

## Zjawiska pochłaniania promieniowania przez ściany rurowe kotłów \*)

Inż. Z. Wernicki, SIMP

*Analiza matematyczna pochłaniania promieniowania przez ścianę chłodzoną rurami. — Wyprowadzenie ogólnego wzoru na ilość ciepła pochłanianego przez ścianę. — Dyskusja wzoru, wyznaczenie najlepszego dla praktyki rozstawienia rur i odstępów ich od ściany. — Graficzna metoda badania rozkładu promieniowania pochłanianego wzdłuż ściany i na obrysie rur. — Przykłady szczegółowe.*

JEDNYM z najważniejszych elementów nowoczesnego kotła są ściany rurowe, ograniczające komorę spalania. Zadaniem tych ścian jest bezpośrednie wyzyskanie promieniowania paliwa i gazów spalinowych oraz obniżenie temperatury ścian komory spalinowej, związane ze zwiększeniem trwałości obmurza. Ściany te bywają w rozmaity sposób wykonywane, mianowicie jako chronione płytami Baileya lub w inny sposób, albo nieosłonięte. Te ostatnie buduje się jako ściany zwarte, złożone z rur przylegających do siebie, lub też ustawia się rury w pewnych odstępach, a za rurami umieszcza się ścianę szamotową. W większości wypadków najbardziej racjonalne są ściany złożone z rur ustawionych w odstępach i oddalonych od ściany zewnętrznej. W celu wyjaśnienia ilościowego zachodzących tu zjawisk, przeprowadzamy w niniejszej pracy matematyczną dyskusję absorpcji promieniowania oraz wyprowadzamy graficzną metodę obliczania zastępczego współczynnika absorpcji.

Rozważamy tu układ rur oddalonych od siebie oraz ustawionych przed ścianą ogniotrwałą niemetaliczną. Na układ tych rur działa promieniowanie rozproszone o równomiernym natężeniu promieniowania we wszystkich kierunkach. Promieniowania takie wysyłają gazy, świecący płomień gazowy, płomień palników pyłowych oraz warstwa paliwa i ściany komory.

Promieniowanie ściany płaskiej w kierunku powierzchni elementarnej  $dF$  jest, podobnie jak promieniowanie gazów, równomiernie rozproszone. Wynika to z faktu, że z powierzchni obserwowanej dopływa do punktu pewna ilość energii promieniowania, proporcjonalna do kąta przestrzennego  $d\Omega$ , pod którym widzimy promieniującą powierzchnię i do natężenia promieniowania wysyłanego, natomiast nie zależy bezpośrednio ani od kształtu

ani nachylenia i odległości powierzchni. Musi tu być tylko zachowany warunek, by

$$d\Omega = \frac{dF_1 \cdot \cos \varphi_1}{r^2}$$

było wielkością stałą.

W równaniu tym oznacza:

$d\Omega$  — bez wymiaru — kąt przestrzenny,

$dF_1$  —  $m^2$  — elementarną powierzchnię promieniującą,

$\varphi_1$  — radian — kąt między kierunkiem promieniowania a normalną do powierzchni  $dF_1$ ,

$r$  —  $m$  — odległość powierzchni promieniującej od badanego punktu.

Promieniowanie dostarczone do powierzchni  $dF_2$  zależy poza tym od rzutu powierzchni  $dF_2$  na kierunek prostopadły do kierunku promieniowania. Doprowadzona energia promieniowania równa się\*)

$$dQ = E' dF_2 \int \cos \varphi_2 d\Omega.$$

Dla uproszczenia dalszych rozważań przyjmujemy długość rur nieskończenie wielką, jednakże otrzymane wzory stosują się ściśle również do rur skończonej długości, których końce są odgięte na zewnątrz komory.

Promieniowanie wysyłane przez wnętrze komory natrafia częściowo bezpośrednio na rury, gdzie ulega zużytkowaniu, częściowo zaś dostaje się przez szczeliny między rurami do ściany, gdzie również ulega absorpcji. Ściany zewnętrzne są zabezpieczone przed odpływem ciepła na zewnątrz przez odpowiednią izolację, muszą zatem całkowitą ilość ciepła zaabsorbowanego wysyłać z powrotem w postaci wtórnego promieniowania własnego. Promieniowanie to trafia częściowo na tylną powierzchnię rur, pozwalając na wyzyskanie ocienionych części powierzchni ogrzewanej, częściowo zaś od-

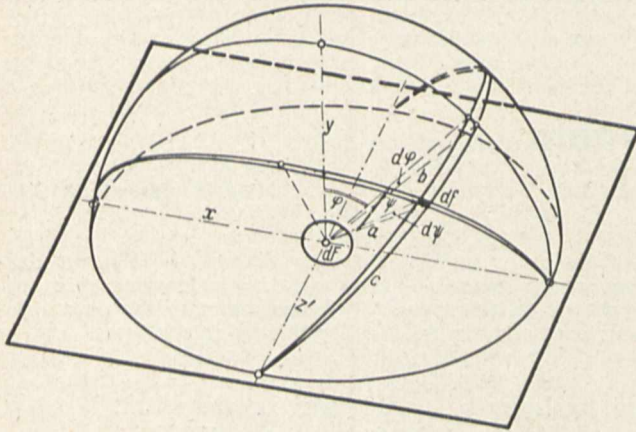
\*) Praca niniejsza stanowi ciąg dalszy referatu pt.: „Wpływ promieniowania na przepływ ciepła w kotłach parowych“, ogłoszonego w *Przeglądzie Mechanicznym* 1937 r., zes. 18/19.

\*) Z. Wernicki: Wpływ promieniowania na przepływ ciepła w kotłach. *Przegląd Mechaniczny* 1937, Nr. 18/19.



plywa przez szczeliny między rurami do wnętrza komory.

W celu określenia ilości promieniowania dostarczanego do powierzchni elementarnej  $dF$  rozważymy związek między kierunkiem promieniowania a ilością ciepła dostarczanego, opierając się na prawie Lamberta. Z założenia równomiernego rozproszenia wynika, że przez jednostkę powierzchni kuli (rys. 1) o promieniu 1, zakreślonej ze środka po-



Rys. 1. Oznaczanie odbioru promieniowania przez powierzchnię  $dF$ .

wierzchni badanej  $dF$ , przepływa jednakowa ilość energii promienistej  $E'$ . Z kuli tej o promieniu  $R$  wycinamy segment elementarny dwoma płaszczyznami, przechodzącymi przez oś  $z'$ , równoległą do osi  $z$ , i zawierającymi kąt elementarny  $d\varphi$  (rys. 1 i 2). Przez dalsze przecięcie kuli dwoma płaszczyznami, przechodzącymi przez oś  $x$  i zawierającymi kąt  $d\psi$ , dostaniemy odcinek powierzchni  $df$ . Kąt nachylenia między płaszczyzną, przechodzącą przez oś  $z'$  a normalną do powierzchni  $dF$  oznaczamy  $\varphi$ , kąt zaś między krawędzią  $a$  płaszczyzn, przechodzących przez  $x$  i  $z'$ , oraz krawędzią  $b$  płaszczyzn przechodzących przez  $z'$  a płaszczyzną  $xy$  oznaczamy przez  $\psi$ .

Krawędzie przecięcia tych czterech płaszczyzn z kulą ograniczają elementarny trapezoid o powierzchni podstawy  $df$ . Przy założeniu że  $d\varphi$  i  $d\psi$  dążą do zera można w obliczeniach przyjąć zamiast trapezoidu, romboid o tej samej średniej długości boków. Powierzchnia tego elementarnego romboidu równa się iloczynowi odcinka linii południkowej  $c$ , przecinającej oś  $z'$ , oraz rzutu odcinka linii  $d$ , przecinającej oś  $x$ , na linię prostopadłą do południka  $c$ . Tą linią prostopadłą jest równoleżnik o promieniu  $\rho = R \cdot \cos \psi$ . Zatem

$$df = R d\psi \cdot R \cos \psi d\varphi = R^2 \cdot \cos \psi d\psi \cdot d\varphi.$$

Ponieważ natężenie promieniowania jest mierzone na powierzchni kuli o promieniu 1, zatem  $R^2 = 1$ ;

$$df_1 = \cos \psi d\psi d\varphi = d\Omega, \dots (1)$$

gdzie  $d\Omega$  równa się kątowi przestrzennemu, odpowiadającemu powierzchni  $df_1$ .

W myślą prawa Lamberta, przepływ energii promienistej jest proporcjonalny do iloczynu strumienia promieniowania jednokierunkowego  $E'$ , kąta przestrzennego  $\Omega$  i rzutu powierzchni opromieniowanej na płaszczyznę prostopadłą do kierunku promieniowania. Taką samą wartość liczbową otrzymamy, wykonując — zamiast rzutu płaszczyzny opromieniowania — rzut wektora pro-

mieniowania na normalną do badanej powierzchni. Wówczas ciepło dostarczone do powierzchni  $dF$  będzie się równać:

$$d^4Q = dF \cdot d\Omega \cdot E' \cos \varphi \cdot \cos \psi \dots (2)$$

Po wstawieniu wartości  $d\Omega$  z równania (1) dostaniemy

$$d^4Q = dF \cdot E' \cos \varphi \cdot \cos^2 \psi d\varphi d\psi;$$

stąd dostaniemy ilość promieniowania ze skończonej przestrzeni, do powierzchni elementarnej  $dF$  przez dwukrotne całkowanie względem  $d\varphi$  i  $d\psi$ :

$$d^2Q = dF \cdot E' \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{\psi_1}^{\psi_2} \cos \varphi \cos^2 \psi d\varphi d\psi.$$

Najpierw wykonujemy całkowanie per partes względem  $d\psi$ :

$$d^2Q = dF \cdot E' \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{\psi_1}^{\psi_2} \cos \varphi \cos \psi d \sin \psi d\varphi,$$

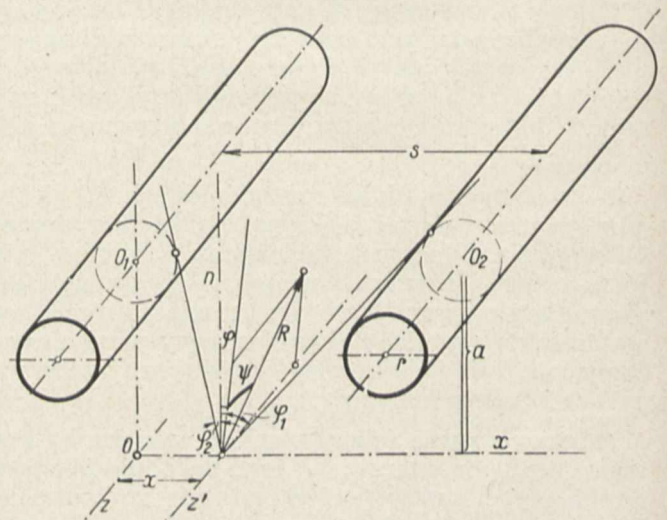
stąd

$$d^2Q = dF \cdot E' \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \cos \varphi \left[ \frac{1}{4} \sin 2\psi + \frac{\psi}{2} \right]_{\psi_1}^{\psi_2} d\varphi \quad (3)$$

W rozważanym tu przypadku przestrzeni nieograniczonej oraz przestrzeni ograniczonej prostopadłościanem, którego krawędzie są prostopadłe lub równoległe do osi rur, granice całkowania  $\psi_1$  i  $\psi_2$  nie zależą od  $\varphi$ , zatem można przeprowadzić oba całkowania niezależnie od siebie. Dla przestrzeni nieograniczonej granice całkowania wynoszą  $\psi_1 = -\frac{\pi}{2}$ ,  $\psi_2 = +\frac{\pi}{2}$ . Zatem wyrażenia (3)

przybierze postać

$$d^2Q = dF \cdot E' \cdot \frac{\pi}{2} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \cos \varphi d\varphi \dots (3a)$$



Rys. 2.

Wreszcie po wykonaniu drugiego całkowania dostaniemy

$$d^2Q = dF \cdot E' \cdot \frac{\pi}{2} (\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1) \dots (3b)$$

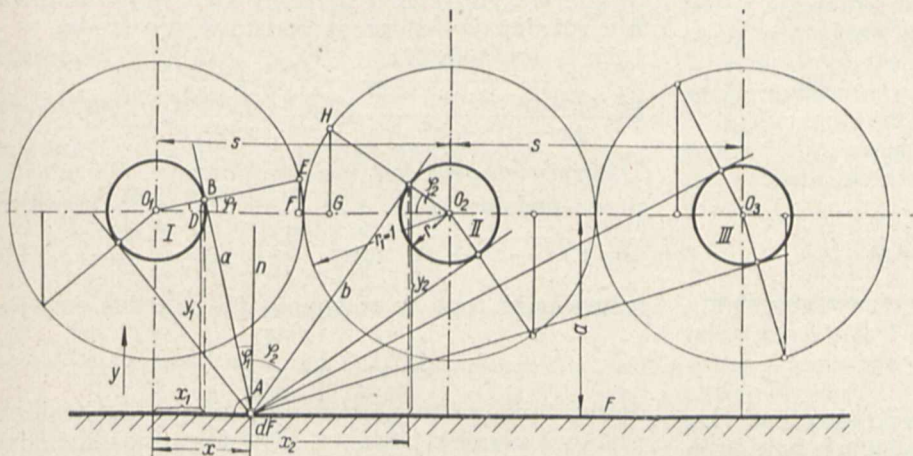
W otwartej przestrzeni również i drugie całkowanie odbywa się w granicach od  $-\frac{\pi}{2}$  do  $+\frac{\pi}{2}$  i



wówczas

$$d^2Q = dF \cdot E' \pi; \text{ stąd } E' \pi = E,$$

czyli rozproszone promieniowanie płaszczyzny w otwartej przestrzeni jest  $\pi$  razy większe od promieniowania jednokierunkowego, spolaryzowanego. Do tego wyniku doszli innymi drogami Gröber i Schmidt (Z. VDI. 1933, str. 1162).



Rys. 3. Dopływ ciepła do ściany ocienionej rurami.

Przy ścianie rurowej wymiana promieniowania jest ograniczona przez rury wodne o średnicy  $2r$  i odstępzie  $s$ , ustawione w odległości  $a$  od ściany (rys. 3). Ilość ciepła dostarczona przez promieniowanie jest zależna od położenia badanej powierzchni  $dF$ , której wielkość określamy iloczynem:

$$dF = dx \cdot dz.$$

Z założenia nieograniczonej przestrzeni w kierunku  $z$ , równoległym do osi rur, wynika, że ilość ciepła dostarczona do powierzchni  $dF$  zależy tylko od  $x$ , nie zależy natomiast od  $z$ , możemy zatem wykonać bezpośrednio całkowanie względem  $dz$ , otrzymując

$$dQ = (z_2 - z_1) \cdot \frac{E}{2} (\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1) dx. \quad (4)$$

W celu przeprowadzenia ostatniego całkowania należy określić związek między kątami granicznymi  $\varphi_1$  i  $\varphi_2$  oraz odległością  $x$ . Kąty te zawarte są między normalną do powierzchni  $dF$  i stycznymi prowadzonymi ze środka powierzchni  $dF$  do obrysu rur, przy czym jako dodatni przyjmujemy kierunek ruchu wskazówek zegara. Jako początek układu współrzędnych przyjmujemy punkt, położony na rzucie osi rury I na ścianę  $F$ . Rzędna  $x$  podaje odległość powierzchni  $dF$  od początku układu. Odległość  $x$  otrzymamy z rozważań nad styczną do koła w dowolnym punkcie  $B$ . Styczna ta tworzy z normalną  $n$ , wykreśloną w punkcie  $A$ , kąt  $\varphi_1$ , będący kątem granicznym. Kąt zawarty między średnicą równoległą do osi  $x$  a promieniem  $O_1B$  jest równy kątowi  $\varphi_1$ , gdyż ramiona ich są zgodnie prostopadłe. Na podstawie tego możemy określić współrzędne punktu  $B$  jako funkcję kąta  $\varphi_1$ :

$$y_1 = a - r \cdot \sin \varphi_1, \quad x_1 = r \cdot \cos \varphi_1.$$

Współrzędne punktu  $A$  dostaniemy jako miejsce zerowe ( $y = 0$ ) równania stycznej  $a$ . Równanie to brzmi:

$$y - y_1 = \text{ctg } \varphi_1 (x - x_1).$$

Po podstawieniu wartości i położeniu  $y = 0$ , dostaniemy równanie na rzędną  $x$  punktu  $A$ :

$$r \sin \varphi_1 - a = \text{ctg } \varphi_1 (x - r \cos \varphi_1). \quad (5)$$

Mnożąc równanie (5) przez  $\sin \varphi_1$  i wprowadzając relacje  $\text{ctg } \varphi_1 = \frac{\cos \varphi_1}{\sin \varphi_1}$  i  $\sin^2 \varphi_1 + \cos^2 \varphi_1 = 1$ , dostaniemy równanie

$$a \cdot \sin \varphi_1 + x \cdot \cos \varphi_1 - r = 0.$$

Wprowadzając dalej relację  $\cos \varphi_1 = \sqrt{1 - \sin^2 \varphi_1}$ , wyprowadzimy równanie drugiego stopnia na obliczenie  $\sin \varphi_1$  jako funkcji  $x$ :

$$\sin \varphi_1 = \frac{a \cdot r \pm x \sqrt{x^2 + a^2 - r^2}}{x^2 + a^2} \quad (6)$$

W równaniu tym zachodzi wątpliwość co do znaku przed pierwiastkiem. Wątpliwość tę rozstrzygamy, opierając się na fakcie, że przy  $x = r$ ,  $\varphi_1 = 0$ ,  $\sin \varphi_1 = 0$ . Warunek ten zostanie spełniony przy

znaku ujemnym. Przy  $x < r$  kąt  $\varphi_1$  jest dodatni, przy  $x > r$ ,  $\varphi_1$  jest ujemne, przy czym za dodatni przyjmujemy kierunek ruchu wskazówek zegara.

W podobny sposób wyprowadzamy równanie na określenie zależności  $\sin \varphi_2 = f(x)$ . Współrzędne punktu  $C$  posiadają wartość

$$y_2 = a + r \cdot \sin \varphi_2, \quad x_2 = s - r \cdot \cos \varphi_2.$$

Równanie stycznej  $b$  posiada postać:

$$y - a - r \cdot \sin \varphi_2 = \text{ctg } \varphi_2 (x - s - r \cdot \cos \varphi_2). \quad (7)$$

Z równania tego, po uwzględnieniu relacji między funkcjami  $\sin \varphi_2$ ,  $\cos \varphi_2$ ,  $\text{ctg } \varphi_2$  oraz założeniu, że  $y = 0$ , dostaniemy zależność między  $\varphi_2$  i  $x$ :

$$a \cdot \sin \varphi_2 + (x - s) \cos \varphi_2 + r = 0.$$

Skąd, po wprowadzeniu relacji  $\cos \varphi_2 = \sqrt{1 - \sin^2 \varphi_2}$  i przekształceniu, otrzymamy równanie drugiego stopnia na określenie zależności  $\sin \varphi_2 = f(x)$

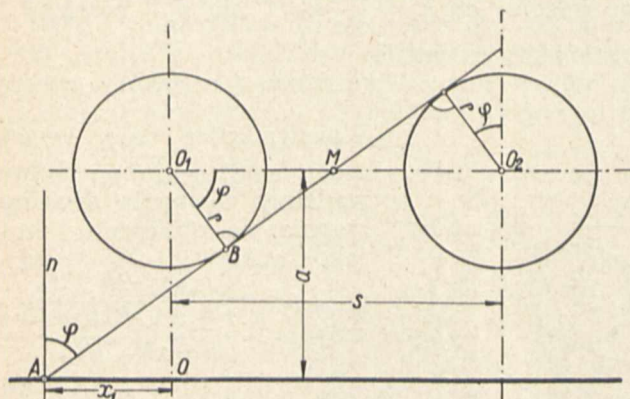
$$\sin \varphi_2 = \frac{-1}{(x-s)^2 + a^2} \left[ ar \pm (x-s) \cdot \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2} \right] \quad (8)$$

Równanie (8) różni się od (6) tylko tym, że zamiast  $x$  występuje  $(x - s)$  oraz znakiem. Również i tu zachodzi wątpliwość co do znaku pod pierwiastkiem. Wątpliwość tę rozstrzygamy, opierając się na warunku, że przy  $x = (s - r)$ , musi być  $\varphi_2 = 0$ . Warunek ten zostaje spełniony przy znaku dodatnim. Ponieważ wyrażenie  $(x - s)$  posiada dla wartości  $x < s$ , wartość ujemną, będzie kąt  $\varphi_2$ , aż do  $x = (s - r)$  dodatni, powyżej tej granicy — ujemny.

Przed wykonaniem całkowania naznaczonego w równaniu (4) należy jeszcze dla uzupełnienia zagadnienia określić granice całkowania. Jako graniczne  $x$ , przyjmujemy rzędne punktów na ścianie, leżących na granicy cienia. Styczne do obwodu rury I i II, wychodzące z tych punktów, zlewają się ze sobą, spełniając warunek, że  $\varphi_1 = \varphi_2$ , a stąd  $\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1 = 0$ . Rzędne tych punktów dostaniemy, rozważając równanie wspólnej stycznej



nej do obu obwodów rur (rys. 4). Z symetrii wynika, że styczna ta musi przecinać oś, przechodzącą przez środki obu rur, w połowie odległości  $s$ . Drugim warunkiem dla oznaczenia równania stycznej jest fakt, że styczna jest prostopadła do promienia



Rys. 4.

w punkcie styczności. Pozwala to na określenie kąta  $\varphi$  w zależności od  $s$  i  $r$ , stanowiących boki trójkąta prostokątnego  $O_1BM$ :

$$\cos \varphi = \frac{2r}{s}$$

Punkt  $M$  posiada współrzędne  $x_3 = \frac{s}{2}$  i  $y_3 = a$ .

Na podstawie tych danych określimy równanie stycznej

$$y - a = \operatorname{ctg} \varphi \left( x - \frac{s}{2} \right),$$

a stąd po wstawieniu relacji  $\operatorname{ctg} \varphi = \frac{\cos \varphi}{\sqrt{1 - \cos^2 \varphi}}$  i  $y = 0$  dostaniemy wartość graniczną  $x_1$ :

$$x_1 = \frac{s}{2} - a \sqrt{\left(\frac{s}{2r}\right)^2 - 1} \dots (9)$$

Podobnie dostaniemy drugą wartość graniczną

$$x_2 = \frac{s}{2} + a \sqrt{\left(\frac{s}{2r}\right)^2 - 1} \dots (10)$$

Możemy teraz przystąpić do rozwiązania całki z równania (4). Po wstawieniu wartości z równania (6) i (8) w równanie (4) otrzymamy zależność ilości dopływającej energii promienistej od granic całkowania  $x_1$  i  $x_2$  oraz parametrów  $a$  i  $s$ .

$$Q = (z_2 - z_1) \cdot \frac{E}{2} \int_{x_1}^{x_2} \left\{ \frac{1}{(x-s)^2 + a^2} \left[ ar + (x-s) \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2} \right] - \frac{1}{x^2 + a^2} \left[ a \cdot r - x \sqrt{x^2 + a^2 - r^2} \right] \right\} dx. \quad (11)$$

Całkę równania (11) rozbijamy na cztery części.

Pierwszą całkę, w postaci  $\int \frac{ar}{(x-s)^2 + a^2} dx$ , rozwiązujemy podstawiając  $\frac{x-s}{a} = \xi$ ; wówczas  $dx = a \cdot d\xi$  oraz  $\int \frac{ar}{(x-s)^2 + a^2} dx = r \int \frac{d\xi}{\xi^2 + 1} =$

$= r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \xi + C$ , a po wstawieniu wartości za  $\xi$

$$\int \frac{a \cdot r}{(x-s)^2 + a^2} dx = r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{x-s}{a} + C.$$

Bardziej skomplikowana jest druga całka o postaci

$$\int \frac{(x-s) \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2}}{(x-s)^2 + a^2} dx.$$

W pierwszym rzędzie staramy się o wyeliminowanie różnicy  $(x-s)$  przez podstawienie  $(x-s) = \eta$  i  $dx = d\eta$ ; wówczas

$$\frac{(x-s) \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2}}{(x-s)^2 + a^2} dx = \frac{\eta \sqrt{\eta^2 + a^2 - r^2}}{\eta^2 + a^2} d\eta. \quad (13)$$

Dalszym etapem jest wyeliminowanie pierwiastka przez podstawienie  $\sqrt{\eta^2 + a^2 - r^2} = \chi$ ; wówczas

$$\eta = \sqrt{\chi^2 - a^2 + r^2} \quad \text{oraz} \quad d\eta = \frac{\chi \cdot d\chi}{\sqrt{\chi^2 - a^2 + r^2}};$$

po wstawieniu tego w równanie (13) dostaniemy

$$f(x) = \frac{\chi^2 d\chi}{\chi^2 + r^2}.$$

Przedstawiona tu ułamkowa funkcja algebraiczna stanowi ułamek pozorny, z którego można będzie wydzielić funkcję całkowitą przez dzielenie

$$\chi^2 : (\chi^2 + r^2) = 1 - \frac{r^2}{\chi^2 + r^2}.$$

Po wprowadzeniu prawej strony równania pod całkę, możemy pierwszy wyraz bezpośrednio zcałkować

$$\int d\chi = \chi + C.$$

Drugi wyraz wymaga dalszego przekształcenia.

Wprowadzamy tu zmienną  $\Omega = \frac{\chi}{r}$ ,  $\chi = r \cdot \Omega$ ,  $d\chi = r \cdot d\Omega$  i wreszcie — po zcałkowaniu — dostaniemy

$$\int \frac{r^2}{\chi^2 + r^2} d\chi = r \int \frac{d\Omega}{\Omega^2 + 1} = r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \Omega + C.$$

Wprowadzając z powrotem wartość  $x$ , otrzymamy ostateczną postać drugiej całki

$$\int \frac{(x-s) \cdot \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2}}{(x-s)^2 + a^2} dx = \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2} - r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2}}{r} + C.$$

Całkowanie części trzeciej i czwartej przeprowadzamy analogicznie.

Po wstawieniu wszystkich całek w równanie (11) dostaniemy ostateczne równanie na obliczenie ciepła dopływającego do ściany za rurami

$$Q = (z_2 - z_1) \frac{E}{2} \left[ -r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{x-s}{a} - \sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2} + r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\sqrt{(x-s)^2 + a^2 - r^2}}{r} - r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{x}{a} + \sqrt{x^2 + a^2 - r^2} - r \cdot \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\sqrt{x^2 + a^2 - r^2}}{r} \right] \Bigg|_{x_1}^{x_2}. \quad (12)$$

Granice  $x_1$  i  $x_2$  obliczamy według wyżej podanych równań (9) i (10). Granice te, jak i wartość wyrazu w nawiasie graniastym równania (12) są wyrażone w jednostkach długości i są wprost proporcjonalne do promienia rury  $r$ . W celu uwolnienia się od zależności od  $r$  i wprowadzenia liczb bezwy-



miarowych, zastępujemy zmienne  $s$ ,  $a$  i  $x$  przez ilorazy  $s' = \frac{s}{r}$ ,  $a' = \frac{a}{r}$  i  $x' = \frac{x}{r}$ . Wówczas otrzymamy:

$$x'_1 = \frac{1}{2} s' - a' \sqrt{\left(\frac{1}{2} s'\right)^2 - 1} \quad (9')$$

$$x'_2 = \frac{1}{2} s' + a' \sqrt{\left(\frac{1}{2} s'\right)^2 - 1} \quad (10')$$

Szerokość względna pasów opromieniowanych, określonych granicami  $\frac{(x_2 - x_1)}{r}$ , w zależności od stosunku podziałki  $\frac{s}{r}$  i odległości od ściany  $\frac{a}{r}$  podana jest w tabeli I.

TABELA I.  
 $\frac{(x_2 - x_1)}{r} = f\left(\frac{a}{r}, \frac{s}{r}\right)$

$a/r$ \ $s/r$	2	3	4	5	6
1	0	2,236	3,464	4,762	5,658
2	0	4,472	6,928	9,165	11,314
3	0	6,708	10,392	13,748	16,970
4	0	8,944	12,856	18,330	22,628
5	0	11,180	17,320	22,913	28,284

Z tabeli tej widać, że — z wyjątkiem ściany stycznej do rur ( $a = r$ ) — zawsze szerokość pasa opromieniowanego jest większa od podziałki. Z tego wynika, że na ścianie nie ma miejsca zupełnie zacienionego. Natomiast znacznie większa szerokość pasa od podziałki przy większych odległościach  $a$  wskazuje na opromieniowanie równoczesne przez kilka szczelin, co bardzo przyczynia się do równomiernego ogrzania ściany.

Stosunkowe odległości graniczne, przy których szerokość równa się podziałce, zestawione są w tabeli II.

TABELA II.

$s/r$	3	4	5	6
$a/r$	1,061	1,033	1,021	1,014

Wartości podane wskazują, że już przy bardzo małych odległościach rur od ściany występuje opromieniowanie ciągłe.

Wyrażenie w nawiasie graniastym równania (12) po przekształceniu przybierze postać:

$$r \left[ -\arctg \frac{x' - s'}{a'} - \sqrt{(x' - s')^2 + a'^2 - 1} + \arctg \sqrt{(x' - s')^2 + a'^2 - 1} - \arctg \frac{x'}{a'} + \sqrt{x'^2 + a'^2 - 1} - \arctg \sqrt{x'^2 + a'^2 - 1} \right] \Big|_{x'_1}^{x'_2} = r \cdot \Delta f(x', a', s') = r \cdot \Theta \quad (12a)$$

Wartości funkcji  $\frac{\Delta f(x', a', s')}{2} = \frac{\Theta}{2}$  w zależności od  $s'$  i  $a'$  zestawione są w tabeli III.

TABELA III.

$a'$ \ $s'$	2	3	4	5	6
1	0	0,554	1,370	2,261	3,0645
2	0	0,384	1,506	2,263	3,186
3	0	0,397	1,369	2,092	3,196
4	0	0,550	1,322	2,264	3,194
5	0	0,572	1,369	2,263	3,195

Na wartość funkcji  $\frac{\Theta}{2}$  wywierają wpływ dwa sprzeczne ze sobą czynniki, a mianowicie rosnąca z odległością szerokość pasa opromieniowanego oraz wielkość kąta  $\varphi_1$  i  $\varphi_2$ , malejąca z odległością. Czynniki te kolejno przeważają, dając linię falistą. Jednakże zależność opromieniowania przez jedną szczelinę od odległości  $a$  daje się silniej odczuć tylko przy bardzo małych odstępach między rurami. Przy większych podziałkach wpływ odległości  $a$  zanika.

