

HUTNIK

CZASOPISMO POŚWIĘCONE ZAGADNIENIOM HUTNICTWA POLSKIEGO

ROK XIV

KATOWICE - LISTOPAD - 1947

ZESZYT 11

Inż. ALEKSANDER GROZA sen. i inż. ZYGMUNT WUSATOWSKI
Huta „Stalowa Wola“ Hutniczy Instytut Badawczy

Rola wyprzedzania i opóźniania w procesie walcowania.

Czynniki, wpływające na przebieg procesu walcowania. Szczegółowy przebieg odkształcania pręta w szparze walców, tudzież rola wyprzedzania i opóźniania w procesie walcowania. Sposoby obliczania kąta położenia linii obojętnej i proponowana poprawka. Zmienna szerokość pręta w szparze walców, zmienny opór plastyczny gorącego metalu i zmienny współczynnik tarcia powodują błędy ujęcia procesu walcowania.

Na proces walcowania w szparze walców wpływa równocześnie wiele zmiennych czynników, oddziałując w sposób mniej lub więcej widoczny na taki a nie inny przebieg odkształcenia metalu. Do zasadniczych czynników należą tu: skład chemiczny materiału p , temperatura walcowania T , gniot w czasie walcowania $\frac{\Delta h}{h_0}$, wysokość początkowa pręta h_0 , średnica robocza walca D , tarcie między metalem a walcami f , szybkość obwodowa walców v oraz kształt profilu, który dla kwadratów i płaskowników można wyrazić przez stosunek szerokości początkowej pręta b_0 do wysokości początkowej h_0 . Proces więc walcowania należałoby wyrazić jako funkcję

$$f \left(p, T, \frac{\Delta h}{h_0}, h_0, D, f, v, \frac{b_0}{h_0} \right)$$

Można tu także operować pewnymi spójzależnościami, a więc gniot $\frac{\Delta h}{h_0}$ wyrazić przez kąt chwytu α i wydłużenie pręta itp.

Znając dokładnie stany początkowe procesu i spójzależności zmiennych, moglibyśmy przewidzieć dokładnie przebieg odkształcenia metalu w walcach, tzn. że potrafilibyśmy wyznaczyć nie tylko jego stan końcowy lecz również wszystkie stany pośrednie. Chodzi tu zwłaszcza o 2 zjawiska, niezmiernie ważne dla walcownika: rozciąganie i wydłużanie, których opanowanie sprawia do tej pory duże trudności. Oba te zjawiska sprowadzają się w zasadzie do jednego, tj. do stosunku podziału odkształcanego metalu na wydłużający się i rozciągający się. Wobec tego, że proces walcowania nie jest statyczny lecz dynamiczny, o stosunkowo dużej szybkości, działanie sił jest tu krótkotrwałe i gwałtowne, a odkształcanemu metalowi często nie pozostawia się czasu na takie płynięcie, jak pod działaniem sił, powoli działających. Aby ułatwić sobie rozważania i nie dochodzić do zbyt skomplikowa-

nych zależności, ograniczymy się do rozpatrywania jednego przejścia przez walce określonego metalu, o znanej wytrzymałości plastycznej na gorąco k_r , przy stałej temperaturze i zmiennych pozostałych czynnikach. W rzeczywistości, w czasie przejścia przez walce, temperatura metalu ¹⁾ ulega dwojakiego rodzaju zmianom: 1) obniżeniu, wskutek styku z zimniejszą od metalu powierzchnią walców i częstemu chłodzeniu wodą, strat promieniowania oraz 2) podwyższeniu, wskutek przejścia przez metal pracy, włożonej na jego odkształcenie i na pokonanie tarcia o powierzchnię walców.

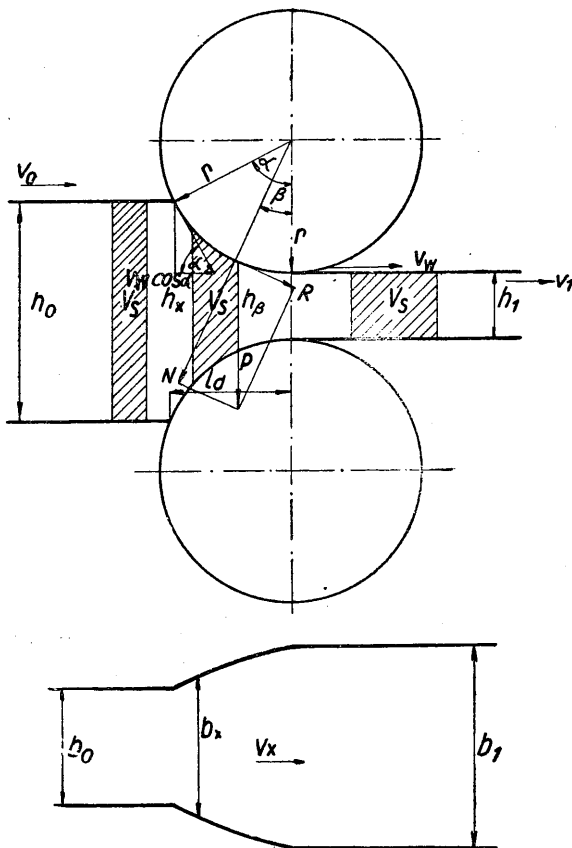
Opór plastyczny metalu na gorąco k_w , na który składa się wytrzymałość plastyczna k_f , powiększona o opory na skutek tarcia przy walcowaniu k_r , czyli $k_w = k_r + k_f$, ²⁾ także nie jest stały.

Przyrost tych oporów wskutek tarcia zależy w dużej mierze od gniotu, a szczególnie od szybkości odkształcania metalu, czyli od intensywności gniotu $\frac{\Delta h}{h_0 \cdot t_d}$, ¹⁾ średnicy walców i współczynnika tarcia f . Wyraz t_d w powyższym wzorze oznacza czas odkształcenia w sekundach, tj. czas przejścia cząstki metalu przez długość l_d (rys. 1).

Dla dalszych rozważań przyjmujemy, że zmiany temperatury jako niewielkie nie odgrywają poważnej roli w pojedynczym przejściu metalu przez walce i że nie zachodzą w nim zmiany objętości na skutek wydłużania lub kurczenia się cieplnego. Wiemy także, że metal jest w czasie walcowania nieściśliwy, a więc i objętość jego nie ulega zmianie w pojedynczym przejściu, czyli $V_0 = V_1 \dots (1)$, przy czym V_0 oznacza objętość pręta początkową V_1 zaś — objętość pręta po pierwszym przepuszczeniu.

Ponieważ przekrój pręta jest stały na całej długości, z wyjątkiem profili specjalnych i okresowych, możemy napisać:

$F_0 \cdot l_0 = F_1 \cdot l_1 \dots (2)$, gdzie:
 F_0 — powierzchnia przekroju początkowa,
 F_1 — powierzchnia przekroju po pierwszym przepuszczeniu,
 l_0 — długość początkowa,
 l_1 — długość po pierwszym przepuszczeniu.



Rys. 1

Dla przekrojów płaskich (kwadratów i prostokątów) otrzymamy natomiast wzory:

$$\begin{aligned} F_0 &= h_0 \cdot b_0 \dots (3) \\ F_1 &= h_1 \cdot b_1 \end{aligned}$$

gdzie h_0, b_0 wyraża wysokość i szerokość początkową, h_1, b_1 — wysokość i szerokość po pierwszym przepuszczeniu.

Równanie (2) napiszemy zatem dla przekrojów płaskich w postaci:

$$h_0 \cdot b_0 \cdot l_0 = h_1 \cdot b_1 \cdot l_1 \quad (4)^{3), 4)}$$

Dla reszty profili, spełniających równanie (2), możemy napisać równanie (3a):

$$\begin{aligned} F_0 &= h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \\ F_1 &= h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \end{aligned} \quad (3a)$$

i z nich obliczyć $h_{0\text{sr}} = \frac{F_0}{b_0}$ oraz $h_{1\text{sr}} = \frac{F_1}{b_1}$

Dla wszystkich profili, z wyjątkiem okresowych, ważny jest więc wzór:

$$h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot l_0 = h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot l_1 \quad (5)$$

Dzieląc te równania przez siebie, otrzymamy:

$$\frac{h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot l_1}{h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot l_0} = 1 \quad (6)$$

Oznaczywszy przez

$$\frac{h_{1\text{sr}}}{h_{0\text{sr}}} = \gamma_{\text{sr}} \text{ średni współczynnik gniotu,}$$

$$\frac{b_1}{b_0} = \beta \text{ współczynnik rozciągania,}$$

$$\frac{l_1}{l_0} = \lambda = \frac{F_0}{F_1} \text{ współczynnik wydłużania,}$$

otrzymamy: $\gamma_{\text{sr}} \cdot \beta \cdot \lambda = 1$. Iloczyn współczynników odkształcania dla wszystkich wypadków, spełniających równanie (2), równy jest 1.

Czas przejścia pręta przez walce odbywa się w t sekundach, dzieląc więc równanie (5) przez t , otrzymamy objętość sekundową, przepływającą przez walce (rzeczywisty czas przejścia pręta przez walce równa się $t + t_f$ gdzie t_f oznacza czas przejścia cząstki przez l_d)

$$V_s = \frac{h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot l_0}{t} = \frac{h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot l_1}{t} \quad (7)$$

$$\text{Jeżeli } \frac{l_0}{t} = v_0$$

jest szybkością wejściową pręta do walców a

$$\frac{l_1}{t} = v_1$$

szybkością wyjściową pręta z pierwszego przekroju, to $V_s = h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot v_0 = h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot v_1$ (8) lub $V_s = F_0 \cdot v_0 = F_1 \cdot v_1$ (9)

Dzieląc te równania przez siebie, otrzymamy:

$$\frac{h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot v_1}{h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot v_0} = \frac{F_1 \cdot v_1}{F_0 \cdot v_0} = 1 \quad (10)$$

i stąd

$$\frac{v_1}{v_0} = \frac{F_0}{F_1} = \frac{l_1}{l_0} = \lambda \quad (11)$$

Znając zatem stosunek szybkości wejściowej i wyjściowej pręta, możemy oznaczyć stosunek ubytku przekroju i współczynnik wydłużenia. Rozpatrując dalej proces walcowania w szparze walców (rys. 1) stwierdzamy, że $V_s =$ objętość sekundowa metalu, przepływającego przez szparę walców, w żadnym miejscu l_d nie ulega zmianie, przy czym:

$$l_d = r \cdot \sin \alpha = \sqrt{r \cdot \Delta h - \frac{\Delta h^2}{4}}$$

gdzie r oznacza promień walca, a $\Delta h = h_0 - h_1$.

Zakładając, że $l_d = \sqrt{r \cdot \Delta h}$, przyjmujemy cięciwę zamiast rzutu łuku, objętego kątem chwytu α . Błąd popełniany w ten sposób leży przy $\Delta h < 0,08 r$ poniżej 1%³⁾.

Równanie (8) możemy teraz napisać w formie:

$$h_{0\text{sr}} \cdot b_0 \cdot v_0 = h_{x\text{sr}} \cdot b_x \cdot v_x = h_{1\text{sr}} \cdot b_1 \cdot v_1 \quad (12)$$

gdzie $h_{x\text{sr}} \cdot b_x \cdot v_x$ jest objętością sekundową, przepływającą w dowolnym miejscu szczeliny walców na długości l_d .

Oznaczywszy przez v_w szybkość obwodową walca, otrzymujemy jego składową szybkość poziomą $v_w \cos \alpha$, czyli że szybkość w kierunku poziomym rośnie przy malejącym kącie α , tj. ku wyjściu z walców.

Z prac J. Puppego⁵⁾ tudzież z innych prac badawczych⁶⁾⁷⁾⁸⁾ nad wyprzedzaniem wiemy, że zjawisko wyprzedzania (tj., że szybkość wyjściowa pręta jest większa o dszybkości obwodo-

wej walców w danym punkcie) zachodzi w stopniu znaczniejszym przy gniotach większych niż 10%.

Przyjmując, dla zakresu gniotów 0 — 10%, $v_w = v$ pręta, popełniamy niewielki błąd.

Otrzymujemy:
$$\frac{v_o}{v_1} = \frac{v_w \cos \alpha}{v_w} \quad (13)$$

Podstawiając równanie (13) w równanie (10), otrzymamy:

$$\frac{h_{1sr} \cdot b_1 \cdot v_1}{h_{o\delta r} \cdot b_o \cdot v_o} = \frac{h_{1sr} \cdot b_1 \cdot v_w}{h_{o\delta r} \cdot b_o \cdot v_w \cos \alpha} = \frac{h_{1sr}}{h_{o\delta r}} \cdot \frac{b_1}{b_o} \cdot \frac{1}{\cos \alpha} = (14)$$

ważne tylko dla zakresu małych gniotów (0—10%), gdzie

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{2r} = 1 - \frac{\Delta h}{D} \quad (\text{rys. 1}). \quad (15)$$

We wzorze tym D oznacza średnicę walca przy becze gładkiej lub $D = D$ śr. cz. = średniej średnicy czynnej⁹⁾ dla wszystkich profili, spełniających równanie (3a).

Średnią średnicę czynną (D śr. cz.) można obliczyć, odejmując średnią wysokość profilu po przejściu $h_{1sr} = \frac{F_1}{b_1}$, od rozstępu osi walców, z uwzględnieniem ich skoku s .

W równaniu (14), w zwykłych warunkach walcowania, jedyną niewiadomą jest b_1 , którą wobec tego można z łatwością obliczyć z równań (14 i 15). W rzeczywistości jednak wyprzedzanie zachodzi nawet przy b. małych gniotach. Pręt, po uchwyceniu przez walce, porusza się z szybkością, równą składowej poziomej szybkości obwodowej walców, a ponieważ jest on równocześnie zgniatany, metal płynie w kierunku ruchu walców i na boki, przy czym szybkości poziome składają się i pręt otrzymuje w kierunku swego posuwania się szybkość walców oraz szybkość, powstałą z płynięcia metalu na skutek gniotu. Wyprzedzanie natomiast nie wystąpi wtedy, gdy całe odkształcenie pręta pod działaniem gniotu spowoduje tylko rozłoczenie metalu. Przy walcowaniu zachodzi to nader rzadko.

Wyprzedzanie wyrażone jest albo jako stosunek

$$\frac{v_1}{v_w} \text{ (11) lub w } \% \frac{v_1 - v_w}{v_w} \cdot 100^5)$$

$$\text{albo też } k = \frac{v_1 - v_w}{v_w} = \frac{v_1}{v_w} - 1^2) \quad (16)$$

Z dotychczasowych badań¹²⁾ wiemy, że metal w szczelinie walców płynie w stronę wyjścia z walców i w tył, ku wejściu do walców. Od pewnej linii obojętnej, ku wyjściu z walców, szybkości będą się dodawały zgodnie i w wyniku otrzymamy $v_1 > v_w$, czyli wyprzedzanie, natomiast w przeciwną stronę, ku wejściu do walców, szybkości odejmują się, otrzymujemy $v_o < v_w$, czyli opóźnienie materiału (rys. 1).

Zestawiając powyższe nierówności, otrzymamy: $v_o < v_w < v_1$ ¹⁰⁾

W linii obojętnej nie ma różnic szybkości pręta i składowej poziomej szybkości obwodo-

wej walców, nie ma więc żadnego wyprzedzania ani opóźniania w stosunku do walców, a zatem $v\beta = v_w \cos \beta$ (17), przy czym $v\beta$ jest szybkością pręta w linii obojętnej.

Najwłaściwszy wzór na obliczenie wyprzedzania podał S. Fink¹¹⁾. Ponieważ linia obojętna leży przeważnie blisko wyjścia z walców, a więc w tej części, gdzie metal mało już się rozłacza, przyjmuje on, że $b\beta = b_1$, gdzie $b\beta$ jest to szerokość pręta w linii obojętnej. Wówczas z wzoru (12) $h\beta \cdot v\beta = h_1 \cdot v_1$ oblicza $\frac{v_1}{v\beta} = \frac{h\beta}{h_1}$

przy czym $h\beta$ jest wysokością pręta w linii obojętnej.

Wobec tego, że $v\beta = v_w \cos \beta$, gdzie $\beta =$ kątowi położenia linii obojętnej (rys. 1) i z równania (15) $h\beta - h_1 = D(1 - \cos \beta)$

otrzymujemy:
$$\frac{v_1}{v_w} = \frac{D(1 - \cos \beta) + h_1}{h_1} \cos \beta \quad (18)$$

Wprowadzamy to w wyrażenie (16) na wyprzedzanie $k = \frac{v_1}{v_w} - 1 = \frac{D(1 - \cos \beta) + h_1 \cos \beta}{h_1} - 1 \quad (19)$

Po uproszczeniu $1 - \cos \beta = 2 \sin^2 \frac{\beta}{2} \approx \frac{\beta^2}{2}$ i $\cos \beta = 1$ otrzymamy $k = \frac{D\beta^2}{2h_1} = \beta^2 \frac{2r}{h_1}$ (10)¹⁴⁾¹⁸⁾ (20)

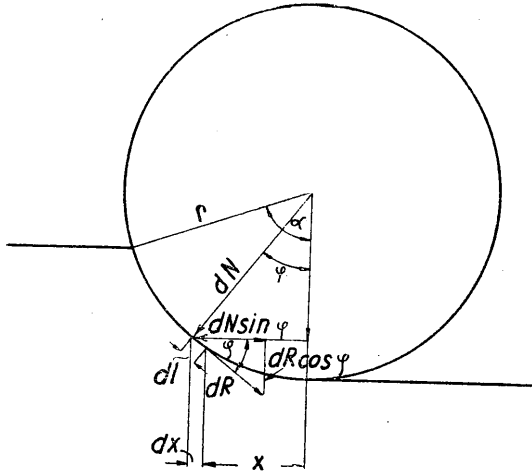
S. Fink¹¹⁾ usiłował również wyprowadzić zależności na kąt położenia linii obojętnej lecz wprowadzony przez niego wzór nie nadaje się do praktycznego użytku jako zbyt zawiły.

S. Ekelund¹⁵⁾ i M. Pawłow¹⁴⁾ podają obliczenie kąta położenia linii obojętnej, wychodząc z rozważania sił, działających pod walcami (rys. 1).

W zakresie kąta α walce wywierają promieniowy nacisk N na pręt. Siła P jest wypadkową wszystkich sił pionowych i wyraża całkowity nacisk jednego walca, działającego prostopadłe na metal, w warunkach normalnego i swobodnego walcowania, tzn. za pomocą 2 gładkich walców o jednakowej średnicy. Pod wpływem tego nacisku metal płynie we wszystkich kierunkach, wywołując — przez swoje suwanie się po powierzchni walców — siły tarcia, styczne do obwodu walców a prostopadłe do nacisków.

Rozpatrując zjawisko płynięcia metalu w szparze walców na przestrzeni l_d zauważamy, że w linii obojętnej nie ma przesuwania się metalu względem powierzchni walca w kierunku wzdłuż, gdyż obie te szybkości są tu jednakowe. Przesuwanie występuje tu tylko w kierunkach bocznych, a więc siły tarcia w linii obojętnej, w kierunku wzdłuż, nie istnieją. Od wlotu do walców do linii obojętnej metal posuwa się wolniej od powierzchni walców, walce ciągną pręt, a zatem siła tarcia działa tu wciągająco. Od linii zaś obojętnej do wylotu z walców metal posuwa się szybciej od walców, a więc siła tarcia ma tu kierunek przeciwny, zmieniając go w linii obojętnej. Celem obliczenia kąta położenia linii obojętnej należy wyprowadzić warunek równowagi sumy sił pozio-

mych, działających na metal w kierunku podłużnym. Element promieniowego nacisku walca dN wywołuje siłę elementarną tarcia $dR = f dN$ (rys. 2), przy czym $f = \operatorname{tg} \varrho = \operatorname{tg}$ maksymalnie możliwego kąta chwytu.



Rys. 2.

W kierunku podłużnym działa jej składowa $dN \sin \varphi$, nie dopuszczając metalu do walców oraz pozioma siła tarcia $dR \cos \varphi = f dN \cos \varphi$.

Siła tarcia od wlotu do walców do linii obojętnej działa wciągająco. Działanie obu walców sumuje się, a więc przed linią obojętną otrzymujemy dla siły wciągającej do walców zależność:

$$2 f dN \cos \varphi - 2 dN \sin \varphi = 2 dN \sin \varphi \left(\frac{\operatorname{tg} \varrho}{\operatorname{tg} \varphi} - 1 \right) \quad (21)$$

Wynika stąd, że walcowanie swobodne, bez udziału tarcia, jest niemożliwe. W przypadkach gdy:

- $\varphi = \varrho$ siła wciągająca = 0
- $\varphi < \varrho$ siła wciągająca jest dodatnia
- $\varphi > \varrho$ siła wciągająca jest ujemna

czyli że walce chwytają pręt, gdy $\varphi \leq \varrho$, tzn. tylko do pewnej wielkości Δh dla danych walców, albowiem $\cos \varphi = 1 - \frac{\Delta h}{2r}$

Powracając do określenia kąta położenia linii obojętnej na podstawie warunków równowagi wiemy, że suma sił poziomych, wciągających pręt pod walce, równa się sumie sił, opierających się wciąganiu metalu. Od wlotu do walców do linii obojętnej pręt porusza się wolniej od walców, a więc walce ciągną go, od linii zaś obojętnej przeciwnie, pręt posuwa się prędzej od walców, tarcie jest tu więc przeciwnie skierowane. Siły $f \cdot dN \cos \varphi$ zmieniają tu swój znak. Wyrazimy je jako:

wypadkową sił wciągających $\int_{\beta}^{\alpha} 2 f dN \cos \varphi$;

wypadkową sił opierających się $\int_0^{\beta} 2 f dN \cos \varphi$;

+ wypadkową sił poziomych dN , czyli:

$$\int_0^{\alpha} 2 dN \sin \varphi;$$

razem więc

$$\int_0^{\alpha} 2 dN \sin \varphi + \int_0^{\beta} 2 f dN \cos \varphi = \int_{\beta}^{\alpha} 2 f dN \cos \varphi \dots \quad (22)$$

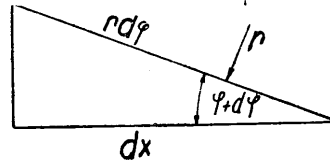
Dla obliczenia dN rozpatrzmy bliżej rys 2; $dN = \sigma_n \cdot b_x \cdot dl$, przy czym σ_n jest promieniowym naciskiem, wywieranym na walce przez metal, przy założeniu, że σ_n nie zmienia się w jednym przejściu. W rzeczywistości¹⁾ σ_n zależy w pewnym stopniu od wahań temperatury ok. 20 — 30° i, co jest ważniejsze, od zmiany szybkości odkształcania w szparze walców. Pomijamy tu oczywiście również i utwardzenie się metalu przy walcowaniu na zimno, gdyż wyprowadzane zależności odnoszą się zasadniczo do walcowania gorącego metalu.

Oznaczmy przez b_x szerokość pręta w dowolnym punkcie przekroju. Wtedy:

$$dN = \sigma_n df b_x$$

$$dl = \frac{dx}{\cos \varphi}$$

a więc $dN = \frac{dx}{\cos \varphi} \cdot b_x$



Rys. 3.

Z rys. 3 mamy: $dx = r d\varphi \cos \varphi$

Podstawiając otrzymamy:

$$dN = \sigma_n \frac{r d\varphi \cos \varphi}{\cos \varphi} b_x = \sigma_n r d\varphi b_x \quad (23)$$

Równanie równowagi sił będzie miało postać:

$$\int_0^{\alpha} 2 \sigma_n r d\varphi b_x \sin \varphi + \int_0^{\beta} 2 f \sigma_n r d\varphi b_x \cos \varphi = \int_{\beta}^{\alpha} 2 f \sigma_n r d\varphi b_x \cos \varphi \quad (24)$$

Celem przeprowadzenia całkowania zakładamy, że również b_x jest stałe i jako takie wyprowadzamy przed znak całkowania. Wielkość $2 \sigma_n r b_x$, wyprowadzona poza całkę, odpada, równanie więc otrzyma postać:

$$\int_0^{\alpha} \sin \varphi d\varphi + \int_0^{\beta} f \cos \varphi d\varphi = \int_{\beta}^{\alpha} f \cos \varphi d\varphi \quad (25)$$

po scałkowaniu

$$-(\cos \alpha - \cos 0) + f \sin \beta = f (\sin \alpha - \sin \beta)$$

$$1 - \cos \alpha + f \sin \beta = f \sin \alpha - f \sin \beta$$

$$2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} + f \sin \alpha + 2 f \sin \beta = 0$$

$$\sin \frac{\alpha}{2} - f \cos \frac{\alpha}{2} \frac{f \sin \beta}{\sin \frac{\alpha}{2}} = 0$$

$$\sin \frac{\alpha}{2} \frac{\sin \varrho}{\cos \varrho} \cos \frac{\alpha}{2} + \frac{\sin \beta \frac{\sin \varrho}{\cos \varrho}}{\sin \frac{\alpha}{2}} = 0$$

$$f = \operatorname{tg} \varrho = \frac{\sin \varrho}{\cos \varrho}$$

gdyż

$$\sin \frac{\alpha}{2} \cdot \cos \varrho - \sin \varrho \cdot \cos \frac{\alpha}{2} + \frac{\sin \varrho \sin \beta}{\sin \frac{\alpha}{2}} = 0$$

$$\sin\left(\varrho - \frac{\alpha}{2}\right) \cdot \frac{\sin\varrho \cdot \sin\beta}{\sin \frac{\alpha}{2}} = 0$$

$$\sin\beta = \frac{\sin \frac{\alpha}{2} \sin\left(\varrho - \frac{\alpha}{2}\right)}{\sin\varrho} \quad (26)$$

Ponieważ wszystkie kąty są tu niewielkie, możemy \sin kąta zastąpić przez kąt, otrzymamy więc:

$$\beta = \frac{\frac{\alpha}{2} \left(\varrho - \frac{\alpha}{2}\right)}{\varrho}$$

$$\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\varrho}\right) \quad \text{ponieważ } f = \tan\varrho \approx \varrho$$

$$\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f}\right) \quad (27)$$

Z dyskusji wzoru (27) wynika, że:

dla $\alpha = 0$, $\beta = 0$
 „ $\alpha = f$, β dodatnie i maksymalną wartość osiąga dla $\frac{f}{4}$
 „ $\alpha = 2f$, $\beta = 0$
 „ $\alpha = 2f$, β ujemne.

Gdy f przyjmiemy równe kątowi chwytu α , wówczas $\beta = \frac{\alpha}{4}$, czyli że maksimum położenia kąta linii obojętnej wynosi $\frac{\alpha}{4}$, przy $f = \alpha$.

Z teorii walcowania¹⁶⁾ wiemy, że walcowanie zachodzi w zakresie $0 < \alpha < 2f$, przy czym w zakresie od $f = \alpha < 2f$ samoczynne uchwycenie pręta przez walce nie zachodzi, jedynie walce potrafią przewalcować uchwycony już metal, a więc i w całym zakresie walcowania przy $0 < \alpha < 2f$ istnieje zawsze linia obojętna, osiągając maksimum dla $\alpha = f$.

Co do wzoru (27) $\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f}\right)$ należy przypomnieć, że powstał on przy założeniu, że b_x jest stałe w czasie procesu walcowania.

Znając kąt położenia linii obojętnej (wzór 27) i szybkość obwodową walców v_w , z wzoru na wyprzedzanie (19) obliczymy szybkość wyjściową pręta z walców v_1 .

Przy założeniu stałej szerokości b_x w czasie procesu walcowania możemy obliczyć z wzoru (10) szybkość wejściową pręta do walców i wyznaczyć opóźnienie materiału:

$$O_p = \frac{v_w - v_o}{v_w} = 1 - \frac{v_o}{v_w} \quad (28)$$

lub w procentach:

$$O_p = \frac{v_w - v_o}{v_w} \times 100 \quad (29)$$

Dla wyraźniejszego zobrazowania wielkości, występujących w procesie walcowania, podamy przykład:

Dane:

$$h_o = 50 \text{ mm} \quad h_1 = 30 \text{ mm}$$

$$D = 800 \text{ mm}$$

$$v_w = 2 \text{ m/sek}$$

$$b_o = b_1 = 1000 \text{ mm}$$

$$\text{Kąt chwytu } \cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{D} \quad (14)$$

$$\cos \alpha = 1 - \frac{20}{800} = 0,975 \quad \alpha = 12^\circ 50'$$

W wypadku niewymuszonego ujęcia metalu przez walce

$$f = \tan \varrho = \tan \text{max. kąta chwytu}$$

$$f = \tan \varrho = \tan \alpha$$

$$f = \tan \alpha = 0,2278$$

Obliczymy teraz wyprzedzanie.

Kąt linii obojętnej z wzoru (27)

$$\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f}\right) \quad \text{Gdy } \alpha = f$$

otrzymamy:

$$\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\alpha}\right) = \frac{\alpha}{4} = 3^\circ 12'; \cos \beta = 0,99843$$

$$\text{Wyprzedzanie } k = \frac{\cos \beta [h_1 + D(1 - \cos \beta)]}{h_1} - 1 \quad (19)$$

$$k = \frac{0,99843 [30 + 800(1 - 0,99843)]}{30} - 1 = 0,0419 = 4,19\%$$

Szybkość obwodowa walców: $v_w = 2,0 \text{ m/sek}$.

Szybkość wyjściowa pręta: $v_1 = v_w (1 + k)$

$$v_1 = 2 (1 + 0,0419) = 2,0838 \text{ m/sek}$$

Szybkość pręta i szybkość obwodowa walców w linii obojętnej:

$$v_\beta = v_w \cos \beta \quad (17)$$

$$v_\beta = 2,0 \cdot 0,99843 = 1,99686 \text{ m/sek}$$

Szybkość wejściowa pręta:

$$v_o = v_1 \frac{h_1}{h_o}$$

$$v_o = \frac{2,0838 \cdot 30}{50} = 1,252 \text{ m/sek}$$

Opóźnienie metalu:

$$O_p = \frac{v_w - v_o}{v_w}$$

$$O_p = \frac{2,0 - 1,252}{2,0} = 0,373 = 37,3\%$$

Szybkość walców przy wejściu pręta

$$v_w \cos \alpha = 2,0 \cdot 0,975 = 1,95 \text{ m/sek}$$

Ślizganie metalu po walcach przy wejściu wynosi:

$$\text{śl} = \frac{v_w \cos \alpha - v_o}{v_w \cos \alpha}$$

$$\text{śl} = \frac{1,95 - 1,252}{1,95} = 0,352 = 35,2\%$$

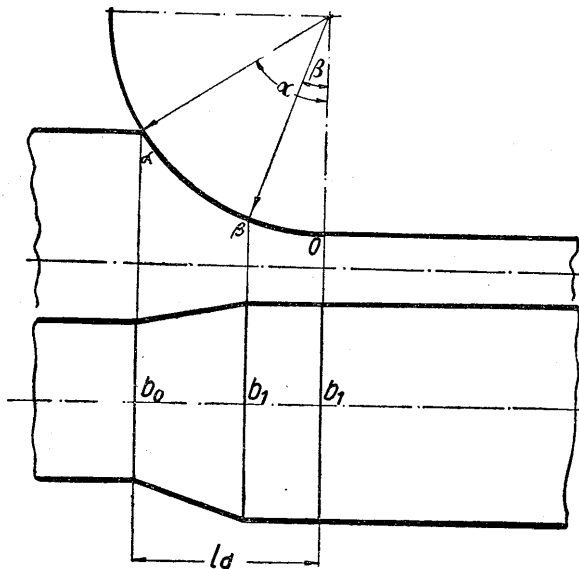
Nasze przeliczenia porównawcze wykazały jednak, że wartości, otrzymane z powyższych wzorów, dają błąd w granicach 5 — 20% w stosunku do wyników, otrzymanych z prób walcowania. Błąd ten powstaje wskutek mylnych początkowych założeń, tzn. przez przyjęcie jako stałych w czasie procesu walcowania następujących wielkości:

- 1) b_x szerokość pręta w szparze walców,
- 2) k_w opór plastyczny gorącego metalu,
- 3) f współczynnik tarcia.

