj miarą zmieniającego się przewodnictwa roztworu. Aparatury do tej metody zostały opracowane w głównej mierze przez Jandera i jego współpracowników. Opierają się one na schemacie mostka Wheatestone'a. Niektóre z nich są dość skomplikowane i zaopatrzone w szereg precyzyjnych urządzeń, zapewniających dużą dokładność pomiaru.

Do miareczkowania konduktometrycznego nadają się reakcje zobojętnienia, strącania i procesy oksydacyjno-redukcyjne. Metoda konduktometryczna przewyższa metodę wskaźników pod wieloma względami. Można ją bowiem stosować do oznaczeń w wypadku roztworów mętnych i zabarwionych, można też określać równocześnie ilość różnych substancji znajdujących się obok siebie w roztworze.

Podstawy konduktometrii są inne niż potencjometrii i nie wszystkie oznaczenia dadzą się przeprowadzić obiema metodami. Przy miareczkowaniu potencjometrycznym następuje zmiana potencjału, którą wskazuje zanurzona do roztworu elektroda wskaźnikowa. Zmiana potencjału przebiega według równania logarytmicznego, podczas gdy zmiana przewodnictwa przebiega praktycznie w sposób liniowy. Przy obu metodach otrzymuje się więc krzywe miareczkowania różnego rodzaju. Zależnie od rodzaju reakcji punkt zmiareczkowania wystąpi wyraźnie albo w krzywej potencjometrycznej, albo w konduktometrycznej, i to decyduje o wyborze jednej z tych dwóch metod do przeprowadzenia danego oznaczenia.

Mgr Zofia Seweryn

## Nad czym pracują Instytut Metalurgii i Instytut Odlewnictwa: Stopy krzemowe tymczasowo wytypowane

Dotychczasowe zainteresowanie brązami i mosiądzami krzemowymi zarówno w kraju jak i za granicą, ograniczało się do fragmentarycznych badań i zastosowań.

Wstępne doświadczenia wykonane w Instytucie Odlewnictwa wykazały, że wieloskładnikowe stopy o podstawie miedź-krzem mogą w znacznym zakresie zastąpić dotąd stosowane brązy cynowe, używane do produkcji łożysk, części maszyn oraz armatury wodnej i parowej.

Wobec powyższego, Oddział Metali Kolorowych Instytutu Odlewnictwa przy współpracy Katedry Me-

tali Nieżelaznych przy Akademii Górniczo-Hutniczej przystąpił do ścisłych badań stopów z zawartością krzemu 2%, 3%, 4% i 5%. Na podstawie pierwszych doświadczeń wytypowano stopy podane w tablicy I. Nie są to jednak ostateczne, najlepsze stopy, gdyż dalsze badania mogą wyłonić stopy o wyższych własnościach.

Własności ogólne. Jak wykazały badania w Instytucie Odlewnictwa, stopy typu AN i AW są zupełnie odporne na działanie kwasów: solnego, octowego i siarkowego. Nie są odporne na działanie am-



Stopy opracowane w Instytucie Odlewnictwa

Tablica I

Nazwa przemysłowa	Skład chemiczny					Cu
	Si	Zn	Fe	Mn	P <sub>max</sub>	
AN 4	3-4	4 <sup>+1</sup> <sub>-0,5</sub>	0,6-2,0	0,4-1,5	0,05	reszta
AN 6	3,2-3,8	6 <sup>+1</sup> <sub>-0,5</sub>	1,0 max	-	0,05	reszta
AW 8	3,0-3,7	8 ± 0,5	1,2 max	do 0,8	0,05	reszta
AW	4,0-4,5	-	1,5-2,5	-	0,1	reszta

