

# PRZEGLĄD TECHNICZNY

TYGODNIK POŚWIĘCONY SPRAWOM TECHNIKI I PRZEMYSŁU.

## TREŚĆ:

- Dźwigary załamane w planie o zmiennym kącie załamania, nap. Inż. Dr. Witold Wierzbicki, Profesor Szkoły Głównej Gospodarstwa Wiejskiego.
- Nowsze zagadnienia budowy obrabiarek (c. d.) nap., Inż. L. Burnat.
- Pokrycia płaskie, nap. Piotr Drzewiecki.
- O podatności cynku oraz stopów cynkowych do celów chemigrafji, nap. Inż. R. E. Bartuska i Dr. E. Zalesiński, Laboratorium Metaloznawcze Walcowni Metali, S. A., Dziedzice.
- Przegląd pism technicznych.

## SOMMAIRE:

- Calcul des poutres à axe brisé à l'angle de brisure variable (à suivre), par M. W. Wierzbicki, Dr., Ingénieur, Professeur à l'École National l'Agriculture.
- Problèmes modernes dans la construction des machines-outils (suite), par M. L. Burnat, Ingénieur.
- Toitures plates, par M. P. Drzewiecki, Ingénieur.
- Sur l'aptitude du zinc et des alliages du zinc à la technique de la reproduction des images, par MM. R. E. Bartuska, Ingénieur, et E. Zalesiński, Dr. ès sc.
- Revue documentaire.

## Dźwigary załamane w planie o zmiennym kącie załamania.

Napisał Inż. Dr. W. Wierzbicki, Profesor Szkoły Głównej Gospodarstwa Wiejskiego.

**D**ążenie do przedstawienia obliczeń statycznych dźwigarów załamanych w planie w postaci wzorów zamkniętych zmusza do zwrócenia się do teorii różnic skończonych i rachunku sumacyjnego, w szczególności zaś do teorii równań różnicowych.

Mamy tu na widoku dźwigar, przedstawiony w rzutach na rys. 1, w perspektywie na rys. 2 i w skażonym fragmencie planu na rys. 3.

W postaci wzorów zamkniętych mogą być przedstawione odkształcenia dźwigarów o równych przedziałach, dla których kąty załamania  $\beta$  są bądź wielkościami stałymi dla całego dźwigara, bądź też są funkcjami odległości poszczególnych węzłów od jednego z końców dźwigara.

Przypadek stałych kątów  $\beta$  był już rozpatrzony na łamach „Przeglądu Technicznego”<sup>1)</sup>, w pracy więc niniejszej rozpatrzmy tylko przypadek dźwigara o zmiennych kątach załamania.

O ile nadać równaniu różnicowemu postać:

$$Ay_x + By_{x+1} + \dots + Ny_{x+n} = Q, \dots \quad (1)$$

gdzie  $y_x$  jest pewną funkcją  $x$ , czyli że

$$y_x = F(x), \quad y_{x+1} = F(x+1), \quad y_{x+n} = F(x+n),$$

to współczynnik  $Q$  jest również naogół funkcją  $x$ , zaś współczynniki lewej części równania mogą być

bądź wielkościami stałymi, bądź funkcjami  $x$ . Pierwsze ma miejsce przy stałych kątach załamania  $\beta_x$ , drugie zaś przy zmiennych.

Ponieważ grupa równań różnicowych o zmiennych współczynnikach, które pozwalają na rozwiązania zamknięte, jest stosunkowo niewielka, będziemy się w pracy niniejszej starali zastąpić rozwiązania tego rodzaju równań przez rozwiązania szeregu równań różnicowych o współczynnikach stałych, będziemy jednak nawiązywali do rozwiązań ogólniejszych na wypadek, gdyby przyjęte tu prawo zmienności kąta  $\beta_x$  było zastąpione przez prawo inne, bardziej złożone.

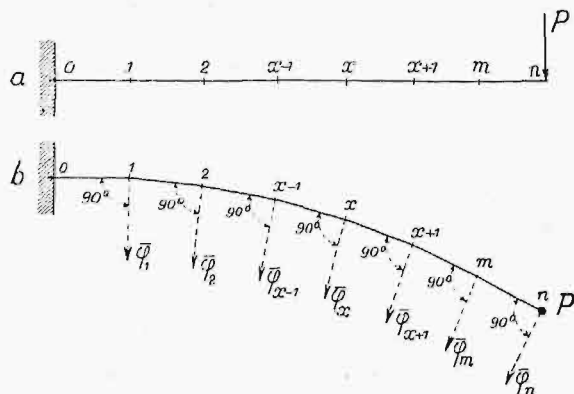
Dźwigar, przedstawiony na rys. 1 i 2, odgrywa w obliczeniu dźwigarów załamanych w planie rolę najdogodniejszego schematu zastępczego, podobnie jak belka prosta w jednym końcu utwierdzona, a w drugim obciążona siłą skupioną, — w obliczeniu belek statycznie niewyznaczalnych i ramownic. Jeżeli weźmiemy np. dźwigar balkonowy, przedstawiony na rys. 4, to dla wyznaczenia w nim wielkości statycznie nadliczbowej (np. momentu zginającego w punkcie zaczepienia siły  $P$ ) rozcinamy go myślowo pod siłą  $P$  na dwie równe części. Ponieważ wskutek symetrii układu przekrój pod siłą  $P$  nie może ulec obrotowi, więc wielkość  $M_P$  wyznaczmy z równania:

$$\bar{\varphi}_P = F(M_P) = 0,$$

<sup>1)</sup> W. Wierzbicki, Zastosowanie różnic skończonych do obliczenia dźwigarów załamanych w planie, „Przegląd Techniczny”, 1930 r.

gdzie  $\varphi_P$  oznacza kąt obrotu przekroju poprzecznego dźwigara.

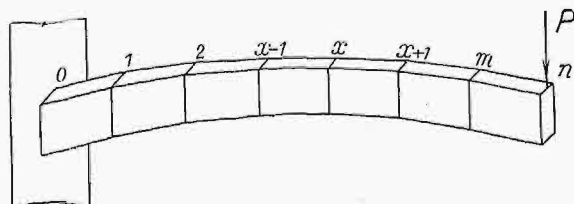
Przyjęta tu za schemat statycznie wyznaczalny połowa dźwigara balkonowego jest dźwigarem typu, przedstawionego na rys. 1, obciążonym na końcu siłą  $\frac{P}{2}$  i momentem  $M_P$ .



Rys. 1.

Podstawą obliczenia odkształceń dźwigara, przedstawionego na rys. 1, jest obliczenie kątów obrotu przekrojów poprzecznych w poszczególnych jego węzłach. Wyznaczyć tu więc powinniśmy wielkości następujące:

- $\varphi_x$  — kąt nachylenia płaszczyzny przekroju poprzecznego w punkcie (węzle)  $x$ , prostopadłego do osi przedziału  $x - 1, x$  względem płaszczyzny pionowej, przechodzącej przez ten punkt,
- $\bar{\theta}_x$  — kąt obrotu wymienionego wyżej przekroju względem osi  $x - 1, x$ ,
- $v_x$  — pionowe przesunięcie węzła  $x$ ,
- $\varphi_x$  — kąt nachylenia przekroju poprzecznego  $x$  przedziału  $x - 1, x$  względem przekroju początkowego  $x - 1$ ,
- $\theta_x$  — kąt skręcania przedziału  $x - 1, x$ ,
- $y_x^0$  — pionowe (t. j. prostopadłe do płaszczyzny dźwigara) przesunięcie punktu  $x$  względem punktu  $x - 1$ ,



Rys. 2.

$\varphi_x'$  — kąt nachylenia płaszczyzny przekroju poprzecznego w punkcie  $x - 1$ , prostopadłego do osi przedziału  $x - 1, x$ , względem płaszczyzny pionowej, przechodzącej przez ten punkt.

Wyszczególnione powyżej kąty przedstawione są w sposób wektorowy na rys. 3. Zależność między nimi a kątami załamania  $\beta_x$  w poszczególnych

węzłach dźwigara załamane w planie wyraża się zapomocą równań następujących:<sup>2)</sup>

$$\varphi_x = \varphi_{x-1} \cos \beta_{x-1} - \bar{\theta}_{x-1} \sin \beta_{x-1} + \varphi_x, \dots (2)$$

$$\bar{\theta}_x = \varphi_{x-1} \sin \beta_{x-1} + \bar{\theta}_{x-1} \cos \beta_{x-1} + \theta_x, \dots (3)$$

$$\varphi_x' = \varphi_{x-1} \cos \beta_{x-1} - \bar{\theta}_{x-1} \sin \beta_{x-1}, \dots (4)$$

W równaniach tych uważamy  $\varphi_x, \varphi_x'$  oraz  $\varphi_x$  za dodatnie, o ile obserwator, patrzący na dźwigar z jego strony wklęsłej, widzi, że odpowiednie przekroje poprzeczne dźwigara obracają się względem swych osi w kierunku na prawo. Kąty  $\bar{\theta}_x$  i  $\theta_x$  uważamy tu za dodatnie wówczas, kiedy obserwator, posuwając się tyłem wzdłuż dźwigara od jego końca utwierdzonego w kierunku końca obciążonego siłą  $P$ , widzi, że odpowiednie przekroje poprzeczne dźwigara obracają się względem osi odpowiednich przedziałów na prawo.

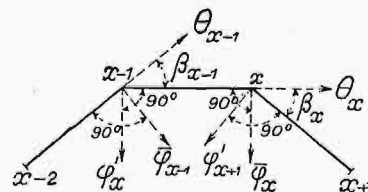
W związku z równaniami (2) — (4), przesunięcie pionowe końca dźwigara  $n$  wyraża się wzorem:

$$v_x = v_n = \sum_1^n y_x^0 + \sum_1^n \varphi_x' \cdot l_x; \dots (5)$$

dla pewnego węzła pośredniego  $m$  mamy tu odpowiednio:

$$v_x = v_m = \sum_1^m y_x^0 + \sum_1^m \varphi_x' \cdot l_x. \dots (6)$$

Długość przedziału uważamy tu za wielkość stałą ( $l_x = l$ ), gdyż odpowiada to zarówno warunkom praktyki budowlanej, jak i widokom na zastosowanie teorii dźwigarów załamanych w planie do obliczenia dźwigarów zakrzywionych.



Rys. 3.

Przy obliczeniu odkształceń poszczególnych przedziałów  $x - 1, x$  dźwigara, uważamy każdy z nich za belkę utwierdzoną w końcu  $x - 1$ , swobodną w końcu  $x$  i obciążoną tu siłą  $P$  oraz momentami  $M_x$  i  $\mathfrak{M}_x$ , z których pierwszy działa w płaszczyźnie pionowej, przechodzącej przez oś danego przedziału, drugi zaś w płaszczyźnie do tej osi prostopadłej. Uważając za dodatnie momenty, odpowiadające dodatnim obrotom poszczególnych przekrojów, przyjmujemy, iż

$$M_x + Ph_x, \dots (7)$$

$$\mathfrak{M}_x = -Pk_x, \dots (8)$$

gdzie  $h_x$  oznacza ramię momentu  $M_x$ , a  $k_x$  ramię momentu  $\mathfrak{M}_x$  (rys. 5).

Odkształcenia przedziału  $x - 1, x$  dźwigara wyrażają się zapomocą wzorów:

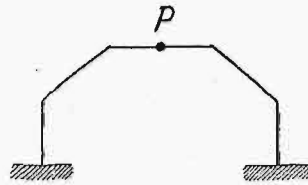
$$\varphi_x = \frac{Pl^2}{2EI} + \frac{M_x l}{EI}, \dots (9)$$

$$\theta_x = \frac{\mathfrak{M}_x l}{GI_0}, \dots (10)$$

$$y_x^0 = \frac{Pl^3}{3EI} + \frac{M_x l^2}{2EI}, \dots (11)$$

<sup>2)</sup> W. Wierzbicki, Teoria dźwigarów załamanych w planie, 1926 r., str. 11.

w których  $E$  i  $I$  oznaczają odpowiednio współczynnik sprężystości przy zginaniu i moment bezwładności przekroju poprzecznego dźwigara względem osi obojętnej, zaś  $G$  i  $I_0$  odpowiednio współczynnik sprężystości przy skręcaniu i biegunowy moment bezwładności przekroju.



Rys. 4.

Wprowadzając tu oznaczenia

$$\frac{Pl}{EI} = 2f, \quad \frac{Pl}{GI_0} = 2e, \dots (12)$$

nadajemy wzorom (9) i (10), w zastosowaniu do danego dźwigara, postać następującą:

$$\varphi_x = fl + 2fh_x \dots (13)$$

$$\theta_x = -2ek_x \dots (14)$$

Wielkości  $\varphi_x$  i  $\theta_x$  zależą dla danego dźwigara i danego obciążenia wyłącznie od miejsca, jakie zajmuje na dźwigarze dany przedział, czyli są funkcjami  $x$ . Również funkcjami  $x$  są wielkości  $\bar{\varphi}_x$  i  $\bar{\theta}_x$ , wchodzące w równania (2) i (3), oraz wchodzące tu sinusy i cosinusy. Równania (2) i (3) możemy więc uważać łącznie za układ równań różnicowych z dwiema niewiadomymi funkcjami  $\bar{\varphi}_x$  i  $\bar{\theta}_x$  o współczynnikach zmiennych. Ponieważ największa różnica wskaźników przy każdej z niewiadomych funkcji układu wynosi 1, układ rozpatrywanych równań jest porządku pierwszego.

Uważając  $\varphi_x$  i  $\theta_x$  oraz  $\sin \beta_{x-1}$  i  $\cos \beta_{x-1}$  za zmienne współczynniki równań różnicowych, uważamy je tem samem za znane funkcje  $x$ , podczas gdy kształt funkcji  $\bar{\varphi}_x$  i  $\bar{\theta}_x$  jest dopiero poszukiwany. Dążąc do wyznaczenia tych funkcji, rugujemy z układu równań (2) i (3) niewiadomą  $\bar{\theta}_x$  i dochodzimy do równania różnicowego z jedną tylko niewiadomą  $\bar{\varphi}_x$ ; równanie to będzie porządku drugiego.

Obliczamy więc przedewszystkiem z równania (2) funkcję  $\bar{\varphi}_{x+1}$ :

$$\bar{\varphi}_{x+1} = \bar{\varphi}_x \cos \beta_x - \bar{\theta}_x \sin \beta_x + \varphi_{x+1} \dots (15)$$

Funkcję  $\bar{\theta}_x$  zastępujemy przez wyrażenie (3):

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_{x+1} = & \bar{\varphi}_x \cos \beta_x - \bar{\varphi}_{x-1} \sin \beta_{x-1} \sin \beta_x - \\ & - \bar{\theta}_{x-1} \cos \beta_{x-1} \sin \beta_x - \theta_x \sin \beta_x + \varphi_{x+1} \dots (16) \end{aligned}$$

Zamiast funkcji  $\bar{\theta}_{x-1}$  wstawiamy tu wyrażenie, otrzymane dla niej z równania (2):

$$\bar{\theta}_{x-1} \sin \beta_{x-1} = -\bar{\varphi}_x + \bar{\varphi}_{x-1} \cos \beta_{x-1} + \varphi_x \dots (17)$$

$$\bar{\theta}_{x-1} = \frac{1}{\sin \beta_{x-1}} (-\bar{\varphi}_x + \bar{\varphi}_{x-1} \cos \beta_{x-1} + \varphi_x) \dots (18)$$

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_{x+1} = & \bar{\varphi}_x \cos \beta_x - \bar{\varphi}_{x-1} \sin \beta_{x-1} \sin \beta_x + \\ & + \bar{\varphi}_x \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \sin \beta_x - \bar{\varphi}_{x-1} \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \cos \beta_{x-1} \sin \beta_x - \\ & - \varphi_x \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \sin \beta_x - \theta_x \sin \beta_x + \varphi_{x+1} \dots (19) \end{aligned}$$

W ten sposób dochodzimy do równania typu (1):

$$A \bar{\varphi}_{x+1} + B \bar{\varphi}_x + C \bar{\varphi}_{x-1} = Q, \dots (20)$$

gdzie współczynniki równania różnicowego przybierają wartości następujące:

$$A = 1, \dots (21)$$

$$\begin{aligned} B = & -(\cos \beta_x + \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \sin \beta_x) = \\ = & -\frac{\cos \beta_x \sin \beta_{x-1} + \cos \beta_{x-1} \sin \beta_x}{\sin \beta_{x-1}} = \\ = & -\frac{\sin (\beta_x + \beta_{x-1})}{\sin \beta_{x-1}}, \dots (22) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C = & \sin \beta_x (\sin \beta_{x-1} + \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \cos \beta_{x-1}) = \\ = & \frac{\sin \beta_x}{\sin \beta_{x-1}} (\sin^2 \beta_{x-1} + \cos^2 \beta_{x-1}) = \frac{\sin \beta_x}{\sin \beta_{x-1}}, (23) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Q = & \varphi_{x+1} - \varphi_x \operatorname{ctg} \beta_{x-1} \sin \beta_x - \theta_x \sin \beta_x = \\ = & \frac{\varphi_{x+1} \sin \beta_{x-1} - \varphi_x \sin \beta_x \cos \beta_{x-1} - \theta_x \sin \beta_x \sin \beta_{x-1}}{\sin \beta_{x-1}}. (24) \end{aligned}$$

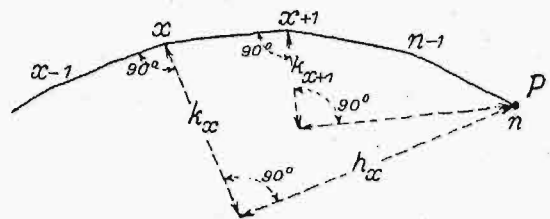
Po odrzuceniu wspólnego mianownika  $\sin \beta_{x-1}$  w współczynnikach (22) — (24), dochodzimy do następującego równania:

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_{x+1} \sin \beta_{x-1} - \bar{\varphi}_x \sin (\beta_x + \beta_{x-1}) + \\ + \bar{\varphi}_{x-1} \sin \beta_x = \varphi_{x+1} \sin \beta_{x-1} - \\ - \varphi_x \sin \beta_x \cos \beta_{x-1} - \theta_x \sin \beta_x \sin \beta_{x-1}. (25) \end{aligned}$$

Aby umożliwić sobie rozwiązanie równania (25), musimy tu wstawić, na miejsce współczynników przy niewiadomych, wyrażenia, przedstawiające te współczynniki, jako pewne funkcje  $x$ .