Omówimy po kolei wpływ tych czynników:

- 1) b_x szerokość pręta w szparze walców ulega przyrostowi w normalnych warunkach walcowania. Dla prętów o b. dużym stosunku $\frac{b_0}{h_0}$ a więc dla blach, taśm stalowych, stali uniwersalnej, przyrost ten jest nieduży, albowiem w przypadkach gdy $\frac{b_0}{h_0} = 7 - 9$, $\frac{b_1}{b_0}$ waha się od 1,008 do 1,065, a dla stosunku $\frac{b_0}{h_0}$ od 10 wzwyż, $\frac{b_1}{b_0}$ od 1,006 do 1,024, dla gniotów 5 — 55%.

Przyjmując w tych wypadkach $b_0 \approx b_1$ popełniamy błąd niewielki. We wszystkich innych przypadkach przyjęcie $b_0 = b_1$ powoduje duże odchyłki, proponujemy więc wprowadzenie poprawki, uwzględniającej w pewien sposób zmianę b_x przy obliczaniu kąta linii obojętnej. We wzorze (24) zamiast wyprowadzić b_x poza znak całkowania zakładamy (rys. 4), że zmiana $b_0 \longrightarrow b_1$



Rys 4.

odbywa się po linii prostej między kątem chwytu α a kątem linii obojętnej β , natomiast między kątem linii obojętnej a wylotem z walców 0 szerokość nie ulega zmianie i wynosi b_1 .

Dlatego w przybliżeniu możemy przyjąć, że b_x przy przejściu przez odcinek l_d przyjmuje pewne wartości stałe.

Między kątem 0 — α ; $b_{sr} = \frac{b_0 + b_1}{2}$

Między kątem 0 — β ; b_1

Między kątem α — β ; $b_{sr} = \frac{b_0 + b_1}{2}$

Przyjmując te założenia i podstawiając we wzór (25), otrzymamy:

$$b_{sr} \int_{\alpha}^{\beta} \sin \varphi \cdot d\varphi - b_1 \int_{\alpha}^{\beta} f \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi - b_{sr} \int_{\alpha}^{\beta} f \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi \tag{25a}$$

całkując ten wzór podobnie jak wzór (25) otrzymujemy go w następującej postaci:

$$-b_{sr}(\cos \alpha - \cos 0) + b_1 \cdot f \cdot \sin \beta - b_{sr} \cdot f \cdot (\sin \alpha - \sin \beta)$$

$$b_{sr}(1 - \cos \alpha) + b_1 \cdot \sin \beta - b_{sr} \cdot f \cdot \sin \alpha - b_{sr} \cdot f \cdot \sin \beta$$

$$b_{sr}(2 \sin^2 \frac{\alpha}{2}) - b_{sr} \cdot f \cdot \sin \alpha + f \cdot \sin \beta \cdot (b_1 + b_{sr}) - 0$$

$$-b_{sr} \sin \frac{\alpha}{2} - b_{sr} \cdot f \cdot \cos \frac{\alpha}{2} + \frac{f \cdot \sin \beta}{2 \sin \frac{\alpha}{2}} \cdot (b_1 + b_{sr}) - 0$$

$$f = \operatorname{tg} \varrho = \frac{\sin \varrho}{\cos \varrho}$$

$$b_{sr} \left(\sin \frac{\alpha}{2} \right) - b_{sr} \frac{\sin \varrho}{\cos \varrho} \cdot \cos \frac{\alpha}{2} + \frac{\sin \varrho \cdot \sin \beta}{2 \sin \frac{\alpha}{2}} \cdot (b_1 + b_{sr}) - 0$$

$$b_{sr} \sin \frac{\alpha}{2} \cos \varrho - b_{sr} \cdot \sin \varrho \cdot \cos \frac{\alpha}{2} + \frac{\sin \varrho \cdot \sin \beta}{2 \sin \frac{\alpha}{2}} \cdot (b_1 + b_{sr}) - 0$$

$$b_{sr} \cdot \sin \left(\varrho - \frac{\alpha}{2} \right) - \frac{\sin \varrho \cdot \sin \beta}{2 \sin \frac{\alpha}{2}} \cdot (b_1 + b_{sr}) = 0$$

$$\sin \beta = \frac{2 \sin \frac{\alpha}{2} \cdot \sin \left(\varrho - \frac{\alpha}{2} \right) \cdot b_{sr}}{\sin \varrho \cdot (b_1 + b_{sr})}$$

$$\sin \beta = \frac{\sin \frac{\alpha}{2} \cdot \sin \left(\varrho - \frac{\alpha}{2} \right) \cdot 2 b_{sr}}{\sin \varrho \cdot (b_1 + b_{sr})} \tag{26a}$$

Otrzymujemy zatem wzór (26 a), podobny do wzoru (26), z poprawką, uwzględniającą zmianę szerokości w czasie walcowania. Analogicznie, wzór uproszczony (27) otrzymamy w postaci: $\beta = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) \frac{2b_{sr}}{b_1 + b_{sr}}$ (27a)

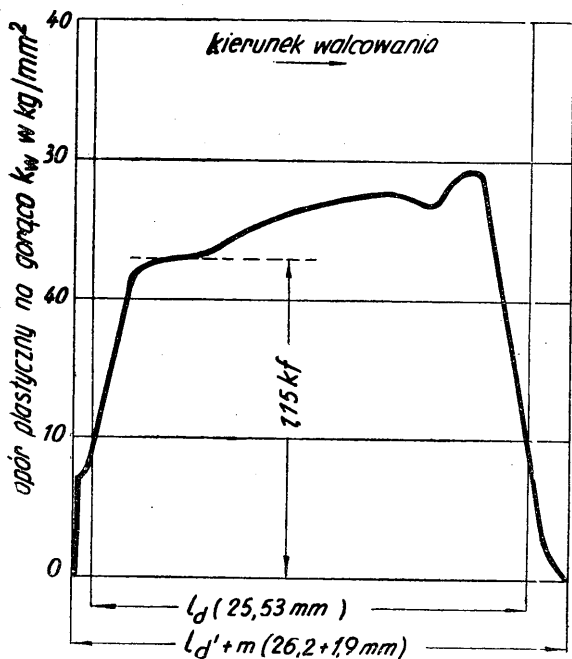
- 2) k_w opór plastyczny gorącego metalu — jak nadmienialiśmy na początku — składa się z 2 czynników: z wytrzymałości plastycznej na gorąco k_f i oporów na skutek tarcia w czasie walcowania k_r , przy czym k_w jest sumą obu tych czynników: $k_w = k_r + k_f^2$

Jedynym czynnikiem, rzeczywiście stałym w czasie przejścia metalu przez walce, jest tylko wytrzymałość plastyczna metalu k_f (o ile się pominie pewne małe wahania na skutek różnic temperatury metalu w szparze walców).

Ponieważ opory na skutek tarcia k_r zmieniają się w czasie walcowania, k_w opór plastyczny metalu ulega również zmianom razem z nimi. Jak wykazały badania W. Luega¹²⁾, nacisk metalu na powierzchnię walca przebiega w sposób zmienny, osiągając maksimum w linii obojętnej, przy czym cząstki metalu płyną z linii obojętnej na wszystkie strony.

Na rys. 5 mamy pokazany wykres k_w oporu plastycznego metalu w szparze walców wzdłuż l_d , przez środek walcowanego gorącego pręta przy temperaturze 1050° ze stali miękkiej.

Na rysunku widzimy wyraźne maksimum w linii obojętnej i spadek na obie strony. Posuwając się również ze środka pręta ku bokom, opór plastyczny metalu spada, a to skutkiem spadku oporów tarcia w szparze walców. Im bliżej brzegu pręta znajdują się



Rys. 5.

Rozkład naprężeń w środku pręta podczas walcowania stali miękkiej przy temperaturze 1050°.

cząstki metalu, tym swobodniej mogą się one rozłaczać i odkształcenie powoduje rozłaczanie boków pręta.

Po połączeniu wszystkich tych czynników, otrzymamy rys. 6 jako obraz płynięcia cząstek metalu w szparze walców, wykreślony dla prawej połowy walcowanego pręta na długości l_d . Z linii obojętnej F — F cząstki metalu płyną we wszystkie strony. Wartości oporu plastycznego k_w spadają systematycznie ku miejscom ujęcia pręta przez walce i wyjścia jego spod walców, jak również ku bokom.

Jeśli przyjmujemy k_w we wszystkich wzorach za stałe, popełnimy duży błąd. Niestety, nie istnieje do dziś wzór matematyczny, który by właściwie ujmował wszystkie czynniki w procesie walcowania i pozwolił na obliczenie k_w . Pewne przybliżenie może dać b. skomplikowany wzór S. Ekelunda¹⁵⁾ lub nieco uproszczony G. Holmberga¹⁷⁾.

- 3) f współczynnik tarcia zmienia się w szparze walców równoległe z oporami tarcia przy walcowaniu, odpowiednio do sił, działających w czasie walcowania, przyjęcie więc współczynnika tarcia f za stały w powyższych wzorach, musi również prowadzić do poważnych błędów. Niestety jednak, sprawa współczynnika tarcia przy walcowaniu nie została jeszcze wyczerpująco w literaturze oświetlona.

Wg dotychczasowych danych wartości f ¹⁸⁾¹⁹⁾ wynoszą od 0,1 — 0,2 przy walcowaniu na zimno, a 0,3 — 0,4 przy walcowaniu na gorąco. Dla walców polerowanych przy walcowaniu na zimno f waha się od 0,05—0,1²⁰⁾ przy czym daną

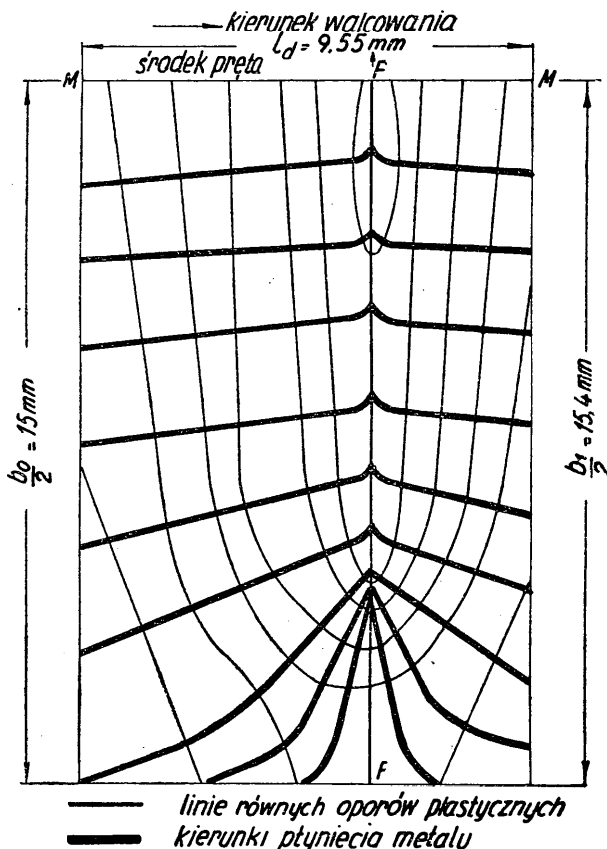
wartość f w przepuście wyznacza temperatura metalu i szybkość obwodowa walców.

Z warunków na kąt chwytu przez walce wiemy, że ujęcie pręta ma miejsce, gdy $\text{tg } \alpha \leq \text{tg } \varrho$, czyli że maksymalny kąt chwytu zachodzi dla $\text{tg } \alpha = \text{tg } \varrho = \text{max. tg } \alpha = f$

$$\text{Ponieważ } \text{max tg } \alpha = \frac{l_d}{r - \frac{\Delta h \text{ max}}{2}} =$$

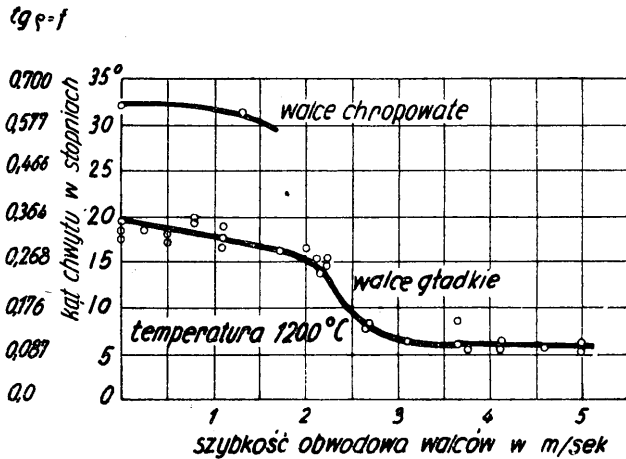
$$f = \sqrt{\frac{r \Delta h \text{ max}}{r - \frac{\Delta h \text{ max}}{2}}}$$

W ten sposób wykorzystujemy prace W. Tafli i E. Schneidra²²⁾, podające maksymalny kąt chwytu przy walcowaniu przy temperaturze 1200°, w zależności od szybkości obwodowej walców. Podstawiając wprost na wykresie rys. 7 max. f , zamiast max. $\text{tg } \alpha$, możemy odczytać f w zależności od szybkości obwodowej walców. Dla zależności f od temperatury mamy jeszcze mniej danych. Wg danych E. Siebla i E. Osenberga¹⁰⁾, wartość f przy podgrzewaniu zmienia się gruntownie z chwilą rozpoczęcia tworzenia się na powierzchni metalu zgorzeli. Zależność f od temperatury badał również S. Ekelund¹⁵⁾ w zakresie od 700 — 1200° dla szorstkich walców żeliwnych, przy czym szybkość walcowania nie była podana. Na podstawie badań ustalił on wzór: $f = 1,05 - 0,0005 t$. Wzór ten słuszny jest



Rys. 6.

Kierunki płynięcia metalu w szparze walców przy walcowaniu aluminium.



Rys. 7

powyżej 700°. Dla podobnych warunków, tj. dla chropowatych lub naciętych walców, mamy następujące dane H. Sedlaczka²³⁾ przy walcowaniu wlewków stalowych:

t = 1250°	900°	750°
f = 0,75	0,65	0,58

Wartości S. Ekelunda i H. Sedlaczka wydają się nieco za wysokie, odpowiednie raczej dla b. naciętych lub chropowatych walców. Dla stali wysoko węglisty o C 0,71 — 1,18%, walcowanych na walcach gładkich L. F. Mołotkow²⁴⁾ podaje średnie f:

t = 1200°	800°
f = 0,25	0,45

Wg niego f maleje ze wzrostem % zawartości węgla. Brak jest jednak kompletnych badań, ujmujących f w zależności od szybkości obwodowej walców i temperatury walcowania, podobnie jak to mamy na rys. 7 dla 1200°, przy czym, przyjmując w pojedynczym przejściu przez walce wartość f za stałą, popelnia się także pewną niedokładność.

Wg E. Siebla³⁾ opór płynięcia pod naciskiem wyraża się wzorem: $k_r = c f k_f \frac{x}{h}$, gdzie x jest szerokością zgniatanego metalu w płaszczyźnie działania siły naciskającej.

Dla walców więc $k_r = c f k_f \frac{ld}{h} = c f k_f \cdot \sqrt{\frac{r \Delta h}{h}}$

$$\text{Stąd } f = \frac{k_r h}{c k_f \sqrt{r \cdot \Delta h}}$$

Jeżeli przyjmujemy k_f dla pewnego przepustu za stałe, opór płynięcia k_r przy wlocie i przy wylocie walców = 0, gdyż w miejscach tych pręt zwolniony jest od nacisku walców, natomiast k_r osiąga maksimum w linii obojętnej.^{3) 22)}

Ponieważ temperatura w czasie jednego przejścia przez walce nie jest stała, k_f ulega pewnym małym zmianom.

W końcu należałoby zobrazować wpływ f na proces walcowania.

Z poprzednich rozważań wiemy, że linia obo-

jętna zmienia swe położenie ze zmianą f. Gdy $a = f$, wówczas $\beta = \beta_{\max} = \frac{f}{4}$, gdy zaś $a = 0$ lub $a = 2f$, wtedy $\beta = 0$. Wraz ze zmianą f zmienia się wyprzedzenie względne, osiągając maksimum dla tych przypadków, gdy β osiąga maksimum i spadając do 0 dla $a = 0$ i $a = 2f$.

Wpływ f na rozłtaczanie nie jest jeszcze matematycznie ujęty. Pewne dane możemy wywnioskować z prac E. Siebla^{7) 10)} i z praktyki²⁵⁾. Stąd wiemy, że rozłtaczanie rośnie przy stałym kącie chwytu ze wzrostem f. Gdy wyobrazimy sobie, że f rośnie nieograniczenie, metal zacznie się w pewnej chwili przylepiać do walców i to wtedy, gdy siła tarcia będzie większa od k_t , tj. od wytrzymałości plastycznej gorącego walcowanego metalu. Wówczas rozłtaczanie pręta znowu ulegnie ograniczeniu, gdyż przylepność metalu będzie większa od płynięcia na boki, tak że dla pewnego f rozłtaczanie zaniknie, pozostawiając jedynie wybrzuszenie boczne pręta na skutek zgniatania pewnej wysokości h. Z rozważań tych wynika, że dla pewnych wartości rozłtaczanie musi osiągnąć swe maksimum, spadając dalej z rosnącym f.

LITERATURA.

- 1) W. Trinks. Roll pass design. Cleveland 1934.
- 2) H. Hoff i Th. Dahl. Stahl und Eisen 1934, str. 655/662.
- 3) E. Siebel. Formgebung im bildsamen Zustande. Düsseldorf 1932.
- 4) G. Liss. Stahl und Eisen 1922, str. 18/21.
- 5) J. Puppe. Stahl und Eisen 1909, str. 161/170.
- 6) E. Siebel. Stahl und Eisen 1930, str. 1769/75.
- 7) E. Siebel. Stahl und Eisen 1934, str. 1049/57.
- 8) G. Weddige. Stahl und Eisen 1937, str. 913/21.
- 9) E. Siebel. Die Berechnung des Walzdruckes 1941.
- 10) M. Pawłow. Opierzenie pri prokattkie 1934.
- 11) S. Fink. Zeitschr. f. Berg - Hütten - u. Salinenwesen 1874, str. 286.
- 12) W. Lueg. Stahl und Eisen 1933, str. 346/52.
- 13) Dresden D. Zeitschr. f. Angew. Math. u. Mech. 1925, str. 78/79.
- 14) M. Pawłow. Metallurg 1932, str. 84/103.
- 15) S. Ekelund. Jerkontorets Annaler 1927, str. 39/97.
- 16) J. Puppe i G. Stauber. Walzwerkswesen I. Bd. 1929.
- 17) Jerkontorets Annaler 1943, str. 1/3 (St. u. E. 1943, str. 503/4).
- 18) T. Dahl. Stahl und Eisen 1937, str. 205/09.
- 19) E. Siebel. Stahl und Eisen 1937, str. 413/19.
- 20) E. Siebel i E. Osenberg. Mitt. Kais. Wülh. Inst. Eisenforsch. 1943, str. 33/50.
- 21) J. Puppe i G. Stauber. Walzwerkswesen III. Bd. 1938.
- 22) W. Tafel i E. Schneider. Stahl und Eisen 1924, str. 305/09.
- 23) H. Sedlaczek. Stahl und Eisen 1927, str. 26.
- 24) L. F. Mołotkow. Teoria i prakt. miet. 1940, str. 20/22.
- 25) W. Tafel. Walzen und Walzenkalibrieren. Dortmund 1923.

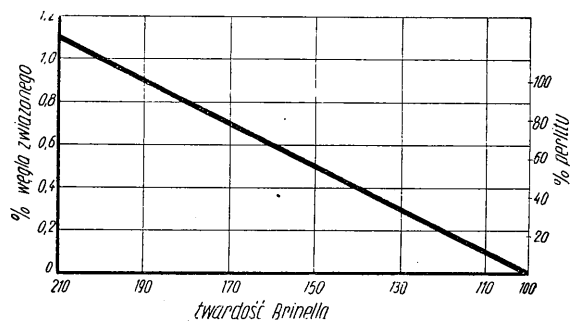
Inż. STANISŁAW MAJ¹⁾ i inż. ZYGMUNT WUSATOWSKI
 Huta „Baildon“ Hutniczy Instytut Badawczy

Walce półtwarde i utwardzone.

Zeliwo półtwarde i utwardzone tudzież czynniki, wpływające na jego jakość i własności. Żelwo półtwarde i utwardzone w walcach oraz zasadnicze sposoby odlewania walców półtwardych i utwardzonych. Czynniki, wpływające na jakość żeliwa stopowego i walców, odlanych z niego. Przegląd i charakterystyka walców półtwardych i utwardzonych, zależnie od ich przeznaczenia.

Węgiel, który obok krzemu jest najważniejszym składnikiem żeliwa, występuje w 2 postaciach: jako związek chemiczny węgiel żelaza (tzw. cementyt), i jako wolny węgiel, w postaci grafitu. Żelwo, w którym cementyt występuje na tle perlitu lub struktur, pochodzących z przemiany perlitu w sorbit, troostyt lub martensyt, jest białe. W żelwie szarym, na tle perlitu lub perlityczno - ferrytycznym, występuje swobodny grafit.

Zależnie od składu chemicznego oraz warunków krzepnięcia ilość grafitu jest większa lub mniejsza i występuje on w grubszych lub cieńszych listkach. Tło takiego żeliwa zależy od wydzielonego grafitu i jest ferrytyczno - perlityczne, czysto perlityczne lub perlityczne z pewnymi pozostałościami cementytu (tzw. żelwo połowiczne).

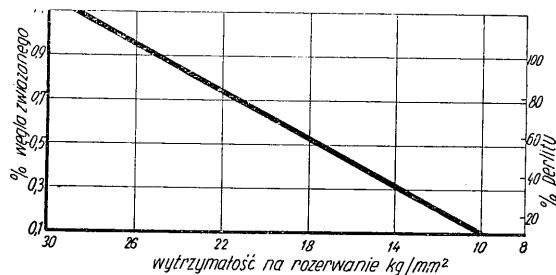


Rys. 1.

Twardość żeliwa szarego w zależności od ilości związanego węgla.

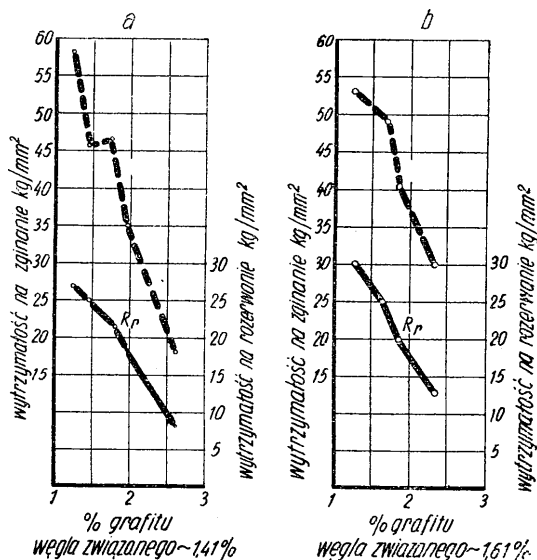
Własności szarego żeliwa zależą w dużej mierze od zasadniczej jego struktury. Twardość np. zależy w zupełności od zawartości węgla związanego, jak to widać z rys. 1. Wytrzymałość natomiast zależy częściowo od ilości związanego węgla (rys. 2), częściowo zaś od zawartości grafitu (na rys. 3 podana jest wytrzymałość na rozzerwanie i zginanie), ponadto od struktury, w ja-

kiej ów grafit występuje (drobny, gruby, równomiernie rozdrobniony czy skupiony w pewnych miejscach).



Rys. 2.

Zależność wytrzymałości na rozzerwanie od ilości związanego węgla.



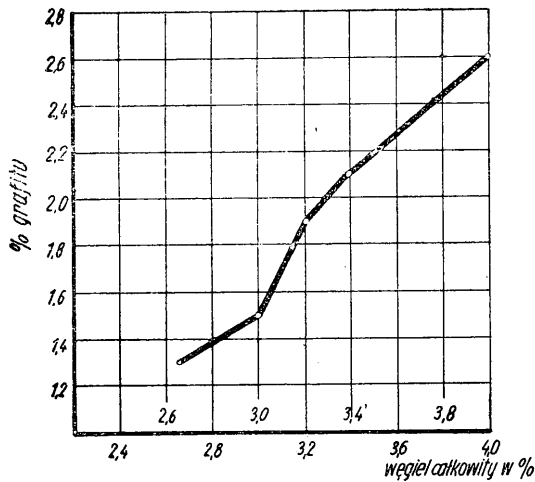
Rys. 3.

Wpływ grafitu na wytrzymałość żeliwa szarego

Dla nas ważne są warunki, w jakich możemy otrzymać pewne struktury, pożądane na walcach. Zasadniczo warunki te dają się ująć w następujące reguły: przy stałej szybkości chłodzenia otrzymujemy większą ilość grafitu przy wzroście zawartości węgla i krzemu (rys. 4 i 5). Przy stałym składzie chemicznym zawartość grafitu rośnie wraz z przedłużeniem czasu stygnięcia. Przez przyspieszenie studzenia ilość grafitu zmniejsza się aż do zupełnego zaniku i powstania struktury białej. Przy odlewaniu walców większy przekrój ma mniejszą szybkość stygnięcia niż mały. Dlatego też im grubszy jest

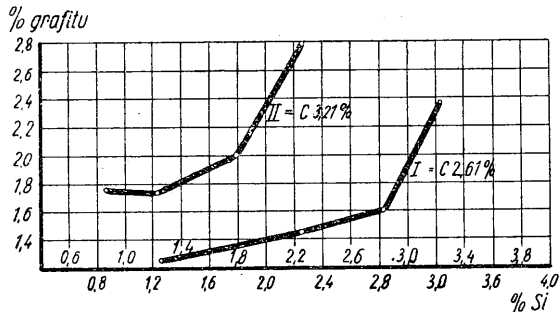
¹⁾ Już na początku ostatniej wojny śp. inż. St. Maj postanowił odlewać utwardzone walce młyńskie w firmie G. Kindt w Radomiu⁴⁶⁾. Po kilku nieudanych próbach, spowodowanych brakiem odpowiedniego wsadu, produkcja tych walców ruszyła normalnie. Po okupacji śp. inż. St. Maj pragnął zorganizować odlewanie walców półtwardych i utwardzonych w hucie „Baildon“, gdzie ostatnio pracował. Przygotowania w tym kierunku były dość daleko posunięte, niestety śmierć Jego w styczniu 1946 r. położyła kres tym zamiarom.

walec, tym więcej nabiera on struktury szarej. Jeżeli więc walcom o różnej średnicy pragnie się nadać tę samą zawartość grafitu, cieńsze walce muszą otrzymać większe zawartości węgla i krzemu niż grubsze. Natomiast, jeśli chcemy na beczce walca otrzymać wyższą twardość niż na jego czopach, musimy beczkę sztucznie stuzdzić.



Rys. 4.

Wpływ całkowitej zawartości węgla na ilość grafitu.



Rys. 5.

Wpływ krzemu na tworzenie się grafitu.

Ilość cementytu w białym żeliwie jest wprost proporcjonalna do zawartości węgla. Najważniejszą własność cementytu stanowi jego twardość, którą przy walcach podajemy zazwyczaj w jednostkach Shore'a lub Brinella. Wynosi ona ok. 712° Brinella.

Rola węgla. Twardość białej warstwy wzrasta proporcjonalnie do zawartości węgla (rys. 6). W tym więc wypadku działanie ilości węgla na twardość jest całkiem inne niż w żeliwie szarym, w którym twardość spada wraz ze wzrastającą zawartością grafitu. W żeliwie niestopowym (tj. nie zawierającym dodatków stopowych, jak chrom, molibden, nikiel, wanad itp.) twardość wyraża się wzorem:

$$H_B = 112,3 C + 55 \text{ w jednostkach Brinella}$$

$$H_{Sh} = 16,67 C + 13 \text{ „ „ Shore'a}$$

Z podanych wyżej wzorów wynika, że wzrost zawartości węgla o 0,1% powoduje

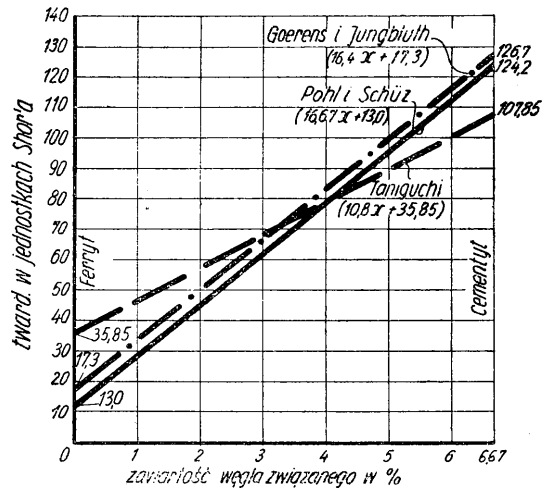
wzrost twardości o 11,23° Brinella lub 1,667° Shore'a.

Mając podaną zawartość węgla, np. 4%, możemy łatwo obliczyć — z wystarczającą dokładnością — twardość walca:

$$H_{Er} = 112,3 \cdot 4 + 55 = 449,2 + 55 = \underline{504,2^{\circ}}$$

Dla 3% zawartości węgla będzie:

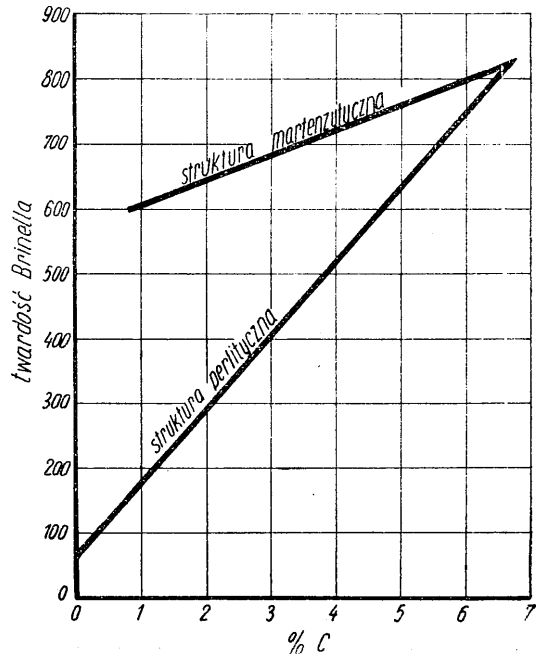
$$H_{Er} = 112,3 \cdot 3 + 55 = 336,9 + 55 = \underline{391,0^{\circ}}$$



Rys. 6.

Zależność twardości w jednostkach Shore'a od ilości węgla związanego.

Jeżeli chodzi o pomiary twardości walców, najszybciej można je przeprowadzić przy pomocy aparatu Shore'a (Skleroskop), wyniki te są jednak nie pewne, gdyż każdy typ aparatu daje



Rys. 7.

Twardość warstwy utwardzonej w zależności od zawartości węgla i struktury.

twardości różniące się nieco między sobą. Wg G. Otta¹⁵⁾ oryginalny skleroskop podaje o 8 do 10 jednostek niżej od aparatu Schuchardta i Schutta. Przy wysokich twardościach różnica ta dochodzi nawet do 20 jednostek Shore'a. Do porównywania walców należy używać stale tego samego aparatu.

Jeśli chodzi o dokładne i do porównania nadające się liczby, należy używać aparatu Brinella, który w danym wypadku jest najpewniejszy (ale tylko przy niskich twardościach).

Podwyższenie twardości możemy osiągnąć również przeprowadzając tło perlityczne w martenzyt (rys. 7). Przemianę taką otrzymamy przez powiększenie szybkości studzenia. Właściwy dobór zawartości węgla w białym żeliwie oraz dodatków stopowych daje nam środki do odpowiedniej zmiany szybkości przemiany.

