

PRZEGLĄD TECHNICZNY

TYGODNIK POŚWIĘCONY SPRAWOM TECHNIKI I PRZEMYSŁU.

TRESC:

- O podgrzewaniu regeneracyjnym skroplin w turbinach parowych, nap. Aleksander Uklański, Inżynier-mechanik.
- Obliczenie głównych drgań własnych fundamentów pod maszyny szybkoobrotowe, nap. A. Mystkowski.
- Nakrzemowywanie kobaltu, nap. M. Dubowicki, Inżynier-metallurg.
- Przegląd pism technicznych.
- Bibliografja.

SOMMAIRE:

- Sur le réchauffage régénératif de l'eau condensée de vapeur sortant des turbines à vapeur (à suivre), par M. A. Uklański, Ingénieur-mécanicien.
- Calcul des vibrations propres principales des fondements pour les machines à grande vitesse, par M. A. Mystkowski.
- Cémentation du cobalt par le silicium, par M. M. Dubowicki, Ingénieur-métallurgiste.
- Revue documentaire.
- Bibliographie.

O podgrzewaniu regeneracyjnym skroplin w turbinach parowych^{*)}.

Napisał A. Uklański, Inżynier-mechanik.

Sprawności graniczne.

Podgrzewanie wody, zasilającej kotły parowe, zapomocą spalin kotłowych, stosowano od dawna, w celu powiększenia sprawności urządzenia kotłowego, a zatem i całego urządzenia siłowni parowej.

Spółczynnik sprawności całkowitej zależy od szeregu współczynników części urządzenia, jak kocioł parowy wraz z paleniskiem, rurociągi między kotłem a turbiną, turbina wraz z kondensacją, prądnica, wreszcie napęd maszyn pomocniczych, a głównie zależy oczywiście od sprawności kotła i turbiny, ponieważ wszystkie inne wywierają w sumie wpływ niewielki, względnie zmienny w niewielkich granicach.

Sprawność instalacji kotłowej jest to stosunek ilości ciepła $i-t_0$, dostarczonego rzeczywiście 1 kg pary, do ilości ciepła, zużytego na 1 kg pary przez spalanie węgla pod paleniskiem. Sprawność zaś rzeczywista instalacji turbinowej jest to stosunek równowartości cieplnej mocy na sprzęgle turbiny, przypadającej na 1 kg pary zużytej, do ilości ciepła $i-t_0$, dostarczonego turbinie w 1 kg pary.

Każdy z tych współczynników posiada naturalne ograniczenie od góry. Dążenie zatem do powiększenia sprawności całkowitej polega na możliwym zbliżeniu obu tych współczynników do ich wartości granicznej.

Sprawność instalacji kotłowej ograniczona jest przede wszystkim ze względu na wielkość straty kominowej, t. j. ilości ciepła gorących spalin

kotłowych, uchodzących z kominu. Strata kominowa stanowi najpoważniejszą grupę w bilansie kotła i określona jest dwoma czynnikami, które nie mogą zejść poniżej pewnego minimum, mianowicie współczynnikiem nadmiaru powietrza, warunkującym należyte spalanie, oraz temperaturą końcową spalin, warunkującą należytą siłę ciągu w kominie.

Obniżenie tej temperatury końcowej i powiększenie przez to sprawności instalacji kotłowej osiągnąć do niedawna wyłącznie przez ogrzewanie zapomocą spalin wylotowych wody, zasilającej kotły.

Jako sprawność graniczną turbiny parowej, traktowano przytem sprawność obiegu teoretycznego Rankine'a. Jest to obieg, w którym następuje podgrzanie i odparowanie wody w kotle oraz przegrzanie pary w przegrzewaczu przy niezmiennym ciśnieniu kotłowym, dalej rozprężanie adyabatyczne w turbinie, całkowite skroplenie w kondensatorze przy niezmiennym ciśnieniu i temperaturze, wreszcie sprężanie kondensatu do ciśnienia kotłowego zapomocą pompy zasilającej. Sprawność tego obiegu wyraża się stosunkiem adyabatycznego spadku wartości ciepła, od stanu pary dolotowej aż do przeciwcisnienia w skraplaczu, do ilości ciepła $i-t_0$ dostarczonego turbinie w 1 kg pary, mianowicie $\eta_{Rk} = H_0 : (i-t_0)$.

Sprawność obiegu rzeczywistego, który stara się zbliżyć do obiegu Rankine'a, ograniczona jest przede wszystkim zawartością ciepła pary odlotowej, czyli stratą ciepła uchodzącego z wodą chłodzącą. Wszystkie straty wewnętrzne przy rozprężaniu się pary w turbinie oraz strata t. zw. wylotowa powiększają zawartość ciepła pary odlo-

^{*)} Referat wygłoszony na IV-tym Zjeździe Inżynierów Mechaników Polskich w Warszawie.

towej, zatem unoszone są z wodą chłodzącą. Jest to wyłączna prawie grupa strat, gdyż obok niej występują tylko straty na promieniowanie i częściowe straty mechaniczne (tarcia w łożyskach, napęd regulatora i pompy oliwnej), które są w postaci ciepła odprowadzane z wodą, chłodzącą oliwę łożyskową.

W dążeniu do polepszenia sprawności obiegu starano się więc przede wszystkim obniżyć zawartość ciepła pary wylotowej przez zmniejszenie do minimum wewnętrznych strat przepływu i straty wylotowej.

Nie dotykamy tu narazie sprawy podniesienia samej sprawności teoretycznej, t. j. sprawności Rankine'a, która rośnie ze wzrostem ciśnień i temperatur pary dolotowej oraz ze spadkiem przeciwcisnienia, t. j. z polepszeniem się próżni w skraplaczu.

W powyższym dążeniu do polepszenia sprawności osiągnięto sprawność rzeczywistą turbiny (albo efektywną, w odniesieniu do mocy na sprzęgle) w wysokości ok. 85%.

Przy stanie pary dolotowej 31 at abs., 400°C oraz przeciwcisnieniu w skraplaczu 0,05 at abs., sprawność obiegu Rankine'a wynosić będzie $\eta_{Ra} = (770,5 - 500,5) : (770,5 - 32,5) = 270 : 738 = 36,6\%$, zatem sprawność termiczna powyższego obiegu rzeczywistego w odniesieniu do mocy na sprzęgle będzie $\eta_t = 0,85 \cdot 36,6 = 31,1\%$, a rozchód ciepła na jednostkę pracy na sprzęgle turbiny będzie $860 : 0,311 = 2760 \text{ Kal/kWh}$.

Stosowanie zasady regeneracji ciepła w turbinie, a więc podgrzewanie kondensatu zapomocą pary pobieranej z turbiny, daje nowy środek do podwyższenia sprawności termicznej obiegu i obniżenia rozchodu ciepła na jednostkę pracy. Na jednoczesne zaś zachowanie dobrej sprawności instalacji kotłowej, a więc niskiej temperatury końcowej spalin kotłowych, pozwoliło zastosowanie spalin do ogrzewania powietrza, doprowadzanego do paleniska kotłowego.

Podgrzewanie wody zasilającej a chłodzenie spalin kotłowych.

Przeprowadzimy krótkie porównanie z jednej strony obu rodzajów podgrzewania kondensatu, z drugiej zaś, obu rodzajów chłodzenia spalin kotłowych. Przede wszystkim zwrócimy uwagę na ogólne korzyści stosowania podgrzewania wody zasilającej, czy to parowego, czy spalinowego. Obok strony teoretycznej, t. j. powiększenia sprawności, a więc zmniejszenia ilości spalonego węgla przy niezmięnionej mocy instalacji, co już poruszyliśmy wyżej i wyjaśnimy jeszcze później wyczerpująco, zasilanie kotłów wodą podgrzewaną pozwala na zmniejszenie powierzchni ogrzewanej kotłów, potrzebnej do wywiązania danej ilości pary, czyli na zwiększenie średniego natężenia powierzchni ogrzewanej; dalej zmniejsza naprężenia wewnętrzne w ściankach walcza kotłowego (występujące w znacznym stopniu przy zasilaniu wodą zimną), co przedłuża trwałość instalacji; wreszcie sprzyja usunięciu z wody zasilającej powietrza. Do kondensatu bowiem dostaje się łatwo powie-

trze, które, wprowadzone do kotła, osadza się na ściankach w miejscach słabego krążenia wody i powoduje t. zw. korozję powietrzną blachy. Przy zastosowaniu podgrzewania, powietrze albo nie dostanie się do kondensatu, albo też wydziela się w podgrzewaczach wskutek podwyższenia temperatury wody i może być z nich łatwo odprowadzone. Naogół nawet można stwierdzić na podstawie praktyki, że specjalne urządzenia do odpowietrzania kondensatu są przy zamkniętym obwodzie zasilającym zbyteczne.

Zastosowanie pary, pobieranej z różnych stopni turbiny, jako czynnika podgrzewającego kondensat, obok zachowania wskazanych korzyści wprowadza jeszcze inne, odnoszące się już do samej turbiny, mianowicie ze względu na jej konstrukcję i pracę pary w turbinie, co wyjaśnimy później. Obok tego należy wziąć pod uwagę, przy porównaniu obu rodzajów podgrzewania, jeszcze jedną okoliczność. W instalacji parowej należy stale uzupełniać straty w okólnym obiegu wody zasilającej, powstające wskutek nie szczelności w kołnierzach przewodów, w dławnicach pomp i t. p., a wynoszące czasem do kilku % całkowitej ilości wody. Uzupełnienia tego nie można dodawać w postaci wody surowej, nie chcąc zniweczyć korzyści zasilania kotła gorącym kondensatem, a więc dodatkową wodę surową trzeba dystylować. W urządzeniach ze spalinowem podgrzewaniem kondensatu używa się do dystylacji surowej wody dodatkowej — pary odlotowej z turbin parowych, używanych do napędów pomocniczych. Parę, powstałą z wody dodatkowej, znowu się skrapla, używając jej do częściowego podgrzewania kondensatu. Połączenie urządzenia dystylacyjnego, wyzyskującego parę odlotową, ze spalinowem podgrzewaniem kondensatu komplikuje całą instalację. Przy stosowaniu pary pobieranej z turbiny do podgrzewania kondensatu, można jednocześnie użyć tej pary w urządzeniu dystylacyjnym, łącząc dystylatory z podgrzewaczami w jedną całość. Pozwala to zarazem uniknąć używania nieoszczędnych małych turbin do napędów pomocniczych, zastępując je racjonalnym napędem elektrycznym, a zatrzymując turbiny pomocnicze tylko jako jednostki rezerwowe na wypadek braku prądu.

Zastosowanie pary do podgrzewania kondensatu wysunęło konieczność znalezienia innego sposobu pożytecznego chłodzenia spalin kotłowych dla zatrzymania sprawności kotłowej na tym samym poziomie. Środkiem takim jest podgrzewanie powietrza, doprowadzanego do paleniska kotłowego. Pozwala to na bardzo intensywne chłodzenie spalin, którego konieczność uwydatnia jeszcze okoliczność, że wprowadzenie podgrzewania kondensatu zapomocą pary pobieranej wiąże się ze stosowaniem wysokich ciśnień i kotłów o dużej wydajności, a obydwie te cechy powodują znaczny wzrost temperatury spalin wylotowych.

Podgrzewanie powietrza, doprowadzonego do paleniska kotłowego, posiada liczne i wielostronne zalety. Szczegółowe rozpatrywanie ich nie jest naszym zadaniem. Wspomnimy tu tylko, że wzrost sprawności instalacji kotłowej wynika tu nie tylko z obniżenia temperatury spalin odlotowych, ale także w znacznym stopniu z podwyższenia tempe-

ratury w palenisku, prędszego i bardziej dokładnego spalania, możności powiększenia natężenia rusztu i natężenia powierzchni ogrzewanej, znacznego zmniejszenia potrzebnego nadmiaru powietrza ze względu na bardziej energiczne łączenie się powietrza ogrzanego z paliwem. Zmniejszenie ilości spalin z powodu mniejszego nadmiaru powietrza oraz zmniejszenie temperatury spalin odlotowych wpływa na wydatne zmniejszenie straty kominowej i wzrost sprawności instalacji kotłowej do wartości nie mniejszej, a często nawet większej, niż sprawność instalacji z użyciem spalin do podgrzewania kondensatu.

Zwrócimy jeszcze uwagę, że w pewnych wypadkach zastosowanie podgrzewania powietrza jest nawet niezbędne przy zastosowaniu paliw trudnopalnych, niskowartościowych i wilgotnych, gdyż polepsza warunki spalania, a czasem czyni je wogóle możliwym.

Z powyższego krótkiego zestawienia wyciągamy praktyczny wniosek, że zastosowanie spalin kotłowych do podgrzewania powietrza daje korzyści bardziej wielostronne i większe, niż ich zastosowanie do podgrzewania kondensatu, nie mówiąc już zupełnie o teoretycznych korzyściach wprowadzenia podgrzewania kondensatu w zamknięty obieg czynnika w instalacji kotłowo-turbinowej, o czym piszemy dalej.

Oszczędność teoretycznego obiegu z regeneracją ciepła.

Uzasadnimy przedewszystkiem korzyść zastosowania pary pobieranej z turbiny do podgrzewania kondensatu powołaniem się na podstawy teoretyczne.

W termodynamice technicznej rozpatruje się obieg Carnota, jako najprostszy obieg odwracalny dla źródeł ciepła o stałych temperaturach, w którym doprowadzanie ciepła do czynnika i odprowadzanie ciepła odbywa się przy stałych temperaturach, czyli izotermicznie, zaś rozprężanie i sprężanie odbywa się bez wymiany ciepła z otoczeniem, a więc adyabatycznie.

Sprawność takiego obiegu zależy — jak wiadomo — wyłącznie od temperatur T_1 i T_2 źródeł górnego i dolnego, mianowicie $\eta_c = (T_1 - T_2) : T_1$. Sprawności tej nie może przewyższyć sprawność żadnego obiegu odwracalnego, odbywającego się w tych samych granicach temperatur, ze względu na to, że w obiegu Carnota doprowadza się każdą cząstkę ciepła do czynnika przy możliwie najwyższej temperaturze obiegu — temperaturze źródła górnego, a oprowadza przy możliwie najniższej — źródła dolnego. Sprawność więc obiegu Carnota, wyrażona wyżej wzorem, może być miarą doskonałości wszystkich innych obiegów.

Istnieją obiegi odwracalne, których sprawność dorównywa sprawności Carnota. Obiegiem takim jest obieg idealny z regeneracją ciepła. W obiegu tym tylko część ciepła jest doprowadzana do czynnika izotermicznie przy najwyższej temperaturze T_1 obiegu, również tylko część odprowadzana jest przy temperaturze najniższej T_2 . Obok dwóch głównych źródeł ciepła, górnego i dolnego, istnieją nieskończenie wiele źródeł o temperatu-

rach stopniowo zniżających się od T_1 do T_2 . Zadaniami tych źródeł ciepła, zwanych regeneratorem, jest pobieranie ciepła o pewnej temperaturze podczas rozprężania czynnika, przechowywanie tego ciepła i oddawanie z powrotem czynnikowi podczas sprężania w tej samej ilości i przy tej samej temperaturze.