O ile kształt dźwigara załamanego w planie nie jest jeszcze szczegółowo ustalony, możemy przy jego projektowaniu kształt ten tak dobrać, aby kąty  $\beta_x$  odpowiadały regule, pozwalającej nadać równaniu (25) formę łatwą do rozwiązania.

O ile dźwigar ma być zakrzywiony w planie, wówczas dźwigar załamany odegrać może w jego obliczeniu rolę uproszczonego schematu zastępczego, podobnie jak w zwykłym obliczeniu łuków konstrukcja o osi zakrzywionej bywa, w sposób jawny lub milczący, zastępowana przez oś o linii łamanej.



Rys. 5.

Zastępczy dźwigar załamany w planie bywa wpisany w oś dźwigara zakrzywionego, a jego boki odgrywają rolę cięciw tego ostatniego. Należy więc tu znaleźć prawo, według którego zmieniają się wzdłuż dźwigara kąty  $\beta_x$ , zawarte między kolejnymi cięciwami. O ile dźwigar zakrzywiony jest kołysty, wówczas kąty  $\beta_x$  zachowują, przy stałej długości cięciwy, długość stałą. Gdy jednak przechodzimy do elipsy, wówczas wykres, wyrażający zależność kąta  $\beta_x$  od  $x$ , t. j. od położenia węzła na dźwigarze, staje się do tego stopnia nieregularny, iż nie może być zastąpiony przez żadną nadającą się do dalszego opracowania krzywą interpolacyjną. Wprawdzie badanie kątów  $\beta_x$  dla paraboli pozwala dla pewnych jej parametrów

ustalić dla  $\beta_x$  niezbyt złożony wzór interpolacyjny drugiego lub trzeciego stopnia, jednak korzystanie z takiego wzoru, jako z wyrażenia dla argumentu funkcji trygonometrycznych, powoduje naogół trudności matematyczne nie do przewyżczenia.

Aby jednak postawionemu zadaniu sprostać, musimy krzywą oś dźwigara zastąpić nie przez linię łamaną wpisaną, lecz przez odpowiadającą danym warunkom brzegowym linię wpisaną-opisaną, której długość i rzędne jaknajmniej różniłyby się od długości i rzędnych danej krzywej, a której kąty  $\beta_x$  zmieniałyby się według pewnej możliwie prostej reguły. Nie wdając się narazie w ogólne badanie linii łamanych, odpowiadających wymienionym własnościom, możemy stwierdzić na podstawie szeregu obliczeń próbnych, iż nie jest rzeczą trudną znalezienie podobnych linii dla krzywych, mogących mieć zastosowanie w budownictwie, o ile tylko kąty  $\beta_x$  są niewielkie i o ile przyjmujemy dla ich zmienności regułę:

$$\frac{\sin \beta_x}{\sin \beta_{x-1}} = q, \dots \dots \dots (26)$$

gdzie  $q$  jest wielkością stałą. Możemy stosunkowo łatwo i przy niezbyt nawet wielkiej liczbie boków linii łamanej doprowadzić różnicę między jej rzędniemi a rzędniemi danej krzywej do 1% — 2%, co jest wynikiem zupełnie dobrym, o ile zważyć, że z niewiększą nieraz dokładnością są tyżone osie niewielkich budowli, że błędy anizotropii materiałów budowlanych i rozmieszczenia części składowych konstrukcyj są nieraz znacznie większe, że wreszcie dokładność obliczeń statycznych nie zawsze do podobnych nawet granic dochodzi.

Ograniczymy się więc w pracy niniejszej do rozpatrzenia dźwigarów załamanych w planie, w których kąty  $\beta_x$  są małe i odpowiadają warunkowi (26).

Równanie (26) wyraża, że sinusy kątów załamania zmieniają się według postępu geometrycznego; stąd wynika, że:

$$\sin \beta_x = q^x \sin \beta_0, \dots \dots \dots (27)$$

gdzie  $\beta_0$  oznacza kąt nachylenia pierwszego boku linii łamanej względem pewnej osi. Dla ogólności wyprowadzimy jednak wzór (27) i inną drogą. W tym celu nadajemy równaniu (26) postać:

$$\sin \beta_x - q \sin \beta_{x-1} = 0. \dots \dots \dots (28)$$

Równanie (28) może być uważane za równanie różnicowe względem  $\sin \beta_x$ ; jest to równanie bez ostatniego wyrazu, niezależnego od niewiadomych. Jeżeliby w wypadku ogólnym  $q$  było funkcją  $x$ , wówczas rozwiązanie równania otrzymalibyśmy w postaci <sup>3)</sup>:

$$\sin \beta_x = Ce^c, \dots \dots \dots (29)$$

gdzie

$$c = \sum \lg q, \dots \dots \dots (30)$$

Przy  $q = \text{const.}$  mamy, iż <sup>4)</sup>:

$$\sum \lg q = x \lg q, \dots \dots \dots (31)$$

a więc:

$$\sin \beta_x = Ce^{x \lg q} = Cq^x, \dots \dots \dots (32)$$

Ponieważ przy  $x = 0$  mamy  $\sin \beta_x = \sin \beta_0$ , więc  $C = \sin \beta_0$ , wobec czego dochodzimy do równania (27).

Oznaczając przez  $Q'$  prawą stronę (wyraz obciążeniowy) równania (25), nadajemy temu równaniu postać:

$$\bar{\varphi}_{x-1} \sin \beta_{x-1} - \bar{\varphi}_x \sin (\beta_x + \beta_{x+1}) + \bar{\varphi}_{x-1} \beta_x = Q'. (33)$$

Przekształcenie równania (33) rozpoczynamy od rozwinięcia wchodzącego tu  $\sin (\beta_x + \beta_{x-1})$ . Ponieważ zastrzeżliśmy się, iż kąty  $\beta_x$  są małe, przyjmujemy, iż  $\cos \beta_x = \cos \beta_{x-1} = 1$ , a więc:

$$\begin{aligned} \sin (\beta_x + \beta_{x-1}) &= \sin \beta_x \cos \beta_{x-1} + \cos \beta_x \sin \beta_{x-1} = \\ &= \sin \beta_x + \sin \beta_{x-1} \dots \dots \dots (34) \end{aligned}$$

Błąd, który popełniamy, zakładając, że  $\cos \beta_x = 1$ , wynosi, przy 10 bokach dźwigara na ćwierci obwodu, średnio mniej niż 1½%, a przy 20 bokach mniej niż ½%. Są to więc błędy znacznie mniejsze od tych, na które pozwalamy sobie np. przy obliczaniu łuków, pomijając rzuty na styczną do osi łuku sił bezpośrednio do niego zaczepionych. <sup>5)</sup>

Wprowadzając w równanie (33) wyrażenia (27), znajdujemy:

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_{x+1} q^{x-1} \sin \beta_0 - \bar{\varphi}_x (q^x + q^{x-1}) \sin \beta_0 + \\ + \bar{\varphi}_{x-1} q^x \sin \beta_0 = Q', \dots \dots (35) \end{aligned}$$

$$\bar{\varphi}_{x+1} q^x - \bar{\varphi}_x q^x (q+1) + \bar{\varphi}_{x-1} q^{x+1} = \frac{Q' q}{\sin \beta_0} \dots \dots (36)$$

Robimy podstawienia:

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_x &= y_x q^{\frac{x}{2}}, \quad \bar{\varphi} q^x = y_x q^{\frac{3}{2}x}, \\ \bar{\varphi}_{x+1} q^x &= y_{x+1} q^x q^{\frac{x}{2} + \frac{1}{2}} = y_{x+1} q^{\frac{3}{2}x + \frac{1}{2}}, \\ \bar{\varphi}_{x-1} q^{x+1} &= y_{x-1} q^{x+1} q^{\frac{x}{2} - \frac{1}{2}} = y_{x-1} q^{\frac{3}{2}x + \frac{1}{2}}, \dots (37) \end{aligned}$$

które nadają równaniu (36) postać:

$$y_{x+1} - y_x \frac{q+1}{\sqrt{q}} + y_{x-1} = \frac{Q' q^{\frac{1}{2} - \frac{3}{2}x}}{\sin \beta_0} \dots (38)$$

W ten sposób zastąpiliśmy równanie drugiego porządku o zmiennych współczynnikach przez równanie różnicowe drugiego porządku o współczynnikach stałych, którego lewa strona jest w dodatku symetryczna. Poważną trudność w rozwiązaniu tego równania stanowi jednak złożona forma jego prawej strony. Istotnie, rozwiązanie pełnego równania różnicowego przedstawia się w postaci sumy:

$$y_x = z_x^0 + z_x, \dots \dots \dots (39)$$

gdzie  $z_x^0$  oznacza pewne szczególne rozwiązanie równania, zaś  $z_x$  rozwiązanie odpowiedniego równania bez ostatniego wyrazu, w danym więc wypadku równania:

$$y_{x+1} - y_x \frac{q+1}{\sqrt{q}} + y_{x-1} = 0 \dots (40)$$

O ile więc rozwiązanie równania (40), jako typowego, nie nastręcza trudności<sup>6)</sup>, o tyle znalezienie jakiegokolwiek szczególnego rozwiązania  $z_x^0$ ,

<sup>3)</sup> N. E. Nörlund. Vorlesungen über Differenzgleichungen. Berlin 1924, str. 293.

<sup>4)</sup> Stosujemy tu sposób oznaczania sum, przyjęty w „Poradniku dla Samouków” (Wyd. 1923 r., t. I, str. 250, art. prof. W. Sierpińskiego).

<sup>5)</sup> Por. W. Wierzbicki Mechanika budowli, 1929, str 309.

<sup>6)</sup> Por. cyt. pracę „Zastosowanie różnic skończonych...”



choćby sposobem przybliżonym, jest tu wysoce utrudnione.

Wobec powyższego, nadajemy nową postać równaniu (25). Mając na widoku równość (34) oraz założenie, że  $\cos \beta_{x-1} = 1$ , znajdujemy:

$$(\varphi_{x+1} - \varphi_x - \varphi_{x+1}) \sin \beta_{x-1} - (\varphi_x - \varphi_{x-1} - \varphi_x) \sin \beta_x = -\theta_x \sin \beta_x \sin \beta_{x-1}, \quad (41)$$

co po przyjęciu:

$$y_x = \varphi_x - \varphi_{x-1} - \varphi_x \dots \quad (42)$$

doprowadza do równania pierwszego porządku względem  $y_x$ :

$$y_{x+1} \sin \beta_{x-1} - y_x \sin \beta_x = -\theta_x \sin \beta_x \sin \beta_{x-1}. \quad (43)$$

Dzieląc obie części równania (43) przez  $\sin \beta_{x-1}$ , przekształcamy je w równanie o stałych współczynnikach:

$$y_{x+1} - \frac{\sin \beta_x}{\sin \beta_{x-1}} y_x = -\theta_x \sin \beta_x, \dots \quad (44)$$

$$y_{x+1} - q y_x = -\theta_x q^x \sin \beta_0. \dots \quad (45)$$

Wielkość  $\theta_x$ , wchodząca do prawej strony równania (45), wyraża się zapomocą wzorów (10) i (8), jest więc proporcjonalna do ramienia  $k_x$  momentu  $\mathcal{M}_x$ . Ramię to wyraża się zapomocą szeregu:

$$k_x = l[(\sin \beta_x + \sin(\beta_x + \beta_{x+1}) + \dots + \sin(\beta_x + \beta_{x+1} + \dots + \beta_{n-1}))], \dots \quad (46)$$

którego sumowanie nie daje się jednak, wobec zależności (26), łatwo uskutecznić. Z tego powodu zastępujemy ten szereg zapomocą pewnej krzywej interpolacyjnej. W tym celu sporządzamy dla danego dźwigarą wykres momentów skręcających  $\mathcal{M}_x$  lub ich ramion  $k_x$ . Aby zastąpić otrzymaną krzywą algebraiczną typu:

$$y = \sum_0^n A_i x^i, \dots \quad (47)$$

wybieramy na wykresie szereg punktów charakterystycznych i wyznaczamy współczynniki  $A_i$  równania (47) w ten sposób, aby równanie to czyniło zadość wartościom  $y$  i  $x$  dla obranych punktów wykresu. Ponieważ krzywa  $\mathcal{M}_x$  ma kształt zbliżony do paraboli, więc do wyznaczenia omawianej tu funkcji przybliżonej:

$$\mathcal{M}_x = f(x) \dots \quad (47)$$

wystarczy obliczenie 3 lub 4 współczynników  $A_i$ . Drogą nalożenia krzywej (47) na wykres  $\mathcal{M}_x$  sprawdzamy, czy funkcja przybliżona zastępuje z dostateczną dokładnością funkcję daną, przyczem dokładność kilku procentów, utarta przy obliczeniu momentów wogóle, jest tu wystarczającą.

Przyjmując dla ramienia  $k_x$  momentu  $\mathcal{M}_x$  wyrażenie:

$$k_x = ax^2 + bx + c, \dots \quad (49)$$

nadajemy równaniu (45) postać:

$$y_{x+1} - q y_x = \mu(ax^2 + bx + c)q^x, \dots \quad (50)$$

gdzie

$$\mu = 2e \sin \beta_0.$$

Równanie (50) jest równaniem różnicowym pierwszego porządku; całkę  $z_x$  równania bez wra-  
zazu ostatniego znajdujemy zapomocą równania charakterystycznego:

$$\xi - q = 0, \quad \xi = q, \dots \quad (51)$$

przyczem będzie ona miała postać:

$$z_x = C_1 q^x, \dots \quad (52)$$

gdzie  $C_1$  jest pewną dozwoloną stałą.

Rozwiązania równania pełnego (50) poszukujemy pod postacią:

$$z_x^0 = (Ax^3 + Bx^2 + Cx)q^x \dots \quad (53)$$

$q$  jest pierwiastkiem równania charakterystycznego, więc wchodząca tu funkcja algebraiczna musi być wyższego stopnia, niż funkcja, znajdująca się po prawej stronie równania (50)<sup>7)</sup>.

Wstawiając wyrażenie (53) w równanie (50), znajdujemy:

$$[A(x+1)^3 + B(x+1)^2 + C(x+1)]q^{x+1} - [Ax^3 + Bx^2 + Cx]q^{x+1} = \mu(ax^2 + bx + c)q^x, \dots \quad (54)$$

co po skróceniu przez  $q^x$  daje:

$$[A(x+1)^3 + B(x+1)^2 + C(x+1)] - [Ax^3 + Bx^2 + Cx] = \mu_1(ax^2 + bx + c), \dots \quad (55)$$

gdzie  $\mu_1 = \frac{\mu}{q}$ .

Z przyrównania do siebie współczynników przy tych samych potęgach zmiennej niezależnej  $x$  w obydwóch częściach równania (54), znajdujemy:

$$3A = a\mu_1$$

$$3A + 2B = b\mu_1$$

$$A + B + C = c\mu_1, \dots \quad (56)$$

skąd obliczamy współczynniki  $A, B, C$  całki  $z_x^0$ .

Ogólne rozwiązanie równania pełnego (50) otrzymuje, w myśl wyrażenia (39), postać:

$$y_x = C_1 q^x + (Ax^3 + Bx^2 + Cx)q^x = C_1 q + \mu_1(a_2 x^2 + b_2 x^2 + c_2 x)q^x \dots \quad (57)$$

Rozwiązanie (57) pozwala na dalsze przekształcenie danego równania (25); w tym celu wstawiamy to rozwiązanie w wyrażenie (42):

$$\varphi_x - \varphi_{x-1} = \varphi_x + C_1 q^x + (Ax^3 + Bx^2 + Cx)q^x, \quad (58)$$

które doprowadza w ten sposób do nowego równania różnicowego pierwszego porządku. Wchodząca tu wielkość  $\varphi_x$  zależy od momentu  $M_x$ , proporcjonalnego do ramienia  $h_x$ . Ponieważ wielkość  $h_x$  wyraża się zapomocą szeregu:

$$h_x = l[\cos \beta_x + \cos(\beta_x + \beta_{x+1}) + \dots + \cos(\beta_x + \beta_{x+1} + \dots + \beta_{n-1})], \dots \quad (59)$$

który nastrocza te same trudności przy sumowaniu, co szereg (46), więc i funkcja:

$$M_x = f_1(x) \dots \quad (60)$$

musi być zastąpiona przez pewną funkcję przybliżoną w postaci krzywej interpolacyjnej. Jeżeli funkcja (60) ma kształt bardziej złożony, niż funkcja (48), co ma miejsce np. dla dźwigarów zbliżonych kształtem do elipsy, wówczas dla utrzymania tej samej dokładności w obliczeniu wskazane jest zastosowanie tu krzywej interpolacyjnej wyższego stopnia niż poprzednio, np. więc trze-

<sup>7)</sup> A. Markow, Iščislenie koniecznych raznostiej, 1918, str. 94.

ciego. W związku z tem i w związku ze wzorem (13) równanie (58) przybiera postać:

$$\bar{\varphi}_x - \bar{\varphi}_{x-1} = 2f(a_1 x^3 + b_1 x^2 + c_1 x + d_1) + lf + C_1 q^x + (Ax^3 + Bx^2 + Cx) q^x \quad (61)$$

Równanie bez ostatniego wyrazu;

$$\bar{\varphi}_x - \bar{\varphi}_{x-1} = 0$$

daje w danym razie całkę ogólną:

$$z_x = C_2, \dots \quad (62)$$

co wynika i z równania charakterystycznego:

$$\xi - 1 = 0,$$

Przechodząc do poszukiwania rozwiązania szczególnego równania (61), zauważamy, że skoro prawa strona tego równania ma postać:

$$Q = \sum u_x r^x, \dots \quad (63)$$

gdzie  $u_x$  jest pewną funkcją algebraiczną, to rozwiązanie  $z_x^0$  otrzymujemy w postaci:

$$z_x^0 = \sum v_x r^x, \dots \quad (64)$$

gdzie  $v_x$  jest funkcją algebraiczną tegoż stopnia, co  $u_x$  lub wyższego<sup>8)</sup>.