Własności i zastosowanie

Tablica II

Nazwa przemysłowa	R <sub>r</sub> kG/mm <sup>2</sup>	A <sub>5</sub> %	C %	H <sub>B</sub> 5/250/15	H <sub>v</sub>	Zastosowanie
AN 4*	30-35 i wyżej	około 15	około 15	100-105	110-115	Zamiast CuSn10 i wysokocynowych spiszów. Części trące, jak koła zębate, ślimaki. Armatura wodna i parowa. Wodowskazy, zawory, kurki. Pierścienie uszczelniające. Części pomp odśrodkowych.
AN 6	około 40	25-30	około 30	100-105		Armatura wysokociśnieniowa i części maszyn
AW 8	35 i wyżej	około 15	około 15	105-115	około 120	Armatura wysokociśnieniowa i części maszyn.
AW	około 30	około 20		125-130	130-140	Na silnie obciążone łożyska wolnobieżne

\* Po dodaniu Pb w ilości do 3% Pb w stopach AN4 i AW8 stopy te zastosowano na łożyska.

Tablica III

L. p.	Skład chemiczny					Własności wytrzymałościowe		
	Si	Zn	Fe	Pb	Cu	R <sub>r</sub> kG/mm <sup>2</sup>	A <sub>5</sub> %	H <sub>B</sub>
1	4,3	17	0,5	1	77	około 55	około 9	140-160
2	2	35	-	1	62	około 53	około 2	ponad 200

niaku i kwasu azotowego. Stopy te są łatwo spawalne. Przez obróbkę termiczną można zwiększyć wydłużenie stopu i ścisłości odlewów. W dalszych pracach Instytut Odlewnictwa zajął się zbadaniem stopów o dużej zawartości cynku.

Własności typowych rodzajów stopów podane są w tablicy II i III. Jako stop do obróbki plastycznej prze-

widuje się stop o zawartości Si 3-3,5%, Mn 1%, Cu reszta.

Należy zaznaczyć, iż podane w zestawieniu stopy były produkowane przy użyciu Fe-Si o zawartości około 80% Si lub niżej. Jednak do normalnej produkcji byłoby pożądane, aby zawartość krzemu w Fe-Si nie była niższa od 90%.

## Proszek kobaltu

Proszek kobaltu używany jest jako materiał wiążący przy wyrobie węglików spiekanych. Stanowi on również nieodzowny składnik magnesów prasowanych typu Alnico i Cunico.

Celem uniezależnienia naszego przemysłu od dostaw importowych, opracowano w Instytucie Metalurgii metodę otrzymywania proszku Co z kobaltu hutniczego o zawartości 99,8—99,9% metalu.

Za granicą stosuje się w skali technicznej głównie trzy metody produkcji proszku kobaltu:

1. redukcja tlenku węglem (rzadziej wodorem),
2. elektroliza wodnych roztworów soli kobaltu,
3. rozkład i redukcja szczawianu.

W Instytucie Metalurgii rozwiązano zagadnienie otrzymywania proszku Co przez opracowanie sposobu niestosowanego dotychczas na większą skalę, a polegającego na rozkładzie i redukcji mrówczanu.

Mrówczan kobaltu  $\text{Co}(\text{HCOO})_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$  jest solą trwałą i stosunkowo łatwą do otrzymania przez działanie kwasu mrówkowego na węglan kobaltu względnie bezpośrednio z azotanu kobaltu i kwasu mrówkowego.

Przez rozkład termiczny w atmosferze redukującej mrówczan Co, otrzymuje się proszek metalicznego kobaltu, przy czym temperatura rozkładu i redukcji jest stosunkowo niska (poniżej 800 C).

Powyższy sposób jest bardzo wygodny, mało skomplikowany i stosunkowo niedrogi.

Otrzymany produkt nadaje się w zupełności do wyrobu spiekanych węglików i nie ustępuje proszkowi importowanemu, otrzymanemu innymi sposobami.

W najbliższym czasie planowane jest wykorzystanie powyższej metody dla produkcji na skalę techniczną.