W wyrażeniu na sprawność tego obiegu, ze względu na symetrię działania regeneratorów, a więc odprowadzanie i doprowadzanie ciepła w tej samej ilości i przy tych samych temperaturach, zostaje zachowana proporcjonalność górnej i dolnej ilości ciepła do temperatur źródeł górnego i dolnego, i sprawność obiegu z regeneracją $\eta_{rg} = \eta_c = (T_1 - T_2) : T_1$.

Zatem obieg z idealną regeneracją może być równie miarą sprawności wszystkich innych obiegów, a sprawność jego nie może przewyższyć sprawności żadnego innego obiegu.

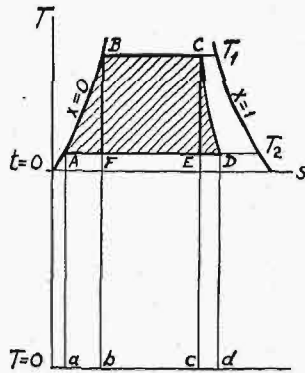
W odniesieniu do silnika parowego, obieg Carnota przedstawi się (rys. 1) w układzie $T-s$ jako prostokąt $BCEF$, jeśli chodzi o obszar pary nasyconej. Doprowadzenie ciepła odbywa się wzdłuż linii stałej temperatury i zarazem stałego ciśnienia BC , rozprężanie według adyбаты CE , odprowadzanie ciepła wzdłuż linii stałej temperatury i ciśnienia EF do punktu F , zatem przy niecałkowitem skropleniu pary, w tym celu, aby po sprężeniu adyabatycznym wrócić do punktu początkowego B na krzywej granicznej.

Rzeczywisty obieg w silniku parowym nie da się upodobnić do obiegu Carnota ze względu na to, że nie można praktycznie przeprowadzić niecałkowitego skropleniu pary i sprężenia mieszanki od przeciwcisnienia w skraplaczu do ciśnienia początkowego i $x = 0$. Natomiast skropleniu pary w skraplaczu jest zupełne, i sprężeniu do ciśnienia początkowego ulega ciecz, a nie mieszanka. Również przy stosowaniu pary przegrzanej doprowadzenie ciepła odbywa się przy stałym ciśnieniu, nie zaś przy stałej temperaturze. Obieg rzeczywisty posiada wówczas na linii doprowadzania ciepła tylko jeden najwyższy (t. j. przy najwyższej temperaturze) punkt wspólny z obiegiem Carnota.

Z powyższych względów obieg Carnota nie jest obiegiem porównawczym dla normalnego silnika parowego, a jest nim obieg Rankine'a o własnościach opisanych poprzednio, przedstawiony na rys. 1 figurą $BCEA$. Obieg rzeczywisty $BCDA$ różni się od obiegu Rankine'a linią rozprężania, która nie jest adybatą. Sprawności obiegu Carnota, Rankine'a i rzeczywistego wyrażają się jako stosunki pól $BCEF$, $BCEA$, $BCDA$ odpowiednio do pól $BCcb$, $BCca$, $BCDdaA$. Z porównania wielkości pól wyniknie, że sprawność obiegu rzeczywistego jest bliższa sprawności Rankine'a niż Carnota.

W odniesieniu do silnika parowego obieg z regeneracją określimy jako taki, w którym podczas rozprężania pobiera się parę w nieskończenie wielu stopniach, aby użyć jej podczas sprężania do ogrzania kondensatu, czy też mieszanki, w nieskończenie wielu pracujących bez strat podgrzewaczach od temperatury T_2 źródła dolnego, t. j. temperatury w skraplaczu, aż do temperatury T_1 źródła górnego, t. j. temperatury nasycenia, odpowiadającej ciśnieniu pary w kotle.

Sprawność takiego obiegu jest równa sprawności Carnota, jeżeli odbywa się w obszarze pary nasyconej, jak na rys. 1. Wynika stąd, że sprawność obiegu Rankine'a można podwyższyć aż do wysokości sprawności Carnota przez zastosowanie regeneracji. Niezależnie od tego, co mówiliśmy wyżej o równej sprawności obiegu Carnota i obiegu z regeneracją, potwierdzenie tego znajdujemy na rys. 1. Mianowicie przez podgrzewanie kondensatu podczas sprężania zostaje do cieczy doprowadzona różnica zawartości ciepła cieczy $i' - i'_0$, wyrażona polem $ABba$. Całkowita ta ilość ciepła była odebrana czynnikowi podczas okresu rozprężania. Przesuwając pole $ABba$ w prawo tak, by rzędna Bb przystała do rzędnej Cc , znajdziemy, że pole pracy $BCEA$ zmniejsza się o wielkość BFA do wielkości pola $BCEF$, zaś pole ciepła $BCca$ zmniejszy się o wielkość pola $ABba$ do wielkości pola $BCcb$, a sprawność stanie się równą sprawności Carnota.



Rys. 1.

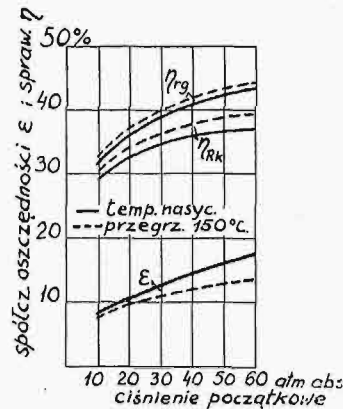
Z powyższego wyciągamy wniosek, że, dla pary nasyconej, miarą korzyści teoretycznej zastosowania regeneracji jest stosunek procentowy sprawności Carnota i Rankine'a. Na rys. 2 wykreślone są (linią ciągłą) dla różnych ciśnień początkowych i temperatur, równych temperaturom nasycenia sprawności Rankine'a, sprawności obiegu z regeneracją η_{rg} , równe sprawnościom Carnota η_c , oraz osiągnięte przez zastosowanie regeneracji oszczędności ϵ . Jako przeciwciśnienie w skraplaczu, przyjęto dla wszystkich punktów 0,05 at abs. Np. przy ciśnieniu początkowym 30 at abs i temperaturze nasycenia wynosi $\eta_{rg} = \eta_c$, określone z temperatur źródła górnego i dolnego, około 39,2%; η_{rk} , określone ze spadku adyabatycznego i zawartości ciepła, wynosi ok. 34,8%; zatem oszczędność $\epsilon = (39,2 - 34,8) \cdot 100 : 34,8 = \text{ok. } 12,6\%$.

Z wykresu widać, że współczynnik ϵ rośnie szybko wraz z ciśnieniem początkowym pary. Jest to od razu zrozumiałe z wykresu $T-s$ (rys. 1), gdzie ze względu na zbieżność krzywych granicznych różnica pól $BCEA$ oraz $BCEF$ wraz z podniesieniem się górnego poziomu T_1 , szybko wzrasta. Oznacza to, że ze wzrostem ciśnienia rośnie zawartość ciepła cieczy, natomiast maleje ciepło parowania, zatem rośnie udział zawartości ciepła cieczy w zawartości ogólnej, wraz z którym wzrasta zysk z regeneracji.

Przy zastosowaniu pary przegrzanej sprawność Carnota przestaje mieć związek z obiegiem rzeczywistym. Sprawność obiegu Rankine'a wzrasta. Ponieważ przy danym ciśnieniu temperatura nasycenia, określająca końcowy punkt ogrzania kondensatu, a więc granicę obszaru regeneracji, pozostaje bez zmiany, zatem sprawność obiegu z regeneracją powinna pozostać, jak w wypadku pa-

ry nasyconej; zawdzięczając jednak wzrostowi zawartości ciepła pary o ciepło przegrzania, a zatem spadkowi ilości pary, potrzebnej dla doprowadzenia do kondensatu całkowitej różnicy zawartości ciepła cieczy $i' - i'_0$, największa osiągalna sprawność obiegu z regeneracją wzrasta wraz z przegrzaniem. Wzrost ten jest znacznie mniejszy niż wzrost sprawności Rankine'a, tak że współczynnik oszczędności ϵ maleje z przegrzaniem.

Sprawności Rankine'a, sprawności obiegu z regeneracją oraz współczynniki oszczędności teoretycznej ϵ dla różnych ciśnień początkowych pa-



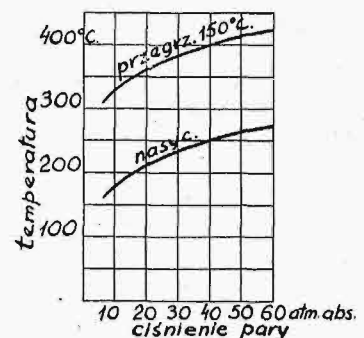
Rys. 2.

ry i przegrzania, wynoszącego 150°C, wykreślone są na rys. 2 liniami przerywanymi, również dla przeciwciśnienia 0,05 at abs. Naprzykład przy ciśnieniu początkowym 30 at abs. i przegrzaniu 150°C η_{rg} równa się około 40,3%, $\eta_{rk} = \text{około } 36,3\%$, $\epsilon = \text{ok. } 11\%$.

Dla orientacji popodane zostały na rys. 3 temperatury pary odpowiadające przegrzaniu 150°C.

Temperatury te wykazują taki sam przebieg, jaki najczęściej spotyka się w praktyce, np. 16 at abs. 350°C, 26 at abs. 375°C, 41 at abs. 400°C. Z tego względu krzywą ϵ , wykreśloną linją przerywaną na rys. 2, można uważać za miarę porównawczą dla wypadków spotykanych w praktyce.

Niezależnie od teoretycznego uzasadnienia, które przeprowadzaliśmy wyżej, można jeszcze uwidocznić korzyści stosowania regeneracji na podstawie znanych własności turbin z pobieraniem pary. Turbina z regeneracją ciepła jest w istocie swojej turbiną z wielokrotnym pobieraniem pary do celów grzejących, mianowicie do podgrzewania własnego kondensatu. Przez turbinę przepływa kilka strumieni pary, z których tylko jeden główny przechodzi przez całą turbinę do skraplacza i wyzyskany jest częściowo, ze zwykłą sprawnością wewnętrzną turbiny, oddając swe ciepło wylotowe wodzie chłodzącej w skraplaczu, a pozostałe dodatkowe przechodzą tylko przez część turbiny i, po wykonaniu pewnej pracy, oddają swoje ciepło całkowicie w podgrzewaczach. Korzyści osiągalne w turbinach z pobieraniem rosną ze wzrostem ilości pary pobieranej w stosunku do całkowitej ilości pary. W turbinach zaś z regeneracją ilość pary pobieranej rośnie ze wzrostem temperatury podgrzania, która znowu zależy od temperatury nasycenia. Z tego również więc jest widocz-



Rys. 3.

W turbinach z pobieraniem rosną ze wzrostem ilości pary pobieranej w stosunku do całkowitej ilości pary. W turbinach zaś z regeneracją ilość pary pobieranej rośnie ze wzrostem temperatury podgrzania, która znowu zależy od temperatury nasycenia. Z tego również więc jest widocz-

ny wzrost korzyści, płynących z regeneracji, wraz ze wzrostem ciśnienia początkowego.

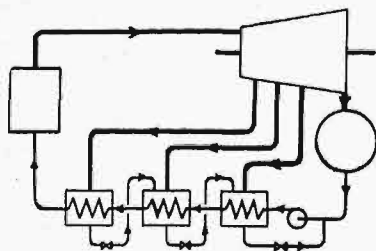
Nietylko jednak jakościowe podobieństwo istnieje w pracy turbin z regeneracją i turbin z pobieraniem pary. Znane w teorii tych ostatnich własności i związki liczbowe, dotyczące korzyści osiągalnych w zależności od różnych czynników, także i tutaj znaleźć mogą zastosowanie, o czym mówimy dalej.

Największe oszczędności osiągalne.

Urządzenie z regeneracją ciepła przedstawia schematycznie rys. 4. Z kilku miejsc pomiędzy stopniami turbiny wielostopniowej zostaje odprowadzona para do podgrzewaczy, w których oddaje ciepło parowania kondensatowi, tłoczonemu ze skraplacza przez wszystkie podgrzewacze pokolei zapomocą pompy. Skropliny pary grzejszej prowadzone są do podgrzewaczy poprzednich, a z pierwszego (licząc od kondensatora) przechodzą do rury ssącej kondensat, tak że zawartość ciepła cieczy jest też wyzyskana. Do utrzymywania ciśnienia pary w podgrzewaczach na należytych poziomach, służą odpowiednie zawory w rurach przepływowych między podgrzewaczami. Temperatura kondensatu w każdym podgrzewaczu jest teoretycznie równa temperaturze nasycenia pary.

Podaliśmy poprzednio oszczędność teoretyczną obiegu z regeneracją. Oszczędności osiągalne w praktyce zależą od różnorodnych warunków, które wyjaśnimy szerzej później, a więc od ilości stopni podgrzewania układu i wielkości podgrzewaczy, osiągalnej temperatury podgrzania i t. p. Zasadniczym i najważniejszym warunkiem jest ilość stopni podgrzewania. Wybór tej ilości stopni decyduje o obliczeniu i układzie całego urządzenia, często nawet o konstrukcji turbiny. Znane są w literaturze liczby i wykresy, podające największe oszczędności osiągalne w zależności od ilości stopni podgrzewania. Wykresy takie dają, obok teoretycznych, podstawę do porównania wyników, osiągniętych w praktyce.

Największe osiągalne oszczędności oblicza się na podstawie kilku założeń. Przedewszystkiem zakładamy, że podgrzewacze pracują bez strat, z doskonałą wymianą ciepła, wskutek czego temperatura kondensatu, wychodzącego z podgrzewacza, równa się temperaturze nasycenia pary grzejszej; następnie, że układ podgrzewaczy, t. j. rozkład miejsc pobierania pary wzdłuż linii rozprężania w



Rys. 4.

turbinie, jest zupełnie dowolny, że przepływ pary z turbiny do podgrzewaczy oraz kondensatu między podgrzewaczami odbywa się bez strat ciepłych i t. p.

Wreszcie czynimy jeszcze jedno założenie, dotyczące prowadzenia skroplin pary grzejszej. Na

rys. 4 skropliny te przepływają z podgrzewaczy o wyższym ciśnieniu do podgrzewaczy o niższym ciśnieniu, a z najniższego — do rury ssącej kondensat. W ten sposób przez wszystkie podgrzewacze tłoczona jest ta sama ilość kondensatu. Zaczodzą przytem ten fakt, że pewna część zawartości ciepła cieczy ulega podwójnej wymianie, mianowicie najpierw skropliny pary grzejszej oddają całkowitą sumę różnic zawartości ciepła cieczy, a więc $i'_1 - i'_0, i'_2 - i'_0, i'_3 - i'_0$ i t. d., gdzie i_1, i_2, i_3 oznaczają zawartości ciepła pary pobieranej, kondensatowi, aby potem, wracając wraz z nim przez podgrzewacze, znowu to ciepło z powrotem otrzymać. Z punktu widzenia techniki przenoszenia ciepła jest to nieracjonalne, gdyż wymaga zbyt dużych podgrzewaczy i powoduje niepotrzebne straty. Dlatego też, dla teoretycznego obliczenia oszczędności osiągalnej przy pewnej ilości podgrzewaczy, przewidujemy, że każdy z nich posiada osobną pompę, zapomocą której skropliny pary grzejszej doprowadzone są do kondensatu, opuszczającego dany podgrzewacz, i wraz z nim trafiają do następnego podgrzewacza. Przy założeniu, że podgrzewacze pracują bez strat, z doskonałą wymianą ciepła, oba sposoby są równoważne. Również w praktyce warunek osobnej pompy dla każdego podgrzewacza nie jest zachowywany, gdyż zbyt duża ilość pomp komplikuje instalację.