W danym razie:

$$\left. \begin{aligned} u_x' r_1^x &= 2f\left(a_1 x^3 + b_1 x^2 + c_1 x + d_1 + \frac{l}{2}\right) \cdot 1^x, \\ u_x'' r_2^x &= (Ax^3 + Bx^2 + Cx) q^x, \\ u_x''' r_3^x &= C_1 q^x, \end{aligned} \right\} \quad (65)$$

oraz

$$\left. \begin{aligned} v_x' r_1^x &= 2f(A_0 x^4 + B_0 x^3 + C_0 x^2 + D_0 x) \cdot 1^x, \\ v_x'' r_2^x &= (A' x^3 + B' x^2 + C' x) q^x, \\ v_x''' r_3^x &= K q^x, \end{aligned} \right\} \quad (66)$$

gdzie 1 jest pierwiastkiem równania charakterystycznego, zaś  $q$  nie jest.

Wstawiamy wyrażenie (64) w równania (61), jako  $\bar{\varphi}_x = z_x^0$ , poczem z przyrównania współczynników przy  $x^3$ ,  $x^2$  i t. d. oraz przy  $x^3 q^x$ ,  $x^2 q^x$  i t. d. dla obydwóch stron równania znajdujemy:

$$\left. \begin{aligned} 4A_0 &= a_1 \cdot 2f \\ -6A_0 + 3B_0 &= b_1 \cdot 2f, \\ 4A_0 - 3B_0 + 2C_0 &= c_1 \cdot 2f, \\ -A_0 + B_0 - C_0 + D_0 &= \left(d_1 + \frac{l}{2}\right) \cdot 2f \end{aligned} \right\} \quad (67)$$

$$\left. \begin{aligned} -A' + A'q &= Aq = \mu_1 a_2 q, \\ 3A' - B' + B'q &= Bq = \mu_1 b_2 q, \\ -3A' + 2B' - C' + C'q &= Cq = \mu_1 C_2 q \end{aligned} \right\} \quad (68)$$

Ogólną całkę równania (25) otrzymujemy w postaci:

$$\bar{\varphi} = z_x + z_x^0 = C_2 + \sum v_x r^x \dots \quad (69)$$

Rozwiązanie to zawiera, jak widać, 2 niewiadome stałe, które możemy np. wyznaczyć, przyjmując, że przy  $x=0$ ,  $\bar{\varphi}_x = 0$ , a przy  $x=1$ ,  $\bar{\varphi}_x = \varphi_1$ , gdzie  $\varphi_1$  obliczamy bezpośrednio ze wzoru (9) na podstawie momentu  $M_x = M_1$ , odpowiadającego węzłowi 1.

(d. n.).

## Nowsze zagadnienia budowy obrabiarek<sup>\*)</sup>

Napisał Inż. L. Burnat.

### Konstrukcja obrabiarek.

Współczesne konstrukcje obrabiarek wykazują, podobnie jak i ich napędy, dużą skłonność do nadmiernego i zbyteńnego wyposażenia normalnych typów w urządzenia drogie, a w praktyce bardzo rzadko używane. Każda fabryka stara się wprowadzić jakąś nowość, jakieś udoskonalenie; jedna np. wprowadziła w swych tokarkach skrzynkę posuwów tokarki na 55 różnych posuwów i 150 gwintów, inna — głowicę na 24 różnych ilości obrotów, zaś trzecia wprowadziła 2 sprzęgła, t. j. do biegów w prawo i do biegów w lewo, i t. d.; odbiorca żądał natomiast, aby tokarka, którą zamierza zakupić, posiadała koniecznie wszystkie te urządzenia, wskutek czego fabryki, zmuszone silną wzajemną konkurencją do uczynienia zadość życzeniom odbiorcy, wytworzyły stopniowo typ tokarki, obecnie najwięcej żądanej, wyposażonej w nadmierne ilości urządzeń, a wskutek tego i odpowiednio drogiej. W tym wysiłku w kierunku

coraz bogatszego wyposażenia obrabiarek zdarzały się jednak i nielogiczności, wskazujące na to, że głównym powodem ich starań była chęć przewyższenia konkurencji, a nie tylko myśl o zaopatrzeniu odbiorcy w maszynę możliwie najtańszą, a jednak celową. Tak np. normalny typ dzisiejszej tokarki zawsze jest zaopatrzony w oddzielne sprzęgła do biegu w lewo, natomiast urządzenie do szybkiego przesuwu suportu jest stosowane tylko wyjątkowo. Bieg w lewo potrzebny jest w pracy nadzwyczaj rzadko, mianowicie do toczenia niektórych gwintów, wygodnego zdejmowania tarczy uchwytywowej lub planowania od osi wrzeczona nazewnątrz; natomiast szybkiego przesuwu suportów używałby bardzo chętnie każdy tokarz, co zmniejszyłoby i czas obróbki przedmiotu. W warsztacie, posiadającym np. 50 tokarek, wystarczyłoby tylko kilka tokarek ze sprzęgłami do biegów w lewo, natomiast gdyby wszystkie 50 posiadały szybki przesuw suportów, to u wszystkich byłby on używany i wyzyskany; innemi słowy, pieniądze wydane na 50 sprzęgieł do biegów w lewo nigdy nie zamortyzują się. Jako drugi przykład, weźmy skrzynkę posuwów, tak zwaną uni-

<sup>8)</sup> A. Markow, loco cit.

<sup>\*)</sup> Ciąg dalszy do str. 489 w Nr. 31—32 z r. b

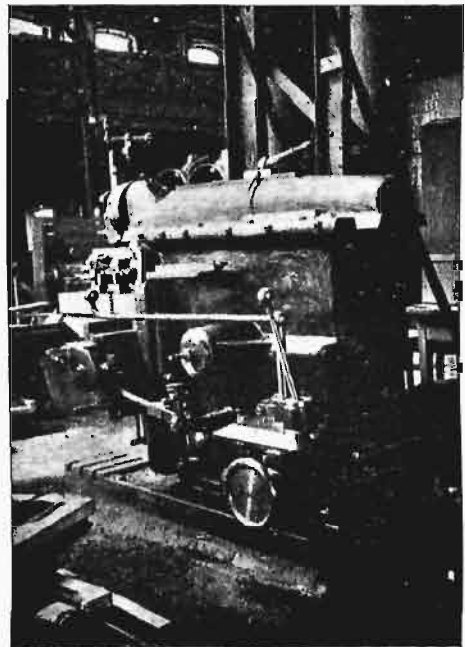
wersalną, do nacinania ogromnej ilości gwintów calowych i metrycznych, a nawet modułowych, a to wszystko tylko przy pomocy dźwigni, bez pomocy kół zmianowych, i porównajmy wartość takiej skrzynki z systemem jednej dźwigni, względnie kółka ręcznego (rys. 7), do zmiany liczby obrotów. Duża ilość posuwów umieszczona w uniwersalnej skrzynce nie może być w żadnym warsztacie we wszystkich jego tokarkach wyzyskana, zatem jest ona bezużyteczna i pieniądze wydane na te skrzynki niepotrzebnie obciążają amortyzacją wszystkie przedmioty obrabiane na tych tokarkach. System jednej dźwigni umożliwi tokarzowi bardzo szybkie i pewne przełączanie biegów, co daje zysk na czasie przy każdej robocie, a zatem i zamortyzować się może wielokrotnie szybciej niż uniwersalna skrzynka posuwów. Twierdzą jednak, że warunki te wywołane zostały nie przez fabryki obrabiarek, lecz przez odbiorców, którzy — nie badając dokładnie swoich własnych potrzeb i nie licząc się ze swoją własną kieszenią — stawiają wymagania, przekraczające znacznie ich potrzeby.

Kiedy już mówimy o stawidle jednodźwigniowym, warto wspomnieć, że wytwórnia krajowa (Stowarzyszenie Mechaników Polskich z Ameryki) stawidło takie dla napędowej skrzynki biegów strugarek poprzecznych wykonywa już od roku 1921 (rys. 1), podczas gdy taką samą konstrukcją dla skrzynek posuwowych, zastosowaną przez niemieckie wytwórnie Loewe i Werner, opisywano jako nowość, wystawianą na targach lipskich w roku 1929 pod nazwą „Knüppelsteuerung“ (Werkstatstechnik 1929, zeszyt 15).

Podobną dysproporcję widzimy między żadaną mocą obrabiarek, a mocą, jakiej one następnie w ruchu będą potrzebować. Normalna moc użyteczna silnika napędowego nowoczesnej obrabiarki zwykle znacznie przekracza moc, jaka ona w ruchu będzie zużywać; duża moc, przewidywana zwykle dla wyzyskania najlepszych stali narzędziowych, przy największych liczbach obrotów, jest niestety bardzo rzadko rzeczywiście wyzyskana, często nie tylko z winy robotnika, lecz i z winy narzędzi, które wyrabiane we własnych warsztatach, nie odpowiadają nowoczesnym wymaganiom i nie pozwalają robotnikowi na wyzyskanie obrabiarki nawet wtedy, gdy sam przedmiot obrabiany na to pozwala. Przejrzenie kół zębatach, pracujących w głowicy tokarki szybkoobrotowej, wskazuje często, że robotnik stosował tylko bardzo nieliczne, wolne biegi, zaś szybkie nie były wogóle używane. Fabryki, budujące bardzo duże obrabiarki, budują je obecnie „na wyrost”, t. j. znacznie cięższe i silniejsze, niż wymagałoby wyzyskanie współczesnych narzędzi, wychodząc z założenia, że duża bardzo i droga maszyna powinna przewidywać dalsze postępy techniki hutniczej stali narzędziowej, która wciąż się rozwija i stawia coraz większe wymagania dla obrabiarek.

Sprawa sposobu wykonania kół zębatach i skrzynek biegów obrabiarek jest obecnie szczególnie ulubionym tematem pism technicznych, dającym bardzo dużo materiału do pisanja za lub przeciw danemu sposobowi ich wyko-

nywania. Sposoby, stosowane przez wytwórnie obrabiarek, obejmują nie tylko wszystkie dotychczas znane sposoby, lecz stosują coraz to nowe metody wykonywania kół zębatach. Wszystkie sposoby są używane, wszystkie dobrze w ruchu pracują i przeciw żadnemu z nich szczególnych sprzeciwów mieć nie można, o ile tylko zostały one dobrze zastosowane. Twierdzenie, że koła hartowane i szlifowane są silniejsze i trwalsze od kół niehartowanych, nie może być, ogólnie biorąc, zawsze słuszne.



Rys. 1. Strugarka poprzeczna Stow. Mechaników Polskich z Ameryki ze stawidłem jednodźwigniowym do napędowej skrzynki biegów.

Fabryki obrabiarek, które przeszły na wykonanie kół hartowanych, zmniejszają równocześnie, i to znacznie, ich wymiary, przy równoczesnym zwiększaniu mocy użytecznej obrabiarki, moduły i szerokości kół coraz bardziej maleją, a zatem i sprawa ich trwałości nie może być bez zastrzeżeń na ich korzyść przesądzona. Ponieważ konstruktorzy obrabiarek chętnie naśladują konstrukcje samochodowe i przeszczepiają do przemysłu obrabiarkowego wyniki doświadczeń zebrane przez przemysł samochodowy, można przypuszczać, że i rozwój konstrukcji obrabiarek przejdzie te same losy, które przechodzi obecnie przemysł samochodowy. Przemysł ten w swoich reklamach coraz częściej ogłasza, że wzmocniona została jakaś oś, to znów sprzęgło, lub koło zębate. Można zatem przypuszczać, że i te fabryki obrabiarek, których konstrukcje przez zmniejszanie wymiarów już bardzo zbliżyły się do konstrukcyj samochodowych, zaczną w niedługim czasie ogłaszać, że sprzęgła, koła zębata i t. p. powiększają.

Dążność do coraz większych szybkości obrotowych kół zębatach zmniejsza jednak coraz bardziej pewność ruchu i zbliża własności skrzynki biegów do skrajnej wrażliwości przekładni dużych, u których zatrzymanie dopływu oliwy na krótki czas powoduje zniszczenie całej drogiej przekładni. Nadzwyczaj wrażliwa przekładnia, np.



turbiny, jest jednak objektem, zaopatrzonym w cały system urządzeń ochronnych dla zapewnienia stałego dopływu oleju na zęby, dla zapewnienia jego bezwzględnej czystości, odpowiedniej temperatury i odpowiedniego ciśnienia, a ponadto pilnowana jest przez specjalnych maszynistów i techników. Przeciwnie do tego rodzaju ruchu stanowi ruch skrzynki biegów obrabiarek. Przy obrabiarce stoi człowiek, którego głównym zadaniem jest wydobyć jak najwięcej z maszyny, a obsługa tej maszyny, to jest badaniem jej stanu, zajmować się może najwyżej kilka minut na dzień. Skutek jest taki, że przy przekładni turbiny każda zmiana jej stanu, która mogłaby spowodować poważniejsze zakłócenie, zaobserwowana będzie wcześniej niż może nastąpić katastrofa, podczas gdy przy obrabiarce fakt uszkodzenia zostaje zwykle stwierdzony dopiero wtedy, gdy uszkodzenie to już nastąpiło i uniemożliwiło ruch maszyny. Ta różnica obsługi powinna mieć wpływ decydujący na wybór racjonalnej konstrukcji w obu wypadkach. Twierdzenie, że i obrabiarkę można odpowiednio dopilnować, jest bezsprzecznie słuszne, lecz słuszne jest także twierdzenie, że im więcej mamy do pilnowania, tem drożej to kosztuje i tem łatwiej jest o wypadek przeoczenia. Stałe zwiększanie szybkości obwodowych zmniejsza zatem coraz bardziej pewność ruchu skrzynki biegów.

Równocześnie trzeba jednak zaznaczyć, że zużycie kół zębatach nie zależy wyłącznie od odporności na ścieranie materiału, z którego koła są wykonane. Hydrodynamiczna teoria smarowania, która wywiera coraz większy wpływ na konstrukcję, zmieniając dotychczasowe pojęcia zasadnicze, nie pozostaje bez wpływu i na poglądy o tarcu kół zębatach. Stare wzory Reynolds'a doczekały się faktycznego zastosowania w technice, i dziś można już liczyć np. wymiary łożysk na podstawie teorii hydrodynamicznej. Wzór Coulomb'a na pracę tarcia, w myśl którego do niedawna technika twierdziła, że czop o większej średnicy musi dawać większą pracę tarcia, obecnie — po zachwianiu się w nim stałości współczynnika tarcia — wykazuje, że — przeciwnie — przy większej średnicy czopa może być mniejsze tarcie, o ile tylko przez to zwiększenie średnicy zwiększymy o tyle szybkość obwodową czopa, że uzyskamy zamiast tarcia stałego, czy też półstałego, tarcie płynne; wtedy czop dosłownie pływa na oliwie, praca tarcia jest minimalna, a i zużycie czopa minimalne. W budowie obrabiarek zwiększenie średnicy czopa do wymiarów do niedawna nie używanych spotykamy w dłutownicach Buttler'a, w których średnica czopa koła zębatego, napędzającego kulisę, dochodzi blisko do  $\frac{3}{4}$  metra. Przez zastosowanie tak wielkiej średnicy czopa uzyskuje się zmniejszenie nacisku jednostkowego i zwiększenie szybkości obwodowej, a przez to i zmniejszenie granicznej, najmniejszej ilości obrotów, przy której tarcie płynne przechodzi w tarcie stałe.

Hydrodynamiczną teorię smarowania zastosować można i do pracy kół zębatach, przyczem dochodzi się do bardzo ciekawych wniosków. Zmniejszenie pracy tarcia zależne jest od szybkości względnej obu ciał przesuwających się po sobie, gdyż dla uzyskania tarcia płynnego szybkość ta

przekroczyć musi pewne minimum zależne od lepkości oleju, która znów zależna jest od temperatury i ciśnienia, od nacisku jednostkowego oraz od gładkości i kształtu powierzchni współpracujących. Dla uzyskania koniecznej szybkości względnej, musimy starać się o szybkie ruchy względne zęba po zębie, zatem musimy starać się o możliwie duży posuw zęba po zębie, to zn. zęby konstruować tak, aby nie toczyły się po sobie, lecz aby miały możliwie duży przesuw; zatem dotychczasowy ideał, to jest zęby tylko toczące się po sobie, trzeba uznać za nieodpowiedni w tych warunkach, kiedy można uzyskać tarcie płynne. Rozważania te dotyczą pracy normalnej, zaś okres rozruchu i zatrzymania biegu kół zębatach przejść musi w obszarze tarcia płynnego i stałego. Sprawy te, chociaż bardzo ciekawe, są jeszcze stosunkowo mało zbadane i wyzyskane; niewątpliwie badanie ich przyniosłoby wiele pożytecznych wyników i dałoby nowe drogi do uzyskania małego wycierania się zębów przy zastosowaniu nawet miękkich materiałów.

Nowsze badania stwierdziły znaczny wzrost lepkości olejów ze wzrostem ciśnienia, przez co minimalna szybkość, przy której można już uzyskać tarcie płynne, zmalałaby, a dobór olejów, których lepkość nietylko mało się zmniejsza ze spadkiem, lecz i rośnie ze wzrostem ciśnienia, daje nowe możliwości rozwoju.