## Produkcja specjalnych drutów oporowych

W związku z rosnącym zapotrzebowaniem krajowym na druty oporowe do celów regulacji i na opory precyzyjne, przeprowadzono w Instytucie Metalurgii w Zakładzie Metali Nieżelaznych pracę badawczą na temat opracowania metod produkcji oraz zbadanie własności drutów oporowych. Dotychczas najbardziej znanym oraz powszechnie stosowanym stopem do tych celów był „manganin“, mimo że jego własności nie odpowiadały całkowicie wymaganiom stawianym tego rodzaju materiałom. Druty manganinowe o wymiarach dyktowanych zapotrzebowaniem krajowych wytwórni przyrządów pomiarowych były i są dotychczas sprowadzane z zagranicy.

Badania miały na celu wytypowanie spośród znanych stopów jednego o takich własnościach, które pozwoliłyby mu z powodzeniem zastąpić drogi, importowany manganin.

W toku badań obejmujących dobór składników wsadowych oraz procesy technologiczne prowadzące do

otrzymania drutu o żądanej strukturze i wymiarach, ustalono poszczególne fazy produkcji. Otrzymane druty w stanie końcowym poddano badaniom własności elektrycznych i mechanicznych. Celem tych badań była ocena jakości otrzymanego stopu pod względem własności elektrycznych, wytrzymałościowych i plastycznych.

Należy podkreślić, że zarówno dane liczbowe, jak i przebieg krzywych poszczególnych własności, wykazują dużą zgodność z danymi już ogłoszonymi. Osiągnięte w badaniach laboratoryjnych wyniki pozwalają mieć nadzieję, że można będzie wyprodukować w warunkach przemysłowych drut o żądanych własnościach oraz zastosować go w krajowych wytwórniach aparatów i urządzeń elektrycznych.

Prace są zakończone; celem wykorzystania na skalę przemysłową przeprowadza się dodatkowe badania własności elektrycznych.

## Tablice przeliczeniowe twardości dla żeliwa szarego

W ramach prac programowych Instytutu Odlewnictwa w Krakowie opracowane zostały tablice przeliczeniowe skal twardości Rockwella i Vickersa na skalę Brinella dla żeliwa szarego.

Dotychczasowe usiłowania licznych badaczy, by opracować tablice tego rodzaju ważne dla wszelkich metali, skłoniły do opracowania tablic dla poszczególnych klas metali, na które można je podzielić na podstawie wartości modułu Younga, zdolności utwardzania się przez zgniot na zimno i wielkości samej liczby twardości.

Pomimo opracowań wielu tablic przeliczeniowych, jedynie tablice przeliczeniowe skal twardości sporządzone dla stali węglowych i niskostopowych znalazły się w normach kilku państw. Tablice takie są bardzo potrzebne w codziennej praktyce przemysłowej i z tego powodu opracowanie ich dla różnych klas metali włączone zostało do prac programowych Instytutu Odlewnictwa.

Na podstawie licznych pomiarów twardości, dokonanych na płytkach żeliwa szarego o pierwotnej strukturze perlitycznej, metodą statystyczną obliczono korelacyjne związki między liczbami twardości różnych skal, według których można mierzyć twardość na zwykłym aparacie Brinella i na mikrotwardościomierzu Alpha.

Otrzymane wyniki przedstawiono w referacie, ogłoszonym przez inż. Jana Woźniackiego na Międzynarodowym Kongresie Odlewniczym w Amsterdamie w sierpniu ub. r. oraz opublikowano w „Pracach Badawczych GIMO“.

Tablice przeliczeniowe uzyskane na podstawie otrzymanych związków korelacyjnych wykorzystano również w projekcie normy PKN: „Tablice przeliczeniowe skal twardości Rockwella i Vickersa na skalę Brinella“.