Ilość ciepła dostarczoną przez promieniowanie przez jedną szczelinę o długości  $(z_2 - z_1)$  do ściany za rurami obliczamy ostatecznie przy pomocy wzoru (13)

$$Q = (z_2 - z_1) \cdot E \cdot r \cdot \frac{\Theta}{2} \quad (13)*$$

Promieniowanie dostarczone do ściany ulega bądź absorpcji, bądź rozproszeniu. Ponieważ izolowana ściana nie oddaje ciepła na zewnątrz, musi zatem wysłać promieniowanie własne w ilości równej zaabsorbowanej. W sumie natężenie promieniowania ściany i promieniowania rozproszonego jest równe natężeniu promieniowania dopływającego. Promieniowanie to, podlegające prawu Lamberta, częściowo wydostaje się przez szczeliny między rurami do wnętrza komory, częściowo zaś natrafia na rury, gdzie ulega absorpcji i zużycowaniu. Stosunek ilości ciepła wypromiowanego do wnętrza komory do ogólnej ilości promieniowania określa ten sam co poprzednio współczynnik opromieniowania, obliczony przy pomocy równania (4). Reszta promieniowania ulega absorpcji na rurach. W celu określenia ilości ciepła traconej, należałoby współczynnik z równania (4)  $\frac{\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1}{2}$  podnieść do kwadratu i otrzymany

wynik zcałkować. Prowadzi to jednak do nadzwyczaj skomplikowanych równań, nieprzydatnych do praktycznych obliczeń. W celu uproszczenia zagadnienia wprowadzimy tu średni współczynnik opromieniowania całej ściany, otrzymany z równania (13), i ten podniesiemy do kwadratu. Dopuszczalne to jest wówczas, gdy rzeczywiste wartości tego współczynnika mało różnią się od wartości średniej. Występuje to szczególnie przy większych oddaleniach  $a$  rur od ściany. Szczegółową analizę tego współczynnika przeprowadzimy w dalszej części niniejszej pracy.

Na podstawie tego upraszczającego założenia, możemy określić ilość promieniowania, które za pośrednictwem ściany dostaje się do rur. Ilość ciepła dostarczonego do ściany na jednostkę długości i jedną szczelinę musi się równać ilości wtórnie wypromiowanej:

$$Q = (z_2 - z_1) \cdot E \cdot r \cdot \frac{\Theta}{2} = (z_2 - z_1) \cdot (x_2 - x_1) \cdot E_1 \quad (14)$$

gdzie

$E_1$  — Kal/m<sup>2</sup>godz. — jest natężeniem promieniowania rozproszonego, wysyłanego przez ścianę;

$x_2 - x_1 = s - m$  — podziałką rur.

\*) Otrzymane wyniki mają poza kotłami jeszcze znaczenie w piecach grzewczych przy określaniu ciepła dostarczanego do przedmiotów częściowo zacienionych przez inne przedmioty.



Ponieważ promieniowanie przez poszczególne szczeliny dodaje się, przez co otrzymujemy w przybliżeniu jednostajną temperaturę ściany, należy wprowadzić jako szerokość pasa podziałkę  $s$ .

Z promieniowania wtórnego uchodzi do wnętrza komory

$$Q_1 = (z_2 - z_1) \cdot E_1 \cdot r \frac{\Theta}{2}, \dots (15)$$

reszta zaś natrafia na rury. Zatem ilość ciepła zaabsorbowanego wyniesie

$$Q_{2r} = Q - Q_1.$$

Przy pomocy tych równań możemy wyeliminować wyrazy  $E_1$  i  $Q_1$ , otrzymując równanie (16)

$$Q_{2r} = (z_2 - z_1) \cdot E \cdot r \frac{\Theta}{2} \left[ 1 - \frac{1}{s} \cdot r \frac{\Theta}{2} \right]. (16)$$

Pozwala ono na obliczenie ilości ciepła dostarczonego pośrednio do rur.

Poza tym promieniowanie dopływa jeszcze bezpośrednio z komory do rur. Ilość tego promieniowania dostaniemy, odejmując od całkowitej ilości dostarczonej, ilość dopływającą do ścian za rurami

$$Q_{1r} = (z_2 - z_1) \cdot s \cdot E - Q = (z_2 - z_1) \cdot E \left( s - r \frac{\Theta}{2} \right). (17)$$

Ogółem do rur dopływa

$$Q_r = Q_{1r} + Q_{2r} = (z_2 - z_1) \cdot s \cdot E \left[ 1 - \left( \frac{r}{s} \right)^2 \left( \frac{\Theta}{2} \right)^2 \right]. (18)$$

Wyrażenie w nawiasie graniastym określa współczynnik absorpcji ściany  $\sigma$  przy założeniu, że rury pochłaniają promieniowanie w całości, zachowując się jak ciało doskonale czarne. Założenie to przyjmujemy na razie w celu ułatwienia dyskusji zależności współczynnika  $\sigma$  od  $a$  i  $s$ . Wartości obliczone ze wzoru (18a) zestawione są w tabeli IV.

$$\sigma = \left[ 1 - \left( \frac{r}{s} \right)^2 \left( \frac{\Theta}{2} \right)^2 \right]. \dots (18a)$$

TABELA IV.

$a' \backslash s'$	2	3	4	5	6
1	1	0,966	0,883	0,796	0,739
2	1	0,984	0,858	0,795	0,718
3	1	0,982	0,883	0,825	0,716
4	1	0,966	0,891	0,795	0,717
5	1	0,964	0,883	0,795	0,717

Widać tu wpływ rozstawu rur na wartość  $\sigma$ . Znaczący jednak należy, że wraz z rosnącą podziałką  $s$ ,  $\sigma$  maleje znacznie wolniej od stosunku powierzchni ogrzewanej rur do powierzchni ścian. Poza tym widać, że odległość  $a$  jest praktycznie bez wpływu na współczynnik absorpcji. Jednak stosowanie większych odległości  $a$  jest korzystne ze względu na równomierniejsze natężenie powierzchni rur, co zmniejsza natężenia termiczne w ściankach rur.

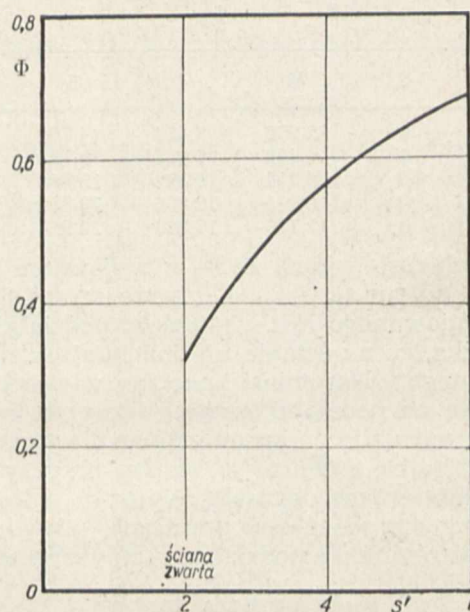
Interesująco przedstawia się zależność od podziałki stosunku natężenia powierzchni ogrzewanej do natężenia płaskiej ściany, obliczona z relacji

$$\Phi = \frac{E_r}{E_{sc}} = \frac{\sigma s}{2r\pi}.$$

Wartość tego stosunku  $\Phi$  przy  $a' = 5$  w zależności od  $s'$  podana jest na wykresie (rys. 5). Z wykresu tego widać znaczny wzrost wyzyskania powierz-

chni ogrzewanej rur wraz ze wzrostem podziałki. Na przykład, przy podziałce równej 3 średnicom rur ( $s = 6r$ ) wyzyskanie powierzchni rur jest przeszło 2 razy większe, niż przy rurach stykających się, bez zwiększenia maksymalnego natężenia.

Wynika stąd ważne prawidło dla konstrukcji ścian rurowych kotłów, mianowicie rury potrzebne dla utrzymania właściwej temperatury w komorze należy rozkładać równomiernie na wszystkich ścianach w możliwie dużych odstępach. Dostanie się wtedy łatwą i taną konstrukcją, przy równoczesnym dobrym wyzyskaniu powierzchni ogrzewanej rur ekranowych. W praktyce jednak stosuje się podziałki do 3,5 średnic rur, gdyż powyżej tej granicy wyzyskanie powierzchni rur różnie już nieznacznie.



Rys. 5. Zależność stosunku  $\Phi$  od podziałki.

Rzeczywiste powierzchnie częściowo pochłaniają padające promieniowanie, częściowo zaś rozpraszają. Stosunek promieniowania zaabsorbowanego do padającego jest określony współczynnikiem absorpcji. Współczynnik ten wynosi dla stali pokrytej zendrą 84,5%. Zatem rury absorbują z promieniowania dostarczonego 84,5%, resztę — to jest 15,5% rozpraszają. Części powierzchni, wystawione na bezpośrednie promieniowanie, wysyłają większą część promieniowania rozproszonego do wnętrza komory. Drobną tylko część dostaje się do ściany, bądź do sąsiednich rur. Ilość tę możemy pominąć. Podobnie przyjmujemy, że całkowita ilość ciepła rozproszonego przez tylne powierzchnie rur pada na ścianę, podczas gdy w rzeczywistości część uchodzi do komory. Popelniane tu błędy mają w obu wypadkach znaki przeciwne, tak że w sumie w znacznej części się znoszą. Promieniowanie tylnych powierzchni rur pada na ścianę, gdzie ulega zamianie na promieniowanie własne ściany. Promieniowanie to znowu częściowo pada na rury, częściowo uchodzi na zewnątrz. Teoretycznie promień odpływający ze ściany w kierunku rury przebiega po odbiciu od rur tę drogę nieskończenie wiele razy aż do zupełnego zaniku. W rzeczywistości jednak natężenie tego promieniowania bardzo szybko zanika. Po trzech przejściach pozostała ilość promieniowania jest



tak mała, że można ją pominąć bez szkody dla dokładności obliczeń.

Na przykładzie wyjaśnimy tok obliczeń. Przyjmujemy podziałkę  $s = 6r$  i odległość rur od ściany  $a = 5r$ . Ilość ciepła dopływającego do ściany za rurami w stosunku do całkowitej ilości promieniowania obliczamy z równania (14')

$$\frac{Q}{Q_0} = \frac{\theta}{2} \cdot \frac{r}{s} = \frac{3,195}{6} = 53,3\% \quad (14')$$

Z tego dopływa do rur

$$\frac{Q_{2r}}{Q_0} = \frac{r}{s} \cdot \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \frac{r}{s} \frac{\theta}{2} \right] = 24,9\% \quad (16')$$

Rury absorbują 84,5%, co w odniesieniu do całkowitego promieniowania wynosi  $24,9 \cdot 0,845 = 21,0\%$ , reszta zaś — w ilości 3,9% — wraca z powrotem do ściany. Ściana wysyła z powrotem do komory ilość określoną współczynnikiem  $\frac{r}{s} \cdot \frac{\theta}{2} = 53,3\%$ , wynoszącą  $3,9 \cdot 0,533 = 2,1\%$ , do rur dochodzi 1,8%, z czego rury pochłaniają  $1,8 \cdot 0,845 = 1,5\%$ , pozostaje 0,3%, które można pominąć. Ściana zatem oddaje do komory w sumie  $28,4 + 2,1 = 30,5\%$ .

Do przednich powierzchni rur dopływa 100 — 53,3 = 46,7% promieniowania. Z tego ulega absorpcji  $46,7 \cdot 0,845 = 39,3\%$ , zaś 7,4% odpywa do wnętrza komory. W sumie odpywa z powrotem do wnętrza komory  $30,5 + 7,4 = 37,9\%$ , zaś absorpcji ulega 62,1%. Ponieważ współczynnik absorpcji ściany przy rurach doskonale czarnych wynosi 71,7%, zatem skuteczny współczynnik absorpcji ścian rur wynosi  $\frac{62,1}{71,7} = 86,5\%$ , jest więc o 2% większy od rzeczywistego.

W praktycznych obliczeniach dostatecznie dokładne rezultaty dostaniemy, mnożąc wartości z tabeli IV przez współczynnik absorpcji powiększony o 2%.

Wyprowadzone wyżej równania pozwalają na obliczenie zastępczego współczynnika absorpcji ściany rurowej, są natomiast niewygodne do analizy rozkładu natężenia promieniowania powierzchni ścian i rur. Zagadnienie to można prościej rozwiązać metodą graficzną. Zadaniem konstrukcji graficznej jest określenie wartości funkcji  $\sin \varphi$  i  $\sin \varphi_2$  w zależności od  $x$ . Funkcje te określają miejscowy współczynnik opromieniowania, w myśl równania (4).

Kąt  $\varphi_1 = \sphericalangle BAN$  (rys. 3) zawarty jest, podobnie jak poprzednio, między styczną do obrysu rury, wyprowadzoną ze środka powierzchni  $dF$ , a normalną do tej powierzchni. Identyczną wartość posiada  $\sphericalangle BO_1D$ , zawarty między osią łączącą środki rur a promieniem  $O_1B$ , wrysowanym do punktu styczności, gdyż ramiona obu kątów są do siebie zgodnie prostopadłe. W celu wyznaczenia funkcji  $\sin \varphi_1$  zakreślamy z punktu  $O_1$  koło o promieniu  $r_1 = 1$  oraz przedłużamy promień  $O_1B$  do przecięcia się z tym kołem. Następnie wykreślamy z punktu  $E$ , przecięcia się przedłużonego promienia z kołem, prostą prostopadłą do osi  $O_1O_2$ . Długość odcinka  $EF$  można obliczyć z relacji  $EF = O_1E \cdot \sin \varphi_1$ , a ponieważ odcinek  $O_1E = 1$ , zatem wprost  $EF = \sin \varphi_1$ . Odcinek  $EF$  posiada znak

dodatni, podobnie jak  $\varphi_1$ , gdy punkt  $E$  znajdzie się między osią  $O_1O_2$  i osią  $x$ , zaś ujemny, jeżeli odcinek  $EF$  będzie leżeć nad osią  $O_1O_2$ .

Podobnie określamy  $\sin \varphi_2$  jako odcinek  $HG$  w kole o promieniu  $r_1 = 1$ , zakreślonym z punktu  $O_2$ , jednak znak tu będzie dodatni, gdy punkt  $G$  będzie nad osią  $O_1O_2$ , zaś ujemny w wypadku przeciwnym. W wyrażeniu (4) wchodzi  $\sin \varphi_2$  ze znakiem dodatnim, zaś  $\sin \varphi_1$  ze znakiem ujemnym. Skutkiem tego należy do odcinka  $GH = \sin \varphi_2$  dodawać odcinek  $EF = \sin \varphi_1$  ze znakiem przeciwnym, czyli odcinki nad osią  $O_1O_2$  należy zaopatrywać w znak dodatni, zaś pod osią — w ujemny.

Z równania (4) wynika dalej, że dopływ ciepła ( $d^2Q$  dodatnie) może istnieć tylko wtedy, gdy  $\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1$  jest większe od zera, a zatem odcinek nad osią  $O_1O_2$  większy od odcinka pod tą osią. W przeciwnym bowiem razie  $d^2Q$  musiałoby być ujemne, a więc istniałoby odpływ ciepła. Zjawisko to rzeczywiście zachodzi przez promieniowanie w kierunku rur. Stąd wynika warunek dla  $x$  granicznego, gdzie  $d^2Q = 0$ , że odcinek nad osią  $O_1O_2$  równa się odcinkowi pod tą osią. Warunek ten zostaje spełniony przez wspólną styczną do obu obrysów, przechodzącą przez środek odcinka  $O_1O_2$ . Punkt  $L$  przecięcia się tej stycznej z osią  $x$  określa  $x_1$  graniczne.

Przy obliczaniu ilości ciepła dostarczanego przez promieniowanie należy uwzględnić nie tylko promieniowanie przechodzące między rurą I i II, lecz również między rurami sąsiednimi, tak po dodatniej jak i ujemnej stronie osi  $x$ . Otrzymane odcinki, stanowiące sumy sinusów kątów granicznych, określają wielkość dopływu ciepła przez promieniowanie. By dostać liczby bezwymiarowe, zależne tylko od podobieństwa geometrycznego układu, zaś niezależne od warunków zewnętrznych, można podzielić długość tych odcinków przez maksymalną wartość funkcji  $y = \sin \varphi_2 - \sin \varphi_1$ . Maksymalną wartość otrzymuje ta funkcja przy nieograniczonym promieniowaniu płaszczyzny. Wówczas  $\varphi_1 = -\frac{\pi}{2}$ ,  $\varphi_2 = +\frac{\pi}{2}$ ,  $\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1 = 2$ .

Stąd długość  $l$  tych odcinków, podzielona przez 2 i pomnożona przez 100, daje procentowy współczynnik dopływu promieniowania, ograniczonego przez rury, względem promieniowania otwartej ściany:

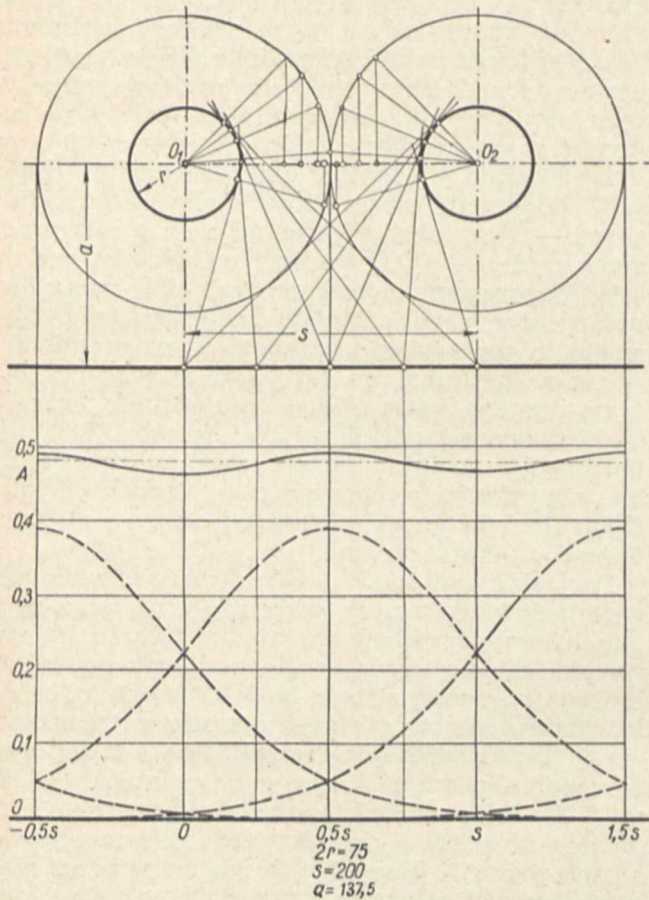
$$A = \left[ \sum_{k=2}^{k=2n} \sin \varphi_k - \sum_{i=1}^{i=2n-1} \sin \varphi_i \right] \frac{100}{2} \quad (19)$$

Wykreślając wartości współczynnika  $A$  jako rzędne odpowiednich wartości  $x$ , otrzymamy krzywą zależności dopływającego promieniowania od położenia  $dF$ . Ze względu na symetrię układu wystarczy określenie tej zależności dla  $x$  w granicach od 0 do  $S$ .

Stosując opisaną tu metodę wykreślną, obliczono odbiór promieniowania ściany ustawionej za rurami o średnicy 75 mm w odległości  $a = 137,5$  mm. Odstęp między rurami wynosił 200 mm. Konstrukcja ta podana jest na rys. 6, gdzie również wrysowano linie współczynnika  $A$  dla promieniowania przez poszczególne szczeliny między rurami oraz linię sumy. Jak widać z rysunku, ściana ta jest bardzo równomiernie opromieniana, przy



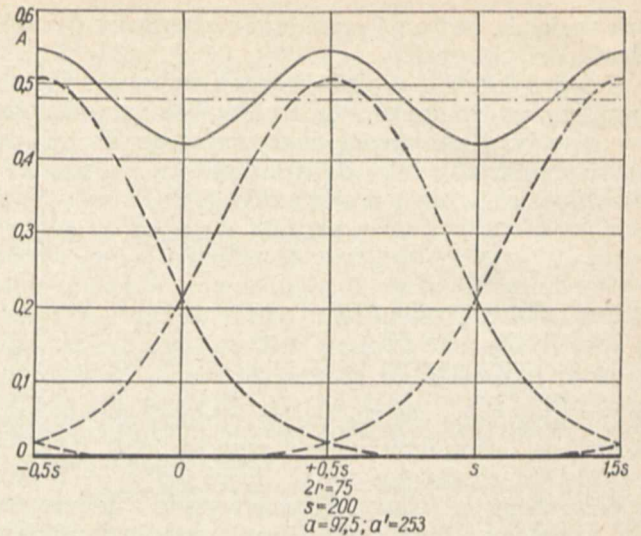
czym średni współczynnik opromieniowania  $A = 47,3\%$ , największy  $48,6\%$ , najmniejszy  $46,0\%$ . Jak widać, różnica między największą a średnią wartością  $A$  wynosi tylko  $1,3\%$ , a więc dla praktycznych celów można przyjąć, że temperatura ściany, która zależy od współczynnika  $A$ , jest na całej szerokości stała.



Rys. 6. Metoda wykreślna oznaczania opromieniowania ściany za rurami. Rozkład jednostajny.

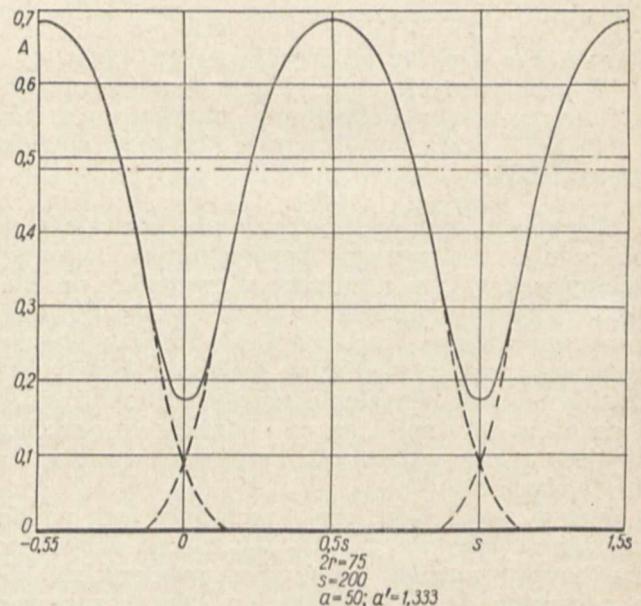
Przez pomnożenie średniego współczynnika  $A$  przez  $s' = \frac{s}{r}$  czyli przez iloraz podziałki  $s$  i promienia  $r$ , dostaniemy wyprowadzoną wyżej matematycznie wartość  $\frac{\theta}{2}$ , wchodzącą w równanie (13), określającą ilość promieniowania dostarczonego do ściany. Stosunek  $s' = \frac{s}{r}$  posiada tu wartość  $5,3334$ ,  $a' = 3,6867$ . Współczynnik  $\frac{\theta}{2}$  obliczony z równania (12a) posiada w tych warunkach wartość  $2,5712$ , natomiast oznaczony graficznie  $0,4736 \cdot 5,334 = 2,525$ . Różnica nie przekracza  $2\%$ , co jest w granicach błędu graficznego oznaczenia. Zgodność wyników jest doskonałą kontrolą słuszności obu metod.

W celu określenia wpływu odległości  $a$  na rozkład opromieniowania wzdłuż ściany, wyznaczono graficznie krzywą współczynnika opromieniowania  $A$  w zależności od  $x$  przy  $a = 2,53r$  i  $a = 1,333r$ . Wykresy te podane są na rys. 7 oraz 8. Współczynnik  $A$  przy  $a = 2,53$  zmienia się w granicach od  $0,425$  do  $0,545$ , przy czym średni współczynnik  $A$  wynosi  $0,486$ . Zatem różnica między



Rys. 7. Prawie jednostajny rozkład opromieniowania ściany za rurami.

maksimum i średnią wartością wynosi  $0,059$ , stanowiąc  $12,1\%$ , oraz między minimum i średnią  $0,061$  co odpowiada  $12,5\%$ . Widać, że różnice w opromieniowaniu nie są jeszcze zbyt wielkie, są jednak znacznie większe niż poprzednio. Znacznie większe różnice zachodzą przy  $a = 1,333r$  (rys. 8). Tutaj maksimum wynosi  $0,687$ , minimum  $0,180$ , zaś średnia wartość równa się  $0,4867$ . Różnica między maksimum a średnią wynosi  $41,1\%$ , między minimum a średnią  $63,0\%$ . Opromieniowanie jest tu już wybitnie niejednostajne, jednak jeszcze ciągle.



Rys. 8. Niejednostajny rozkład opromieniowania ściany za rurami.

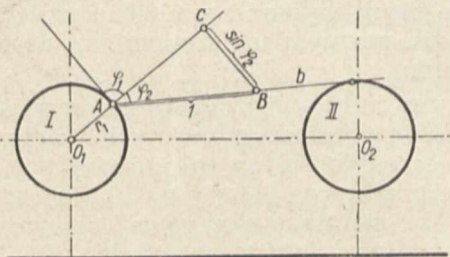
Na str. 276 podano równanie (18), określające całkowitą ilość ciepła, dostarczoną do rur przez promieniowanie. W równanie to wchodzi wyrażenie  $\frac{\theta}{2s}$  w drugiej potęgze. Wyrażenie to równa się średniej wartości współczynnika opromieniowania  $A_{sr} = \frac{\theta}{2s}$ . Na podstawie przeprowadzonej wyżej dyskusji nad rozkładem opromieniowania będzie-



my mogli określić, kiedy będzie można wprowadzić do równania (18)  $\left(\frac{\theta}{2s}\right)^2$  zamiast średniej z kwadratów współczynników opromieniania  $\frac{1}{x} \int A^2 dx$ . Przy  $a = 3,6667 r$ ,  $M = \left(\frac{\theta}{2s}\right)^2 = 0,2242$ , zaś  $N = \frac{1}{s} \int_0^s A^2 dx = 0,2245$ , zatem różnica praktycznie

nie istnieje. Dla  $a = 2,53 r$ ,  $M = 0,232$ ,  $N = 0,2338$ . Różnica wynosi tu 1%, jest więc jeszcze dopuszczalna. Natomiast przy  $a = 1,333 r$ ,  $M = 0,237$ , zaś  $N = 0,2679$ . Różnica wynosi tu już 11,6%, jest więc już za wielka. Za granicę stosowalności wzoru (18) przyjąć można  $a = 2,5 r$ . Przy  $a$  mniejszych, wzór (18) daje wartości za duże, gdyż  $M$  jest mniejsze od  $N$ . Wynika stąd dalej, że ilość ciepła zaabsorbowanego rośnie wraz z odległością  $a$ , jednak tylko do  $a = 2,5 r$ , dalej zaś pozostaje praktycznie stała.

Dalszą część zagadnienia stanowi odbiór promieniowania bezpośrednio przez rury. Zagadnienie to rozwiążemy również graficznie (rys. 9). Podobnie jak w poprzednim rozważaniu, wyjdziemy z równania (4), wyznaczając graficznie sinus kąta granicznego. Powierzchnie opromieniwane są tu krzywe i są określone tworzącymi walca, stanowiącego zewnętrzną ścianę rury. Zatem rozumowanie nasze będzie się odnosiło do nieskończonej małych powierzchni, które możemy uważać za płaskie. Prostymi normalnymi do tych powierzchni elementarnych są promienie, i od nich należy mierzyć kąty  $\varphi_1$  i  $\varphi_2$ . Ponieważ zewnętrzna powierzchnia rury nie jest niczym zasłonięta, kąt  $\varphi_1$  jest z reguły zawarty między promieniem a styczną  $a$  w badanym punkcie, wynosi zatem  $\varphi_1 = \frac{\pi}{2}$ . Natomiast kąt  $\varphi_2$  ograniczony jest przez sąsiednie rury. W celu wyznaczenia tego kąta wykreślamy z badanego punktu  $A$  (rys. 9), na obry-



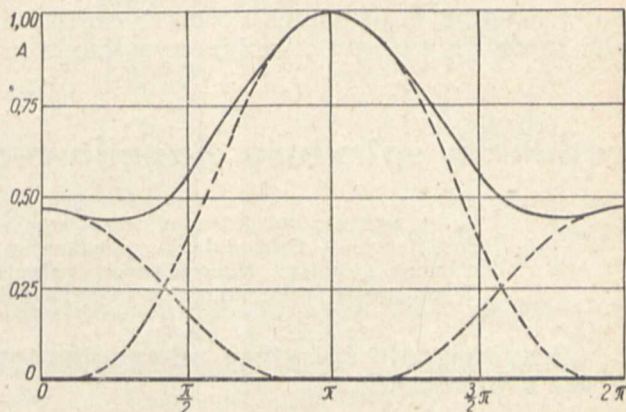
Rys. 9. Oznaczenie graficzne odbioru promieniowania przez rury.

sie rury I, styczną  $b$  do obrysu rury II. Kąt zawarty między styczną  $b$  do koła II i promieniem  $r_1$  koła I jest szukanym kątem  $\varphi_2$ . Sinus kąta  $\varphi_2$  oznaczamy, odcinając na stycznej  $b$  odcinek  $AB$  o długości jednostki i wykreślając z punktu  $B$  prostą prostopadłą do promienia  $r_1$ . Otrzymany odcinek  $BC$  jest sinusem kąta  $\varphi_2$ . Kąty i ich sinusy, znajdujące się po prawej stronie normalnej  $r_1$ , uważać będziemy za dodatnie, po stronie lewej — za ujemne. Z tego wynika, że przy dyskusji prawej strony rury kąt  $\varphi_1$  będzie zawsze ujemny, zaś jego sinus, wprowadzony do sumy ze znakiem przeciwnym w myśl równania (4), posiadać będzie war-

tość  $+1$ . Suma  $(BC + 1)$ , podzielona przez 2 i pomnożona przez 100, da nam procentowy współczynnik  $A$  dopływu promieniowania ograniczonego, względem promieniowania otwartej ściany:

$$A = \frac{\sin \varphi_2 + 1}{2} \cdot 100\%.$$

Do rur dopływa promieniowanie rozproszone tak z wnętrza komory, jak też ze ściany, przy czym promieniowania te się dodają. W dyskusji przyjmujemy, że temperatura ściany jest jednakowa we wszystkich miejscach. Jest to dopuszczalne dla  $a$  większych od  $2,5 r$ , w myśl przeprowadzonych wyżej rozważań.



Rys. 10. Rozkład współczynnika  $A$ , procentowego dopływu promieniowania do rury, na jej obrysie.