Przy pierwszym okresie pracy nowych kół zębatach często tworzą się na powierzchniach zębów, w miejscach, odpowiadających przecięciu z obwodem koła podziałowego, drobne zagłębienia, które Niemcy nazywają „Grübchen”, a Anglicy „pittings”. Zagłębienia te tworzą się właśnie tam, gdzie jest czyste toczenie, to jest na średnicy podziałowej koła, a nie tam, gdzie tarcie jest największe, co jest zgodne z hydrodynamiczną teorią smarowania; wskutek dużego nacisku miejscowego, bez równoczesnego posuwu względnego obu zębów, następuje powierzchniowe zgniecenie. Dzięki stopniowemu wygładzeniu i utwardzeniu powierzchni zęba, zagłębienia te z czasem powoli znikają i nie stanowią niebezpieczeństwa dla dobrej pracy kół zębatach.

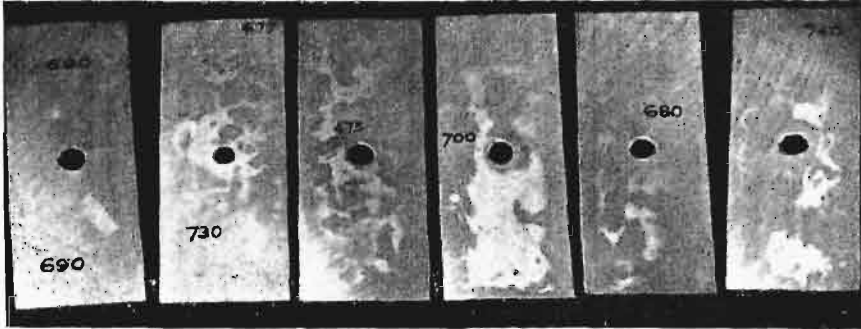
Stosowanie hartowanych i szlifowanych kół zębatach daje największą gwarancję spokojnej pracy nowych kół, jednak kryje w sobie niebezpieczeństwo nierównej twardości powierzchni zębów. Koło zębate, frezowane zwykłym frezem, posiada pewne błędy, które przez odkształcenie w czasie cementowania i hartowania mogą być jeszcze zwiększone: wskutek tych błędów, przy szlifowaniu, twarda warstwa, pokrywająca po hartowaniu równą grubością wszystkie zęby, ulega nierównomiernemu zeszlifowaniu, a wobec tego koło posiadać musi zęby o nierównej twardości. Zęby o nierównej twardości wycierają się potem w pracy również nierówno, wskutek czego tworzą się błędy podziału, które wywołują znacznie gorsze skutki w pracy kół, aniżeli równomierna gra, wytworzona równym wytarciem się zębów, z których wszystkie posiadają równą twardość. Stwierdzenie twardości koła zębatego, jak wogóle pomiar twardości, nie jest jednak łatwe. Prawie wszystkie znane sposoby pomiaru twardości dokonywają tylko pomiaru miejscowego, wskutek czego np. frez, u którego



trzy ostrza były sprawdzone na twardość, może mieć jednak inne ostrza za miękkie, a wskutek tego jest frez taki właściwie nieodpowiedni do pracy normalnej; sprawdzenie wszystkich ostrzy freza na całej ich długości jest dość kłopotliwe. U kół zębatych prawdopodobieństwo nierównej twardości jest znacznie większe niż u narzędzi, gdyż oprócz

nia twardości. Jeżeli przedmiot poddać działaniu deszczu kulek przez dłuższy okres czasu, wtedy przedmiot zostaje utwardzony, a jeżeli był hartowany, to twardość jego jeszcze bardziej wzrasta. Przy czynności takiej kulki muszą spadać z początku z małej wysokości, którą stopniowo się powiększa, bo gdyby kulki spadały od razu z dużej

wysokości, powierzchnia przedmiotu zostałaby uszkodzona, a zahartowanie nie udałoby się. Dalszym ciekawym zjawiskiem jest fakt, że ogrzanie przedmiotu, który był poddany działaniu deszczu kulek, do około 300° zwiększa jeszcze bardziej twardość, uzyskaną przez działanie deszczu. Utwardnienie przy pomocy deszczu zastosowane było już z dobrym skutkiem do obróbki części samochodowych. Gdyby metodą deszczową można



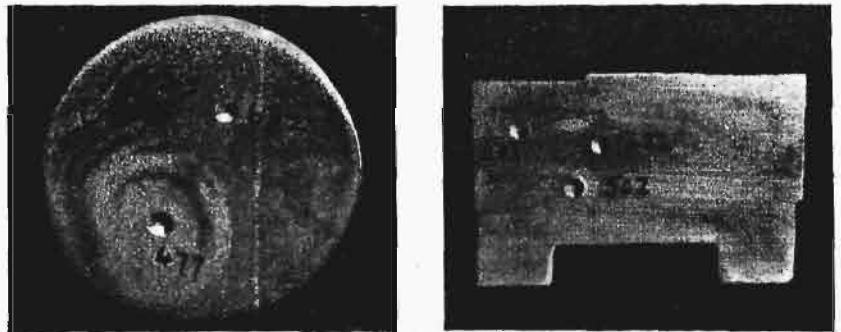
Rys 2. Wygląd przedmiotów po badaniu twardości metodą „deszczu kulek”.

możliwości nierównego hartowania możliwe jest i nierównomierne cementowanie i nierównomierne zebranie warstwy utwardzonej w czasie szlifowania kół.

Pomiar grubości warstwy utwardzonej może być dość dokładnie dokonany metodą porównawczą przy użyciu przyrządu wahadłowego Herberta do pomiaru twardości; mierzenie całego szeregu różnych zębów koła w różnych miejscach zajmuje jednak dużo czasu. Bardzo ciekawy jest sposób mierzenia twardości przy pomocy aparatu zwanego „cloud burst” (to zn. oberwanie się chmury). Sposób ten pozwala na bardzo szybkie sprawdzenie twardości nawet większych powierzchni hartowanych. Polega on na zasypywaniu mierzonego przedmiotu deszczem hartowanych kulek stalowych o określonych wymiarach i z określonej wysokości. Wysokość spadania kulek jest zmienna i nastawiana według żądanej twardości minimalnej badanego przedmiotu. Powierzchnia cementowana, hartowana i szlifowana, zasypiana takim deszczem kulek, o ile posiada miejsca miększe niż żądana minimalna twardość, zmieni swój wygląd, gdyż miejsca miększe zostaną minimalnie uszkodzone spadającymi kulkami, a wskutek tego miejsca te będą wyraźnie widoczne. Rys. 2 i 3 podają wygląd przedmiotów, które były poddane działaniu deszczu kulek, dzięki czemu miejsca miękkie są na nich doskonale widoczne; cyfry oznaczają twardość danego miejsca w stopniach twardości Brinella. Przyrząd wywzorcowany jest w ten sposób, że zmienna wysokość spadania kulek odpowiada pewnym stopniom twardości Brinell'a. Ilość kulek pracujących w aparacie jest ogromna, gdyż np. jedna z wielkości tego przyrządu posiada 250 000 kulek  $\frac{1}{8}$ " średnicy, które w ciągu jednej minuty dwa razy są podnoszone i dwa razy spadają, zatem w ciągu minuty spada 500 000 kulek. Zastosowanie deszczu nie kończy się jednak tylko na możliwości sprawdzenia

było zastosować do utwardzania kół zębatych, to byłby to sposób istotnie idealny, gdyż bez ogrzewania kół, a zatem bez odkształceń, można by uzyskać utwardzenie. „Cloud burst” jest sposobem nowym. Czy sposób ten okaże się istotnie dobrym i celowym, czy też nie będzie mógł uzyskać większego znaczenia, jak tylko takie, jakie ma obecnie sposób utwardzania zapomocą walcowania rolkami, wykaże praktyka.

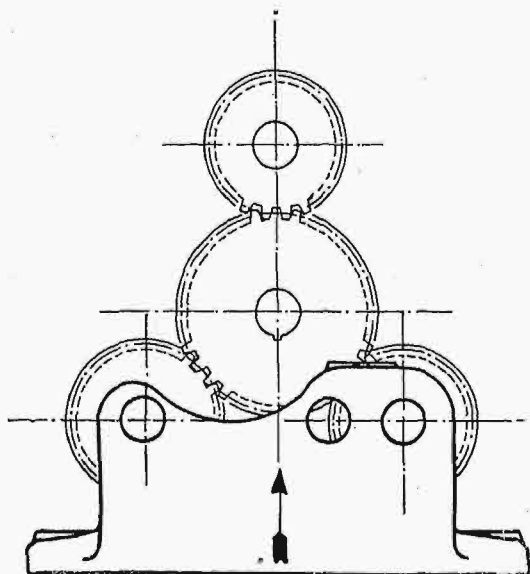
Im większa jest szybkość obwodowa pary pracujących kół zębatych, tem bardziej zależny jest ich spokojny bieg od czystości i gładkości powierzchni zębów; zbyt nierówna powierzchnia zęba uniemożliwia wytworzenie się klina oleju smarującego, wskutek którego uzyskałoby się, według hydrodynamicznej teorii smarowania, tarcie płynne. Nierówności, znajdujące się na powierzchni zęba, działają podobnie jak dawny sposób zasilania łożyska olejem przy pomocy nadmiaru rowków smarowych, które według hydrodynamicznej teorii nietylko nic nie pomagają, lecz nawet szkodzą, przerywając wytwarzające się kliny oleju. Istnieje



Rys 3. Przedmioty poddane badaniu twardości metodą „deszczu kulek”.

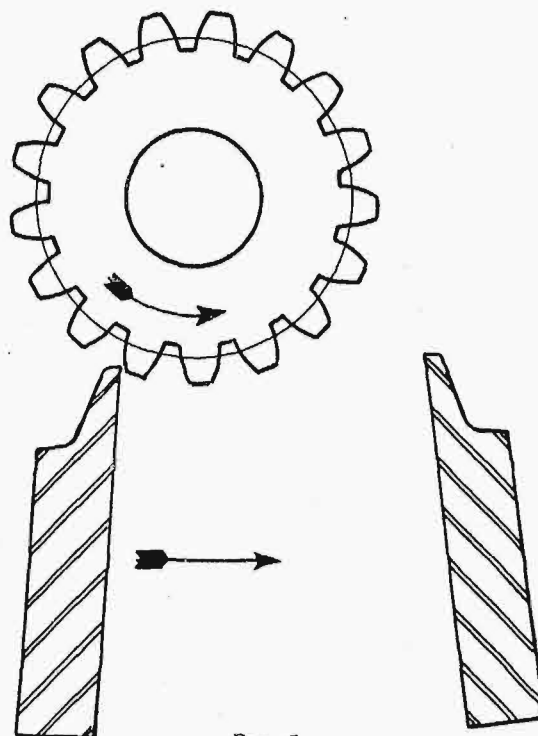
je twierdzenie, że koła zębata, wykonane przy pomocy frezowania obwiedniowego, pracują spokojniej, niż koła wykonane na dłutownicy Fellow; twierdzenie to jest tłumaczone czysto mechanicznie tem, że dłutownica pozostawia na zębie ślady równoległe, to jest schodki równoległe do osi koła, które w czasie pracy skaczą po sobie i wywo-

łują bardziej niespokojny bieg, niż ślady łukowe, pozostawiane przez frez ślimakowy. Na tej samej zasadzie zwolennicy szlifowania sposobem Maag'a, zwanym krzyżowym, twierdzą, że koła takie pracują znacznie spokojniej, niż koła szlifowane sposobami, przy których tarcza szlifierska wykonywała ruch równoległy do osi koła, a wskutek tego pozostawia ślady podobne do śladów dłutownicy Fellow. Dla usunięcia tych błędów i uzyskania gładkich powierzchni zębów, zastosowano „lapping”, czyli polerowanie. Koła hartowane i szlifowane są już w obrabiarkach używane dość często, natomiast polerowane bardzo rzadko. Polerowanie kół zębatych jest narazie stosowane głównie do kół o zębach skośnych. Polerowanie nie jest obróbką w normalnym tego słowa znaczeniu, gdyż przy pomocy polerowania nie można nadać przedmiotowi dokładnej żądanej formy. Polerowanie, polegające na docieraniu dwóch części do siebie przy pomocy np. drobnego szmerglu i nafty lub oleju, może służyć tylko do dokładnego wygładzenia powierzchni zęba, ale nie może poprawić kształtu zęba. Z tego powodu też koła zębate muszą być przed polerowaniem bardzo dokładnie obrobione w ten sposób, aby powierzchnia ich była wykonana ściśle według ewolwenty, a polerowanie usunąć może tylko minimalne występy, znajdujące się na powierzchni. Koła zębate hartowane, które wskutek hartowania nadmiernie się zniekształciły, nie mogą być przez polerowanie poprawione, lecz tylko wygładzone; z tego też powodu polerowanie, zastosowane do kół zębatych czołowych hartowanych, nie daje tak dobrych wyników, jak polerowanie kół o zębach daszkowych i śrubowych, które dzięki zaletom, jakie im daje pochyłość zębów, pracują zawsze i bez polerowania lepiej niż koła o zębach prostych. Do rozwoju maszyn do polerowania kół zębatych daszkowych i śrubowych przyczyniła się i ta okoliczność, że do szlifowania kół dasz-



Rys. 4. „Rolowanie” koła zębatego.

kowych nie została dotychczas wykonana odpowiednia szlifierka. Ostrożność, jaka jest konieczna przy polerowaniu płaszczyzn, które przez nadmierne lub nieumiejętne polerowanie mogą stracić swo-



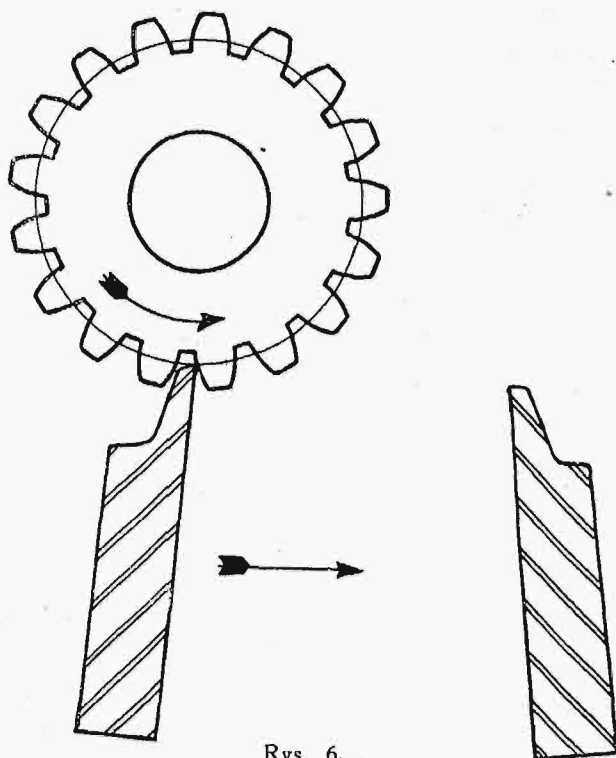
Rys. 5.

Wygładzanie powierzchni zębów metodą Początek (rys. 5) i koniec (rys. 6)

ją płaskość, jest przy polerowaniu kół zębatych szczególnie konieczna, gdyż kształt zębów bardzo łatwo może być popsuty. Kto próbował przez doszlifowanie wzajemne pary kół zębatych poprawić ich niespokojny bieg, ten wie, jak łatwo jest nadmiernym docieraniem lub nieodpowiednim dociskaniem obu kół doprowadzić je do stanu gorszego, niż był przed doszlifowywaniem. Warunki docierania się kół zębatych są szczególnie niekorzystne, gdyż szybkość, z jaką zęby po sobie się przesuwają, jest w różnych ich miejscach różna, a wskutek tego szmergiel, znajdujący się między zębami w czasie polerowania, ściiera zęby bardziej tylko w miejscach, gdzie jest większa szybkość przesuwu zęba po zębie, i naodwrot. Zbyt długie polerowanie zębów powoduje wskutek tego nie tylko wygładzenie powierzchni, lecz następnie popsucie kształtu ewolwentowego zęba; głowa i stopa zęba zostaną bardziej zeszlifowane, niż grubość zęba w średnicy podziałowej. Dla zmniejszenia tego zniekształcenia ewolwenty, koło polerowane otrzymuje oprócz ruchu obrotowego ruch drugi — wahający. Ponieważ jednak ten dodatkowy ruch nie usuwa zupełnie tej wady, uciekają się fabryki do bardziej radykalnego środka, mianowicie frezowania koła w ten sposób, że głowa i stopa zęba są po frezowaniu grubsze niż normalnie, dla późniejszego zeszlifowania przy polerowaniu. Dla wykonania takich kół konieczne są jednak specjalnie korygowane frezy ślimakowe.

Tak zwane „rolowanie” („burnishing”) kół zębatych oraz „shaving”, mają na celu również możliwie dokładne wygładzenie powierzchni zęba. Przy rolowaniu koło zębate, które ma być rolowane, wstawia się między trzy koła ze stali narzędziowej, hartowane, szlifowane, które pod dużym naciskiem obracają koło rolowane i w ten sposób wygładza-





Rys. 6.

„Shaving” (zbieranie bardzo cienkiego wióra).  
obróbki jednego zęba.

ją, przez wgniecenie, wszystkie ślady, które zostały po obróbce narzędziem tnącym (rys. 4). „Shaving” polega na zbieraniu bardzo cienkiego wiórka pro-

stym nożem o szerokości odpowiadającej szerokości zęba. Rys. 5 przedstawia początek skrawania wióra na powierzchni zęba, zaś rys. 6 — koniec obróbki tego zęba; drugi nóż obrabia drugie strony zębów. Koło zębate osadzone jest na wrzecionie, na którym osadzona jest krzywka ewolwentowa napędzająca suport, z umocowanymi na nim dwoma prostymi nożami. Dzięki ogromnej prostocie narzędzia, otrzymana powierzchnia zęba może być bardzo dokładna i gładka.