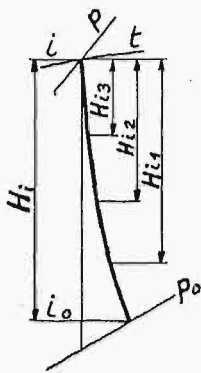
Zwrócimy jeszcze uwagę na układ podgrzewaczy. Przy zachowaniu innych warunków wspólnych, jak ilość podgrzewaczy, ich teoretyczna doskonałość, przepływ bez strat i t. p., oszczędność osiągalna zależy od rozkładu miejsc pobierania wzdłuż linii rozprężania pary w turbinie. Osiągnięcie tej samej temperatury podgrzania może dać różne oszczędności przy rozmaitym rozkładzie miejsc podgrzewania. Oszczędność osiągnięta będzie największa, jeżeli ten rozkład zbliżony będzie najbardziej do teoretycznego, a więc jeżeli będzie zachowany warunek równomierności spadków temperatur, t. j. warunek, aby podgrzewanie kondensatu w każdym stopniu było jednakowe.

Ten sam warunek musi być zachowany, jeżeli chodzi o wybór końcowej temperatury podgrzania przy danej ilości podgrzewaczy, aby osiągnąć największą oszczędność. Gdyby końcowa temperatura podgrzania była zawsze równa temperaturze nasycenia pary pobieranej w najwyższym stopniu, wówczas, jeżeli oznaczymy przez t temperaturę nasycenia początkowego, a przez t_0 temperaturę odpowiadającą przeciwnociśnieniu w skraplaczu, to najkorzystniejsza temperatura podgrzania wynosić będzie dla jednostopniowego podgrzewania $t_0 +$ ok. $\frac{1}{2}(t-t_0)$; dla dwustopniowego $t_0 +$ ok. $\frac{2}{3}(t-t_0)$; dla trzystopniowego: $t_0 +$ ok. $\frac{3}{4}(t-t_0)$ i t. d. Np. dla ciśnienia początkowego pary 20 at abs. i przeciwnociśnienia w skraplaczu 0,03 at abs., $t =$ ok. 211°C, $t_0 =$ ok. 24°, owe teoretycznie najkorzystniejsze temperatury podgrzania wyniosą

	ok. 117	148	164	173	179	184°C
dla ilości stopni podgrzania	1	2	3	4	5	6

Obliczenie oszczędności osiągalnej wykonywamy zapomocą prostych związków liczbowych,

które wyjaśnimy na podstawie rys. 5, biorąc za przykład podgrzewanie trzystopniowe.



Rys. 5.

Oznaczamy ilość pary w kg/godz., idącą do skraplacza, przez G_0 , ilości pary pobierane przez G_1, G_2, G_3 , całkowitą przez $G = G_0 + G_1 + G_2 + G_3$. Zakładamy, że sprawności wewnętrzne w turbinie pozostają bez zmiany zarówno wtedy, gdy przez turbinę przepływa wyłącznie ilość pary G_0 , jak i wtedy, gdy ilość pary wzniesie do G . Oznaczamy jeszcze zawartość ciepła pary w Kal/kg w miejscach pobierania pary przez i_1, i_2, i_3 oraz temperatury kondensatu, odpowiadające temperaturom nasycenia pary, przez t_0, t_1, t_2, t_3 . Pomijamy wreszcie drobne różnice liczbowe pomiędzy temperaturą a zawartością ciepła cieczy, zakładając wszędzie $t = i'$.

Przy pracy bez podgrzewania kondensatu wyznaczmy moc wewnętrzną N_{i_0} kW, całkowity rozchód ciepła Q_0 Kal/h oraz rozchód jednostkowy Q_{10} Kal/kWh odpowiednio z równań

$$860 \cdot N_{i_0} = G_0 (i - i_0) = G_0 \cdot H_i,$$

$$Q_0 = G_0 (i - t_0),$$

$$Q_{10} = 860 \cdot (i - t_0) : (i - i_0).$$

Przy pracy z podgrzewaniem kondensatu, wyznaczamy kolejno pobrane z turbiny ilości pary z równań

$$G_1 (i_1 - t_1) = G_0 (t_1 - t_0),$$

$$G_2 (i_2 - t_2) = (G_0 + G_1) (t_2 - t_1),$$

$$G_3 (i_3 - t_3) = (G_0 + G_1 + G_2) (t_3 - t_2).$$

Mając już ilości pary G_1, G_2, G_3 , obliczamy moc wewnętrzną N_i kW, całkowity rozchód ciepła Q Kal/h oraz rozchód jednostkowy Q_1 Kal/kWh odpowiednio z równań

$$860 \cdot N_i = G_0 \cdot H_i + G_1 \cdot H_{i_1} + G_2 \cdot H_{i_2} + G_3 \cdot H_{i_3} = \Sigma G \cdot H_i,$$

$$Q = (G_0 + G_1 + G_2 + G_3) (i - t_3) = G (i - t_3),$$

$$Q_1 = 860 \cdot G (i - t_3) : \Sigma G H_i.$$

Wreszcie teoretyczną oszczędność ϵ obliczymy ze wzoru

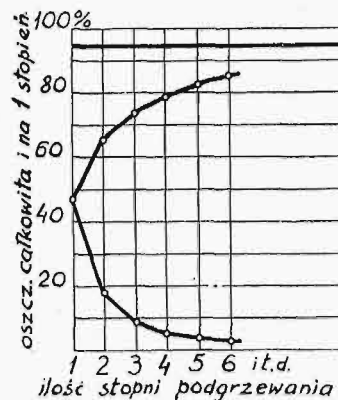
$$\epsilon = (Q_{10} - Q_1) \cdot 100 : Q_{10}.$$

Na podstawie powyższych założeń i wzorów, obliczono np. dla ciśnienia początkowego pary 20 at abs. następujące największe oszczędności osiągalne

	ok. 4,0	6,9	7,6	8,2	8,6	9,0%
przy ilości stopni podgrzewania	1	2	3	4	5	6

Na rys. 6 przedstawiono powyższe liczby w stosunku procentowym do najwyższej teoretycznej oszczędności, która wynosi, jak widać z rys. 2, ok. 10,4%. Zakładając, że najwyższa temperatura podgrzewania musi leżeć o 10° poniżej najwyższej

temperatury nasycenia, otrzymamy, jako najwyższą możliwą oszczędność, ok. 95% w stosunku do



Rys. 6.

maximum teoretycznego. Zestawienie podanych liczb i wykres wskazują, że, począwszy od 3—4 stopni, oszczędność całkowita wzrasta już bardzo powoli, co jeszcze lepiej widać z wykresu oszczędności, przypadającej na każdy następny stopień podgrzewania.

Ze względu na szybko malejący udział następnych

stopni podgrzewania w ogólnej oszczędności, nie stosuje się praktycznie większej liczby stopni ponad 4.

Jak już poprzednio mówiliśmy, podane wyżej liczby odnoszą się do równomiernego, pod względem spadku temperatur, układu podgrzewaczy.

Obliczenie oszczędności, uzyskanej przez podgrzewanie kondensatu, może być wykonane także inną drogą, na podstawie analogii do turbin z pobieraniem pary. Istnieje przybliżony prosty wzór teoretyczny, zapomocą którego może być obliczona łatwo oszczędność pracy turbiny z pobieraniem pary w stosunku do pracy bez pobierania pary. Mianowicie

$$\epsilon = \frac{H_{iw}}{H_i} \cdot \frac{i_0}{i_w} \cdot \frac{Q_w}{Q_w + Q_0}.$$

We wzorze tym oznaczenia H_i oraz i_0 wzięte są z rys. 5, H_{iw} oraz i_w odnoszą się do miejsca pobierania pary, zatem $H_{iw} = i - i_w$, wreszcie Q_0 oznacza rozchód ciepła przy pracy bez pobierania pary, a Q_w — pobraną ilość ciepła, przytem obie wielkości w Kal/h, albo też w Kal/kWh, ze względu na tę samą moc w obu wypadkach.

W odniesieniu do przypadku, gdy para pobierana używana jest do podgrzewania własnego kondensatu, we wzorze powyższym możemy, oznaczając przez t_w temperaturę podgrzewania równą temperaturze nasycenia pary pobieranej, a przez t_0 — temperaturę kondensatu, podstawić dla niewielkich różnic $t_w - t_0$ następujące zależności przybliżone: $Q_w = \text{ok. } G (t_w - t_0)$ oraz $Q_0 = G (i - t_w) : (1 - \epsilon) = \text{ok. } G \cdot (i - t_w)$,

poczem otrzymamy wzór przybliżony

$$\epsilon = \frac{H_{iw}}{H_i} \cdot \frac{i_0}{i_w} \cdot \frac{t_w - t_0}{i}.$$

Dla ciśnienia początkowego pary 20 at abs., przy temperaturze nasycenia oraz przeciwcisnieniu w skraplaczu 0,03 at abs., zakładając sprawność wewnętrzną turbiny 75% oraz jedno miejsce pobierania pary o ciśnieniu 1,85 at abs. przy temperaturze nasycenia ok. 117°C, otrzymamy

$$\epsilon = \text{ok. } \frac{69}{165} \cdot \frac{502}{598} \cdot \frac{117 - 24}{667} = \text{ok. } 4,9\%,$$

a zatem to samo, cośmy podali przedtem. Stosując kilkstopniowe pobieranie pary do podgrzewania

kondensatu, możemy zapomocą powyższego wzoru obliczyć oszczędności cząstkowe, podstawiając właściwe wielkości $H_{i1}, i_1, t_1; H_{i2}, i_2, t_2; H_{i3}, i_3, t_3$ i t. d., przytem zamiast $t_w - t_0$ każdorazowo właściwe podgrzanie, a więc $t_1 - t_0, t_2 - t_1, t_3 - t_2$ i t. d.

Zamiast obliczania oszczędności cząstkowych, można zapomocą powyższego wzoru obliczyć przy-

bliżony stosunek oszczędności, uzyskanych przy różnych ilościach stopni podgrzania 1, 2, 3, biorąc podgrzewanie jednostopniowe za podstawę. Czytniacz różne uproszczone założenia, otrzymamy stosunek $\varepsilon_1 : \varepsilon_2 : \varepsilon_3$ zbliżony do tego, jaki można otrzymać na podstawie podanych poprzednio liczb, albo rys. 6, a mianowicie $\varepsilon_1 : \varepsilon_2 : \varepsilon_3 = 1 : 1,4 : 1,55$.

(d. c. n.).

Obliczenie głównych drgań własnych fundamentów pod maszyny szybkoobrotowe*)

Napisał Augustyn Mystkowski.

Coraz częściej, w miarę rozwoju techniki maszynowej i budowlanej, konstruktor jest zmuszony do projektowania obiektów, których obliczenie, oparte tylko na uwzględnieniu działających obciążeń statycznych, choćby zwiększonych przez wprowadzenie „spółczynnika dynamicznego”, jest zupełnie niewystarczające i nie daje żadnej rękojmi stateczności i wytrzymałości projektowanego obiektu. Do takich obiektów należy zaliczyć, bodaj że w pierwszym rzędzie, fundamenty pod wszelkiego rodzaju silniki wewnętrznie niezbyt zrównoważone (jak np. silniki spalinowe) i szybkoobrotowe (turbiny parowe i prądnice). Przyczyna, dla której w tych wypadkach obliczenie statyczne nie wystarcza, tkwi w tem, że znajdujące się w ruchu masy maszyn dają w rytm swych obrotów szereg uderzeń-impulsów, pobudzających belki, na których spoczywają, względnie cały fundament, do drgań. Jeżeli więc fundament, lub jego poszczególne elementy, nawet w zupełności wytrzymałe na obciążenie statyczne, mają częstotliwość drgań własnych przy danem obciążeniu bliską do liczby obrotów maszyny, następuje zjawisko rezonansu, prowadzące całą budowlę do zniszczenia. Wiadomo bowiem, że amplituda drgań wymuszonych wzrasta bardzo szybko, dążąc do ∞ , w miarę zmniejszania się różnicy pomiędzy liczbą drgań własnych a liczbą impulsów (obrotów maszyny).

Projektując więc fundament pod duże silniki spalinowe lub pod turbiny parowe szybkoobrotowe, konstruktor powinien sprawdzić, czy przyjęte przez niego wymiary belek i słupów dają rękojmię, że nie zachodzi obawa drgań wymuszonych o zbyt wiel-

kiej amplitudzie, zagrażającej wytrzymałości ustroju. Rękojmię taką otrzyma, jeżeli obliczona przez niego liczba drgań własnych poszczególnych elementów będzie się różniła conajmniej o 20% do 30% (w zależności od stopnia dokładności przeprowadzonego obliczenia) od liczby obrotów maszyny.

Celem niniejszego artykułu jest, wobec braku w naszej literaturze technicznej odpowiednich prac, zebranie materiału z literatury obcej, jego ugrupowanie i przedstawienie w postaci, pozwalającej z łatwością na rozwiązanie zagadnienia.

Rozpatrzmy najpierw sprężysty i nieważki pręt poziomy, spoczywający swobodnie na dwu podporach.

Równanie ruchu drgającego pręta, obciążonego pośrodku siłą skupioną, ma postać:

$$\frac{d^2y}{dt^2} = -\frac{y}{a^2}, \dots \dots \dots (1)$$

gdzie $a^2 = \frac{f}{g}$ (f — ugięcie statyczne belki pod siłą skupioną).

Z równania tego otrzymujemy:

$$t = a \arcsin\left(\frac{y}{c_1}\right) + c_2 = \sqrt{\frac{f}{g}} \cdot \arcsin\left(\frac{y}{c}\right) + c_2.$$

Jeżeli czas zaczniemy liczyć od chwili, gdy oś belki przechodzi przez średnie położenie, t. j. $t = 0$ gdy $y = 0$, otrzymamy:

$$t = \sqrt{\frac{f}{g}} \cdot \arcsin\left(\frac{y}{c}\right).$$

Co pół okresu ruch zmienia kierunek i odkształcona przechodzi przez 0. Jeżeli więc przez T oznaczymy czas trwania jednego okresu, to

$$\frac{T}{2} = \sqrt{\frac{f}{g}} \cdot \arcsin 0 = \pi \sqrt{\frac{f}{g}},$$

skąd

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{f} \dots \dots \dots (2)$$

*) Literatura:

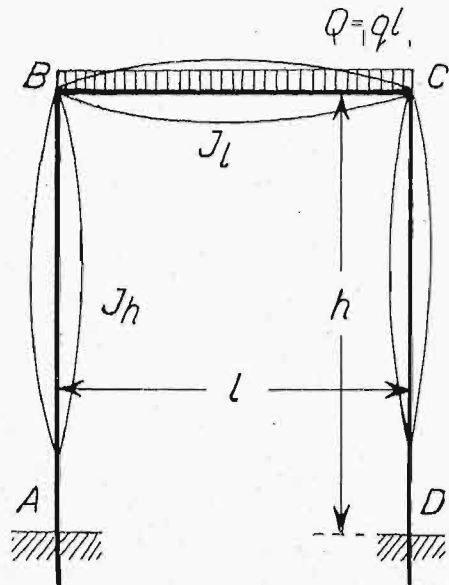
- 1) Enc. der Mat. Wissenschaft IV. 26. H. Lamb Schwingungen elastischer Systeme.
- 1) Festschrift der Firma Weyss u. Freytag, Ehlers, Berechnung der Schwingungen von Dampfturbinenfundamenten.
- 3) Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure. 1922. Art. Dr. I. Geiger'a.
- 4) Föppl. Dynamik.
- 5) Prof. L. Karasiński. Wytrzymałość tworzyw.