Na rys. 10 wskreślono wartości współczynnika opromieniwania w zależności od położenia badanej powierzchni na obrysie rury, dla  $s' = 5,333$  i  $a' = 3,667$ . Rzędne stanowią rozwinięcie tego obrysu. Wrysowane są tam wartości współczynnika opromieniwania od strony wnętrza komory, od strony ściany i sumaryczne wartości tego współczynnika. Z wykresu widać, że współczynnik opromieniwania posiada na całym obwodzie dwa maksyma i dwa minima. Maksimum większe o wartości  $A = 1$  znajdzie się na tworzącej zwróconej w stronę wnętrza komory, maksimum mniejsze — o wartości 0,473 — leży na tworzącej najbliższej ściany. Z obu boków znajdują się minima o jednakowej wartości 0,400. Widać tu znaczny wpływ wtórnego promieniowania ściany na wyzyskanie tylnych powierzchni rur i ujednostajnienie dopływu ciepła, co korzystnie się odbija na zmniejszeniu naprężeń termicznych w ściankach rur.

### Streszczenie

W niniejszej rozprawie przeprowadzono matematyczną analizę zjawisk przy pochłanianiu promieniowania przez ścianę chłodzoną rurami. Wyprowadzono tu ogólne wzory na obliczenie ilości pochłanianego promieniowania oraz podano graficzną metodę badania rozkładu promieniowania na ścianie i powierzchni rur. Na podstawie otrzymanych równań przeprowadzono dyskusję w celu określenia najlepszego rozkładu rur i odstepu od ściany. Na szczególnych przykładach wykazano, że przez rozstawienie rur w podziałce równej 3 średnicom można otrzymać przeszło dwukrotnie lepsze wyzyskanie powierzchni ogrzewanej, niż przy ścianach rurowych zwartych. Dalej



stwierdzono, że przez ustawienie rur w odległości większej od 1,25 średnic, promieniowanie wtórne ściany praktycznie zupełnie równomiernie nasświetla tylne powierzchnie rur, tak że natężenie ciepłne powierzchni zacięionej rur wynosi około połowy maksymalnego natężenia powierzchni rur od strony wnętrza komory. Wyprowadzono dalej ważne prawidłó dla praktyki, że rury potrzebne do utrzymania niezbyt wysokiej temperatury w komorze należy rozmieszczać zupełnie równomiernie na wszystkich ścianach, dając między nimi możliwie duże odstępy. W każdym razie podziałka rur nie powinna być mniejsza od dwu średnic, gdyż w przeciwnym razie powierzchnia ogrzewana jest mało wyzyskana i istnieją duże różnice między natężeniem przednich i tylnych części rur. Dalej należy ze względu na dobre wyzyskanie rur

i jednostajną temperaturę ściany ustawić je w odległości od ściany równej lub większej od 1,25 średnic.

**Absorption par les parois tubulaires des chaudières à vapeur de la chaleur rayonnée**

**S o m m a i r e :**

Analyse mathématique de l'absorption de la chaleur de rayonnement par une paroi refroidie au moyen des tubes d'eau. Formule générale exprimant la quantité de chaleur absorbée par une paroi. Conclusions qui en résultent; détermination du meilleur (pour la pratique) écartement des tubes, ainsi que de l'espace entre eux et le mur. Méthode graphique de l'analyse de la répartition du rayonnement absorbé le long du mur et au contour des tubes. Exemples de la pratique.

**Produkcja spirytusu napędowego \*)**

Dr inż. L. Kowalczyk

*Otrzymywanie spirytusu odwodnionego wprost z brzeczki (bez wytwarzania surówki, jako stadium pośredniego). — Odwadnianie spirytusu w Polsce (zakłady odwadniające, stosowane metody). — Zastosowanie spirytusu odwodnionego; zużycie do celów napędowych w stosunku do ogólnej produkcji. — Wymagania, jakim powinien odpowiadać spirytus odwodniony.*

**IV. Otrzymywanie spirytusu odwodnionego wprost z brzeczki**

**O**TRZYMYWANIE spirytusu odwodnionego metodami azeotropowymi z odfermentowanych zacierów wymaga zasadniczo dwóch oddzielnych procesów:

- a) oddestylowania spirytusu i stężenia go do mocy surówki na odpowiedniej aparaturze rektyfikacyjnej,
- b) odwodnienia otrzymywanej surówki.

Proces pierwszy dokonywany jest od razu w gorzelnii (wraz z częściowym oczyszczeniem spirytusu od aldehydów), przy czym zużycie pary dla 10<sup>0</sup>/<sub>0</sub>-go zacieru melasowego wynosi do 300 kg na 1 hl 100<sup>0</sup> surówki o mocy 92<sup>0</sup>. Dla odwodnienia takiej surówki (metodą Usines de Melle) wymagane jest co najmniej 200 kg pary na 1 hl 100<sup>0</sup> spirytusu (zakład o zdolności produkcyjnej 300 hl/dobę). Całkowity zatem rozchód pary na 1 hl spirytusu odwodnionego przy takim sposobie pracy wynosi ok. 500 kg.

W r. 1929 opracowana została przez H. Guinot'a (Usines de Melle) metoda produkcji spirytusu odwodnionego z odfermentowanych zacierów, bez otrzymywania surówki jako stadium pośredniego<sup>9)</sup>. Metoda ta opiera się na następujących podstawach:

- 1) Otrzymywane w gorzelnii (w aparacie wzmacniającym) wysokoprocentowe opary alkoholowe nie są kondensowane (tworzyłyby wtedy surówkę), lecz kierowane bezpośrednio do odwadniania. Pozwala to uzyskać b. duże oszczędności na parze grzejnej w aparaturze odwadniającej, gdyż ogrzewa się ją ciepłem, dostarczonym z parami spirytusu, a węzow-

nica czy elementy grzejne dostarczają tylko resztę niezbędnego ciepła.

- 2) Odfermentowaną brzeczkę podgrzewa się przed destylacją za pomocą wrzącego wywaru, opuszczającego aparat odpędowy.
- 3) Opary spirytusowe z kolumny odpędowej (moc 45<sup>0</sup> — 60<sup>0</sup>) ogrzewają prawie całkowicie kolumnę odwadniającą (para doprowadzana jest tylko w niezbędnej ilości do regulowania ciśnienia i temperatury w kolumnie).

Dla stosunków polskich, gdzie istnieje ustawowy obowiązek stężania wywaru w gorzelnicach przemysłowych, można z oszczędnością pary przy produkcji spirytusu odwodnionego bezpośrednio z brzeczki pójść jeszcze dalej, używając pary odłotowej ze stacji wyparek wielodziałowych (pracujących pod pewnym nadciśnieniem), do ogrzewania kolumn.

Takie czy inne przeprowadzenie bezpośredniego odwadniania prefermentowanych zacierów daje znaczne oszczędności na energii cieplnej (rozchód pary nie przekracza 350 kg na hl 100<sup>0</sup> spirytusu), a wskutek tego ma przewagę nad otrzymywaniem spirytusu odwodnionego z surówki.

Druga zaleta tej metody wynika z produkcji spirytusu na miejscu, wskutek czego odpadają koszty przewozu surówki do zakładu odwadniającego. Koszty te w zależności od odległości stanowią następujący udział w kosztach odwadniania:

Odległość w km	30	50	100	150	200	300
Koszty transportu w stosunku do kosztów produkcji stanowią	6,4%	8,4%	13,6%	17,0%	20,0%	25,0%

Trzecia korzyść z bezpośredniego połączenia gorzelnii przemysłowej z aparaturą odwadniającą otrzymuje się ze zmniejszenia kosztów administracyjnych, robocizny, aparatury itp.

\*) Dokończenie do str. 245/251 w zesz. 9 z r. b.

9) Tzw. quatrième technique.



Przytoczone dane wskazują korzyści techniczne i gospodarcze, wynikające z produkcji spirytusu odwodnionego bezpośrednio z brzcзки. Przewaga metody tej nad metodą surówkową znalazła w niektórych państwach całkowite zrozumienie, co wyraża się np. we Francji pracą wg tej metody 9 aparatów, w Irlandii 5 (tzn. wszystkich) itd.

Aparatura do produkcji spirytusu odwodnionego wprost z brzcзки została zainstalowana w r. 1932 w Żyrardowie. Jednak próby odwadniania w r. 1933 nie dały spodziewanych rezultatów, wskutek czego aparat w następnym roku został przerobiony na aparat wyłącznie surówkowy.

Z braku miejsca nie podaję szczegółowego opisu aparatury brzczkowej, jednak zaznaczę, że obecnie do produkcji spirytusu odwodnionego wprost z brzcзки dostosowane zostały nie tylko metody azeotropowe (Usines de Melle, drawinolowa), lecz również metoda Hiag.

Na zakończenie dodam, że metoda brzczkowa znajduje się dopiero w fazie rozwoju i możliwe jest tu jeszcze osiągnięcie dalszych korzyści.

## V. Odwadnianie spirytusu w Polsce

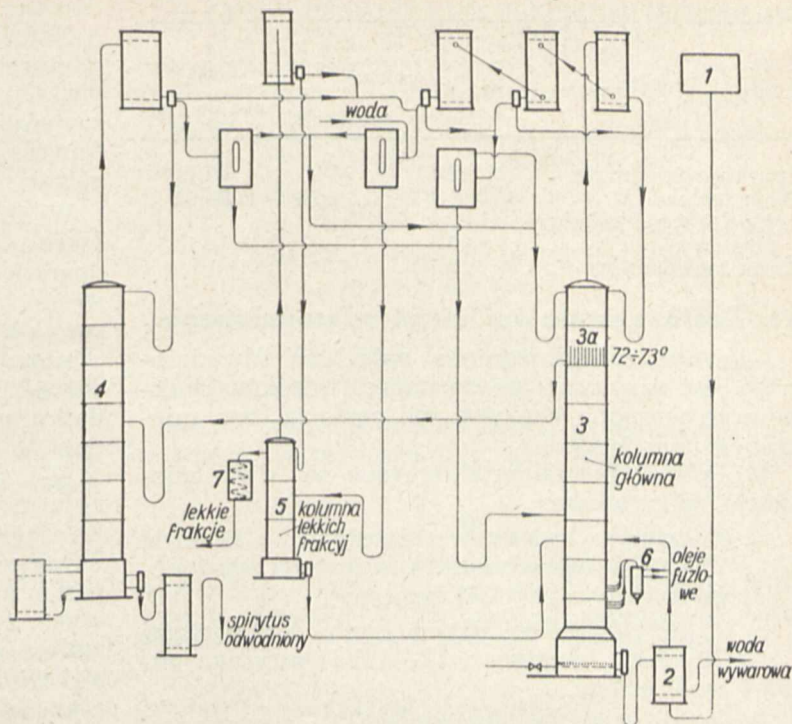
Odwadnianie spirytusu w Polsce należy do najmłodszych gałęzi przemysłu w ogóle, a spirytusowego w szczególności, ponieważ w Polsce spirytus odwodniony został otrzymany po raz pierwszy 10 lat temu (styczeń 1928 r.). Czynne obecnie trzy zakłady odwadniające, zostały uruchomione w następującej kolejności:

L. p.	Nazwa zakładu	Data uruchomienia
1	Kutno . . . . .	styczeń 1928 r.
2	Żyrardów . . . . .	maj 1932 r.
3	Kutno-B . . . . .	sierpień 1935 r.
4	Lwów-Z . . . . .	listopad 1936 r.

Wszystkie fabryki spirytusu odwodnionego w Polsce pracują wg azeotropowych metod francuskiego konsorcjum „Usines de Melle“ (dawniej: Distilleries des Deux-Sèvres), przy czym jako czynnik odwadniający stosowana jest mieszanina chem. czystego benzolu i wąskofrakcyjnej benzyny (w stosunku 2:1), wrzącej w granicach temperatur 100 — 101° C (Polmin).

Odwadnianie surówki połączone jest z równoczesnym częściowym jej oczyszczaniem od ubocznych produktów fermentacji, tak że w ostatecznym efekcie otrzymuje się stosunkowo czysty spirytus odwodniony o mocy co najmniej 99,9<sup>0</sup>. Straty spirytusu przy odwadnianiu wynoszą praktycznie ok. 0,7<sup>0</sup>%, zaś środka odwadniającego — 0,05 ÷ 0,15<sup>0</sup>% (w stosunku do otrzymanego spirytusu odwodnionego).

Obydwa aparaty w Kutnie oraz aparat w Żyrardowie zbliżone są sposobem pracy do pat. polskiego Nr. 5718, który obejmuje w ogóle jedną z pierwszych metod odwadniania spirytusu — metodą azeotropową w sposób ciągły. Zasady tej me-



Rys. 7. Schemat odwadniania metodą Usines de Melle (fabryka we Lwowie).

tody podane zostały wyżej w opisie odwadniania sposobem Usines de Melle (rys. 1).

Sposób pracy Lwowa-Z opiera się całkowicie na pat. polskim Nr. 17784<sup>10)</sup> i różni się zasadniczo od poprzednich. Dlatego też uważam za wskazane podać odpowiedni schemat aparatury odwadniającej wg tej metody (rys. 7).

Surowka ze zbiornika 1 przez podgrzewacz 2 zasila główną kolumnę 3, w której następuje zmieszanie ze środkiem azeotropującym.

Z punktu 3a kolumny głównej odprowadza się mieszaninę spirytusu odwodnionego i azeotropu trójskładnikowego na kolumnę 4, gdzie następuje rozdzielenie tych składników i czysty spirytus odwodniony odbierany jest u dołu tej kolumny. Azeotrop trójskładnikowy z kolumny 3 i 4 po skropleniu przerabiany jest w sposób, opisany przy metodzie Usines de Melle, na środek azeotropujący i spirytus uwodniony. Środek azeotropujący kierowany jest na górę kolumny głównej, zaś spirytus uwodniony na jej dół, do wzmocnienia.

Oleje fuzlowe odbierane są u dołu kolumny 3 w postaci uwodnionej w analogiczny sposób, jak przy rektyfikacji spirytusu (przez przemywacz 6).

W wyniku procesu odwadniania surowki otrzymuje się trzy produkty: spirytus odwodniony, oleje fuzlowe i lekkie frakcje z odwadniania. Sprawa zużycia dwóch pierwszych produktów nie nastęrcza żadnych trudności, natomiast lekkie frakcje do niedawna znajdowały minimalne zastosowanie, obecnie są oczyszczane na spirytus do denaturacji<sup>11)</sup>.

Wydajność poszczególnych produktów zależy od składu wziętego do odwadniania surowca. Z grubsza można przyjąć następujące wydajności (w % obj.).

<sup>10)</sup> Lwów-Z sposobem przeprowadzania samego procesu odwadniania jest podobny do metody „quatrième technique“ (produkcja spirytusu odwodnionego z brzcзки).

<sup>11)</sup> Przem. Chem. 1937 r., zesz. 1, 2, 3 i 4.



Produkt	Surowiec		
	surówka		rekt. III gat. (domieszka 20% do sur. roln.)
	rolnicza	przemysł.	
Spirytus odwodniony . . .	98,2	98,1	97,7
Oleje fuzlowe . . . . .	0,4—0,5	0,3—0,4	0,3—0,6
Lekkie frakcje z odwadniania . . . . .	0,8	1	1,0—1,2
Zanik fabrykacyjny . . .	0,5	0,5	0,5

## VI. Zastosowanie spirytusu odwodnionego

Głównym zastosowaniem spirytusu odwodnionego jest zużywanie go do napędu silników spalinyowych wespół z benzyną pod postacią t.zw. mieszanek napędowych.

W Polsce obecnie produkowane są dwie mieszanki spirytusowe:

- do napędu traktorów rolniczych o składzie 75—85% odwodnionego spirytusu skażonego i reszty nafty lub benzyny;
- do innych celów napędowych o zawartości 78—84% benzyny i 22—15% spirytusu odwodnionego.

Poza tym spirytus odwodniony stosowany jest jako dobry rozpuszczalnik do wyrobu politur i lakierów oraz do środków syntetycznych, wybuchowych, chlorku etylu, eteru itd. Nie wdając się w szczegółowe wyliczenia tych zastosowań, należy stwierdzić, że zastosowanie do celów napędowych stanowi pozycję przytłaczającą wszelkie inne i w poszczególnych okresach budżetowych stanowiło następujący procent ogólnej konsumpcji spirytusu odwodnionego:

Okres budżetowy	Spirytus napędowy stanowi % konsumpcji spirytusu odwodnionego
1928/29	7,05
1929/30	93,92
1930/31	98,26
1931/32	95,54*)
1932/33	98,50
1933/34	99,56
1934/35	99,26
1935/36	99,22
1936/37	96,73

Dane te zostały podane na wykresie rys. 8.



Rys. 8. Zużycie w Polsce spirytusu odwodnionego do napędu, w porównaniu ze zużyciem całkowitym.

\*) Załamanie w latach 1931/32 wywołane zostało nieprzychylnym stanowiskiem firm naftowych w stosunku do mieszanek spirytusowych. Zawarcie nowej umowy usunęło tę przeszkodę.

Należy jeszcze rozpatrzyć, jakie możliwości rozwojowe posiada spirytus jako paliwo samochodowe. Oprócz rozważań teoretycznych, związanych z wyczerpywaniem się ropy naftowej oraz z właściwościami technicznymi spirytusu, wiele wskazuje może tu dać statystyka.

Według Bureau of Foreign and Domestic Commerce w r. 1931 zużycie benzyny do celów napędowych w 59 państwach na całej kuli ziemskiej wyniosło krągło  $86 \cdot 10^9$  l<sup>12</sup>), nie licząc innych materiałów pędnych, np. benzolu. Udział samych Stanów Zjednoczonych Am. Pn. w tej ilości stanowił  $64 \cdot 10^9$  l benzyny. Przyjmując tylko 10% dodatku spirytusu do benzyny, można by zużyć do napędu 86 000 000 hl spirytusu rocznie. Jednak w r. 1931 zużyto w tym celu tylko 2 066 000 hl spirytusu, co stanowi zaledwie 2,4% ilości możliwej. Ze względu na to, że już w najbliższych 100 latach najpoważniejsi geolodzy przepowiadają wyczerpanie się źródeł ropy naftowej, należy przypuszczać, że w najbliższych kilkudziesięciu latach wzrost spożycia spirytusu do napędu będzie musiał wielokrotnie wzrosnąć.

Do ciekawych wniosków można dojść, porównując zużycie spirytusu do napędu w stosunku do całkowitej jego produkcji. Procent ten w państwach o wysokim stopniu motoryzacji jest b. duży, w Polsce natomiast, gdzie okres stosowania spirytusu do napędu nie przekroczył jeszcze 10 lat, stosunkowo niewielki. Procent ten w różnych państwach wynosi (za rok 1934):

Państwo	Stosunek spirytusu napędowego do całkowitej produkcji	Spirytus odwodniony hl
Stany Zjednoczone A. P.	65,0%	—
Niemcy . . . . .	58,6%	2 100 000
Francja . . . . .	45,4%	2 000 000
Czechosłowacja . . . . .	58,7%	566 000
Węgry . . . . .	39,4%	104 000
Austria . . . . .	24,3%	51 000
Włochy . . . . .	18,8%	70 000
Polska . . . . .	12,4%	89 330

Zestawienie to wskazuje, jakie możliwości posiada jeszcze do wykorzystania spirytus odwodniony w Polsce. Zakładając, że pod względem naturalnych środków napędowych Polska znajduje się w jednakowych warunkach ze Stanami Zjednoczonymi i Czechosłowacją, można przypuszczać, że i w Polsce możliwe jest zastosowanie do napędu co najmniej połowy całkowitej produkcji spirytusu. Wniosłoby to przy obecnej produkcji ok. 40 milionów litrów 100% spirytusu do napędu, a więc czterokrotnie więcej niż obecnie.

Przewidywanie, kiedy to nastąpi, jest b. trudne, bowiem decydujące znaczenie ma tu szereg czynników, jak:

- 1) rozwój motoryzacji kraju,
- 2) spadek produkcji ropy naftowej i gazoliny,
- 3) udział spirytusu w ogólnej produkcji środków napędowych,
- 4) ilościowa zawartość spirytusu w mieszankach napędowych itp.

<sup>12</sup>) M. Klar, Fabrikation von absolutem Alkohol... (1937), str. 6.



Liczyć się jednak trzeba z tym, że zbyt spirytusu odwodnionego w Polsce w ciągu najbliższych lat przekroczy zdolność produkcyjną zakładów odwadniających, wskutek znacznego wzrostu motoryzacji (wzrost ilości samochodów w Polsce w ciągu ostatnich dwu lat wynosi 39<sup>0/0</sup>).

### VII. Wymagania stawiane spirytusowi odwodnionemu

Wzrost zużycia spirytusu odwodnionego, techniczne usprawnienie metod odwadniania oraz żądania odbiorców, zmuszają do stawiania spirytusowi odwodnionemu coraz ostrzejszych wymagań.

Obecne polskie wymagania należą do najostrzejszych, bowiem spirytus odwodniony musi odpowiadać następującym warunkom:

- 1) Powinien być przereczysty i klarowny, tj. nie zawierać żadnych mętów (zanieczyszczeń mechanicznych).
- 2) Powinien być bezbarwny, tj. zabarwienie jego nie powinno być ciemniejsze od zabarwienia roztworu 2 mg  $K_2Cr_2O_7$  na 1 l wody destylowanej.
- 3) Powinien posiadać właściwy sobie zapach.
- 4) Moc spirytusu odwodnionego, mierzona termoareometrem gęstościowym i odczytana w „Tablicy do oznaczania zawartości alkoholu w odwodnionym spirytusie w procentach objętościowych“, powinna wynosić w 15 C co najmniej 99,9<sup>0/0</sup> obj.

- 5) Zawartość ubocznych produktów fermentacji w 1 l nie może wynosić więcej niż:
  - a) aldehydów . . . . . 0,2 g
  - b) kwasów (w przeliczeniu na kwas octowy) 0,03 „
- 6) Łączna zawartość benzolu i benzyny nie może wynosić więcej niż 0,1<sup>0/0</sup> obj.
- 7) a) Pozostałość po odparowaniu 1 l w 100<sup>0</sup> nie powinna wynosić więcej niż 0,01 g;  
b) zawartość popiołu w 1 l nie może wynosić więcej niż 0,004 g;  
c) zawartość chloru w 1 l nie powinna wynosić więcej niż 0,001 g.
- 8) Nie powinien zawierać miedzi.

Na zakończenie należy dodać, że polski spirytus odwodniony wymaganiom tym odpowiada całkowicie.

W opisie metody Hiag mylnie podano procent zużycia spirytusu odwodnionego na przygotowanie roztworów soli. Ilość ta wynosi: 8 — 10<sup>0/0</sup> spirytusu, znajdującego się w obiegu, lub 30 — 50<sup>0/0</sup> w stosunku do ilości octanów.

### Production de l'alcool deshydraté

Sommaire:

(suite et fin)

Production de l'alcool deshydraté directement des moûts fermentés. Deshydratation de l'alcool en Pologne (usines, méthodes employées). Application de l'alcool deshydraté; son consommation comme constituant du carburant par rapport a sa production totale. Exigences qu'on pose à l'alcool deshydraté.

## M o l i b d e n

### (Minerały, złoża, przeróbka kruszców, metalurgia, zastosowania przemysłowe, produkcja i ceny \*)

*Przeróbka kruszców zawierających molibdenit. — Wzbogacanie kruszców przez flotację: opis tej metody, wyniki otrzymywane, koszty. — Metody otrzymywania czystego molibdenu i jego związków. — Zastosowanie czystego molibdenu. — Zastosowania stopów molibdenu. — Zastosowanie molibdenu w przemyśle chemicznym.*

### III. Przeróbka kruszców zawierających molibdenit

**K**RUSZEC molibdenitowy eksploatowany na większości kopalń jest na ogół niskoprocentowy, gdyż, jak wyżej zaznaczono, największe z dotychczas znanych złóż molibdenitu Climax w Kolorado, posiada średnią zawartość molibdenitu 0,84<sup>0/0</sup>, złoża zaś norweskie posiadają jeszcze mniejszą zawartość molibdenitu, dochodzącą do 0,4<sup>0/0</sup>, a nawet i niżej. Dlatego też tani a skuteczny sposób wzbogacania kruszców molibdenitowych decyduje o możliwościach ich rentownej eksploatacji.

Początkowo stosowano elektrostatyczny sposób wzbogacania kruszców molibdenitowych, lecz wkrótce zarzucono go, gdyż nie pozwala on na oddzielenie innych siarczków w koncentratkach i na-

daje się tylko do bogatych, gruboziarnistych kruszców molibdenitowych.

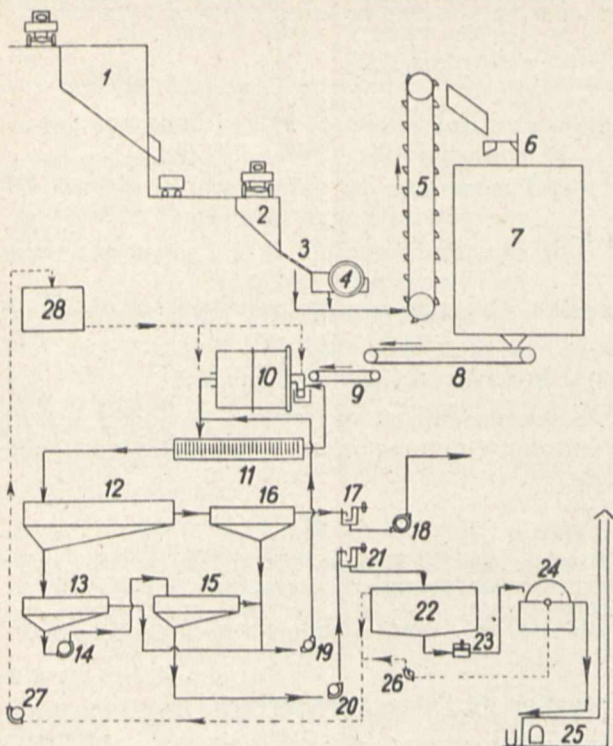
Molibdenit jest minerałem, który flotuje się bardzo łatwo i kruszce molibdenitowe były jednymi z pierwszych, do których ten sposób wzbogacania zastosowano. W Stanach Zjednoczonych i w Kanadzie stosowano jeszcze przed wojną flotację systemem Wooda, w Norwegii flotację olejowo-próżniową systemem Elmore, zaś w Australii flotację według patentu Mineral Separation. Obecnie flotacja jest wyłącznie używanym sposobem wzbogacania kruszców molibdenitu.

Dla zobrazowania przebiegu wytwarzania koncentratów molibdenitowych opisano poniżej schematy wzbogacania kilku zakładów przerobczych kopalń molibdenitu.

Kruszec surowy z kopalni R i S, *Questa, Taos County, Nowy Meksyk*<sup>9</sup> dostarcza się samochodami ciężarowymi do dużego zbiornika I (patrz

\*) Ciąg dalszy do str. 216/23 w zesz. 7/8 z r. b.





Rys. 4. Schemat wzbogacania kruszcu molibdenitowego na kopalni „R” i „S” N. Meksyk.

1 — duży zbiornik na kruszec; 2 — mały zbiornik na kruszec; 3 — przesiewacz rusztowy; 4 — kruszarka szczękowa; 5 — elewator czerpakowy; 6 — aparat do brania prób; 7 — zbiornik na kruszec; 8, 9 — konwejer taśmowy; 10 — młyn kulowy; 11 — klasyfikator Dorra; 12 — pierwszy aparat flotacyjny do flotacji z grubsza; 13 — pierwszy aparat flotacyjny oczyszczający; 14 — pompa wirnikowa; 15 — drugi aparat flotacyjny oczyszczający; 16 — aparat flotacyjny do flotacji odpadów; 17 — aparat do brania prób; 18 — pompa Wilfley do piasku; 19, 20 — pompa wirnikowa; 21 — aparat do brania prób; 22 — zgęszczacz Dorra; 23 — pompa; 24 — filtr amerykański; 25 — piec do osuszania koncentratów; 26, 27 — pompa wirnikowa; 28 — zbiornik na wodę.

rys. 4), z tego zbiornika kruszec przewozi się w wózkach kopalnianych 1-tonowych do małego zbiornika 2. Pomiedzy małym zbiornikiem 2 a kruszarką szczękową 4 ustawiony jest przesiewacz rusztowy 3. Po przejściu przez kruszarkę, kruszec przetransportowany zostaje do zbiornika 7, o pojemności 100 t, przy pomocy elewatora czerpakowego 5. Ze zbiornika 7 kruszec dostaje się do młyna kulowego 10 przy pomocy przenośników taśmowych o szerokości 20 cali — 8 i 12 cali — 9. W obwód zamknięty z młynem kulowym włączony jest klasyfikator Dorra 11. Frakcja grubsza (piasek) z klasyfikatora wraca spowrotem do młyna kulowego, zaś frakcja drobniejsza (około 200 mesh<sup>1)</sup>) idzie na aparat flotacyjny Callow 12, służący do wzbogacania z grubsza. Koncentraty, otrzymane przy tym wzbogacaniu z grubsza oczyszcza się dalej w dwóch stadiach w pierwszym 13 i drugim aparacie flotacyjnym 15, zaś odpady wzbogaca się osobno także w aparacie flotacyjnym Callow 16, który oddziela już ostateczne odpady. Odpady z aparatów flotacyjnych 13 i 14 (będące właściwie produktami pośrednimi) wraz z pianą aparatu 16 wracają przez klasyfikator Dorra spowrotem do obwodu flotacyjnego.

Jako odczynników flotacyjnych używają oleju z sosny amerykańskiej (Pensacola No. 100 pine oil)

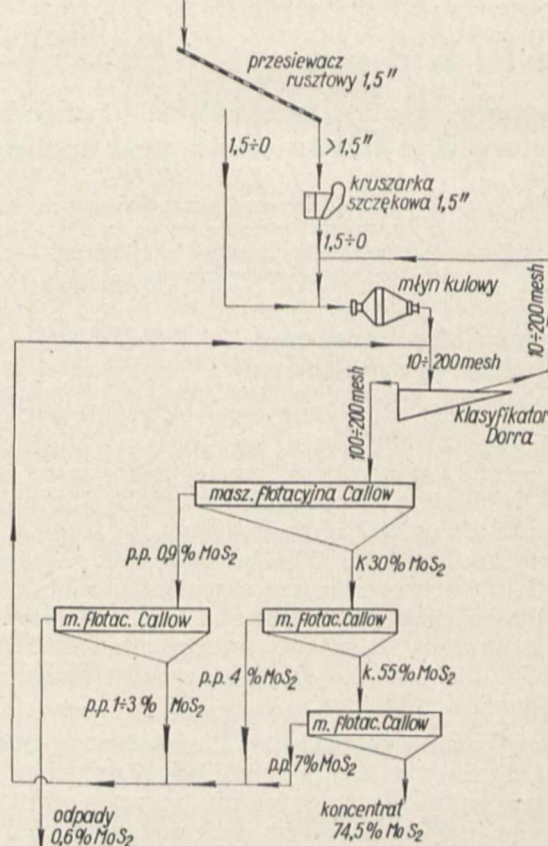
<sup>1)</sup> Ilość otworów w sicie na 1 cal kwadratowy.

jako kolektora, oleju z sosny amerykańskiej (General Naval Stores No. 5 pine oil) jako odczynnika pianotwórczego i cjanku sodowego jako depresora pirytu. Oleje z sosny amerykańskiej miesza się (5 części Pensacola na 1 część G. N. S.) i dodaje do młyna kulowego w ilości 0,45 kg na tonę kruszcu, cjanku sodowego dodaje się do drugiego aparatu flotacyjnego oczyszczającego 15, w postaci 10% - go roztworu wodnego, w ilości 0,02 kg na 1 tonę kruszcu.