Wszystkie opisane sposoby wykonywania kół zębatach, przy ich racjonalnym zastosowaniu, dają wyniki zadawalniające, a ponieważ u obrabiarek używane są szybkości obwodowe w bardzo obszer-nych granicach, zatem i każda z tych metod może znaleźć odpowiadające jej zastosowanie. Ujęcie sprawy kół zębatach w ten sposób, aby żądać konieczności kół hartowanych i szlifowanych, czy też konieczności polerowanych, jest niesłuszne, gdyż o długotrwałości i pracy kół zębatach nie decyduje tylko rodzaj ich zewnętrznej powłoki, lecz i ich wymiary, co przez odbiorcę prawie nigdy nie jest kontrolowane. Cechy biegu kół zębatach też nie zawsze zależą tylko od jakości kół, lecz i od dokładności ich wałków, łożysk i t. p.; jeżeli obrabiarka pracuje spokojnie i nie pozostawia na przedmiocie obrabianym przy zdejmowaniu małego wiórka śladów, pochodzących wskutek złego za-  
zębienia kół zębatach, wtedy praca kół jest odpo-  
wiednia.

(d. n.)

## Pokrycia płaskie.

Napisał Piotr Drzewiecki.

**W** szeregu nowych przejawów w architekturze doby obecnej uwidacznia się wyraźnie tendencja do zastąpienia, nawet w naszym klimacie, spadzistych dachów, tworzących poddasza, pokryciami płaskimi bez poddaszy.

Pokrycia takie są zupełnie dopuszczalne w krajach nie narażonych na opady śnieżne. Tymczasem klimat nasz, z którym budownictwo w pierwszym rzędzie liczyć się powinno, cechuje się znaczną ilością opadów śnieżnych.

Pokrycie więc płaskie bez poddasza, i to niezależnie od sposobu jego wykonania, stanowi w klimacie naszym konstrukcję niepewną i nie mogącą zabezpieczyć budowli od zacieków i szkód stąd wynikających.

Zaciekanie bowiem płaskiego pokrycia w klimacie naszym jest w zimie nieuniknione z powodu częstych zmian temperatury to powyżej, to poniżej zera i wynikającego stąd topnienia i ponownego zamarzania śniegu.

Odpływ wód z płaskiego pokrycia, zalegającego śniegiem, jest utrudniony i wskutek tego woda pozostaje na pokryciu czas znacznie dłuższy, niż gdyby to miało miejsce na spadzistym dachu.

Wobec tego, iż wszystkie części budowli, a szczególnie pokrycia płaskie, więcej narażone na promienie słoneczne, ulegają skurczom i rozszerze-

niom stosownie do zmian temperatury — tworzenie się więc szczelin w konstrukcji, nie mającej swobody rozszerzania się, choćby była monolitem, — jest nieuniknione. Z tego samego powodu większe monolitowe konstrukcje żelazobetonowe posiadają planowo rozmieszczone szczeliny, jako przerwy.

Każda konstrukcja, która ma być szczelna na wodę, winna być poprzednio wypróbowana, a następnie powinna istnieć możliwość sprawdzenia tej szczelności. Na tych zasadach opiera się budowa i zastosowanie w technice wszelkich zbiorników szczelnych na płyny.

Tymczasem szczelność pokrycia płaskiego bez poddasza nie może być ani poddana próbie, ani sprawdzona kiedykolwiek, jak to ma miejsce przy dachach spadzistych, których szczelność ulega sprawdzeniu od strony poddasza.

Wskutek tego pokrycia płaskie bez poddasza wykazują nieszczelności jedynie wtedy, gdy już nastąpią zacieki na stropach. Usunięcie tych zacieków staje się niemożliwym, wobec niemożności stwierdzenia miejsc nieszczelności, które mogą być bardzo drobne, nawet włoskowate, a jednak b. szkodliwe.

Doświadczenie lat ubiegłych wykazało na wielu budowlach w Polsce, jak dalece niepraktyczne



są pokrycia płaskie i jak trudne jest doprowadzenie ich do zupełnej szczelności.

Jeżeli w Anglii, Francji i południowych Niemczech stosowane są z dobrym skutkiem pokrycia płaskie bez poddaszy i nie powodują zacieków, to jest wynikiem braku w tych krajach opadów śnieżnych, pozostających dłużej bez stopnienia. Sam zaś deszcz, choćby trwał długo, na starannie wykonanym pokryciu płaskim o niewielkim nawet spadku zacieków nie daje z tego powodu, iż po deszczu następuje prędkie wyparowanie i wyschnięcie zawilgoconej powierzchni, zanim wilgoć przeniknie głębiej. Dopiero śnieg, zalegający pokrycie i zawilgacający stale pokrycie płaskie, staje się powodem nieuniknionych zacieków.

Iż topniejący śnieg, a nie deszcz, jest więcej szkodliwy, dowodzi też niszczenie się po zimie dróg szosowych, nie posiadających dostatecznego

podkładu przepuszczalnego, — choć deszcz drogom tym nie przynosi szkody.

Nie należy też negować dodatniej roli poddasza, jako ochrony od mrozów w zimie i od promieniowania słońca w lecie.

Pokrycia płaskie bez poddaszy nie mogą dać takiej ochrony, przyczyniają się więc do większych kosztów opału w zimie, a opału w górnym piętrze w lecie.

Jak uznane jest już powszechnie w budownictwie, iż wznoszenie fundamentów pod budynki bez warstwy izolacyjnej jest niedopuszczalne, tak też winna być uznana niedopuszczalność w naszym klimacie pokryć płaskich bez poddaszy, umożliwiających sprawdzenie szczelności dachu, gdyż, zupełnie niezależnie od konstrukcji, pokrycia takie w krótkim czasie stają się powodem zacieków, rujnujących budowle.

## O zdatności cynku oraz stopów cynkowych do celów chemigrafji.

*Napisali Inż. R. E. Bartuska i Dr. E. Zalesiński, Laborat. Metaloznawcze Walcowni Metali, S. A., Dziedzice.*

Nowsza literatura metaloznawcza nie porusza zagadnienia powyższego. Systematyczne opracowanie tegoż, celem wyjaśnienia pewnych wad klisz cynkowych do chemigrafji, z równoczesnym podaniem sposobów ich uniknięcia, jest rzeczą wskazaną, zarówno z punktu widzenia producenta, jak i zakładu graficznego. Do tego dąży praca niniejsza.

**S**porządzenie form drukarskich w technice reprodukcyjnej odbywa się dziś prawie wyłącznie drogą trawienia. Proces zachodzący przy tem polega na planowo przeprowadzonej odbudowie powierzchni płyty metalowej, służącej do sporządzenia kliszy, przez środek trawiący. Na działanie tegoż środka trawiącego wystawia się płaszczyznę, która ma być trawiona, po uprzednim przeniesieniu na nią obrazu drogą rysunku, przedruku lub fotografii. Miejsca, które mają pozostać niezmiennymi, chroni się warstwą ochronną.

Trawienie przeprowadza się z uwzględnieniem działania czynnika trawiącego w głąb i wszerz. Wytrawia się rysunek albo słabo wgłębiony w płytę metalową, albo też zostawia się rysunek wypukły, wytrawiając tło.

Nie wchodząc bliżej w kwestję techniki drukarskiej oraz metod stosowanych przy sporządzaniu klisz, należy jednak zaznaczyć, że istnieją 3 główne sposoby drukowania:

1) druk wypukły: miejsca drukujące leżą wyżej od niedrukujących,

2) druk wklęsły: miejsca drukujące kliszy, które przyjmują farbę drukarską, leżą głębiej od miejsc niedrukujących,

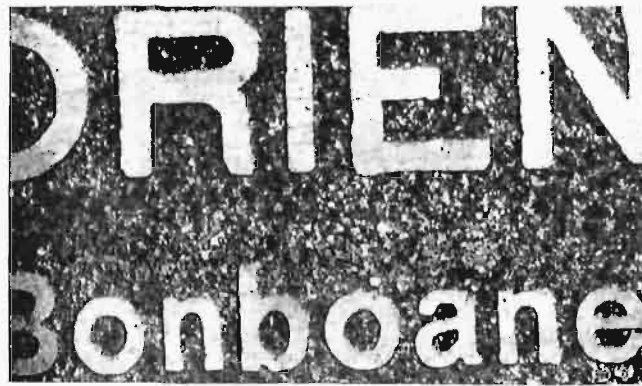
3) druk płaski: rysunek leży w płaszczyźnie kliszy, która w miejscach obrazu przyjmuje farbę, w innych zaś jej nie przyjmuje.

Wymagania ogólne chemigrafji co do metalu stosowanego, jako materiału na klisze, polegają pod względem chemicznym na odpowiednio łatwym i równomiernym rozpuszczaniu metalu, przez co powstaje wyraźny, ostro trawiony obraz, pod względem zaś mechanicznym — na wystarczająco dużej wytrzymałości i twardości dla zabezpieczenia większego nakładu, wreszcie na pewnej fizycznej odporności struktury na ogrzewanie, konieczne przy sporządzaniu klisz<sup>1)</sup>.

Wymienionym wymaganiom odpowiada przede wszystkim miedź, następnie mosiądz i cynk. Z materiałów tych cynk jest najtańszy, a zatem najczęściej używany, pomimo wyższości miedzi i mosiądzu, uwydatniającej się pod wieloma względami<sup>\*)</sup>. Dzięki własnościom wspólnym z metalami z nią konkurującymi, płyta cynkowa zyskała w ciągu 100 lat, odkąd została wprowadzona w technice graficznej, bardzo wiele co do różnorodności i zakresu zastosowania.

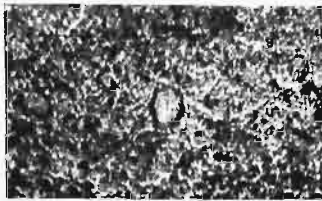
Przy fotomechanicznym druku wypukłym, szczególnie przy sporządzaniu płyt do autotypji (pół-

<sup>\*)</sup> W ostatnich czasach poleca się stosowanie elektronu, znanego stopu magnezu o specjalnym składzie do celów graficznych. Zaletom nowego tego materiału w porównaniu z cynkiem rafinowanym przeciwstawia się jednak łatwa jego zapalność, która — wbrew wszelkim ostrożnościom — obniża znacznie bezpieczeństwo zakładów graficznych.

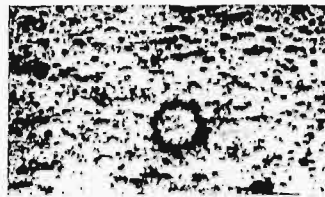


Rys. 1.

Pow. 5 × linj.

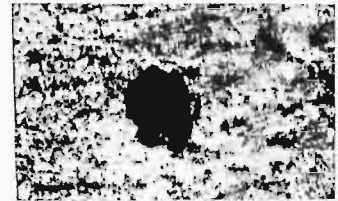


Rys. 2a.

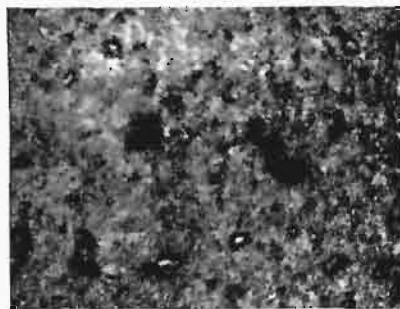


Rys. 2b.

Pow. 4 × linj.



Rys. 2c.



Rys. 3.

Pow. 260 × .

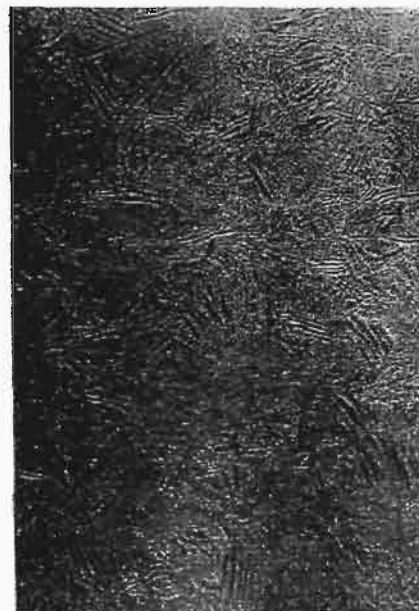


Rys. 4.

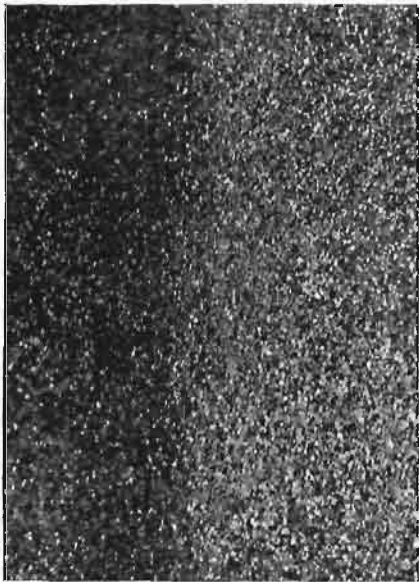
Pow. 60 × .



Rys. 5.



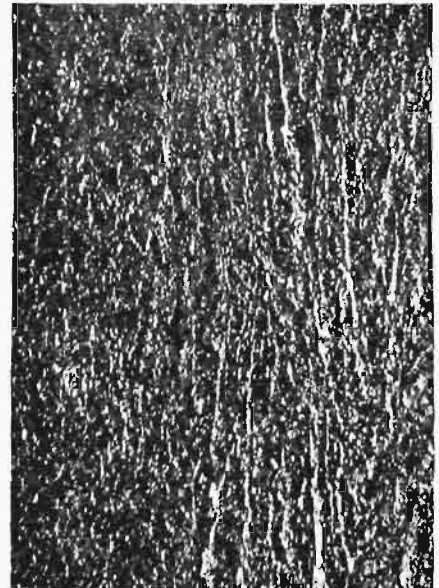
Rys. 6.



Rys. 8.

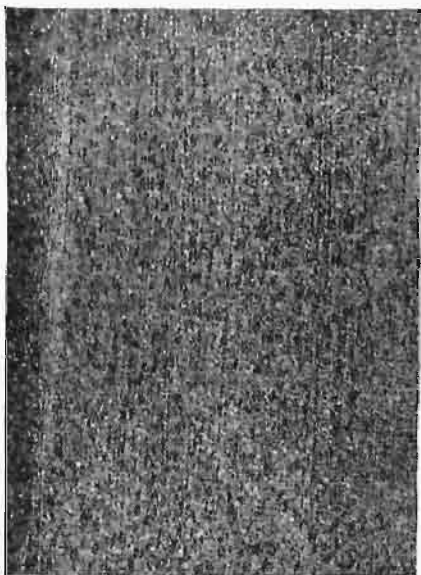


Rys. 7.

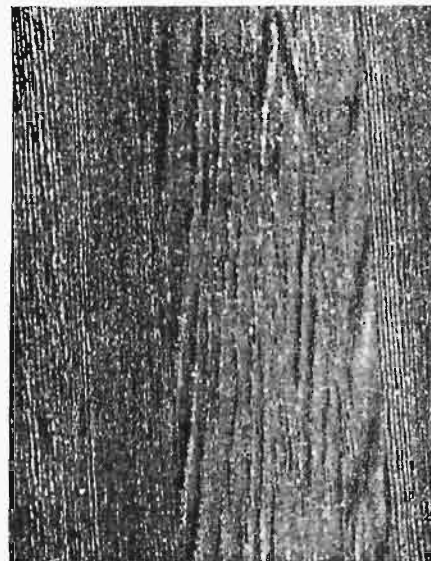


Rys. 9.

Pow. 4 × linj.

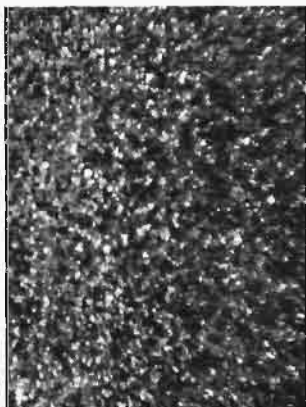


Rys. 10.

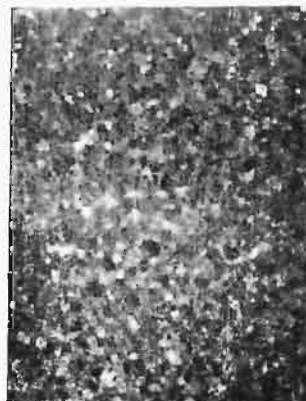


Rys. 11.

Pow. 60 × .



Rys. 12.



Rys. 13.



Rys. 14.



tonowane obrazy siatkowe, raster), gdzie stosuje się proces żelatyny chromowej lub emaljowanie na ciepło, płyta metalowa zostaje ogrzewana przez krótki przeciąg czasu, przyczem cynk rekrytalizuje. W temperaturze stosowanej przy emaljowaniu, t. j. 250—270°, powstaje struktura gruboziarnista, płyta staje się zbyt miękka i wytrawia się szorstko<sup>2)</sup>. Jeśli zaś ogrzewa się słabiej (poniżej 200°), to emalja wpala się niewystarczająco i przeciwstawia zbyt mały opór trawieniu i ciśnieniu w prasie. Gdy zatem chodzi o szczególną gładkość powierzchni drukującej oraz duży nakład, używa się chętniej droższej miedzi, względnie mosiądzu, które to materiały pozostają w wymienionej temperaturze drobnoziarniste i twardsze od zwykłego cynku.

Pomimo to jednak do trawienia półtonowanego używa się najczęściej cynku, którego własności, przy odpowiedniej jakości materiału oraz właściwym postępowaniu podczas obróbki, dają wyniki zupełnie zadawalające.