Zbyt duże zawartości węgla powodują gruboziarnistą strukturę rdzenia (grafit), przez co obniżają jego wytrzymałość. Dlatego też walce niestopowe stosuje się najwyżej do twardości 500^o Brinella.

Rola innych składników. W zwykłych gatunkach żeliwa szarego i białego występują zawsze, prócz węgla, 4 inne składniki: krzem — Si, mangan — Mn, fosfor — P i siarka — S. Ogólnie można powiedzieć, że duże zwiększenie twardości powoduje mangan. Krzem i fosfor, początkowo, przy małych zawartościach, zwiększają nieco twardość, dalej zaś, przy większych zawartościach, powodują znaczny spadek twardości, gdyż pierwiastki te ułatwiają wydzielanie się węgla w postaci grafitu. Dopiero przy dużych zawartościach Si i P, większych od 4% (dotychczas praktycznie nie mających zastosowania), twardość się b. powiększa.

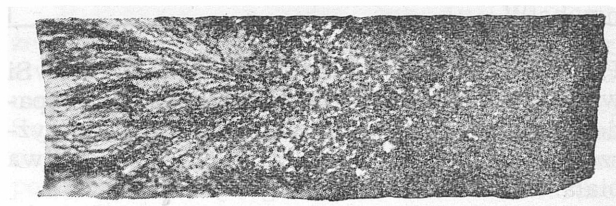
W połączeniu ze swą wysoką twardością jest cementyt nadzwyczaj kruchy, co dziedziczy po nim białe żeliwo. Udarność, mierzona na próbce bez karbu 30 × 30 × 120 mm, wynosiła dla białego żeliwa 0,25 do 0,5 kgm/cm², natomiast przy żeliwie szarym 0,5 do 1,5 kgm/cm². Własności wytrzymałościowe białego żeliwa nie są dobrze znane. Dla żeliwa ciągliwego, o zawartości 2,6% C, otrzymano wytrzymałość na zerwanie 39 do 46 kg/mm², wytrzymałość na zginanie ok. 78 kg/mm², moduł zaś sprężystości 20 000 kg/mm². Dla żeliwa utwardzonego, o składzie C 3,46%, Si 0,45%, Mn 0,86%, P 0,57% i S 0,11%, otrzymano wytrzymałość na zerwanie 15 kg/mm², wytrzymałość na zginanie 21 do 22 kg/mm², przy twardości 450 — 470 jednostek Brinella. Należy tu dodać, że żeliwo białe nie jest wytrzymałe na uderzenia.

Walce utwardzone odznaczają się tym, że na zewnątrz posiadają twardą warstwę białego żeliwa o pewnej grubości; warstwa biała stopniowo przechodzi w żeliwo połowiczne, które w środku walca zamienia się w wytrzymalsze i ciągliwsze żeliwo szare. Od takiego walca wymaga się, zależnie od jego przeznaczenia, możli-

wie dużej twardości warstwy utwardzonej, co wg rys. 6 otrzymamy przez odpowiedni dobór zawartości węgla.

Jeśli chcemy otrzymać cały walec o strukturze szarej, dobieramy odpowiednią zawartość krzemu, gdyż krzem wg rys. 5 powiększa grafityzację.

Pragnąc otrzymać walec utwardzony, o jądrze szarym i białej warstwie zewnętrznej, musimy zmienić na powierzchni walca szybkość studzenia przez odlewanie do wlewnicy. Walcownie jednak wymagają, prócz pewnej twardości powierzchni, również i pewnej grubości warstwy utwardzonej. Przez grubość warstwy utwardzonej rozumie się grubość czystej warstwy białej, aż do wystąpienia pierwszych punktów szarych.



Rys. 8.

Przebieg warstwy utwardzonej w szarą.

Warstwa połowiczna sięga w żeliwie utwardzonym do zaniku ostatnich śladow cementytu (rys. 8). Zdawałoby się napozór, że najprostszym środkiem do regulowania szybkości studzenia, a więc i grubości warstwy utwardzonej, byłoby powiększanie lub zmniejszanie grubości ścian wlewnicy. Środek ten nie nadaje się wszakże z 2 powodów: 1) przewodnictwo cieplne ścianki wlewnicy jest nieduże, tak że w bezpośrednim studzeniu odlewu bierze udział pewien wąski pas wlewnicy, 2) ze względu na wytrzymałość wlewnicy dobiera się jej ścianki o odpowiedniej grubości i przez to odpada możliwość dobierania szybkości studzenia, gdyż wlewnica wywiera największe możliwe studzenie na walec. Grubość ścian wlewnicy wynosi 100 do 200 mm w Niemczech, do 400 mm zaś w Ameryce.

W praktyce wybiera się inną możliwość, o której była już wzmianka. Krzem zwiększa grafityzację żeliwa, szybkie zaś studzenie zmniejsza ją. Wpływają także na nią: węgiel, mangan, fosfor i siarka. Przez odpowiedni dobór tych czynników otrzymamy żądaną grubość warstwy utwardzonej.

Rys. 9 podaje grubość warstwy utwardzonej, zależnie od zawartości krzemu i węgla, wyznaczoną na walcach utwardzonych, odlanych w kilku odlewniach.

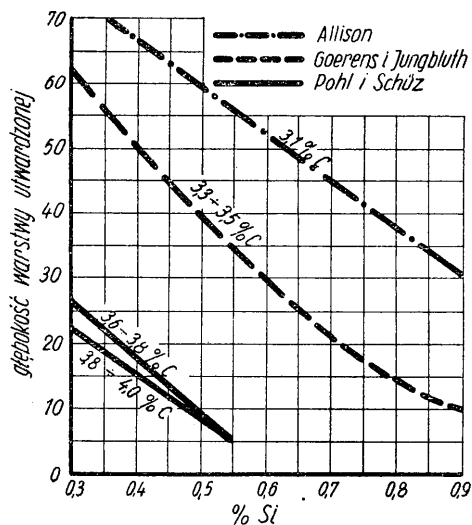
Wpływ węgla na grubość warstwy utwardzonej. Zawartość węgla w żeliwie na walce wynosi 2,0 — 4,0%. Jeśli chodzi o wpływ węgla na głębokość warstwy białej, F. Pohl²¹⁾ podaje następującą zależność grubości warstwy

utwardzonej od zawartości węgla, przy stałej zawartości krzemu w granicach 0,80 — 0,89%, na próbkach klinowych, odlewanych do wlewniczki, podgrzanej do 50 — 55°:

Tablica I.

Zawartość C	Grubość warstwy utwardzonej
2,64	71 mm
3,00	60 „
3,20	57 „
3,46	45 „
3,50	35 „
4,12	17 „
4,12	6 „

Przy żeliwie więc o zawartości 0,8 — 0,9% Si wzrost zawartości węgla o 0,1%, powoduje spadek głębokości warstwy białej o 5 mm. Im wyższa jest zawartość węgla, tym cieńsza warstwa biała.



Rys. 9.

Głębokość warstwy utwardzonej w zależności od zawartości krzemu i węgla.

Wpływ krzemu. Przy wysoko węglistym żeliwie, a mianowicie 3,3 do 3,5% C, jakim musi być żeliwo na walce, przy wzroście zawartości krzemu o 0,1% grubość warstwy białej spada o 10 mm (rys. 9). Dla odlewnika nadzwyczaj trudno jest ustalić zawartość krzemu w granicach 0,1%. Zawartość krzemu w żeliwie na walce nie może być duża i winna wynosić ok. 0,6%. Zupełnie usunąć krzemu z żeliwa nie można, gdyż żeliwo bezkrzemowe ma zbyt duże skłonności do pęknięcia i pewna jego ilość jest niezbędna ze względów metalurgicznych. Chcąc otrzymać różne grubości warstwy białej najlepiej jest cel ten osiągnąć, zachowując stałe zawartości C, Mn, P i S i zmieniając tylko zawartości krzemu. Jak wpływają zawartości

Si na głębokość warstwy białej wskazują badania jednej z amerykańskich odlewni kół walcowniczych.

Tablica II.

Zawartości Si w ‰	0,30	0,40	0,52	0,70	1,0
Głębokość warstwy białej w mm	38	25	16	6	3

Niżej podajemy inny przykład jednej z niemieckich odlewni walców. Przy jednakowych zawartościach C i P oraz zawartościach Mn, nie przekraczających 1%, grubości warstwy białej zmieniają się, w zależności od zawartości Si, w sposób następujący:

Tablica III.

Si w ‰	0,50	0,65	0,75	0,85	1,00
Głębokość warstwy białej w mm	35	23	15	10	7

Jeżeli zmienimy zawartość krzemu, zmiany w twardości walca nie zajdą, nastąpią one natomiast, gdy zmianą węgla wpłyniemy na grubość utwardzenia.

Wpływ manganu. Mangan wpływa na żeliwo wręcz odwrotnie niż krzem, powoduje bowiem wydzielanie się węgla w postaci twardych kryształów cementytu, czyli pomaga do wytworzenia się białej warstwy. Jednakże wpływ manganu na zwiększenie grubości białej warstwy nie jest tak silny jak innych dodatków, takich jak siarka, wanad, cyna, chrom itp. W żeliwie na walce zawartości manganu nie mogą być niskie, ze względu na jego własności odsiarczające, tworzy on bowiem z siarką związek chemiczny Mn S, o wyższej temperaturze topienia niż temperatura płynnego żeliwa, przy czym Mn S, jako lżejszy i nierozpuszczalny w żeliwie, wypływa na powierzchnię i przechodzi do żużla.

Jeśli chodzi o wpływ manganu na głębokość warstwy białej, to głębokość ta naprzód maleje, między 0,4 i 0,6% Mn jest najmniejsza, potem zaś, przy wzrastających zawartościach Mn, począwszy od 0,6%, stale wzrasta. Tłumaczy się to tym, że małe zawartości Mn muszą przede wszystkim związać siarkę w związek Mn S i dopiero pozostały nadmiar manganu wywołuje wzrost grubości warstwy białej. Mangan powoduje poza tym powstawanie zbyt ostrego przejścia między warswą białą a szarą (bez warstwy pośredniej, mieszanej). Zjawisko to prowadzi do odpryskiwania twardej białej warstwy, co łatwo może się zdarzyć przy ciężkiej pracy. Poleca się więc utrzymywanie zawartości manganu niezbyt wysoko, ok. 0,8%.

W Ameryce określają dodatek manganu na podwójną zawartość siarki plus 0,20%. Dodatek

ten jest wg Massariego⁴⁵⁾ wystarczający przy zawartości siarki 0,12 do 0,14%. Nawet przy zawartościach 0,20% S otrzymano zupełnie zadowalające własności, tak jak gdyby ilość S wynosiła poniżej 0,10%.

Wpływ fosforu. Fosfor nadaje żelihu rzadkopłynność, to też we wszystkich odlewach cienkościennych występuje on w ilościach do 1%. Ponieważ jednak fosfor obniża wytrzymałość żeliwa na uderzenia, z powiększaniem jego ilości trzeba być ostrożnym. W żelihu na walce zawartość P winna wynosić ok. 0,4%. W tych granicach użyty nie powiększa on zbytnio kruchości, dając lepszą płynność żeliwa i—jak praktyka wykazała—żeliwo o takiej zawartości fosforu ma mniejszą skłonność do pękania. Fosfor wpływa nieco na wzrost twardości, lecz słabiej niż krzem obniża grubość warstwy białej. W żelihu na walce wzrost zawartości fosforu o 0,1% powoduje spadek grubości warstwy o przeszło 2 m.m

Wpływ siarki. Siarka powiększa gęstopłynność żeliwa tudzież skłonności do pękania na gorąco. W zależności od sposobu topienia żeliwa występuje ona w ilościach od 0,010 do 0,25%. Siarka najsilniej ze wszystkich składników żeliwa powiększa głębokość warstwy białej, podczas gdy twardość jej nieco obniża. Wiele odlewni i liczni odbiorcy są zdania, że siarka — dzięki manganowi — związana jako Mn S, nie jest szkodliwa. Przy topieniu żeliwa w kopulaku, przetapiając obok surówki złom, trudno jest osiągnąć zawartości siarki niższe od 0,1%.

Na głębokość warstwy utwardzonej wpływają jeszcze następujące czynniki:

1) Położenie i wymiary wlewnicy. Jeżeli wlewamy żeliwo do wlewnicy, leżącej poziomo, głębokość utwardzenia jest inna niż w przypadku odlewania we wlewnicy, stojącej pionowo (jak to jest przy walcach). W pierwszym przypadku żeliwo przez cały czas styka się ze studzącą ścianką wlewnicy poziomej, podczas gdy w drugim przypadku (np. walec, odlany we wlewnicy pionowej) krzepnie na pewnej, niedużej grubości. Warstwa ta przez stygnięcie kurczy się, natomiast wlewnica przez podgrzanie rozszerza się i odłącza od walca, przez co powstaje wolna przestrzeń między walcem a wlewnicą. Dlatego też głębokość warstwy białej w przypadku odlewania do wlewnicy poziomej jest zawsze większa niż przy pionowej. Przy walcach, lanych pionowo, ma się tak do tej samej głębokości przy walcach, lanych poziomo, jak 1 : 1,25 do 1 : 1,80.

Wg obserwacji ciężkie pełne walce odłączają się od ścianek pionowej wlewnicy po 5 — 8 min. od chwili zalania, do osiągnięcia więc działania utwardzającego wystarcza stosunkowo cienka wlewnica. Np. do odlewu pełnego walca o średnicy 668 mm wystarcza grubość ścianki wlewnicy 60 mm.

2) Temperatura odlewania. Walce, odlane przy temperaturze wyższej, dają grub-

sze ziarno a poszczególne składniki strukturalne są więcej wykształcone. Niższa temperatura odlewu daje drobniejszą strukturę. Jeśli chodzi o wygląd powierzchni walca, to czystsze i gładze walce wychodzą wówczas, gdy lane są goręcej. Temperatury lania wahają się w granicach od 1200° (b. zimno lany walec) do 1350° (b. gorąco). Przy wysokiej temperaturze lania zachodzi jednak niebezpieczeństwo pęknięcia walców. Co do wpływu temperatury lania na głębokość warstwy białej, zdania są b. sprzeczne i nie ma do tej chwili żadnych dowodów na to, że wyższa temperatura daje głębsze utwardzenie. Inż. St. Maj⁴⁸⁾ stwierdził tylko, że walce, odlane przy temperaturze wyższej, tj. zalane gorętszym żelihu, przy prawidłowym nadlewie dają czystsze i ładniejszą powierzchnię niż walce, odlane zimniej.

3) Wpływ jakości wsadu. Wiadomo, że surówka o strukturze białej daje głębszą warstwę białą, aniżeli surówka dokładnie o tej samej analizie chemicznej lecz o strukturze szarej. Surówki, wytapiane np. na węglu drzewnym, najlepiej nadają się do odlewów o utwardzonej powierzchni, ze względu na łatwość utwardzania tudzież z uwagi na dobre własności mechaniczne odlewu.

Ciekawe są wyniki, podane przez F. Pohla²¹⁾ nad doborem wsadu na głębokość warstwy utwardzonej. Dodawano różne ilości surówki szarej i białej, w granicach 0,50 i 100%. Otrzymane wyniki podane są w poniższej tablicy.

Tablica IV.

Próba	Ilość surówki w %		Głębokość warstwy utwardzonej w mm
	szarej	białej	
1	100	—	12
2	50	50	16
3	—	100	20
4	100	—	29
5	—	100	33

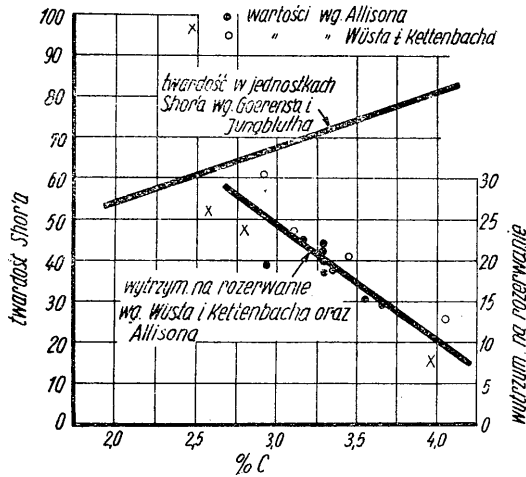
4) Wpływ przegrzania topu. Ogromne znaczenie posiada temperatura, przy której żeliwo jest topione, tzn. stopień przegrzania żeliwa w piecu. Im bardziej przegrzane jest żeliwo, tj. im mniej posiada ono ośrodków krystalizacji, tym łatwiej osiąga się grubszą warstwę utwardzoną. Walce można odlewać przy niższej temperaturze, lecz po minięciu dysz żeliwo winno być jak najgorętsze. Jest to czynnik b. ważny, ale nie zawsze przestrzegany. F. Pohl podaje również ciekawe wyniki w tej mierze, zależnie od temperatury i czasu przegrzania.

Aby utrzymać możliwie wysoką twardość powierzchni utwardzonej potrzebna jest jak największa zawartość węgla (rys. 6). Wówczas jednak wytrzymałość rdzenia znacznie spada (rys. 10).

Brak jest do dzisiaj, odpowiednich wartości pomiarowych na walcach. Zasadniczo zależności

Tablica V.
Wpływ temperatury przegrzania

Próba	temperatura przegrzania °C	Temp. lania w °C	Głębokość warstwy utwardzonej mm
1	1220	1180 ⁰	18
2	1355	1185	31
3	1400	1190	46



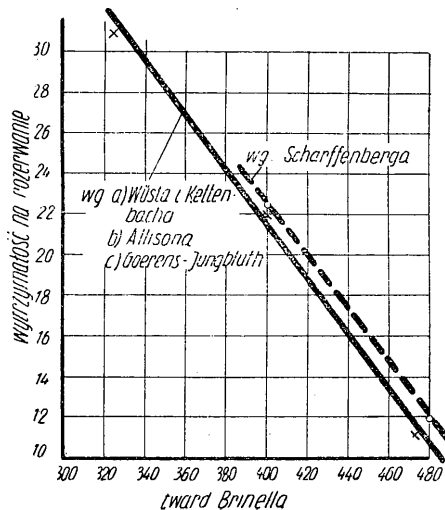
Rys. 10.

Zależność pomiędzy zawartością węgla, wytrzymałością na rozzerwanie rdzenia i twardością warstwy utwardzonej na walcach.

Tablica VI.

Wpływ czasu utrzymania temperatury przegrzania

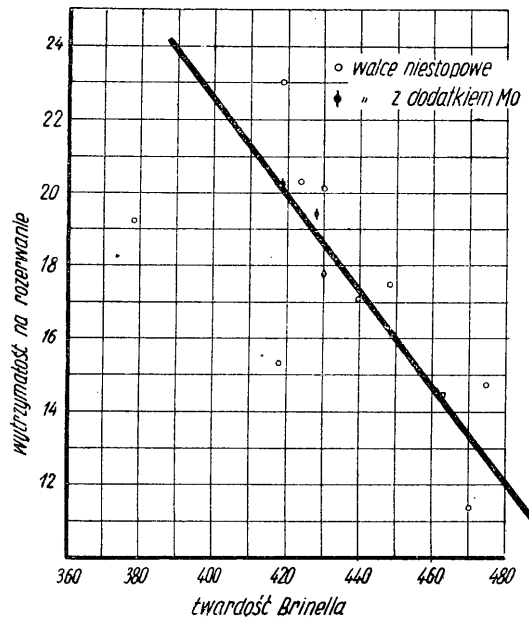
Próba	Temperatura przegrzania w °C	Czas utrzymania przegrzania w h	Temp. lania w °C	Głębokość warstwy utwardzonej w mm
1	1390	—	1230	Żadna
2	1400	1/2	1240	struktura przejściowa
3	1400	1	1230	8
4	1400	1 1/2	1230	12



Rys. 11.

Zależność pomiędzy twardością warstwy utwardzonej a wytrzymałością na rozzerwanie rdzenia w walcu.

te przedstawiają się tak, jak na rys. 10, na którym podana jest twardość utwardzenia na walcach wg danych P. Goerensa i H. Jungblutha²³⁾, wytrzymałość zaś żeliwa wzięta jest z prac Wüsta i Kettenbacha, lecz nie o walcach. Niektóre wartości A. Allisona były mierzone na próbkach skrępełych szaro, a odlanych przy walcach utwardzonych. Na rys. 11 twardości Shore'a zostały przeliczone na twardość Brinella i naniesione w zależności od wytrzymałości. Ostatnio E. Scharffenberg²³⁾ pomierzył zależność twardości na powierzchni walca utwardzonego, w stosunku do wytrzymałości na rozzerwanie warstwy, leżącej o 50 do 150 mm poniżej utwardzenia. Próby te były pobrane z czopów walca.

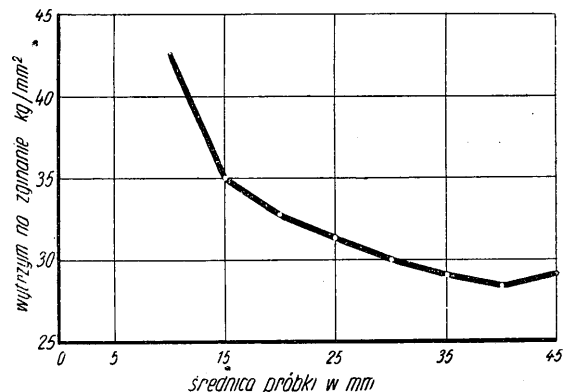


Rys. 12.

Zależność twardości warstwy utwardzonej i wytrzymałości na rozzerwanie warstwy leżącej pod utwardzeniem

Wyniki przedstawia rys. 12. Jest rzeczą ciekawą, że wyniki jego dobrze zgadzają się z danymi na rys. 11. Powiększając więc wymagania co do twardości powierzchni walca, zmniejszamy jednocześnie jego wytrzymałość.

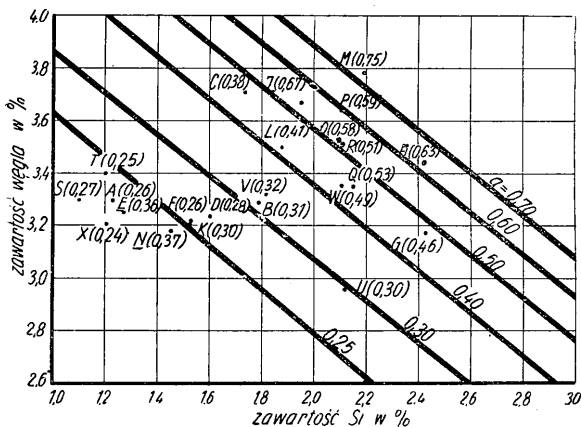
Przy walcach półtwardych, nawet o dużej średnicy, wymagamy również drobnoziarnistej



Rys. 13.

Wpływ grubości próbki na wytrzymałość na zginanie.

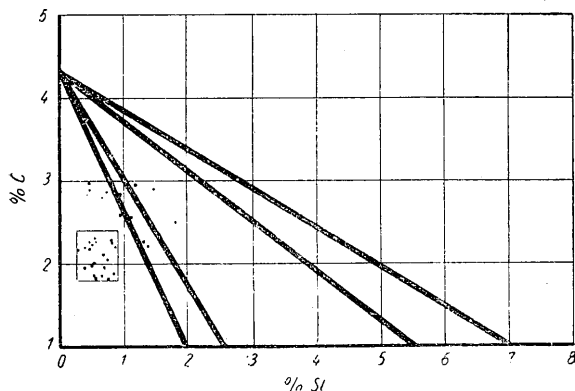
struktury przy powierzchni walca, o grubości co najmniej na głębokość wtaczanego wykroju z nadładkiem na dalszą obróbkę. Różnica własności wytrzymałościowych walca w różnych jego miejscach powinna przy tym być b. mała. Ponieważ walec posiada różne warunki studzenia na powierzchni i w środku, wskutek różnicy średnic walca w becze i czopie, struktura walca ulega temu wpływowi. Widoczne to jest z rys. 13, na którym podana została zależność wytrzymałości na zginanie — od średnicy próbki, dla żeliwa szarego. Rys. 14 podaje wpływ grubości ścianki, w zależności od zawartości węgla i krzemu. Wpływ ten określony jest przez wielkość współczynnika a . Dla niskich zawartości krzemu i węgla jest on najmniejszy.



Rys. 14.

Wpływ grubości ścianki walców.

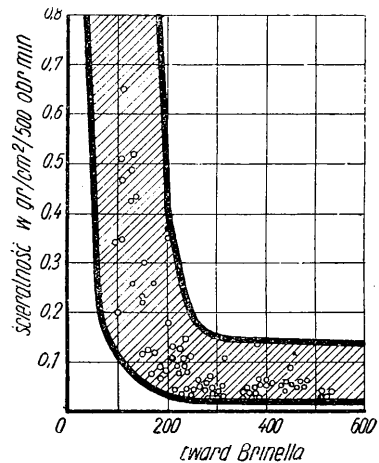
Spadek wytrzymałości, jaki zaznacza się między próbkami o różnej średnicy, występuje również na walcach między beczką a czopem i powierzchnią beczki oraz jej rdzeniem. Odlewniki walców interesują więc takie składy żeliwa, których używa się na grube przekroje, a nawet takie, jakich zwykle w odlewnictwie nie stosuje się. Na rys. 15 naniesione zostały składy chemiczne pewnych walców, używane nieco dawniej. Wszystkie te składy są wybrane tak, aby otrzymać możliwie mały wpływ grubości ścian-



Rys. 15.

Położenie składów chemicznych walców na wykresie Maurera.

ki. Próby otrzymania drobnoziarnistej struktury co najmniej na warstwie zewnętrznej doprowadziły nie tylko do ustalenia najwłaściwszej analizy, ale także do regulowania szybkości studzenia, gdyż przez zmniejszenie grafityzacji i strukturę perlityczną otrzymuje się również najlepszą powierzchnię i najmniejszą ścieralność walca. Ścieralność¹⁰⁾, (czyli tzw. wyrabianie walców, jest funkcją twardości powierzchni walca, jego struktury i dodatków stopowych. Rys. 16 podaje zależność wyrabiania się walców niestopowych od twardości powierzchni. Ze składników żeliwa mangan i krzem podnoszą ścieralność, natomiast fosfor i siarka obniżają ją.



Rys. 16.

Wyrabianie się żeliwa w zależności od jego twardości.

Molibden, jako dodatek stopowy, podnosi w dużym stopniu odporność na wyrabianie się walców na gorąco. Co ciekawsze, działanie jego samego ma być silniejsze niż z małymi dodatkami chromu. Również małe dodatki molibdenu podnoszą wytrzymałość na ścieranie lepiej niż dodatek 0,8% Cr i 1,3% Ni.

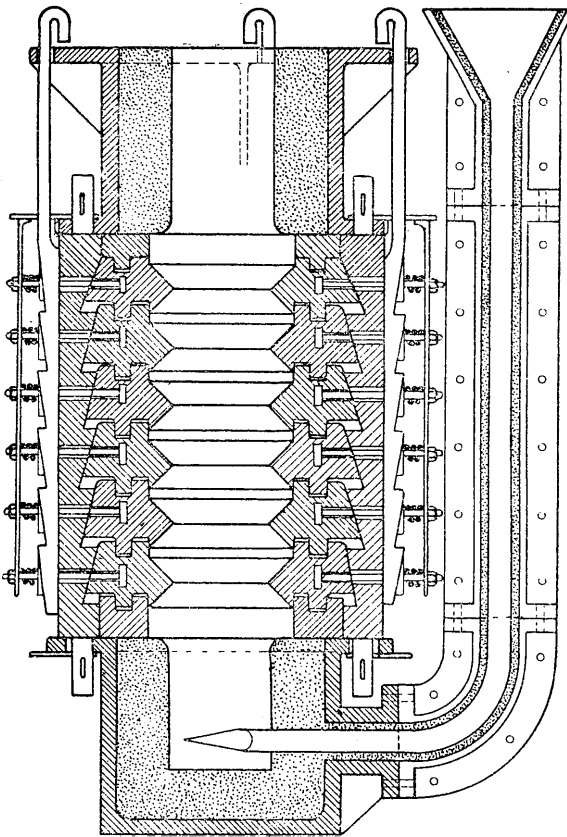
Walce półtwarde formuje się w dwudzielnych skrzynkach odlewniczych, przy czym zasadniczy kształt walca wymurowuje się cegłami. Cegły pokrywa się warstwą gliny formierskiej, w której wytacza się szablonem dokładne kształty walca. Dla nadania wykrojom roboczym możliwie drobnoziarnistej struktury wmurowuje się pierścienie żeliwne, które pokrywa się warstwą gliny. W miejscach tych nie otrzymamy utwardzenia, gdyż masa pierścieni jest na to zbyt mała i rozżarzą się one od krzepnącego żeliwa. Powstaje tu jedynie silniejsze studzenie, które zmniejsza grafityzację, a więc i powstawanie ciemnych plam na walcu. Pierścienie te stosuje się zasadniczo do walców o średnicach ponad 600 mm.

Drugi typ walców półtwardych otrzymujemy przez odlew do wlewnicy żeliwnej, pokrytej wewnątrz warstwą gliny, aby zmniejszyć jej działanie chłodzące. Wlewnica ta jest taką samą, jakiej używa się do odlewania walców utwardzonych. Warstwa gliny wynosi 15 mm. Do odpro-

ważną powietrza i gazów glina posiada kanały, powstałe przez ułożenie nawoskowanego sznurka.

Walce utwardzone odlewa się do wlewnicy żeliwnej, przy czym czopy zaformowane są w piasku. Walcownie wymagają głębokości utwardzenia w granicach 15 do 25 mm przy walcach dla blachy, a do 60 mm przy walcach bruzdowych. Nie zaleca się grubszych utwardzeń, gdyż wówczas strefa przejściowa jest również za duża, a rdzeń za mały. Wytrzymałość takiego walca, zwłaszcza na uderzenie, jest niewielka.

Najgłębszego utwardzenia wymagają walce bruzdowe. Zazwyczaj odlewa się je jako gładkie i cylindryczne, potem zaś wtacza się w nie wykroje. Sposób ten jest b. nieekonomiczny, zbiera się bowiem niepotrzebnie dużą część utwardzenia. Doprowadziło to do sposobu odlewania walców utwardzonych z bruzdami w profilowanych wlewnicach wg patentu Weymerskircha (rys. 17). Największą trudność w tym sposobie stanowi zapewnienie swobodnego skurczu wzdłuż osi walca. Otrzymujemy to przez klinowanie profilowanych wlewnic przed odlewem.



Rys. 17.

Odlewanie walca utwardzonego sposobem Weymerskircha.

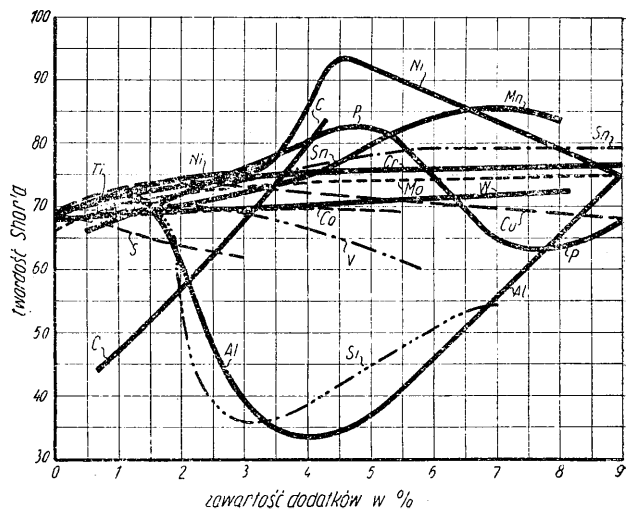
Po odlaniu wyciąga się kliny, przez co walec otrzymuje wolną przestrzeń do kurczenia się. Twarde kryształy cementytu w warstwie utwardzonej ustawiają się przy tym sposobie odlewania prostopadle do powierzchni wykroju. Otrzy-

mujemy przez to większą odporność na ścieranie. Wadą omawianego sposobu są duże koszty wlewnicy, która nadaje się tylko do pewnego oznaczonego walca.