## Spiekane styki elektryczne

Spiekane styki elektryczne wolfram-miedź i wolfram-srebro stosuje się do wyłączników wysokiego napięcia, wyłączników i przełączników olejowych i powietrznych, przełączników transformatorowych, przełączników niskiego napięcia oraz jako elektrody do spawania punktowego i oporowego. Tego rodzaju spiekane styki otrzymać można przez prasowanie i następne spiekanie mieszanek proszków metali. Badania podjęte przez Instytut Metalurgii objęły otrzymywanie i spiekanie proszku wolframowego, opracowanie metody wyrobu tworzyw stykowych i zbadanie ich własności.

Proszek wolframowy, otrzymany z żelazo-wolframu metodą stapiania z sodą posiadał czystość 99,00 — 99,67% W przy następujących warunkach redukcji: temperatura 1100 C, czas redukcji 4 godziny. Wielkość ziarn otrzymanego proszku wahała się od 1 do 3  $\mu$ . Celem otrzymania gruboziarnistego proszku wolframowego spiekano prasówki wolframu w piecu dzwonowym, w bezpośrednim przepływie prądu w atmosferze wodorowej.

Wielkość ziarn spiekane wolframu wynosiła od 50 do 300  $\mu$ . Do otrzymania tworzyw stykowych uży-

wano proszku wolframowego spiekane i niespiekane, przy zastosowaniu dwóch metod:

1. Proszek wolframowy mieszano w żądanym stosunku z proszkiem miedziowym lub srebrowym, następnie zredukowano go, prasowano w matrycach i spiekano przez 3 godziny przy temperaturze 1000 C dla tworzyw W—Ag, a 1100 C dla tworzyw W—Cu. Celem uniknięcia utleniania prasówek, spiekanie przeprowadzano w atmosferze ochronnej.
2. Proszek wolframowy prasowano i otrzymane prasówki spiekano przy temperaturze 1000 — 1100 C.

Otrzymaną porowatą kształtkę wolframową zanurzano do płynnej miedzi przy temperaturze 1200 C przez czas 1—7 godzin.

Ilość nasyconej miedzi wahała się od 0,45 do 20,46% Cu.

Według metody pierwszej wykonano styki wolfram—miedź dla Zaborskiego Zjednoczenia Przemysłu Węglowego, przy czym, jak praktyka wykazała, w dalszej produkcji należy pójść w kierunku zastosowania wyższego ciśnienia prasowania, większych ziarn proszku wolframowego i podwójnego prasowania.

## Czarne żeliwo ciągliwe przetopione w piecu martenowskim

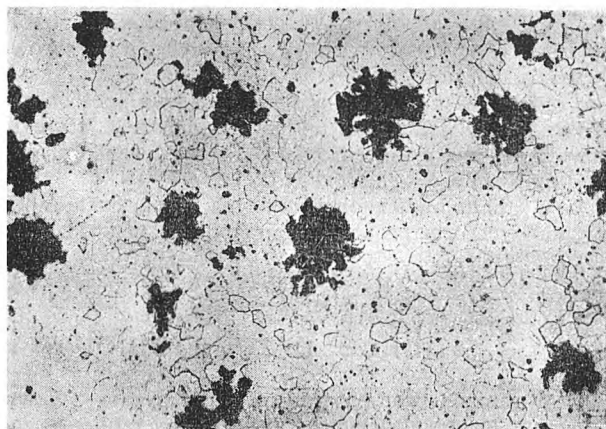
W Instytucie Odlewnictwa w Krakowie w Dziale Żeliwa Ciągłego i Utwardzonego przeprowadzono laboratoryjne próby otrzymania czarnego żeliwa ciągliwego.

Do prób użyto oddzielnie lanych trzykrotnych próbek na rozciąganie o średnicy 12 mm oraz odlewów o różnych grubościach ścianek.