Częstotliwość drgań w odniesieniu do 1 minuty:

$$n = \frac{60}{T} = \frac{60 \cdot \sqrt{g}}{2 \pi \sqrt{f}} = \frac{60 \sqrt{981}}{2 \cdot 3,14 \cdot \sqrt{f}}$$

$$\boxed{n \approx \frac{300}{\sqrt{f}}} \dots \dots \dots (3)$$

Wobec tego, że g wyraziliśmy w cm, musimy tu i f podstawiać w cm.



Rys. 1.

Wzór (3) daje tylko wtedy wystarczającą dokładność, gdy ze względu na wielkość działającej siły skupionej możemy pominąć masę pręta i obciążenia równomiernego lub zastąpić je równoważną masą skupioną. Nie zawsze jednak możemy to uczynić. Musimy zatem określić częstotliwość drgań własnych belki ważkiej (obciążonej na całej swej rozpiętości w sposób ciągły).

Podczas drgań cała masa obciążająca wykonywa ruchy razem z belką i w dowolnej chwili strzałka dla dowolnej rzędnej x będzie się różniła od strzałki y_s , jaka powstała na skutek obciążenia statycznego. Niech ta różnica wynosi Δy . Całkowita, „dynamiczna” strzałka y_d będzie tedy:

$$y_d = y_s + \Delta y.$$

Przyspieszenie w dowolnej chwili elementu masy, znajdującej się w odległości x od podpory, wyrazi się różniczką $\frac{d^2 y}{dt^2}$ i siła bezwładności elementu masy m obciążenia (łącznie z ciężarem własnym belki), działającej na elemencie o rozpiętości dx będzie równą $m dx \frac{d^2 y}{dt^2}$. Siła ta jest skierowana w kierunku przeciwnym niż siła ciężkości obciążenia. Obie te siły łącznie dają ugięcie y_d .

Równanie odkształconej:

$$E J \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} = - M.$$

Wchodzący tu moment gnący nie jest nam znany. Znamy tylko siły, działające na element dx . Różniczkujemy więc powyższe równanie dwukrotnie i otrzymujemy:

$$E J \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = - \frac{\partial^2 M}{\partial x^2} = - \frac{\partial V}{\partial x},$$

lecz

$$\frac{\partial V}{\partial x} = q x; \quad \partial V = m dx \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad \text{i} \quad \frac{\partial V}{\partial x} = m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2},$$

gdzie

$$m = \frac{q}{g}.$$

Równanie ruchu zatem będzie:

$$E J \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \frac{q}{g} \cdot \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0.$$

Ogólna całka tego równania, przy przyjęciu, że dla $t = 0$ $y = 0$, ma postać następującą:

$$y = a \sin kt \left\{ A \cos \frac{mx}{l} + B \sin \frac{mx}{l} + C \cosh \frac{mx}{l} + D \sinh \frac{mx}{l} \right\} \dots (4)$$

Wartości k i t związane są warunkiem

$$\frac{m^4}{l^4} = \frac{q}{g} \cdot \frac{k^2}{E J}, \dots \dots (5)$$

wobec przyjęcia, że y jest proporcjonalne do e^{ikt} .

Stałe całkowania A, B, C, D trzeba każdorazowo określać, czyniąc zadość warunkom zadania, a stałą całkowania a — z amplitudy drgań. Wartość m określać musimy z warunków zamocowania belki.

Wobec tego, żeśmy czas zaczęli liczyć od chwili, gdy $y = 0$, t. j. dla $t = 0$ $y = 0$, i że po upływie połowy okresu staje się znowu $y = 0$, czyli

$$y = 0 = \sin k \frac{T}{2},$$

przeto

$$T = \frac{2 \pi}{k} \dots \dots (5a)$$

Podstawiając wartość k z równania (5), otrzymujemy

$$T = \frac{2 \pi}{\sqrt{g}} \cdot \sqrt{\frac{ql^4}{m^4 E J}} \dots \dots (6)$$

Wchodząca tu wielkość m zależy, jak zaznaczyliśmy, od warunków podporowych.

Rozpatrzmy pokrótce trzy wypadki typowe.

Pomijamy w równaniu (4) wyraz $a \sin kt$, zależny tylko od czasu.

$$y = A \cos \frac{mx}{l} + B \sin \frac{mx}{l} + C \cosh \frac{mx}{l} + D \sinh \frac{mx}{l} \dots \dots (7)$$

1) Belka jednostronnie zamocowana. Dla wyrugowania stałych całkowania A, B, C i D oraz określenia wartości m , mamy następujące warunki: dla $x = 0, y = 0$ i $\frac{dy}{dx} = 0$ (wobec sztywnego zamocowania), dla $x = l$ (t. j. na swobodnym końcu belki) moment i siła tnąca są zerami, czyli $\frac{d^2y}{dx^2} = 0$ i $\frac{d^3y}{dx^3} = 0$.

Na podstawie powyższych warunków otrzymujemy następujące równanie dla określenia m :

$$\cos m \cdot \cosh m + 1 = 0. \quad (8)$$

Równanie powyższe daje nieskończoną ilość rozwiązań, odpowiadających tyluż możliwym rodzajom drgań. Wobec tego, że nas interesują przede wszystkim drgania zasadnicze (główne), posiadające najniższą częstotliwość, poprzestaję na podaniu jednej wartości $m_1 = 1,875$, czyniącej zadość równaniu (8) i odpowiadającej wymienionym drganiom.

Podstawiając powyższą wartość do równania (6):

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{\frac{ql^4}{1,875^4 \cdot EJ}}$$

i mając na uwadze, że końcowa strzałka ugięcia belki jednostronnie zamocowanej pod działaniem obciążenia ciągłego q wynosi

$$f_q = \frac{ql^4}{8EJ}$$

otrzymamy

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{\frac{8f_q}{1,875^4}} = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{0,647 f_q} \quad (9)$$

i ilość drgań na minutę:

$$n = \frac{300}{\sqrt{0,647 f_q}} \quad (10)$$

Niekiedy bywa dogodniej zastąpić obciążenie ciągłe przez siłę skupioną P_z , działającą na swobodnym końcu belki i dającą także ugięcie. Siła ta, ze względu na równania (2) i (9), musi być równa

$$P_z = 0,243 ql$$

2) Belka swobodnie podparta.

Dla określenia m mamy warunki: na podporach (dla $x = 0, x = l$) $y = 0$ oraz $M = \frac{d^2y}{dx^2} = 0$, skąd równanie dla m :

$$\sin m = 0 \quad \text{i} \quad m_1 = \pi$$

Podstawiając powyższą wartość m do wzoru na czas trwania okresu, mamy:

$$T = \frac{2\pi}{g} \sqrt{\frac{ql^4}{3,142^4 EJ}}$$

Podstawiając tu

$$f_q = \frac{5}{384} \frac{gl^4}{EJ}$$

otrzymujemy

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{0,788 f_q} \quad (11)$$

i ilość drgań na minutę:

$$n = \frac{60}{T} = \frac{300}{\sqrt{0,788 f_q}} \quad (12)$$

3) Belka obustronnie sztywno zamocowana.

Z warunków podporowych mamy:

$$\text{dla } x = 0 \text{ i } x = l, y = 0 \text{ oraz } \frac{dy}{dx} = 0.$$

Zatem

$$\cos m \cdot \cosh m - 1 = 0,$$

skąd $m_1 = 4,730$

$$\text{i} \quad T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{\frac{ql^4}{4,73^4 \cdot EJ}}$$

Podstawiając $f_q = \frac{ql^4}{384 EJ}$, otrzymujemy

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{0,767 f_q} \quad (13)$$

i

$$n = \frac{300}{\sqrt{0,767 f_q}} \quad (14)$$

Przejdźmy teraz do rozpatrzenia drgań ramownicy prostokątnej.

Drgania pionowe. Przy drganiach pionowych rygła, wobec tego, że rozpatrujemy drgania, powstające tylko na skutek działania momentów gnących, drgania te będą miały wygląd, jak na rys. 1. Punkty węzłowe B i C nie będą zmieniały swego położenia.

Jeżeli pominiemy wpływ masy słupów ramownicy, drgających w rytm z rygłem, możemy rozpatrywać rygiel jako belkę jednoprzęsłową, sprężystą w obu końcach zamocowaną.

Statyczne ugięcie rygła pod działaniem obciążenia ciągłego wynosi

$$f_q = \frac{Ql^3}{384 EJ_l} \left(5 - \frac{8}{k+2} \right)$$

i pod działaniem siły skupionej

$$f_p = \frac{Pl^3}{384 EJ_l} \left(8 - \frac{12}{k+2} \right),$$

gdzie

$$k = \frac{h}{l} \frac{J_l}{J_h}$$

Liczba drgań pionowych rygła będzie zatem miała wartość, zawartą w granicach

$$\text{od } n = \frac{300}{\sqrt{0,788 f}} \quad (12) \quad \text{do } n = \frac{300}{\sqrt{0,767 f}} \quad (14)$$

w zależności od stopnia sprężystego zamocowania rygła w słupach.

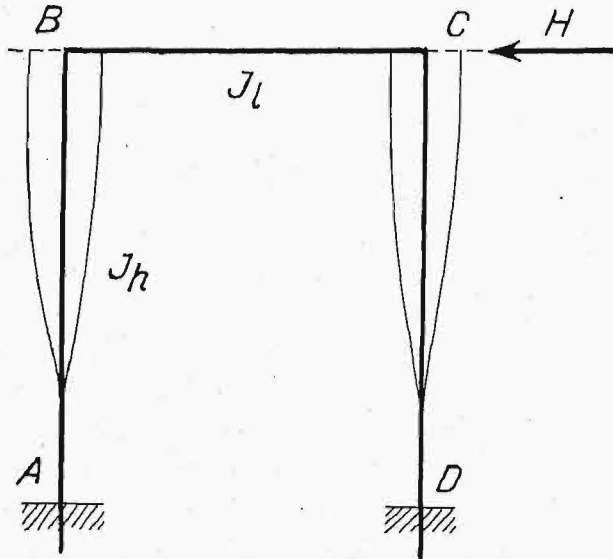
Ścisłe określenie liczby drgań rygła jest możliwe tylko zapomocą innych metod. O jednej z nich będzie mowa niżej.

W wypadku jednak obciążenia ciągłego lub działania pośrodku rozpiętości jednej tylko siły skupionej, dobre wyniki daje wzór

$$n = \frac{300}{\sqrt{f}}, \dots \dots \dots (16)$$

dający w porównaniu ze wzorami (12) i (14) liczbę drgań o około 12% mniejszą, co ma na celu uwzględnienie wpływu hamującego drgających mas słupów.

W wypadku jednoczesnego działania sił Q i P , do wzoru (15) musimy podstawić wartość $= f_q + f_p$.



Rys. 2.

Drgania poziome. Przyjmujemy, że rygiel jest belką nieskończenie sztywną. Słup wtedy będzie drgał jak belka jednym końcem sztywno zamocowana, a w drugim swym końcu równolegle prowadzona (rys. 3).

Z równania (7), przy zachowaniu warunków podporowych, wyrażających się przez to, że dla $x=0$ jest $y=0$ i $\frac{dy}{dx}=0$ oraz dla $x=l$ $\frac{dy}{dx}=0$ i $\frac{d^2y}{dx^2}=0$, otrzymujemy równanie dla określenia m : $\text{tgm} + \text{tghm} = 0$, skąd $m_1 = 2,365$

$$\text{ i } T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{\frac{ql^4}{2,365^4 EJ}}$$

Podstawiając tu strzałkę statyczną $f_q = \frac{ql^4}{24 EJ}$,

otrzymujemy

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{g}} \sqrt{0,767 f_q}$$

$$\text{ oraz } n_q = \frac{300}{\sqrt{0,767 f_q}} \dots \dots \dots (18)$$

Podobnie, jak dla belki jednostronnie zamocowanej, możemy określić zastępczą siłę skupioną P_z , która, działając na swobodny koniec belki, wywoła drgania o takimż okresie, jak obciążenie równomierne.

$$\text{ Siła ta jest równa } P = 0,384 ql. \dots \dots (19)$$

Za siłę poziomą H , działającą na ramownicę, przyjmujemy całkowite obciążenie pionowe, przypadające na rozpatrywaną ramownicę, oraz na podstawie równania (19) 38% ciężaru własnego słupów. Liczbę drgań poziomych określamy, podobnie jak drgań pionowych, ze wzoru

$$n = \frac{300}{\sqrt{f_h}}, \dots \dots \dots (20)$$

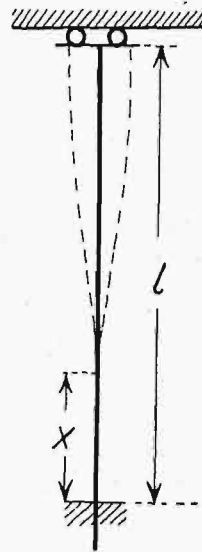
gdzie f_h — pozioma strzałka ugięcia ramownicy w poziomie rygla, wywołana działaniem siły H , jest równa

$$f_h = \frac{Hh^3}{24 EJ_h}, \dots \dots (21)$$

lub, uwzględniając sprężystość rygla, przez co zwiększamy dokładność obliczenia,

$$f_h = \frac{Hh^3}{6 EJ_h} \left(1 - \frac{4,5 k}{1 + 6 k} \right) (22)$$

$$\text{ gdzie } k = \frac{h}{l} \cdot \frac{J_c}{J_l}$$



Rys. 3.

Powyższe rozważania będą słusznymi dla wypadku, gdy wszystkie ramownice fundamentu drgają równolegle. Zazwyczaj jednak bywa, że każda ramownica drga niezależnie. Wtedy musimy wziąć pod uwagę wpływ na ugięcie f_h , jaki wywierają belki podłużne, które razem z rygłem tworzą ramy poziome i wywierają działanie zupełnie podobne, jak słupy rozpatrywanej ramownicy.

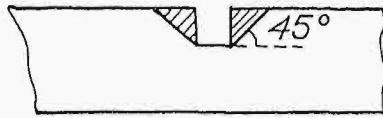
W tym wypadku do wartości siły H wliczamy nie połowę obciążenia pionowego belek podłużnych, lecz — jak przy słupach — 38% tego obciążenia.