Wyniki wzbogacania flotacyjnego.

Wzbogacanie z grubsza:	Zawartość MoS <sub>2</sub> w %
Nadawa . . . . .	5,2
Koncentraty . . . . .	30,0
Odpady . . . . .	0,9
Pierwszy aparat flotacyjny oczyszczający	
Koncentraty . . . . .	55,0
Produkty pośrednie . . . . .	4,0
Drugi aparat flotacyjny oczyszczający	
Koncentraty . . . . .	74,5
Produkty pośrednie . . . . .	7,0
Aparat do flotowania odpadów (scavenger)	
Koncentraty . . . . .	1 ÷ 3
Odpady . . . . .	0,6
Ekstrakcja całkowita . . . . .	87,7

Koncentrat flotacyjny wychodzący z drugiego aparatu flotacyjnego oczyszczającego 15, zawierający tylko 8% ciał stałych przepompowuje się do zgęszczacza Dorra 22, a następnie płyn o zawartości już 25% części stałych odwadnia się do zawartości 10% wilgoci na filtrze amerykańskim 24. Przez suszenie na piecu opalanym węglem 25 obniża się zawartość wilgoci do 3,5%. Koncentraty wysuszone pakuje się w worki o pojemności 36 kg i przewozi do magazynu.



Rys. 5. Schemat jakościowy wzbogacania kruszcu molibdenitowego na kopalni „R” i „S” N. Meksyk.



Dane odnoszące się do pracy zakładu przerobczego kopalni „R” i „S” w okresie od 1 lutego do 30 listopada 1930 r.

Wydobycie całkowite . . . . .	11 239 t
Ilość dni roboczych . . . . .	289 dni
Ilość godzin pracy na dobę . . . . .	23,8 godz.
Wydobycie dzienne (średnio) . . . . .	38,9 t
Całkowita produkcja koncentratów . . . . .	673 „
Produkcja dzienna koncentratów (średnia) . . . . .	2,33 „
Średnia zawartość molibdenitu w urobku . . . . .	5,08 %
Średnia zawar. molibdenitu w koncentratkach . . . . .	71,73 „
Średnia zawartość molibdenitu w odpadach . . . . .	0,68 „
Ekstrakcja . . . . .	86,8 „
Stosunek wzbogacania . . . . .	16,7 „
Zużycie wody na jedną tonę urobku . . . . .	2,5 t
Zużycie kul w młynie kulowym na 1 tonę urobku . . . . .	0,68 kg
Zużycie osłon do młyna kulowego na 1 t urobku . . . . .	0,43 „
Rozchód cjanku sodu na 1 tonę urobku . . . . .	0,02 „
Rozchód oleju z sosny amerykańskiej na 1 t urobku . . . . .	0,45 „

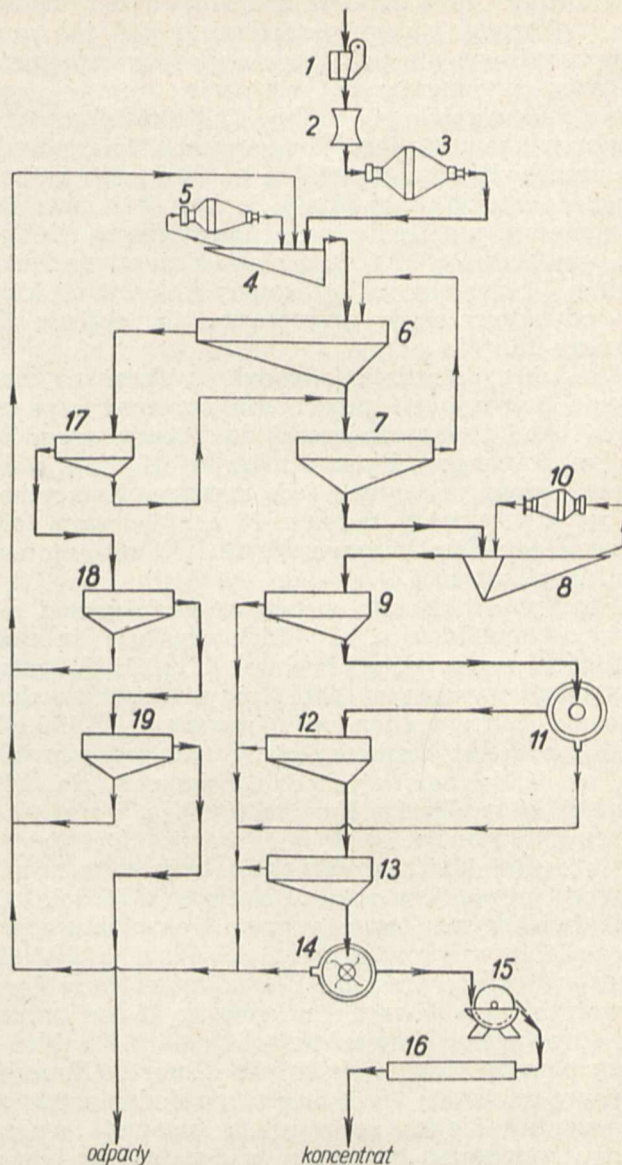
Koszta wzbogacania 1 tony urobku

Kruszenie:	
Robocizna . . . . .	0,14 dol.
Wzbogacanie:	
Robocizna i nadzór . . . . .	1,07 „
Materiały . . . . .	0,90 „
Reperacje:	
Robocizna . . . . .	0,12 „
Materiały . . . . .	0,05 „
Analizy chemiczne:	
Robocizna . . . . .	0,12 „
Materiały . . . . .	0,06 „
Energia elektryczna (46 kWh) . . . . .	0,15 „
<b>Razem</b> . . . . .	<b>2,69 dol.</b>

Jak widać z powyższego, straty przy przeróbce są dosyć duże, odpady otrzymywane w czasie przeróbki posiadają stosunkowo znaczną zawartość molibdenitu, mało co mniejszą od średniej zawartości molibdenitu w kruszcu surowym kopalni Climax (0,84%). Uniknąć tych strat jednak nie można, gdyż zmielony urobek, którego 75% ziarn posiada wymiary poniżej 0,07 mm (200 mesh), i który nie posiada ziarn grubszych niż 0,14 mm, zawiera jednak stosunkowo dużo zrostów molibdenitowych. Jak wykazały analizy mikroskopowe szlifów polerowanych z produktów przerobczych (przy powiększeniu 250-krotnym), 70 — 80% zawartości molibdenitu w odpadach powodują zrosty.

Badania mikroskopowe wykazały także, iż 60—70% zawartości skał płonnych w koncentratkach powodują również zrosty. Oczywiście jest również jednak, że dalsze rozrabianie materiału surowego nie opłacałoby się, tak, że w danym wypadku zmniejszyć strat w odpadach nie można.

Lepszymi rezultatami wzbogacania może się poszczycić kopalnia Climax<sup>34</sup> w Kolorado. Zakład przerobczy tej kopalni przerabia dziennie 1000 ton kruszcu (zdolność przerobcza zakładu wynosi 2000 ton dziennie) o zawartości około 0,9% molibdenitu i 1% pirytu; żadnych innych siarczków kruszec nie zawiera. Schemat wzbogacania przedstawiony jest na rys. 6. Kruszec surowy przechodzi przez kruszarkę szczękową 1 i stożkową 2, zostaje rozdrobniony do średnicy ziarn 3/4 cala, a następnie zostaje zmielony na młynach kulowych 4 i 6 do 100 mesh, w dwóch stadiach, prze-



Rys. 6. Schemat wzbogacania kruszcu molibdenitowego na kopalni Climax, Colorado.

1 — kruszarka szczękowa; 2 — kruszarka stożkowa; 3 — młyn kulowy; 4 — klasyfikator; 5 — młyn kulowy; 6 — aparat flotacyjny do flotacji z grubsza; 7 — aparat flotacyjny do wstępnego oczyszczania koncentratu; 8 — klasyfikator; 9 — młyn kulowy; 10 — pierwszy aparat flotacyjny oczyszczający; 11 — zgęszczacz będący jednocześnie kładzą reakcyjną; 12 — drugi aparat flotacyjny oczyszczający; 13 — trzeci aparat flotacyjny oczyszczający; 14 — zgęszczacz; 15 — filtr; 16 — suszarnia parowa; 17 — pierwszy aparat flotacyjny do flotacji odpadów (scavenger); 18 — drugi aparat flotacyjny do flotacji odpadów; 19 — trzeci aparat flotacyjny do flotacji odpadów.

dzielonych klasyfikatorem 5. Woda szlamowa zawierająca zmielony kruszec przechodzi z klasyfikatora do aparatu flotacyjnego Callow 6, służącego do wzbogacania z grubsza. Koncentraty tu uzyskane, o zawartości 15% MoS<sub>2</sub>, przechodzą na aparat flotacyjny do wstępnego wzbogacania 7, a z niego do klasyfikatora 8, nastawionego na 200 mesh, z którego materiał drobniejszy idzie na pierwszy oczyszczający aparat flotacyjny 10, materiał zaś grubszy zostaje zmielony na młynie kulowym. Klasyfikacja w aparacie 8 posiada bardzo ważne znaczenie dla wzbogacania, ponieważ molibdenit pomimo zmielenia na 100 mesh jest jeszcze częściowo poprzerastany kwarcem i wymaga jeszcze drobniejszego zmielenia 9. Przez wzbogacanie z grubsza na aparacie 6 uzyskuje się to, że odpady otrzymane przy tym wzbogacaniu



(stanowiące duży procent nadawy) szybko usuwa się z głównego obiegu przeróbczego. W ten sposób umożliwia się początkowo grubsze zmielenie kruszcu, wymagającego właściwie drobniejszego zmielenia, a miele się drobno tylko mały procent nadawy. Piana z pierwszego aparatu flotacyjnego 10 przechodzi do zgęszczacza 11 (będącego jednocześnie kadzią reakcyjną), z którego materiał drobniejszy przechodzi na drugą i trzecią maszynę oczyszczającą 12 i 13, a piana z maszyny flotacyjnej 13 zawiera już ostateczny koncentrat, który odwadnia się w zgęszczaczu 14, filtruje 15 i suszy 16.

Produkty pośrednie (odpady) uzyskane na maszynie flotacyjnej 6 przechodzą przez trzy aparaty 17, 18 i 19, przeznaczone do flotacji odpadów (t. zw. scavenger). Piana z maszyny 17 dostaje się wraz z pianą maszyny z 6 do maszyny flotacyjnej 7, zaś koncentraty maszyn 18 i 19 dostają się wraz z odpadami maszyn 10, 12 i 13 z powrotem do klasyfikatora 5.

Pomimo że kruszec surowy zawiera więcej pirytu niż molibdenitu, to jednak uzyskuje się koncentraty zawierające średnio 87%  $\text{MoS}_2$  przy ekstrakcji wynoszącej 90% i przy stosunku wzbogacania (concentration ratio) wynoszącym 130.

Rozchód odczynników flotacyjnych jest niewielki, na jedną tonę wychodzi: Pensacola No. 100 pine oil 16 g, General Naval Stores No. 5 p. o. 42 g razem 58 gramów.

Całkowite koszty przeróbki 1 tony kruszcu surowego wynosiły w roku 1929 około 0,71 dol.

Największym towarzystwem eksploatującym molibdenit w Europie jest A. S. Knaben Molybdaengruber w Norwegii. Zakład przeróbczy tego towarzystwa wzbogaca<sup>34</sup> na godzinę 15 ton kruszcu surowego o zawartości 0,35 — 0,4%  $\text{MoS}_2$ , przy pomocy flotacji systemem Elmore. Kruszc surowy miele się do 60 mesh i po dodaniu 0,2 kg mieszaniny olejów surowych i surowej terpentyny drzewnej na 1 tonę kruszcu, flotuje się i uzyskuje koncentraty o zawartości 75—80%  $\text{MoS}_2$ , podczas gdy odpady zawierają 0,04%  $\text{MoS}_2$ . Ekstrakcja wynosi 87—90%. Koszta odczynników flotacyjnych na 1 tonę kruszcu surowego wynoszą 0,06 koron norweskich, zaś zużycie energii — około 25 KM.

#### IV. Otrzymywanie molibdenu, molibdenianów sodu, wapnia i amonu oraz ferromolibdenu

**Metody bezpośrednie.** Dla otrzymania molibdenu metalicznego<sup>36</sup> topi się koncentrat molibdenitu w rurze węglowej przy pomocy prądu elektrycznego i po odpędzeniu siarki uzyskuje się metal trochę zanieczyszczony węglem, którego zawartość może dochodzić do 7%. Dla usunięcia tej domieszki praży się zanieczyszczony węglem molibden z tlenkiem molibdenu.

Drugą metodą bezpośredniego otrzymywania molibdenu z molibdenitu jest aluminotermia. Koncentrat molibdenitu miesza się ze sproszkowanym glinem i zapala się mieszaninę. Wysoka temperatura, jaka wytwarza się przy spalaniu glinu, powoduje ulotnienie się siarki, pozostały zaś metal stapia się. Molibden otrzymany aluminotermicznie zawiera około 2% żelaza i nieco krzemu.

**Metody pośrednie.** Przy opisanych powyżej procesach metalurgicznych nie otrzymuje się czystego metalu molibdenu, lecz stop, zanieczyszczony innymi składnikami, które w bardzo znacznym stopniu wpływają na jego własności fizyczne, np. do tego stopnia zwiększają twardość molibdenu, iż uniemożliwiają jego obróbkę. Dla wytworzenia chemicznie czystego molibdenu, używanego np. do fabrykacji drutu, prętów i blach, wychodzi się z chemicznie czystego molibdenianu amonu, z którego przez prażenie otrzymuje się tlenek molibdenu ( $\text{MoO}_3$ ). Przez tlenek ten, ogrzany do czerwonego żaru, przepuszcza się prąd wodoru i redukuje się go. Otrzymany metaliczny proszek molibdenu stapia się, przekuwa i walcuje, nadając mu wymagane kształty.

Dla otrzymania molibdenianu wapnia, molibdenianu amonu, molibdenianu sodu i chemicznie czystego tlenku molibdenu należy wprawdzie molibdenit utlenić. Utlenianie to następuje przez prażenie koncentratu molibdenitowego w temp. 600°, przy silnym dopływie powietrza, przy czym należy zwracać uwagę na nieprzekraczanie temp. 600°, gdyż tlenek molibdenu ulatnia się już w temp. 790°. Gdy koncentrat molibdenitowy zawiera większe ilości żelaza, to po prażeniu należy otrzymany tlenek molibdenu stopić z kalcynowaną sodą dla usunięcia zanieczyszczeń żelazem. Po dokładnym stopieniu i wymieszaniu stopionej masy, wlewa się ją do form z blachy, a po ostygnięciu kruszy, miele i wyługowuje. Do roztworu przechodzi praktycznie biorąc cały molibden, część krzemionki, fosforu, żelaza, arsenu, a także siarka i czasem miedź. W nierozpuszczalnej części pozostaje znaczna część krzemionki, fosforu, arsenu i żelaza.

Gdy koncentrat molibdenowy zawiera tylko drobne ilości żelaza, to po wyprażeniu wystarczy go wyługować gorącym roztworem wodnym sody kalcynowanej.

Otrzymane roztwory molibdenianu sodu uwalnia się przede wszystkim od nadmiaru węgla sodu przez frakcjonowaną krystalizację. Przez zubożenie roztworu kwasem solnym wytrąca się  $\text{SiO}_2$ , zaś fosfor i arsen — przez zadanie roztworu amoniakalnym ługiem magnezowym.

Dla otrzymania molibdenianu wapnia, który znajduje zastosowanie bezpośrednio, bądź też służy do wytwarzania ferromolibdenu lub metalicznego molibdenu, zadaje się uprzednio oczyszczony roztwór molibdenianu sodu chlorkiem wapnia i wytrąca się molibdenian wapnia.

Dla otrzymania molibdenianu amonu, który jest niezbędnie potrzebnym odczynnikiem do oznaczania fosforu i arsenu w metalach, a przede wszystkim w stali, wychodzi się z tlenku molibdenu. Tlenek molibdenu otrzymuje się rozpuszczając w kwasie solnym kalcynowany molibdenian sodu ( $\text{Na}_2\text{MoO}_4$ ). Silne kwasy bowiem rozkładają molibdeniany i wytrącają tlenek molibdenu. Otrzymany tlenek zawiera nieco alkaliów, które trzeba usunąć. Oczyszczony z alkaliów tlenek molibdenu rozpuszcza się w amoniaku, a z zagęszczonego roztworu wykrystalizowuje molibdenian amonu, który znajduje zastosowanie w handlu.

Normalnie używany w hutnictwie ferromolibden, który służy jako dodatek do stali szlachetnych, wytwarza się zwykle w piecach elektrycznych,



przez stopienie mieszaniny składającej się z 70% koncentratu molibdenitu i 30% pirytu, wraz z dodatkiem koksu jako czynnika redukującego, a krzemionki z wapnem — jako topników. Otrzymany ferromolibden zawiera około 70% molibdenu, 25% żelaza, 3,9% węgla, 1% krzemionki i drobne ilości siarki i fosforu.

## V. Zastosowania chemiczne czystego molibdenu

Molibden chemicznie czysty jest metalem barwy srebrzysto-białej, o ciężarze atomowym 96,0, o ciężarze właściwym 10,16 i o twardości w skali Mohsa 5,5 (wg Brinella 160 — 185). Czysty metal daje się bardzo łatwo na zimno i na gorąco ciągnąć, kuć, walcować i polerować. Punkt topliwości molibdenu wynosi około 2 500°. Oporność elektryczna czystego molibdenu wynosi przy 25° C  $5,6 \cdot 10^{-6}$  omów/cm<sup>3</sup>. Molibden jest metalem paramagnetycznym (przenikliwość paramagnetyczna  $k = 0,25 \cdot 10^{-6}$ ).

Molibden otrzymany na drodze zwykłych procesów metalurgicznych i stosowany jako dodatek do stali posiada zwykle domieszkę węgla, jest barwy szarej, kruchy, twardy (rysuje stal), a ciężar właściwy posiada niższy od 9.

Molibden bardzo trudno utlenia się w powietrzu w normalnych temperaturach, lecz w temp. 600° utlenianie następuje bardzo szybko, nawet gdy molibden jest w dużych kawałkach. W tlenie w temp. 600° molibden spala się całkowicie. Z azotem łączy się w normalnych warunkach trudno, dopiero pod ciśnieniem mogą wytwarzać się azotki molibdenu. Molibden rozpuszcza się łatwo w kwasie solnym i azotowym, natomiast nie rozpuszcza się w kwasie siarkowym i fluorowym.

Czysty chemicznie molibden znajduje zastosowanie w handlu w postaci prętów (średnica do 16 mm), drutu (średnica minimalna — 0,05 mm) i blachy (minimalna grubość 0,03 mm). Ponieważ czysty molibden daje się znacznie łatwiej obrabiać niż czysty wolfram, a posiada bardzo zbliżone własności fizyczne (wysoką wytrzymałość i wysoki punkt topliwości), dlatego znajduje szerokie zastosowanie w przemyśle radiowym i elektrycznym. Druty molibdenowe używane są do przytrzymywania drucików w żarówkach elektrycznych i lampach radiowych. W wielu lampach radiowych używa się siatek molibdenowych; w pewnych typach lamp rtęciowych są stosowane elektrody z molibdenu. W specjalnych rodzajach pieców elektrycznych oporowych taśma molibdenowa ogrzewa mufle z alundum (tlenek glinu). W piecach tych można wytwarzać w atmosferze wodoru temperaturę dochodzącą do 2 000°.

Ostatnio stosuje się także kontakty elektryczne z molibdenu zamiast kontaktów ze srebra, czy ze stopu platyny z irydem. Kontakty te posiadają życie 50 razy dłuższe niż kontakty ze srebra, w odniesieniu zaś do kontaktów wolframowych nie wymagają tak wielkiego nacisku i nie zanieczyszczają się.

## VI. Zastosowania stopów molibdenu

Stanowisko molibdenu w systemie periodycznym pomiędzy chromem i wolframem, które posiadają

tak ważne zastosowanie jako dodatki do stali szlachetnych, dało impuls do zajęcia się badaniem stopów molibdenu z żelazem, a także z innymi metalami.

Molibden znalazł bardzo ważne zastosowanie do wyrobu „stellitu“, stopu składającego się z wolframu, chromu i kobaltu, gdzie molibden zastępuje wolfram. Stop ten stosuje się do wyrobu narzędzi szybko tnących, które nawet rozgrzane do czerwoności nie tracą swej twardości. Wprowadzenie do fabryk narzędzi z tego stopu około r. 1913 pozwoliło zmniejszyć czas potrzebny na obróbkę o 50%. Narzędzia z tego stopu znalazły specjalne zastosowanie w czasie wojny, gdy chodziło o jak największe wzmoczenie produkcji. Stop ten jest także bardzo wytrzymały na działanie odczynników chemicznych, jego odporność na ścieranie i wytrzymałość mechaniczna jest najwyższa spośród znanych materiałów.

Stop „illium“, składający się z niklu, chromu i molibdenu, zastępuje platynę w kalorymetrach, a stop o zawartości 84% Ni i 16% Mo jest używany na termoelementy.

Stop „permalloy C“ (składający się z 18% żelaza, 78,5% niklu, i 3% molibdenu) jest używany jako drut oporowy.

Bardzo znaczna twardość węglików molibdenu (wahająca się pomiędzy 9 a 10) spowodowała zastosowanie ich do wyrobu pewnych precyzyjnych przyrządów, tak np. małe kuleczki z węglika molibdenu stosuje się jako łożyska do instrumentów pomiarowych. Węglików molibdenu używa się zamiast diamentów przy obrotowych wierceniach rdzeniowych pod nazwą wolomitu lub wolramitu. Węglik molibdenu stosuje się także zamiast diamentu przy wyciąganiu drutów.

Stopy molibdenu z borem odznaczają się dużą twardością i małą stosunkowo kruchością, są niewrażliwe na działanie kwasów i nie ulegają korozji, a z powodu wysokiej oporności mogą być używane jako elektryczne materiały oporowe.

Stop platyny z molibdenem (4 — 5%), używany do wyrobu narzędzi lekarskich (zwłaszcza dentystrycznych), posiada wysoką twardość, której nie traci nawet po wyżarzeniu.

Stopu wolframu i molibdenu używa się do termoelementów zamiast platyny i platynowców.

Proponowano stosować molibden jako dodatek do glinu i magnezu, gdyż uzyskuje się przez to znaczne podwyższenie twardości i wytrzymałości tych metali.

Najważniejszą jednak dziedziną, w której molibden znalazł szerokie zastosowanie, jest wyrób stali szlachetnych.

Pierwsze próby zastosowania molibdenu jako dodatku do stali, około r. 1900, dały wyniki sprzeczne, raczej negatywne, które były wywołane głównie tym, że molibden, wówczas znajdujący się w handlu, posiadał szereg szkodliwych zanieczyszczeń, i że niewłaściwie przeprowadzano obróbkę termiczną stali molibdenowych.

Molibden można dodawać do stali w trojkiej formie: albo jako metaliczny molibden w proszku, albo jako ferromolibden, o zawartości 60 — 65% Mo, albo jako molibdenian wapnia o zawartości 35 — 40% Mo. W Europie dodaje się molibden do stali przeważnie w postaci ferromolibdenu, ze



względu na to, że straty przez spalanie się molibdenu (przy proszku), czy ułatnianie tlenku molibdenu są dosyć duże, najmniejsze zaś są przy ferromolibdenie. W Stanach Zjednoczonych natomiast dodają molibden do stali głównie w postaci molibdenianu wapnia. Molibden dodany do stali w drobnych ilościach tworzy z żelazem stop; dodany w ilościach większych, występuje w stali w postaci węglików. Molibden dodany do stali szlachetnych w ilościach 0,2 — 0,3% przyczynia się do wytworzenia lepszej ich ziarnistości.

Stale chromowo-molibdenowe, które we Francji zostały ochrzczone mianem „tworzywo obrony narodowej“, dają się dobrze kuć i walcować, a swymi własnościami wytrzymałościowymi dorównują najlepszym konstrukcyjnym stalom chromowo-niklowym.

Dodatek 0,5% Mo do zwykłej stali zwiększa czterokrotnie jej wytrzymałość w temperaturze 500°, dlatego też molibden jest używany jako dodatek do stali konstrukcyjnych, w konstrukcjach narażonych na działanie wysokich temperatur.

Stale konstrukcyjne zawierające chrom i nikiel są bardzo wrażliwe na „kruchość odpuszczania“. Dodatek molibdenu w ilości 0,4—0,6% zniżyła tworzywo stalowe na tą „kruchość odpuszczania“.

Studzenie, po odpuszczeniu, w kąpielach płynnych większych przedmiotów lub przedmiotów o skomplikowanym kształcie, jest często bardzo niebezpieczne; dlatego wówczas stosuje się zwykle powolne studzenie — „z piecem“. Stale molibdenowe szczególnie nadają się do tego rodzaju studzenia.

Dodatek molibdenu do stali nie wpływa ujemnie na jej spawalność, w przeciwieństwie do większości innych pierwiastków stopowych. Struktura stali molibdenowych w pobliżu miejsca spawania ulega w czasie spawania znacznie mniejszym zmianom, niż to ma miejsce przy innych stalach. Dlatego też stale chromowo-molibdenowe używane są prawie wyłącznie do spawanych konstrukcji samochodowych i samolotowych. Dodatek molibdenu do stali azotowanych znacznie zwiększa ich twardość po azotowaniu.

Wiele stali nierdzewnych i kwasoodpornych, używanych w przemyśle chemicznym, papierowym i naftowym, zawiera molibden w ilości od 1 do 4% (illium, R-50, Durimet, Durichlor). Stal zawierająca 60% chromu, 35% żelaza i 2 do 3% molibdenu ma być nawet odporna na działanie wody królewskiej. Stopy Hastalloy, zawierające około 60% niklu, 17—20% molibdenu i 20—23% żelaza, są odporne na działanie 35% kwasu solnego.

Stal molibdenowa (o zawartości 2—3% molibdenu, 0,5—0,7% węgla i pewnej ilości chromu) używana jest do wyrobu trwałych magnesów, gdyż znacznie dłużej zatrzymuje magnetyzm niż czysta stal węglowa, a nawet wolframowa.

W stalach szybkoognących zawierających wolfram w ilości 14 — 22%, zastępuje się wolfram w części lub w całości molibdenem, gdyż przekonano się, że aby otrzymać stal o tych samych cechach dodatek molibdenu może być ilościowo o połowę mniejszy niż dodatek wolframu. Dużą rolę przy przejściu ze stali szybkoognących wolframowych do molibdenowych odegrała także niższa cena mo-

libdenu. Molibden, jako metal zastępujący wolfram, znalazł zastosowanie głównie w czasie wielkiej wojny, kiedy to światowa produkcja wolframu nie była w stanie pokryć ogromnego zapotrzebowania tego metalu.

Molibden znalazł także bardzo szerokie zastosowanie: jako dodatek do stali używanych do wyrobu luf armatnich, płyt pancernych, specjalnych pocisków do przebijania płyt pancernych itp. Służnie metal ten został zaliczony przez Anglików do „dzieci wojny“ (war baby).

Dodatek molibdenu do żeliwa zdobył sobie odlewnictwie zasłużone uznanie, gdyż molibden zwiększa znacznie wytrzymałość odlewu, jego trwałość, odporność na ścieranie i nadaje całemu odlewowi większą jednorodność. Dlatego też molibdenu dodaje się do odlewów cylindrów silników gazowych i Diesela, tłoków, bębnow hamulcowych itp.

Ostatnio robi się próby nad zastosowaniem molibdenu jako dodatku dla otrzymania t. zw. kujnego żeliwa.

## VII. Zastosowanie molibdenu w przemyśle chemicznym

Molibden w zwykłych temperaturach utlenia się wolno, lecz ogrzany do 600° łatwo łączy się z tlenem, tworząc trójtlenek molibdenu ( $\text{MoO}_3$ ). Tlenek ten jest bezwodnikiem kwasu molibdenowego i daje początek molibdenianom, które są najbardziej znanymi połączeniami chemicznymi molibdenu. Molibdeniany sodu, potasu i amonu są rozpuszczalne w wodzie, większość zaś innych soli tego metalu nie rozpuszcza się w wodzie. Molibdenian amonu posiada bardzo ważną własność tworzenia żółtego nierozpuszczalnego związku chemicznego z kwasem fosforowym. Ta własność molibdenianu amonu została wyzyskana w chemii analitycznej i jest podstawą ilościowego oznaczania fosforu. Do celów analizy ilościowej same tylko Stany Zjednoczone używają rocznie kilka ton chemicznie czystego molibdenianu amonu.

Oprócz głównego zastosowania molibdenianu amonu do oznaczenia ilościowego fosforu pewne sole molibdenu (np. roztwór molibdenianu amonu w kwasie siarkowym), są używane do stwierdzania ciał redukujących z powodu przybierania charakterystycznej barwy niebieskiej przy redukcji.

Soli molibdenu używa się także do badania materiałów do garbowania, przy analizie takich metali jak kobalt, ołów, cynk, nikiel, potas, rubid, cez, tal, cyna, miedź.

Zastosowanie molibdenu jako barwika datuje się od dawna, bowiem już w r. 1818 Bancroft zapronował używanie niebieskich roztworów związków molibdenu, jako barwika. W późniejszych latach stosowano połączenia soli molibdenu do barwienia wełny, bawełny, lnu, jedwabiu, futer, piór, skóry i kauczuku. Błękitu molibdenu używa się w biologii do barwienia planktonu.

Tkaniny impregnowane molibdenianem sodu są niepalne.

W garbarstwie stosuje się sole molibdenowe zamiast soli chromowych.

Molibdenian amonu jest używany jako środek dezynfekcyjny.



W Japonii używają połączeń molibdenu do wyrobu prochu bezdymnego.

Związków molibdenu używa się w przemyśle fotograficznym do wytwarzania warstw światłoczułych.

Połączeń molibdenowych używa się także do wyrobu atramentów.

Molibdenu i jego związków używa się jako katalizatorów przy wytwarzaniu amoniaku, uwozornianiu węgla etc.