Próbki i odlewy o składzie wahałym się w granicach 2,2—2,6% C, 0,7—0,9% Si, 0,5—0,6% Mn około 0,1% P i 0,1% S w stanie surowym posiadały normalną strukturę białego żeliwa (perlit i cementyt). Wyżarzanie przeprowadzono w blaszanych puszkach w atmosferze obojętnej (piasek). Przebieg wyżarzania w piecu elektrycznym był następujący: ogrzewanie do 930 C—3 godz., wytrzymywanie przy 930 C (pierwsze stadium grafityzacji) 10—20 godz., chłodzenie przy 930—730 C 2 godz., wytrzymywanie w zakresie temperatur krytycznych 730—710 C (drugie stadium grafityzacji) 50—80 godz.

Otrzymano strukturę czarnego żeliwa ciągliwego (feryt + węgiel żarzenia) jak podaje rys. 1, o własnościach: wytrzymałość na rozciąganie 35—40 kg/mm<sup>2</sup> przy wydłużaniu A<sub>5</sub> 16—10%.

Wielkości te odpowiadają klasie KCz 35—10 według rosyjskiej normy Gost 1215—41, względnie Nr 32 510 według amerykańskiej normy ASTM A 47—33.



Rys. 1  
Czarne żeliwo ciągliwe

## Spoiwa rdzeniowe

Otrzymanie spoiwa rdzeniowego z surowców krajowych stanowi jedno z najbardziej palących zagadnień postawionych przez przemysł odlewniczy.

Stosowanie oleju lnianego daje bardzo dobre wyniki, jednak olej ten jest zbyt drogi. Olej lniany znajduje duże zastosowanie w innych gałęziach przemysłu, co przemawia również za koniecznością poszukiwania innego produktu dla zastosowania jako spoiwa do rdzeni.

W wyniku prac przeprowadzonych w Laboratorium Materiałów Formierskich Instytutu Odlewnictwa, wy-

pośrodkowano z pochodnych ropy naftowej odpowiednią frakcją, którą następnie poddano chlorowaniu. Chlorowanie prowadził Instytut Chemiczny.

Przy próbach technologicznych z chlorowanym produktem regulowano stopień chlorowania pochodnych ropy naftowej, dążąc do otrzymania wytrzymałości formy podobnej do uzyskanej przy użyciu oleju lnianego.

Spoiwo to jest tanie, może zastąpić spoiwa tranowe o bardzo przykrym zapachu. Możliwość produkcji w dużych ilościach zezwoli na podniesienie jakości

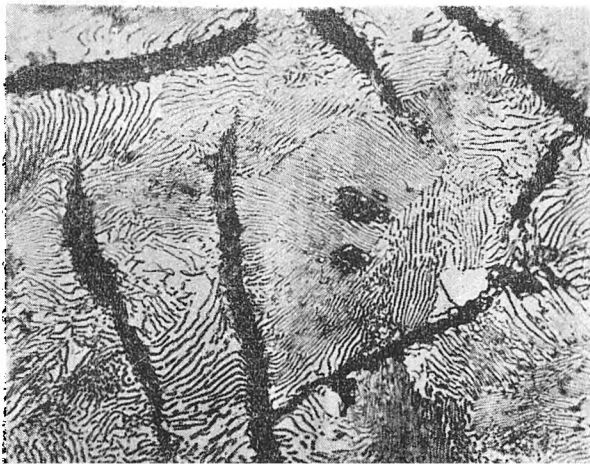
odlewów i uniezależni nasz przemysł odlewniczy od dostaw zagranicznych.

Produkowane dotychczas na rynku krajowym spoiwa nie odpowiadały stosowanym przez przemysł wy-