W Wielkiej Brytanii i w Stanach Zjednoczonych stosuje się obróbkę cieplną do walców żeliwnych. Polega ona na wyżarzaniu poniżej A_{C1} a więc ok. 450 — 500°. Podgrzewanie walca wynosi 15 — 20°/h, walec przetrzymuje się w temperaturze zależnie od średnicy 1 godz. na każde 25 mm średnicy walca. Potem następuje również wolne studzenie. W Niemczech natomiast, aby pozbyć się naprężeń wewnętrznych w walcu, poddaje się je starzeniu. Takie starzenie naturalne przez składowanie trwa 3 — 6 miesięcy, sztuczne starzenie odbywa się w zakresie 200 — 300°. Warunkiem zastosowania starzenia jest wystudzenie walca we wlewnicy po odlaniu do temperatury 50 — 60°.

Dodatki stopowe do walców wprowadza się w dwojakim celu, aby: 1) wpłynąć na mikrostrukturę metalu i przez to poprawić jego własności fizyczne, 2) wpłynąć na grubość warstwy utwardzonej.

Zasadniczy wpływ poszczególnych dodatków stopowych na twardość warstwy utwardzonej podaje rys. 18.

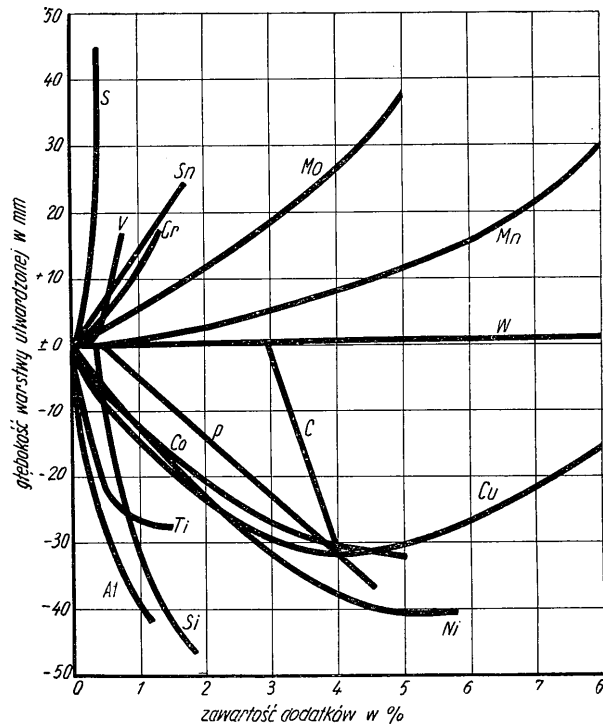


Rys. 18.

Wpływ różnych dodatków stopowych na twardość warstwy utwardzonej walców (wg K. Tanigucki).

Do silnie podnoszących twardość należą: nikiel (do 4,5%), mangan, fosfor i oczywiście węgiel. Słabo podnoszą twardość: tytan, cyna, chrom i molibden. Kobalt i wolfram prawie nie wpływają na twardość. Słabo obniżają twardość: siarka i wanad, silnie natomiast: aluminium i krzem, po przekroczeniu pewnej wartości (tak samo jak fosfor). Jest to zgodne z ich silnym działaniem

grafitotwórczym. Rys. 19 podaje wpływ składników żeliwa na grubość warstwy utwardzonej. Ogólnie możemy powiedzieć, że grubość warstwy białej powiększają: siarka, wanad, cyna, chrom, molibden i mangan. Szereg ten ułożony jest w porządku malejącym.



Rys. 19.

Wpływ różnych dodatków stopowych na głębokość warstwy utwardzonej walców (wg K. Tanigucki).

Grubość warstwy białej zmniejszają: aluminium, węgiel, krzem, tytan, nikiel, fosfor, miedź i kobalt, przy czym aluminium zmniejsza grubość utwardzenia najsilniej, kobalt zaś najsłabiej. Wolfram nie wpływa na grubość utwardzenia.

Omówimy teraz wpływ poszczególnych dodatków stopowych na żeliwo.

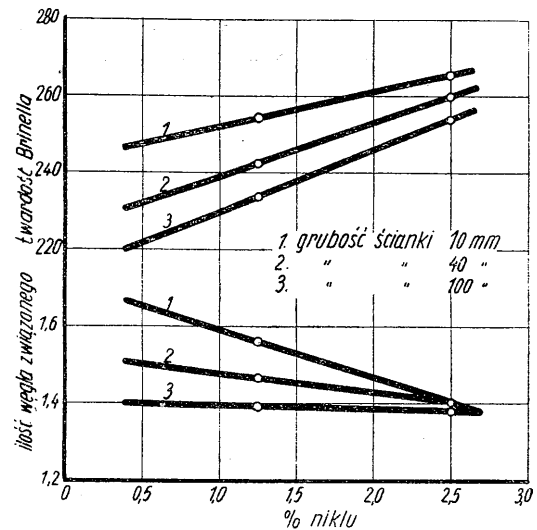
Aluminium działa — podobnie jak krzem — silnie grafityzująco. B. niewielkie ilości aluminium można dodawać do kadzi jako odtleniacza, ilość jego wszakże nie powinna przekroczyć 0,1%. Większy dodatek aluminium, w ilości, potrzebnej do zupełnego odtlenienia żeliwa, powoduje powstawanie pęcherzy, nie można go więc wliczać do właściwych dodatków stopowych.

Tytan działa również b. silnie grafityzująco i dlatego obniża głębokość utwardzenia. Posiada on również duże powinowactwo do tlenu i do azotu, można go zatem używać jako odtleniacza do podniesienia topliwości i uspokojenia metalu. W ilościach do 1,5% nie wywiera widocznego wpływu na twardość warstwy utwardzonej.

Kobalt obniża grubość utwardzenia o ok. 1/4 tego, co odpowiednia zawartość krzemu. Z po-

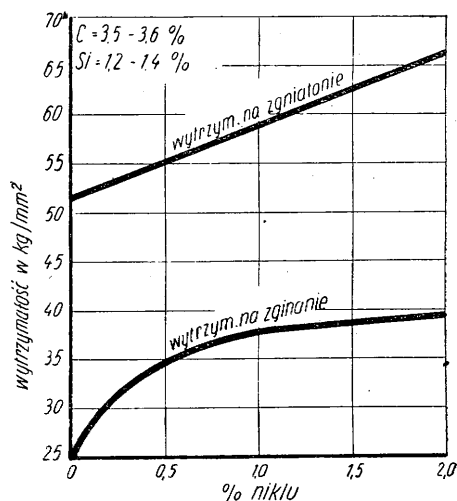
wodu dużego kosztu nie używa się go przy żeliwie.

Nikiel jest szeroko stosowanym dodatkiem stopowym. Używa się go samego lub w połączeniu z szeregiem innych dodatków stopowych. Nikiel jest silnie grafitotwórczym dodatkiem, działa więc podobnie jak krzem. Potrzeba ok. 4 razy tyle niklu co krzemu, aby wywołać to samo zmniejszenie warstwy utwardzonej. Przy obecności chromu, nikiel, zawarty w większych dodatkach, nie dopuszcza do tworzenia się Fe_3C , lecz struktura pozostaje mimo to biała, gdyż węgliki chromu nie ulegają rozkładowi. W odlewach, o strukturze szarej, nikiel rozdrabnia grafit i rozdziela go równomiernie. Odlewom szarym nadaje większą spoiwość, jest więc wartościowym dodatkiem. Podnosi on twardość i wytrzymałość tudzież wyrównywa różnicę twardości w odlewie, zależną od grubości ścianki (rys. 20). Rys. 21 podaje wpływ niklu na wy-



Rys. 20.

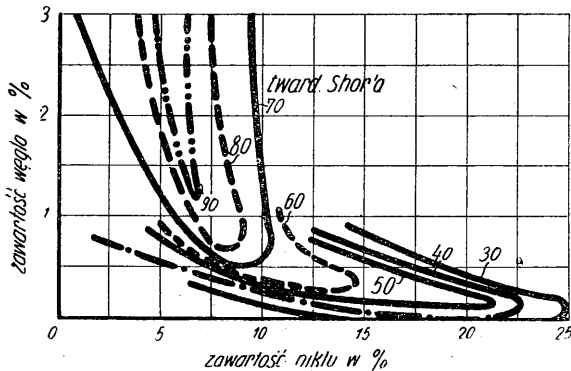
Wpływ niklu na własności żeliwa zależnie od grubości ścianki.



Rys. 21.

Wpływ niklu na wytrzymałość na zgniatanie i zginanie żeliwa.

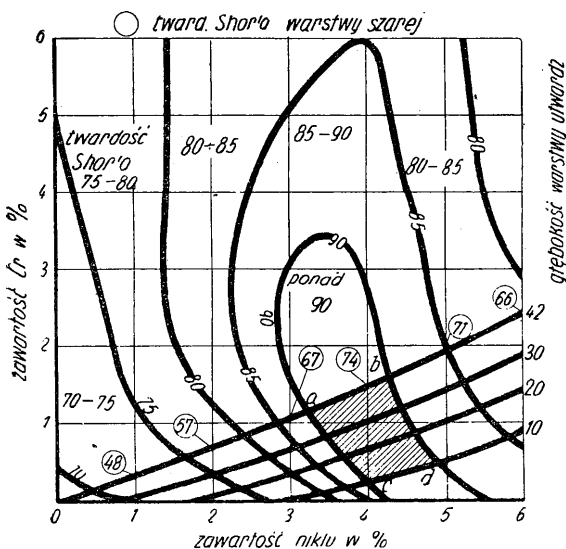
trzymałość na ściskanie i zginanie dla żeliwa o składzie C 3,5/3,0%, Si 1,2/1,4% i 2% Ni. Mały dodatek Cr w granicach 0,35/0,45 własności te jeszcze poprawia. Takie żeliwa z małym dodatkiem chromu są również odporniejsze na ścieralność. Wpływa on też b. dobrze na własności żeliwa białego. Gdy zawartość niklu rośnie twardość powierzchni zwiększa się z 60 — 70° Shore'a na ok. 90 jednostek Shore'a, przy zawartości ok. 4,5% Ni (rys. 22). Po przekroczeniu tej wartości twardość znowu spada. Z dodatkiem niklu do białego żeliwa struktura tła zmienia się z perlitu na sorbit, dalej na troostyt



Rys. 22.

Zależność twardości warstwy utwardzonej od zawartości węgla i niklu (wg K. Tanigucki).

i wreszcie przechodzi na martenzyt przy zawartości ok. 4,5%. Po przekroczeniu tej ilości struktura zmienia się w austenit i dlatego to twardość znowu maleje. Nikiel dodaje się zwykle z innymi dodatkami stopowymi, np. z chromem wprowadza się go w stosunku 2 $\frac{1}{2}$ do 3 niklu na 1 część chromu, a to dlatego aby utrzymać stałą grubość warstwy utwardzonej (rys. 23).



Rys. 23.

Wpływ zawartości niklu i chromu na twardość i głębokość warstwy utwardzonej przy 3,0% C. (wg K. Tanigucki).

Miedź, przy zawartościach poniżej 4,5%, stopniowo obniża głębokość warstwy utwardzonej. Po przekroczeniu tej granicy warstwa biała rośnie. Do zawartości 3,0% miedź słabo podnosi twardość. Podobnie do niklu dodaje się miedź z innymi dodatkami stopowymi, aby utrzymać stałą grubość utwardzenia. Normalny jej dodatek w żeliwie utwardzonym wynosi 0,75 do 1,0%. Taka ilość miedzi stabilizuje własności metalu i zwiększa jego płynność.

Cyrkon często używany jest jako odtleniacz. Powiększa on też słabo grafityzację żeliwa białego. Dodaje się go zwykle do kadzi. Przy zawartości poniżej 0,1% ustala on skłonność żeliwa do utwardzenia, bez widocznego wpływu na własności wytrzymałościowe.

Chrom jest b. szeroko używanym dodatkiem stopowym, celem powiększenia grubości utwardzenia. Potrzeba ok. $\frac{1}{4}$ tej ilości chromu, jaką mamy krzemu. Chrom jest bronią w rękach odlewnika dla utrzymania właściwej głębokości warstwy utwardzonej. Do zawartości 4,0% podnosi on twardość utwardzenia o 10 jednostek Shore'a. Większe jego zawartości obniżają twardość. Chrom podnosi punkty przemiany o 67° na każdy 1% zawartości chromu. Nie mamy dokładnych danych o ile chrom podnosi ścieralność żeliwa.

Wanad, w zawartościach do 0,25%, b. dobrze polepsza strukturę żeliwa. Ten dodatek stopowy działa jako stabilizator węglików, a nawet, przy b. małych dodatkach, powiększa głębokość utwardzenia. Wanad rozdrabnia strukturę i polepsza własności wytrzymałościowe strefy połowicznej i szarej.

Molibden podnosi głębokość utwardzenia, działając ok. $\frac{1}{3}$ tak silnie jak chrom. Przy zawartościach 0,50% i powyżej rozdrabnia strukturę utwardzenia i żeliwa połowicznego. Zmniejsza on także ilość grafitu w żeliwie szarym, podnosząc wytrzymałość tegoż o 20% przy dodatku 0,50 — 0,75%. Odporność na ścieranie na gorąco walców wybitnie wzrasta przy małych dodatkach molibdenu.

Tellur jest b. silnym stabilizatorem węglików i nawet minimalne dodatki jego do żeliwa przemieniają strukturę na zupełnie białą. Przy odlewach o wymaganej grubości utwardzenia przed użyciem jego należy się dobrze namyśleć, gdyż dodatek 2 gr telluru na 400 kg żeliwa powoduje już wyraźny wzrost warstwy utwardzonej.

Boru używa się jako stabilizatora węglików przy odlewie żeliwa, odpornego na ścieranie. Bor, dodany do żeliwa, zmniejsza jego grafityzację, tak że przy dodaniu 0,25% boru do żeliwa szarego, struktura jego staje się zupełnie białą. Przy żeliwie, zawierającym 4,0% niklu, dodaje się bor, aby przeciwdziałać grafityzacji, wywołanej przez nikiel. Otrzymuje się wówczas strukturę białą, złożoną z pierwotnych węglików na tle martenzytycznym. Takie żeliwo jest nadzwyczaj odporne na ścieranie. Bor, wprowadza-

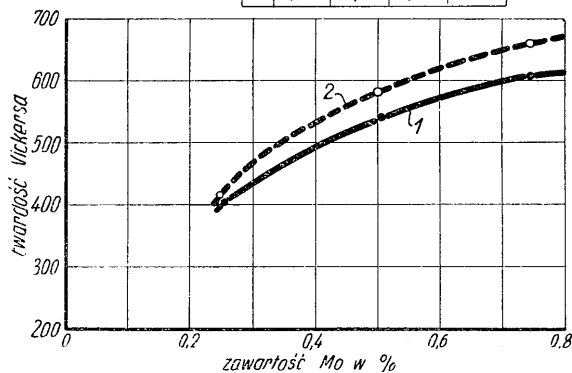
my jako żelazo-bor lub redukujemy go z boraksu, dodanego do żuźla.

Nikiel i chrom. Gdy wymagana jest szczególnie wysoka twardość walców gładzących powyżej 80 jednostek Shore'a na powierzchni utwardzonej, można tę twardość otrzymać przy zawartości 4,0% węgla. Wtedy jednak rdzeń posiada gruboziarnisty grafit i niską wytrzymałość. Tę samą twardość można uzyskać przy niższej zawartości węgla przez dodatek 4 do 6% Ni i 1 do 2,5% Cr. Takie żeliwo posiada b. drobną strukturę, dużą wytrzymałość i odporność na złamanie. Struktura warstwy utwardzonej wykazuje drobne ziarna pierwotnego cementytu na tle martenzytu

Przy właściwym stosunku niklu i chromu można osiągnąć twardość 90 jednostek Shore'a. Gdy stosunek niklu do chromu wynosi 3 : 1, wzrost twardości powierzchni walca pozostaje bez wpływu na głębokość utwardzenia.

Niewielkie dodatki molibdenu do żeliwa chromo - niklowego znacznie podnoszą twardość warstwy utwardzonej.

%	C	Mn	Ni	Cr
1	2,75	0,5	3,75	1,00
2	3,25	0,5	3,75	0,5



Rys. 24.

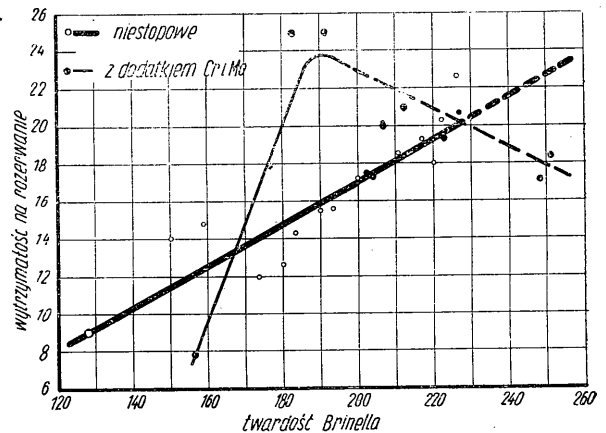
Wpływ molibdenu na twardość warstwy utwardzonej wg W. T. Griffithsa.

Rys. 24 podaje 2 krzywe: dla niższej i wyższej zawartości węgla. Twardość podana jest w jednostkach Vickersa. Dodatek 0,25 do 0,35% Mo lub ok. 0,35% V powiększa ciągliwość takiego żeliwa.

Odlewy z molibdenem nadają się dobrze do obróbki cieplnej przez podgrzanie do 900—925°, utrzymanie ich przy tej temperaturze przez 1 godz., licząc na każde 25 mm grubości, hartowanie w oleju i wyciągnięcie, gdy odlew osiągnie 200°. Żeliwo takie stanie się ciągliwsze przez rozłożenie drobnych pierwotnych węglików. Jeśli dopuszczamy nieco niższą twardość, musimy odlewy wolno nagrzać do 870°, przetrzymać dostatecznie długo dla ujednostajnienia temperatury, a następnie wolno studzić z piecem. Taka obróbka nadaje większą ciągliwość żeliwu i odpowiada lepiej grubym odlewom, któreby mogły pęknąć w czasie hartowania.

Chrom - molibden. Już przy dodatku

0,50% Mo i 0,20% Cr struktura warstwy białej wykazuje znaczne rozdrobnienie. Największą korzyść z molibdenu otrzymuje się przypuszczalnie przy zawartości poniżej 0,75% Mo i 0,20% Cr, wprowadzonych do metalu. Otrzymana drobnoziarnista struktura wybitnie poprawia własności wytrzymałościowe metalu. Dodatek chromu i molibdenu do walców utwardzonych podnosi wytrzymałość ich rdzenia. Podaje to rys. 25.



Rys. 25.

Twardość i wytrzymałość na rozzerwanie rdzenia walców utwardzonych

Rdzeń walca, o twardości 200 jednostek Brinella, jest zupełnie drobnoziarnisty, choć wytrzymałość jego wynosi 24 do 25 kg/mm², a w walcu niestopowym tylko 17 kg/mm².

Produkcja dobrych walców utwardzonych nie jest rzeczą łatwą. Zasadniczą trudność sprawia otrzymanie żądanej twardości na powierzchni bezki przy równoczesnej dużej wytrzymałości rdzenia. Wobec tego, że twardość walców niestopowych zależy przede wszystkim od zawartości węgla i wzrasta proporcjonalnie do niej (rys. 6), musimy — w celu osiągnięcia wysokiej twardości w walcu niestopowym — zrezygnować z wysokiej wytrzymałości rdzenia. Przy wzroście % C wzrasta wielkość płatków grafitu rdzenia, co obniża i tak już niską wytrzymałość rdzenia i czopów (rys. 10). Niejednokrotnie więc rezygnuje się z twardości, byle tylko powiększyć odporność walca na złamanie. Stwierdzone jednak zostało, że im twardszy jest walec wykańczający, tym gładszy wychodzi wytwór i nie ma dotąd materiału bardziej odpornego na ścieranie w temperaturach walcowania i któryby potrafił zachować swą twardość, jak żeliwo utwardzone. Nadaje on przez to gładką powierzchnię wytworom walcowanym. Dlatego też technika, aby otrzymać walce twarde i jednocześnie odporne na złamanie poszła w 2 zasadniczych kierunkach.

Pierwszy kierunek — to stosowanie dodatków stopowych dla walców, od których wymaga się twardości powyżej 500° Brinella. Istnieje b. dużo odmian walców stopowych pod najróżnorodniejszymi nazwami, jak: „Adamit“, „L. X.“, „P. K. G.“, „Phönix“, Ni-hard, patent Sillersa, Nickel-walce, Sorbit-walce, Nichillite.

W zależności od zawartości niklu otrzymuje się strukturę sorbistyczną do martenzytycznej, o twardości 85 do 100° Shore'a, tj. 625 — 745° Brinella. Przy tego rodzaju walcach stopowych wzrosły i temperatury odlewania. I tak, dla walców węglistych stosuje się temperatury = 1260 — 1360°, dla walców zaś sorbitycznych

1400° i wyżej. W związku z tym należało pokonać trudności, jakie powstały przez przypawanie wlewnic, niebezpieczeństwo pęknięcia walców i przypalania piasku formierskiego. Zastosowano więc specjalne laki do wlewnic i czerwidło do form na czopy. Niżej podajemy analizy niektórych zagranicznych walców stopowych.

Tabela VII.

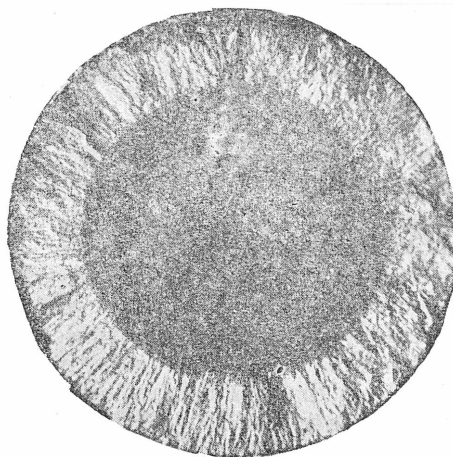
Kraj	Nazwa i rodzaj	Skład chemiczny w %								
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	W
Wielka Brytania ¹²⁾	Adamit półtwardy	3,0	0,4	0,4	0,06	0,06	1,0	1,0	-	-
		3,4	0,8				1,25	1,25		
" "	Adamit bruzdowy	3,0	0,6	0,4	0,06	0,06	1,0	1,0	-	-
		3,4	1,0				1,25	1,25		
Stany Zjednoczone ¹²⁾	L. X.	2,8	1,1	0,3	0,20	0,06	0,6	0,4	0,1	-
		3,2	1,3				1,3	0,7		
" "	P. K. G.	3,0	1,0	0,4	0,11	0,05	1,2	0,3	0,3	-
		3,2	1,2				1,3	0,4		
" "	„Phönix“	2,0	0,68	0,3	0,09	0,10	0,79	0,45	-	-
" "	„Phönix“	2,1	0,66	0,3	0,13	0,08	0,86	1,02	0,12	-
" "	Adamit - żeliwo	3,25	1,0	0,5	0,04	0,06	1,00	1,00	-	-
" "	Adamit - stal	1,2	0,3	0,6	0,04	0,06	1,25	1,25	-	-
		2,6					1,25	1,25		
" "	Stopowy - baza stal	0,9	0,4	0,8	0,05	0,05	1,0	-	0,35	-
		1,0					1,25	1,25		
" "	" " "	1,4	0,5	0,5	0,05	0,05	1,0	1,0	-	-
		2,5					1,25	2,0		
Stany Zjednoczone ⁵⁾	Sillers - utwardzony	2,8	-	-	-	-	0,2	0,1	0,3	0,02
		3,4	-	-	-	-	0,4	0,3	0,5	0,05
Niemcy ^{7), 40)}	„Phönix“ struktura całkowicie biała	1,5	0,3	0,6	max 0,1	max 0,1	1,0	0,5	-	-
		2,0	0,5				1,0	0,5		
Wielka Brytania ^{28), 26)}	Cr - V duży węgiel	3,50	1,00	0,50	max 0,2	-	-	-	-	V 0,20

Drugą drogą, jaką poszły wysiłki wytwórci walców, były tzw. walce „zespolone“. Istnieje mnóstwo odmian i sposobów odlewania tych walców. Patenty Brömsa i Gontermana polegają na odlaniu twardego stopu we wlewnicy. W chwili, gdy krzepnięcie osiągnęło pewną grubość, usuwa się resztę płynnego żeliwa przez czop u dołu (Bröms) lub też z góry wytłacza się żeliwem o wyższej zawartości Si, a mniejszej zawartości C (Gonterman), aby otrzymać rdzeń i czopy z żeliwa miękkiego o większej wytrzymałości. Można więc otrzymać dowolnej twardości beczkę oraz rdzeń miękki i odporny na złamanie, wlewając np. stal (rys. 26).

Inny sposób podaje patent Wittinga (Hartgusswerk - Concordia, Hammeln), gdzie we wlewnicy odlewa się osobno płaszcz walca, przenosi się go do nowej formy, tam rozgrzewa się go indukcyjnie i zalewa miękkim materiałem, który tworzy rdzeń i czopy.

Wreszcie opatentowane są sposoby odlewania najpierw płaszcz odśrodkowo, kombinowanym sposobem poziomym i pionowym, a potem miękkiego rdzenia i czopów, tzw. „Raym - Verfahren“.

Dalszą drogą jest odlewanie osobno płaszcz we wlewnicy w ten sposób, że warstwa zewnętrzna jest biała, grubości 20 — 60 mm, zależnie od średnicy beczki, warstwa zaś wewnętrzna szara i miękka. Płaszcz taki — po dokładnej obróbce wewnątrz — nasadza się na



Rys. 26.

Przełom walca zespolonego sposobem Brömsa.

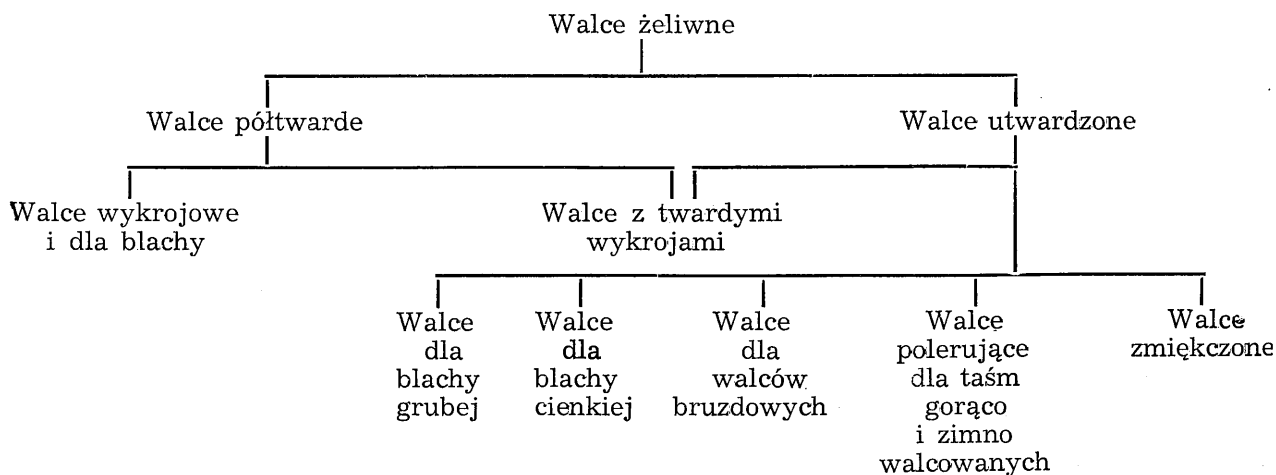
gorąco na odpowiednią obróbkę wałek stalowy z czopami i pozwala mu się ostygnąć. Połączenie następuje dzięki skurczowi i zaciśnięciu płaszczu na wałek.

R. Hohage¹¹⁾ podaje następującą analizę płaszczu do nasadzania:

C%	Si%	Mn%	P%	S%
2,9/3,5	0,6/0,9	0,3/0,6	0,3/0,5	0,1/0,15

twardość 65 do 75 jednostek Shore'a, a przy dodatku niklu i molibdenu 80 do 90 jednostek Shore'a.

Walce utwardzone i półtwarde, zależnie od ich przeznaczenia dzielimy następująco:



Walce półtwarde. 1) Używamy ich jako walców brzdowych (wykrojonych), dla blachy grubej oraz walców wstępnych dla blachy cienkiej. Twardość takich walców wynosi 210 do 250 jednostek Brinella. Przy walcach do blachy do 300 jednostek Brinella.

E. Peipers⁷⁾ podaje następujący skład takich walców:

C%	Si%	Mn%	P%	S%
2,2/2,8	0,5/1,3	0,5/1,2	0,2/0,3	0,06/0,12

twardość ich na 200 do 220 jednostek Brinella.

Nie poleca on⁷⁾ stosować do tych walców dodatków stopowych, jak Cr, Ni i Mo, gdyż powstają naprężenia termiczne. Analiza wg. „Hütte“³⁵⁾ jest następująca:

C%	Si%	Mn%	S%	P%
2,5/2,9	0,5/1,0	0,6/0,9	0,06/0,1	0,2/0,4

F. W. Friesse³³⁾ zaś podaje taki skład:

C%	Si%	Mn%	P%	S%
2,6/3,0	0,3/0,8	1,0/2,0	do 0,5	do 0,04

E. Piwowarski poleca⁴⁾ dodatek 1,5% Ni i 0,9% Cr, aby podnieść odporność na ścieranie i wytrzymałość.

Anglicy i Amerykanie stosują do tych walców w dużej mierze dodatki stopowe (p. tabl. 7). Ciekawa jest u nich wysoka zawartość węgla 3,0/3,4%. Dodatki stopowe wahają się od 0,6 do 1,3% Cr i 0,3 do 1,25% Ni. W niektórych przypadkach zawartość niklu dochodzi do 2%. Stosunek zawartości niklu do chromu w owych walcach jest b. różny. Ilość chromu jest większa, równa, albo mniejsza od niklu, zależnie od firmy.

2) Walce z twardymi wykrojami. Przez uło-

żenie wzdłuż wykrojów walców pierścieni żeliwnych otrzymujemy miejscowe rozdrobnienie struktury i podniesienie twardości wykroju. Stosuje się ten zabieg z zasady przy walcach o większych średnicach.

Walce utwardzone, odlewane we wlewnicach. 1) Walce dla blachy grubej. Grubość warstwy utwardzonej powinna leżeć w granicach od 15 do 25 mm. Pożądana jest ścisła i drobna struktura rdzenia, celem wytrzymania dużych gniotów. Twardość bezki wynosi ok. 55 do 65° jednostek Shore'a.

E. Peipers⁷⁾ podaje następującą analizę takich walców:

C%	Si%	Mn%	P%	S%
2,6/3,0	0,5/0,7	0,5/0,8	0,2/0,4	0,07/0,12

Walce utwardzone stosuje się przeważnie na walcach Lautha, o mniejszych długościach walców.

2) Walce dla blach cienkich. Grubość warstwy utwardzonej powinna mieć 15 do 25 mm. Pożądana jest drobna i ścisła struktura, celem wytrzymania dużych gniotów.

a) Walce wstępne, o twardości bezki 50 do 65 jednostek Shore'a. W. G. Szałniew⁴¹⁾ i źródła angielskie¹²⁾ podają twardość tych walców na 60 do 65 jednostek Shore'a.

b) Walce wykończające. Walce te pracują w stanie gorącym, podgrzane do temperatury 360 do 400°. Twardość ich wynosi 70 do 75 jednostek Shore'a. W. G. Szałniew⁴¹⁾ i J. Puppe³⁶⁾ oraz źródła angielskie¹²⁾ podają dla tych walców twardość 65 do 70° jednostek Shore'a przy czym J. Puppe podaje grubość utwardzenia na

18 do 20 mm, a F. W. Friesse³³⁾ na 20 do 25 mm. Wg O. Emickiego¹⁰⁾ twardość powinna wynosić 450 do 470 jednostek Brinella, a utwardzenie 25 do 30 mm. E. Peipers⁷⁾ podaje twardość na 500 jednostek

Brinella, a „Hütte“³³⁾ grubość utwardzenia na 20 mm.