Jakkolwiek wyprowadzone wyżej wzory dla belek są ściśle, a dla ramownic w niektórych wypadkach dają dokładność zupełnie do celów praktycznych wystarczającą, to jednak, jeśli zważymy, że elementy ramownic fundamentów pod turbiny mają cały szereg otworów, wycięć i t. p. zmian przekroju, a zatem i momentu bezwładności, to zauważymy, że analityczne obliczenie strzałek napotyka na znaczne trudności i wielką stratę czasu. Daleko szybciej i z wystarczającą dokładnością dojdziemy do celu, jeżeli strzałki ugięcia ramownicy określimy wykreślnie, uwzględniając wszelkie zmiany przekroju. Zaznaczyć tu należy, że nie można przyjmować raptownych zmian przekroju, lecz traktować je tak, jakgdyby zmiany te tworzyły się przez płaszczyzny, nachylone pod kątem 45° , jak to uwidoczniono na rys. 4 i 4a.

Tak samo w miejscach połączenia belek ze słupami, nawet gdy skosów niema, należy przyjmować, że wysokość belki zmienia się, tworząc $\sphericalangle 45^\circ$ (rys. 4a).

Przy wykreślnem znajdowaniu strzałki ugięcia rygla, ramownicę rozwijamy i traktujemy jak belkę 3-przęsłową, na zewnętrznych podporach sztywnie zamocowaną.

Również wykreślenie znajdujemy poziome przecięcia rygła pod wpływem działania na ramownicę siły poziomej H .



Rys. 4.

Otrzymane w powyższy sposób strzałki, wyrażone w cm, podstawione do wzorów (16), względnie (20), dadzą nam liczbę drgań na minutę.

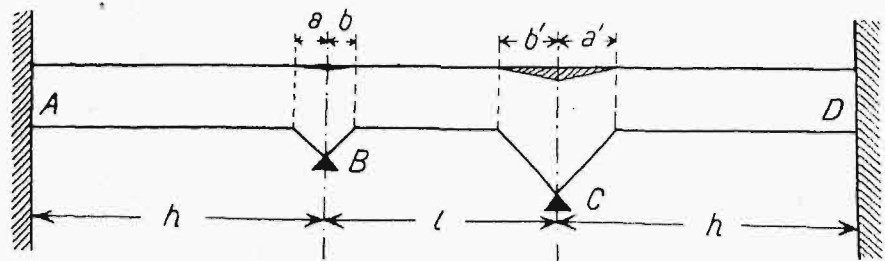
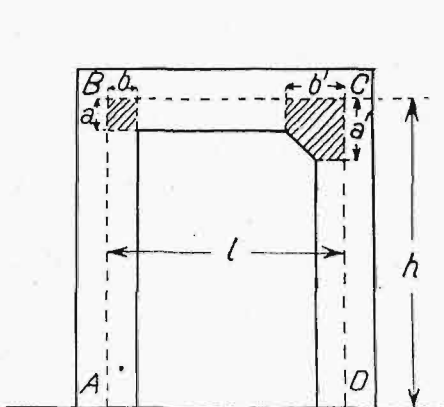
Wzory, wyprowadzone wyżej dla drgań ramownic, nawet w wypadku obciążenia pionowego ciągłego i równomiernego, są, jak zaznaczyliśmy wyżej, przybliżone, gdyż wzory (12) i (14) nie uwzględniają wpływu mas słupów, wzór zaś 16-ty wpływ ten uwzględnia tylko w przybliżeniu. Poza-tem korzystanie ze wzorów (16) i (20) pociąga za sobą drugą niedokładność, polegającą na dodawaniu strzałek wywołanych obciążeniem ciągłym i siłą skupioną, i przy działaniu siły skupionej, przyłożonej nie pośrodku rygła, lub przy działaniu większej liczby sił skupionych, daje wyniki zbyt przybliżone, ażeby je można było uważać za miarodajne. W tych wypadkach musimy zastosować inną metodę wyznaczania liczby drgań własnych ramownicy.

Równania odkształconej drgającej belki:

$$y = A \cos \frac{mx}{l} + B \sin \frac{mx}{l} + C \cosh \frac{mx}{l} + D \sinh \frac{mx}{l}$$

daje w czwartej pochodnej wyraz:

$$\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = \frac{m^4}{l^4} \left(A \cos \frac{mx}{l} + B \sin \frac{mx}{l} + C \cosh \frac{mx}{l} + D \sinh \frac{mx}{l} \right), \text{ czyli } \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = \frac{m^4}{l^4} \cdot y.$$



Rys. 4a.

Podstawiając tu zamiast $\frac{m^4}{l^4}$ wartość z równania (5), otrzymujemy:

$$\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = \frac{q}{g} \cdot \frac{k^2}{EJ} \cdot y.$$

Równanie powyższe wykazuje, że czwarta pochodna odkształconej jest równaniem krzywej, której rzędne są proporcjonalne $\left(\frac{qk^2}{gEJ} \right)$ razy większe do rzędnych odkształconej. Możemy powiedzieć odwrotnie: rzędne odkształconej belki drgającej są proporcjonalne $\left(\frac{gEJ}{qk^2} \right)$ razy mniejsze do rzędnych krzywej, wyrażającej czwartą pochodną odkształconej. Innymi słowy: odkształcona jest czterokrotną całką krzywej, wyrażającą czwartą pochodną linii ugięcia.

Oznaczając przez y_0 krzywą, wyrażającą czwartą, przez y^{II} — drugą pochodną linii ugięcia y^{IV} , można napisać

$$y^{IV} = \iiint \int y_0 = \iint y^{II}.$$

Wiadomo, że wykreślenie wieloboku sznurowego dla powierzchni, ograniczonej jakąś krzywą, daje krzywą, wyrażającą całkę podwójną. Jeśli by zatem był nam znany kształt krzywej czwartej pochodnej linii ugięcia, czyli, co na jedno wychodzi, kształt samej krzywej ugięcia belki drgającej, to łatwo, przez dwukrotne wykreślenie wieloboku sznurowego, znaleźlibyśmy rzędne y_0 , a co za tem

idzie — stosunek $\frac{y^{IV}}{y_0} = \frac{gEJ}{qk^2} = \varphi,$

skąd $k^2 = \frac{gEJ}{q\varphi} \dots \dots (23)$

i z równania (5a) moglibyśmy określić okres drgań

$T = \frac{2\pi}{k}$ oraz częstotliwość

$n = \frac{60}{T} = \frac{30k}{\pi} \dots \dots (24)$

Wobec powyższego, dla określenia drgań pionowych ramownicy, najprościej będzie prowadzić obliczenie w sposób następujący:

1) Rozwijamy ramownicę na belkę trójprzęsłową, określamy ogniska (punkty stałe) i linie wpływowe linii krzyżowych, uwzględniając wszel-

kie zmiany momentów bezwładności i sztywne zamocowanie słupów w płycie fundamentowej.

2) Zakładamy, kierując się wycuciem, linię ugięcia przeseł.

3) Wykreślamy dla założonej krzywej ugięcia pierwszy wielobok sznurowy y^{II} z zamykającą, odpowiadającą warunkom podporowym.

4) Dla otrzymanej krzywej y^{II} , traktując ją jako krzywą obciążen momentami, wykreślamy drugi wielobok sznurowy, który da nam krzywą y^{IV} .

Otrzymane rzędne krzywej y^{IV} muszą być w każdym miejscu proporcjonalne do rzędnych krzywej y_0 , założonej na początku obliczenia. Prawie nigdy nie daje się osiągnąć tego od razu. Należy zatem postępowanie powtarzać aż do osiągnięcia tej proporcjonalności.

Gdy proporcjonalność została osiągnięta, t. j. w dowolnym miejscu

$$\frac{y^{IV}}{y_0} = \varphi = \text{const.},$$

otrzymać już łatwo liczbę drgań ze wzorów (23 i (24).

Nakrzemowywanie kobaltu^{*)}.

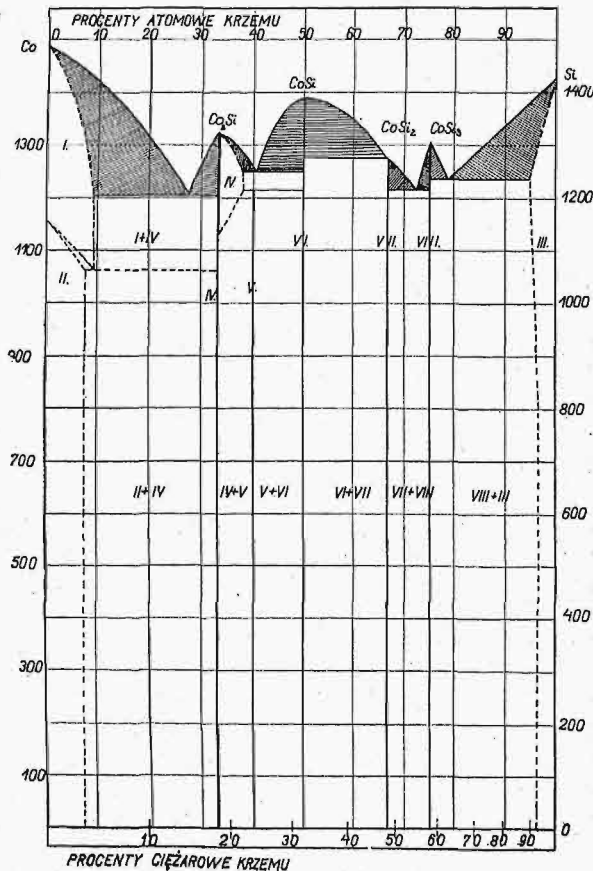
Napisał M. Dubowicki, Inż. metalurg.

1. Teoretyczne podstawy nakrzemowywania kobaltu.

Kobalt, najbliższy sąsiad żelaza, posiada liczbę atomową 27 i ma charakter chemiczny podobny do niklu i żelaza. Kobalt posiada jednak mniejsze powinowactwo do tlenu niż żelazo, nieco większe zaś niż nikiel; dlatego kobalt i nikiel, jak również stopy kobaltowe i niklowe, mają stosunkowo większą odporność na działanie powietrza, wilgoci i pewnych kwasów. Stopy kobaltowe mają bardzo szerokie zastosowanie technologiczne (instrumenty, noże); w literaturze spotyka się takie nazwy, jak „stellity”, „festele”, „cochromy”, a w ostatnich czasach nowy metal „carboly”, stop z karbidu, wolframu i kobaltu, używany na noże, przekładnie samochodowe i t. p. Stop ten jest bar-

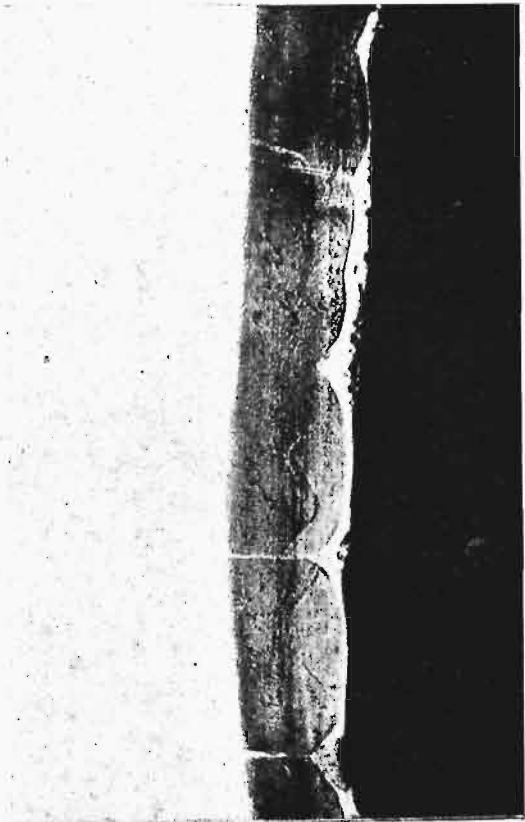
dzo odporny w wysokich temperaturach na działanie kwasów, pod względem twardości zbliża się do djamentu. Dzięki zawartości kobaltu w stopie „carboly”, wytrzymałość jego wynosi 300 kg/mm². Najcenniejszą własnością tak czystego kobaltu, jak i stopów kobaltowych, jest ich wysoka wytrzymałość, ciągliwość, twardość i odporność przeciwko uderzeniom.

Kobalt krystalizuje w układzie heksagonalnym. Parametry siatki przestrzennej kobaltu w odmianie alotropowej β wynoszą $a = 2,514 \text{ \AA}$, $c = 4,11 \text{ \AA}$; przy temperaturze około 1100° C odbywa się przemiana $\beta \rightarrow \alpha$, układ heksagonalny paramagnetycznej odmiany alotropowej β przechodzi wtedy w płaskocentryczny układ ferromagnetyczny kobaltu α o parametrze 3,554 \AA . Faza α kobaltu jest trwała w temperaturze poniżej 1100° aż do temperatur najniższych.



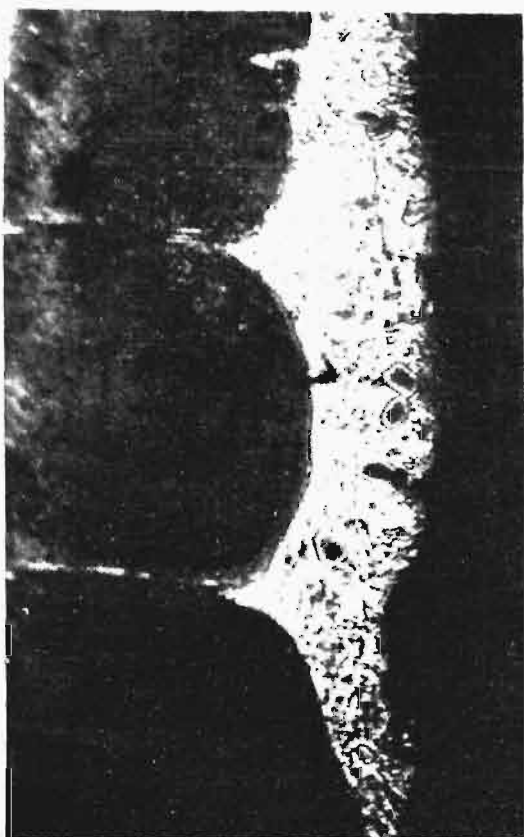
Rys. 34.

^{*)} Praca niniejsza stanowi zakończenie serii artykułów omawiających cementację krzemem żelaza, niklu i kobaltu, p. Przegl. Techn. 1930, zes. 16.

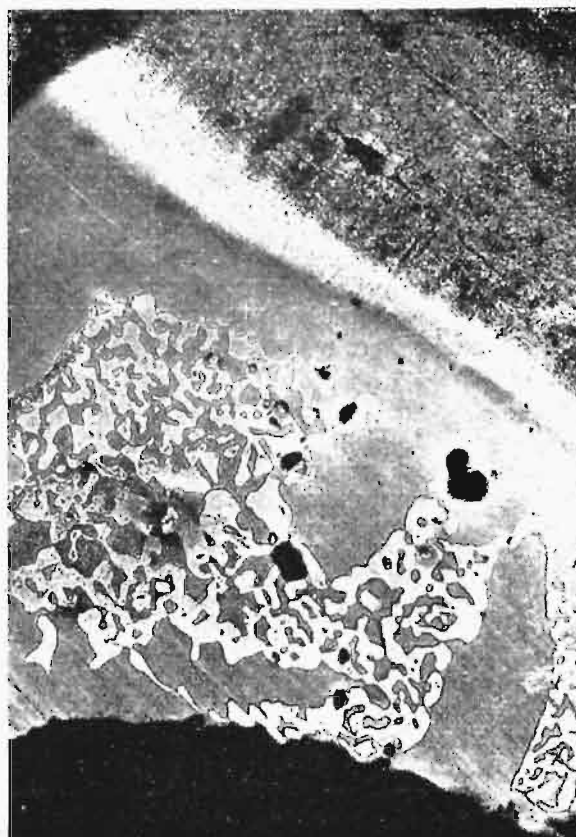


Rys. 16.