Co się zaś tyczy techniki trawienia, to można uniknąć struktury gruboziarnistej przez emaljowanie na zimno lub też przez zastosowanie metody Dra E. Alberta, polegającej na tem, że między powierzchnię płyty metalowej i światłoczułą warstwę żelatyny chromowej wkłada się jeszcze warstwę kwasoodporną, która czyni zbyt cennym ogrzewanie żelatyny chromowej.

Przy reprodukcji kreskowej wogóle odpada ogrzewanie do wyższej temperatury i związana z tem struktura gruboziarnista.

Mniej używany bywa cynk w druku wklęsłym, szczególnie do trawienia półtonami.

W druku płaskim używa się cynku zamiast kamienia (litografja). Nie jest jednak rzeczą łatwą uzyskać płytę cynkową całkiem czystą do druku, ponieważ jest ona skłonna do tonowania i rozmazywania obrazu<sup>3)</sup>.

Pomijając korozję, której ulega cynk podczas trawienia, pokrywa się on na powietrzu wilgotnem, zawierającym CO<sub>2</sub>, warstwą zasadowego węglanu, która wprawdzie chroni metal od dalszego działania atmosfery, lecz jest na kliszy niepożądana.

Metal ten jest gęstszy, twardszy i mniej porowaty aniżeli kamień, tak że tłuszcz i guma czepiają się go trudniej. Wskutek tego stosuje się cynk rzadziej do sporządzania oryginalnego obrazu, a raczej w dużej mierze do rysunków t. zw. przedrukowywanych, ponieważ płyta cynkowa daje się, w odróżnieniu od kamienia, zgąć i zastosować w kształcie cylindra, jako forma do druku t. zw. offsetowego. Drukowanie z takiego cylindra nie następuje bezpośrednio na papier, lecz na drugi cylinder, pokryty kauczukiem, z którego dopiero farba zostaje przeniesiona na cylinder trzeci, pokryty papierem. W ten sposób unika się kontaktu twardej płyty cynkowej z ostatecznym podkładem, papierem. Można stosować papier o dowolnej jakości powierzchni, oszczędza się na farbie i można równocześnie pokryć drukiem obie strony papieru<sup>4)</sup>.

Te strony douatnie umożliwiają, skuteczne współzawodnictwo cynku w druku offsetowym o

wielkim nakładzie z innymi metodami techniki reprodukcyjnej. Cynk jest zatem, obok kamienia, materiałem odpowiednim zarówno w druku płaskim fotomechanicznym (fotolitografja), gdzie rysunek powstaje przez kopjowanie, jak również w nowszych czasach przez autotypję (przedruk lub bezpośrednio przeniesienie).

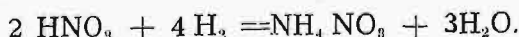
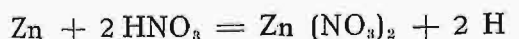
W handlu znajduje się cynk do celów chemigraficznych w postaci płyt o wielkości 500 × 650 mm i grubości 3 mm, które po uprzednim walcowaniu w stanie twardym i po jednostronnem struganiu są następnie maszynowo szlifowane i polerowane.

Płyty te muszą być zupełnie równe, nie powinny wykazywać pęknięć, zagłębień, miejsc porowatych, ani wtrąceń lub podobnych wad.

Blachy offsetowe walcuje się w pakietach pod blachą ochronną, są one cienkie i bywają dostarczane z powierzchnią matowaną.

Jako środek trawiący, jest w użyciu przeważnie kwas azotowy 2—20%-owy<sup>5)</sup>.

Kwasy rozpuszczające metal ze znacznym wydzieleniem wodoru nie nadają się. Przy rozpuszczaniu cynku w kwasie azotowym, tworzy się przeważnie tlenek azotu i wolny wodór, który „in statu nascendi” redukuje kwas azotowy z równoczesnym wytwarzaniem azotanu amonowego. Przy stężeniu kwasu powyżej 10%, nie powstaje azotan amonowy, lecz różne tlenki azotu. Zachodzą reakcje następujące:



Z doświadczenia jest rzeczą wiadomą, że nie wszystkie gatunki cynku odpowiadają w równej mierze wymaganiom, dotyczącym ich zdatności pod względem chemicznym. Według Goldberga<sup>6)</sup>, cynk powinien być możliwie czysty i w szczególności wolny od siarki, arsenu oraz węgla. W praktyce spotyka się te zanieczyszczenia przy dobrym rafinacie do walcowania tylko w śladach. Przebieg rozpuszczania się w kwasach zależy w znacznej mierze od składu chemicznego cynku; w ogólności szybkość rozpuszczania rośnie proporcjonalnie do ilości zanieczyszczeń, przyczem oczywiście i rodzaj kwasu odgrywa pewną rolę. Przyspieszająco działa przy rozpuszczaniu szczególnie arsen, antymon, cyna i przede wszystkim żelazo<sup>7)</sup>, mniej już miedź. Lecz oprócz żelaza, o którego wpływie później będzie jeszcze mowa, spotyka się zanieczyszczenia te w cynku technicznym tylko rzadko, i to w śladach. Według F. Novaka<sup>8)</sup> wzrasta szybkość reakcji cynku zawierającego ołów w kwasie azotowym przy wyższej zawartości kadmu. Ołów sam do 2% nie wpływa na szybkość reakcji w rozcieńczonym kwasie azotowym.

Co do fizycznych własności, to na szybkość reakcji wpływa szczególnie stan powierzchni i budowa krystaliczna. Cynk walcowany rozpuszcza się bardzo równomiernie. Powierzchnia gładka, polerowana wytrawia się trudniej od chropowatej lub pokrytej nalotem. Również na uwagę zasługuje wpływ środka szlifującego. Cynk szlifowany

szmerglem rozpuszcza się znacznie szybciej, aniżeli obrobiony innym sposobem, np. piaskiem<sup>11)</sup>).

Co się zaś tyczy struktury, t. j. budowy mikroskopowej kryształów i ich wzajemnego ugrupowania, to szybkość rozpuszczania w kwasach zależy nie w ostatnim rzędzie od wielkości ziarna, jak również i od stopnia zgniotu płyty: cynk drobnociastny jest odporniejszy, twardo walcowany jest mniej odporny.

Przy ocenie znaczenia jakości i ilości poszczególnych zanieczyszczeń, chodzi o dokładną znajomość ich wpływu na budowę krystaliczną i tem samem na stan, w którym są one obecne w metalu (rozpuszczalność, stopień dyspersji i t. d.). Ogólnie twierdzić można, że im czystszy jest materiał, tem jest odpowiedniejszy z punktu widzenia równomiernego trawienia.

Producenci amerykańscy zwrócili przedewszystkiem uwagę na główne zanieczyszczenie, t. j. ołów. Już przed wojną światową spotykało się w handlu płyty cynkowe do celów chemigrafii o zawartości 0,4 do 0,5% Pb, podczas gdy producenci europejscy zachowali jeszcze zawartość 1%, którą drogą rafinowania przez przetopienie tylko z wielkim trudem daje się zmniejszyć. Klisze amerykańskie dały w pracy wyniki zadawalające. W kilku poradach Urzędu Doświadczalnego Grafiki w Wiedniu, udzielonych Państwowej Dyrekcji Eksploatacji Produktów Górniczych w Cilli, co do wymagań, stawianych różnym stosowanym w grafice rodzajom cynku, podkreślano, że cynk uboższy w ołów wytrawia się czyszej i że zatem obniżenie zawartości ołowiu byłoby rzeczą wskazaną<sup>10)</sup>; dalej, że pierwszy gatunek płyt graficznych powinien zawierać nie więcej aniżeli 0,5% Pb<sup>11)</sup>. Twierdzenie to, podkreślone jedynie na podstawie doświadczeń zdobytych przy trawieniu, zgadza się ze znalezionem później przez Arnemanna<sup>15)</sup> stężeniem w punkcie monotektycznym układu cynk-ołów, w przeciwieństwie do wyników badań Novaka<sup>8)</sup> nad rozpuszczalnością ołowiu w cynku, z których wynika, że zawartość ołowiu do 2% należy uważać za nieszkodliwą. Zresztą nawet zwykły cynk rafinowany do walcowania nie posiada tyle ołowiu. Płyty graficzne o wysokiej zawartości ołowiu dają dobry i gładki obraz trawienia na drodze galwanokaustycznej Strecker'a<sup>12)</sup>.

Dane co do rozpuszczalności ołowiu w cynku w stanie stałym (tworzenie kryształów mieszanych) uległy znacznym zmianom, mianowicie w tym kierunku, że podczas gdy dawniejsi autorzy przyjmowali pewną, choć małą, rozpuszczalność, to obecnie udowodniono, że w temperaturze zwyczajnej ołów nie rozpuszcza się wcale w cynku.

Spring i Romanow<sup>13)</sup> podają dla rozpuszczalności ołowiu w cynku 1,5% Pb. Heycock i Neville<sup>14)</sup> znaleźli 0,9% Pb, Arnemann<sup>15)</sup> wykazał, że w stopach o zawartości ołowiu powyżej 0,5% następuje odmieszanie się i oba metale są dostrzegalne odrębnie gołem okiem. W. M. Peirce<sup>16)</sup> stwierdził, że nawet przy zawartości 0,03% Pb ołów występuje jako odrębny składnik, dostrzegalny w mikroskopie. Wreszcie Bauer i Zunker<sup>17)</sup> podają, że zdolność rozpuszczania ołowiu w cynku jest w temperaturze pokojowej równa zeru. Za-

znaczyć należy, że badania rozpuszczalności przedstawiają stany równowagi często trudno osiągalne i że wskutek tego spotyka się często w rzeczywistości więcej składników, aniżeli należałoby oczekiwać teoretycznie.

Tem może da się również tłumaczyć fakt rozbieżności w danych liczbowych, dotyczących rozpuszczalności kadmu w cynku, które są szczególnie niezgodne w części wykresu o małych zawartościach kadmu. Wyniki Hindrichs'a<sup>18)</sup>, Curry'ego<sup>19)</sup>, Arnemanna<sup>15)</sup>, Lorentza i Plumbridge'a<sup>20)</sup>, Kurnakow'a i Żemczużny'ego<sup>21)</sup>, Głazunow'a i Matwiejew'a<sup>22)</sup> oraz Ludwik'a<sup>23)</sup> zbadał Peirce<sup>16)</sup> nie tylko mikroskopowo, lecz również pod względem przewodnictwa elektrycznego. Zdołał on ustalić, że rozpuszczalność kadmu w cynku wynosi w temperaturze 250° ponad 1,5%. Jenkins<sup>24)</sup> oznaczył wartość tę w temperaturze pokojowej i znalazł 0,25% Cd. Według Straumanis'a i Drojans'a granica rozpuszczalności Cd w cynku leży poniżej 0,1%<sup>24)</sup>. Powyżej tej zawartości struktura systemu dwuskładnikowego wykazuje obecność eutektyki obu metali, wykrystalizujących obok siebie. Wspomniany Urząd Doświadczalny Grafiki w Wiedniu przeprowadził (na podstawie spostrzeżenia, że najczystsze gatunki cynku niekoniecznie najlepiej się nadają do celów chemigrafii) próby trawienia cynku rafinowanego z dodatkiem kadmu<sup>\*)</sup>. Z prób tych wynikło, że do celów tych nadają się stopy o zawartości kadmu od 0,75 do 2%<sup>25)</sup>. Szczególnie pokreślona jest zdatność płyty z domieszką 0,75% Cd, która nadaje się do emalowania ciepłego w autotypji równie dobrze, jak płyty amerykańskie.

Układ trójskładnikowy cynk-ołów-kadm został opracowany przez Cook'a<sup>26)</sup>, który również sprawdził układy dwuskładnikowe, włącznie z układem ołów-kadm. Te ostatnie tworzą, tak jak cynk z kadmem, prosty szereg eutektyczny. Wprawdzie nie uwzględniono w pracy tej stężenia ołowiu i kadmu, spotykanych w praktyce, lecz można wyciągnąć wniosek, że struktura, przy większej zawartości kadmu, składa się z podwójnej eutektyki: cynk i ołów, względnie kadm, oraz z potrójnej eutektyki: cynk, ołów, kadm, w masie zasadniczej kryształów mieszanych cynku z odpowiednią częścią rozpuszczonego w nim kadmu.

Co się zaś tyczy układu cynk-żelazo, to istnieją nowsze badania Raydt'a i Tammann'a<sup>26)</sup>, jak również Peirce'a<sup>16)</sup>. Rozpuszczalność żelaza w cynku na krzywej solidus wynosi 0,02% Fe. Pomiarzy przewodności wskazują na wyższą wartość: około 0,04%. W temperaturze zwyczajnej rozpuszczalność ta wynosi 0,008% Fe. Mikroskopowo żelazo daje się stwierdzić łatwo, albowiem związek FeZn, krystalizuje osobno i występuje na tle kryształów mieszanych, wskutek trudnej rozpuszczalności w czynnikach trawiących, jako krysz-

\*) Używano go wówczas, gdy cynk elektrolityczny nie posiadał jeszcze znaczenia technicznego, tylko cynk rafinowany o zawartości kilku dziesiątych procentu ołowiu.

\*\*) Wykład na zjeździe wiosennym 1924 Institute of Metals w Londynie.



tał połyskujący. Jeżeli zawartość żelaza przekracza kilka setnych procentu, wówczas kryształły te są widzialne nawet nieuzbrojonym okiem.

Zrozumiałym jest również fakt, że wtrącenia niemetaliczne, pochodzące bądź to z procesu hutniczego, odlewniczego, bądź też z walcowania (tlenki, węgiel, piasek, smar), wpływają ujemnie na dobroć płyt.

Główną przyczynę pewnych wad należy szukać w tem, iż zanieczyszczenia metaliczne występują w cynku rafinowanym jako oddzielne składniki struktury, przyczem należy zwrócić szczególną uwagę na zjawisko lokalnego procesu rozpuszczania, pozostawiającego często głębokie dziury w blaszce, zresztą niewiele korodowanej. Zjawisko to tłumaczy teoria ogniw lokalnych. Szczególnie żelazo powoduje to nadgryzanie lokalne. Rys. 1a (tabela VIII) przedstawia kliszę, wykazującą tę wadę. Poszczególne czarne punkciki na tle białych liter wypukłych są właśnie dziurami, powstałymi z wymienionego powodu. Przy silniejszym trawieniu kryształ  $FeZn_7$  wypada całkiem i powstaje dziura. Rys. 2a—c przedstawiają mechanizm elektrochemiczny w trzech jego charakterystycznych stadiach. Widać tu:

- a) początkujące działanie lokalne wskutek tworzenia się ogniwa,
- b) izolowanie wtrącenia w dalszym ciągu działania,
- c) dziurę powstałą po ostatecznym wypadnięciu wtrącenia.

Rys. 3 przedstawia tę wadę, spowodowaną przez kryształ  $FeZn_7$ , na jednej i tej samej blaszce we wszystkich trzech stadiach. Zjawiska te mogą powstać już przy trawieniu przygotowawczym płyt graficznych. Jedynie od wielkości wchodzącego w grę składnika zależy, czy miejsca wadliwe będą widzialne makroskopowo, czy nie. Przez odpowiednie regulowanie warunków stygnięcia podczas odlewania można uzyskać tak drobnokrystaliczny ustrój tych składników niejednorodnych, że przez ich wysoki stopień dyspersji skutki tworzenia się ogniw lokalnych podczas trawienia stają się niedostrzegalne. Powodem tworzenia się ogniw lokalnych może być również zawartość wtrąceń niemetalicznych, nierówna obróbka płyt, lokalne ogrzewanie i t. p.

Według Centnerszwer'a<sup>27)</sup> ołów, kadm i arsen w cynku zachowują się przeciwnie, aniżeli wymaga tego teoria ogniw lokalnych, podczas gdy według nowszych badań Thiel'a i Eckell'a<sup>28)</sup> również i w tych wypadkach teoria wymieniona wyjaśnia zjawisko korozji, to znaczy, że między innymi również ołów przyspiesza rozpuszczalność cynku. Również Guertler i Blumenthal<sup>\*)</sup> udawadniają właśnie na cynku zawierającym ołów teorię ogniw lokalnych. Przy trawieniu płyty cynkowej graficznej, która zawiera wydzielony ołów, krople te ołowiu pozostają jako miejsca wypukłe i, wskutek małej twardości tych miejsc, powstaje obraz nieczysty i nieostry. Zdjęcie 4 przedstawia krople e-

mulsyjne ołowiu, trawione wypukłe. Istnieje również możliwość, że krople ołowiu zostają wyrwane<sup>29)</sup> podczas szlifowania i wynikające stąd dziury w płycie powodują wadliwe trawienie. Na płytach o dużej zawartości ołowiu powstają również naloty barwne, szczególnie pod wpływem działania kwasu chromowego (chromian ołowiu).

Należy wymienić jeszcze jedną wadę płyt graficznych: przy sporządzaniu klisz do autotypji powstają częstokroć podczas wpalania emalii na powierzchni metalicznej płyty baniki, które czynią płytę taką niezdatną do dalszego użytku. Przyczyna wady tej leży w procesie stapiania, względnie odlewania. Cynk w stanie stopionym posiada pewną określoną, rosnącą z temperaturą, zdolność rozpuszczania gazów. Przy stygnięciu stopionego metalu i krzepnięciu, wydziela się część gazów rozpuszczonych w postaci baniek, które częściowo zamarzają w krzepnącym stopie. Podczas walcowania zostają one spłaszczone, nie zmieniając, oczywiście, gładkiej powierzchni walcowanej blachy, o ile nie wychodzą na powierzchnię w postaci t. zw. szybrów.