**Molybdène, ses minerais, gisements, métallurgie, applications industrielles, production et prix**

Sommaire:

(suite)

Traitement des minerais contenant le molybdénite. Enrichissement des minerais par flottation; description de cette méthode, resultat de son application, prix de revient. Méthodes de la production du molybdène pour et de ses combinaisons. Applications des alliages du molybdène. Applications des combinaisons du molybdène dans l'industrie chimique.

**Czas i dokładność obróbki kół zębatach na strugarkach Sunderlanda, Gleasona i Fellowsa**

**M. Tomkowicz**  
Wytwórnia Silników PZL

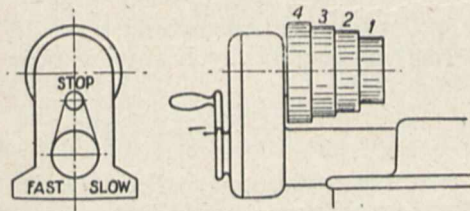
*Autor, opierając się na teoretycznych rozważaniach (podanych przez inż. Zinina i inż. Ochęduszkę) o związku między ilością suwów noża, potrzebną do obrobienia jednego zęba, a wymaganą dokładnością obróbki, wyprowadza wzory użytkowe na potrzebny czas obróbki. Wzory te podane są dla wymienionych w tytule strugarek do kół zębatach i objaśnione przeliczonymi przykładami liczbowymi.*

Do strugarek do kół zębatach pracujących metodą obwiedniową są zwykle dołączane tablice czasów obróbki jednego zęba struganego koła. Czasy te są jednak zawarte w dość szerokich granicach, a ściśle i uzasadnione wskazówki co do wyboru potrzebnego czasu obróbki koła zębatego nie są podawane. Naprz. w książce „Operators Handbook for Sunderland Gear Planers“ firma Parkinson & Son podaje następujący wzór na czas wystrugania koła zębatego:

$$t = \frac{(K_1 + K_2 + \dots) \cdot (z + 3)}{60} \text{ min,}$$

gdzie  $K_1, K_2$  są to czasy strugania jednego zęba przy każdorazowym przejściu koła nożem-zębatką, brane z poniższej tabeli (dla strugarek typu 5A i 5B).

TABELA I.



Szerokość struganego koła	Ilość suwów na minutę	Położenie dźwigni		„Fast”				„Slow”					
		Koło pasowe		1	2	3	4	1	2	3	4		
		Suwów na 1 ząb		20	26	32	40	40	52	64	80		
mm	cale	Koła zmiannowe		Czas na 1 ząb w sek = K									
		„45”	„44”										
12	1/2	210	71	29	11	12	14	16	16	20	23	28	
20	1 1/8	160	65	35	13	15	17	20	20	24	29	35	
30	1 5/8	125	59	41	15	18	20	24	24	30	36	43	
40	2 1/8	98	53	47	17	21	25	30	30	37	44	54	
55	2 3/4	77	47	53	21	25	30	36	36	46	55	68	
75	3 3/4	60	41	59	25	30	37	45	45	57	69	85	
90	4	47	35	65	30	38	46	56	56	71	87	106	
100	4 1/8	35	29	71	39	50	60	74	74	94	114	142	

Jednocześnie nadmieniono tam, że: „ilość suwów noża na minutę, jak też ilość suwów roboczych (skrawających) na jeden ząb struganego koła nie dadzą się ująć w jakąś określoną regułę, gdyż są one w znacznej mierze zależne od materiału i żądanego wykończenia wykonywanego koła, jednak

te wielkości łatwo dają się wyznaczyć doświadczalnie“. I na tym koniec!

W czasopiśmie „Stanki i instrument“, w 1935 roku opublikowano artykuł inż. M. W. Zinina o wyznaczaniu czasu obróbki kół zębatach na strugarkach, w którym autor wyprowadza związek matematyczny pomiędzy ilością suwów roboczych noża, potrzebną do obrobienia jednego zęba, wielkością odchyłki (błędu) profilu struganego zęba od ewolwenty, powstałej wskutek przerywanego procesu strugania 1).

Dziś sumaryczna wielkość odchylenia profilu zęba od ewolwenty w kołach struganych metodą obwiedniową wynosi średnio: w kołach o średniej dokładności 0,02 mm, zaś w kołach o wysokiej dokładności — 0,01 mm. Autor, rozpatrując kinematyczny schemat strugarki Sunderland 5A i 5B, wymienia — poza przerywanym procesem strugania — jeszcze następujące czynniki, mniej lub więcej wpływające na wielkość błędu profilu zęba struganego koła: 1) błąd skoku śruby pociągowej, przesuwającej suwadło pionowe, 2) błąd przekładni 7 par kół zębatach mechanizmu wprawiającego w ruch obrotowy koło strugane, 3) błąd przekładni 5 par kół zębatach mechanizmu powodującego roboczy ruch pionowy (posuw) noża na odcinku jednej podziałki, 4) luz w połączeniach przegubowych trzymaka nożowego, 5) luz w prowadnicach suwadła poprzecznego, 6) luz w prowadnicach suwadła pionowego, 7) luz w panewce głowicy wrzeciona, 8) luz w samej głowicy wrzeciona, 9) uginanie się trzpienia, na którym jest osadzone strugane koło, 10) błąd profilu noża (0,005 mm), 11) przytępienie i zużycie krawędzi tnącej noża, 12) odkształcanie się noża pod wpływem oporu skrawania, 13) to samo w odniesieniu do struganego koła, 14) i 15) odkształcanie się noża i struganego koła wskutek wydzielającego się przy skrawaniu ciepła. Przyjmując następnie prawdopodobnie jednakowy wpływ na niedokładność profilu zęba struganego koła wszystkich 25 wymie-

1) Inż. M. W. Zinin. Opredalenie prodlżitelnosti obrabotki zubczatych koles na zubostrogatielnych stankach. *Stanki i instrument*, zes. 12 z r. 1935.



nionych wyżej czynników (każda para kół zębatych w mechanizmach strugarki jest osobnym czynnikiem), autor wyznacza prawdopodobną wielkość odchylenia profilu zęba struganego koła wskutek przerywanego procesu strugania. Mianowicie odnośnie do kół o zwykłym stopniu dokładności

$$x_{\max.} = \frac{0,02 - 0,005}{25} = 0,0006 \text{ mm,}$$

jeśli zaś chodzi o koła o wysokiej dokładności, to

$$x_{\max.} = \frac{0,01 - 0,005}{25} = 0,0002 \text{ mm.}$$

Natomiast inż. K. Ochęduszek w artykule „Kalkulacja i obróbka kół zębatych na strugarkach”<sup>2)</sup>, podając matematyczny sposób wyznaczania czasu obróbki kół zębatych na strugarkach w zależności od żądanej dokładności wykonania, ilości zębów, modułu, długości zęba i materiału struganego koła, wprowadza również wzór (13), wyrażający zależność pomiędzy ilością suwów roboczych noża - zębatki, potrzebną do wystrugania jednego zęba, a wielkością błędu profilu zęba, powstającego wskutek przerywanego procesu strugania flanki zęba. Następnie z warunków otrzymywania wymaganej gładkości powierzchni przy toczeniu, autor (ściślej już od inż. Zinina) określa wielkości dopuszczalnych odstępstw profilu zęba od ewolwenty z powodu przerywanego procesu strugania. Mianowicie dla kół:

o wykończeniu zwykłym:

$$x_{\max.} = \frac{0,0036}{8} = 0,00045 \text{ mm}$$

o wykończeniu dokładnym:

$$x_{\max.} = \frac{0,0016}{8} = 0,0002 \text{ mm.}$$

Mając jednak na uwadze wpływy na błąd profilu zęba jeszcze szeregu czynników, wynikających z istoty pracy samej strugarki, których wielkości nie są ani jednakowe, ani dokładnie znane w odniesieniu do każdego czynnika należałoby wyznaczone wartości 0,00045 i 0,0002 mm nieco zmniejszyć, powiedzmy do 0,0004 i 0,00017 mm.

Podstawiając ostatnio przyjęte wartości do wzoru (13) podanego przez inż. Ochęduszkę, otrzymamy ilość suwów roboczych noża na obróbkę jednego zęba, charakteryzującą wielkość posuwu w zależności od stopnia wykończenia zęba; dla kół o wykończeniu zwykłym:

$$n_z = \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{0,0004}} \cdot C_{z\alpha} = \frac{\sqrt{m}}{0,02} \cdot C_{z\alpha},$$

o wykończeniu dokładnym:

$$n_z = \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{0,00017}} \cdot C_{z\alpha} = \frac{\sqrt{m}}{0,013} \cdot C_{z\alpha}.$$

Zatem wzór na czas roboczy (strugania) jednego zęba  $t_r = \frac{60 \cdot n_z}{n}$  (wzór 20 w cytowanym art. inż.

Ochęduszki) przybierze postać dla kół:

o wykończeniu zwykłym

$$t_r = \frac{60 \sqrt{m}}{0,02} \cdot C_{z\alpha} : \frac{500 v}{l} \approx \frac{6 l \sqrt{m}}{v} \cdot C_{z\alpha} \text{ sek}$$

o wykończeniu dokładnym

$$t_r = \frac{60 \sqrt{m}}{0,013} \cdot C_{z\alpha} : \frac{500 v}{l} \approx \frac{9,23 l \sqrt{m}}{v} \cdot C_{z\alpha} \text{ sek.}$$

Po obróbce jednego zęba (podziałki) nóż automatycznie wyprowadza się z zazębienia się ze struganym kołem i cofa się w swe położenie wyjściowe (podnosi się, ewentualnie opuszcza się pionowo o odległość odpowiadającą jednej podziałce zęba); podczas tego czasu, wynoszącego (w strugarkach Sunderlanda 5A i 5B) 5,5 sek, struganie nie odbywa się i koło strugane nie obraca się. Czas wykonania jednego zęba wyniesie więc dla kół:

o wykończeniu zwykłym

$$t \approx \frac{6 \cdot l \cdot \sqrt{m}}{v} C_{z\alpha} + 5,5 \text{ sek, . . . (1)}$$

o wykończeniu dokładnym

$$t \approx \frac{9,23 \cdot l \cdot \sqrt{m}}{v} C_{z\alpha} + 5,5 \text{ sek. . . (2)}$$

Ostatecznie więc wzór na całkowity czas maszynowy wykonania koła zębatego będzie:

$$T = (z + a) \cdot t' \text{ sek, . . . (3)}$$

gdzie:

- z — ilość zębów struganego koła,
- a — dodatkowa ilość zębów (potrzebna do wstępnego wcięcia się), brana z tabeli umieszczonej w art. inż. Ochęduszki lub określona ze wzoru:

$$a = \frac{2}{3,14} \sqrt{\left(\frac{z}{2} + 1,1\right)^2 - \left(\frac{z}{2} - 1,1\right)^2}$$

- t' — czas wykonania jednego zęba, wzięty z tabeli I i najbliższej odpowiadający wyliczonemu czasowi t z wzoru (1) lub (2).

Rozpatrzmy struganie koła zębatego o z = 25, module m = 4, kącie przyporu a = 20° i szerokości b = 30 mm. Materiał — stal chromowo-niklowa o wytrzymałości 75 kg/mm<sup>2</sup>.

Przyjmując suw noża l = 30 + 8 = 38 mm i obierając prędkość skrawania v = 15 m/min, otrzymujemy ilość roboczych suwów noża na minutę

$$n = \frac{500 \cdot v}{l} = \frac{500 \cdot 15}{38} \approx 197.$$

Koło zostanie wykonane całkowicie za dwoma przejściami: zgrubnym i wykańczającym. Jak widać z tabeli I, na strugarce typu 5A możemy uzyskać n = 210 suwów roboczych na minutę, co jest bliskie powyższej liczby 197. Przyjmując dla strugania zgrubnego i wykańczającego n = 210, otrzymamy prędkość skrawania

$$v = \frac{38 \cdot 210}{500} \approx 16 \text{ m/min.}$$

Stosując dla zgrubnego strugania wzór (1) otrzymamy:

$$t_z \approx \frac{6 \cdot l \sqrt{m}}{v} C_{z\alpha} + 5,5 \approx \frac{6 \cdot 38 \sqrt{4}}{16} 0,248 + 5,5 \approx 7 + 5,5 \approx 12,5 \text{ sek/ząb}$$

O ile będziemy wykańczać koło ze zwykłą dokładnością, to — stosując ten sam wzór — otrzymamy  $t_w \approx 12,5$  sek/ząb.

Z tabeli I widzimy, że przy n = 210 suw./min czas odpowiadający wyliczonemu będzie 12 wzgl. 14 sek/ząb; obierając więc 12 sek/ząb przy zgru-

<sup>2)</sup> Przegląd Techniczny Nr. 10 z 1937 r.



bnym struganiu i 14 sek/ząb przy wykańczającym, otrzymamy maszynowy czas wykonania jednego koła według wzoru (3):

$$T = (z + a) \cdot (t_z' + t_w') = (25 + 4) \cdot (12 + 14) = 29 \cdot 26 = 754 \text{ sek} \approx 12,6 \text{ min.}$$

O ile byśmy wykonywali to koło z dokładnym wykończeniem, to czas wykonania jednego zęba przy struganiu wykańczającym wynosiłby według wzoru (2):

$$t_w \approx \frac{9,13 \cdot 38 \sqrt{4}}{16} \cdot 0,248 + 5,5 \approx 10,9 + 5,5 \approx 16,4 \text{ sek/ząb.}$$

Z tabeli I mamy przy  $n = 210$  suw/min czas odpowiadający powyższemu 16 sek/ząb, zatem czas maszynowy wykonania koła wynosiłby:

$$T = (25 + 4) \cdot (12 + 16) = 29 \cdot 28 = 812 \text{ sek.} \approx 13,5 \text{ min.}$$

Omawiany sposób wyznaczania potrzebnego czasu obróbki kół zębatych z uwzględnieniem stopnia dokładności profilu zęba zastosujemy też i do kół stożkowych wykonywanych na strugarkach Gleasona, czy to typu segmentowego (3''), czy też normalnego 12'' (z kołami zmianowymi).

Na strugarce Gleasona można wykonywać zarówno struganie zgrubne, jak i obróbkę wykańczającą kół stożkowych. Koła stożkowe obrabia się na strugarce w dwu operacjach: najpierw przestrugujemy z gruba z nadładkiem na obróbkę wykańczającą, a później — przestawiwszy strugarkę — obrabiamy koła na gotowo. Ponieważ struganie zgrubne nie wymaga wielkiej dokładności, można je przeprowadzać na dowolnej frezarce. To też pożądane jest nie obciążać strugarki Gleasona obróbką zgrubną, szczególnie przy większych modułach, lecz wykonać ją na frezarkach. Przy obróbce zgrubnej zęba strugarka Gleasona pracuje jak zwykła strugarka, przy czym noże przestrugują luki według swego profilu. Przy struganiu wykańczającym strugarka pracuje już według zasady otaczania się (metodą obwiedniową) i noże wystrugują ewolwentowy zarys zębów.

Przy struganiu zęba koło na strugarce Gleasona obraca się o kąt

$$\bar{\xi} = \frac{\pi}{z} \left( \frac{2,76}{\sin 2\alpha} + 1 \right) = \frac{\pi}{z} \frac{2,76 + \sin 2\alpha}{\sin 2\alpha} = \frac{2\pi}{z} \frac{2,76 + \sin 2\alpha}{2 \cdot \sin 2\alpha}$$

Zatem przy kącie przyporu  $\alpha = 15^\circ$  będziemy mieli:

$$\bar{\xi} = \frac{2\pi}{z} \cdot \frac{2,76 + 0,5}{2 \cdot 0,5} = 3,26 \frac{2\pi}{z},$$

zaś przy  $\alpha = 20^\circ$ :

$$\bar{\xi} = \frac{2\pi}{z} \cdot \frac{2,76 + 0,64279}{2 \cdot 0,64279} = \frac{2\pi}{z} \cdot \frac{3,40279}{1,28558} = 2,65 \frac{2\pi}{z}$$

Ponieważ

$$n_z = \frac{\bar{\xi}}{\delta} = \frac{\bar{\xi} \sqrt{m} \cdot \sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha}}{3,7 \sqrt{x_{\max.}}}$$

(patrz art. inż. Ochęduski), to będziemy mieli dla:

$$\begin{aligned} \alpha &= 15^\circ \\ n_z &= 3,26 \frac{2\pi}{z} \frac{\sqrt{m} \sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha}}{3,7 \sqrt{x_{\max.}}} = \\ &= 3,26 \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} \cdot C_{z\alpha}, \\ \alpha &= 20^\circ \\ n_z &= 2,65 \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} \cdot C_{z\alpha}. \end{aligned}$$

Czas roboczy strugania jednego zęba na strugarce Gleasona wynosi od 70 do 75% ogólnego czasu obróbki jednego zęba. Zatem ogólny czas obróbki jednego zęba wynosi:

$$t = \frac{t_r}{0,75} = 1,333 t_r.$$

Podstawiając wartość  $t_r$  ze wzoru (20), otrzymamy:

$$\begin{aligned} t &= \frac{1,333 \cdot 60 \cdot n_z}{n} = 1,333 \cdot 60 \cdot n_z \cdot \frac{500 v}{l} = \\ &= \frac{1,333 \cdot 60 \cdot l \cdot n_z}{500 v} = \frac{0,16 l}{v} n_z \dots (4) \end{aligned}$$

Uwzględniając wartości  $n_z$  w zależności od kąta przyporu, otrzymamy wzór (4) w następującej postaci dla kół o kącie przyporu:

$$\begin{aligned} \alpha &= 15^\circ \\ t &= 3,26 \cdot 0,16 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} C_{z\alpha} = 0,5216 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} C_{z\alpha} (5) \\ \alpha &= 20^\circ \end{aligned}$$

$$t = 2,65 \cdot 0,16 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} C_{z\alpha} = 0,424 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{x_{\max.}}} C_{z\alpha} (6)$$

Rozpatrując kinematyczny schemat strugarki Gleasona, możemy — analogicznie do strugarki Sunderlanda — wykryć cały szereg czynników, które — poza przerywanym procesem strugania — wpływają również na błąd profilu zęba przy właściwym nawet ustawieniu strugarki. Należy jednak zaznaczyć, że im mniej jest w strugarce pracujących kół zębatych, trących się powierzchni, połączeń przegubowych, śrub pociągowych, tym mniejsza jest możliwość skażenia profilu struganego zęba. Ponieważ strugarka Gleasona ma znaczną przewagę pod tym względem nad strugarką Sunderlanda, pozostawiamy więc dla kół: o wykończeniu zwykłym

$$x_{\max.} = 0,00045 \text{ mm,}$$

o wykończeniu dokładnym

$$x_{\max.} = 0,0002 \text{ mm.}$$

Podstawiając te wartości do wzorów (5) i (6), otrzymamy dla kół o kącie przyporu:

$$\begin{aligned} \alpha &= 15^\circ \\ \text{o wykończeniu zwykłym} \\ t &= 0,5216 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{0,00045}} C_{z\alpha} = \frac{24,6 l \sqrt{m}}{v} C_{z\alpha} \text{ sek.} (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{o wykończeniu dokładnym} \\ t &= \frac{0,5216 l \sqrt{m}}{v \sqrt{0,0002}} C_{z\alpha} = \frac{36,9 l \sqrt{m}}{v} C_{z\alpha} \text{ sek.} (9) \end{aligned}$$



$$\alpha = 20^\circ$$

o wykończeniu zwykłym

$$t = 0,424 \frac{l}{v} \frac{\sqrt{m}}{\sqrt{0,00045}} C_{za} = \frac{20 l \sqrt{m}}{v} C_{za} \text{ sek.} \quad (8)$$

o wykończeniu dokładnym

$$t = \frac{0,424 l \sqrt{m}}{v \sqrt{0,0002}} C_{za} = \frac{30 l \sqrt{m}}{v} C_{za} \text{ sek.} \quad (10)$$

W stożkowych kołach zębatych profil zęba buduje się nie na podstawie cylindrycznej, a na powierzchni stożkowej, i dlatego wartość współczynnika  $C_{za}$  należy wyznaczać nie dla rzeczywistej ilości zębów struganego koła, lecz dla fikcyjnej, określanej ze wzoru:

$$z_f = \frac{z}{\cos \alpha_0},$$

gdzie  $\alpha_0$  — połowa kąta stożka podziałowego.

Przykład. Mamy wykańczać na strugarce Gleasona 3" koła stożkowe ze stali chromowo-niklowej o wytrzymałości  $R_r = 90-100 \text{ kg/mm}^2$ , o ilości zębów  $z = 18$ ,  $m = 1,8$ ,  $\alpha = 20^\circ$ , długości zęba  $b = 11,4 \text{ mm}$  i połowie kąta stożka podziałowego  $\alpha_0 = 24^\circ 14'$ . Koła mają mieć dokładne wykończenie.

Strugarka posiada następujące ilości suwów noży na minutę:

196 — 237 — 283 — 338 — 413 — 517 — 643 — 795 oraz posuwy dające czasy wykonania jednego zęba w sekundach:

1,7 — 1,95 — 2,4 — 2,9 — 3,5 — 4,3 — 5,1 — 6,2 — 9,1 — 11,0 — 13,5 — 16,5 — 20,0 — 24,0 — 30,0 — 36,0.

Wyznaczamy fikcyjną ilość zębów, wchodzącą do wzoru na współczynnik  $C_{za}$ :

$$z_f = \frac{z}{\cos \alpha_0} = \frac{18}{\cos 24^\circ 14'} = 19,7 \approx 20.$$

Współczynnik  $C_{za}$  wyznaczamy albo z tabeli podanej w artykule inż. Ochęduski lub też przeliczamy jak niżej:

$$\begin{aligned} C_{za} &= \frac{1,7 \sqrt[4]{(z+2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha}}{z} = \\ &= \frac{1,7 \sqrt[4]{(20+2)^2 - 20^2 \cos^2 20^\circ}}{20} = \\ &= \frac{1,7 \sqrt[4]{484 - 353,2}}{20} = \frac{1,7 \sqrt[4]{130,8}}{20} = 0,287. \end{aligned}$$

Długość suwu noży  $l = 11,4 + 3 \approx 14,5 \text{ mm}$ .

Przyjmując prędkość skrawania  $v = 15 \text{ m/min}$ , wyznaczamy ilość suwów noży na minutę:

$$n = \frac{500 \cdot v}{l} = \frac{500 \cdot 15}{14,5} \approx 517.$$

Strugarka posiada 517 suwów/min, więc zakładamy koła zmianowe 37:51.

Wyznaczamy ze wzoru (10) czas wykonania jednego zęba:

$$t = \frac{30 l \sqrt{m}}{v} C_{za} = \frac{30 \cdot 14,5 \sqrt{1,8}}{15} 0,287 \approx 11,2 \text{ sek.}$$

Na strugarce Gleasona 3" możemy osiągnąć

czas wykonania jednego zęba 11 sek, zakładając koła zmianowe posuwu:

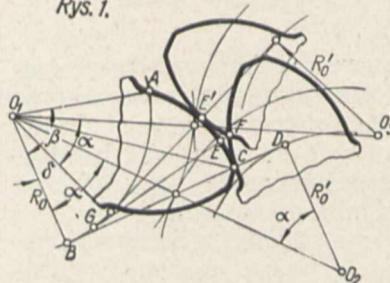
$$\frac{37}{51} \cdot \frac{19}{69}$$

Zatem czas maszynowy obróbki wykańczającej naszego koła, dostateczny do dokładnego wykończenia, wyniesie:

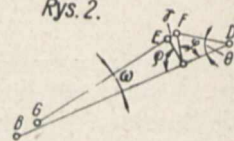
$$T = 18 \cdot 11 = 198 \text{ sek.} = 3,3 \text{ min.}$$

Przy struganiu kół zębatych na strugarkach typu Fellowsa proces otaczania się noża po struganym kole również przerywa się z każdym suwem noża, wskutek czego nie wszystkie punkty profilu zęba struganego wchodzi w styczność z krawędzią tnącą noża. Rozpatrzmy obróbkę zęba struganego koła, począwszy od jego wierzchołka (rys. 1),

Rys. 1.



Rys. 2.



wprowadzając następujące oznaczenia:  $z$  — ilość zębów struganego koła,  $m$  — moduł,  $\alpha$  — kąt przyropu  $R_0$  — promień koła zasadniczego,  $R$  — promień koła wierzchołków,  $\beta$  — kąt, o jaki powinno przekręcać się koło dla obrobienia zęba na całej wysokości (kąt wzniesienia ewolwenty) — w mierze łukowej,  $\delta$  — kąt o jaki przekręci się koło na jeden suw roboczy noża (1 cięcie) — w mierze łukowej,  $Z$  — ilość zębów noża,  $l$  — długość suwu noża,  $n$  — ilość roboczych suwów noża na minutę,  $v$  — średnia prędkość skrawania w m/min,  $s'$  — posuw wcinania się noża na jeden suw roboczy — w mm,  $s$  — posuw obrotowy w mm, na jeden suw roboczy noża,  $h$  — głębokość wcinania się w mm, (wysokość strugania zęba),  $x$  — wielkość odchylenia profilu zęba struganego koła od ewolwenty, spowodowanego przerywanym procesem strugania — w mm.

Obieramy wierzchołkowy punkt  $C$ , wyprowadzając z niego styczną  $CB$  do koła zasadniczego o promieniu  $R_0 = \frac{m \cdot z \cdot \cos \alpha}{2}$ , wyznaczamy kąt wzniesienia ewolwenty, czyli kąt, o który powinno obrócić się strugane koło, by został wykonany ewolwentowy zarys flanki zęba, wynoszący:

$$\beta = \sqrt{\left(\frac{z+2}{z \cdot \cos \alpha}\right)^2 - 1} \dots (11)$$

(patrz art. inż. Ochęduski).

By wyznaczyć sprzężone położenie zęba noża, przeprowadzamy ze środka  $O_1$  struganego koła prostą  $O_1 O_2$  pod kątem  $\alpha$  do promienia  $O_1 B$  o długości  $\frac{m(z+Z)}{2}$ . Z punktu  $O_2$ , jako ze środka noża, opisujemy promieniem  $R'_0 = \frac{m \cdot Z \cdot \cos \alpha}{2}$  koło zasadnicze noża i przedłużamy prostą  $BC$  do stycz-



ności w punkcie  $D$  z kołem zasadniczym noża. Przy odwijaniu  $CD$  z koła zasadniczego punkt  $C$  opisze ewolwentowy zarys flanki zęba noża, współpracującej ze struganym zębem w punkcie  $C$ . Załóżmy, że przy następnym suwie roboczym krawędź tnąca zęba noża będzie współpracować z profilem struganego zęba w punkcie  $E$ , wówczas odchylenie profilu struganego zęba od ewolwenty wskutek przerywanego procesu strugania wynosi  $x = EF$ .

Dla określenia wielkości  $x$  przedłużamy prostą  $EF$  do styczności z kołem zasadniczym struganego koła w punkcie  $G$  i łączymy punkt  $F$  z  $D$  (rys. 2). Ponieważ kąt  $FEC$  jest bliski do prostego, przeto  $EF = x \approx EC \cdot \text{tg} \gamma$ . W rzeczywistości kąt  $\gamma$  jest bardzo mały, więc możemy napisać:  $x \approx EC \cdot \gamma$ .

Natomiast  $EC \approx BC \cdot \omega$ ,  
 $BC = R_0 \cdot \beta$ ,

zatem  $x \approx R_0 \cdot \beta \cdot \omega \cdot \gamma$  . . . . . (12)

Ponieważ  $\sphericalangle \gamma \approx \pi - \rho - \varphi$ ,

$$\sphericalangle \rho \approx \frac{\pi - \omega}{2},$$

$$\sphericalangle \varphi \approx \frac{\pi - \theta}{2},$$

to:  $\sphericalangle \gamma \approx \pi - \frac{\pi - \omega}{2} - \frac{\pi - \theta}{2} \approx \frac{\omega + \theta}{2}$ ,

$$\sphericalangle \theta \approx \frac{CF}{CD}$$

$CF \approx \frac{EC}{\cos \gamma}$ , ponieważ jednak kąt  $\gamma$  jest bardzo mały, to możemy przyjąć:

$$CF \approx EC \approx BC \cdot \omega.$$

Zatem  $\sphericalangle \theta \approx \frac{BC \cdot \omega}{CD} \approx \frac{R_0 \cdot \beta \cdot \omega}{CD}$  i wówczas

$$\sphericalangle \gamma \approx \frac{\omega + \theta}{2} \approx \frac{\omega}{2} \left( 1 + \frac{R_0 \cdot \beta}{CD} \right) \quad \dots (13)$$

Przy różnych wartościach  $\bar{\delta}$  średnio  $\omega \approx \frac{\bar{\delta}}{2}$ : przedstawiając tę wartość do (12) i uwzględniając (13), otrzymamy:

$$x \approx \frac{R_0 \cdot \beta \cdot \bar{\delta}^2}{8} \left( 1 + \frac{R_0 \cdot \beta}{CD} \right) \quad \dots (14)$$

Z wyrażenia (14) widzimy, że  $x$  zwiększa się ze zwiększeniem kąta  $\beta$ , czyli największe odchylenie profilu struganego zęba od ewolwenty otrzymamy przy wierzchołku zęba, to też dla wyznaczenia wartości  $x$  należy wstawić do wzoru (14) wartość kąta  $\beta$  ze wzoru (11).