Pierwszy opracował układ Co—Si Lewkonja (1908), co przedstawia rys. 34. Istnieją w tym układzie trzy maxima, odpowiadające związkom



Rys. 17.



Rys. 18.

chemicznym Co_2Si , CoSi i CoSi_2 , oraz jeden ukryty CoSi_2 . Mając na myśli dyfuzję krzemu w kobalt w stanie stałym, ograniczę swe rozważania do lewej części układu Co—Si. Na podstawie tego układu widzimy, że krzem tworzy z kobaltem roztwory stałe o rozpuszczalności granicznej (około 9% atom. Si) przy temperaturze 1204° . W miarę rozpuszczania się większej ilości krzemu w kobalcie, tworzy się eutektyka pomiędzy granicznym roztworem stałym a związkiem chemicznym Co_2Si . Przy obniżeniu temperatury, rozpuszczalność krzemu w kobalcie nieco się zmniejsza i wydzielają się kryształy roztworu stałego krzemu w α — Co o zmiennej zawartości krzemu.

Kobalt, nakrzemowywany w tych samych warunkach co żelazo i nikiel, będzie się składać również z podobnych warstw, jak w przypadku nakrzemowywania żelaza i niklu*):

- 1) eutektycznej z granicznych kryształów krzemu w α — Co i związku chemicznego Co_2Si ,
- 2) podeutektycznej,
- 3) z warstwy kryształów mieszanych Si w α — Co i kryształów czystych α — Co,
- 4) z czystego α — Co.

2. Badania własne.

Niewiadomo nam, by robiono próby nakrzemowywania kobaltu. Przy badaniach nakrzemowywania kobaltu posługiwałem się temi samymi środkami cementującymi (Si, Fe-Si i Si + NH_4Cl), tą samą metodą i tym samym aparatem, co przy próbach nakrzemowywania żelaza i niklu**). Jako

próbki do doświadczeń, służył kobalt elektrolityczny w postaci blaszek o grubości około 2 mm, którego skład chemiczny był następujący: Co = 99,92%, Fe = 0,09%, Mn = 0,006%.

Twardość kobaltu w stanie wyżarzonym w zakresie badanych temperatur wynosiła średnio 127 kg mm^2 . Przy poszukiwaniu odpowiedniego odczynnika do wytrawiania nakrzemowanego kobaltu, okazał się najlepszym nadsiarczan amonowy w roztworze wodnym (25 g $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$ w 100 cm^3 H_2O). Stosować można także roztwór stężony kwasu solnego z bromem. Prowadząc proces nakrzemowywania kobaltu w tych samych warunkach, co żelaza i niklu, okazało się, że dyfuzja krzemu w kobalt odbywała się najtrudniej. Używając jako środka cementującego krzemu metalicznego, zauważono dopiero przy 1200° i 4-ch godz. w próżni słabo nakrzemowaną warstwę kobaltu, co przedstawia fotogr. 16 (pow. $175\times$, wytr. $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$), a jako szczegół — fotogr. 17 (pow. $560\times$, wytr. $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$). Widzimy na nich kryształy roztworu stałego krzemu w kobalcie, które wyraźnie występują na fotogr. 17 po silniejszym wytrawianiu, na brzegu zaś — nagromadzone skupienia eutektyki, które wciskają się pomiędzy kryształy roztworu stałego krzemu w kobalcie. Na fotografii 18 (pow. $60\times$, wytr. $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$) jest przedstawiony wyższy stopień nakrzemowania kobaltu stopem żelazokrzemowym przy temp. 1050° przez 72 godz. w próżni, gdzie widać szeroki zakres roztworów stałych ciągłych i granicznych oddzielony wyraźnie białym paskiem od właściwej struktury kobaltu metalicznego; na tle roztworów granicznych jest wydzielony jakiś

*) Przegl. Techn., 1930, zes. 13.

***) Przegl. Techn., 1930, zes. 12.

składnik, który okazał się eutektyką, przedstawioną na fotogr. 19 (pow. 360 \times , wytr. Br + HCl). Fotografia 20 (pow. 60 \times , wytr. $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$) przedstawia próbkę kobaltu, nakrzemowaną krzemem metalicznym w atmosferze obojętnej (azotu) przy temp. 1300 $^\circ$ i czasie cementacji $\frac{1}{2}$ godz.; próbka była częściowo obtopiona. Widzimy tu, oprócz budowy metalicznego kobaltu, warstwę roztworów stałych ciągłych i warstwę podeutektyczną, której w dalszej części próbki niema, gdyż prawdopodobnie z powodu kruchości odłupała się podczas przyrządzania szlifu.

Bardzo ładną eutektykę z granicznego roztworu stałego krzemu w α — Co i ze związku chemicznego Co_2Si otrzymałem w próbce kobaltu, nakrzemowanego mieszaniną krzemu metalicznego z chlorkiem amonowym w atmosferze powietrza przy temp. 1300 $^\circ$ przez 4 godz., co przedstawia fotogr. 21 (powiększenie 360 \times , wytr. $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$).

W wypadku nakrzemowywania kobaltu w temp. 1100 $^\circ$ w ciągu dłuższego czasu (72 godz.), zaobserwowałem znaczne obtapianie powierzchni, a obie płytki kobaltowe zlewały się w jedną całość; oprócz tego zachodzi w miejscach styku niklu, kobaltu i krzemu wzajemna dyfuzja.

Wpływ temperatury i czasu na wynik nakrzemowywania kobaltu krzemem metalicznym w próżni przedstawiają tablice 46, 47 i 48; widzimy, że głębokość warstwy nakrzemowanej jest najmniejsza w porównaniu z odpowiednimi wartościami nakrzemowanego żelaza i niklu; także przyrost twardości jest najmniejszy w porównaniu do nakrzemowywanego niklu i żelaza. Również szybkość dyfuzji krzemu w kobalcie jest różna, najmniejsza jest przy użyciu jako środka cementują-

TABELA 46.

Wpływ temperatury na wynik nakrzemowywania kobaltu krzemem metalicznym w próżni w jednakowym czasie = 4 godzinom.

Nr. badania	Temp. i czas trwania	Głębokość maksymalna nakrzemowania w mm	Twardość max. w stanie wyżarzonym wedł. Brinella w kg/mm^2
1	Nienakrzemow.	—	127
26	1000 $^\circ$ — 4 godz.	—	127
2	1050 $^\circ$ — „	—	127
2	1100 $^\circ$ — „	—	127
4	1200 $^\circ$ — „	0,08	143

TABELA 47.

Wpływ czasu trwania procesu na wynik nakrzemowywania kobaltu krzemem metalicznym w próżni, w stałej temp. 1100 $^\circ$

Nr. badania	Temp. i czas trwania	Głębokość maksymalna nakrzemowania w mm	Twardość max. w stanie wyżarzonym wedł. Brinella w kg/mm^2
2	1100 $^\circ$ — 4 godz.	—	127
5 i 6	„ 16 „	0,05	129,5
22	„ 96 „	0,13	152

TABELA 48

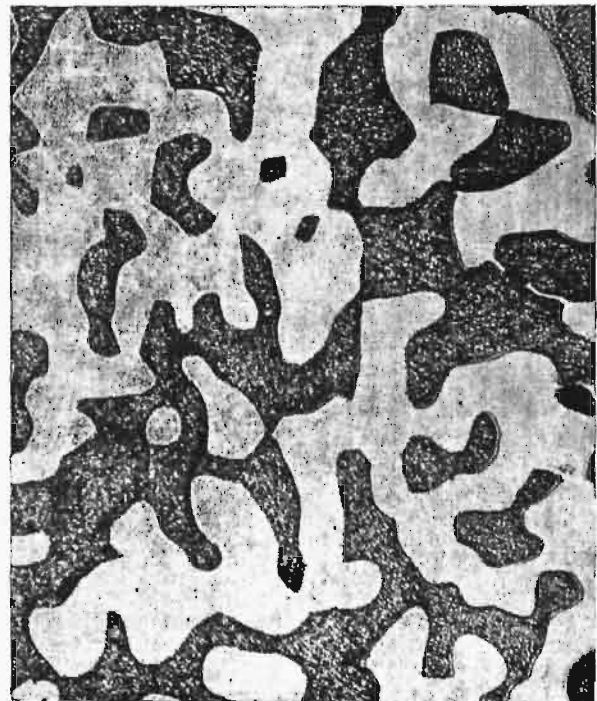
Wpływ środków cementujących (Si, Fe—Si, i Si + NH_4Cl) na głębokość i twardość nakrzemowanego kobaltu przy 1100 $^\circ$ — 4 godz., przy 1050 $^\circ$ — 72 godz. i przy 1000 $^\circ$ — 96 godz.

Nr. badania	Środek cementujący	Temp. i czas	Max. głębokość nakrzemowania w mm	Twardość max. w stanie wyżarzonym wedł. Brinella w kg/mm^2
2	Si	1100 $^\circ$ — 4 g.	—	127
27	Fe—Si	1100 $^\circ$ — 4 „	—	129,5
20	Si + NH_4Cl	1100 $^\circ$ — 4 „	0,075	133
17	Si	1050 $^\circ$ — 72 „	0,1	163
23	Fe—Si	1050 $^\circ$ — 72 „	0,15	163
21	Si + NH_4Cl	1050 $^\circ$ — 72 „	0,2	143
18	Si	1000 $^\circ$ — 96 „	—	127
24	Fe—Si	1000 $^\circ$ — 96 „	—	127
28	Si + NH_4Cl	1000 $^\circ$ — 96 „	—	127

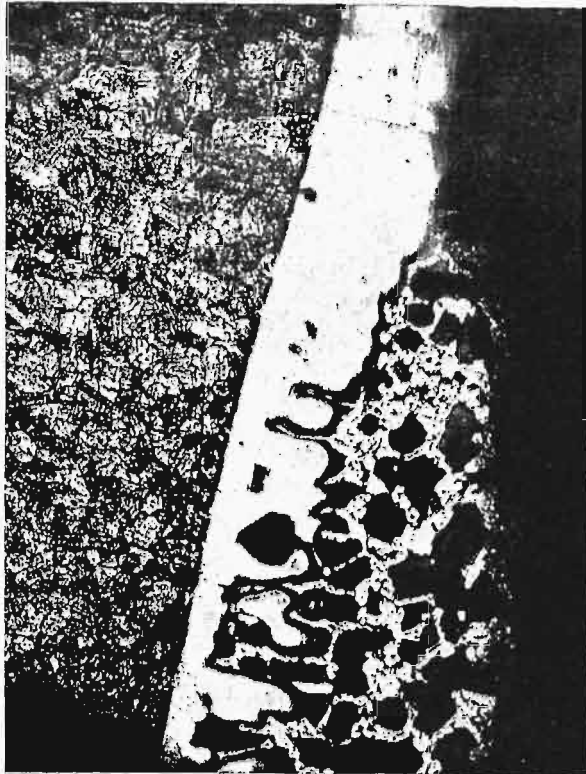
cego krzemu metalicznego, a najszybciej odbywa się zapomocą mieszaniny krzemu metalicznego z chlorkiem amonowym.

Badania nasze nad nakrzemowywaniem kobaltu w atmosferze powietrznej, azotu i w próżni zapomocą krzemu metalicznego, stopu żelazokrzemowego i mieszaniny krzemu metalicznego z chlorkiem amonowym przy temp. od 1000 $^\circ$ do 1300 $^\circ$ przez 4 do 96 godz. dały wyniki podobne do tych, któreśmy otrzymali przy nakrzemowywaniu żelaza i niklu, a mianowicie:

1) Proces nakrzemowywania kobaltu przebiega znacznie trudniej niż żelaza i niklu i rozpoczyna się przy dłuższym czasie trwania procesu dyfuzji przy temp. 1050 $^\circ\text{C}$. Otóż krzem może rozpuszczać się w określonych ilościach nie tylko w β — Co (w znacznie większych ilościach), lecz także w α — Co.



Rys. 19.



Rys. 20.



Rys. 21.

2) Proces nakrzemowywania kobaltu odbywa się najlepiej w próżni, potem w azocie, najgorzej w powietrzu.

3) W tych samych warunkach (temperatura, czas, obiekt cementowany) odbywa się najlepiej dyfuzja krzemu w kobalt przy użyciu jako środka cementującego mieszaniny krzemu metalicznego z chlorkiem amonowym, nieco gorzej przy użyciu stopu żelazo-krzemowego, a najgorzej — krzemu metalicznego.

4) Oznaką należytego odbywania się procesu nakrzemowywania kobaltu jest pojawienie się kryształów roztworu stałego krzemu w kobalcie aż do pewnej stałej granicznej zawartości, określonej przez temperaturę.

5) Przy wyższych stopniach nakrzemowywania, tworzy się eutektyka, złożona z granicznego roztworu stałego krzemu w α — Co i ze związku chemicznego Co_2Si . By otrzymać warstwę nakrzemowaną kobaltu o składzie eutektycznym, potrzebne jest prowadzenie procesu powyżej 1100° , t. j. w β — Co, w której to temperaturze szybkość rozpuszczania się krzemu jest znacznie większa niż w α — Co. Proces rozpuszczania krzemu w α — Co i następnej dyfuzji poniżej temperatury przemiany alotropowej odbywa się bardzo powoli i tylko w nieznacznych ilościach, nie wystarczających do powstania eutektyki.

6) Głębokość i wzrost twardości warstwy nakrzemowanej są mniejsze w porównaniu z odpowiednimi wartościami dla niklu i żelaza. Nakrzemowywanie kobaltu ma znaczenie głównie teoretyczne, wątpimy zaś co do możliwości jego praktycznego zastosowania.

Zakończenie.

Należy podkreślić, że — ogólnie biorąc — cementacja krzemem żelaza, niklu i kobaltu powoduje tworzenie warstw nakrzemowanych o różnych głębokościach, od największej dla żelaza do najmniejszych dla kobaltu, przyczem głębokość warstwy nakrzemowanej zgadza się z graniczną rozpuszczalnością krzemu w żelazie, niklu i kobalcie już na podstawie odpowiednich układów; również potwierdza się częściowo przypuszczenie według teorii W. Rosenhaina, że im większa jest rozpuszczalność metalu w pewnym rozpuszczalniku, a wraz z tem im szerszy jest zakres wytwarzanych przez nich roztworów stałych, w tem mniejszym stopniu wzrastać będzie twardość utworzonych stopów. Przypuszczenie to nie potwierdza się jednak przy nakrzemowywaniu kobaltu.