Ogrzewanie płyt przy użyciu powoduje znaczny wzrost wydłużenia materiału i równocześnie wzrost prężności pary w pęcherzach, wskutek czego zwiększone ciśnienie rozsadza podatny metal. Ażeby zapobiec tworzeniu się takich pęcherzy, należy skrzętnie unikać przegrzania, celem zmniejszenia ilości gazów rozpuszczonych w stopionym cynku, oraz zastosować odpowiednio niską temperaturę odlewania. Baniki mogą również powstać przez powietrze porywane przy wylewaniu z łyżki odlewniczej. Wówczas ścianki baniek są pokryte nalotem tlenkowym. Dla uniknięcia zamarzania baniek, metal stopiony powinien być wystarczająco płynny, tak że, oprócz odpowiedniej regulacji szybkości odlewania, należy obrać również właściwą, niezbyt niską temperaturę odlewania. Należy również dbać o to, aby płyta graficzna podczas obróbki nie została zbyt wysoko ogrzana, ponieważ wtrącenia gazowe, o ile znajdują się zbyt blisko powierzchni, w temperaturze zwykle stosowanej przy emaljowaniu ciepłem nie powodują tworzenia się baniek. Powstają one zwykle dopiero w temperaturze, w której warstwa żelatyny chromowej już się spala.

O ile chodziłoby o unikanie wszelkich wad, stąd pochodzących, iż powierzchnia trawiona zawiera różne składniki struktury, o różnej odporności na czynniki trawiące, należałoby stosować możliwie czysty cynk, a więc elektrolityczny.

To rozwiązanie nie jest jednak właściwe ze względu na niewystarczającą do celów graficznych twardość tegoż materiału oraz na wielką tendencję czystych metali wogóle do rekrytalizacji, połączonej z niepożądanym powiększeniem się ziarna krystalicznego.

Następną możliwą drogą do rozwiązania tegoż zagadnienia jest umyślne stapianie cynku elektrolitycznego z domieszkami, celem uniknięcia obu wymienionych niedogodności. Drogę tę obrał Novak<sup>29)</sup>, który opisał wpływ dodatku kadmu na utwardnienie oraz tworzenie się drobnoziarnistej struktury.

\*) Wykład na posiedzeniu Niem. Tow. Metalozn. w r. 1930.



Doświadczenia niniejszej pracy dotyczą następujących stopów:

Znak	Skład chemiczny	Twardość Brinell'a B 2,5/62,5/ 60 kg/mm <sup>2</sup>	
		bezpośr. po walcowaniu	po 10 mie- siącach
A	E — Zn (A — Z, Australazja 99, 97)	45,9	42
B	E — Zn + 0,4% Pb (Tarnowskie Góry 99,98)	43,6	39,8
C	E — Zn + 0,2% Cd (Giesche-Rozdzień 99,9)	48	
D	E — Zn + 0,5% Cd	49	
E	E — Zn + 0,75% Cd	52	45
F	E — Zn + 1,0% Cd	56,5	
G	E — Zn + 0,4% Pb + 0,1% Cd	51,9	47
H	E — Zn + 0,4% Pb + 0,2% Cd	52,7	
I	E — Zn + 0,4% Pb + 0,3% Cd	54	
K	E — Zn + 0,05% Mg (Hemelingen 99,85)	70	
L	E — Zn + 0,1% Mg	76	
M	E — Zn + 0,2% Mg	81	
N	E — Zn + 0,25% Cd + 0,05% Mg	69	
O	E — Zn + 0,4% Pb + 0,1% Cd + 0,025% Mg	64,8	65
P	E — Zn + 0,4% Pb + 0,1% Cd + 0,05% Mg	71	70,6

Dla wyboru tych właśnie stopów miarodajne były następujące rozważania: dodatek ołowiu w stężeniu punktu monotektycznego obrano w celu zapobiegania tworzeniu się struktury zbyt gruboziarnistej przy rekrystalizacji. Pod względem chemicznym zawartość ołowiu poniżej 0,5% nie jest szkodliwa i walcownie mają możliwość uzyskania tej zawartości na skalę fabryczną przez mieszanie cynku elektrolitycznego z rafinowanym. Poza to według zgodnego zapatrywania praktyków zawartość ołowiu ułatwia walcowanie blachy w pewnych gatunkach cynku o zawartości kadmu do 0,25%, co podkreśla już Prost i van de Casteele<sup>30)</sup>. Odwrotnie, gatunki z wysoką zawartością ołowiu dopuszczają tylko bardzo niewielkie zawartości kadmu. Ołów nie wpływa na zwiększenie twardości, dlatego wprowadzono kadm do stopu, który w znacznie większym stopniu wpływa na tworzenie się struktury drobnoziarnistej. Wreszcie dodano magnez, jako domieszkę typowo utwardzającą.

Co do układu cynk-magnez, to można, o ile chodzi o stosowane tutaj stężenia, zaznaczyć, że według badań Hume'a-Rothery'ego i Rounsefell'a<sup>31)</sup> cynk posiada w stałym roztworze około 0,1% Mg; powyżej pojawia się obok kryształów mieszaných eutektyka Zn + Mg Zn<sub>5</sub>.

Sporządzenie stopów odbyło się w piecach szlacheńskich opalanych koksem, w tyglach grafitowych o pojemności 100 kg. Dla produkcji bieżącej pracowano w piecach o pojemności 500 kg, opalanych ropą. Poszczególne domieszki wprowadzono jako metale czyste, z wyjątkiem magnezu, który to metal dodano w postaci stopu przejściowego o zawartości 50% Mg. Temperatura odlewu była 430—460° (pirometr zanurzony). Wylano metal w kokiłach żelaznych, leżących, otwartych o wymiarach 800×300×40 mm. Temperatura kokił wynosiła przeciętnie 120°, temperatura walcowania wahała się od 120 do 140°; przy stopach zaś o wyższej zawartości kadmu wynosiła 110°. Płyty te walcowano do grubości 3 mm. Przy stopach F, L oraz M powstały drobne pęknięcia na brzegach.

Wyżej przytoczona tablica stopów podaje równocześnie wyniki badania twardości. Próbę Brinell'a przeprowadzono na oryginalnym „Alfa-duro-

metrze”, przyczem przedłużono czas obciążenia podwójnie ze względu na wyraźną tendencję cynku do płynięcia. Przy niektórych stopach powtórzono oznaczenie twardości po 10 miesiącach, aby wykazać spadek twardości, zależny od stopnia czystości<sup>32)</sup>. Z porównania wynika, że twardość utrzymuje się szczególnie przy stopach zawierających magnez.

Przeprowadzono próbę zginania wzdłuż i poprzecznie do kierunku walcowania, która dla stopów opisanych wypadła dodatnio. Oprócz składu, miarodajnym dla jakości płyt

graficznych jest proces odlewania. Jak wiadomo, cynk odlewa się prawie wyłącznie w kokiłach otwartych, leżących, wskutek czego warunki stygnięcia górnej i dolnej powierzchni płyty są zupełnie odmiennie. Stąd wynika i odmienna struktura obu stron, ponieważ dół krzepnie szybko, studzony przez żelazną formę, i znajduje się pod ciśnieniem hydrostatycznym stopionego metalu, podczas gdy góra, będąca w zetknięciu z powietrzem, krzepnie wolniej i swobodniej. Bez względu na wtrącenia popiołu i gazów, zbierające się tam, powierzchnia górna odlanej płyty jest gorsza, wskutek nagromadzenia się tam zanieczyszczeń metalicznych, które przesuwały się od szybciej krzepnącej powierzchni dolnej ku górze. Kosman<sup>33)</sup> nadał procesowi temu nazwę dyferencjacji lub czyszczenia. Pozostajemy jednak przy więcej używanym określeniu „likwacja”.

W stopach badanych zaznaczyła się ta różnica obu stron tem, że powierzchnia górna odlewu, która była w zetknięciu z powietrzem, wykazała strukturę grubo-dendrytyczną, podczas gdy powierzchnia dolna, w zetknięciu z kokiłką, miała strukturę jednorodną, drobnokrystaliczną, lub w nielicznych wypadkach drobnodendrytyczną. Rys. 5 i 6 przedstawiają obie strony takiej płyty. Niepożądana struktura dendrytyczna nie ogranicza się do powierzchni, lecz sięga mniej lub więcej głęboko do wnętrza płyty.

Jak ujemnie wpływa to zjawisko na gotową kliszę siatkową, widać na rys. 7. Wypukłe trawione dendryty powodują obraz chmurzysty, niezdatny do użycia. Broum<sup>34)</sup> przypisuje tworzenie się tych rysunków, podobnych do kwiatu lodowego, wysokiej zawartości ołowiu. Novak czyni kadm odpowiedzialnym za to. Według naszych doświadczeń, dendryty te są właściwe stopom zawierającym magnez i występują już przy zawartości 0,05% Mg.

Przy wszystkich badanych stopach cynku z odlewu w leżących formach pojawia się na powierzchni odpowiadającej górnej stronie odlewu po wytrawieniu rysunek zupełnie podobny do włókna drzewnego. Usuwanie powierzchni przez frezowanie lub szlifowanie nie usuwa tego rysunku. Rys. 8 (tabela IX) przedstawia rysunek ten na powierzchni górnej płyty pochodzenia niemieckiego, Rys. 9

odpowiada powierzchni dolnej tej samej płyty. Analiza chemiczna wykazała:  $Pb = 0,46\%$ ,  $Fe = 0,016\%$ ,  $Cd = 0,25\%$ . Nawet najlepsze gatunki cynku elektrolitycznego wykazują tę nierówność powierzchni. Rys. 10 i 11 przedstawiają obie strony płyty graficznej, sporządzonej z cynku elektrolitycznego A—Z (Australazja) po 20-godzinnym trawieniu w 10%-wym kwasie chromowym. Cynk ten zawierał:

$Pb = 0,013\%$ ,  $Fe = 0,002\%$ ,  $Cd = 0,006\%$ ,

$Cu = 0,001\%$ .

Podczas gdy strona skrzepła w zetknięciu z kokilą wykazuje zupełnie równomierne trawienie na stronie dolnej płyty, to strona, która przy odlewie była w zetknięciu z powietrzem, wykazuje w kierunku walcowania głębokie rowy. Nierówność obu stron objawia się również przy badaniu rozpuszczalności w kwasach. Intensywność działania korozyjnego jest większa na powierzchni górnej odlewu, mniejsza na dolnej.

Ponieważ przyczyna nierówności stron leży w procesie odlewania i przyspieszenie krzepnięcia górnej powierzchni przez używane nakrapianie wodą nie doprowadza do wyniku zadawalającego, byłoby rzeczą wskazaną używać kokil stojących. Dzięki zetknięciu się obu stron odlewu z kokilą, nastąpiłoby wówczas szybkie stygnięcie i tem samem powstałaby obustronnie struktura drobnoziarnista. Trudności przeciwstawiające się takiemu rozwiązaniu polegają jednak na tem, że trzeba by dla uniknięcia krzepnięcia stopionego metalu w warstwach obrać temperaturę odlewu znacznie wyższą, co przy następnym walcowaniu, szczególnie cienkich blach, powoduje znaczny procent braków, wskutek tworzenia się większej jamy usadowej oraz znacznie większej rozpuszczalności gazów. Zjawiska te równoważą zupełnie korzyści osiągnięte pod względem odpowiedniej struktury. Istnieje jednak możliwość usunięcia tych trudności przez właściwe wymiarowanie płyt i ogrzewanie kokil stojących, lub używanie kokil ukośnych. W najnowszych czasach zwracają na siebie uwagę dwa patenty amerykańskie, mianowicie: American Mg. W. Niagara Falls oraz Theron D. Stay, Cleveland i William Holzhauser, Lakewood, U. S. A. (pat. am. 1777658 i 1777659 z dnia 4.VI. 1929, udzielone 7.X.1930).

Pierwszy patent opisuje sposób odlewu, przy którym formy napełnione metalem zostają chłodzone przez stopniowe zanurzenie do wody lub skierowanie strumienia rozpylonej wody na dół formy, tak że krzepną najpierw dolne części, podczas gdy górna część zostaje podgrzana odpowiednim palnikiem. Odlewy tak sporządzone odznaczają się jednolitą strukturą, są wolne od pęknięć oraz łatwo obrabialne mechanicznie. Patent drugi, dotyczący części odlanych z cynku i stopów cynkowych, podaje tę samą metodę co pierwszy, celem uzyskania tych samych własności odlewu.

Ten sposób odlewania wydaje się skutecznym środkiem dla uniknięcia nierówności stron.

Próbowano homogenizować budowę dendrytyczną stopów zawierających magnez przez odpowiednią obróbkę termiczną. Wobec znacznej wielkości

ziarna krystalicznego i związanej z tem trudnej dyfuzji, nie można było liczyć na zupełne wyrównanie się stężenia na brzegach i w środku dendrytów, tem bardziej, że wchodził w grę czas obróbki termicznej, dający się zastosować w praktyce. Próby te objęły płyty odlane oraz blachę grubą już walcowaną stopów K i N. Próbkę te ogrzano przez 10 do 12 godzin w piecach elektrycznych do temperatury  $375^{\circ}$ , a następnie po wolnym stygnięciu wywalcowano na blachę o grubości 3 mm. Po szlifowaniu i trawieniu budowa dendrytyczna znikła. Zaznaczyć należy, że blacha o grubości 12 mm poprzednio już walcowana traci budowę dendrytyczną już w temperaturze  $300^{\circ}$ , ponieważ wyrównanie stężenia w dendrytach jest ułatwione przez drobniejszą strukturę i odbywającą się rekrytalizację blachy walcowanej. Ogrzewanie takie, pomimo następnego walcowania z 12 mm na 3 mm, prowadziło do grubszego ziarna ostatecznej blachy. Pomimo zniknięcia dendrytów, o równości obu powierzchni mowy być nie mogło: powierzchnia odpowiadająca górnej stronie odlewu wykazuje nadal wspomniany rysunek włókna drzewnego.

Przy wyrobie płyt graficznych zachodzi zatem konieczność znaczenia strony, odpowiadającej powierzchni zetknięcia z kokilą, i następnie obróbki tylko tej strony w celach graficznych.

Fakt ten posiada szersze znaczenie, ponieważ u blachy cynkowej, pochodzącej z leżącego odlewu i poddanej mechanicznej obróbce, względnie wpływom korozji, powinna być użyta jedynie powierzchnia, która przy odlewie była w zetknięciu z kokilą.

Z różnych stopów, których zdatność do celów graficznych została wypróbowana, trzy nadają się szczególnie dobrze. Są to stopy E, H oraz O. Do celów autotypji nadaje się przedewszystkiem stop E, który pozwala na ogrzewanie, stosowane przy procesie żelatyny chromowej, bez wywoływania znaczniejszego ziarna krystalicznego.

W celach porównawczych przeciwstawione jest duże ziarno po rekrytalizacji materiału, nie nadającego się do sporządzenia płyt graficznych, ziarnu drobnemu stopu poleconego o większej zawartości kadmu, w tem samem powiększeniu: rys. 12 przedstawia stop E bezpośrednio po walcowaniu, rys. 13 zaś ten sam stop po emalowaniu na gorąco: ziarno rekrytalizowane, które pod względem swej wielkości pozostaje poniżej dostrzegalnej gołym okiem granicy. Rys. 14 uwidoczni już makroskopowe ziarno cynku elektrolitycznego (stop K) o niskiej zawartości magnezu. Wielkość ziarna czyni płytę taką niezdatną. Wszystkie trzy próbki były traktowane w sposób identyczny.

Jako szczególną zaletę tych stopów, należy wymienić, że nadają się one znakomicie do druku półtonami, oddając delikatne cieniowania w sposób ciągły. Głębokość trawienia jest duża i kontury elementów druku zostają ostre, są one wystarczająco twarde i o tyle odporne na złamanie, aby wytrzymać wysoki nakład bez znaczniejszego ścierania się; gwarantują też przy drukach wielobarwnych dobre zestawienie części obrazu z klisz pojedynczych, ponieważ nie paczą się przy obróbce termicznej.

### Streszczenie.

1) Rozważana jest możliwość używania cynku, jako materiału do płyt graficznych w różnych procesach druku, oraz w jakiej mierze metal ten stanowi odpowiedni w tym celu materiał.

2) Opisano wpływ czynników chemicznych i fizycznych na rozpuszczalność.

3) Przedstawiono budowę krystaliczną cynku, zawierającego zanieczyszczenia Pb, Cd i Fe, ze szczególnem zwróceniem uwagi na znaczenie odrębnych elementów struktury (ogniwa lokalne).

4) Wymieniono wady najczęściej spotykane i podano sposoby ich usunięcia.

5) Zbadano szereg stopów próbných, celem porównania ich zdatności do celów graficznych, oraz określono ich twardość metodą Brinella.

6) Przedstawiono nierówność struktury odlewu w formach otwartych i nierówne zachowanie się blachy cynkowej względem czynników korozyjnych. Podano metodę homogenizacji dendrytów, przyczem jednak nierówność stron pozostaje nadal, wskutek rysunku podobnego do włókna drzewnego w kierunku walcowania. Wskazano na konieczność znakowania powierzchni płyty będącej przy odlewie w zetknięciu z kokilą w celu obrobienia następnego tej tylko strony.

7) Ustalono, jakie stopy z pośród zbadanych odpowiadają najlepiej do celów chemigrafji, i opisano, jakie własności są miarodajne do oceny tych stopów.

W części analityczno-chemicznej współpracował p. Dr. E. Kamiński, w części odlewniczej p. Inż. W. Korab-Krynicki.

Badania dotyczące wytrzymałości na złamanie oraz wpływu innych dodatków na zdatność cynku do celów chemigrafji są w toku i wyniki ich będą ogłoszone później.