Składy chemiczne takich walców są następujące:

Utwardzone walce angielskie²⁶⁾ 28)

	C%	Si%	Mn%	P%	S%
Niskowęglowe	2,75	0,75	0,25	0,25	0,05
Wysokowęglowe	3,50	0,75	0,30	0,25	0,06
Amerykańskie ¹²⁾	2,6/3,3	0,6/0,7	0,2/0,3	0,35/0,55	0,07/0,12

oraz zwykle dodatek Mo 0,25 do 0,40%.

Niemieckie nalizy¹²⁾ są także b. zbliżone do amerykańskich, jedynie węgiel nie dochodzi do

3,0%, zawartość Mn wynosi 0,6 do 0,8%, a dodatek Mo leży w granicach 0,2 do 0,3%.

Ostatnie dane angielskie²⁷⁾ podają taką analizę walców:

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%
2,9/3,2	0,6/0,7	0,28/0,32	0,35/0,45	0,08/0,10	0,35/0,50	0,24/0,30

oraz grubość utwardzenia w granicach 16 do 22 mm.

Dolne zawartości węgla stosuje się do walców wstępnych, górne do walców wykończających. Ciekawa jest nadzwyczaj niska zawartość manganu w walcach angielskich i amerykańskich.

c) Walce wykończające dla blach b. cienkich i walce wygładzające o twardości 75 do 80 jednostek Shore'a³⁶⁾.

F. W. Friesse³³⁾ podaje następujący skład chemiczny takich walców:

C%	Si%	Mn%	P%
3,3/3,8	0,5/0,8	0,6/1,8	0,5

oraz grubość utwardzenia na 40 do 45 mm.

d) Walce polerujące i do walcowania na zimno 85 do 95³⁶⁾ lub 95 do 100³⁶⁾ 10) jednostek Shore'a.

Walce grupy c) i d) wykonywa się obecnie jako walce stopowe, z dodatkiem samego niklu w granicach 0,5 do 5,0%, chromowo - niklowe o zawartości chromu 0,3 do 1,5% i niklu od 0,5 do 5,0%. Zawartość węgla wynosi 3,2 do 4,3%, a dodatek molibdenu 0,25 do 0,35%.

Podajemy tu kilka składów takich walców:

	C%	Si%	Ni%	Cr%
Nickel Co ⁵⁾	3,5	0,75	4,5	1,5

Twardość warstwy utwardzonej 650 do 700, oraz rdzenia 575 jednostek Brinella

	C%	Mn%	Si%	Ni%	Cr%
Ni-hard ⁴³⁾	3,0	0,6	1,0	4,5	1,5

Twardość powierzchni do 100 jednostek Shore'a.

Imperial Steel a) 1,2% Cr i 3,3% Ni

Works-Yawata b) 1,6% Cr i 4,3% Ni

Japonia c) 0,2% Cr i 3,9% Ni

d) 0,5% Cr i 4,8% Ni

Twardość takiego żeliwa wynosi ponad 90° jednostek Shore'a.

Przy zawartości Cr 1,32% i Ni 4,27% otrzymuje się strukturę martenzytyczną, o twardości 665 jednostek Brinella.

Angielskie analizy walców niklowych²⁶⁾ 28) są następujące:

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
Cr - Ni niskowęglowy	2,75	0,75	0,30	0,25	0,05	4,50	1,50	—	—
Cr-Ni wysokowęglowy	3,50	0,75	0,30	0,25	0,05	4,50	1,50	—	—
Cr-Ni-Mo utwardzony	2,75	0,35	0,25	0,20	0,05	1,50	0,50	0,50	—
	3,50	0,75	0,40	0,50	0,15	6,00	1,50	1,00	—
Ni-Cr-Mo bez utwardzenia	2,5	0,25	0,25	0,05	0,05	0,75	0,75	0,20	—
	3,0	1,25	0,75	0,20	0,10	3,00	1,50	0,50	—
Ni-Cr-Mo bez określonego utwardzenia	2,75	0,8	1,25	0,03	0,03	4,0	1,75	—	—
	3,75	1,25	1,50	0,20	0,05	5,0	2,25	—	—
Cr-Ni--V z wysokim węglem	3,50	1,0	1,10	0,10	—	4,00	1,85	—	0,35

Walce takie posiadają dużą odporność na ścieranie przy walcowaniu gorącego i zimnego metalu oraz dużą twardość powierzchni, połączoną z wytrzymałym rdzeniem.

Dodatek chromu minimalnie zwiększa twardość lecz reguluje grubość utwardzonej walca.

E. Piwowarsky twierdzi, ^{4) 7)} że walce te

C	Si	Mn
2,5/3,5	0,6/1,0	3,25/4,00

Uderza tu niezwykle duży dodatek manganu; przypuszczalnie jest to analiza zastępcza, dla oszczędzenia niklu w czasie wojny oraz niezwykle mała zawartość siarki, a zwłaszcza fosforu. Głębokość utwardzenia wynosi 25 mm.

3) Walce dla walcowni bruzdowych. Wymagania stosuje się jak dla walców dla blach cienkich. Grubość utwardzenia zmienna; wg E. Peipersa ⁷⁾ dochodzi ona do 60 mm, jednak warstwa utwardzona i przejściowa musi się kończyć przynajmniej o 10 mm powyżej średnicy czopów.

E. Peipers ⁷⁾ podaje: dla drutu i prętów twardość 65 do 70 jednostek Shore'a, dla bednarki natomiast 75 do 80 jednostek Shore'a, przy walcach o płytko wtaczanych wykrojach (jak np. owale) twardość do 500 jednostek Brinella, a przy większych walcach do 420 jednostek Brinella. Głębokość utwardzenia wynosi wg niego ⁷⁾ 25/30 mm dla średnic walców 250/300 mm, do 60 mm dla średnic walców 300/600 mm.

R. E. Beynon ⁵²⁾ podaje następujący skład chemiczny ostatnio lanych walców w U. S. A.

przy zawartości 3,0% C nie dają się obrabiać, dopiero podwyższenie węgla na 3,3% nadaje rdzeniowi walca obrabialną drobną strukturę i twardość powierzchni 650/700 Brinella.

Ciekawa jest analiza walców, podana przez wywiad przemysłowy brytyjski ²⁵⁾ z zakładów Kruppa w Magdeburgu.

Ni	P	Cr	S
2,25/3,20	max. 0,03	ślady	max 0,05

dla ostatnich klatek wykończających, specjalnie dla ciężkich wymagań układów ciągłych i półciągłych walcowni drutu:

C%	Si%	Mn%	S%	P%	Cr%	Ni%	Mo%
3,15	0,65	0,26	0,07	0,25	0,35	2,60	0,20

Twardość takich walców wynosi ok. 70 jednostek Shore'a, a grubość warstwy utwardzonej 25 mm.

4) Walce polerujące dla taśm gorąco walcowanych stosuje się jak dla blach cienkich (p.2b), dla zimno walcowanych jak przy blachach cienkich (p. 2c).

5) Walce zmiękczone. Stosuje się je do walcowania blach grubych, jako wstępne dla blach cienkich oraz w walcowniach bruzdowych. Przez podwyższenie zawartości krzemu lub pokrycie wlewnicy cienką warstwą gliny, otrzymuje się b. cienką warstwę utwardzoną, grubości 5 do 10 mm, którą następnie zbiera się nożem tokarskim. Twardość takich walców wynosi wg O. Emickego ¹⁰⁾ 270 do 280 jedn. Brinella. Walce te pozwalają na b. czyste wytoczenie wykrojów.

LITERATURA.

Czasopisma.

- 1) Dr H. Weddin i F. Cremer. Chemische u. metallographische Untersuchungen des Hartgusses. St. u. Eisen 1907, Nr 12, str. 833/38 i Nr 13, str. 866/70.
- 2) Ing. E. Schütz. Ueber die wissenschaftlichen Grundlagen zur Herstellung von Hartgusswalzen. St. u. Eisen 1922, Nr 43, str. 1610/17; Nr 48, str. 1773/81 i Nr 52, str. 1900/6.
- 3) Dr.-Ing. P. Goerens i Dr.-Ing. H. Jungbluth. Ueber Hartguss. St. u. Eisen 1925, Nr 28, str. 1110/17.
- 4) E. Piwowarsky. Ueber legierten Hartguss. St. u. Eisen 1928, Nr 52, str. 1826/8.
- 5) Dr.-Ing. H. Jungbluth. St. u. Eisen 1930, Nr 31, str. 1093.
- 6) Dr.-Ing. H. Jungbluth. St. u. Eisen 1930, Nr 32, str. 1137.
- 7) Ing. E. Peipers. Die Herstellung von Gusseisen-Walzen. St. u. Eisen 1931, Nr 12, str. 345/51.
- 8) Dr.-Ing. Z. Scharffenberg. Festigkeitseigenschaften gusseisener Walzen. St. u. Eisen 1931, Nr 41, str. 1249/56.
- 9) Dr.-Ing. H. Jungbluth. St. u. Eisen 1935, Nr 8, str. 213/16.
- 10) O. Emicke. Beanspruchung, Abnutzung und Schleifen von Walzen für die Herstellung von Grob — Mittel — und Feinblechen. St. u. Eisen 1938, Nr 4, str. 73/82; Nr 5, str. 112/17 i Nr 6, str. 136/45.
- 11) R. Hohage. Stützwalzen für Kaltwalzwerke. St. u. Eisen 1939, Nr 44, str. 1197/1204.
- 12) H. Schuster. Neuzeitliche Fragen der Walzenherstellung. St. u. Eisen 1940, Nr 26, str. 568/70.
- 13) L. Lehmann. Giesserei Ztg. 1926, str. 597/600, 623/27, 654/56.
- 14) W. Breitenbach. Giesserei Ztg. 1930, str. 655/60.
- 15) G. Ott. Die Giesserei 1931, Nr 7, str. 146.
- 16) W. Breitenbach. Die Giesserei 1931, Nr 10, str. 206/9.
- 17) H. Patsch. Die Giesserei 1931, Nr 11, str. 225/7.
- 18) E. Piwowarsky. Ueber Versuche mit den norwegischen Vanadin — Titan — Roheisen. Die Giesserei 1933, Nr 7/8.
- 19) Die Giesserei 1934, str. 321/27.
- 20) Dr.-Ing. E. Schütz. Aus der frühesten Geschichte des Hartgusses. Die Giesserei 1935, Nr 2 str. 22/26.
- 21) Dr.-Ing. F. Pohl. Beiträge zur Kenntnis des Schalenhartgusses. Die Giesserei 1935, Nr 2, str. 27/31.
- 22) Dr.-Ing. E. Scharffenberg. Ueber das Legieren von Hart- und Walzenguss. Die Giesserei 1935, Nr 2, str. 31/35.
- 23) E. Scharffenberg. Die Giesserei 1935, str. 287/91.
- 24) Dr. H. Jungbluth. Ueber die Herstellung von Gusswalzen, Waldricht. Kunden-Dienst 1937, Nr 1, str. 1/17.
- 25) Max T. Gonzage. Report on Fried. Krupp A. G. Grusonwerke, Magdeburg. C. I. O. S. XXVIII. 64. London 1945.
- 26) W. F. Chubb. Cast Irons. Thermal Stability of some Chromium — Nickel — Copper Alloys. Iron and Steel 1947, Nr. 1, str. 19/22. Nr 2, str. 59/61.
- 27) J. H. Mort. Sheet and Tinplate Mills. Iron-and-Steel 1947, Nr 8, str. 351/356; Nr 10, str. 431/35; Nr 11, str. 480/482 i 496.

- 28) Experimental Study of Alloy Cast Irons for Rolls. The Nickel Bulletin 1947, Nr 3/4, str. 47.
- 29) Prof. dr S. S. Niekrytyj. Wlijanie titana na kaczestwo czugunnych otlivok. Stal 1946, Nr 2, str. 108/111.
- 30) Doc. A. E. Kriwoszejew. Wałki wysckoj stojkosti. Stal 1946, Nr 3, str. 200/202.
- 31) Prof. dr K. P. Bunin i A. E. Kriwoszejew. Iznos czuguna dla wałkow. Stal 1946, Nr. 12, str. 681/5.
- Książki.
- 32) Geiger. Handbuch der Eisen- und Stahlgiesserei. Tom 1—4. Berlin 1925 — 1931.
- 33) F. W. Friese. Die Praxis der Herstellung von Hartguss. Halle 1928.
- 34) E. Piwowarsky. Hochwertiges Gusseisen. Berlin 1942.
- 35) Hütte. Taschenbuch für Eisenhüttenleute. Berlin 1930, str. 624/5.
- 36) J. Puppe i G. Stauber. Walzwerkswesen. Tom I-III, Berlin 1929-1939.
- 37) D. I. N. 1691. Gusseisen 1933.
- 38) J. Challansonnet. Surówka wanadowo-tytanowa „Vantit“. Bergen.
- 39) Werkstoff — Handbuch Stahl und Eisen, Düsseldorf 1937. Dr.-Ing. T. Klingenstein. Gusseisen L. 11.
- 40) Werkstoff — Handbuch Stahl und Eisen. Düsseldorf 1937. Dr.-Ing. H. Jungbluth. Hartguss und Walzenguss L. 15.
- 41) Inż. W. G. Szalniew. Proizwodstwo prokatnych wałkow, Moskwa 1936.
- 42) Odlewy utwardzone. Wspólnota Interesów. Katowice 1939.
- 43) Dr.-Ing. Weahlert. Nickel — Handbuch. Frankfurt 1939.
- 44) Cast metals Handbook. A. F. A. Chicago 1945.
- 45) Alloy cast irons. A. F. A. Chicago 1944.
- 46) Molybdenum in gray irons. Climax Molybdenum Co. New-York.
- 47) Metals — Handbook. A. S. M. Cleveland 1944.
- 48) Inż. St. Maj. O produkcji wałców młynskich w firmie G. Kindt w Radomiu, Katowice 1945 (maszynopis).
- 49) Wady wałców żeliwnych. Huta „Pokój“ 1947 (maszynopis).
- 50) Normy hutnicze PW-601. Wałce dla hutnictwa stali. Wymagania techniczne i warunki dostawy. Wydanie 1. Listopad 1946 r.
- 51) Molybdän im Stahl und Eisen. Gesellschaft für Elektrometallurgie m. b. H. Nürnberg 1928.
- 52) R. E. Beynon. Red Mills and Rod mill Roll design, Iron and Steel Engineer 1947, Nr 6, str. 74/100.

Inż. ZBIGNIEW JAGLARZ i inż. ADAM ACKERMANN

Praca walcowni, badana chronometrażem wg systemu Bedeaux.

Metoda Bedeaux zajmuje się głównie pomiarem pracy ludzkiej, opierając swe wnioski i propozycje na ekonomicznym i racjonalnym zużyciu czasu, zbadanego obserwacją i chronometrażem. Ponieważ praca ludzka nie ma znormalizowanej jednostki, a dotychczasowe określenie wartości pracy określa się sporadycznie dla danego wypadku ilością czasu lub oznaczoną sumą pieniędzy za jej wykonanie, Bedeaux wprowadza tę jednostkę czasu, nazywając ją jednostką Bedeaux (Bx). Wprowadzenie jednostki Bx opiera się na założeniu, o charakterze pewnika: „Dla każdego rodzaju pracy istnieje pewna ilość wysiłku fizycznego człowieka, jaki może być wydawany stale w czasie 8-godzinnego dnia roboczego, jeżeli człowiek ma konieczny odpoczynek dla odzyskania sił“. Jeżeli wejdziemy w istotę każdej czynności, możemy stwierdzić, że możemy wykonywać ją powoli, wzgl. średnio szybko, albo też „pośpiesznie“. Bedeaux dla określenia jednostki pracy wprowadza ją z pracy, jaką człowiek wykonywa, odbywając swobodny marsz po równinie, bez obciążenia, na drodze, wolnej bez przeszkód. Pracę robotnika w fabryce należy uważać, zdaniem Bedeaux, za najbardziej zbliżoną do pracy marszu, w warunkach określonych — zależnie od pracy — współczynnikiem zmęczenia. Praca ludzka, zużyta na przebycie 70 m w ciągu 1 min. łącznie z odpoczynkiem, jest ilością pracy, odpowiadającą

jednostce Bedeaux. Jednostkę Bedeaux oznacza metoda 1 Bx. O ile w tych założonych warunkach wykonywany będzie marsz w ciągu 1 godz., wyprodukowana będzie praca 60 Bx/godz., czyli przebyta zostanie odległość 4 200 m w ciągu 1 godz. Przez analogię pracy z marszem Bedeaux wprowadza pojęcie szybkości wykonywania pracy. Jako szybkość normalną pracy określa taką pracę, przy której pracownik wyprodukuje 60 jednostek Bx w 1 godz. Szybkość ta winna być utrzymana w ciągu całego dnia roboczego i wymagana od pracownika. Tę samą drogę 4 200 m można, zdaniem Bedeaux, przejść bez szkody dla organizmu i zdrowia, nie w ciągu 1 godz., lecz w ciągu 45 min. Przy tej szybkości marszu może być wg Bedeaux przebyta droga 5 600 m w 1 godz., wobec czego wyprodukowane zostanie 80 Bx/godz.

Przez analogię marszu z danym rodzajem pracy może być wykonana praca z „szybkością najlepszą“, tj. taką, przy której pracownik wyprodukuje 80 Bx/godz. Należy się starać, aby dla pełnego wykorzystania urządzenia mógł pracownik osiągnąć „szybkość najlepszą“ i pracę stale z tą szybkością wykonywać. Szybkość pracy „normalna“ 60 Bx jest mniejsza o 25% od szybkości pracy „najlepszej“ 80 Bx.

Metoda Bedeaux określa dla pomiarów pewne pojęcia jako podstawowe: Wartość pracy,

cykl (takt, rytm) operacji, wykorzystanie urządzenia, nasycenie urządzenia.

1) Wartość pracy. Wartość pracy jakiegokolwiek operacji jest to normalny czas, potrzebny do wykonania danej operacji, plus przynależny pracownikowi odpoczynek. Wartość pracy wyraża się w metodzie Bedeaux w minutach roboczych — skrót Min. rob. lub wprost **Min.** (minuty: M — duże dlatego, że czas został powiększony o odpoczynek).

Wielkość odpoczynku określana jest każdorazowo w zależności od charakteru i wysiłku, potrzebnego celem wykonania danej pracy w miejscowych warunkach fabrycznych.

2) Cykl operacji:

- n o r m a l n y** jest to czas, wyrażony w minutach — skrót min. (małe), w którym dana praca (operacja) może być stale, regularnie, przy normalnej szybkości pracy, wykonywana w ciągu 8-godzinne go dnia roboczego;
- m o ż l i w y** jest to czas najlepszy (optymalny, najkrótszy), wyrażony w minutach — skrót min. (małe), w którym dana operacja może być wykonywana stale w ciągu 8-godzinnego czasu pracy, przy najlepszej szybkości pracy.

Dla pracy całkowicie ręcznej przyjmuje metoda Bedeaux wartość czasu operacji (np. wprowadzenie przez walcownika — kleszczami — sztuki do wykroju) z szybkością wykonania pracy „najlepszą“ 80 Bx/godz.

Dla pracy pracownika, zależnej od maszyny (nożycy czy walcarki), przyjmuje Bedeaux wartość czasu operacji (np. cięcie rygla przez nożycę, przejście sztuki przez wykroj przy nadzorze pracownika), równą czasowi maszyny, wykonywającej daną operację. Wówczas cykl pracy pracownika określa Bedeaux jako równy cyklowi maszynowemu. Szybkość wykonywania pracy przez maszynę określa Bedeaux na 60 Bx/godz.

3) Produkcja:

- n o r m a l n a** jest to produkcja, która musi być bezwzględnie osiągnięta, wpływa ona bowiem z ustalonego chronometrażu cyklu normalnego;
- m o ż l i w a** (najlepsza) jest to produkcja, wynikająca z cyklu możliwego (najlepszego), która przy dobrej organizacji może i winna być osiągnięta.

4) Wykorzystanie względne urządzenia — skrót η .

Jest to stosunek produkcji rzeczywistej do produkcji możliwej (najlepszej):

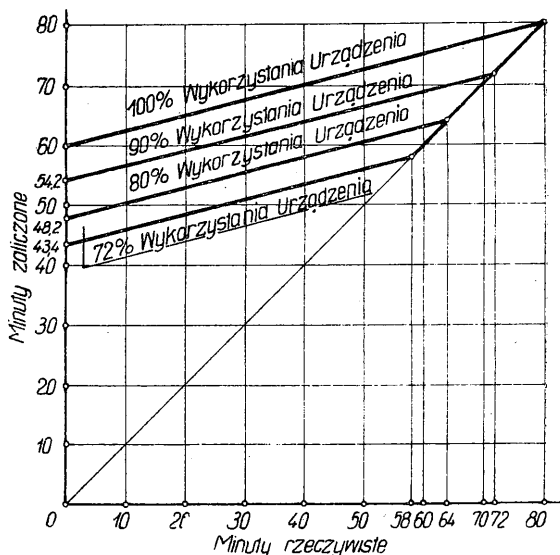
$$\eta = \frac{\text{produkcja rzeczywista}}{\text{produkcja możliwa}} \times 100$$

Wykorzystanie względne urządzenia wyrażone jest w procentach. Jeżeli stosunek ten równa się 1, wówczas $\eta = 100\%$.

5) Nasycenie (synchronizacja) urządzenia.

Jest to stan, gdy robotnik pracuje z wydajnością 80 Bx/godz. „przy 100% wykorzystaniu względnym urządzenia“.

Gdy zachodzi przypadek, że pracownik nie może osiągnąć szybkości 80 Bx przy „wykorzystaniu względnym“ urządzenia w 100%, jest on **n i e n a s y c o n y** (niezrównoważona praca maszyny z wysiłkami pracownika). Ponieważ od pracownika synchronizacja ta nie jest zależna, otrzymuje on wyrównanie, w postaci dodatku pewnej ilości jednostek Bx od szybkości, jaką może on w danym wypadku maksymalnie osiągnąć. Wyrównanie to system Bedeaux uwzględnia przez wprowadzenie specjalnej tabeli jednostek Bx wyrównania, w zależności od stopnia wykorzystania urządzenia. Tabelę tę przedstawia graficznie rys. 1.



Rys. 1.

Przebieg chronometrażu. Czas chronometrażu (pomiarowy) natuje się w tej metodzie z obserwacji całego szeregu czynności, składających się na daną operację, wykonywaną indywidualnie przez pracownika lub też przez całą ich grupę, przy zanotowanej równocześnie ocenie szybkości wykonania danej czynności, uwzględniając rytm, wedle którego praca jest wykonywana. Ocena szybkości odbywa się na podstawie wprawy i doświadczenia chronometrażysty. Granice określonej szybkości wahają się praktycznie od 40 do 80 Bx.

Przykład operacji: wprowadzenie sztuki do walców. Chronometrażysta robi przy stosowaniu tej metody następujące notatki:

Wprowadzenie — 6/60, 7/70, 8/80, przy czym 6, 7, 8 oznacza w sekundach czas trwania operacji; 60, 70 80 — szybkość w jednostkach Bx, z jaką praca ta była wykonywana.

Zależnie od wykonywanej pracy system Bedeaux wprowadza dla pracownika — ze względu na charakter — „współczynnik zmęczenia k“ wg opracowanej przez Bedeaux tabeli.

Dla pracy walcowni mogą być przyjęte współczynniki k w granicach: 1,0 — 1,6.

Pomiar należy wykonywać tak długo aż uchwycony zostanie czas trwania 8 — 13 kolejnych całkowitych operacji. Czas, wynikający z pomiaru, należy przeliczyć (przy uwzględnieniu ocenionej szybkości) na czas normalny, tj. taki, jaki jest konieczny do wykonywania pracy stale, z szybkością podstawową 60 Bx na 1 godz. Jest to tzw. czas normalny T_n .

Dane chronometrażu przelicza się na czasy normalne wg wzoru $T_n = \frac{t \cdot v}{60}$

$$\text{np. } T_n = \frac{6 \cdot 80}{60} = 8 \text{ albo } T_n = \frac{7 \cdot 70}{60} = 8,2 \text{ itd.}$$

Po przeliczeniu czasów operacji na „normalne“ dla każdej klatki, obliczamy „cykl najlepszy“.

Cykl najlepszy (możliwy) jest to najkrótszy czas, przy którym dana walcowana sztuka przechodzi przez wszystkie wykroje jednej klatki, licząc czasy przejść i wprowadzeń z szybkością najlepszą, równą 80 Bx/godz. Wartość cykli poszczególnych operacji oblicza się ze wzorów:

Dla czasów ręcznych:

$$C_m = \frac{T_n \cdot k \cdot 60}{60 \cdot 80} = \frac{T_n \cdot k}{80}$$

$$\text{wzgl. } C_m = V_B \quad 0,75$$

$$\text{Cykl normalny } C_n = V_B = \frac{T_n \cdot k}{60}$$

Dla czasów maszynowych:

$$C_m = C_n = C = \frac{T_m}{60}$$

Po przeliczeniu w ten sposób cykli wszystkich klatek danego ciągu wybiera się wartość cyklu największą, gdyż cykl najdłuższy hamuje produkcję walcarki i tylko od cyklu produkcji tej klatki zależy wydajność ciągu. Tak postępując przystosowujemy się do warunków rze-

$$\text{Np. cykl rzeczywisty profilu, } \varnothing 25 \text{ mm} = 6,0 \text{ min./t} \\ \text{cykl pieca ustalony} = 7,5 \text{ min./t}$$

Ponieważ $6 \text{ min./t} < 7,5 \text{ min./t}$, przyjmuje się przy systemie Bedeaux

$$\text{cykl fikcyjny profilu } \varnothing 25 \text{ mm} = 7,5 \text{ min./t} \\ \text{cykl fikcyjny profilu } \varnothing 25 \text{ mm} = \text{cykl pieca}$$

$$\text{Np. cykl rzeczywisty profilu, } \varnothing 15 \text{ mm} = 8,0 \text{ min./t} \\ \text{cykl pieca ustalony} = 7,5 \text{ min./t}$$

Ponieważ $8 \text{ min./t} > 7,5 \text{ min./t}$.

W dalszych rozważaniach, przy wydajności poniżej 60 t/zmianę, cykl pieca, nie hamujący produkcji, nie jest uwzględniany.

Cykl fikcyjny profilu $\varnothing 15 \text{ mm}$ jest identyczny z cyklem rzeczywistym profilu $\varnothing 15 \text{ mm}$.

Przyjmujemy, że cykl fikcyjny $\varnothing 15 \text{ mm} = \text{cykl rzeczywisty}$.

czywistych agregatu walcowniczego, a cykl ten nosi nazwę „cyklu rzeczywistego“.

System Bedeaux rozważa układ, poddany pomiarom, w stosunku do wąskiego przekroju. Przykład: czynnikiem, hamującym produkcję, jest piec grzewczy. Jeżeli zdolność pieca grzewczego na 8 godz. została oceniona na 60 t/zmianę, uwzględniając, że pełny bieg zmiany wynosi nie 8 lecz 7,5 godz. ($\frac{1}{2}$ godziny na przestanki pieca, np. rusztowanie pieca itp.), wówczas możliwa produkcja pieca na 1 godz. wynosi:

$$W = \frac{60}{7,5} = 8 \text{ t/h} = 8 \text{ t/60 min.}$$

Cykl pieca, w przeliczeniu na jedną tonę, wyniesie: $\frac{60}{8} = 7,5 \text{ min./t}$,

ponieważ, w zależności od wagi wsadu i rozłożenia ilości wykrojów w poszczególnych klatkach, dany zespół walcowniczy (a właściwie klatka o najdłuższym czasie walcowania) jest w stanie odwalcować:

- 1) więcej niż 60 t/zmianę
- 2) mniej niż 60 t/zmianę

Ad 1) Walcarka walcuje więcej niż 60 t/zmianę, czyli może zużyć mniejszą ilość minut na odwalcowanie 1 tony, np. 6 min./t. Produkcji tej nie da piec, który ją hamuje. Należy wobec tego dobudować drugi piec, wzgl. przebudować istniejący. Do chwili jednak usunięcia wąskiego przekroju, jakim jest nagrzewanie wsadu, celem sprowadzenia do wspólnej skali porównawczej możliwości produkcyjnych badanego zespołu, system Bedeaux wprowadza tzw. „cykl fikcyjny“, równy cyklowi pieca = 7,5 min./t

Jest to niejako sztuczną granicą możliwości produkcyjnej tego zespołu

W chwili badania, jeżeli cykl (klatki najmniejkorzystniejszej) = 6 min./t, czyli jest krótszy od cyklu pieca = 7,5 min./t, wówczas dla obliczenia produkcji możliwej danego profilu przyjmujemy, zamiast cyklu możliwego = 6 min./t, pojęcie cyklu fikcyjnego dla danego profilu = cyklowi pieca.

Ad 2) Zespół może odwalcować mniej niż 60 t/zmianę i zużywa więcej minut na odwalcowanie 1 t, np. 8 min./t.

Wprowadzone pojęcia cyklu wiążą się ściśle z pojęciem możliwości produkcyjnej danego profilu na badanym zespole walcowniczym.

Należy rozróżniać 2 pojęcia:

- 1) produkcja możliwa (teoretyczna) Pt
- 2) produkcja rzeczywista Prz

$$P_{rz} = \frac{60}{C_{rz}} \cdot g \text{ w t/godz.}$$

Wartością porównawczą, niezależną, jest cykl pieca, czyli czas wygrzania 1 t wsadu i do tej wartości odnosi się kolejno cykle maksymalne profili badanych.

Gdy $C_{rz} > C_{\text{pieca}}$, wówczas $\frac{C_{rz}}{C_{\text{pieca}}} = k_p > 1$

Gdy $C_{rz} < C_{\text{pieca}}$, przyjmujemy $C_{rz} = C_{\text{fikc.}} = C_{\text{pieca}}$ wówczas $\frac{C_{rz}}{C_{\text{pieca}}} = k_p = 1$

k_p = współczynnik przeliczenia na tony fikcyjne. Produkcja fikcyjna, tj. przeliczona na tony obliczeniowe:

$$P_{\text{fikc.}} = P_{rz} \cdot k_p$$

Produkcję możliwą ustala Bedeaux jako normę dla danego zespołu. Profilem wzorcowym dla danego zespołu będzie taki profil, którego cykl będzie równy 7,5 min./t i w stosunku do niego muszą być określone: zdolność produkcyjna zespołu oraz współczynniki przeliczeniowe.

Produkcję fikcyjną oblicza Bedeaux zawsze w stosunku do ilości godzin rzeczywistego biegu walcowni, tzn. odliczając czasy przerw natury walcowniczej i mechanicznej, czasy strojeń i wymiany walców.

Osiągnięcie 100% wydajności jest zatem możliwe.

Przy analizie pracy agregatu tym systemem wykonywamy:

1) Zdjęcie chronometrażu.

- a. Wprowadzenie sztuki do wykrojów — praca ręczna, wykonywana przez pracowników; praca owa zależy od szybkości pracy pracownika (przy założeniu dobrego osprzętu) i dlatego też przy operacji tej notuje się każdorazową szybkość pracy, z jaką jest ona wykonana.
- b. Przejście sztuki przez wykroj — czas maszynowy T_m ; szybkość tej pracy zależy od szybkości obrotowej walców (która winna być — przy założeniu dostatecznej mocy napędu — stała).

2) Przeliczenie pomierzonych czasów na wartości „normalne“.

Dańe chronometrażu przeliczamy na czasy normalne wg wzoru:

$$T_n = \frac{t \cdot v}{60}$$

T_n = czas normalny

v = szybkość, określona chronometrażem

t = czas, pomierzony przy szybkości v

3) Ostateczne obliczenie wartości pracy cyklu i możliwej wydajności zespołu.