Na podstawie przeprowadzonych badań nad nakrzemowywaniem żelaza, niklu i kobaltu wyjaśniono i stwierdzono:

1) Warunki dyfuzji krzemu w żelazo, nikiel i kobalt w zależności od: a) atmosfery, b) temperatury, c) czasu i d) środka cementującego (Si , Fe-Si i $\text{Si} + \text{NH}_4\text{Cl}$).

2) Przez cementację skontrolowano układy podwójne Fe-Si , Ni-Si i Co-Si , a mianowicie ustalono we wszystkich trzech układach zgodność obecności zakresów roztworów stałych o granicznej rozpuszczalności, przyczem największa rozpuszczalność istnieje w żelazie, potem w niklu, a najmniejsza w kobalcie.

3) Również drogą badań przebiegu cemen-

tacji ustalono obecność eutektyki między roztworem stałym granicznym a związkiem chemicznym typu $MeSi$, względnie Me_2Si .

4) Oprócz tego, zbadano twardości nakrzymowanych warstw żelaza, niklu i kobaltu w stanie wyżarzonym, a tem samem wartości praktyczne prób nakrzymowywania.

Pracę niniejszą wykonano w Zakładzie Meta-

lografji Akademji Górniczej w Krakowie. Na zakończenie wyrażam głęboką wdzięczność p. Prof. Dr. Inż. I. Feszczence-Czopiowskiemu, pod którego kierownictwem wykonałem powyższe badania, częściowo jako pracę dyplomową, a częściowo jako doświadczenia przeznaczone do podania w referacie na III Zjazd S. I. M. P., jakoteż p. Prof. Inż. Wł. Łoskiewiczowi za cenne rady i wskazówki.

PRZEGLĄD PISM TECHNICZNYCH.

KOLEJNICTWO.

Wentylacja wagonów osobowych.

Na podstawie bardzo dodatnich prób sztucznej wentylacji wagonów osobowych kolei Paryż — Orlean, zdecydowano wprowadzić omawiany system wentylacji we wszystkich wagonach tej kolei. Urządzenie wentylacyjne polega na zasysaniu powietrza zapomocą wentylatora i przepuszczaniu go przez 2 skrzynki a lodem, a stąd do — przedziałów. Skrzynki zawierają po 220 kg lodu. Powietrze zmienia się w przedziałach osobowych 10 razy w ciągu godziny, przyczem powraca do skrzynki z lodem po przejściu przez filtr. Z lodem powietrze nie styka się bezpośrednio, tak że nie porywa pary wodnej. Zawarta w skrzynkach ilość lodu wystarcza na 6 do 10 godzin. Temperatura w przedziałach sięga 26° przy temperaturze zewnętrznej 32° i temperaturze w wagonach niewentylowanych 33°. (The Railway Gazette, 24 stycznia r. b., str. 132).

C.

KOTŁY PAROWE.

Zastosowanie powierzchni opromieniowanej w kotłach parowych.

Prof. T. Lindmark ze Sztokholmu opisał w referacie, złożonym na Wszzechświatową Konferencję Energetyczną w Tokjo w r. ub., badania dokonane w siłowni Västerås z kotłem opalonym ropą, którego powierzchnia odparowująca (105 m²) składała się wyłącznie z rurek poddawanych ciepłu promieniowania. Poza tem kocioł posiadał przegrzewacz o powierzchni 128 m². Przy ciśnieniu roboczym 20,1 ata, temperaturze pary 438°, temperaturze powietrza paleniskowego 615°, odparowywał kocioł 38,09 t/h wody zasilającej, przyczem wywiązywało w palenisku 39,49.10⁶ Kal/h ciepła, zaś w parze odzyskiwano go w ilości 29,3.10⁶.

Temperatury w dolnej części komory paleniskowej i przy wylocie z przegrzewacza wynosiły 1550° i 1125°. Z całej ilości ciepła wytwarzanej pary, 21,1.10⁶ Kal/h uzyskiwano za pośrednictwem promieniowania w komorze spalinowej. Temperatura wody zasilającej wynosiła 22°.

Natężenie kotła mogło być podwyższone do 40,4 t/h, gdy temperatura dolotowa wody zasilającej wzrastała do 50° i temperatura pary przegrzanej spadała do 400°. (Engineering, 31 stycznia 1930 r., str. 155).

C.

METALOZNAWSTWO.

Wpływ molibdenu na żeliwo.

Smith i Aufderhaar przeprowadzili badania nad wpływem molibdenu na żeliwo o następującym składzie chemicznym: węgiel całkowity 3,32%, grafit 2,18%, mangan 0,52%, krzem 2,18%, fosfor 0,37%, siarka 0,06% i o zmiennym dodat-

ku molibdenu. Obrabialność bardzo specjalnym przyrządem, składającym się z wiertarki i urządzenia do mierzenia głębokości wierconego w ciągu minuty otworu. Niestety wszystkie wielkości zależą także od zawartości innych składników w żeliwie.

Optimum wytrzymałości dla danego składu otrzymano przy 1,5% Mo, największą odporność na złamanie przez uderzenie (kałarem) przy 1,74% Mo, przyczem wzrost odporności na złamanie wynosił 100% w porównaniu z tworzywem wyjściowym. Żeliwo o zawartości 4,4% Mo nie daje się wiercić, twardość jego wynosi 418 kg/mm² (Brinell, 3000 kg, kulka \varnothing 10 mm).

Obrabialność i twardość zmieniały się w zależności od dodatku molibdenu, jak następuje:

Molibdenu	0%	0,5%	1,0%	1,5%	2,0%	2,5%	3%
Głębokość otworu wierconego na minutę	20	18	16	14	12	10	7 mm
Twardość Brinella kg/mm ²	200	225	240	260	278	295	313

Żeliwo z dodatkiem molibdenu wykazuje strukturę perlityczną, powyżej zaś 1,74% Mo sorbito-perlityczną. Ze względu na wysoką cenę molibdenu i jego stopów, możność stosowania molibdenu, jako składnika specjalnego żeliwa, stoi narazie pod znakiem zapytania. (Iron Age, tom 124, str. 1507 9).

2. K—d.

Zastowanie glinu w przemyśle.

Przy wyborze materiału na przyrządy, służące do celów chemicznych, musimy kierować się nie tylko ich odpornością na korozję, ale i własnościami mechanicznymi. Materiału zupełnie odpornego na wszystkie chemikalja niema. Istnieją natomiast metale w większym lub mniejszym stopniu odporne na działanie pewnych grup odczynników. Glin należy do tych metali, które łączą dobrą odporność na korozję z odpowiednimi własnościami mechanicznymi. Każdy dodatek stopowy do glinu, z wyjątkiem Mn, obniża naogół jego odporność względem korozji, w pewnych jednak wypadkach również i stopy glinu mają zastosowanie. Ze stopów najlepsze są pod tym względem stopy Al—Si, odznaczające się jednocześnie b. dobrymi własnościami mechanicznymi i odlewniczymi. Glin jest wrażliwy na działanie alkaliów, na co zwłaszcza trzeba uważać przy środkach czyszczących. Aby uniknąć korozji elektrolitycznej, należy izolować styki glinu z innymi metalami cementem, farbowaniem i t. d. Podniesienie temp. sprzyja zwykle korozji. Z metod pomiarowych wpływu korozji są przyjęte dwie: 1) polegająca na zmianie ciężaru i 2) na zmianach własności mechanicznych.

Poniższe zestawienie wykazuje wpływ różnych chemikalij na glin.

1) Kwas octowy jest najwięcej aktywny przy stężeniu 1%; działa wtedy 4 razy mocniej w temp. podniesionych, niż w zwykłych; przy wzroście stężenia do 5%, aktywność jego gwałtownie spada, z dalszym zaś wzrostem stężenia spadek jest powolniejszy, tak że przy 99,5% praktycznie korozja nie zachodzi, tak w temp. zwykłych, jak i w podniesionych. Obecność bezwodnika może wywołać korozję, ale obecność niedużej ilości wody działanie to powstrzymuje. Domieszki wpływają zależnie od ilości i temperatury. Obecność małej ilości HNO_3 lub H_2SO_4 wstrzymuje lub opóźnia korozję.

Podobnie jak kwas octowy zachowują się kwasy mąstowy i propionowy.

2) Bezwodnik octowy. Zbiorników glinowych używa się do przechowywania i transportu bezwodnika. Natomiast nie mogą mieć one zastosowania do mieszanki bezwodnika i kwasu octowego.

3) Aceton magazynuje się w naczyniach glinowych; jeżeli czasem tworzą się w nich wyżarcia miejscowe, to tylko dzięki zanieczyszczeniom acetonu.

4) Alkohol. Jedni badacze twierdzą, że słabe alkohole, jak metylowy, etylowy, propylowy, amylový, nie działają na glin, o ile są wolne od kwasów i alkali. Natomiast Seligman i Williams są zdania, że alkohol wyżera glin w wyższych temperaturach. Przy wyrobie rozpuszczalników są używane zbiorniki glinowe z dobrym wynikiem.

5) Alkalja. Wszystkie alkalja sodowe niszczą glin. Substancje podlegające hydrolizie w roztworze wodnym wywierają wpływ znacznie większy. Dodatek nieznacznej ilości krzemianu sodu lub dwuchromianu potasu może wpływ ich zmniejszyć. Glin może być używany przy roztworach o $\text{pH} = 6,4 - 7,2$. Analogicznie działa boraks.

6) Ałun i siarczan glinu wywierają pewne działanie na glin, jednak ostatni znajduje zastosowanie w ich wyrobieniu. Zaletą jest brak soli metali ciężkich.

7) Amoniak i wodorotlenek amonu. Amoniak gazowy nie działa na glin, wodorotlenek zaś wyżera go dość energicznie, ale jednocześnie wytwarza warstwę ochronną, zapobiegającą dalszemu niszczeniu, o ile niema zanieczyszczeń w postaci soli alkalicznych. Glin ma zastosowanie przy wytwarzaniu amoniaku z gazu generatorowego oraz metodą oziębiania, jeżeli oziębiaczem jest amoniak.

8) Węglany amonowe. Glin z powodzeniem stosuje się przy ich produkcji, przyczem zaletą jego jest wysokie przewodnictwo cieplne oraz brak zanieczyszczeń metalami ciężkimi.

9) Azotan amonu. Glinu używa się pospolicie na neutralizatory kwasu azotowego przez amoniak, na konden-

satory plynu. Glin nie tworzy związków niestałych, mogących spowodować wybuch połączeń amono-azotowych.

10) Siarczan amonu. Zbiorniki, w których odbywa się neutralizacja amoniaku przez H_2SO_4 , są zwykle robione z glinu.

11) Ałaliny niszczą glin w temp. zbliżonych do temp. wrzenia. Podobnie zachowują się naftylaminy i taluidyny.

12) Kwas benzoesowy można sublimować w naczyniach glinowych.

13) Benzol. Oczyszczanie benzolu odbywa się w dystylatorach i odwadniaczach glinowych. Benzol nie działa na glin, podobnie jak i S, znajduje się często w benolu.

14) Kwas borowy działa słabo, zależnie od stężenia.

15) Brom niszczy glin bardzo mocno.

16) Chlorek wapnia w roztworze i w połączeniach z innymi chlorkami oddziałuje energicznie na glin. Zmniejsza jego działanie dodatek chromianu lub dwuchromianu metali alkalicznych.

17) Dwusiarczan węgla na glin nie działa.

18) Dwutlenek węgla i kwas węglowy w stanie gazowym na glin nie działają; zaś jego roztwór wodny wywiera pewien wpływ.

19) Czerochlorek węgla hydrolizuje w wodzie, tworząc kwas solny, który niszczy glin, zwłaszcza przy wyższych temperaturach. Mimo to rury glinowe są używane przy wytwarzaniu tego związku, i to z dobrym wynikiem.

20) Chlor gazowy nie działa na glin w stanie suchym, natomiast chlor handlowy niszczy glin b. poważnie.

E. P.
(d. n.)

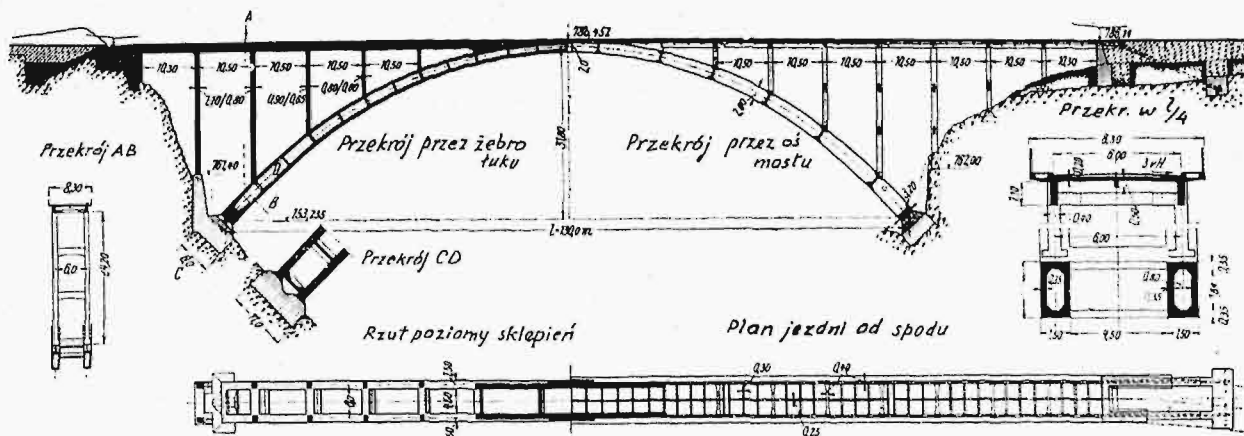
MOSTOWNICTWO.

Most drogowy na rz. Ammer pod Echelsbach w Bawarii.

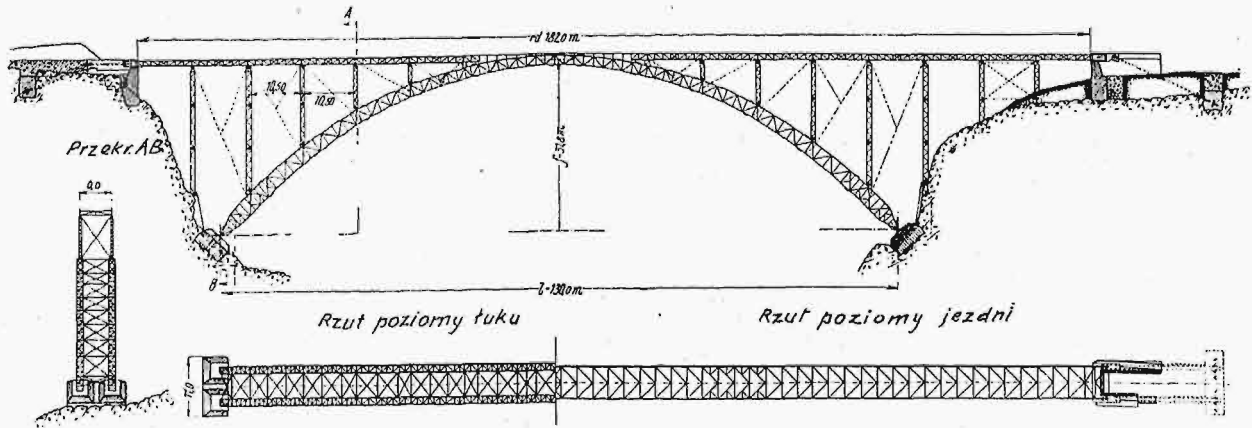
Jest to most żelbetowy łukowy, wykonany w 1929 r., o rozpiętości w świetle 130 m, a więc największej dotąd w Niemczech, a zarazem największy most na świecie o konstrukcji Melana-Spangenberg.