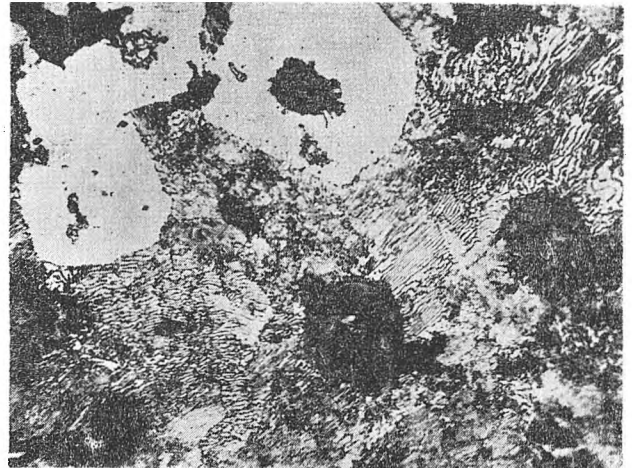
maganiom. Jedne z nich są higroskopijne, inne (np. pochodne węgla kamiennego otrzymane przy destylacji paku) działają szkodliwie na naskórek rąk, uniemożliwiając tym samym ich stosowanie.

## Żeliwo sferoidalne (Żeliwo o kulistym kształcie grafitu)

Żeliwo sferoidalne jest nowym typem żeliwa szarego, w którym grafit występuje w formie kulistej. Żeliwo tego typu odznacza się wysokimi własnościami wytrzymałościowymi — kulisty kształt grafitu nie powoduje takiego obniżenia wytrzymałości żeliwa, jak grafit płatkowy (mikrofotografia rys. 1), występujący w żeliwie szarym. Stąd, jeżeli wytrzymałość na rozciąganie żeliwa szarego wynosi na ogół 12—30 kG/mm<sup>2</sup> bez widocznego wydłużenia, to dla żeliwa sferoidalnego o osnowie perlitycznej wytrzymałość na rozciąganie wynosi 50—80 kG/mm<sup>2</sup> przy wydłużeniu 3—5%.



Rys. 1  
Grafit płatkowy w żeliwie szarym



Rys. 2  
Grafit kulisty w żeliwie sferoidalnym

Przy osnowie ferrytycznej, jaką można otrzymać przez prostą próbkę cieplną (wyżarzanie około 4 godz. przy 720 C) lub w stanie surowym przez odpowiedni skład chemiczny żeliwa, można uzyskać wydłużenie 15—20%, przy wytrzymałości na rozciąganie 45—55 kG/mm<sup>2</sup>.

W pierwszej fazie prac Instytutu Odlewnictwa w Krakowie, w Dziale Żeliwa Ciągłego i Utwardzonego nad tym tak ważnym dla przemysłu odlewniczego zagadnieniem, uzyskano już pewne pozytywne wyniki, widoczne na mikrofotografii (rys. 2). Dalsze prace w toku.

## Kronika Instytutu Odlewnictwa

Na odcinku współpracy z przemysłem Instytut Odlewnictwa w okresie I kwartału 1950 r. nawiązał m. in. ścisły kontakt z Zakładami Nr 7 w Krakowie, Fabryką Armatur „Łagiewniki” oraz Zjednoczeniem Przemysłu Odlewniczego w Radomiu. Na zebraniu, które odbyło się w Instytucie Odlewnictwa w dniu 18. I. 1950 r., omawiano dotychczasową współpracę, jej osiągnięcia i braki.

Instytut Odlewnictwa postawił sobie m. in. za zadanie centralizowanie osiągnięć przemysłu odlewniczego rozproszonego w wielu ośrodkach dyspozycyjnych.

W wyniku nawiązanych kontaktów, przedstawiciele Instytutu Odlewnictwa, Zjednoczenia Przemysłu Odlewniczego oraz Centralnego Biura Aparatury Chemicznej wzięli udział w dniu 26. I. 1950 r. w naradzie wytwórczej w Zakładach Nr 7 w Krakowie. Narada dotyczyła odlewów sprężarek powietrznych i chłodniczych. Ponowne spotkanie w Zakładach Nr 7 przedstawicieli Instytutu z dyrekcją i kierownikami działów tych Zakładów miało miejsce już w dniu 30. I. 1950 r., podczas którego omawiano zagadnienie odlewania cylindrów do sprężarek chłodniczych. Komisja techniczna obecna była również podczas odlewania cylindra.