Po obliczeniu T_n jak pod 2) oblicza się szybkość wykonywania operacji wg Bedeaux:

$$V_B = \frac{T_n \cdot k}{60}$$

(przy czym k przyjmuje się w zależności od warunków pracy na walcowni, do 1,6). Wartość V_B = wartości cyklu robotniczego normalnego C_{rn}

Następnie: cykl robotniczy możliwy na jedną operację $C_{rm} = V_B \cdot 0,75$ oraz cykl

maszynowy na jedną operację $C_m = \frac{T_m}{60}$

Suma cyklu robotniczego i maszynowego tworzy cykl sumaryczny operacji.

W przypadku walcarki cykl klatki składa się z sumy cykli sumarycznych operacji.

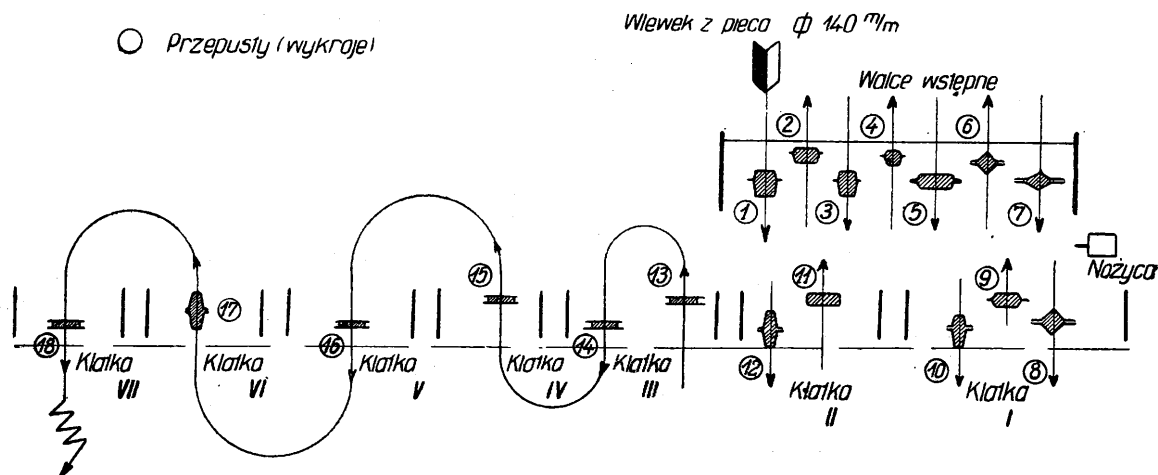
Przykład: cykl klatki walców wstępnych $\varnothing 500$ m/m z tabl. 1 jest sumą cykli sumarycznych 7 operacji: $C = \text{ok. } 1,090$ M.

Ponieważ cykl ten jest ze wszystkich cykli klatek najdłuższy, jest on równocześnie cyklem rzeczywistym danego profilu.

Produkcja:

$$P_m = P_{rz} = \frac{60}{C_{rz}} \cdot g \text{ w t/godz.}$$

Przy chronometrażu winna być podana charakterystyka danego zespołu, obejmująca: nazwę walcowni (zespołu), schemat układu i całości sytuacji, ilość klatek, \varnothing walców n obrotów min., szybkość walcowania w m/sek., charakte-



Rys. 2.

rystykę napędu, rodzaj, moc, obroty regulacji i jej granice, piece, ilość i wydajność wsadu t/8 godz., charakterystykę wsadu (kształt, wymiar i ciężar) oraz schemat kalibrów przy walcowaniu.

Celem zobrazowania pomiarów chronometrażu wg systemu Bedeaux przytaczamy całość prac chronometrażu walcowni, przeprowadzonego dla bednarki 40×3 mm, na walcowni o następującej charakterystyce:

Nazwa walcowni: walcownia szybka.

Schemat układu: jak na rys. 2.

Ilość klatek: 1 wstępna trio \varnothing 500 mm, $n = 70$ obr./min., $V = 1,83$ m/sek.

Ilość klatek: linia wykończająca 7 klatek

trio \varnothing 350 mm, $n = 200$ obr./min., $V = 3,66$ m/sek.

Pomiędzy klatką wstępną a linią wykończającą umieszczona jest nożyca parowa. Cięcie odbywa się przekładem dźwigni, sterowanej przez pierwszego nożycowego.

Napęd walcowni: maszyna parowa 2-cylindrowa, mocy $N = 1800$ KM.

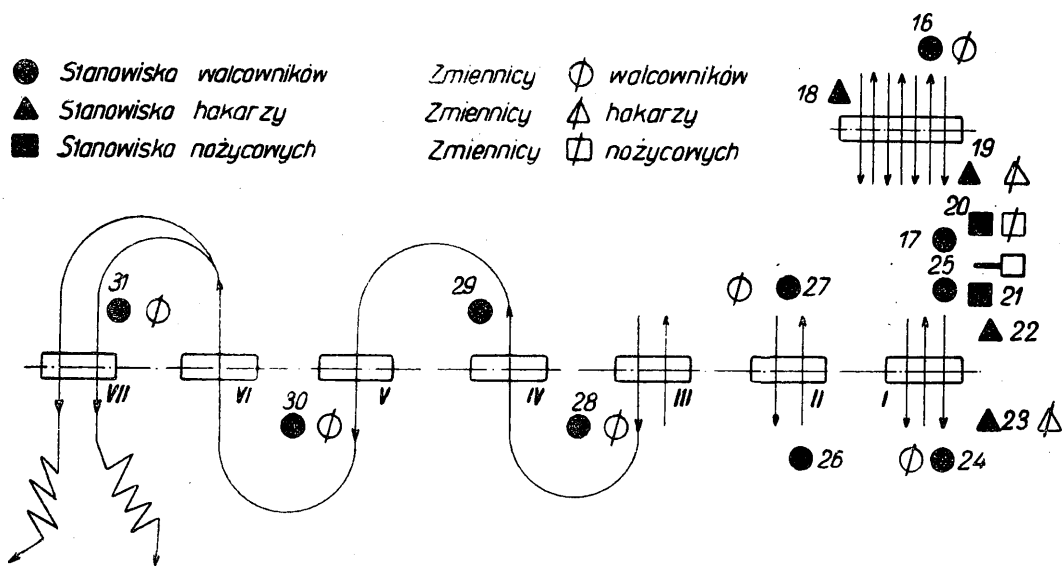
Ciśnienie pary: 8 at.; obroty regulowane od 60 — 90 obr./min.

Ilość pieców: 1 opalany węglem; wymiar trzonu 1,4 m × 16 m.

Wsad: wlewek surowy, kwadrat ok. 140 mm, wagi 100 kg sztuka.

Schemat kalibrowania podaje rys. 2.

Obsługa walców (rys. 3):



Rys. 3.

Klatka wstępna 2 walcowników, stanowiska Nr 16, 17 + 1 zmiennik.

2 hakarzy, stanowiska Nr 18, 19 + 1 zmiennik.

Nożyca gorąca: 2 nożycowych, stanowiska Nr 20, 21 + zmiennik.

Linia wykończająca

I klatka: 2 walcowników, stanowiska Nr 25, 24 + 1 zmiennik.

2 hakarzy, stanowiska Nr 22, 23 + 1 zmiennik.

II klatka: 2 walcowników, stanowiska Nr 26, 27 + 1 zmiennik.

III klatka: 1 walcownik, stan Nr. 28 } + 1 zmiennik
IV klatka: 1 walcownik, stan Nr 29 } nik

V klatka: 1 walcownik, stan. Nr 30 } + 1 zmiennik
VI klatka }
VII klatka: 1 walcownik, stan. Nr 31 } nik
Wyniki pomiarów chronometrażu podane są w tabeli 1.

Pomiar czasu w sekundach przeliczono w myśl podanych uprzednio wzorów. Cykl danego obiektu (czy to klatki wstępnej, czy nożycy, czy też klatek linii wykończającej) jest sumą cykli robotniczych i maszynowych, obliczonych w stosunku do danej wydzielonej operacji.

Jak widać z tabl. poszczególne cykle wynoszą:

Klatka walców wstępnych: $C_m = 1,096$ min./100 kg $C_n = 1,3716$ min./100 kg.

Nożyca gorąca: $C_m = 0,797$ min./100 kg.

Klatka	I	$C_m = 0,335$	min./33 kg	× 3 = 1,005	min./100 kg
"	II	$C_m = 0,256$	" " "	= 0,768	"
"	III	$C_m = 0,300$	" " "	= 0,900	"
"	IV	$C_m = 0,196$	" " "	= 0,588	"
"	V	$C_m = 0,106$	" " "	= 0,318	"
"	VI	$C_m = 0,176$	" " "	= 0,528	"
"	VII	$C_m = 0,224$	" " "	= 0,672	"

Widzimy, że najdłuższy (najniekorzystniejszy) cykl ma klatka walców wstępnych $C_m = 1,096$ min/100 kg; jest to cykl rzeczywisty walcarki. Możliwa do osiągnięcia wg Bedeaux produkcja dla tego profilu wynosi:

$$P_m = \frac{60}{1,096} \cdot 0,1 = 5,5 \text{ t/godz. wsadu.}$$

Produkcja normalna dla tegoż profilu równa się:

$$P_n = \frac{60}{C_n} \cdot 0,1 = \frac{60}{1,37} \cdot 0,1 \cong 4,4 \text{ t/godz. wsadu.}$$

Wartość cyklu rzeczywistego na jedną tonę wynosi: $\frac{60}{5,5} = 10,9$ min./t.

Analiza pracy

Tabela Nr 2

Obsada walców wstępnych

Obiekt	Nr	Operacja	Walcownik Nr 16				Hakarz Nr 18						
			Tn	k	V _B /szt	V _B /100kg	Tn	k	V _B /szt	V _B /100kg			
Klatka φ 500 m/m	1b	Wprowadzenie	57	1,3	0,122	0,562	57	1,2	0,114	0,520	~1,096		
	3b	Wprowadzenie	55	1,3	0,119		55	1,2	0,110				
	5b	Wprowadzenie	457	1,3	0,099		457	1,2	0,092				
	7b	Wprowadzenie	102	1,3	0,222		102	1,2	0,204				
		Suma			0,562				0,520				
				Walcownik Nr 17				Hakarz Nr 19					
		2b	Wprowadzenie	69	1,3	0,150	0,450	69	1,2	0,138		0,490	
		4b	Wprowadzenie	36	1,3	0,078		36	1,2	0,072			
		6b	Wprowadzenie	140	1,3	0,222		140	1,2	0,280			
			Suma			0,450				0,490			
Nożyca gorąco	Obsada nożycy												
			Nożycowy Nr 20				Nożycowy Nr 21						
	I b	Podsunięcie szluki pod nożyce	120	14	0,280	0,815				0,649	0,797		
	II	Cięcie 1-go końca	22	1,3	0,048								
	III	Przeniesienie szluki samolotkiem	38	1,2	0,076								
	IV	Cięcie 1-go rygiela	20	1,3	0,043		20	1,3	0,043				
	V	Przeniesienie rygiela samolotkiem					33	1,2	0,066				
	VI	Cięcie 2-go rygiela	21	1,3	0,046		21	1,3	0,046				
	VII b	Nasunięcie szluki kleszczami	8,8	1,4	0,204		8,8	1,4	0,204				
	VIII	Cięcie 3-go rygiela	21	1,3	0,046		21	1,3	0,046				
	IX	Przeniesienie rygiela					25	1,3	0,054				
		poza cyklem											
	XI b	odkładanie końców na łaczki				0,815	8,8	1,3	0,190	0,649	0,196		
XII b	Powrót na stanowisko pracy	39	1,1	0,072									
		Suma			0,815			0,649		0,993			
KI I	Obsada walców linii wykańczającej												
			Walcownik Nr 25				Hakarz Nr 22						
	8 b	Wprowadzenie	6,14	1,3	0,133	0,280 × 3 = 0,840	6,14	1,1	0,112	0,546	0,335		
	10 b	Wprowadzenie	6,8	1,3	0,147		6,8	1,1	0,124				
		Suma			0,280				0,236				
				Walcownik Nr 24				Hakarz Nr 23					
	9 b	Wprowadzenie	5,0	1,3	0,108	0,324	5,0	1,1	0,092	0,182			
11 b	Wprowadzenie				4,9		1,1	0,090					
		Suma			0,108			0,182					
KI II	11 b	Wprowadzenie	4,9	1,3	0,106	0,702				0,256			
	13 b	Wprowadzenie	6,4	1,2	0,128								
		Suma			0,234					0,300			
KI III	12 b	Wprowadzenie	5,6	1,3	0,121	0,609				0,196			
	14 b	Wprowadzenie	4,1	1,2	0,082								
		Suma			0,203								
KI IV	15 b	Wprowadzenie	6,7	1,2	0,134	0,402				0,106			
		Suma			0,134								
KI V	16 b	Wprowadzenie	3,9	1,2	0,078	0,234				0,176			
		Suma			0,078								
KI VI	17 b	Wprowadzenie	4,2	1,2	0,084	0,252				0,224			
		Suma			0,084								
KI VII	18 b	Wprowadzenie	4,4	1,2	0,088	0,264							
		Suma			0,088								

Ponieważ piec ma określony cykl = 7,5 min./t, 10,9 min./t > 7,5 min./t

$$k_p = \frac{10,9}{7,5} = 1,45$$

stad $P_{fikk} = 5,5 \cdot 1,45 = 8 \text{ ton fikk./godz.}$

System Bedeaux nie ogranicza się do badania jedynie tylko wydajności agregatu walcow-

niczego lecz rozważa również stopień obciążenia pracą poszczególnych stanowisk pracy.

Dla zobrazowania sposobów postępowania omawianego systemu ograniczamy się do rozważenia w tabl. 2 analizy pracy walcowników, hakarzy i nożycowych na owej walcarce (należy również przeprowadzić tę analizę w stosunku do innych pracowników, jak piecowych, trans-

Tabola Nr 3

Wydajność pracowników i wykorzystanie urządzenia

Obiekt	Stanowisko pracy	Wartość pracy dla 1 sztuki walcowniczej w Min rob. Rzecz.	Cykl		Produkcja w sztukach na godzinę		Obciążenie pracownika przy 100% wykorzystaniu urządzenia			Ilość pracowników		Średnie obciążenie pracownika wraz ze zmianami w min. rob. Rzecz. w.	Wydajność pracownika w % w odniesieniu do produkcyjnej						
			Maszynowy + Robotniczy	Rzeczowy	Obiektu	Maszynowy	Normalny	Mazliwy	no godzinę	na zmianę	no skompletny			Proportywna ilość zmianików					
	Nr		Mazliwy	Normalny	Mazliwy	Normalny	Min rob. Rzecz.	Min rob. Rzecz.	Min rob. Rzecz.	Min rob. Rzecz.	Min rob. Rzecz.	13 15+16	17	18	19	20	Zę bez zmianików	Zmierzony	
																	Normalny	Mazliwy	
Walcie wstępne KI φ 500	2	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	20
	16	0,562	1,09	1,372	1,09	4,4	5,5	3,10	36,7	67,7	2,48	1				64,5	51,8	30,7	30,7
	17	0,450	1,09	1,372	1,09	4,4	5,5	2,47	41,3	66,0	1,98	1				51,5	41,2	30,7	30,7
Walcie wykańczające KI φ 300	18	0,520	1,09	1,372	1,09	4,4	5,5	29,6	37,6	67,2	2,37	1				61,8	49,3	30,0	30,0
	19	0,490	1,09	1,372	1,09	4,4	5,5	27,0	39,7	66,7	2,16	1				56,2	45,0	30,0	30,0
	22	0,708	1,05	1,372	1,09	4,4	5,5	38,8	31,0	69,8	3,11	1				81,0	64,6	30,0	30,0
	23	0,546	1,05	1,372	1,09	4,4	5,5	30,0	37,5	67,5	2,40	1				62,5	50,0	30,0	30,0
Nożycy gorąca	20	0,815	0,093	1,372	1,09	4,4	5,5	45,8	25,6	71,4	3,66	1				95,0	76,5	34,2	34,2
	21	0,649	0,093	1,372	1,09	4,4	5,5	35,6	33,1	68,7	2,86	1				74,5	59,6	34,2	34,2
Walcie wykańczające KI φ 300	24	0,324	1,005	1,372	1,09	4,4	5,5	17,8	46,2	64,0	1,42	1				37,0	29,6	28,4	28,4
	25	0,840	1,005	1,372	1,09	4,4	5,5	46,2	25,3	71,5	3,70	1				96,0	77,0	28,4	28,4
	26	0,702	0,768	1,372	1,09	4,4	5,5	38,6	31,0	69,6	3,08	1				81,0	64,4	28,4	28,4
KI φ 300												3	3	3	136				
	27	0,609	0,768	1,372	1,09	4,4	5,5	33,4	34,9	68,3	2,67	1				69,5	55,6	26,9	26,9
	28	0,402	0,588	1,372	1,09	4,4	5,5	22,2	4,33	65,5	1,77	1				46,3	37,0	26,9	26,9
	29	0,234	0,348	1,372	1,09	4,4	5,5	12,8	4,99	62,7	1,02	1				26,7	21,3	26,9	26,9
	30	0,252	0,528	1,372	1,09	4,4	5,5	13,8	4,94	63,2	1,10	1				28,7	23,0	26,9	26,9
	31	0,264	0,672	1,372	1,09	4,4	5,5	14,5	4,91	63,6	1,16	1				30,3	24,2	26,9	26,9
												5	1	129					

portu wsadu itd.), w stosunku do walcowanej sztuki z wlewka o 100 kg wagi.

Główny tok postępowania systemu Bedeaux w ocenie pracy pracownika prowadzony jest w stosunku do jednej sztuki (wytworu), czy też przerobionego materiału. Dla zobrazowania oceny wydajności pracownika i analizy wykorzystania urządzenia przytaczamy jako przykład analizę pracownika.

Walcownik Nr 25.

Jak w tabl. 2 można stwierdzić, obliczamy dla tego pracownika:

1) Wartość pracy walcownika Nr 25 na 1 sztukę przewalcowaną wynosi:

$V_B = 0,280 \text{ Min./33 kg}$ (33 kg, ponieważ pręt, wagi 100 kg, wychodzący z klatki walców wstępnych, został pocięty pod nożycą gorącą na 3 rygle)

$V_B = 0,280 \cdot 3 = 0,840 \text{ Min./100 kg}$.

Możliwość produkcyjna dla tego pracownika winna być obliczona w stosunku do cyklu klatki $I = 0,368 \text{ min}$. Ponieważ jednak cykl klatki walców wstępnych jest hamujący, produkcję oblicza się w stosunku do niego.

2) Możliwa produkcja.

$\frac{60}{1,09} \cdot 0,1 = 5,5 \text{ t/godz.}$, czyli 55 sztuk/60 min.

2a) Normalna produkcja:

$\frac{60}{1,37} \cdot 0,1 \cong 4,4 \text{ t/godz.}$, czyli 44 sztuki/60 min.

3) Cykl na 1 pręt:

1,09 min. (z tabl. 3).

4) Wartość pracy, przy wydajności urządzenia:

$\eta = 100\%$ na godz. wynosi:

$55 \text{ szt.} \times 0,840 = 46,2 \text{ Bx} = 46,2 \text{ Min. rzeczywistych}$.

Pracownik ten obciążony jest więc 46,2 Min./60 min. Wobec tego jednak, że urządzenie „wykorzystane jest względnie“ w 100%, system Bedeaux daje mu wyrównanie w postaci jednostek Bedeaux, wyra-

żonych w Min., co obrazuje wykres rys. 1. Min. wyrównania z wykresu odpowiadają 25,3 Min./godz.

Pracownik — w ocenie Bedeaux — obciążony jest $46,2 + 25,3 = 71 \text{ Min./godz}$.

Celem równomiernego obciążenia obsady pracą, należy uwzględnić, że — jak z zestawienia w tabl. 3 widać — poszczególni pracownicy nie wykonywują pracy o tej samej wartości.

Wykonywamy obciążenie pracowników na zmianę 8-godzinną w Min. rzeczywistych $46,2 \times 8 = 370 \text{ Min. rzeczywistych}$.

Dla równego obciążenia pracą w ciągu 8 godz. na stanowiska Nr 24, 25 i 26 proponujemy 3 zmienników, przy czym wszyscy pracownicy na tych stanowiskach winni się zmieniać przez okres zmiany, obchodząc wszystkie stanowiska. W ten sposób dążymy do równomiernego obciążenia pracą owych stanowisk, otrzymując 136 Min. rzecz. na zmianę na pracownika. Wydajność pracownika w %, w odniesieniu do produkcji możliwej, wynosi ok. 30%.

Wychodząc z obciążenia tudzież wydajności pracownika i biorąc pod uwagę takie czynniki, jak: 1) kwalifikacje zawodowe, wprawa i umiejętność pracownika, 2) niebezpieczeństwo na stanowisku i 3) odpowiedzialność za wykonywanie danej operacji, możemy ustalić odpowiednie sprawiedliwe stawki płacy pracowników.

Stosowanie chronometrażu systemu Bedeaux, a zwłaszcza interpretacja spólczynników i wnioski, wynikające z pomiarów, muszą być wyprowadzone przy udziale fachowca walcownika.

System Bedeaux bada gruntownie całość agregatu i łącznie z badaniem obciążenia załogi pozwala kierownikowi zdać sobie dokładnie sprawę z wszelkich prac, wykonywanych na danym agregacie.

LITERATURA

- 1) Inż. Adam Ackermann. Sposoby określenia wydajności walcowni 1938 r.
- 2) Raporty Biura Usprawnień Z. O. 1938 r.

Nowości z dziedziny hutnictwa.

Wielkie piece.

Praca wielkiego pieca z podwyższonym ciśnieniem dmuchu.*)

Badania pracy wielkich pieców przy wysokim ciśnieniu dmuchu były przeprowadzane na piecach

Republic Steel Corporation w Youngstown i Cleveland.

Wymiary pieca Nr 5 w Cleveland są następujące:

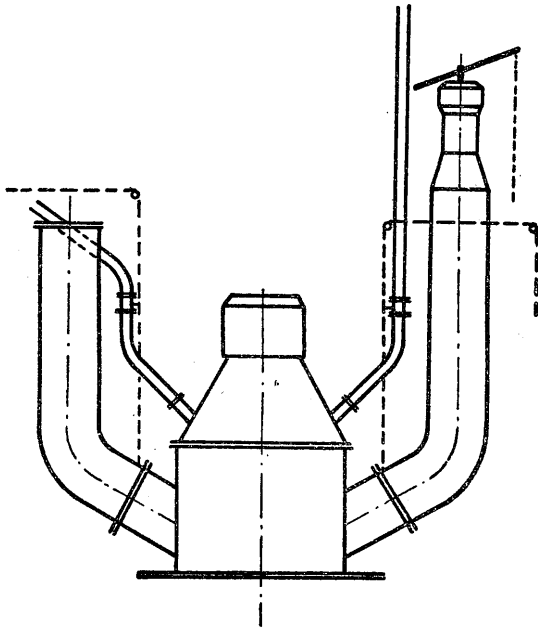
Srednica garu	8,25 m	Wysokość garu	2,90 m
„ przestronu	9,15 m	„ dysz	2,44 m
„ gardzieli	6,10 m	„ żużłówki	1,42 m
„ dzwonu	4,58 m	„ spadków	3,89 m
Objętość użyteczna	1240 m ³	„ przestronu	2,29 m
Kąt spadków	83°17'32"	„ szybu	17,69 m
Kąt szybu	85°50'	„ gardzieli	3,04 m
Ilość dysz	18	„ całkowita	32,83 m

*) J. H. Slater Operation. Blast Furnace and Steel Plant 1947, Nr 9 i 10 of the Iron Blast Furnace at High Pressure.

Oceniając ogólnie wyniki, uzyskano wzrost produkcji o 11–20%, obniżenie zużycia koksu o ok. 13%, obniżenie wydmuchu pyłu o 30%. W koszcie własnym uzyskano obniżkę powyżej 1 dol. na tonę surówki.

W konstrukcji pieca musiano poczynić pewne zmiany. Polegają one na:

- 1) utwardzeniu powierzchni dużego dzwonu i misy;
- 2) wmontowaniu zaworów, wyrównywujących ciśnienie między piecem a przestrzenią międzydzwonową w czasie zasypywania pieca; przestrzeń międzydzwonowa połączona jest również z atmosferą zewnętrzną; zawory poruszane są pneumatycznie, w zależności od otwierania dużego dzwonu (rys. 1);



Rys. 1.

Zamknięcie w. pieca przy pracy z podwyższonym ciśnieniem dmuchu.

- 3) kontroli zamknięcia wodnego skrubera, wobec wysokiego ciśnienia w przewodach;
- 4) wmontowaniu zaworów dławiących w przewodzie gazowym za odpylnikami, dla podniesienia ciśnienia w piecu; dwa z nich regulowane są ręcznie, jeden automatycznie;
- 5) zawór wypustowy na świecach zamieniono na dzwonowy; pod ciśnieniem gazu dzwon przyciska się do siedzenia;
- 6) dla zwolnienia rolek rozdzielacza obracający się lej ma przeciwwagi, równoważące podwyższone ciśnienie gazów w przestrzeni międzydzwonowej;
- 7) dla zmniejszenia ucieczki gazów stosuje się sondy mniejszych wymiarów (25 mm); umocowuje się je w ochronnych rurkach, wyprowadzonych powyżej konstrukcji pieca;
- 8) dla otrzymania wysokiego ciśnienia dmuchu dmuchawy winny dostarczyć ciśnienia, wyższego niż normalnie stosowane przynajmniej o 0,8 at, przy pełnej ilości powietrza większej niż przy normalnej pracy.

Przed okresem próby pracowano w ciągu dłuższego czasu normalnie i dopiero wówczas kierownictwo przeszło stopniowo na podwyższone ciśnienie, tak że w ciągu 15 dni osiągnięto 0,7 atn w gardzieli.

Poniżej podano wyniki okresu pracy normalnej i 2 okresów z ciśnieniem podwyższonym.

	Praca z ciśnieniem		
	normalnym	I 22,9 – 19,10	II 1–31,1
Produkcja surówki t/24 h	1064	1299	1294
Zużycie koksu such. kg/t sur.	915	792	868
Ilość topników kg/t sur.	483	412	509
Ilość pyłu kg/t sur.	106	73	85
Ilość żużla kg/t sur.	576	571	562
Ilość dmuchu m ³ /min.	2015	2060	2340
Ciężar naboju t/t sur.	2,27	2,52	2,36
Ciśnienie w gardzieli atn	0,22	0,68	0,68
Ciśnienie dmuchu atn	1,51	1,98	2,14
Temperatura gardzieli °C	148	152	150
Temperatura dmuchu °C	512	647	582

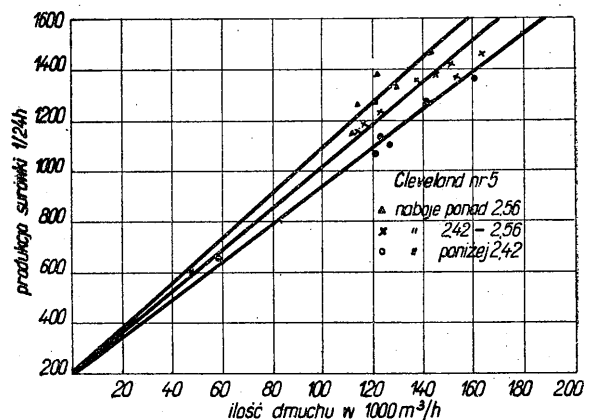
Jakość surówki była lepsza i równiejsza w okresie pracy z wysokim ciśnieniem dmuchu, jak zestawiono w tablicy poniżej:

Surówka normalna 0,65% Si max. 0,05% S

	Ilość spustów	% spustów odbiegających od analizy norm.	
		Si	S
Praca z ciśn. norm.	888	60,0	16,8
Praca z ciśn. podwyż. I	137	31,3	13,1
Praca z ciśn. podwyż. II	149	58,2	19,4

W czasie badań pobierano próby gazów do analizy i analizowano automatycznymi analizatorami CO₂ i H₂. Ustalono, że ze wzrostem ciśnienia w piecu, a więc obniżeniem zużycia koksu i szybkości gazu, obniża się również stosunek CO/CO₂. W ten sposób skład gazu jest bliższy stanu równowagi z zawartością tlenków w słupie materiałów i redukcja zachodzi efektywniej. Z obniżeniem się stosunku CO/CO₂ zawartość H₂ wzrosła i odwrotnie.

Badania, prowadzone na wielkim piecu w Cleveland, pozwoliły na ustalenie zależności między ilością wdmuchiwanego powietrza a produkcją surówki przy różnym bogactwie naboju. Zależność ta wyraża się linią prostą (rys. 2). Przy dużym ciśnieniu dmuchu, nawet przy dużych ilościach dmuchu, dzięki małej szybkości gazu w wielkim piecu, proporcjonalność ta zostaje w mocy.



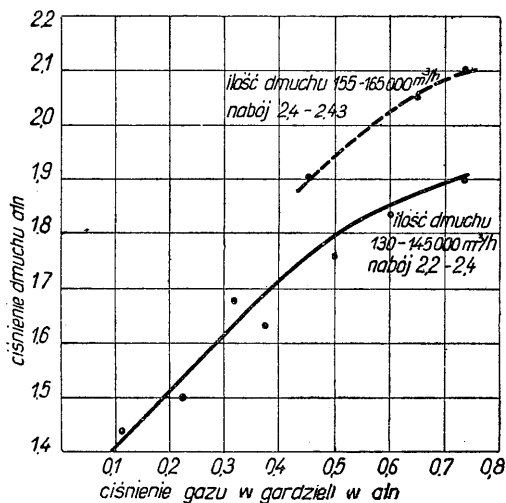
Rys. 2.

Zależność produkcji w w. piecu od ilości dmuchu.

Spadek ciśnienia w wielkim piecu, przy przejściu przez skup materiałów, jest sprawdzianem biegu pieca i schodzenia nabojów. Ponieważ spadek ciśnienia jest złożoną funkcją gęstości, szybkości i lepkości gazów, przechodzących przez piec oraz charakteru naboju (bogactwa naboju, przewiewności, wielkości i rodzaju kawałków), dla otrzymania prawdziwych wyników, należy ustalić chwilowe dzienne wyniki, a nie przeciętne z dłuższych okresów.

Laboratoryjne badania ustaliły, że spadek ciśnienia jest mniejszy w miarę jak wzrasta gęstość gazu, przepływającego przez warstwy materiałów. Ponieważ gęstość gazu jest liniową funkcją jego ciśnienia, spadek ciśnienia powinien być odwrotnie proporcjonalny do przeciętnego ciśnienia w piecu.

Badania w Cleveland miały również na celu ustalić rzeczywistą zależność między szybkością gazów, przepływających przez piec, a spadkiem ciśnienia, przy przeciętnym naboju i ciśnieniu. Wynik potwierdził teoretyczne rozważania, że spadek ciśnienia rośnie szybko z szybkością gazu. Przy dużym ciśnieniu i mniejszych szybkościach skup materiałów schodzi równo i ilość zarywań jest mała.

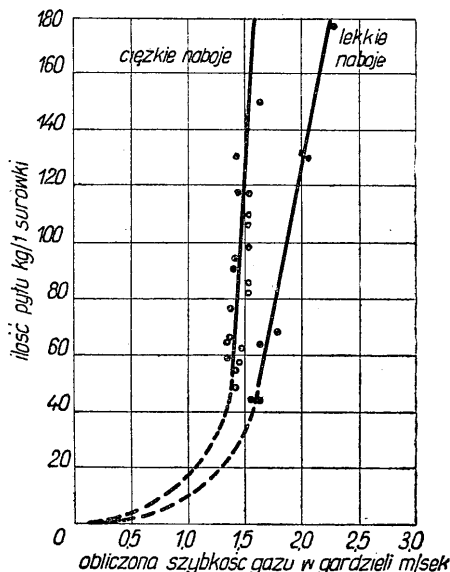


Rys. 3.

Zależność ciśnienia w gardzieli od ciśnienia dmuchu w w. piecu nr 5 w Cleveland.