System Melana polega na tem, że początkowo buduje się lekką konstrukcję żelazną, która służy do zmontowania szalowań i do dźwignienia ciężaru niestwardniałego betonu, a po stężeniu betonu staje się uzbrojeniem projektowanej konstrukcji żelbetowej.

Przy tym sposobie, żelazo jeszcze przed powstaniem właściwej konstrukcji żelbetowej jest już znacznie naprężone,



Rys. 1. Schemat konstrukcji żelbetowych mostu.



Rys. 2. Schemat konstrukcji żelaznej.

Liniami kropkowanymi oznaczone są skosy pomocnicze, użyte tylko na czas montażu.

co, wobec niewielkich zazwyczaj naprężeń w żelbiecie mostów łukowych żelbetowych, przyczynia się do lepszego wyzyskania materiału.

System Melana przy zwykłym wykonaniu może być stosowany tylko do mostów nie przekraczających rozpiętości 75 m, ponieważ: 1) przy dużych rozpiętościach nie może być cały most jednocześnie betonowany, a wskutek tego w miarę betonowania powstają w twardniejącym już betonie niepożądane naprężenia od ciężaru betonu, który jeszcze nie stężał; dzięki temu zmienia się układ obciążeń w konstrukcji. 2) W miarę betonowania, żelazo ulega znacznym i zmiennym odkształceniom, co bardzo źle wpływa na świeży, twardniejący beton.

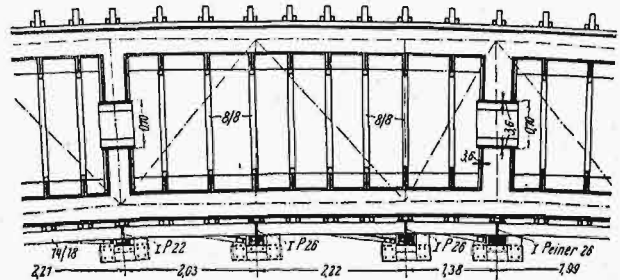
Prof. Spangenberg usuwa te trudności przez uprzednie obciążenie łuku na całej długości balastem (żwirem), którego ciężar ściśle równa się ciężarowi betonu; balast ten w miarę betonowania jest stopniowo usuwany.

Wysokość opisywanego mostu ponad wodą normalną wynosi 76 m, szerokość jezdni 6 m, szerokość pomostów dla pieszych po obu stronach jezdni 1 m, strzałka łuku 31,8 m.

Łuk jest zaprojektowany jako dwuprzegubowy. Sklepienie składa się z 2 żeber o przekroju skrzynkowym, odległych

od siebie o 6 m i usztywnionych w kierunku poprzecznym 12 żebrami o przekroju dwuteowym i 2-ma o przekroju ceowym.

Wysokość żeber łukowych wynosi w wierzchołku 2,0 m i wzrasta do 3,2 m na węzłowiach, szerokość ich jest stała i równa 1,5 m; grubość ścianek przekroju skrzynkowego wynosi wszędzie 35 cm; naroża skrzynki wzmocnione są sko-



Rys. 4. Przekrój wzdłuż osi żebra łukowego przed betonowaniem.

sami 25×25 cm; oprócz tego skrzynki usztywnione są wewnątrz szeregiem przepon, w których pozostawiono niewielkie otwory dla ludzi usuwających szalowanie; tego rodzaju kanał skrzynkowy zaopatrzone jest w żelazne drzwi w pobliżu podpór, aby można było przedostać się do wnętrza, celem zbadania stanu konstrukcji.

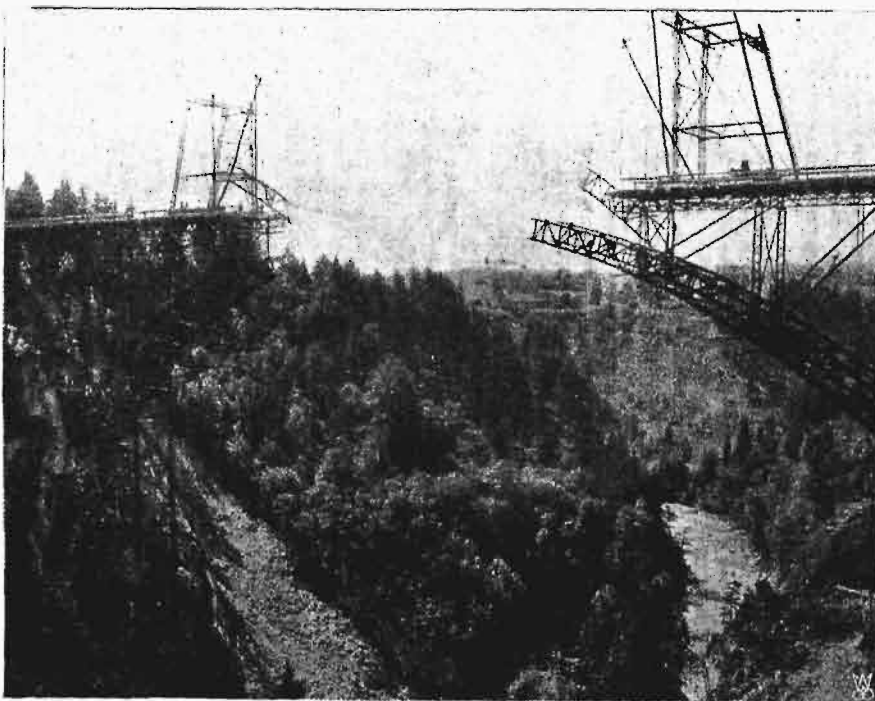
Przeguby każdej podpory, w liczbie dwóch, przenoszące łączny nacisk na fundament 4000 tonn, oparte są na zbrojonym bloku betonowym o wymiarach $11 \times 6 \times 3,6$ m, który obciąża podłoże piaskowcове ciśnieniem $8,4 \text{ kg/cm}^2$.

Na żebrach łuków spoczywają w odstępach 10,5 m po 2 słupy, usztywnione między sobą w poziomie jezdni i niżej, zależnie od wysokości, 1, 2 lub 3-ma ryglami poziomymi,

Na brzegach, poza łukiem, słupy, rozstawione w takiej samej odległości, ufundowane są bezpośrednio na gruncie.

Słupy mają różne wymiary; najwyższy o wysokości 24 m ma przekrój $1,1 \times 0,8$ m.

Na słupach spoczywają główne belki podłużne o prze-



Rys. 3. Montowanie konstrukcji żelaznej ze wzorników.

nemi pasami łuków dwuteownikach Peinera Nr. 26 o długości 10,4 m (rys. 4 i 5).

Przekrój żeber wzmocniono przed betonowaniem szeregim strzemion i prętów okrągłych poziomych, które miały na celu złączenie w jedno całość masy betonowej i utworzenie w ten sposób jednolitego przekroju żelbetowego (rys. 6).

Obok żeber wykonano drewniane skrzynie, które zapełniono balastem żwirowym o ciężarze odpowiadającym ciężarowi betonu w poszczególnych odcinkach.

Nасыpywanie żwiru do tych skrzyń musiało się odbyć możliwie jak najbardziej równomiernie na całej długości łuku, aby nie przeciążyć krzyżulców i słupków kraty, których przekroje były b. nieznaczne, a gatunek stali gorszy niż w pasach. W tym też celu podzielono skrzynie całego łuku na 52 części. Początkowo napełniono żwirem wszystkie skrzynie tylko do ¼ ich objętości, w ustalonej kolejności (kilka skrzyń przy wezłowie, kilka w środku, znów kilka następnych od wezłowania, kilka od środka i t. d.).

Następnie nasypano jeszcze trzema etapami po ¼ objętości poszczególnych skrzyń za każdym razem. Do transportu i nasypywania żwiru, a później i do betonu, służyły specjalne kubły (rys. 7) i rury do nich prowadzące.

W miarę betonowania, żwir stopniowo wysypywano wprost do parowu w ten sposób, że konstrukcja była zawsze pod stałym obciążeniem.

Roboty rozpoczęto w końcu 1928 r.; w czasie zimy i wczesną wiosną zabetonowano fundamenty pod łożyska, wszystkie bloki do zakotwiania konstrukcji i przyczółki. Konstrukcję żelazną montowano przez maj i czerwiec. Po wyrównaniu niewielkich zresztą niedokładności montażu za pomocą pras hydraulicznych i złączeniu łuków żelaznych w wierzchołku, wykonano szalowanie, uzupełniono uzbrojenie do betonu, wreszcie nasypano balast i przystąpiono do betonowania. Beton zawierał 340 kg cementu w 1 m³.

Betonowanie łuków trwało 2 tygodnie i zakończone zostało w połowie września.

Jednocześnie z rozszalowaniem łuków zabetonowano słupy i jezdnię, potem usunięto tymczasowe części konstrukcyjne i przecięto dźwigiary podłużne jezdni w miejscach dyktacji.

W początku 1930 r., a więc w rok po rozpoczęciu robót, most został oddany do użytku (rys. 8).

Przy wykonywaniu mostu zrobiono 3000 m³ wykopów w skale, wykonano 1800 m³ betonu w fundamentach, zakotwieniach i przyczółkach, 1800 m³ żelazbetonu i 397 kg kratowej konstrukcji żelaznej. (Beton u. Eisen 1930 r. Nr. 6).

PALIWO.

Spalanie torfu „frezowanego“ w paleniskach szybowych.

Sprawozdawca (Karelin) podnosi, że wówczas gdy wydobywanie torfu dawniejszymi maszynami wgłębniemi wymagało zastosowania wielkiej pracy ręcznej i mechanicznej, to użycie nowych maszyn torfowych, skrawających jeno cienką warstwę wierzchnią zapomocą „frezów torfowych“ wymaga mniej kosztownych robót, wskutek czego jest znacznie tańsze. Torf jest przytem uzyskiwany w postaci drobnego pyłu, ulegającego na miejscu suszeniu. Frezarka torfowa daje w ciągu sezonu 100 000 tonn torfu suchego, którego koszt własny wydobycia wynosi zaledwie 41% kosztu torfu maszynowego, względnie hydrotorfu.

Badania opalania tym torfem frezowanym przeprowadzono w Dulewskiej fabryce porcelany, w piecach szybo-

wych ustroju prof. Grum-Grzymajły, przy użyciu 35 i 50% torfu frezowanego, zaś reszty — w postaci torfu zwykłego (kawałkowego). Okazało się przytem, że proces opalania był zupełnie zadawalający, ruch paliwa regularny, mała zawartość popiołu umożliwiała dostatecznie dobre spalanie; domieszka torfu frezowanego zmniejszała opór przepływu powietrza przez warstwę paliwa. Wydajność pieca, ani jakość wypalanych wyrobów nie uległa zmianie. Dalsze próby mają być prowadzone ze sztucznym podwieciem. (Tiepło i Siła Moskwa, grudzień 1929 r. str. 1).

Bibliografia.

Mobilizacja przemysłu. Tom. I. Przemysł wojenny we Francji w latach 1914—1918. Ppłk. Re b o u l. Przekład z francuskiego por. inż. Roberta Hiszbandta. Biblioteka „Przełądu Artyleryjskiego“ Nr. 6. Warszawa 1930 r., str. 118. Tabl. 3. Cena 3.50 zł.

„Mobilizacja przemysłu jest zagadnieniem bardzo złożonym; sięga ona do wszystkich gałęzi wytwórczości narodu. Ponieważ od niej może zależeć wynik wojny, więc przeprowadzenie jej winno być jak najsprawniejszem“.

„W naszej epoce, epoce postępu przemysłowego, kiedy uzbrojenie udoskonala się niemal z dnia na dzień, gdy wystawione przez przeciwników stany liczbowe równoważą się, powodzenie stanie się przypuszczalnym udziałem tego, kto potrafi w jak najszybszym czasie zdobyć się na nowe wynalazki, w celu zaskoczenia swego wroga“.

„Zaskoczenie takie może mieć charakter strategiczny, taktyczny lub techniczny“.

„Zaskoczenia o charakterze technicznym mogą przybrać postacie najmniej oczekiwane, tak bowiem wielkimi są możliwości metalurgji, elektrotechniki, chemji lub biologji.“

W obliczu więc takich możliwości trzeba pomyśleć o należytem przygotowaniu się na przyszłość“.

Tak scharakteryzowawszy we wstępie znaczenie mobilizacji przemysłu, stwierdziwszy czynione obecnie przez Niemcy w szalonym wprost tempie przygotowania całego przemysłu do celów wojennych, autor pragnie zaznaczyć i wzbudzić zainteresowanie temi sprawami szerszego ogółu, wierząc, że „ciężka nauka, jaką nam dała wojna, nie pozostanie bezowocna, że mobilizacja przemysłu stanie się rzeczywistością“.

„Od staranności, z jaką mobilizacja ta będzie przygotowana, od doskonałości, z jaką będą przeprowadzone wszystkie jej szczegóły, nawet błahe napozór, zależeć będzie nawet ratunek kraju“.

Niewielki objętością tom I. dzieła ppłk. Reboul'a podaje w 11-tu rozdziałach obfite dane co do wyrobu materiału artyleryjskiego, uzbrojenia piechoty, sprzętu łączności, lotniczego, prochów, materiałów wybuchowych, środków walki chemicznej — ogromny wysiłek, na jaki zdobyła się Francja w okresie od sierpnia 1914 r. do chwili zawieszenia broni; cuda niemal dokonane przez techników i przemysłowców francuskich, „poczynając od konstruktora czołga, aż do skromnego tokarza pocisków, od tego, który uruchomił produkcję iperytu, aż do robotnicy, zatrudnionej przy wyrobie masek gazowych“.

Z goryczą stwierdza autor, że — mimo poświęcenia i wysiłków — potrzeby armji francuskiej nigdy nie były zaspakajane we właściwym czasie.

Staranny, przystępny i zwięzły układ podnosi wartość pracy ppłk. Reboul'a, a treść bogata w pierwszorzędnym techniczny materiał czyni nieodzownem zaznajomienie się z nią nie tylko każdego oficera, ale bodaj czy nie przede wszystkim polskiego inżyniera i przemysłowca.

Przekład dokonany bez zarzutu, ze znajomością rzeczy, dobrą polszczyzną. Wydawnictwo, jak zawsze, staranne.

R. B.

Sprostowanie.

W poprzednim zeszycie naszego pisma, w przypisku Redakcji do artykułu p. t. „Odchyłki w konstrukcjach żelaznych“ wkradła się omyłka druku, zmieniająca nieco sens końcowego zdania, Mianowicie zamiast „nie uwzględniają go niektóre nasze urzędy“ — powinno być „nie uwzględniają go niektóre nasze projekty“.