W dniu 14. II. 1950 r. na naradzie wytwórczej w Zakładach Nr 7 dyskutowane były bolączki produkcyjne

Zakładów. Ponadto okazało się, że próby technologiczne odlewu sprężarki, wykonanego w myśl zaleceń Instytutu Odlewnictwa, dały pozytywne wyniki; wobec tego zdecydowano się na dalszą produkcję sprężarek tą samą metodą. Należy również podkreślić, że Zakłady Nr 7 biorą udział w pracach nad żeliwem modyfikowanym. W najbliższej przyszłości zostanie tam wykonany próbny odlew sprężarki z żeliwa modyfikowanego, co w razie uzyskania pomyślnych wyników pozwoli na wyeliminowanie z żeliwa niklu.

\*

Dnia 7. II. 1950 r. w Instytucie Odlewnictwa odbyło się posiedzenie Komisji Żeliwa Modyfikowanego. Zadaniem wspomnianej Komisji jest przede wszystkim: koordynowanie prac nad uruchomieniem produkcji żeliwa modyfikowanego na kilku wytypowanych odlewniach, analizowanie sprawozdań z postępu prac technicznych w związku z podjętą produkcją oraz informowanie zainteresowanego przemysłu o osiągnięciach w tym zakresie.

Podczas posiedzenia omawiano technologiczne własności i możliwości produkcyjne żeliwa modyfikowanego.

Dnia 21. II. 1950 r. w Centralnym Zarządzie Przemysłu Chemicznego w Gliwicach odbyła się konferencja nawiązująca współpracę Instytutu Odlewnictwa i przemysłu odlewniczego z przemysłem chemicznym, a w szczególności mająca na celu zaznajomienie się z potrzebami przemysłu chemicznego w zakresie odlewów kwaso-, lugo- i ognioodpornych. W wyniku przeprowadzonych rozmów postanowiono po zebraniu odpowiedniego materiału powołać przy Instytucie Odlewnictwa komisję rzeczoznawców złożoną z przedstawicieli przemysłu chemicznego, przemysłu odlewniczego i Instytutu.

\*

W dniu 22. II. 1950 r. miała miejsce narada wytwórcza Warsztatów Doświadczalnych Instytutu Odlewnictwa pod przewodnictwem inż. T. Piwońskiego. W zagajeniu inż. T. Piwoński nawiązał do apelu rzuconego przez ob. Markiewkę w związku z długofalowym współzawodnictwem i podkreślił, że jakkolwiek Instytut Odlewnictwa posiada charakter naukowy, a nie produkcyjny, niemniej personel jego, doceniając należycie prace Instytutu, będzie pracować solidnie, szybko i dobrze, przyczyniając się w ten sposób do zwiększenia wydajności działalności Instytutu i oszczędności.

Następnie omawiano obszernie bieżące sprawy techniczne i organizacyjne Instytutu.

\*

W dniu 21. II. 1950 r. odbyło się w Instytucie Odlewnictwa 25 kolejne zebranie naukowe, które zapoczątkowało nowy rodzaj posiedzeń, odbywających się przy udziale zaproszonych przedstawicieli wyższych uczelni, teoretyków i praktyków poszczególnych gałęzi wiedzy.

Prelegentami na takich zebraniach będą nie tylko przedstawiciele Instytutu Odlewnictwa lub Metalurgii, lecz również i Akademii Górniczo-Hutniczej, Politechniki, Uniwersytetu Jagiellońskiego i in.

W zebraniu wzięli udział m. in. prof. dr inż. Huber, prof. inż. Wacław Olszak, prof. inż. Wojciech Pogany, prof. inż. Antoni Sałustowicz, prof. inż. Janusz Walczak, prof. dr inż. Stefan Ziemia oraz dyrekcja i personel techniczny Instytutu.

Referat pt. „Fotoelastyczne metody badania naprężeń wewnętrznych“ wygłosił mgr Wacław Edward.