Rozwiązując równanie (14) względem  $\bar{\delta}$  otrzymamy:

$$\bar{\delta} = 2,83 \sqrt{\frac{x_{\max.}}{R_0 \cdot \beta \left( 1 + \frac{R_0 \cdot \beta}{CD} \right)}} \quad \dots (15)$$

Posuw obrotowy, przedstawiający długość łuku na kole podziałowym struganego koła, o którą obraca się ono na jeden suw roboczy noża, wyraża się wzorem:

$$s = \frac{m \cdot z \cdot \bar{\delta}}{2} \quad \dots (16)$$

Z rys. 2 widzimy, że

$$CD = BD - BC,$$

$$BD = O_1 O_2 \cdot \sin \alpha = \frac{m(z + Z)}{2} \sin \alpha$$

$$BC = R_0 \cdot \beta = \frac{m \cdot z}{2} \cos \alpha \sqrt{\left( \frac{z + 2}{z \cdot \cos \alpha} \right)^2 - 1} =$$

$$= \frac{m}{2} \sqrt{(z + 2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha}.$$

Oznaczając:  $(z + Z) \sin \alpha = B$

i  $\sqrt{(z + 2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha} = A$ ,

mamy:  $CD = BD - BC = \frac{m}{2} (B - A)$  . . . (17)

$$R_0 \cdot \beta = \frac{m}{2} A \quad \dots (18)$$

Podstawiając wartości (17) i (18) do wzoru (15), otrzymujemy:

$$\bar{\delta} = 2,83 \sqrt{\frac{x_{\max.}}{\frac{m \cdot A}{2} \left( 1 + \frac{A}{B - A} \right)}} =$$

$$= 2,83 \sqrt{\frac{x_{\max.}}{\frac{m \cdot A}{2} \frac{B - A + A}{B - A}}} =$$

$$= 2,83 \sqrt{\frac{x_{\max.}}{\frac{m \cdot A \cdot B}{2(B - A)}}} =$$

$$= 2,83 \sqrt{\frac{2 \cdot x_{\max.} (B - A)}{m \cdot A \cdot B}} =$$

$$= 2,83 \sqrt{\frac{2 \cdot m \cdot x_{\max.} (B - A)}{m^2 \cdot A \cdot B}} =$$

$$= \frac{2,83 \sqrt{2}}{m} \sqrt{\frac{m \cdot x_{\max.} (B - A)}{A \cdot B}}.$$

Wstawiając powyższą wartość na  $\bar{\delta}$  do wzoru (16) na wielkość posuwu obrotowego, otrzymujemy:

$$s = \frac{m \cdot z}{2} \bar{\delta} = \frac{m \cdot z}{2} \cdot \frac{2,83 \sqrt{2}}{m} \sqrt{\frac{m \cdot x_{\max.} (B - A)}{A \cdot B}} =$$

$$= 2,83 \frac{1,414}{2} z \sqrt{\frac{m \cdot x_{\max.} (B - A)}{A \cdot B}} =$$

$$= 2 \cdot z \sqrt{\frac{m \cdot x_{\max.} (B - A)}{A \cdot B}} \quad \dots (19)$$

Poniżej załączone tabele podają wartości  $A$  i  $B$  dla różnych  $z$ ,  $Z$  i  $\alpha$ . W tabeli wartości  $B$  liczby umieszczone w górnych szeregach stosują się do kół struganych o kącie przyporu  $\alpha = 15^\circ$ , w dolnych zaś — do kół o kącie przyporu  $\alpha = 20^\circ$ .

Wartości  $x_{\max.}$  przyjmujemy te same co przy strugarkach Gleasona, a więc dla kół:

o wykończeniu zwykłym  $x_{\max.} = 0,00045 \text{ mm}$ ,

o wykończeniu dokładnym  $x_{\max.} = 0,0002 \text{ mm}$ .



Wartości  $B = (z + Z) \sin \alpha$

Ilość zębów struganego koła $z$	$A = \sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha}$	
	przy $\alpha = 15^\circ$	przy $\alpha = 20^\circ$
15	8,88	9,5
16	9,22	9,9
17	9,57	10,3
18	9,90	10,7
19	10,20	11,0
20	10,50	11,4
21	10,85	11,8
22	11,13	12,2
23	11,44	12,6
25	12,10	13,3
27	12,70	14,0
30	13,56	15,13
32	14,16	15,9
35	15,10	17,0
40	16,50	18,7
45	17,90	20,5
50	19,25	22,3
55	20,70	24,1
65	23,40	27,6
75	26,10	31,1
85	28,80	34,6
100	32,80	39,7
125	39,50	48,3
150	45,80	57,0

$z$	$Z$						
	18	20	25	30	40	50	60
15	8,5 11,3	9,03 11,95	10,3 13,7	11,6 15,4	14,2 18,8	16,75 22,5	19,35 25,6
16	8,77 11,6	9,28 12,3	10,6 14,0	11,85 15,7	14,45 19,1	17,0 22,6	19,6 26,0
17	9,03 11,95	9,55 12,65	10,85 14,35	12,10 16,0	14,7 19,5	17,3 22,9	19,85 26,3
18	9,28 12,3	9,8 13,0	11,10 14,70	12,4 16,4	14,95 19,8	17,55 23,2	20,1 26,7
19	9,55 12,65	10,05 13,3	11,35 15,0	12,65 16,75	15,2 20,2	17,8 23,6	20,4 27,0
20	9,8 13,0	10,3 13,7	11,6 15,4	12,9 17,10	15,5 20,5	18,05 24,0	20,6 27,3
21	10,05 13,3	10,6 14,0	11,85 15,7	13,15 17,4	15,75 20,8	18,3 24,3	20,9 27,7
22	10,3 13,7	10,85 14,35	12,10 16,0	13,4 17,8	16,0 21,2	18,6 24,6	21,2 28,0
23	10,6 14,0	11,10 14,70	12,4 16,4	13,7 18,1	16,25 21,5	18,85 25,0	21,4 28,4
25	11,1 14,7	11,6 15,4	12,9 17,10	14,2 18,8	16,75 22,2	19,35 25,6	21,9 29,0
27	11,6 15,4	12,10 16,0	13,4 17,8	14,7 19,5	17,3 22,9	19,85 26,3	22,4 29,7
30	12,4 16,4	12,9 17,1	14,2 18,8	15,5 20,5	18,05 24,0	20,6 27,3	23,2 30,8
32	12,9 17,1	13,4 17,8	14,7 19,5	16,0 21,2	18,6 24,6	21,2 28,0	23,7 31,4
35	13,7 18,1	14,2 18,8	15,5 20,5	16,75 22,5	19,35 25,6	21,9 29,0	24,5 32,5
40	14,95 19,8	15,5 20,5	17,75 22,5	18,05 24,0	20,6 27,3	23,2 30,8	25,8 34,2
45	16,25 21,5	16,75 22,5	18,05 24,0	19,35 25,6	21,9 29,0	24,5 32,5	27,1 35,9
50	17,55 23,2	18,05 24,0	19,35 25,6	20,6 27,3	23,2 30,8	25,8 34,2	28,4 37,6
55	18,85 25,0	19,35 25,6	20,6 27,3	21,9 29,0	24,5 32,5	27,1 35,9	29,7 39,3
65	21,4 28,4	21,9 29,0	23,2 30,8	24,5 32,5	27,1 35,4	29,7 39,3	32,2 42,7
75	24,0 31,8	24,5 32,5	25,8 34,2	27,10 35,9	29,7 39,3	32,2 42,7	34,8 46,2
85	26,6 35,2	27,1 35,9	28,4 37,6	29,7 39,3	32,2 42,7	34,8 46,2	37,4 49,6
100	30,5 40,4	31,0 41,0	32,2 42,7	33,5 44,5	36,1 47,9	38,7 51,3	41,3 54,7
125	36,9 48,9	37,4 49,6	38,7 51,3	40,0 53,0	42,6 56,4	45,2 59,8	47,7 63,2
150	43,3 57,5	43,9 58,1	45,2 59,8	46,5 61,5	49,0 65,0	51,6 68,4	54,2 71,8

Czas maszynowy obróbki koła zębatego w minutach określamy ze wzoru:

$$T = \frac{3,14 \cdot m \cdot z \cdot k}{s \cdot n} + \frac{h}{s' \cdot n} \quad (20)$$

gdzie  $k$  oznacza ilość przejść i równa się 1 lub 2.

Przykład 1. Wykonać koła zębate na strugarce Fellowsa typu 6A o ilości zębów  $z = 66$ ,  $m = 2,25/1,75$ , wysokości zęba  $h = 4,3$  mm, szerokości koła  $b = 25$  mm,  $\alpha = 20^\circ$ , ilość zębów noża  $Z = 34$ . Materiał — stal 2512 (według oznaczenia amerykańskiego) o zawartości niklu ok. 5% i  $R_r = 100$  kg/mm<sup>2</sup>. Zęby tych kół będą podlegały szlifowaniu po obróbce termicznej; ponieważ nadatek materiału na szlifowanie ma wynosić 0,05 — 0,08 mm na każdą stronę zęba, strugać je będziemy z dokładnym wykończeniem. Za jednym zamocowaniem strugać będziemy 3 koła, więc długość suwu noża  $l = 3 \cdot 25 + 5 = 80$  mm. Koła te będziemy wykonywać w dwu przejściach, zatem głębokość wcinania się dzielimy pomiędzy oba przejścia w następujący sposób:

I przejście . .  $\frac{2}{3} h = 2,9$  mm,

II przejście . .  $\frac{1}{3} h = 1,4$  mm.

Ponieważ pracujemy na automacie, zatrzymującym strugarkę po wykonaniu kół na dwa przejścia, więc strugamy koła przy obu przejściach z jedną i tą samą prędkością skrawania, gdyż w przeciwnym razie musielibyśmy zatrzymywać strugarkę do przełączania dźwigni dla zmiany ilości suwów noża na minutę. Obierając  $v = 18$  m/min, określamy

$$n = \frac{500 \cdot v}{l} = \frac{500 \cdot 18}{80} \approx 112 \text{ suwów/min.}$$

Strugarka ta posiada:  
111 — 184 — 270 — 342 suwów/min oraz  
1025 — 1280 — 1535 — 1780 — 2080 — 2300 suwów noża na jeden jego obrót.

Posuw wcinania się  $s' = 0,035$  mm/suw noża. Zatem  $n = 111$  suwów/min.

Ponieważ w podanych tu tabelach nie znajdujemy wartości  $A$  i  $B$  dla  $z = 66$  i  $Z = 34$ , wartości te przeliczamy według wzorów:

$$A = \sqrt{(z+2)^2 - z^2 \cos^2 \alpha} = \sqrt{(66+2)^2 - 66^2 \cdot \cos^2 20^\circ} = \sqrt{4624 - 3846,5} = \sqrt{777,5} = 27,9.$$

$$B = (z + Z) \sin \alpha = (66 + 34) \sin 20^\circ = 100 \cdot 0,34202 = 34,2.$$

Maksymalny posuw obrotowy określamy ze wzoru (19):

$$s = 2 \cdot z \sqrt{\frac{m \cdot x_{\max} (B - A)}{A \cdot B}} = 2,66 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 (34,2 - 27,9)}{27,9 \cdot 34,2}} = 2,66 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 \cdot 6,3}{27,9 \cdot 34,2}} = 0,23 \text{ mm/suw noża.}$$



Długość obwodu koła podziałowego noża równa się  $\pi \cdot m \cdot Z = 3,14 \cdot 2,25 \cdot 34 = 240,2$  mm.

Więc przy  $s = 0,23$  mm/suw potrzeba byłoby  $\frac{240,2}{0,23} = 1044$  suwów/obrót noża. Strugarka nie posiada 1044 suw /obrót noża, obierając zaś 1280 otrzymamy rzeczywistą wielkość posuwu obrotowego:

$$s = \frac{240,2}{1280} \approx 0,187 \text{ mm/suw.}$$

Czas maszynowy wykonania 3-ch kół wyznaczamy ze wzoru (20):

$$T = \frac{3,14 \cdot m \cdot z \cdot k}{s \cdot n} + \frac{h}{s' \cdot n} = \frac{3,14 \cdot 2,25 \cdot 66 \cdot 2}{0,187 \cdot 111} + \frac{4,3}{0,035 \cdot 111} = 44,9 + 1,1 = 46 \text{ min.}$$

Czas I przejścia:

$$t_1 = \frac{44,9}{2} + \frac{2,9}{0,035 \cdot 111} = 22,45 + 0,75 = 23,2 \text{ min.}$$

Czas II przejścia:

$$t_2 = 22,45 + \frac{1,4}{0,035 \cdot 111} = 22,45 + 0,36 = 22,8 \text{ min.}$$

Przykład 2. Wykonać koła zębate, jak i w przykładzie 1, jeśli przy wszystkich pozostałych tych samych danych  $z = 80$  i  $b = 37$  mm.

Strugać będziemy 2 koła przy jednym zamocowaniu, więc

$$l = 2 \cdot 37 + 6 = 80 \text{ mm,}$$

zatem  $n = \frac{500 \cdot 18}{80} \approx 112$  suw/min.

Będziemy mieć zatem  $n = 111$  suw/min.

Przeliczamy wartości A i B:

$$A = \sqrt{(80 + 2)^2 - 80^2 \cos^2 20^\circ} = \sqrt{6724 - 5651,4} = \sqrt{1072,6} = 32,75,$$

$$B = (80 + 34) \sin 20^\circ = 114 \cdot 0,34202 = 38,99 \approx 39.$$

Zatem maksymalny posuw obrotowy wyniesie:

$$s = 2 \cdot 80 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 (39 - 32,75)}{32,75 \cdot 39}} = 160 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 \cdot 6,25}{32,75 \cdot 39}} = 0,237 \text{ mm/suw.}$$

Dla otrzymania  $s = 0,237$  mm/suw musimy mieć:

$$\frac{240,2}{0,237} \approx 1055 \text{ suwów/obrót noża.}$$

Obierając 1280 suw/obrót noża, otrzymamy posuw:

$$s = \frac{240,2}{1280} = 0,187 \text{ mm/suw noża.}$$

A więc czas maszynowy wykonania 2 kół wyniesie:

$$T = \frac{3,14 \cdot 2,25 \cdot 80 \cdot 2}{0,187 \cdot 111} + \frac{4,3}{0,035 \cdot 111} = 54,5 + 1,1 = 56,6 \approx 56 \text{ min.}$$

Przykład 3. Wykonać koła zębate jak i w przykładzie 1, jeśli przy wszystkich pozostałych tych samych danych  $z = 17$  i  $b = 45$  mm.

Strugamy po jednym kole, więc  $l = 45 + 6 = 51$  mm,

$$n = \frac{500 \cdot 18}{51} \approx 176 \text{ suw/min,}$$

zatem strugać będziemy przy  $n = 184$  suw/min.

Z tabeli wartości A znajdujemy przy  $z = 17$  i  $\alpha = 20^\circ$   $A = 10,3$ .

Wartość B musimy natomiast przeliczyć:

$$B = (z + Z) \sin \alpha = (17 + 34) \sin 20^\circ = 51 \cdot 0,34202 = 17,44.$$

Maksymalny posuw obrotowy wyniesie więc:

$$s = 2 \cdot 17 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 (17,44 - 10,3)}{10,3 \cdot 17,44}} = 34 \sqrt{\frac{2,25 \cdot 0,0002 \cdot 7,14}{10,3 \cdot 17,44}} = 0,144 \text{ mm/suw noża.}$$

Przy  $s = 0,144$  mm/suw noża potrzeba było by

$$\frac{240,2}{0,144} \approx 1668 \text{ suw/obrót noża.}$$

Rozporządzając liczbą 1780 suwów/obrót noża, otrzymamy posuw obrotowy

$$s = \frac{240,2}{1780} = 0,135 \text{ mm/suw noża.}$$

Czas maszynowy wykonania jednego koła wyniesie:

$$T = \frac{3,14 \cdot 2,25 \cdot 17,2}{0,135 \cdot 184} + \frac{4,3}{0,035 \cdot 184} = 9,9 + 0,7 = 10,6 \text{ min} \approx 11 \text{ min.}$$

Z powyższych przykładów można wyciągnąć wniosek, że wielkość maksymalnego posuwu obrotowego zwiększa się ze zwiększeniem ilości zębów struganego koła. Łatwo też można przekonać się, że ze zwiększeniem ilości zębów noża wzrasta też wartość posuwu obrotowego.

Przy struganiu kół zębatach, jak i przy każdym procesie strugania, najbardziej wydajnym sposobem jest ten, przy którym praca prowadzi się z dużymi posuwami i z odpowiednio do nich dobranymi prędkościami skrawania. Rozpatrzyliśmy tu sposoby wyznaczania czasu strugania kół zębatach, a tym samym i wielkości posuwów, uwzględniając tylko warunki otrzymaniażądanego wykończenia struganych zębów i biorąc pod uwagę wpływ przerywanego procesu strugania. Ze względów produkcyjnych przy wyznaczaniu czasu obróbki kół zębatach należy jeszcze mieć na uwadze: 1) maksymalne wykorzystanie czasu ruchu narzędzia skrawającego, 2) charakterystykę materiału obrabianego (twardość, obrabialność, wytrzymałość itp.), prawidłową obróbkę termiczną (normalizowanie), przebieg ostrzenia narzędzia (zachowanie właściwych kątów przy przeszlifowywaniu, nie przypalanie i nie odpuszczanie narzędzia przy ostrzeniu i podczas pracy) oraz normalny stan obrabiarki (luzy, drgania, stan łożysk i t. p.), 3) czas zdolności narzędzia do pracy bez ostrzenia, który określamy mianem „żywością narzędzia“.

Ekonomiczna żywotność narzędzia może zmieniać się w zależności od rodzaju, charakteru i sposobu zorganizowania produkcji, więc winna zmieniać się oczywiście i prędkość skrawania.



**Le temps et l'exactitude de l'usinage des engrenages sur les robotseuses Sunderland, Gleason et Fellows**

**Résumé:**

Se basant sur les formules publiées dans la littérature technique et exprimant la relation entre le nombre de passages de l'outil pour la taille d'une dent et l'exactitude

exigée de l'engrenage, l'auteur donne des formules déterminant le temps de l'usinage nécessaire pour les machines Sunderland, Gleason et Fellows. Outre ces formules, l'auteur donne aussi des exemples numériques.

## **DZIAŁ SPRAWOZDAWCZY**

### **Targi Poznańskie**

**O**CZYWIŚCIE, dużo jeszcze upłynie wody zanim Targi Poznańskie staną się dla inżyniera czymś takim, jak doroczny przegląd postępu technicznego na Targach Lipskich.

Aby dojść do tego swojego rodzaju ideału, trzeba spełnienia wielu warunków: rozwój przemysłu musi osiągnąć żywsze tempo, musi wzrosnąć zrozumienie walorów czynnika propagandowego, musi wreszcie powstać pewność, że wystawiać warto, bo na Targi przyjadą nabywcy wystawionych wyrobów.

Na razie Targi Poznańskie są wystawą, w której uczestniczą wszyscy, a więc i wytwórca bulionu, rozdający próbki swoich wyrobów, i wynalazca nowego kroju bielizny i fabryka bryczek i wreszcie konstruktor obrabiarek, czy wytwórca stali.

Wszystko to — z mniejszym lub większym porządkiem i logiką ustawione — zajmuje łącznie powierzchnię ok. 50 000 m<sup>2</sup>, jest reprezentowane przez przeszło tysiąc wystawców i zwiedzane w ciągu 7 dni przez około ćwierć miliona ludzi, czemu sprzyjają i święta, i przeważnie w tym czasie notowana pogoda, i pociągi popularne, i zniżki kolejowe.

Ile na Targach dokonuje się transakcji, ilu przybywa naprawdę zainteresowanych — pozostaje tajemnicą, na którą przez mocno powiększające szkło patrzy organizator Targów, podający sumę 120 mio zł obrotu na Targach i 62 000 kupieckich gości targowych.

Jest natomiast rzeczą pewną, że pod względem zajętej przestrzeni Targi Poznańskie zajmują jedno z czołowych miejsc w Europie. Jest też rzeczą widoczną, którą łatwo było zaobserwować na Targach tegorocznych, że dyrekcja Targów dokłada wszelkich starań, aby zupełnie przypadkowy wynik pracy akwizycyjnej, trwającej pół roku, pokazać w formie możliwie najbardziej przejrzystej, ułatwiającej orientację zwiedzającego.

Targi Poznańskie podzielone były w r. b. na następujące działy: samochody i akcesoria (pawilony 1 i 3), maszyny i hutnictwo (paw. 13), narzędzia (paw. 14), drobny przemysł metalowy (paw. 15, 1 p.), elektrotechnikę (paw. 12), meble, galanteria i art. domowe (paw. 8 i 10), przemysł tkacki (paw. 10), przemysł budowlany (paw. 15, parter), maszyny biurowe, drukarskie (paw. 17), przemysł spożywczy (paw. 17, 1 p.), maszyny rolnicze (tereny otwarte).

Najkompletniej pokazane były samochody, które — reprezentowane przez kilkanaście przedsta-

wicielstw krajowych i zagranicznych fabryk samochodów i takąż ilość fabryk i przedstawicielstw artykułów pomocniczych — stanowić mogły dla każdego, kto zamierzał sobie kupić samochód, poważną atrakcję i ułatwienie w powzięciu decyzji.

Dobrze przedstawiał się pawilon przemysłu budowlanego, w którym eksponaty nie mogły nie zainteresować budowniczego, tym więcej, że pokazano szereg artykułów nowych, bądź to jako materiał, bądź też jako wzory, czy wykonanie.

Obliczone na przygodną klientelę były pawilony 8, góra 17 i znaczna część 9 i 10, gdzie zgrupowano meble, detaliczną sprzedaż drobiazgów galanteryjnych, napoje itp.

Udział państw obcych posiadał — poza Niemcami i może Czechami — charakter „biletu wizytowego“, chociaż zajęto w ten sposób pawilony 5, 6 i 7.

Pokaz maszyn rolniczych był w tym roku dość szczupły i brało w nim udział zaledwie kilka wytwórci tego działu.

Dla mechaników interesującymi mogły być pawilony 12, 13, 14 i I p. 17.

W pawilonie 13 umieszczono przemysł metalowy i maszynowy. Środek budynku zajmował przemysł hutniczy. Udział hutnictwa żelaznego w tegorocznych Targach Poznańskich był znacznie poważniejszy niż w latach poprzednich. Dwa większe stoiska zajęły „Huta Pokój“, S. A. i „Wspólnota Interesów“, w mniejszych ulokowały się inne huty.

Wspólnota Interesów Górniczo-Hutniczych — zgrupowała eksponaty, obrazujące produkcję hutniczą surowcową i przetwórczą koncernu. Przegląd wytwórczości hutniczej zobrazowano przy pomocy dziesięciu gablot-tablic, ujętych dydaktycznie oraz uzupełnionych gotowymi wytworami.

Poszczególne działy wytwórstwa metalowego pokazano bądź na gotowych eksponatach, jak: naczyń, beczki, bębny, narzędzia, maszyny itp., bądź przy pomocy przezroczy, ilustrujących: wytwarzanie konstrukcji stalowych, dźwigów, odlewów, maszyn, urządzeń chłodniczych, wałów drogowych itp.

Na wolnym terenie, bezpośrednio przy głównym wejściu na Targi, ustawiono nowy typ garażu samochodowego z blachy falistej, wyrobu Huty „Laura“. Opodal zainstalowano niewyrabiane dotąd w Polsce maszyny eliptyczne z blach ocynkowanych.

Bezpośrednio w sąsiedztwie Wieży Górnośląskiej wzniesiono prawie 30 m wysoką wieżę z rur stalowych, wiązanych przy pomocy specjalnych łączników „Batory“. Rusztowanie to ilustrowało przydatność rur stalowych do tego rodzaju zespo-



łów konstrukcyjnych, jak trybuny, rusztowania itp.

W pawilonie nr. 15 — przedstawiono przy pomocy specjalnego modelu łatwość i pewność spawania stali w prętach typu „Griffel“. Obok zademonstrowano słupy z rur stalowych, jako elementy konstrukcji budowlanych. Na uwagę zasługuje słup z rury stalowej, wypełnionej betonem pod ciśnieniem.

„Huta Pokój“ położyła na swym stoisku główny nacisk na pokaz skrawania „Baildonitem“ — nowo wytwarzanym przez hutę metalem twardym. Produkt ten, którego stosowanie demonstrowano na obrabiarce, będącej stale w ruchu, — w jakości i przeznaczeniu zastępuje wyroby zagraniczne, jak „Widia“, „Secco“, „Titanit“, „Böhlerit“ itp. Poza tym dano na stoisku przegląd wytwórczości najważniejszych działów produkcji zakładów, należących do koncernu Huty Pokój.

Na licznych tablicach, uzupełnionych fotografiami oraz gotowymi wytworami, przedstawiono: profile walcowane i gięte z blachy, profile zimnowalcowane i bednarke zimnowalcowaną, odlewy ze stali manganowej o wysokiej odporności na ścieranie, kute części samochodowe ze stali chromowo-niklowej, odkucia samochodowe, odlewy ze stali ognioodpornej itp.

Osobną grupę eksponatów tworzyły różnego rodzaju rury, jak: rury spawane i ciągnięte do rowerów i mebli, rury ze stali kwasoodpornej, rury ze stali ognioodpornej itp. oraz elektrody do spawania elektrycznego i druty do spawania acetylenowego. Uwagę zainteresowanych zwracał garnek do wyżarzania wykonany ze stali ognioodpornej, grubości 5 mm, zademonstrowany po 180 godzinach pracy w temperaturze 1 000 C.

Całość stoiska uzupełniał specjalny pokaz wydawnictwa koncernu Huty Pokój oraz mapa organizacji sprzedaży z podaniem rozmieszczenia własnych Oddziałów i Zakładów.

Oprócz tego brała Huta Pokój, jak zwykle, udział w zbiorowym stoisku Grupy Producentów Narzędzi, gdzie pokazano wiertła, piły i łopaty.

Starachowice — propagujące stal — zobrazowały narzędzia precyzyjne, wykonane z własnej stali narzędziowej, węglistej i szybko tnącej. Należy tu wymienić grupę narzędzi do gwintów oraz najróżnorodniejsze frezy, od normalnych palcowych do różnych profilowych, ślimakowych globoidalnych, a ze sprawdzianów — specjalne gwintowe szczękowe dwugraniczne, ciekawe pod względem konstrukcyjnym.

Interesującą grupę eksponatów stanowiły odlewy ze stali kwasoodpornej, okucia samochodowe i samolotowe oraz rama podwozia samochodowego. Poza tym pokazano młotki pneumatyczne własnej produkcji a także stal konstrukcyjną.

Ponadto zainteresowanie na stoisku Starachowic wzbudzało działo przeciwlotnicze kal. 40 mm.

Na stoisku „Modrzejów - Hantke“, udekorowanym blachą falistą ocynkowaną własnej produkcji, zobrazowano na szeregu tablic przegląd wytwórczości zakładów, a więc: kształtowniki walcowane i materiał nawierzchni kolejowej, śruby, wkrętki i haki, szyny, podkładki i narzędzia, jak: młoty, siekiery, kilofy itp., następnie podkowy, sprężyny, bednarke zimnowalcowaną w kręgach i bednarke

ocynkowaną. Osobną grupę eksponatów tworzyły łopaty różnych typów, widły szpadle, szufle itp. Poza tym pokazano kolekcję butli stalowych od najmniejszych do największych, przy czym równocześnie uwidoczniono poszczególne fazy wytwarzania butli.

W hali nr. 1, w specjalnym stoisku firmy „Światowid“, Zakłady Modrzejów - Hantke zamieściły produkowane przez nie części rowerowe.

Huta Bankowa wystawiła wyroby obrazujące wytwórczość huty w dziedzinach takich, jak: stal automatowa, resorowa oraz stal kwaśna Perrina; tę ostatnią otrzymuje się przez oddziaływanie kwaśnego żuźla syntetycznego w stanie płynnym i rozdrobionym na płynną stal, z zasadowego pieca martenowskiego.

Ilustracja aparatu do wyznaczania tlenu w metalach oraz jedynego w polskim hutnictwie laboratorium do analizy spektralnej, pokazane na stoisku, wskazywały na starania huty w dążeniu do usprawnienia kontroli wytwórczości.

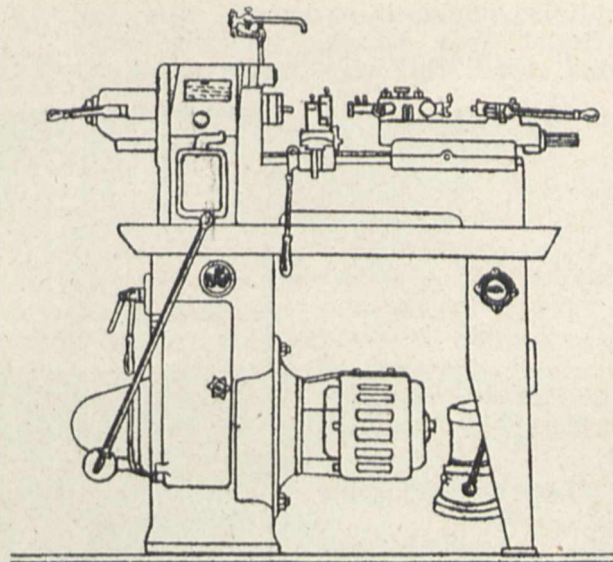
Sosnowieckie Towarzystwo Rur i Żelaza pokazało rury żeberkowe kute, patentu Favier, odlewy oraz aparaty ogrzewnicze turbinowe systemu „Turbo-Calor“ i „Pulso-Calor“ do ogrzewania hal i warsztatów.

Zakłady Ostrowieckie zamieściły na swoim stoisku zespoły sprężarkowe do wyposażenia fabryk, warsztatów itp. oraz elektrody „Jotem“.

Przemysł maszynowy reprezentowany był dość chaotycznie przez szereg fabryk, z których wymieniamy z pamięci:

Fabryka Traków i Maszyn do Obróbki Drzewa w Bydgoszczy, która pokazała traki i obrabiarki do drzewa, a także niektóre maszyny do obróbki metali, których budowę podjęła w ostatnich czasach.

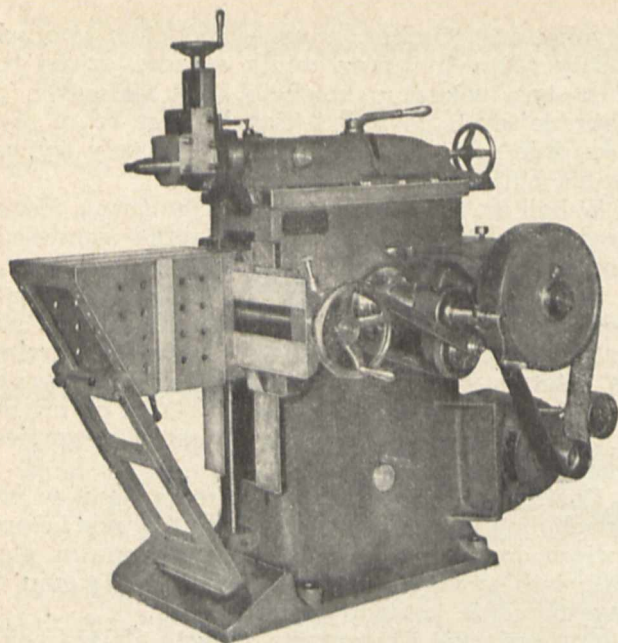
„Wiepofana“ w Poznaniu — zademonstrowała swój dorobek ostatniego roku, a więc nowy przerobiony typ tokarki i rewolwerówkę, której produkcję podjęła w r. ub. (rys. 1).



Rys. 1. Rewolwerówka typu RPO 16, wyrobu Sp. Akc. Wiepofana w Poznaniu.

Firma J. John w Łodzi pokazała tokarkę, wiertarkę kolumnową, sprzęgła, koła zębate, naprężacze pasów.





Rys. 2. Strugarka poprzeczna, wyrobu Twerdy w Bielsku.

Interesująca była pokazana na stoisku f-my „Beteha“ strugarka wyrobu f-my Twerdy w Bielsku (rys. 2).