### LITERATURA.

1. Broum, Lehrbuch der Chemigraphie, Halle 1924, str. 130 i następnie.
2. „ (l. c.), 149 i nast., 153, 181, 186;  
Kampmann-Goldberg, Die graphischen Künste, Leipzig 1927, str. 107 i nast.
- Goldberg, Grundlagen der Reproduktionstechnik, Halle 1923, str. 77. Dalsze dzieła o metodach graficznych, przy których stosuje się cynk jako materiał do płyt:  
Aarland, Der Halbtonprozess.  
Albert, Technischer Führer durch die Reproduktionsverfahren.  
Blecher, Lehrbuch der Reproduktionstechnik.  
Eder, Rezepte und Tabellen für Photographie u. Reproduktionstechnik.  
Husnik, Die Zinkätzung.  
Krüger, Die Zinkogravure oder das Ätzen in Zink.  
Russ, Lehrbuch der Reproduktionstechnik.  
Toifel, Handbuch der Chemigraphie.
3. Kampmann-Goldberg (l. c.) str. 80 i nast.
4. Broum (l. c.) str. 119 i nast.
5. Eder, Heliogravure und Rotationstiefdruck, Wien 1922, str. 10.
6. Kampmann-Goldberg (l. c.) str. 98.
7. Prost, Bul. Acad. Belg. 28 (1914) str. 94.
8. Z. Anorg. Chem. 47 (1905) str. 435.
9. Centnerszwer-Sachs, Z. Phys. Chem. 87 (1914) str. 724.
10. L. c., Z. 429/4.VII.1901.
11. L. c., Z. 518/25.IX.1901.
12. Eder, Heliogravure etc., str. 243 i nast.
13. Z. Anorg. Chem. 13 (1897) str. 29.
14. Jol. Chem. Soc. 71 (1897) str. 394.
15. Metallurgie, 7 (1910) str. 201.
16. Min. Metallurgy 68 (1922) str. 767.
17. Z. Metallk. 23 (1931) str. 37.
18. Z. Anorg. Chem. 55 (1907) str. 415.
19. Jol. Phys. Chem. 13 (1910) str. 589.
20. Z. Anorg. Chem. 83 (1913) str. 228.
21. Z. Anorg. Chem. 60 (1908) str. 32.
22. Z. Metallogr. 5 (1914) str. 1.
23. Z. Anorg. Chem. 94 (1916) str. 161.
24. Jol. Inst. Metals, 36 (1926) str. 63.
25. L. c., Z. 61/21.I.1901 i Z. 267/29.IV.1901.
26. Z. Anorg. Chem. 52 (1913) str. 30.
27. Z. Phys. Chem. 92 (1918) str. 563.
28. Z. Elektrochem. 31 (1927) str. 370.
29. L. c. oraz Arch. f. Buchgewerbe, 43 (1906) str. 13.
30. Bull. Soc. Chim. Belg. 27 (1913) str. 175.
31. Jol. Inst. Metals 41 (1929) str. 119.
32. Brownson, Jol. Inst. Met. 26 (1921) str. 395 i 41 (1929) str. 310.
33. Guertler, Lehrbuch der Metallographie I.1 169, 33 l. c., str. 130 i nast.
34. Z. Phys. Chem. 148 (1930) 112.

## PRZEGLĄD PISM TECHNICZNYCH.

### BUDOWNICTWO.

#### Wieże radiowe w Mühlacker.

W ostatnich latach wybudowano w Niemczech szereg drewnianych antenowych wież nadawczych o wysokości 75—80 m: w Monachjum, Kaiserslautern, Kolonji i Królewcu.

Wieże drewniane okazały się znacznie lepszymi od żelaznych pod względem przesyłania fal: konstrukcje żelazne pochłaniają znaczną część energii elektrycznej wypromieniowanej przez antenę, gdy tymczasem drzewo energii tej wcale nie pochłania.

Największe dwie wieże antenowe nadawcze w Mühlacker, o wysokości 100 m, wykonano również w konstrukcji drewnianej. (Są to najwyższe wogóle na świecie wieże drewniane).

Kwadratowy przekrój wieży, posiadający w podstawie osiowy wymiar boków 15 m, zwęża się ku górze i ma w wierzchołku wymiar  $1,5 \times 1,5$  m. Odległość osiowa obydwu wież wynosi 200 m.

W obliczeniu statycznym przyjęto naciąg anteny w wierzchołku 1000 kg oraz parcie wiatru, rosnące linjowo od 150 kg/m<sup>2</sup> przy podstawie do 200 kg/m<sup>2</sup> w wierzchołku.

Dopuszczalne naprężenia wynosiły: na rozciąganie 100 kg/cm<sup>2</sup>, na zwykłe ściskanie dla sosny niemieckiej 80 kg/cm<sup>2</sup>, a dla amerykańskiej 90 kg/cm<sup>2</sup>, oraz na ścinanie 12 kg/cm<sup>2</sup>.

Kraty wieży są statycznie wyznaczalne. Węzły kratownic ścian wzajemnie prostopadłych są przesunięte względem siebie na wysokość  $\frac{1}{2}$  pola, co pozwoliło na wykonanie ściśle osiowych połączeń prętów w węzłach.

Poziome rygle krat prostopadłych do działania wiatru przenoszą parcie na węzły krat równoległych do kierunku wiatru; te rygle są więc odpowiednio obliczone na zginanie siłami poziomymi.

Ze względów konstrukcyjnych wykonano specjalne stężenia wież w płaszczyznach poziomych na wysokości 25, 50 i 70 m (punkty a na rys. 1). Połączenia słupów narożnych wykonano w odległościach 8 do 12 m o 1 m powyżej węzłów kraty. Trzy z tych połączeń posiadają niewielkie załamania w celu zmniejszenia pochyłości słupów ku górze.



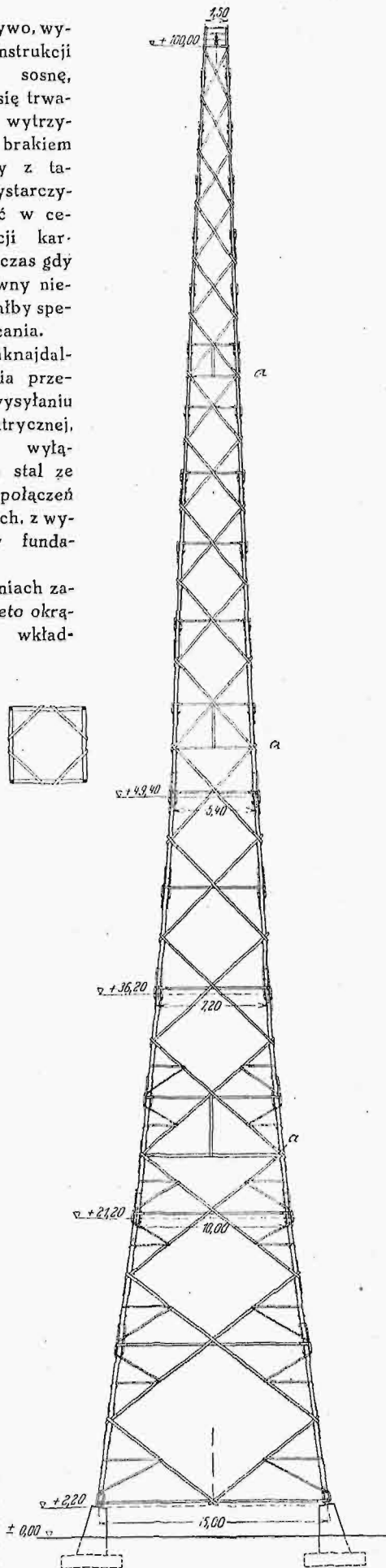
Jako tworzywo, wybrano do konstrukcji amerykańską sosnę, wyróżniającą się trwałością, dużą wytrzymałością i brakiem sęków. Pręty z takiej sosny wystarczyło posmarować w celu konserwacji karbolineum, podczas gdy materiał drzewny niemiecki wymagałby specjalnego nasycania.

W celu jaknajbardziej usunięcia przeszkód w wysyłaniu energii elektrycznej, postanowiono wyłączyć zupełnie stal ze wszelkich połączeń konstrukcyjnych, z wyjątkiem kotw fundamentowych.

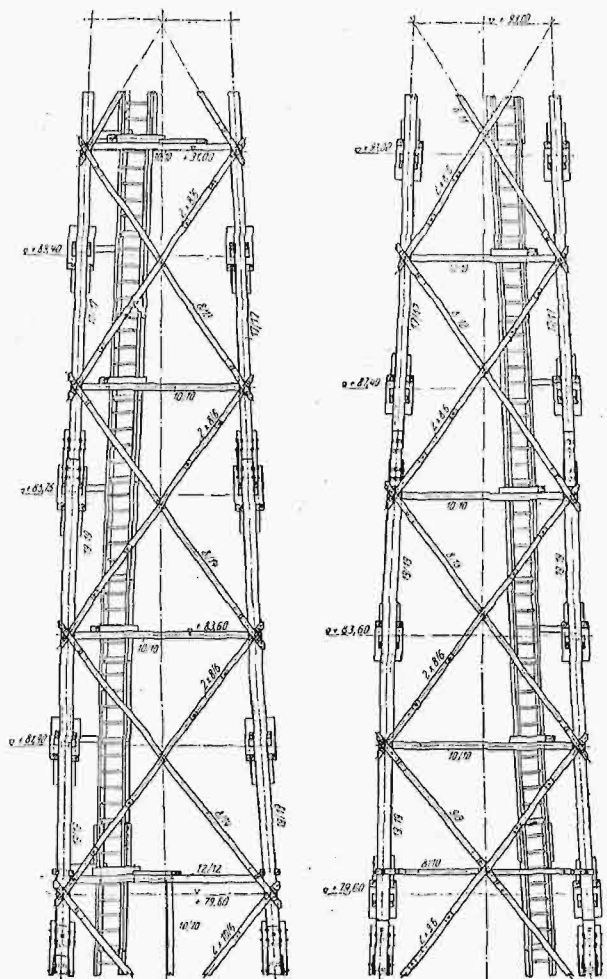
W połączeniach zastosowano przeto okrągłe dębowe wkładki, wzamian stosowanych zazwyczaj pierścieni Tuschere-ra, i śruby mosiężne zamiast żelaznych (rys. 2 i 3).

Wymiary żelbetowych fundamentów  $4 \times 4$  m w podstawie dane są nie ze względu na nacisk na grunt, który wynosi zaledwie  $1,1 \text{ kg/cm}^2$ , lecz ze względu na stateczność na wywracanie i na osiągnięcie dużego ciężaru, przeciwdziałającego siłom wyciągającym.

Wieże wykonano latem 1930 r. Czas montowania jednej wieży wynosił 20 dni robo-



Rys. 1. Widok boczny wieży.



a koło ustawia się pod wiatr. Monter jest jedynie obserwatorem. Wobec zastosowania łożysk kulkowych i dobrego smarowania, koło zaczyna się już obracać przy szybkości wiatru 4 m/sek, choć waży 17 tonn. (V D I-Zft. 1931, zes. 31, wedł. Elektryczestwa, maj 1931, zes. 10, str. 528).

## KOLEJNICTWO.

### Nowy dworzec główny w Medjolanie.

Dnia 1 lipca r. b. otwarto ruch na nowym dworcu głównym w Medjolanie. Dworzec ten, jeden z największych w Europie, posiada największe przekrycia hal peronowych, opisane w naszym piśmie, w zes. 14 z r. b. (str. 274). Poziom torów dworca wznosi się na ok. 7,5 m ponad poziom otaczających go ulic. Dworzec jest typu czołowego. Mieści 24 tory. Hale peronowe, o długości 340 m (rozpiętość trzech większych po 72 m i dwu mniejszych — po bokach — po 44,9 m), zajmują 66 000 m<sup>2</sup> powierzchni. Obok każdego toru mieści się peron osobowy o szerokości 7 m i peron bagażowy o szerokości 4 m; perony te są połączone galeriami podziemnymi. Perony bagażowe wyposażone są w normalne windy towarowe.

Gmach dworca składa się z części środkowej, stanowiącej przedłużenie peronów, oraz z dwu części bocznych o długości 150 m, mieszczących się wzdłuż torów. Część środkowa zawiera wielką halę o wymiarach 185 × 24 m<sup>2</sup> powierzchni i o wysokości 27,5 m w środku. Przylega do niej hala sprzedaży biletów, o wymiarach 63 × 33 m<sup>2</sup>, o wysokości 42 m.

Na torach przynależnych do dworca, o długości 1800 m i szerokości 200 m, mieści się 7 posterunków blokowych o 1135 dźwigniach do nastawiania zwrotnic i sygnałów, o napędzie elektrycznym. Parowozownia mieści się w odległości ok. 2 km od dworca i łączy się z nim osobnym torem.

Poza tem zasługuje na uwagę wielka stacja rozrządcza Medjolan—Lambrate na wyjeździe na linię w kierunku Bergamo—Wenecja. Jest ona przeznaczona wyłącznie do zestawiania pociągów towarowych. Dzienna praca przesuwania 5500 wagonów odbywa się na powierzchni ok. 1,4 milj. m<sup>2</sup>, o długości 5 km i szerokości 300 m. Ruch reguluje tu 9 posterunków ruchu o 1000 dźwigni. (Z V D I, t. 75 (1931), zes. 34, str. 1086).

## KOTŁY PAROWE.

### Kotły wysokoprężne opalane gazem ziemnym.

Elektrownia Deepwater T-wa Light and Power Co. w Houston (stan Texas) zainstalowała pierwotnie 4 kotły, opalane ropą, o wydajności max. 72 t/h. Następnie rozbudowano siłownię przez dodanie dwu kotłów ogrzewanych przez promieniowanie o wydajności po 147 t/h; wyposażono je w palniki kombinowane — do ropy i gazu. Ostatnio zaś wprowadzono ogrzewanie gazem ziemnym wszystkich kotłów, po wyposażeniu 4-ch starszych kotłów w podgrzewacze powietrza i wentylatory wyciągowe. Ponieważ temperatura w palniku jest przy opalaniu gazem niższa niż przy opalaniu ropą, można było przy przejściu na opał gazowy podwyższyć wydajność kotłów starych do 100 t/h.

Dwa nowe kotły mają po 720 m<sup>2</sup> pow. odparowującej, 1280 m<sup>2</sup> pow. podgrzewacza wody i 2900 m<sup>2</sup> — podgrzewacze powietrza. Prężność robocza pary wynosi w nich 100 at, temperatura 438°. Para ta ogrzewa najpierw przegrzewacz międzystopniowy, ochładzając się przytem do t-ry 385°. Następnie większa część tej pary idzie do turbiny wysokopręż-

nej, zaś mniejsza część — do drugiego przegrzewacza, gdzie ogrzewa parę odlotową z turbiny, o ciśnieniu 25,5 at, od temperatury 240° do 375°.

Każdy kocioł ma 20 palników gazowych. Gaz ma wartość opałową 8900 Kal/m<sup>3</sup>, rozchód zaś gazu wynosi przy najwyższym obciążeniu kotła — po 13 850 m<sup>3</sup>/h na każdy kocioł.

Przejście na opał gazowy spowodowało obniżenie kosztów ruchu o 25% w porównaniu z ropą. Jakkolwiek bowiem sprawność przy opalaniu gazem jest nieco niższa, to jednak przy użyciu gazu zaoszczędza się na rozchodzie pary do wydmuchiwania sadzy i do podgrzewania zbiornika z ropą oraz tańsze jest czyszczenie i utrzymanie instalacji (Z V D I, wedł. Power z dn. 1 lipca r. b., str. 78).

## MOSTOWNICTWO.

### Most łukowy trójprzegubowy o rozpiętości 230 m.

Most ten mieści się na trasie ważnej drogi samochodowej i przerzucony jest nad jeziorem Croton Sea w Westchester County, w stanie N. Jork. Jedyne przęsło jego, o rozpiętości 230 m, ma dolny pas wykonany w kształcie parabolicznym ze stali krzemowej ze strzałką 37,5 m i mieści jezdnię o szerokości 12,2 m i 2 chodniki po 2 m szerokości.

Ustrój trójprzegubowy obrano z tego względu, że była możliwość lekkiego osiadania filaru północnego, co przy łuku 2-przegubowym prowadziło do niekorzystnych naprężeń. Również ze względu na naprężenia wywołane przez zmiany temperatury zachowuje się łuk 3-przegubowy korzystniej.

Ponieważ nadzwyczajna głębokość wody i zły grunt utrudniały bardzo ustawienie podpór pomocniczych w jeziorze, postanowiono budować wiązar systemem wspornikowym, podobnie jak w znanym moście w Sydney'u. Obie połowy łuku były przytem utrzymywane linami, przerzuconymi przez specjalnie w tym celu zbudowane wieże na obu brzegach i zakotwionymi w ziemi w odległości 67 m od podpór. Na podpory te użyto przytem kratownic jezdni mostowej którą ułożono na miejsce dopiero po zmontowaniu łuku. (Engg. News.-Rec., 16 lipca r. b., str. 94/97).

## TURBINY PAROWE.

### Nowy ustrój skraplacza do turbin parowych.

Czasopismo „The Engineer” (31 lipca r. b.) przytacza opis nowego ustroju skraplacza, budowanego przez firmę Parsons & Co. Skraplacz ten odznacza się tem, że para skraplacza przepływa w nim między rurami chłodzącymi od dołu ku górze; odpowiednio do tego jest i przepływ wody odwrotny w stosunku do zwykłego. W turbinach o jednostronnym wylocie pary, jest para odlotowa prowadzona od góry pomiędzy bocznymi grupami rur chłodzących aż do samego dołu skraplacza, gdzie strumień pary dzieli się na dwie części, wznoszące się ku górze, przytem przekroje strumieni odpowiednio zmniejszają się i u góry następuje odsysanie powietrza.

Ustrój taki ma duże zalety z punktu widzenia cieplnego: powietrze jest odsysane w najzimniejszym miejscu skraplacza, wobec czego zawiera mało pary, skropliny spadają kropkami przeciw prądowi pary, raczej więc ogrzewają się na tej drodze, niż ochładzają się na ściankach rur.

W turbinach o dwustronnym wylocie pary prowadzi się strumienie pary odlotowej zewnątrz skraplacza, poczem wewnątrz tegoż strumienie te wznoszą się ku górze.