Ustalono stosunek ciśnienia w gardzieli do ciśnienia dmuchu (rys. 3). Z badań wynika, że żądane ciśnienie dmuchu nie rośnie tak gwałtownie jak ciśnienie w gardzieli po zadławieniu przepływu w rurociągach gazowych. W ten sposób, przy stałej ilości dmuchu, wtłoczonego do wielkiego pieca i określonym naboju, musi nastąpić obniżenie spadku ciśnienia na skutek zagęszczenia gazu i wzrostu ciśnienia w piecu. Przy powiększeniu ilości dmuchu i obciążeniu naboju, spadek ciśnienia jest, jak widać z wykresu, większy, ale i tak z tendencją do zmniejszenia się przy wzroście ciśnienia. Chcąc podnieść ciśnienie w gardzieli do 0,735 atn., należy podnieść ciśnienie dmuchu tylko o 0,44 — 0,66 at.

Szybkość gazów w wielkim piecu gra jeszcze inną ważną rolę w określeniu wydajności procesu topienia. Szybkość ta jest mianowicie kontrolą ilości wydmuchanego pyłu, (rys. 4). Rysunek ten pokazuje zależność, ustaloną w czasie pomiarów między szybkością gazów a ilością pyłów, ustalono że istnieje pewna krytyczna szybkość, powyżej której ilość wydmuchanego pyłu wzrasta bardzo gwałtownie. Szybkość, jaką przyjęto na wykresie, jest szybkością tuż nad poziomem zasypu w wielkim piecu, gdyż szybkość ta jest niższa niż szybkość w rurach odlotowych.



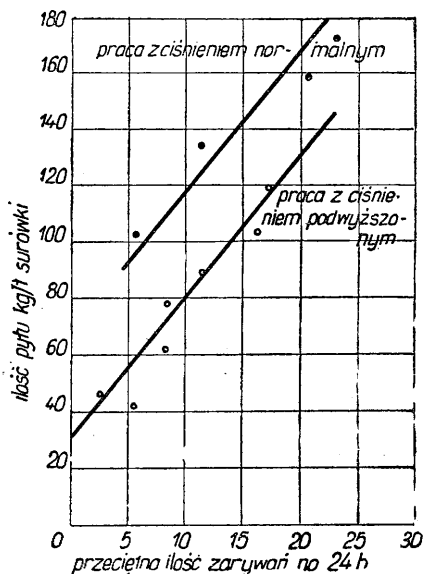
Rys. 4.

Wpływ szybkości w gardzieli na ilość pyłu w w. piecu nr 5 w Cleveland.

Sądzi się, że przy danym naboju ilość pyłu, wytwarzanego w wielkim piecu, po przekroczeniu krytycznej szybkości, zależy w dużej mierze od tej ilości pyłu, która wydmuchana jest w czasie zarywań pieca i na skutek tworzenia się kanałów. Żaden pył, prócz większych cząstek nie mógłby oprzeć się tak dużej szybkości po wyrwaniu go z linii namiaru do wolnej przestrzeni. Należy podkreślić, że przy szybkości krytycznej ilość pyłu wahała się w szerokich granicach, np. od 60 — 170 kg/t surowki dla szybkości 1,5 m/sec. i że więcej pyłu powstaje przy ciężkim naboju niż przy lekkim.

Aby ustalić, co wpływa na ilość wydmuchanego pyłu, przyjęto podział na 3 rodzaje:

- 1) część pyłu powstaje zawsze, nawet przy normalnych warunkach pracy,
- 2) część pyłu powstaje przy zarywaniach pieca,
- 3) część pyłu powstaje przy wytwarzaniu się kanałów.



Rys. 5.

Zależność ilości pyłu od ilości zarywań.

Spróbowano znaleźć zależność między ilością pyłu a ilością zarywań pieca. Rys. 5, obrazujący tę zależność, pokazuje również, że przy braku zarywań jest również pewna ilość pyłu, a mianowicie 30 kg. Jest to ta ilość pyłu, która powstaje nawet w normalnych warunkach pracy. Różnica między krzywą dolną ilości pyłu przy wysokim ciśnieniu, a wyższą krzywą, ilości pyłu przy biegu normalnym, wynosi ok. 40 kg. Wydaje się, że przyczyną tej różnicy jest większa skłonność do tworzenia się kanałów przy biegu pieca na ciśnieniu normalnym. Dla warunków pracy wielkiego pieca Nr 5 w Cleveland można więc ustalić wzór na ilość pyłu, a mianowicie:

$$\text{Ilość pyłu} = C + aZ + K,$$

gdzie C jest stałą, wynoszącą 30 kg, Z — spółczynnik, zależny od ilości zarywań, K — spółczynnik, zależny od skłonności tworzenia się kanałów.

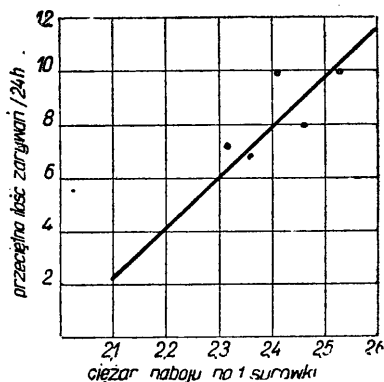
Przy pracy normalnej wzór ten daje:

$$\text{Ilość pyłu} = 30 + 10Z + 40.$$

Przy pracy na ciśnieniu podwyższonym:

$$\text{Ilość pyłu} = 30 + 10Z.$$

Częściowe wytłumaczenie większej ilości pyłu przy nabojach cięższych (jak pokazano to na rys. 4) podaje rys. 6, gdzie spróbowano wykazać zależność ilości zarywań od obciążenia naboju. Wykres ten ustalono na podstawie wielomiesięcznej pracy pieca, przy prawie stałej ilości dmuchu. Tendencja do wzrostu ilości zarywań a więc do wytwarzania więcej pyłu przy cięższych nabojach, jest całkiem widoczna.



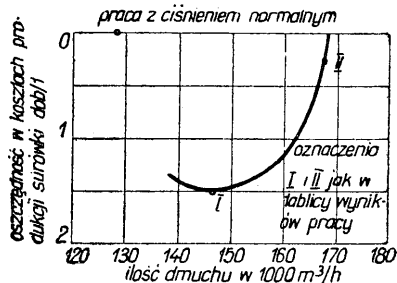
Rys. 6.

Wpływ ciężaru naboju na ilość zrywań.

Rekapituluując te wyniki można powiedzieć, że szybkość gazu ma wpływ zarówno na wydmuch pyłu, jak i na tworzenie się kanałów i na zawiesanie pieca, jest więc czynnikiem, kontrolującym ilość wydmuchanego pyłu. Mniejsza szybkość gazu przy podniesionym ciśnieniu dmuchu (bez straty produkcji, jaka zachodzi przy zwolnionym biegu pieca), pozwala obniżyć wybitnie ilość pyłu. Dlatego też praca z wysokim ciśnieniem dmuchu zmieni — być może — zapatrywania na konieczność daleko posuniętego przygotowania wsadu. Przez podniesienie ciśnienia dmuchu staje się możliwym przerabianie miękkih rud z niskim zużyciem koksu, bez obawy zawieszania się pieca i dużego wydmuchu pyłu.

Próbowano ustalić optimum pracy pod względem kosztu produkcji. Koszt ten ustalono na podstawie wyników technicznych, podanych poprzednio. Wykres (rys. 7), stąd ustalony, podaje to optimum. Oczy-

wiście, przy pracy z jeszcze wyższym ciśnieniem, optimum to przesunie się prawdopodobnie powyżej 170 000 m³/godz.



Rys. 7.

Oszczędność w kosztach produkcji surówki w w. piecu nr. 5 w Cleveland.

W obecnych warunkach zysk w koszcie własnym wynosi ok. 1,5 dol. na tonę surówki. Do tego należałoby doliczyć jeszcze korzyści, wynikłe z wykorzystania energii, zawartej w gazach. Łatwo obliczyć, że przy ilości dmuchu ok. 150 000 m³/godz. gazy wielkopięcowe o ciśnieniu ok. 0,7 atn. i temperaturze ok. 150°, rozprężane adiabatycznie w turbinie gazowej (o wydajności 80%), mogłyby dać ok. 2 700 KM. Odpowiednie próby były już przeprowadzone w Youngstown. Turbina gazowa zastąpiłaby wtedy zawory spiętrzające i moc zużyta na sprężanie dmuchu byłaby odzyskana bez straty wartości opałowej gazu.

Wnioski z badań. Podwyższone ciśnienie powoduje, że szybkość gazu w wielkim piecu jest niższa, a więc czas przebywania w piecu — dłuższy. W efekcie zużycie koksu spada i można stosować cięższe naboje. W warunkach pomiarów podniesienie ciśnienia w gardzieli o 0,5 at pozwoliło na zastosowanie cięższego naboju ok. 2,6 t/t surówki, zamiast 2,3. Obliczenia na podstawie pomiarów wykazują, że z dalszym wzrostem ciśnienia i obniżenia szybkości gazów byłoby możliwe obciążenie naboju aż do 2,9 t/t surówki.

Obniżenie zużycia koksu należy tłumaczyć z jednej strony ściślejszym kontaktem gazów z materiałami, co potwierdzone zostało przez wyniki analiz gazów w gardzieli i temperaturę gazów, która — mimo znaczenie większej ilości gazów, — jest na poziomie temperatury przy biegu normalnym, z drugiej strony czas reakcji jest dłuższy, gdyż szybkości gazów są niższe.

Z kolei — zdolność pieca przyjmowania dmuchu o wyższej temperaturze również przyczynia się do obniżenia zużycia koksu. Wreszcie mała skłonność pieca do zawieszania się i tworzenia się kanałów, a więc uśrednienie biegu pieca. Pozwala to na ustalenie optimum pracy i najniższy koszt wytwarzania.

Badania były utrudnione wskutek wad mechanicznych urządzeń, które zmuszały do postojów i napraw. Wycierające działanie pyłu przy wysokim ciśnieniu dawało się we znaki w szczególności we wszystkich załamaniach przewodu i w zaworach, np. wycierania się siedzenia i stożka zaworu wydmuchowego. Najmniejsza dziura szybko rozszerzała się i zmuszała do postojów. Zawory dławiące w przewodzie gazowym okazały się niewygodne. Z powodu nieszczelności między dużym dzwonem a lejem ciśnienie w przestrzeni międzyczłonowej spadało b.

wolno po otwarciu wypustu do atmosfery zewnętrznej i wstrzymywano otwarcie małego stożka.

Próby w Cleveland przeszły już pierwsze stadium i obecnie montuje się nową dmuchawę, największą na świecie, o wydajności 210 000 m³/godz. i ciśnieniu 3 atn. Pozwoli to na utrzymanie w gardzieli wielkiego pieca ciśnienia ok. 1,5 — 1,8 atn i stworzy nowe, dalsze możliwości.

Stalownictwo.

Bezpośrednie świeżenie węgla tlenem w piecu martenowskim.*)

Proces świeżenia kąpieli metalowej, a zwłaszcza miękkich stali w piecu martenowskim, jest powolny. Wiąże się to z tym, że przeniesienie ciepła ze spalin do kąpieli jest — wobec niewielkiej różnicy temperatur — również powolne, a ruda, wprowadzana do pieca, jako czynnik świeżący, działa oziębiająco i wymaga dodatkowej ilości ciepła na podgrzanie tudzież na wyrównanie efektu endotermicznego reakcji wypalania węgla.

Celem skrócenia czasu wytwarzania miękkich stali podjęto myśl zastosowania do świeżenia zamiast rudy — tlenu. Pierwsze praktyczne próby na skalę przemysłową wykonano w sierpniu 1946 r., w zakładach Bradkenridge firmy Allegheny Ludlum Steel Corporation.

Od tego czasu wykonano przy użyciu tlenu cały szereg topów, osiągając znaczne doświadczenie w prowadzeniu tego rodzaju procesu.

Świeżenie prowadzono na piecach 90-tonowych. Stwierdzono, że konieczna jest praca przy ciśnieniu 6 do 9 at, i wielkości przepływu tlenu 700 do 1400 m³ na godz. Tlen doprowadzono przewodem 2½" do punktu kontrolnego wytapiacza i umieszczano tam zawór. Znajdował się tam również aparat do pomiaru przepływu tlenu i manometr do pomiaru ciśnienia. Stąd tlen idzie przewodem 1½" do pieca. Wszystkie przewody, zawory i aparaty pomiarowe muszą odpowiadać przepisom bezpieczeństwa dla pracy z tlenem. Korzystne jest zainstalowanie za aparatami pomiarowymi w kierunku pieca rury miedzianej 30 cm długości, jako zabezpieczenia głównego przewodu przed cofaniem się płamienia. W piecu operuje się rurami żelaznymi ½" do 1" średnicy, nie osłoniętymi. Z przewodem łączy się je gumowymi węzami długości ok. 8 m. Przepływający tlen chłodzi rurę, tak że spalanie jej postępuje powoli. Oczywiście, efekt chłodzenia jest tym większy, im szybszy jest przepływ tlenu. Rurę wsadza się do pieca przez otwór w klapie i zanurza w metal na głębokość ok. 150 mm. Rura spala się stosunkowo powoli (ok. 60 cm na min.). Ze względu na zużycie rur nie można stosować małych ilości tlenu. W opisywanych badaniach używano rur 1" średnicy.

Szybkość świeżenia węgla badano w zakresie od 1,2% do 0,02% zawartości. Przy wyższych zawartościach wypalanie było szybkie (ok. 0,05% na min.) i zależało od ilości tlenu, doprowadzonego do pieca. Wykorzystanie tlenu było wyższe od teoretycznego, ponieważ gwałtowne gotowanie przyspiesza świeżenie kąpieli metalowej działaniem atmosfery pieca i działaniem żużla. Przy niskich zawartościach węgla szybkość świeżenia znacznie spada i wynosi przy zawartości C ok. 0,06% — 0,002 do 0,006%/min., przy za-

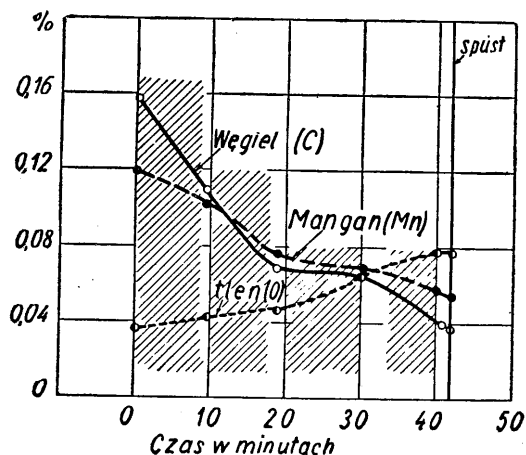
Należy pamiętać, że nie wypróbowano jeszcze równoczesnej pracy wielkiego pieca o wysokim ciśnieniu i wzbogaconym w tlen dmuchu oraz z przygotowanym wsadem.

Wielki piec, który wszedł od ok. 10 lat na nowotory prób, czekają dalsze jeszcze przemiany.

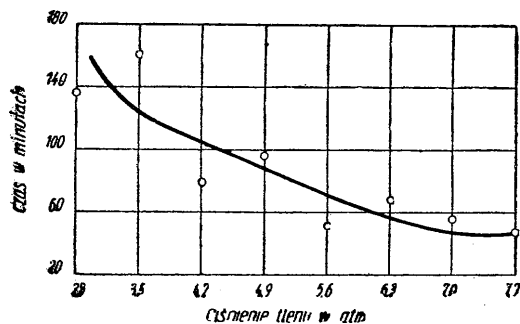
E. Mazanek

wartości C poniżej 0,03% — 0,002%/min. i nawet niżej. Zatem również i wykorzystanie tlenu maleje. Oczywiście, osiągnięta szybkość świeżenia tlenem dla tych niskich zawartości węgla jest o wiele wyższa niż przy świeżeniu rudą. Uznano też ten proces za b. korzystny dla wytwarzania miękkich stali.

Świeżenie twardych stali tlenem wykazało poważną wadę nadmiernego przegrzewania topu ze względu na ciepło reakcji endotermicznych wypalania domieszek. Teoretyczny przyrost temperatury dla wypalania czystym tlenem 0,01% domieszki wynosi dla węgla (na CO) 3,6°, dla manganu 5,3°. Zmusza to do redukcji dopływu gazu do pieca lub dodawania rudy i żłomu celem utrzymania temperatury kąpieli na właściwym poziomie.



Rys. 1.
Przebieg świeżenia stali tlenem w piecu martenowskim.

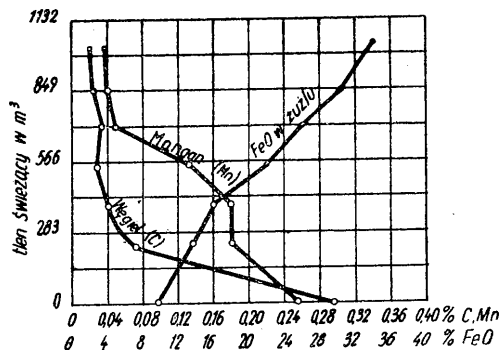


Rys. 2.
Wpływ ciśnienia tlenu na czas potrzebny do wyswieżenia węgla od zawartości 0,25% do 0,03%.

Rys. 1 podaje przebieg wytopu, świeżonego tlenem w końcowej fazie wyrabiania. Widzimy, że zużyto w danym wypadku ok. 40 min. na wyswieżenie węgla z 0,16% na 0,04%. Na szybkość świeżenia ma — rzecz prosta — b. duży wpływ ciśnienie tlenu (rys. 2).

*) G. V. Slottman i F. B. Loundberry, Iron and Coal, 1947, str. 363 — 366 i 823 — 825.

Rys. 3 podaje przebieg świeżenia kąpieli stali w piecu 90-tonowym jako funkcję zużycia tlenu. Widzimy, że szybkość wypalania węgla dla zawartości poniżej 0,06% znacznie maleje, natomiast mangan wypala się wtedy b. znacznie. Wzrost FeO w żużlu



Rys. 3.

Przebieg świeżenia wytopu stali jako funkcja ilości świeżającego tlenu.

jest stały i nie wykazuje gwałtownych zmian w przebiegu jak krzywe wypalania C i Mn. W topie tym czas świeżenia tlenem wyniósł 1 godz. 2 min., przy czym zawartość węgla spadła z 0,29 na 0,02%. Z rysunku tego widzimy, że zużycie tlenu może być b. różne, zależnie odżądanego stopnia wyświeżenia węgla i wynoki ok. 3 do 10 m³ na tonę stali.

W praktyce stosuje się świeżenie kombinowane. Przy wyższych zawartościach węgla świeży się rudą, co daje wprawdzie wolniejszy przebieg, jest jednak tańsze, a przy tym nie przegrzewa się topu. Przy niższych zawartościach węgla świeży się tlenem, co znacznie przyspiesza proces, daje oszczędność na czasie, zużyciu paliwa, rudy, wapna i pozwala zaoszczędzić piec, który mniej się niszczy. Oszczędność na czasie, wynosząca 1 do 3 godz., pozwala wybitnie zwiększyć wydajność godzinową pieca. Co do jakości stali stwierdzono, że nie jest ona gorsza, a jeżeli chodzi o zanieczyszczenia, czystsza od stali, wyrabianej w procesie świeżenia mudą. Jakkolwiek wyniki otrzymane są nowe i proces ten jest szersze przedmiotem badań, należy stwierdzić, że stalownik otrzymał nową metodę prowadzenia procesów metalurgicznych w piecu martenowskim.

E. Bućko

Odlewnictwo.

Zarys odlewnictwa precyzyjnego.*)

Odlewnictwo precyzyjne daje możliwość wykonania odlewów z dokładnością $\pm 0,05$ mm, przy czym gładkość powierzchni jest tak duża, że całkowicie usuwa konieczność obróbki mechanicznej. Ten system odlewania oparty jest na tzw. procesie „lost — wax“, który został zapoczątkowany przez laboratorium Austenal (New-York) w 1943 r. Od tej pory odlewano precyzyjnie wszystkie metale i stopy, począwszy od najtrudniej topliwych, a skończywszy na aluminium i magnezie.

System „lost - wax“ przedstawia się w ogólnych zarysach następująco:

Główny model wykonany jest z drzewa lub z metalu, którym jest zazwyczaj mosiądz. Model ten zamocowuje się następnie w gipsie wzdłuż płaszczyzny podziąła. Po ułożeniu w skrzynce odlewniczej zalewa się go stopem Bi/Sn (70/30) o temperaturze ok. 80°, po czym drugą część formy można zalać metalem niżej topliwym. Powierzchnie obydwu części form są potem wykończane; następnie wykonywa się otwory wlewnicze i przelewowe, które po oczyszczeniu, celem zabezpieczenia przed przylepieniem się wosku, zapuszczane są trójchlorkiem etylenu lub czterochlorkiem węgla. Teraz forma jest już gotowa do wypełnienia woskiem. Do formy wlewa się wosk roztopiony. Dla przyspieszenia stygnięcia można ją umieścić w chłodni. Ponieważ od wosku zależy dalsza dokładność wykonanego odlewu, należy zapewnić mu właściwą płynność, by wypełnił dokładnie kształty formy. Celem usunięcia naprężeń, któreby mogły spowodować deformację, często poddaje się taki odlew woskowy odpuszczaniu. Po rozebraniu formy modele ustawia się w pożądanym zespole, przylepiając je za pomocą lekkiego podgrzania do płyty podstawowej. W takiej formie są one gotowe do natrysku. Śliską powierzchnię wosku natryskuje się rozczyntem mydła

z dodatkiem krzemianu sodu, kwasu solnego oraz masy usztywniającej. Mieszanka ta natryskiwana jest przez 30 min. pod naciskiem 30 — 80 funtów na cal kwadratowy (2 — 5,5 kg/cm²). Pierwszy natrysk powinien dać powłokę możliwie najbardziej sprężystą i odporną. W tym celu należy wybrać odpowiednią masę usztywniającą, w której skład wchodzi związki cyrkonu, krzemu, aluminium i symanitu.

Druga powłoka stanowi wsparcie pierwszej krzemionkowej, trzecia natomiast nadaje chropowatość, która ułatwia zlepianie się warstw z masą, wypełniającą formę. Reakcja, zachodząca w warstwach, ma przebieg taki, że krzemian sodu wraz z kwasem solnym daje chlorek sodu oraz kwas krzemowy, a ten następnie, pod wpływem temperatury, rozkłada się na wodę i krzemionkę.

Można też zamiast krzemianu sodu użyć — estrów krzemowych, lecz wówczas składnikiem zwilżającym musi być jakiś właściwy rozpuszczalnik, np. alkohol metylowy. Etylek krzemu w obecności wody, zawierającej ślady kwasu solnego, rozpuszczony we wspólnym rozpuszczalniku, tworzy kwas krzemowy, który z kolei przechodzi w krzemionkę i wodę. Reakcja ta ilustruje jedynie tylko produkty wyjściowe i końcowe. Krzemian sodu jest tani i łatwy w użyciu, natomiast ester sodu jest kapryśny i skomplikowany.

Zespoły, natryskiwane natychmiast po osuszeniu, muszą być przekazywane do wypełnienia, gdyż w przeciwnym razie mogą ulec deformacji.

Mieszanka wypełniająca oparta jest na następującej zasadzie: etylek krzemu i płynny ester krzemowy, hydrolizując na kwas krzemowy, wiąże masę usztywniającą w twardą i zwięzłą substancję, która zostaje związana krzemionką, powstałą przez rozkład kwasu krzemowego, w temperaturze 700°.

Następny zespół wkładany jest do drobnoziarnistej mieszaniny etylku krzemu, kwasu solnego, alkoholu metylowego i wody, wraz z mączką krzemianową, piaskiem i magnezem. Na to wszystko daje się mieszaninę tych samych składników, lecz o grubszych ziarnach. Na wstrząsanie masa ta układa się w zależności od wielkości ziarn. Wstrząsanie trwa 30—50 min.

*) J. N. Read. A Survey of Precision Casting. Metalurgia. 1947, str. 275.

lub dłużej, po czym następuje suszenie w suszarce powietrznej w ciągu 12 godzin.

Potem modele woskowe usuwane są przy pomocy pary wodnej lub wytapiane w specjalnych piecach, po czym następuje spiekanie całej formy w temperaturze do 1000°. Podgrzanie musi odbywać się powoli, gdyż w ciągu tego czasu całkowita ilość alkoholu oraz wody musi się ulotnić, a krzem przejść ze stanu koloidalnego w stan krystaliczny. Temperatura przejścia rozpoczyna się przy 575°, przy czym najszybszy przebieg zachodzi w temperaturze 700°.

Po wykonaniu odlewu formy zostają rozbite, a odlewy czyszczone przy pomocy piaskowania.

Formy, wykonane ze stopów niskotopliwych, dają możliwość uzyskania dokładności, nie przekraczającej 0,01 mm/cm. Mogą się jednak przytrafić deformacje powierzchni w czasie wypełniania formy gorącym woskiem. Z tego powodu wiele firm wykonywa formy ze stali drogą obróbki mechanicznej.

Wosk może być używany wielokrotnie lecz zawsze z dodatkiem świeżego. Maksymalny współczynnik rozszerzalności nie powinien przekroczyć 0,025 mm na 1° C.

Dla wysokotopliwych metali należy przyjąć praktyczne granice tolerancji odlewów precyzyjnych, wynoszące ok. 0,05 mm na 1 cm, a w najlepszym przypadku 0,03 mm na 1 cm.

Metalografia, własności i próby.

Wpływ bardzo małych ilości siarki oraz wtrąceń tlenków na gatunek stali.*)

Wiadomości nasze o własnościach metali pogłębiły się znacznie od chwili, gdy zaczęto badać — sposobami coraz skuteczniejszymi — wpływ b. małych domieszek, wynoszących niekiedy kilka gramów na tonę. Domieszkom tym, uważanym dawniej za zanieczyszczenia, przypisuje się obecnie pierwszorzędny wpływ. Zaznajomienie się z owym wpływem pozwala wytłumaczyć własności dotąd tajemnicze i otwiera nowy rozdział w metalurgii. Będzie tu mowa o 2 domieszkach: o siarce i o tlenie.

Wpływ siarki. Szkodliwy wpływ większych ilości siarki jest na ogół znany. Stal staje się przy przeróbce na gorąco — krucha, co częściowo jest do zwalczania przez powiększenie zawartości Mn. Siarka wywiera również wpływ na powstawanie pęknięć powierzchniowych wlewków. Daje się to zauważyć już dla zawartości S ponad 0,02%, a więc wchodzących w rachubę przy stalach wysokogatunkowych. Ponieważ literatura techniczna nic nie wspomina o wpływie siarki poniżej 0,02%, chodziło o stwierdzenie, czy różnice własności zachodzą przy dalszym obniżeniu zawartości siarki. Sprawa ta jest o tyle ważna, że daleko idące odsiarkowanie jest rzeczą kosztowną. Należało zatem zbadać, czy obniżenie zawartości S od granicy 0,02, zwykle przepisywanej dla stali wysokogatunkowych, do 0,01 lub niżej, usprawiedliwione jest polepszeniem się jakości.

Dla przeprowadzenia badań istniały 2 możliwości postępowania. Pierwszą było wyjście ze stali z S ok. 0,02 i poddanie jej dalszemu odsiarkowaniu w piecu łukowym pod żużlem karbidowym oraz badanie jej własności przy różnych stopniach odsiarkowania.

Sposób ten ma zasadniczą wadę, nie bowiem nie gwarantuje że inne czynniki wpływające, po za S, na

Proces ten rozwinął się w Stanach Zjednoczonych b. szeroko. W ciągu 2 lat Watervliet Arsenal wykonał tą metodą 40.000 różnych części dział. Inna firma wykonała 25.000.000 łopatek dla sprężarek, przy miesięcznej produkcji 2.100.000, a inna znów wykonała 4.000.000 odlewów 400 różnorodnych części z 35 różnych stopów.

W Anglii kilkanaście firm eksperymentowało z odlewnictwem precyzyjnym, opartym na metodzie „lost-wax“, lecz zaledwie kilka z nich osiągnęło zadowalające rezultaty, produkując tygodniowo ok. 2.000 części. Jak dotąd jedna tylko firma osiągnęła taki stan sprawności, że może produkować odlewy ze stali nierdzewnej na skalę handlową w takim stanie, że nie wymagają one dalszej obróbki mechanicznej i są tańsze od kutych. Proces ich różni się nieco od opisanego i nie wymaga woskowych modeli. Koszt odlewni precyzyjnej wynosi około 3—4 tys. funtów sterlingów.

Odlewnie precyzyjne nadają się również do fabrykacji: przedmiotów zdobniczych, instrumentów precyzyjnych i chirurgicznych, narzędzi tnących ze stali szybko tnącej itd. Po obróbce cieplnej ich własności wytrzymałościowe, mogą być porównywane z materiałem kutym.

A. Semkowicz

gatunek stali, nie ulegną zmianie pod wpływem warunków istniejących w piecu. (Wobec powyższego zastosowano drugą metodę: Wyjście od stali b. czystej S = 0,005 do 0,01 i nasiarkowanie jej przez dodatek siarczku żelaza czystego w chwili rozlewu, tak aby tylko zawartość S mogła się zmienić. Wytopy były robione w piecu wysokiej częstotliwości, o pojemności 1,5 t i o trzonie kwaśnym. Wsad złożony był z materiałów b. czystych: żelazo szwedzkie, żelazo szwedzkie nawęglone oraz konieczne żelazostopy, bez odcinków i złomu. Dodawano szkło tłuczone dla zrobienia potrzebnego żużla. Top prowadzony był normalnie, a zawartość C doprawiona dodatkiem surówki szwedzkiej. Odlewano 2 wlewki 225 kg, potem dodawano czystego siarczku żelaza w ilości potrzebnej do podniesienia zawartości S o 0,005% i resztę lano we wlewkach jak wyżej. Otrzymywano więc dla każdego gatunku stali 2 odmiany, różniące się jedynie zawartością S, przy czym zachowano wszystkie ostrożności, by inne składniki nie uległy zmianie, co sprawdzono analizami chemicznymi wszystkich składników, dających się określić, włączając w to zawartość tlenu. Odlewano wg. tej techniki 2 gatunki stali, o składzie następującym:

	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	P
Stal A	0,19	0,29	0,41	4,58	1,29	0,52	0,013
Stal B	0,37	0,29	0,36	2,60	0,70	—	0,015

Zawartości S były:

	Przed dodatkiem Fe S	Po dodatku Fe S
Stal A	0,007%	AS 0,012%
Stal B	0,007%	BS 0,014%

Wlewki 225 kg zostały przekute na okrągłe sztaby 95 do 100 mm \varnothing , co odpowiada przeróbce 6,5-krotnej. Próby mechaniczne zostały przeprowadzone na tych sztabach jak następuje: Stal A. Porównawcze próbki były wzięte w sposób identyczny co

*) L. Colombier. Revue de Métallurgie 1947, str. 47—57.

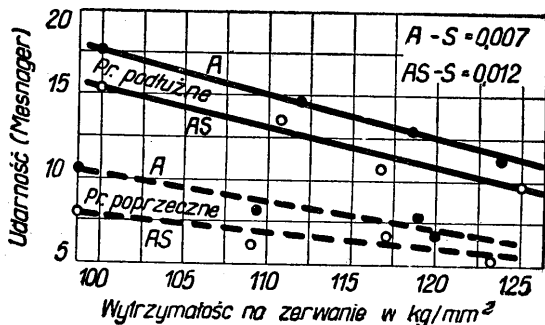
do miejsca we wlewkach i sztabach. Wzięto próbki podłużne i poprzeczne i ulepszono je tak, aby otrzymać serię wytrzymałości na rozzerwanie od 100 do 125 kg. Wyniki prób na stali A wykazały, że wydłużenie nie jest zmienione przez zwiększenie zawartości S, zwięzenie zaś jest nieco zmniejszone. Udarność (Mesnager) jest znacznie zmniejszona. Tabela poniżej i rys. 1 obrazują otrzymane wyniki.