Sp. Akc. H. Cegielski pokazała tylko fotografie maszyn, jakie budowane są w jej w wytwórni w Rzeszowie.

Na wymienienie zasługują jeszcze niektóre mniejsze fabryki, które wystąpiły z pokazem swoich obrabiarek, a mianowicie: St. Jakubowski, Poznań, który pokazał tokarki (rys. 3), Cynnynder w Katowicach, który pokazał małe frezarki, „Dea“ i Grupa Techniczna — wiertarki i szlifierki elektryczne, Fabryka Motorów, Maszyn i Odlewania Żelaza w Bydgoszczy — prasy i heblarkę, Maxim w Łodzi — szlifierki, pilnikarki i wiertarki.

Udział tych fabryk, stanowiących tylko część drobnego przemysłu ob-

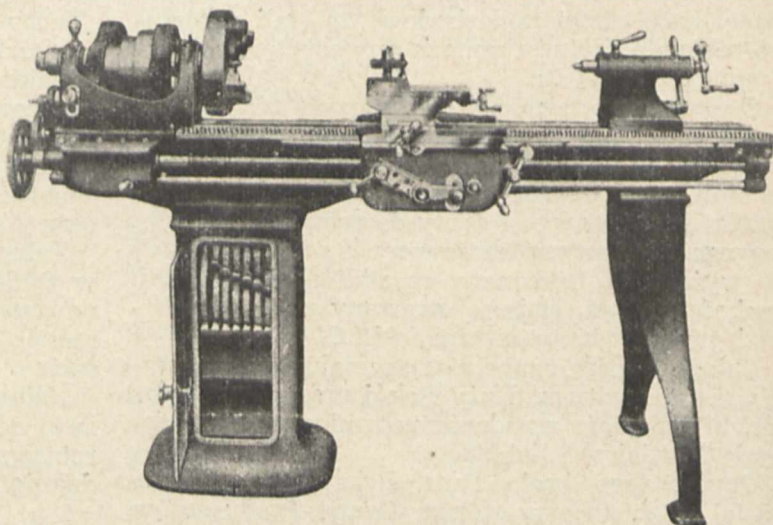
robiarkowego, był interesujący, jako zaakcentowanie, że istnieją jeszcze w kraju ciekawe możliwości rozwoju przemysłu obrabiarkowego, klasy warsztatowej, które winny być ujęte w należyte karby i skierowane ku zadaniom, jakie stoją przed tą grupą wytwórni, jako całości.

Na wymienienie zasługuje przemysł materiałów ściernych, reprezentowanych na Targach przez fabryki Haeberle i Vogt, które obie wykazały, że szybkimi krokami zmierzają do kompletnego uniezależnienia naszego rynku od zagranicy.

Kryzel i Wojakowski w Radomsku wystawił silnik na gaz ssany i turbinę wodną systemu Francisa.

Bardzo starannie wystąpiły na Targach fabryki Norblin, Buch i Werner, demonstrujące półfabrykaty z miedzi i mosiądzu oraz Herzfeld i Victorius w Grudziądzu, dając na dużym stoisku przegląd swojej produkcji odlewniczej i działu mechanicznego (kuchnie, kotły, piece „stałopalne“, wanny, artykuły sanitarne i pompy).

Zwiedzającego pawilon 13 musiał uderzyć brak szeregu fabryk obrabiarek, jak: Stowarzyszenie Mechaników Polskich z Ameryki S. A., L. Ziele-



Rys. 3. Tokarka precyzyjna typu TWS 150, wyrobu f-my St. Jakubowski w Poznaniu.



Rys. 4. Wnętrze pawilonu grupy producentów narzędzi.

niewski, Paschalski oraz Pionier, przez co wartość pawilonu, jako całości, znacznie obniżała się, nie dając należytego przeglądu dorobku w tym dziale.

Korzystnie przedstawiał się pawilon 14, całkowicie zajęty i urządzony przez Grupę Producentów Narzędzi P.Z.P.M. (rys. 4). Dział narzędzi do mechanicznej obróbki, reprezentowany był przez PZL — Wytw. Silników, PWU, Pierwszą Fabrykę Lokomotyw w Polsce, H. Cegielski, Wytw. Amunicji Nr 1, J. Dziewulski i Ska, Lubelska Wytwórnia Narzędzi i Huta Pokój.



Dział narzędzi kontrolnych i przyrządów fabrykacyjnych reprezentowany był przez: PZL — Wytw. Silników, PWU, H. Cegielski i Wytw. Amunicji Nr. 1.

Kilkanaście wytwórni demonstrowało narzędzia rzemieślnicze. Osobną grupę stanowiły narzędzia do szlifowania, reprezentowane przez fabryki Tow. Haerberle i f. Vogt i S-ka.

„Perun“ S. A. pokazał tu sprzęt spawalniczy. Inż. J. Zubko demonstrował w stale będącej w ruchu hartowni elektrycznej procesy obróbki termicznej metali.

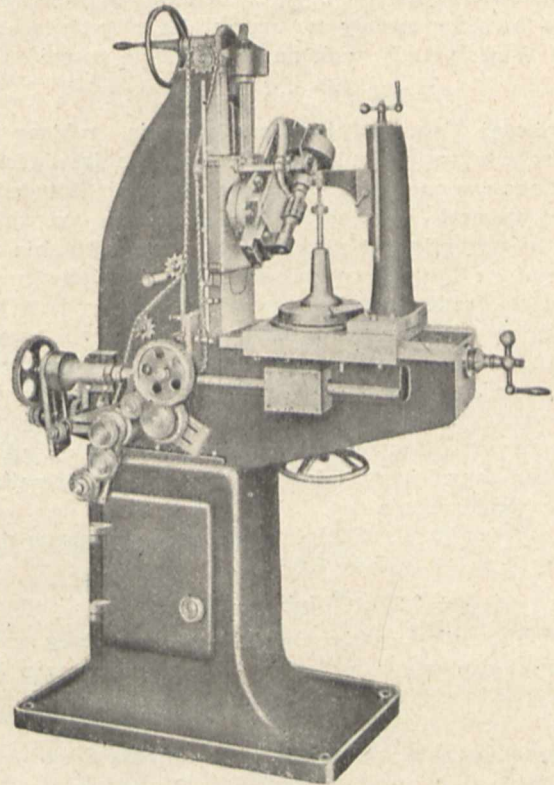
Wśród licznych stoisk pawilonu 15, w którym na piętrze umieścił się drobny przemysł metalowy, mogło wzbudzić zainteresowanie stoisko firmy S. Nakulski w Gnieźnie, który pokazał nożyce krążkowe do blachy do 3 mm i fotografie frezarki obwodniowej do kół zębatach. Maszyna nie stanowi oczywiście żadnej rewelacji technicznej, a nawet konstrukcja jej może być poddana krytyce. Jednak wymieniamy ją i pokazujemy, jako przykład poczyniań konstrukcyjnych w mniejszych wytwórniach mechanicznych, które wywołać muszą zainteresowanie, świadcząc o podniesieniu się kultury technicznej warsztatów i o ich ambicjach.

Powstaje pytanie, czy i jakie korzyści odniósł inżynier mechanik, który w r. b. wyjechał na Targi. Jeżeli porównamy Targi z warszawską WMEI, to oczywiście stwierdzić trzeba będzie, że korzyści zwiedzenia Targów były znacznie mniejsze, albowiem dydaktyka pokazu i metodyka werbowania wystawców szwankuje jeszcze bardzo. Jeżeli jednak ujmijemy rzecz szerzej, pod kątem widzenia propagandy spożycia w całej jej gamie — to uznać trzeba, że tegoroczne Targi Poznańskie dały dość dużo.

Z punktu widzenia świata technicznego należałoby jednak wysunąć postulat, aby któreś z Targów krajowych, czy to Targi Poznańskie, czy Wschodnie, czy nawet Katowickie, pokusiły się o zorganizowanie Targów Technicznych, to jest do-

rocznego przeglądu stanu i postępu pracy przemysłu polskiego w dziedzinie techniki.

Gdyby taka decyzja została powzięta, było by wskazane, aby nadzór nad organizacją poszczegól-



Rys. 5. Frezarka obwodniowa wyrobu f-my S. Nakulski w Gnieźnie.

nych pawilonów wzięły na siebie zrzeczenia gospodarce przemysłu i zrzeczenia fachowe świata technicznego. Tak zorganizowane Targi mogłyby liczyć na wzrost frekwencji kół fachowych, to jest techników i kupców.

G.

## **PRZEGLĄD CZASOPISM TECHNICZNYCH**

### **ENERGETYKA**

#### **Przenikanie ciepła do cieczy wrzących**

W ostatnich latach przeprowadzono wiele doświadczeń w różnych krajach (Niemcy, Stany Zj. A. P.) nad przenikaniem ciepła z powierzchni ogrzewanej do cieczy wrzącej. Doświadczenia wykonane były w różnych warunkach pomiarów i przy różnych założeniach, dlatego celowe jest zastanowienie się, które z podanych cyfr mają znaczenie praktyczne.

Współczynnik przenikania ciepła  $\alpha$  (kal/m<sup>2</sup> h °C) jest dla cieczy wrzącej określony wzorem

$$q = \alpha \Delta t,$$

gdzie  $q$  (kal/m<sup>2</sup> h) jest ilością ciepła przechodzącą przez jednostkę powierzchni, czyli natężeniem cieplnym powierzchni, zaś  $\Delta t$  (°C) jest różnicą średniej temperatury powierzchni ogrzewanej i średniej temperatury cieczy poza warstwę graniczną, wynoszącą kilka mm.

Badania PTR (Physikalisch-Techn. Reichsanstalt) wykazały, że przenikanie ciepła do cieczy wrzącej podlega

tym samym prawom, co do cieczy przepływającej i nie wrzącej; tworzenie się pary jest w tym wypadku zjawiskiem drugorzędno znaczenia.

W zależności od natężenia cieplnego powierzchni ogrzewanej mamy dwa obszary zmienności  $\alpha$ :

a) Obszar niskich natężeń, powierzchni od  $q = 0$  do  $q \approx 15\,000$  Kal/m<sup>2</sup> h (dla płyty poziomej i wody o temp. 100°). Przenikanie ciepła odpowiada wtedy warunkom zwykłej konwekcji, zaś  $\alpha$  określa wzór:

$$\alpha = 152 q^{0,26} \text{ lub } \alpha = 891 (\Delta t)^{0,35}.$$

b) Obszar wysokich natężeń powierzchni ogrzewanej, dla wody 100 stopniowej aż do 250 000 Kal/m<sup>2</sup> h. W tym zakresie mieszanie wody przez powstające pęcherzyki pary wywiera już znaczny wpływ, powodując szybszy wzrost współczynnika  $\alpha$  ze wzrostem  $q$ .

$$\alpha = C q^n,$$

gdzie  $C$  jest wartością stałą, a  $n = 0,7 \div 0,8$ . Wzór ten obowiązuje dla naczyń lub rur przy naturalnym krążeniu wody.



Dla trzeciego obszaru,  $q > 250\ 000$  Kal/m<sup>2</sup> h, zostały niedawno opublikowane wyniki (Drew i Mueller *Trans. Amer. Inst. chem Engrs.* 1937, tom 33, str. 449), z których widać, że  $\alpha$  znowu silnie zmniejsza się.

Najdokładniejsze — bo bez dodatkowych komplikacji — pomiary zostały wykonane dla płyty poziomej. W obszarze b) wzór na  $\alpha$  przybierze postać

$$\alpha = 1,48 q^{0,75} \text{ lub } \alpha = 4,80 (\Delta t)^3.$$

Ponieważ laboratoryjne doświadczenia robione były dla małych powierzchni, zostało wykonane doświadczenie (Kaiser) w naczyniu o pojemności 338 hl. Doświadczenie to wykazało, że wielkość powierzchni nie ma wpływu na współczynnik  $\alpha$ . Wpływ dodatkowego mieszania uwidoczniał się tylko przy małych natężeniach powierzchni.

O wiele bardziej zawiłe są przebiegi w rurach pionowych, ogrzewanych z zewnątrz. Pęcherzyki pary nie mogą się tu już unosić zupełnie swobodnie — i im wyżej, tym więcej ich przybywa. Woda w dolnej części rury dopływa przeważnie jeszcze nie w stanie wrzenia, gdyż temperatura wrzenia u spodu rury leży nieco wyżej wskutek ciśnienia słupa cieczy, tak że w rurze mamy początkową strefę podgrzewania.

W pierwszym przybliżeniu wzór na  $\alpha$  przybierze postać (dla  $q > 10\ 000$  i wody 100°):

$$\alpha = 3,25 q^{0,70} \text{ lub } \alpha = 50,8 (\Delta t)^{7/2}.$$

Współczynnik  $\alpha$  zależy również od temperatury wrzenia (czyli od ciśnienia pary), mianowicie rośnie wraz z temp. wrzenia. Dla ciśnień powyżej 10 at ma już jednak praktycznie wartość stałą.

Tabela I podaje wartości współczynnika  $\alpha$  dla  $q > 10\ 000$ .

TABELA I.

Średnie wartości współczynnika przenikania ciepła  $\alpha$  do wody wrzącej o temperaturze 100°.

Nateżenie cieplne powierzchni $q$ Kal/m <sup>2</sup> h	Poziome płyty, naczynia, wanny (bez mieszania)		Pionowa rura 30—60 mm w świetle do 2 m dług., krążenie naturalne (wraz ze strefą podgrzewania)	
	$\alpha$ Kal, m <sup>2</sup> h °C	$\Delta t$ °C	$\alpha$ Kal/m <sup>2</sup> h °C	$\Delta t$ °C
10 000	1 700	6,0	2 100	4,8
20 000	2 500	8,05	3 300	6,0
40 000	4 200	9,55	5 400	7,4
60 000	5 700	10,55	7 200	8,35
80 000	7 000	11,35	8 800	9,1
100 000	8 300	12,0	10 300	9,75
150 000	11 300	13,3	13 700	11,0
200 000	14 000	14,3		
250 000	16 500	15,1		

(Z. VDI 1938 r., zesz. 14, str. 415).

s.

### Straty z powodu przerw w pracy kotłów

Wiadomo powszechnie, że codzienne przerwy pracy kotłów po ukończonym dniu roboczym, nieuniknione w niektórych działach przemysłu, są źródłem strat paliwa, ogólnie jednak sądzi się, iż straty te równają się ilości węgla spalonego dla doprowadzenia ciśnienia w kotle do prężności roboczej. W istocie jednak są one większe, potrzeba bowiem dość długiego czasu — po doprowadzeniu już do właściwego ciśnienia — na osiągnięcie równowagi cieplnej kotła, a od tej chwili dopiero uzyskuje się najwyższą sprawność. Autor streszczonego artykułu, zamieszczonego w czasopiśmie *Die Wärme*, odróżnia wobec tego „straty pozorne“ od „strat rzeczywistych“, powstałych wskutek przerw. Różnica obu strat jest stosunkowo

znaczna: pewien duży kocioł wykazywał stratę ze względu na nieosiągnięcie równowagi cieplnej w wysokości 3% po 1/2-dniowej pracy normalnej.

Różne rodzaje kotłów dają różne straty, co trzeba mieć na względzie przy rozpatrywaniu warunków pracy instalacji. Straty te mogą być zmniejszone rozm. sposobami zmniejszającymi szybkość stygnięcia kotłów.

## LOTNICTWO

### Praca Niemiec na polu lotnictwa

Ostatnio powstało w Niemczech 5 nowych państwowych instytutów badań technicznych i jeden badań lekarskich w lotnictwie. Postępy w budowie samolotów wyrażają się w następującym zestawieniu (wg odczytu prof. Messerschmitta): w r. 1918 maksymalna szybkość samolotu z silnikiem 200 KM wynosiła 200 km/h. Niedawno osiągnięta została na myśliwskim samolocie, budowanym seryjnie (Messerschmitt Bf 109) szybkość okrągło 600 km/h. Dzięki jednak postępom w konstrukcji i aerodynamicznemu opłoflowaniu, moc potrzebna do uzyskania tej szybkości nie wzrosła w stosunku trzeciej potęgi szybkości, tzn. do 5 400 KM, ale wyniosła tylko ok 1 000 KM.

Dalszemu wzrostowi szybkości stoi na przeszkodzie trudność zasadnicza: przy szybkości bliskiej szybkości głosu, opory wzrastają gwałtownie, a moc potrzebna rośnie z potęgą jeszcze wyższą niż trzecia. Poza więc pewną „szybkością krytyczną“ lot nie będzie ekonomiczny. Ponieważ samolot nie jest jako całość ciałem doskonale opływowym, należy zwrócić baczną uwagę na poszczególne części jego konstrukcji, gdyż szybkość krytyczna całości zależeć będzie od szybkości krytycznej najgorszej aerodynamicznie części. Prof. Messerschmitt sądzi, że stosunkowo niedługo dojdziemy do szybkości 800 km/h, jednak dalszy jej wzrost będzie już bardzo powolny, gdyż poszczególne części samolotu znajdują się wówczas w opływie powietrza o szybkości krytycznej.

W dziedzinie budowy silników mają Niemcy jeszcze stosunkowo dużo do zrobienia. Budowane są już seryjnie silniki o mocy ok. 1 000 KM; ich ciężar i zapotrzebowanie miejsca zmalały od czasów wojny światowej o 75%. Zmalała też wydatnie powierzchnia czołowa silników a z nią i opór szkodliwy, równocześnie zaś zwiększyła się widoczność. Na najbliższą przyszłość najbardziej palącą staje się sprawa uproszczenia obsługi silnika, a więc wprowadzenie automatycznych urządzeń sterujących. (Z. VDI. 1938 r., zesz. 14, str. 417).

s.

## METALIZNAWSTWO

### Próby z ubogimi w wolfram i bezwolframowymi stalami szybko tnącymi

Autor badał trwałość ostrza podczas skrawania stali o wytrzymałości 70—90 kg/mm<sup>2</sup> z szybkościami 12—22 m/min wiórem i posuwem 0,92 mm. We wstępnych badaniach stwierdził autor, że wzrost zawartości W ponad 22%, lub w stali o 10—14% W zwiększenie V ponad 5% nie poprawia trwałości ostrza. W miarę wzrostu zawartości V trzeba zwiększać zawartość C, by umożliwić wiązanie węglików wanadu. Przy jednakowej zawartości V, Cr i C zawartość W w granicach 11—20% nie zmienia zachowania się stali w pracy. Jeżeli stal zawiera ok. 5—10% Co, to trwałość ostrza rośnie, szczególnie przy dużych szybkościach, ale dla osiągnięcia optymalnych wyników należy raczej podnieść V do 2,5%, a obniżyć W do 13—14%. Porównywanie stali 18/4/1 ze stalami 12/4/1 i



C %	W %	Cr %	V %	Mo %	Co %	Obróbka cieplna	Czas tępienia min				
							szybkość		materiał		
							18 m/min	22 m/min	R <sub>r</sub> = 75	R <sub>r</sub> = 85	
0,84	17,95	4,07	2,30	0,81	—	1 290° olej	570° pow.	11	—	0	+
0,83	12,45	4,39	2,60	0,78	—	" "	" "	8	—	0	+
1,04	12,50	4,46	2,46	—	—	" "	" "	18	—	0	+
1,31	14,08	4,37	4,18	0,54	—	" "	" "	24	—	0	+
0,80	13,88	4,37	1,59	0,61	4,87	1 300° olej	580° pow.	28	—	0	+
0,82	18,87	4,31	1,49	0,57	5,05	" "	" "	30	—	0	+
0,87	13,98	4,18	2,15	0,62	4,84	" "	" "	38	—	0	+
0,72	11,68	4,22	0,74	—	—	1 290° olej	570° pow.	50	6	+	0
0,77	18,97	4,04	0,76	—	—	" "	" "	50	7	+	0
0,74	7,70	4,16	1,10	—	—	" "	" "	50	10	+	0
0,78	10,25	4,06	1,20	0,13	—	" "	" "	11	—	0	+
0,74	8,85	4,30	1,09	0,89	—	" "	" "	11	—	0	+
0,81	5,60	4,08	2,37	1,05	—	" "	" "	12	—	0	+
0,73	8,32	2,68	1,02	0,81	—	" "	" "	3	—	0	+
0,75	18,71	4,32	1,04	0,42	—	" "	" "	11	—	0	+
0,73	2,12	4,35	1,17	7,84	—	1 220° olej	" "	10	—	0	+
0,74	19,22	4,15	1,62	0,44	—	1 280° olej	" "	11	—	0	+
0,79	5,71	4,43	2,15	4,06	—	" "	" "	18	—	0	+
0,82	18,87	4,18	1,49	0,57	5,05	1 300° olej	580° pow.	30	—	0	+
1,50	1,54	4,40	4,22	6,90	—	1 220° olej	570° pow.	16	—	0	+
0,79	5,71	4,43	2,15	4,06	—	1 280° olej	" "	22	—	0	+
0,79	—	4,26	2,52	7,21	—	1 220° olej	" "	3	—	0	+
1,05	—	4,02	2,48	7,00	—	" "	" "	8	—	0	+
1,49	—	4,22	3,82	6,85	—	" "	" "	11	—	0	+
1,52	—	4,04	4,33	3,29	—	" "	560° pow.	20	—	+	0
0,73	2,12	4,35	1,17	7,84	—	" "	570° pow.	9	—	0	+
0,80	2,10	4,16	1,09	8,48	5,10	1 230°	" "	10	—	0	+
0,73	2,12	4,35	1,17	7,84	—	1 220°	" "	—	90	+	0

8/4/1 (W/Cr/V) wykazało równowartościowość pierwszych 2 typów i nieznacznie mniejszą wartość 8/4/1. Szczególnie małe różnice uwidoczniła próba sprawności wiercenia, gdyż wykazała, że zmniejszenie szybkości skrawania za ledwie o 1/2 m/min pozwala osiągnąć takie wyniki stałą 8/4/1, jak 18/4/1. Badanie stali z dodatkiem Mo (czwarta cyfra oznaczenia) wykazało praktyczną równowartość stali 18/4/1,0,5; 10/4/1,2,0,1; 9/4/1,1, a b. małą niższość stali 6/4/2,5/1. Zmniejszenie Cr z 4 na 2,5 powoduje dość znaczny spadek trwałości ostrza stali o 8% W, 1% V i 1% Mo. Stale molibdenowe silnie się odwęglają, ale przez zanurzenie stali w roztworze boraksu, lub posypywanie boraksem, można tę wadę zwalczyć. Podczas przeróbki plastycznej stali molibdenowych wydzielają się charakterystyczne pary molibdenowe (tlenki Mo), pochodzące jednak ze zgorzeli, nie z ubytku Mo w stali. Porównanie trwałości ostrza wykazało, że stal 18/4/1,5/0,5 z dodatkiem 5% Co jest bezkonkurencyjna, natomiast stale 6/4/2/4 i 12/4/25/1 przewyższają zarówno stal 18/4/1, jak i bliską jej własnościami 2/4/1/8. Porównanie stali 6/4/2/4 ze stalą 1,5/4/4/7 i 2/4/1/8 (Mo M4X) doprowadziło autora do wniosku, że zwiększenie Mo ponad 4—5% i V ponad 2,5% nie daje szczególnych korzyści. Najlepszą okazała się stal 5/4/2/4, najgorszą 2/4/1/8, jakkolwiek różnica nie przekraczała 0,5 m/min szybkości tępienia w równych czasach pracy. Stal bezwolframowa 0/4/4/7 wykazała sprawność równą stali 18/4/1,5/0,5, a stal 0/4/3/7 niewiele mniejszą, natomiast stal 0/4/2,5/7 o zawartości 0,8% C zachowała się znacznie gorzej od takiejże stali o 1,05% C. Stal 0/4/4/3 o zawartości 1,5% C przewyższa przy szybkości 18 m/min stal 18/4/0,5/0,7. Dodatek 5% Co do stali 2/4/1/8 nie podniósł jej sprawności. Porównując ten wynik z badaniami amerykańskimi, autor dochodzi do wniosku, że co do wpływu kobaltu pojęcia są sprzeczne i że sprawa wymaga dalszych badań. W tabeli zestawiono składy chemiczne, obróbkę cieplną i niektóre czasy tępienia stali badanych przez autora. (R. Scherer, *Stahl u. Eisen*, 57 (1937), zes. 48, str. 1355/59).

### Ilościowe ujęcie zdolności do przehartowania się

Zamiast przypuszczeń o zdolności do przehartowania się, wysnuwanych na podstawie wyników próby McQuaid'a i Ehn'a, autorzy proponują próbę bezpośrednią, wyrowadzoną z próby Baina. Autorzy proponują wykonywanie wykresów w układzie „twardość — odległość od brzegu” i obliczenie pola wykresu w jednostkach „Rockwell—cal”. Zestawienie tej „średniej twardości” z pola wykresu z twardością środka i powierzchni ma charakteryzować zdolność do przehartowania, np. 62—46—30 oznacza 62° Rc na powierzchni, 46 obliczone z pola wykresu i 30° Rc w środku próbki. Za normalny sposób sporządzania wykresu przyjmują autorzy hartowanie próbki o średnicy 25 mm (1") i następnie wykreślenie na próbce siedmiu współśrodkowych kół o średnicy 3,2, 6,4, 9,6 itd. mm (co 1/8") oraz czterech średnic. przecinających się z sąsiednimi co 45°. Na przecięciu kół ze średnicami należy wykonać pomiar twardości Rockwella C i obliczyć średnią arytmetyczną dla każdego z kół. Na kole  $\varnothing 1/8"$  wykonać tylko 4 odciski i przyjąć je za twardość środka. Oznaczając twardość środka s, powierzchni w, a poszczególne średnie dla kół nakreślonych h<sub>1</sub>, h<sub>2</sub> itd., otrzymamy „twardość średnią”, jako pole wykresu: 
$$h = \frac{1}{8} \left( \frac{s}{2} + h_1 + h_2 + \dots + \frac{w}{2} \right)$$
. Autorzy stwierdzili, że twardość powierzchniowa nie zależy od wielkości średnicy próbki w granicach 19 — 76 mm. Badając zmiany twardości w zależności od zawartości węgla, autorzy doszli do wniosku, że powyżej 0,58% C twardość powierzchniowa przestaje wzrastać w miarę wzrostu zawartości węgla. Przyjmując współczynnik twardości: 1000 C + 400 Mn + 500 Cr + 100 Ni + 100 Cu, autorzy stwierdzili, że — niezależnie od składu chemicznego — stale drobnoziarniste wykazują mniejszą „twardość średnią” niż stale gruboziarniste. Głębokość przehartowania zależy od wielkości hartowanej próbki i każda stal wykazuje pewną krytyczną średnicę walca, która hartuje się najgłębiej, a mniejsze i większe średnice hartują się płycej. Im większa „średnia twardość” stali, tym większa

K.



jest jej średnica krytyczna. Głębokość hartowania walca dowolnej średnicy da się przewidzieć z zachowania się próbki o  $\varnothing$  25 mm, jeżeli zbierze się dane empiryczne dla danego rodzaju stali. (J. L. Burns, I. L. Moore i R. S. Archer. *Heat Treat. & Forg.* 23 (1937), zes. 12, str. 610/15). K.

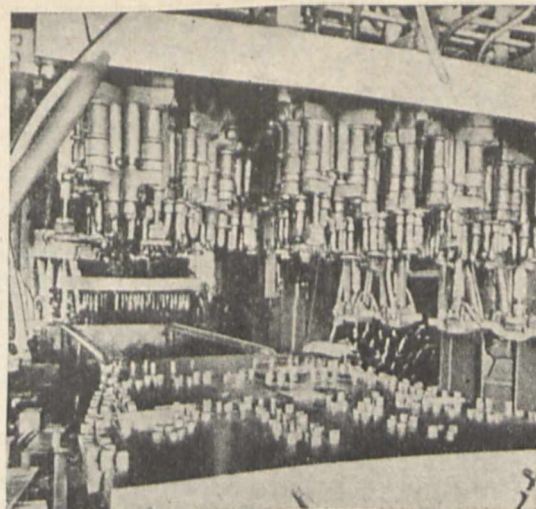
## **TECHNIKA WARSZTATOWA**

### **Spawanie nadwozi samochodowych**

Jedna z firm amerykańskich zainstalowała niezwyklej wielkości urządzenia spawalnicze do wykonywania całkowicie stalowych nadwozi. Urządzenie to składa się z 3 specjalnych spawarek, 175 przenośnych spawarek punktowych i 14 spawarek łukowych. Koszt całego urządzenia wyniósł ok. 13 mio zł.

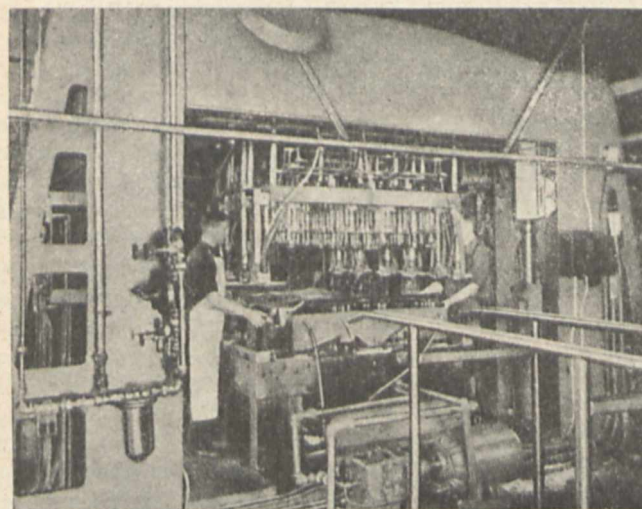
Spawarki specjalne (rys. 1) służą do spawania nadwozia, które ma wymiary  $3\,400 \times 1\,300$  mm, składa się z przeszło 20 części i spawane jest w 558 punktach. Spawarki ustawione są jedna za drugą, i spawają kolejno 220, 224 i 114 punktów. Każda z nich obsługiwana jest tylko przez 2 ludzi, a wydajność urządzenia spawalniczego wynosi 60 nadwozi na godzinę.

Elektrody dolne rozmieszczone są w płycie (rys. 2) i dostosowane do kształtu części spawanych. Górne elektrody opuszczają się wraz ze wspólną głowicą. W czasie spawa-



Rys. 2. Widok zbliżony elektrod spawarki z rys. 1.

nia elektrody działają w grupach po 12 sztuk i są dociskane pojedynczo przy pomocy urządzenia hydraulicznego. Konieczność kolejnego, szybkiego dociskania jednej elektrody po drugiej wywołana jest niemożnością równoczesnego zasilania wielu elektrod, włączonych równolegle, do jednego obwodu (gdyż wtedy, wskutek różnic oporu poszczególnych punktów, jedne z nich zostaną przepalone, a drugie nie spoją się). Stanowi to główną komplikację i powoduje kosztowność urządzenia.