Fotoelastyczna metoda badania naprężeń wewnętrznych zyskuje sobie coraz większe uznanie jako metoda dokładniejsza i szybsza od dotychczas stosowanych metod rachunkowych. Jej szerokie rozpowszechnienie się w ostatnich latach pozwala przypuszczać, że oprócz stosowania do prac badawczych stanie się wkrótce ona jedną z metod warsztatowych.

\*

Biblioteki Instytutu Odlewnictwa i Instytutu Metalurgii wzbogaciły się w ciągu ostatnich miesięcy o kilkaset nowych publikacji literatury technicznej z zakresu poszczególnych zagadnień odlewniczych i metalurgicznych. Poważną pozycję stanowią w tym książki w języku rosyjskim. Biblioteki obu instytutów mają za zadanie obsłużyć nie tylko własny personel nauko-

wy, lecz są również do dyspozycji zainteresowanych zakładów przemysłowych.

\*

W związku z organizacją I Kongresu Nauki w Polsce, przedstawiciele Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa biorą czynny udział w pracach przygotowawczych. W szczególności: prof. inż. K. Gierdziejewski został powołany na przewodniczącego Podsekcji Przetwórstwa Mechanicznego IV Sekcji Budowy Maszyn i Technologii Mechanicznej. Referentem Sekcji jest prof. inż. St. Zygmuntowicz, dyrektor techniczny Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa w Krakowie.

W Podsekcji Metalurgii Sekcji IV Chemii i Technologii Chemicznej referentem jest prof. dr inż. M. Śmiałowski, dyrektor Instytutu Metalurgii w Gliwicach.

Ścisłe powiązanie prac Sekcji i Podsekcji I Kongresu Nauki z instytutami naukowo - badawczymi wskazuje na doniosłą rolę instytutów, które z jednej strony obsługują przemysł w zakresie naukowego opracowania metod produkcyjnych, z drugiej zaś w opracowaniu właściwych metod badań naukowych.

\*

Instytut Odlewnictwa zorganizował w Ośrodku Metodycznym Racjonalizatorstwa i Współzawodnictwa Pracy w Domu Kultury w Krakowie sekcję odlewniczą.

Członkowie sekcji wzięli po raz pierwszy udział w stałych dyżurach w Ośrodku dnia 28. II. 1950 r.

Do Ośrodka przybyła grupa odlewników krakowskich. Od razu zawiązała się dyskusja na tematy produkcyjne, obróbki cieplnej, zagadnień technologicznych, piasków formierskich. W dalszym ciągu omawiano możliwości wydawania pisma odlewniczego, którego brak odczuwają fachowcy. Dyskutowano również problem zastąpienia w podpórkach rdzeniowych ocynowania. Innym zadaniem racjonalizatora-odlewnika będzie wynalezienie odpowiedniego czernidla do wykończania gotowych odlewów lub usprawnienie uchwyty do kadzi odlewniczej.

Niewątpliwie dalsze spotkania w Ośrodku zacieśnią współpracę naukowców z praktykami i ułatwią pracę licznym racjonalizatorom-odlewnikom.

\*

Na terenie Instytutu Odlewnictwa istnieje współzawodnictwo w dyscyplinie pracy, uchwalone jeszcze w czerwcu ub. roku.

Zamykając półroczny okres, powołana komisja wytypowała na podstawie regulaminu 33 pracowników bez punktów karnych. Spośród osób wyróżniających się we współzawodnictwie premie pieniężnej otrzymali: ob. Radzikowski Jan, tokarz precyzyjny; ob. Nalepka Władysław, modelarz, oraz mgr Sitko Roman; pracownik umysłowy.

We współzawodnictwie międzyoddziałowym wyróżniły się Warsztaty Mechaniczne, które Komisja przedstawiła również do premii pieniężnej.

Należy wspomnieć, że Instytut Odlewnictwa współzawodniczy od dnia 1. I. 1950 r. z Zakładami Nr 7 w Krakowie.