Rys. 1. Spawarka specjalna do spawania blach nadwozia samochodu.

## **RÓŻNE**

### **Nowe mosty wiszące w Niemczech**

Projektowana jest obecnie w Niemczech budowa dwóch dużych mostów wiszących, na rz. Łabie pod Hamburgiem i na Renie koło Kolonii. Most w Hamburgu będzie miał rozpiętość przęsła środkowego 700 m i 2 przęsła bocznych — po 275 m. Szerokość mostu ma wynosić 48 m, na co składają się 2 chodniki boczne po 10 m, dwie jezdnie po 11 m i chodnik środkowy 6-cio metrowy.

Most w Kolonii będzie miał również trzy przęsła wiszące, środkowe o rozpiętości 378 m i boczne po 94,5 m. Szerokość pomostu wynosić ma 25 m. Jak z powyższego widać, za wzorem Ameryki, mosty wiszące coraz bardziej przenikają do Europy. Może więc usłyszymy niedługo o ich budowie także w Polsce. (*Génie Civil*, 1938 r., zes. 23, str. 474).

### **TREŚĆ:**

Zjawiska pochłaniania promieniowania przez ściany rurowe kotłów, nap. inż. Z. Wernicki.

Produkcja spirytusu napędowego (dok.), nap. dr inż. L. Kowalczyk.

Molibden (minerały, złoża, przeróbka kruszców, metalurgia, zastosowania przemysłowe, produkcja, ceny) (ciąg dalszy), nap. dr inż. A. Drath.

Czas i dokładność obróbki kół zębatych na strugarkach Sunderlanda, Gleasona i Fellowsa, nap. M. Tomkowicz.

Dział sprawozdawczy:  
Targi Poznańskie, nap. G.

Przegląd czasopism technicznych.

Wiadomości Stowarzyszenia Inżynierów Mechaników Polskich.

### **SOMMAIRE:**

Absorption par les parois tubulaires des chaudières à vapeur de la chaleur rayonnée, par M. Z. Wernicki, ingénieur mécanicien.

Production de l'alcool deshydraté (suite et fin), par M. L. Kowalczyk, dr ès sc. techn., ingénieur chimiste.

Molybdène, ses minerais, gisements, métallurgie, applications industrielles, production et prix (suite), par M. A. Drath, dr ès sc. techn., ingénieur métallurgiste.

Le temps et l'exactitude de l'usinage des engrenages sur les machines Sunderland, Gleason et Fellows, par M. M. Tomkowicz.

La Foire International de Poznań, 1938, par M. G.

Revue documentaire.

Bulletin de la Société des Ingénieurs Mécaniciens Polonais.



## Apel o poparcie Komitetu Akcji Inżynierskiej

**O**STATNI Zjazd Delegatów NOI, wyrażając pełne uznanie dla działalności Komitetu Akcji Inżynierskiej w obronie tytułu inżyniera drogą uświadamiania społeczeństwa o swych postulatach przy pomocy prasy i publikacji, oświadczył się za jak najżywszym poparciem prac Komitetu przez cały ogół inżynierski. Poparcie to powinno się wyrazić przede wszystkim w zapewnieniu Komitetowi nowych potrzebnych na ten cel funduszy, gdyż zebrana dotychczas kwota — 10 000 zł — jest już na wyczerpaniu, a pomoc Kolegów nieomal ustała. W tej sytuacji Zjazd Delegatów uznał za konieczne stworzenie stałego funduszu dla Komitetu Akcji i w związku z tym uchwalił podwyższenie składek, wpłacanych od członka przez poszczególne organizacje zgrupowane w NOI, z kwoty zł. 2 do zł. 4.

Zarząd SIMP solidaryzuje się w całej pełni z powyższą uchwałą. Nie mając jednak w preliminarzu,

zatwierdzonym przed zapadnięciem powyższej uchwały NOI, potrzebnych na ten cel kwot, zwraca się do Kolegów z gorącym apelem, by w zrozumieniu ważności sprawy przysłali nam z pomocą, wpłacając jednorazową składkę w kwocie od zł. 2 do zł. 10 na konto P. K. O. lub wprost do Sekretariatu SIMP z zaznaczeniem „na rzecz Akcji“.

Zwracając się do Kolegów w powyższej sprawie, wierzymy, że apel nasz znajdzie pełne zrozumienie i poparcie. Zbliży się bowiem okres ostatecznych rozstrzygnięć, a od stanowiska waszego, Koledzy, zależy, czy świat inżynierski znajdzie godną obronę swych postulatów, zarówno na terenie ciał ustawodawczych, jak i w szerokiej opinii publicznej.

Zarząd Główny SIMP

## O stworzenie sieci członków-sympatyków czasopisma „Mechanik“

**J**EDNĄ z zasadniczych cech, a zarazem jednym z podstawowych warunków rozwoju czasopisma jest jego aktualność.

Poza artykułami podstawowymi, stanowiącymi realizację programu wydawniczego, czasopismo powinno zawierać artykuły, związane z chwilą bieżącą i z terenem pracy czytelników.

Drugim warunkiem powodzenia jest oparcie czasopisma na jak najszerszym gronie współpracowników. Im szerszy krąg współpracowników skupia się wokół czasopisma, tym pełniejsza i wszechstronniejsza jest teka redakcyjna, tym większa liczba stałych prenumeratorów, rekrutujących się spośród związanych z wydawnictwem współpracowników.

Trzecim warunkiem, sprzyjającym rozwojowi czasopisma, a w szczególności zwiększeniu liczby prenumeratorów, jest zamieszczanie wiadomości osobistych, interesujących ogół lub pewne grupy czytelników.

W jaki sposób wyżej wymienione postulaty zrealizować?

Wysiłki jednostek, choćby ożywione najlepszą wolą, lecz nieskoordynowane, niewielkie mogą przynieść wyniki. Trzeba zdobyć się na wysiłek zbiorowy. Niech hasło „podnieśmy kulturę zawodową rzemieślnika“ przyświeca naszej wspólnej działalności.

Jedynie tą drogą Stowarzyszenie nasze może

stać się ośrodkiem, tworzącym nowe wartości duchowe i kulturalne nie tylko wśród swych członków, lecz i wśród szerokich warstw pracowników przemysłu metalowego.

Ośrodkiem krystalizacyjnym tej akcji może być na razie czasopismo *Mechanik*. W przyszłości gdyby zostały zrealizowane projekty ś. p. prof. Henryka Mierzejewskiego o utworzeniu „Polskiej Macierzy Technicznej“, czasopismo to byłoby drobnym fragmentem naszej działalności w zakresie kształcenia i doksztalcenia zawodowego.

W obecnej chwili przystępujemy zatem do pracy w węższym zakresie. Tworzymy sieć członków-sympatyków czasopisma *Mechanik*, których zadania omówimy poniżej. Akcja ta nie leży wyłącznie w sferze zamierzeń. W kilku ośrodkach przemysłowych szczupłe na razie grono kolegów akcję tę prowadzi już od szeregu tygodni. Już dziś można twierdzić, iż akcja ta jest celowa i skuteczna w swych wynikach.

Rozpatrzmy więc zadania i obowiązki, które powinni wziąć na siebie sympatycy czasopisma *Mechanik*. Są to:

1) *propagowanie działalności twórczej w zakresie piśmiennictwa technicznego wśród inżynierów, techników i rzemieślników, zatrudnionych w przemyśle i rzemiośle metalowym.*

Od dawna redaktorzy czasopism technicznych uskarżali się na wstręt techników do pióra. Wstręt ten musimy przewyciężyć. Nie możemy pozwolić, by grafomani i niedoucy wyręczali inżynierów



w pisaniu podręczników i artykułów dla rzemieślników. Niech brak zacięcia literackiego nie zniechęca do pióra fachowców.

Dobry szkic i krótkie objaśnienie są niejednokrotnie cenniejszym materiałem dla redakcji, niż przewlekłe rozważania na tematy zasadnicze. Nie tylko sami utrwalajmy na piśmie wyniki własnych spostrzeżeń, doświadczeń i rozważań, lecz zachęcajmy do pracy pisarskiej kolegów i zdolniejszych swych współpracowników, od rzemieślnika począwszy.

2) *Udzielanie pomocy i wskazówek rzemieślnikom, pragnącym współpracować czynnie z redakcją czasopisma Mechanik.*

Nie jeden z naszych mistrzów nagromadził wiele spostrzeżeń, praktycznych recept, będących wynikiem długoletniego nieraz doświadczenia. Jednak pracownik taki wzdryga się przed ogłoszeniem własnych zdobyczy w prasie technicznej. Powinniśmy uświadamiać ogół pracowników, iż posiadanie najlepszej nawet recepty wykonania nie zastąpi osobistych uzdolnień do wykonywania pewnego zawodu lub też pewnych specjalnych czynności.

Nie zapominajmy o tym, iż dwa pełne głębokiej treści słowa „dzielmy się“ powinny mieć zastosowanie w naszym codziennym życiu, gdyż jedynie poczucie spójni duchowej stwarza warunki postępu kulturalnego narodu. Powinniśmy dążyć do tego, by z rzemieślników-metalowców stworzyć jedną dużą rodzinę, ożywioną jednym duchem i służącą jednemu wielkiemu celowi: potędze gospodarczej Polski.

Ten doniosły dla polskiej wytwórczości proces może być znakomicie przyspieszony przez wciągnięcie światlejszych mistrzów i zdolniejszych rzemieślników do bezpośredniej współpracy z redakcją czasopisma *Mechanik*.

Jeśli więc Koledzy znacie ludzi, którzy by mogli z własnej praktyki dać niejedną ciekawą rzecz lub wskazówkę, zachęćcie ich do pisania i pomóżcie im w opracowaniu artykułu i wykonaniu rysunków. Reszty dopełni redakcja.

3) *Propagowanie czytelnictwa wśród rzemieślników.*

Akcja propagandy powinna zmierzać przede wszystkim do tego, by czasopismo dotarło do rąk zainteresowanych. Zrozumienie korzyści płynących z oświaty zawodowej nie jest jednakże powszechne. Wielu rzemieślników mniema, iż sama praktyka decyduje o umiejętności uprawianego zawodu. Prostota rozumowania walczy tu o lepsze z naiwnością. Dlatego też akcja propagandowa ma w podobnych wypadkach szerokie pole do popisu.

4) *Zjednywanie prenumeratorów i organizowanie prenumeraty zbiorowej.*

Organizowanie prenumeraty może być dokonane w jeden z poniżej opisanych sposobów:

a) sporządzenie wykazu abonentów, zawierające czytelnie napisane nazwiska i imiona oraz adresy, pod którymi należy wysyłać czasopismo, i przesłanie w ten sposób sporządzonego wykazu do administracji czasopisma;

b) sporządzenie wykazu w sposób wyżej wskazany oraz zorganizowanie odbioru należności za

pośrednictwem jakiegoś organu o charakterze społecznym, np. kasy koleżeńskie, lub też przez administrację danego zakładu przez potrącanie przy wypłacie pensji w ratach dogodnych dla pracowników (np. po 1 zł. w ciągu 10-ciu miesięcy). Całkowite sumy, w ten sposób zebrane byłyby przekazywane bezpośrednio administracji czasopisma. Zeszyty czasopisma byłyby przesyłane bezpośrednio do wytwórni lub też pod adresem domowym, w zależności od życzenia prenumeratorów.

Najdogodniejszą pod względem administracyjnym jest prenumerata zbiorowa, umożliwia ona z jednej strony szybką ekspedycję czasopisma, z drugiej zaś strony gwarantuje regularność wpływów. Prenumerata zbiorowa może być jednakże wprowadzona tam, gdzie sami zainteresowani jej pragną. W przeciwnym razie mogłaby sprawić wrażenie nacisku z góry, którego w sprawach związanych z krzewieniem kultury zawodowej należy unikać.

Na oddzielne omówienie zasługuje sprawa przyzwyczajania uczniów rzemieślniczych do czytania czasopisma zawodowego.

Robotnik, który w młodości nawykł do prenumerowania czasopisma fachowego, będzie jego stałym czytelnikiem w wieku dojrzałym.

Ponieważ nawet przystępne warunki prenumeraty stanowią poważne obciążenie finansowe dla uczniów i młodszych rzemieślników, a obniżenie wysokości prenumeraty czasopisma *Mechanik* poniżej kosztów własnych nie jest przewidywane, przeto niektóre zakłady przemysłowe pokrywają część prenumeraty za uczniów i młodych rzemieślników. Akcja ta zasługuje na jak najszersze rozpowszechnienie.

5) *Współdziałanie z redakcją czasopisma Mechanik we wszystkich pociągnięciach oficjalnych skierowanych bezpośrednio do dyrekcji poszczególnych instytucyj, względnie wytwórni.*

W tych wypadkach ingerencja członka - sympatyka może dać czasopismu nieocenione usługi. Wiadomo bowiem, iż nieraz kilka słów, wypowiedzianych ze znajomością rzeczy i przekonaniem, więcej znaczy, niż przydługie memoriały.

6) *Nadsyłanie do redakcji krótkich artykułów, notatek i komunikatów z zakresu działalności produkcyjnej i inwestycyjnej zakładów przemysłowych, z życia społeczno-zawodowego, wiadomości osobiste i t. p.*

7) *Współdziałanie w akwizycji ogłoszeń.*

Ogłoszenia przyczyniają się znakomicie do polepszenia sytuacji finansowej czasopisma, bo po pierwsze same w sobie są źródłem dochodu, a po wtóre stanowią pewne znamię poczytności czasopisma. Wiadomo bowiem, iż ilość ogłoszeń zależy w dużej mierze od wysokości nakładu.

Redakcja czasopisma „Mechanik“ zwraca się do ogółu kolegów z gorącym apelem o przystąpienie do współpracy w jak najszerszym zakresie i udzielenie czasopismu jak najpełniejszego poparcia.



## Rozbudowa gmachu Wydziału Mechanicznego Politechniki Lwowskiej

Gmach Politechniki Lwowskiej, zbudowany przed przeszło 60 laty, nie odpowiada już potrzebom obecnym. Przed kilku laty zawiązał się na terenie Lwowa Komitet Rozbudowy Gmachów Wydziału Mechanicznego i Elektrotechnicznego Politechniki Lwowskiej, który z nieustającą energią dąży do możliwie szybkiego realizowania swego planu, zdając sobie sprawę z ważności zadania.

Protokolat nad budową raczyli objąć: Pan Prezydent prof. Ignacy Mościcki i Pan Marszałek Edward Smigły Rydz.

Dnia 27 kwietnia r. b. odbyła się na Zamku Królewskim w Warszawie konferencja w sprawie rozbudowy gmachów Wydziału Mechanicznego i Elektrotechnicznego Politechniki Lwowskiej.

Konferencja odbyła się w obecności Pana Prezydenta, a wzięli w niej udział Ministrowie zainteresowanych działów, przedstawiciele władz rządowych, przemysłu, świata naukowego oraz oraz stowarzyszeń inżynierskich (SIMP, SEP), razem ok. 50 osób.

Przewodniczył obradom Min. W. R. i O. P. prof. dr W. Świętosławski, sekretarzem zaś był inż. T. Włodek.

Obrady zaczęły się uwagami P. Min. W. R. i O. P. o stanie obecnym i konieczności zwiększenia stanu liczbowego absolwentów wydz. mechanicznego wyższych uczelni technicznych. Począwszy od roku 1880, obie Politechniki polskie wydały ok. 2800 inżynierów, obecnie zaś roczna liczba wydawanych dyplomów nie przekracza 150. Z powodu braku miejsc i trudnego położenia materialnego studiujących, wydajność liczona w stosunku do zapisanych studentów jest mała i waha się około 40%. Równocześnie istnieje duże zagęszczenie studentów na wyższych semestrach. Są to objawy niepokojące i wymagają zaradzenia przez rozbudowę wydziału mechanicznego i poprawę bytu studentów, umożliwiającą im studiowanie.

Z kolei Min. Przem. i Handlu Antoni Roman wygłosił uwagi o potrzebie powiększenia ilości inżynierów mechaników z punktu widzenia obecnego stanu i projektowanego rozwoju naszego przemysłu. Głód inżynierów mechaników, jaki odczuwa nasz przemysł, zaczął się w ubiegłym roku, w obecnym zaś roku jest już b. duży. Nawet przemysł metalowy, zatrudniający ponad 50% wszystkich inżynierów mechaników, jest niedostatecznie nasycony, mimo swej dużej atrakcyjności i względnie wysokich płac, wynikających z obecnej koniunktury. Jeszcze gorzej przedstawia się sprawa w innych gałęziach przemysłu, w Ministerstwie Komunikacji i urzędach, skąd inżynierowie są wyławiani na lepsze posady w przemyśle.

Następnie mówca przedstawił przy pomocy wykresu, że tylko w przemyśle metalowym pracuje młodsza generacja inżynierska, natomiast tak w urzędach, jak w Min. Komunikacji przeważa element starszy. Co do przyszłości, to — przewidując nawet b. ostrożnie rozwój naszego przemysłu, można oczekiwać w najbliższych latach bardzo poważnego głodu inżynierów, co może wpłynąć w konsekwencji na znaczne zahamowanie rozwoju naszego przemysłu. Na podstawie powyższych danych, opartych na bogatym materiale statystycznym, w trosce o rozwój swego resortu Min. Roman przedstawił Panu Prezydentowi Rzeczypospolitej wniosek o poparcie zamierzeń Komitetu Budowy.

Z kolei wygłosił referat prof. inż. E. T. Geisler, przewodniczący Komitetu Rozbudowy, mówiąc o wymaganiach, stawianych nauczaniu na politechnice w związku z obecnym stanem rozwoju i potrzebami przemysłu. W referacie swym scharakteryzował rolę inżyniera jako siły twórczej w gospodarce państwowej, uprzemysłowieniu i w pracach, związanych z obronnością kraju. Politechnika Lwowska, zbudowana w połowie XIX wieku, mająca pomieszczenia liczone na 360 studentów, nie jest w stanie podolać obecnym wymaganiom ani jakościowym, ani ilościowym. Mówca zwraca się przeto z gorącą prośbą do P. Prezydenta Rzeczypospolitej i kierowników nawy państwowej o poparcie zamierzeń Komitetu Budowy.

Ostatni referat wygłosił inż. T. Włodek, sekretarz Komitetu Budowy — o planie rozbudowy Wydziału Mechanicznego w świetle obecnego zapotrzebowania sił inżynierskich — oraz podał sprawozdanie z obecnego stanu budowy i programu prac na przyszłość.

Brak inżynierów, jaki odczuwa przemysł obecnie i jaki co raz bardziej będzie odczuwał w miarę swego rozwoju, da się pokonać przez zwiększenie liczby studiujących oraz przez ułatwienie warunków pracy obecnej rzeszy studiujących. Plan nasycenia przemysłu siłami inżynierskimi przewiduje się na lat 15, plan wykonania budowy na r. 1941, od którego począwszy może nastąpić wzmocnienie ruch studiujących na Wydziale Mechanicznym. Podane przez prelegenta wykresy wskazują zastraszającą ciasnotę pomieszczeń, uniemożliwiającą wprost racjonalne studia. Dość wspomnieć, że istniejąca dziś powierzchnia zakładów wynosi około 10% potrzebnej. Plan finansowy budowy przedstawia się następująco: ogólny koszt budowy wyniesie ok. 6 700 000 zł, przy czym Komitet rozporządza sumą 650 000 zł i posiada teren pod budowę.

Dyskusję po referatach zagalł P. Min. W. Świętosławski, po czym zabrał głos P. Wicemin. Spr. Wojsk. gen. Aleksander Litwinowicz, który podkreślił ogromne znaczenie, jakie przywiązuje Min. Spr. Wojsk. do posiadania odpowiedniej ilości wykwalifikowanych sił inżynierskich dla zagadnień związanych z obroną kraju.

Aby przyjąć z pomocą młodzieży, M-stwo i zakłady z nim współpracujące ustanowiły stypendia dla najzdolniejszych studentów ostatnich semestrów. Są one udzielane w postaci umowy, zobowiązującej stypendystę do dwuletniej pracy za każdy rok udzielonej mu pomocy, za normalnym, rzecz prosta, wynagrodzeniem. Dzięki temu utrzymywany jest stały dopływ młodych sił inżynierskich do instytucji, wspomagającej studentów kończących. Mówca zachęca inne resorty do zastosowania tego systemu, dającego korzyść obustronną.

P. Prezydent m. Lwowa, dr Stanisław Ostrowski, podkreślił znaczenie, jakie m. Lwów przywiązuje do rozbudowy politechniki oraz wyraził gorące podziękowanie Panu Prezydentowi Rzeczypospolitej za poparcie tej sprawy.

P. Prezydent m. Lwowa, dr Stanisław Ostrowski, podkreślił znaczenie, jakie m. Lwów przywiązuje do rozbudowy politechniki oraz wyraził gorące podziękowanie Panu Prezydentowi Rzeczypospolitej za poparcie tej sprawy.

P. dyr. inż. A. Kühn scharakteryzował potrzeby przemysłu elektrotechnicznego; ze względu na szybki rozwój życia gospodarczego oraz związany z nim szereg nowych zagadnień dyr. A. Kühn przewiduje konieczność większej progresji sił technicznych niż przedmówcy. Następnie P. Prezes Polsk. Zw. Przem. Metalowych, inż. Piotr Drzewiecki, w zrozumieniu ważności omawianego zagadnienia, obiecał z ramienia przemysłu metalowego poparcie akcji Komitetu Budowy, po czym P. prof. St. Łukasiewicz przedstawił potrzeby rozwoju studium lotniczego na Wydziale Mechanicznym. W końcu inż. M. Popiel wice-prezes SIMP, podkreślił trudności, jakie napotyka rozwiązywanie licznych doniosłych zagadnień z powodu braku dostatecznej liczby inżynierów. Pierwszym etapem powiększenia ich kadr jest rozbudowa Politechniki Lwowskiej, przeto w imieniu SIMP wnosi prośbę o poparcie zamierzeń Komitetu Budowy.

W wyniku konferencji powzięto następującą uchwałę: Zebrani na Zamku Królewskim w Warszawie w dniu 27 kwietnia 1938 r. w obecności Pana Prezydenta Rzeczypospolitej prof. Ignacego Mościckiego, Ministrowie zainteresowanych resortów, przedstawiciele władz rządowych, przemysłu i nauki polskiej, po zapoznaniu się z programem zamierzeń Komitetu Budowy Wydziału Mechanicznego Politechniki Lwowskiej, uchwalają:

- 1) poprzeć finansowo akcję Komitetu Budowy w ramach koniecznych dla zrealizowania tej budowy,
- 2) ułatwić w myśl zaleceń P. Ministra Spr. Wojsk. możliwość studiów na Wydziale Mechanicznym i Elektrotechnicznym Politechnik drogą stworzenia stypendiów przez zainteresowane resorty.

Uchwałę powyższą powzięto jednomyślnie, po czym P. Minister Świętosławski zsumował wyniki obrad, zachęcając Komitet do równie żywej, jak obecna, akcji. P. Minister W. R. i O. P. oraz P. Rektor Politechniki Lwowskiej, dr A. Jozst imieniem Politechniki Lwowskiej wyrazili podziękowanie Panu Prezydentowi Rzeczypospolitej za zaszczytowanie posiedzenia swoją obecnością oraz za żywe poparcie zamierzeń Komitetu Budowy.



## WYCIECZKI

### Sprawozdanie z wycieczki do Poznania

W dniach od 7-go do 9-go maja b. r. Komisja Wycieczkowa SIMP zorganizowała wycieczkę na Targi Poznańskie oraz do Zakładów „H. Cegielski” w Poznaniu. W wycieczce wzięło udział 20 osób, w tym 2 panie. Ze szczególnym zainteresowaniem uczestnicy wycieczki zwiedzili warsztaty i odlewnię firmy „H. Cegielski”, przy czym najwięcej uwagi poświęcono bogato wyposażonej narzędziowni.

### Wycieczka do Francji

Organizowana na dz. od 18 czerwca do 4 lipca b. r. wycieczka SIMP do Francji zostaje odłożona na październik z powodu opóźnień zgłoszeń uczestnictwa oraz zwłoki w uzyskaniu potrzebnych zezwoleń władz francuskich. W związku z tym termin zgłaszania uczestnictwa przesuwają się do dn. 15 sierpnia r. b.

Program wycieczki pozostaje zasadniczo nie zmieniony, jednakże Komisja Wycieczkowa chce wykorzystać tę przymusową zwłokę na dostosowanie programu do ewentualnych życzeń uczestników.

W tym celu Komisja zwraca się do zainteresowanych członków SIMP oraz do Sekcji fachowych o podanie zakładów naukowych i przemysłowych, których zwiedzenie szczególnie ich interesuje.

Wszelkich informacji udziela Komisja Wycieczkowa oraz Sekretariat SIMP.

## SPRAWOZDANIA

### Koło Wychowanków Politechniki Warszawskiej SIMP

W dniu 8 kwietnia b. r. w sali SIMP odbyło się Walne Zebranie Koła Wych. Politechniki Warszawskiej SIMP z następującym porządkiem obrad:

- 1) Zagajenie i wybór prezydium.
- 2) Odczytanie i przyjęcie protokołu z poprzedniego Walnego Zebrania.
- 3) Sprawozdanie ustępującego Zarządu.
- 4) Sprawozdanie i Wnioski Komisji Rewizyjnej.
- 5) Wybory władz Koła.
- 6) Wolne wnioski.

Zebraniu przewodniczył kol. T. Rzewuski, który do prezydium zaprosił kol. T. Jabłońskiego jako sekretarza. Sprawozdanie z działalności ustępującego Zarządu złożył kol. R. Chwalibóg.

W wyniku wyborów do nowego Zarządu Koła zostali wybrani:

przewodniczący — kol. Szymański Stefan,  
wiceprzewodniczący — kol. Minkiewicz Józef.

Członkowie Zarządu: Holenderski Tadeusz, Kałuba Miłkołaj, Korewa Witold, Lorek Roman, Możdżeński Zbigniew, Neugebauer Władysław, Rdułtowski Paweł, Renner Zenon, Rudziecki Henryk, Rudziński Władysław, Suchowiak Stefan, Syski Henryk.

Do Komisji Rewizyjnej wybrano kol.: Rudowskiego Karola, Sarneckiego Józefa, Sliwowskiego Ludwika, jako zastępców zaś — kol.: Ryszarda Chwaliboga i Adama Trukalańskiego.

## KOMUNIKATY

### Sekretariatu Generalnego SIMP

1. Z dniem 1 maja r. b. ustąpił ze stanowiska Sekretarza Generalnego kol. Leopold Mańkowski; jego stanowisko objął kol. Pachulski Władysław; zastępuje go kol. Zdzisław Nowakowski.

2. Zarząd Gł., w wykonaniu uchwały Walnego Zebrania Delegatów, postanowił złożyć deklarację do Polskiego Związku w charakterze członka i delegował do Komisji Inicjatywy Gospodarczej przy tymże Związku kolegów Rzewuskiego Tadeusza i Krańskiego Mariana.

3. Od początku kadencji obecnego Zarządu odbyło się 5 zebrań Prezydium oraz 2 zebrania Zarządu Gł.

4. Zarząd Gł., na wniosek Komisji Oświatowej, powierzył stanowisko redaktora wydawnictw książkowych SIMP kol. Ludwikowi Uzarowiczowi, który tym samym wchodzi do Zarządu Wydawnictw. Równocześnie Zarząd delegował do Zarządu Wydawnictw Sekretarza Generalnego.

## WIADOMOŚCI OSOBISTE

### Nowoprzybyli członkowie SIMP:

Chmielewski Artur, Lwów, Modrzejewskiej 14.  
Ewich Eugeniusz, Warszawa, Radzymińska 24.  
Filipowski Stanisław, Skarżysko, Górnicza 10.  
Gątownski Stefan, Warszawa, Akademicka 5.  
Horodko Bronisław, Ostrowiec, Kościuszki 7.  
Jac Stanisław Aleksander, Sanok, Mickiewicza 1.  
Kamkin Aleksander, Łódź, Żeromskiego 115.  
Kowalski Czesław, Borysław, Mościckiego 20.  
Kozak Władysław, Lwów, Nabelaka 21.  
Kozdęba Jan, Lwów, Piotra Skargi 6.  
Krawczyk Henryk, Warszawa, Nowogrodzka 26 m. 4.  
Kukułka Kazimierz, Wierzbik, Bielskiego 106.  
Lenartowicz Roman, Ostrowiec, Kościuszki 7.  
Majewski Józef, Rzeszów, Lenartowicza 2.  
Matwiejew Walerian, Ostrowiec, Zakłady.  
Mozer Wilhelm, Lwów, Szumlańskich 7.  
Rejman Bolesław, Starachowice, Zakłady.  
Rosner Witold, Lwów, Bogusławskiego 4.  
Terlikowski Marian, Lwów, Św. Teresy 10.  
Zakrzewski Bolesław, por., Warszawa Morszyńska 63.  
Zółciński Antoni, Lwów, Św. Teresy 10.

Ogólna liczba członków wynosi 1215.

### Nowoprzybyły członek-junior SIMP

Raczyński Władysław Edward, Warszawa, Polna 58 m. 4.

### Zgłoszenia na członków SIMP złożyli:

Barysz Roman, Kałusz, Żwirki i Wigury 4.  
Brzuchowski Zbigniew, Rzeszów, Lenartowicza 28.  
Grott Stefan, Poznań, Towarowa 20 m. 4.  
Kasiuchna Jan, Starachowice, Kolonia urzęd. 160.  
Kłosiński Włodzimierz, Warszawa, Kawęczyńska 36.  
Kopacz Tadeusz, Rzeszów, Syrokomli 2.  
Kreglewski Witold, Rzeszów, Lenartowicza 26.  
Loesch Kazimierz, Warszawa, Raszyńska 56 m. 8.  
Macieliński Jerzy, Rzeszów, Reformacka 10.  
Nowak Tadeusz, Starachowice, kolonia urzęd. 169.  
Nowiński Jan, Warszawa, Służewska 4 m. 2.  
Pech Waclaw, Starachowice, hotel fabr.  
Powroźnik Józef, por., Warszawa, Śniadeckich 9 m. 107.  
Riedel Tadeusz, Rzeszów, Jagiellońska 22 m. 7.  
Stanek Stanisław, Poznań, Langiewicza 18.  
Szabunia Lucjan, Poznań, Wierzbicice 57 m. 4.  
Tymieniecki Franciszek, Kolumna k.-Łaska, Gdańska 9.  
Unger Józef, Warszawa, Konduktorska 12 m. 18.  
Żakowski Stanisław, Starachowice, Hotel fabr.

### Skreśleni z listy członków SIMP:

Zostali skreśleni z listy członków SIMP, w myśl p. 1 § 17 Statutu Stowarzyszenia:

Borwicz Waclaw,  
Groniowski Kazimierz.