1) Stal A przed dodaniem siarki S = 0,007%

Temperatura odpuszczania	R	A%	C%	Udarność (średnia)
Próbki podłużne				
540	124	12,8	60	11,15
570	119	12,1	62,5	12,80
595	112	14,2	64	14,65
615	100	16,4	68,5	17,37
Próbki poprzeczne				
540	120	9,7	44	6,65
570	119	9,7	51	7,35
595	109	10,3	54,5	8,07
615	99	14,4	61	10,21

2) Stal AS po dodaniu siarki S = 0,012%

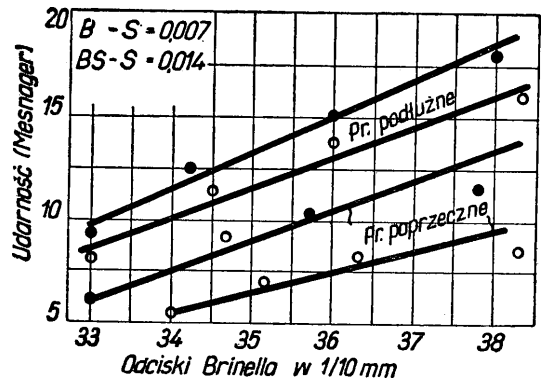
Temperatura odpuszczania	R	A%	C%	Udarność (średnia)
Próbki podłużne				
540	125	12,8	58,5	9,59
570	117	13,5	60	10,82
595	111	14,2	62,5	13,14
615	100	17,2	67,5	15,15
Próbki poprzeczne				
540	123	9,7	44	5,27
570	117	8,3	44	6,37
595	109	10,3	47,5	6,22
615	98	13,8	54,5	7,92



Rys. 1.

Stal B. Wobec powyższych wyników przeprowadzono na stali B tylko badania na udarność. Rys. 2 daje porównanie udarności stali B i BS (nasiarkowanej) w stosunku do odcisków Brinella. Spadek udarności przez nasiarkowanie wynosi ok. 10% dla próbek podłużnych i 30% dla próbek poprzecznych. Na zasadzie tych wyników nie ulega wątpliwości, że zmiana zawartości S od 0,007 do 0,012 lub 0,014 powoduje wyraźny wzrost kruchości, wyrażony przez spadek udarności. Ten wzrost kruchości jest specjalnie znaczny dla własności poprzecznych. Ujemny wpływ siarki nie jest więc ograniczony do granic, przepisanych nor-

malnie dla stali wysokogatunkowych i należy oczekiwać polepszenia własności przy obniżeniu siarki do możliwie najniższych zawartości.

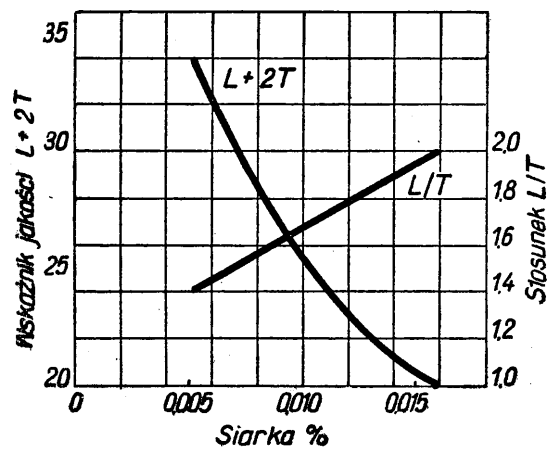


Rys. 2.

Badania statystyczne bieżącej fabrykacji potwierdziły w zupełności powyższe wyniki doświadczalne. Objęły one ok. setki wytopów stali A. Wytopy były robione w piecach kwaśnych wysokiej częstotliwości, 1,5 do 5 t pojemności, przy jednolitym sposobie prowadzenia topu. Zachodziły tylko różnice w materiałach wsadowych a zawartości S wahały się od 0,005 do 0,016%. Z każdego wytopu odlewano wlewek 220 kg, który służył jako materiał do prób, pobranych tak, jak podano wyżej. Badano tylko udarność. Aby móc dać porównawczą charakterystykę dla każdego wytopu stworzono „wskaźnik jakości” $I = L + 2T$, gdzie I jest wskaźnikiem jakości, L — udarnością podłużną, T — udarnością poprzeczną dla wytrzymałości R = 115 kg. Udarność poprzeczna T wzięta jest podwójnie, aby jej wpływ na wskaźnik zrównać z wpływem udarności podłużnej, która jest ok. 2 razy większa. Jako drugi wskaźnik jakości wzięto stosunek L/T.

Stosując te wskaźniki do wytopu stali A, który służył do wyżej opisanych prób otrzymuje się:

A przed dodaniem S
 $L = 14, T = 8 \quad L + 2T = 30 \quad L/T = 1,75$
 A S po dodaniu S
 $L = 11,8, T = 6,3 \quad L + 2T = 24,4 \quad L/T = 1,88$



Rys. 3.

Przeliczając te same wskaźniki dla różnych wytopów produkcji bieżącej stwierdzono, że wartości ich były zależne bezpośrednio od zawartości S, z tym zastrzeżeniem, że sposób prowadzenia wytopu i materiały wsadowe muszą dać wtrącenia mikroskopowe utlenione tego samego typu. Przy zachowaniu tego warunku, związek między zawartością S a wskaźnikami I i L/T jest uderzający. Rys. 3 uwidocznia otrzymane wyniki średnie. Z przebiegu linii L/T należałoby wnioskować, że przy $S = O$ stosunek L/T będzie bliski jedności, z zastrzeżeniem, że tak dalekie odsiarczowanie nie zmieni innych wtrąceń w stali. W każdym razie widoczny jest wielki wpływ dodatni przy obniżaniu siarki z 0,015 na 0,005%.

Krzywe z rys. 3 są średnią z poszczególnych wyników, których rozrzut wynosi $\pm 10\%$. Część rozrzutu pochodzi z niedokładności próby na udarność, część jednak należy przypisać naturze wtrąceń siarczków, przy założeniu, że wtrącenia tlenkowe pozostają bez zmian. Przy obserwacji poszczególnych próbek pod mikroskopem można zauważyć, że przy zawartościach ok. 0,005 S, wtrącenia siarczków praktycznie nie istnieją, a przy zawartościach wyższych liczba ich i wymiar rosną szybciej niż zawartość S, wzrost ten bywa wszakże niejednorodny. Stale o tej samej zawartości S mogą mieć b. różne wtrącenia siarczków. Wskaźniki jakości I i L/T są na ogół gorsze, gdy ilość siarczków, widocznych pod mikroskopem, rośnie. Zatem nie tylko zawartość siarki ma znaczenie lecz również i postać, pod którą siarka ta się znajduje. Nie udało się ustalić w sposób pewny powodów zmian postaci siarki w różnych wytopach, wymagałoby to bowiem b. długich badań na licznych wytopach bieżących, przy których należałoby ująć, dla każdego wytopu oddzielnie, wszelkie okoliczności, jakie zaszły podczas wytopu. Jednakże wydaje się prawdopodobne, że zmiany te zależne są od zawartości tlenu w metalu. W danym wypadku podniesienie zawartości tlenu działałoby korzystnie i zmniejszałoby ilość widocznych siarczków.

Wydaje się, że jak gdyby istniała pewna rozpuszczalność siarczków w stali stałej z granicą ok. 0,005%, z tym, że powiększenie zawartości tlenu powiększa tę rozpuszczalność. Wpływ tlenu został sprawdzony dwoma sposobami: 1) wykonano najpierw oznaczenia tlenu przez stopienie w próżni (metoda Meyer - Castro); Otrzymane wyniki potwierdzają na ogół powyższe twierdzenie lecz mają duży rozrzut, który należy przypisać temu, że metoda owa określa nie tylko O, pochodzący z Fe O, rozpuszczonego w stali płynnej, ale również O z przypadkowych wtrąceń niemetalicznych, powstałych podczas lania; 2) wyraźniejsza zależność zachodzi przy porównaniu ilości siarczków z zawartością Si w stali. Im zawartość Si jest większa, tym więcej występuje widocznych siarczków. Ponieważ wytopy były robione na trzonie kwaśnym, a zawartość C była niska, stopień utlenienia metalu płynnego był ściśle związany z zawartością Si w metalu, w myśl wzoru $(Si) \times (O)^2 = K$, w założeniu jednak, że temperatura kąpeli jest jednakowa w każdym wypadku. Trudność określenia dokładniej temperatury kąpeli oraz brak pewności, czy równowaga zostaje w pełni osiągnięta, nie pozwalają na liczbowe ujęcie zależności.

Wpływ tlenu (wtrącenia utlenione). Wpływ na udarność. Przyjęte jest obecnie, że tlen, rozpuszczony w stali płynnej, wydziela się podczas krzepnięcia pod postacią wtrąceń tlenkowych, przynajmniej o ile znajdują się w stali składniki redukujące, jak Al, Si, Mn. Wtrącenia te przybierają różne kształty i wiel-

kości. Wtrącenia, widoczne gołym okiem lub przy pomocy szkła powiększającego, tj. wtrącenia makroskopowe, zwalczane są energicznie przez producentów, a zwłaszcza konsumentów. Wtrącenia, widoczne tylko pod mikroskopem, są na ogół mało brane pod uwagę, chociaż mają wielki wpływ na pewne zasadnicze własności stali.

Jak już było wspomniane, zbadano ok. setki wytopów stali A i określono wskaźniki jakości $L+2TiL/T$. Wszystkie te wytopy miały ten sam skład chemiczny dla domieszek głównych i różniły się między sobą tylko co do materiałów wsadowych oraz co do niektórych szczegółów w przebiegu topu. Różnice te, choć mało znaczne na pierwszy rzut oka, spowodowały wielki rozrzut wskaźników jakości. Wskaźnik I wahał się od 17 do 35, a wskaźnik L/T od 1,40 do 4,45. Różnice te można było podzielić wytopy na 3 grupy, z których każda posiada jeden typ wtrąceń, czy wyłącznie czy co najmniej w stopniu silnie przewyższającym inne typy.

Grupa I. Wtrącenia krzemionki kulkowej, rozproszone w całej masie metalu, bez wyraźnych skupień lub kierunkowości: średnica ich pozostaje na ogół poniżej 1/100 mm.

Grupa II. Al_2O_3 lub połączeń nieplastycznych, w formie kropek nierównomiernych i charakterystycznych. Wymiar ich wynosi zaledwie kilka mikronów. Wtrącenia te są rozproszone albo tworzą skupiska wydłużone, mogące osiągnąć kilka mm długości.

Grupa III. Wtrącenia plastyczne, wydłużone przez kucie, różnych typów i składów, jak krzemiany lub glinokrzemiany żelaza, manganu, wapnia.

Każdy wytop stali może być zaliczony do jednej z tych grup, w zależności od typu wtrąceń, które się w nim znajdują. Przy badaniu wskaźników jakości, oddzielnie w każdej grupie, otrzymano następujące wyniki:

1) Istnieje b. wyraźna zależność udarności poprzecznej od rodzaju wtrąceń mikroskopowych.

Wskaźnik L/T leży w gran. 1,40 do 1,90 dla stali gr. I
1,85 do 2,75 dla stali gr. II
2,05 do 9,45 dla stali gr. III

z tym, że powiększenie L nie zachodzi, obniża się natomiast T. Dla tej samej wytrzymałości 115 kg udarność poprzeczna stali o tej samej analizie mogła się wahać od 10 do 3, w zależności od grupy stali.

2) Wpływ siarki, o którym była mowa wyżej, wykazuje się wyraźnie tylko w granicach tej samej grupy. Grupa I, w której siarka jest jedynym składnikiem, dającym wtrącenia podłużne, nadaje się wyjątkowo dobrze do wykazania jej wpływu. W grupach II i III współdziałanie wydłużonych wtrąceń utlenionych z wtrąceniami siarczków maskuje wpływ tych ostatnich.

Można poprzeć te twierdzenia wyjątkowo przekonującym przykładem: przy odpowiednich zmianach w końcowej fazie topu w piecu wysokiej częstotliwości istnieje możliwość otrzymania w tym samym wytopie części wlewków w grupie I, części w grupie II i III; te ostatnie wykazują wyraźne obniżenie udarności poprzecznej, niekiedy przy lekkim wzroście udar-

ności podłużnej, choć wlewki należą do jednego wytopu. Poniżej 2 przykłady (przy wytrzymałości 115 kg):

Wytop X.

1 wlewki grupy I			
L=14,7 T=10,2	L+2 T=35,1	L/T=1,46	
1 wlewki grupy II			
L=16,3 T= 6,2	L+2 T=28,7	L/T=2,60	

Wytop Y.

1 wlewki grupy I			
L=12,3 T= 8,5	L+2 T=29,3	L/T=1,45	
1 wlewki grupy III			
L=14 T= 5,2	L+2 T=24,4	L/T=2,7	

W innych przypadkach przynależność do grupy III pochodziła nie ze zmian w wykonczeniu topu lecz z natury samego wsadu. Wówczas cały wytop należał do tej kategorii i miał następujące cechy: b. słabą udarność poprzeczną i udarność podłużną zmniejszoną.

Należy przypomnieć, że stale z pieców zasadowych (martenowskich, łukowych lub wysokiej częstotliwości) należą zawsze do grupy II i III. Jest rzeczą znaną, że ich własności poprzeczne są zazwyczaj gorsze. Z powyższego wynika, że rodzaj wtrąceń mikroskopowych jest miarodajny dla jakości metalu, określonej próbą udarności. Duża część sztuki stalownika musi być poświęcona odczytaniu odpowiedniej jakości. W wytopach z pieców kwaśnych postać wtrąceń zależy jednocześnie od wsadu i od prowadzenia topu.

Badania na zmęczenie. W badaniach powyższych miarą jakości była udarność. Ponieważ wybór udarności za miernik jakości może być uważany za niedostatecznie usprawiedliwiony, spróbowano przeprowadzić badania na zmęczenie. Natknięto się tu na zasadniczą wątpliwość: przy stosowaniu 3 rodzajów próbek otrzymano wyniki, niezgodne między sobą, co wskazuje, że metody badań zmęczeniowych są jeszcze b. niepewne. Na ogół wyniki były o wiele mniej wyraźne niż przy próbie udarności. Można z nich tylko wywnioskować, że granica zmęczenia wzdłuż dla stali grupy II jest większa niż dla grupy I.

Dla kierunku poprzecznego wyniki są odwrotne. Zróżniczkowanie wyników jest znacznie mniejsze niż przy próbie udarności i rozrzut większy, należy więc przyjąć, że próba udarności lepiej nadaje się do scharakteryzowania jakości stali.

St. Block

Istota pasywności kwasoodpornej stali 18—8.

Przezyna zdolności chromu i stali chromowych lub chromowo - niklowych do przybierania stanu „pasywnego“, czyli stanu pozornej, niecałkowicie trwałej odporności na czynniki chemiczne, nie została jeszcze należycie wyjaśniona. Największym uznaniem cieszy się dotychczas teoria, która wiąże zjawisko pasywności z występowaniem na powierzchni metalu cienkiej lecz szczelnej warstewki tlenku.

M. G. Fontana i F. H. Beck*) na podstawie swych doświadczeń wysuwają inną teorię, w myśl której stan pasywny miałby być powodowany fizyczną adsorbacją cząsteczek gazu na powierzchni tworząca. Doświadczenia tych autorów wykazały mianowicie, że austenityczna stal chromowo - niklowa 18—8 daje się dowolnie aktywować lub pasywować za pomocą ciśnienia gazu w naczyniu, w którym umieszczono badaną próbkę. Jeżeli naczynie z pasywną próbką podda się

w normalnej temperaturze ewakuacji, osiągając ciśnienie powietrza równe 0,001 mm słupa rtęci, wówczas próbka stanie się aktywna. Zwiększenie ciśnienia powietrza, np. do 0,1 mm Hg, nadaje próbce z powrotem stan pasywny. Co ciekawsze, to że całkowicie chemicznie obojętny gaz, jakim jest argon, również posiada własność pasywowania powierzchni stali. Fakt ten stanowi znakomite potwierdzenie hipotezy autorów.

Idąc konsekwentnie dalej w swych rozumowaniach Fontana i Beck dochodzą do wniosku, że w stanie „gamma“ stal chromowo - niklowa musi posiadać większą zdolność adsorbowania gazów na swej powierzchni aniżeli w stanie „alfa“.

O ile w toku zamierzonych badań autorzy potwierdzą swe spostrzeżenia, spowodują pewnego rodzaju przewrót w naszych pojęciach o pasywności metali.

M. Śmiałowski

Stale stopowe o łatwej obrabialności mechanicznej.*)

W czasie wojny oraz w latach powojennych metalurgia i metaloznawstwo brytyjskie dokonały znacznego postępu w dziedzinie wytwarzania i przeróbki różnorodnych stali węglowych i stopowych. W nie małej mierze przyczyniły się do tego: ścisła współpraca naukowo - techniczna ze Stanami Zjednoczonymi, możliwość nie liczenia się z kosztami w czasie wojny oraz bardziej planowa i skoordynowana praca badawcza. Dzięki zrewidowaniu i uproszczeniu warunków technicznych co do ujednostajnienia gatunków stali tudzież zmniejszenia ilości ich odmian w poszczególnych grupach, uniknięto szkodliwego rozpraszania wysiłku produkcyjnego i badawczego.

Wśród licznych przykładów osiągniętego postępu, omawianych obszernie w czasopiśmie brytyjskich, zasługują na uwagę stale stopowe automatowe o polepszonej obrabialności mechanicznej. Łatwą obrabialność tych stali osiąga się przy pomocy dodatków ołowiu w ilościach od 0,17% do 0,25%, naśladując — dość dawno już stosowany z dobrym wynikiem — analogiczny sposób poprawiania obrabialności niektórych stopów nieżelaznych. Wytwarzanie stali z dodatkiem **Pb** było opatentowane tuż przed wojną w Stanach Zjednoczonych, a wkrótce potem rozpoczęto produkcję tych stali na terenie Anglii. Początkowo stosowano wprowadzanie **Pb** do stali węglowych, a następnie i do stali stopowych. Obecnie różnorodne stale stopowe z dodatkiem **Pb** są szeroko stosowane, zwłaszcza w przemyśle motorowym, przyczyniając się znacząco do zmniejszenia trudności i kosztów, związanych z obróbką stali stopowych o wyższej wytrzymałości.

Wprowadzenie ołowiu do stali odbywa się w czasie napelniania wlewków, a sam wytop może być prowadzony przy pomocy różnych znanych procesów metalurgicznych, kwaśnych lub zasadowych.

Praktycznie biorąc, ołów jest nierozpuszczalny w żelazie i szereg dowodów wskazuje na to, że występuje on w stali w stanie tak subtelnego rozproszenia, iż zazwyczaj nie istnieje możliwość wykrycia go pod mikroskopem. Nowoczesnej technice produkcyjnej udało się osiągnąć b. równomierny rozkład **Pb** w masie stali, z uniknięciem niebezpieczeństwa likwacji przy zawartości **Pb** do 0,3%.

*) M. G. Fontana i F. H. Beck. Metal Progress 1947, str. 939—944.

*) I. F. Sewell. The Iron and Coal Trades Review 1947, str. 1118—1125.

Przeróbka plastyczna tych stali nie następuje żadnych trudności, a ich obróbka cieplna prowadzona jest w sposób analogiczny do obróbki podobnych stali stopowych bez **Pb**.

Korzyści, osiągnięte przez wprowadzenie **Pb** są trojakie:

- 1) skrócenie czasu obróbki mech. o 30% — 50%.
- 2) przedłużenie czasu pracy narzędzia.
- 3) lepsze wykończenie obrabianej powierzchni.

Korzyści te osiąga się z uniknięciem jednoczesnego, ujemnego wpływu **Pb** na własności wytrzymałościowe stali. Tak np. wytrzymałość na rozciąganie stali stopowej z **Pb** i wytrzymałość odpowiadającej jej stali stopowej bez **Pb** są identyczne, zarówno w kierunku podłużnym, jak i poprzecznym. Jedynie w przypadku udarności i ciągliwości stwierdza się b.

nieznaczne pogorszenie się tych własności. Co do wytrzymałości na zmęczenie, należy zauważyć, że wpływ **Pb** zależy od wartości R_r stali. W stalach o wytrzymałości poniżej 95 kg/mm² odów wpływa dodatnio na wytrzymałość na zmęczenie, natomiast w stalach o wyższej wartości R_r zaznacza się ujemne oddziaływanie **Pb**, jednak zwnażliwość na karb stali z **Pb** jest mniejsza niż stali bez **Pb**.

Znaczne polepszenie obrabialności mechanicznej stali uzyskano, również przy pomocy małych zawartości siarki. Sposób ten, opracowany w Stanach Zjednoczonych, różni się od podobnych doń w swej zasadzie dawnych metod tym, że stal poddaje się jak najdalej posuniętemu odsiarczeniu, a następnie wprowadza się do niej siarkę ponownie w ilości 0,04% — 0,05%, osiągając dzięki temu lepsze wyniki w porównaniu z wynikami uzyskanymi bez wstępnego odsiarczania.

K. Markiewicz

Ceramika metali.

Prasowanie skomplikowanych kształtów z proszków żelaza.*)

Prasowanie kształtek z proszków metalicznych winno się odbywać w kierunku ich najmniejszego wymiaru, a to w celu uniknięcia nierównomiernego rozkładu ciśnień i w konsekwencji niejednakowej gęstości produktu. Jak długo powierzchnie krzywe są równoległe do osi najmniejszego wymiaru, nie komplikują one zagadnienia, z chwilą jednak, gdy przebiegają prostopadle do tej osi, sprawa ich równomiernego sprasowania staje się zagadnieniem poważnym. Autor rozważa w swej pracy 2 metody formowania, prowadzące do otrzymania materiału o jednolitej gęstości, mimo występowania powierzchni krzywych w kierunkach prostopadłych do osi prasowania.

Na początku omawia autor po kolei wszystkie czynniki, mające wpływ na ostateczny efekt prasowania. Są to: zgniot określony tu jako stosunek ostatecznej gęstości względnej prasówki do początkowej gęstości pozornej proszku, ciśnienie prasowania, plastyczność metalu i użyte środki poślizgowe. Zgniot, jak wynika z określenia, jest tym większy, im mniejsza jest pozorna gęstość proszku. Przy seryjnym prasowaniu proszków korzystniejsze będzie zastosowanie większej gęstości, gdyż w ten sposób przyspieszamy produkcję. Z drugiej strony wszakże proszek o większej gęstości mniej nadaje się do wypełniania skomplikowanych kształtów formy, dzięki mniejszej drodze, jaką przebywa każde z ziarn proszku do swego ostatecznego położenia w czasie prasowania. Ciśnienie prasowania zakreślone jest górną i dolną granicą, których nie należy przekraczać. Dolna granica określona jest koniecznością uzyskania zwartej masy o wyraźnych kształtach i waha się w zależności od proszku. Górna granica zależy od plastyczności proszku, wytrzymałości formy i zgęszczenia powietrza w formie. Jest rzeczą oczywistą, że proszki plastyczne wymagają niższego ciśnienia do sprasowania niż proszki twarde. Wreszcie środek poślizgowy stwarza dogodne warunki przesuwania się cząstek proszku i pomaga do należytego wypełnienia formy.

Pierwsza metoda, opisana przez Goetzla, jest metodą idealną. Ilustrując ją pewnym konkretnym przykładem z dziedziny prasowania biegunów do magne-

sów, Goetzel dawkuje zasyp proszku do matrycy, który wyraża się krzywą i wykazuje jak powinno się zmieniać stopniowo ciśnienie tłoka w poszczególnych częściach matrycy w trakcie prasowania, by osiągnięta została jednakowa gęstość. Do przeprowadzenia w praktyce tych założeń konieczne byłoby posiadanie tłoka, składającego się z nieskończonej ilości ruchomych względem siebie segmentów, co jest oczywiście niemożliwe, pomijając już fakt nieosiągalności zasypu wg jakiejś z góry założonej krzywej. Dlatego też trzeba było opracować inną metodę, praktycznie wykonalną, a zbliżoną do tego idealnego wypadku. Została ona użyta przy masowej produkcji magnesów do telefonów polowych. Metoda polega na zastosowaniu kiiku, następujących po sobie procesów prasowania tłokami o takich kształtach, że gdy dojdziemy do ostatecznego kształtu przy końcowym etapie prasowania, sumy kolejnych zgniotów każdej części prasówki są między sobą równe.

Drugi sposób, opisany przez Goetzla, polega na zastosowaniu tłoków teleskopowych, przy czym każda część tłoka działa samodzielnie i w rezultacie daje jednostajnie sprasowaną kształtkę.

Produkcja twardych metali z węgla wolframu.*)

W pierwszej części swego artykułu zajmuje się autor normalną produkcją twardych metali drogą prasowania na zimno w matrycach stalowych, spiekania wstępnego, obróbki i spiekania ostatecznego. Tej, powszechnie stosowanej metodzie, przeciwstawia proces prasowania na gorąco, kiedy to proszek zasypuje się do formy grafitowej, jako najbardziej odpornej na wysokie temperatury, wkłada do pieca elektrycznego i równocześnie poddaje działaniu temperatury (ok. 1500°) i ciśnienia (ok. 70 kg/cm²). Po ostygnięciu oczyszcza się metal z pozostałości formy przy pomocy piaskownic, szlifuje i poleruje. Porównując te dwa procesy (podwójnego spiekania i prasowania na zimno oraz prasowania na gorąco), autor dochodzi do wniosku, że dla przeciągnięcia do drutu i skomplikowanych kształtek — pierwsza, starsza metoda, jest lepsza, a to ze względu na uzyskiwanie b. dokładnych wymiarów, wymagających następnie tylko przepolerowania. Również i formy stalowe nadają się

*) G. G. Goetzel, Metals Technology 1945.

*) S. H. Brierley, Metallurgia 1947, str. 253.

do wielokrotnego użycia, podczas gdy forma grafitowa może być użyta tylko raz jeden. Forma grafitowa nie nadaje się poza tym do wykonywania skomplikowanych kształtów. Jednakże przy nieskomplikowanych kształtach i małych wymiarach druga metoda jest szybsza i tańsza. Dalszą korzyścią, wypływającą z zastosowania drugiej metody, jest fakt, że to samo urządzenie może być zastosowane z powodzeniem do wytwarzania tarcz diamentowych do cięcia i szlifowania, które fabrykuje się z proszku diamentowego, zmieszanego z proszkiem żelaza i miedzi lub miedzi i kobaltu, jako materiału wiążącego. Ponieważ produkcja tarcz diamentowych idzie zazwyczaj w parze z produkcją twardego metalu, ten ostatni atut jest b. poważny, zwłaszcza dla drobnego wytwórcy.

Produkcja magnesów trwałych w Niemczech.*)

Produkcja magnesów trwałych w Niemczech opiera się na innych podstawach niż w Anglii, gdzie każda firma, produkująca magnesy trwałe, wytwarza wszystko, poczynając od surowców, w Niemczech zaś jedynie tylko Deutsche Edelstahlwerke prowadzą całkowitą produkcję od początku do końca, a inne

firmy czerpią surowce z obcych źródeł. Spiekane magnesy wytwarza głównie fabryka Metallwerke Plansee w Reutte (Austria) i — w mniejszym zakresie — Zakłady Kruppa w Essen. Do produkcji stosuje się proszek żelaza karbońlowego i niklu karbońlowego, stop 50% żelaza i aluminium, kobalt chemicznie strącony i elektrolityczną miedź. Proszek miesza się w młynach kulowych z dodatkiem kamfory i wodoru tytanu. Mieszanke prasuje się pod ciśnieniem 6—8 tys. atmosfer i spieka następnie w atmosferze wodorowej przy temperaturze 1200—1300° w piecach ciągłych. Wytwarza się również magnesy prasowane z dodatkiem sztucznych żywic, używając do tego celu sproszkowanego stopu Al-Ni-Fe.

Magnesy te produkuje firma Baerman Max pod nazwą „Tromalit“. Sposobem Henaeusa produkuje się magnesy Cu-Ni-Fe, znane pod nazwą „Magnetoflux“. Stop przyrządza się w próżniowym piecu indukcyjnym, odlewa i walcuje. Po zastosowaniu odpowiedniej obróbki cieplnej walcuje się materiał do ostatecznych wymiarów na zimno, po czym wyżarza celem przywrócenia własności magnetycznych.

Wi. Rutkowski

Wiadomości ekonomiczne.

Z życia gospodarczego w Stanach Zjednoczonych.**)

Tempo życia ekonomicznego w Stanach Zjednoczonych nie tylko nie ulega osłabieniu, lecz dalej wzrasta. Ilość pracowników osiągnęła liczbę 60 milionów. Zużycie energii elektrycznej, stanowiące jeden z najbardziej charakterystycznych wskaźników zatrudnienia, wykazuje ok. 5 mrd. kWh na tydzień, wydobycie węgla doszło do przeszło 2 milionów ton dziennie, wydobycie ropy naftowej wynosi ok. 700.000 t dziennie. Jeżeli wytwórczość samochodów osobowych i ciężarowych waha się ok. 105.000 szt. tygodniowo, to ogranicza ją jedynie brak stali, chociaż hutnictwo pracuje z 96 — 97% wykorzystaniem swej zdolności wytwórczej (np. w październiku br. wytworzono 6,86 million. t stali). Nic zatem dziwnego, iż cena taśm i blach zimnowalcowanych doszła na czarnym rynku do 330 dol./t. Pomimo rekordowego zatrudnienia hut zaległe zamówienia wciąż jeszcze odpowiadają wytwórczości 4 do 6 miesięcy, tym bardziej, iż eksport wytworów hutniczych przekroczył ostatnio 10% produkcji. Nawet w dziedzinie stali stopowych, dotąd słabiej wykorzystanej, nastąpiło ostatnio duże ożywienie. Widzimy więc, że hutnictwo amerykańskie realizuje program swej dalszej ekspansji. Mówi się o zwiększeniu zdolności wytwórczej hut o 3,2 milion. t stali surowej rocznie wraz z odpowiednią rozbudową całego cyklu produkcji, poczynając od koksowni, a skończywszy na walcowniach. Tak np. największy koncern hutniczy świata, „United States Steel Corporation“, inwestuje ok. 500 million. dol. w miesięcznych ratach po 15 do 20 million. dol., aby odpowiednio rozbudować swe zakłady. Olbrymie koszty tej ekspansji, które dla całego hutnictwa mają wynieść ok. 2 mrd. dol., będą w lwiej części pokryte przez długoterminowe pożyczki wielkich banków. W tych warunkach

ceny złomu znowu silnie zwyżkują, dochodząc do 42 dol./t grubego kowalskiego, loco wagon huta w najważniejszym okręgu Pittsburgha. Zrozumiałe jest przeto, iż komitet Harrimana sprzeciwił się eksportowi 7,9 million. t złomu, o co prosiła Europa w ramach planu Marshalla.

Sprawa podwyższenia cen złomu nie jest zjawiskiem odosobnionym. Całe życie gospodarcze Stanów Zjednoczonych stoi pod znakiem wzrastającej drożyzny, która po chwilowym zatrzymaniu się w I. kwartale br. zaczęła szybko rosnać w II. i III. kwartale br. W stosunku do cen ze stycznia 1941 r. przyjętych za 100, wskaźnik kosztów utrzymania wynosi przeszło 160, przy czym najwięcej podrożały żywność i ubranie. Wprawdzie wskaźnik średnich zarobków godzinnych osiągnął równocześnie 180, jest więc wyższy, jednakże: 1) odpadły zarobki za nadgodziny, tak rozpowszechnione w czasie ostatniej wojny, 2) od czasu zniesienia Urzędu Kontroli Cen w czerwcu 1946 r. krzywa kosztów utrzymania wzrasta stronięj niż krzywa zarobków. Pomimo, iż ogólna kwota płac w stosunku rocznym wzrosła z 85 mrd. dol. w styczniu 1941 r. do 195 mrd. dol. obecnie, przemysł liczy się z możliwością nowych żądań podwyżki płac ze strony pracowników. Innymi słowy jest rzeczą możliwą, iż po wiośnie 1946 r. i 1947 r. nastąpi trzecia fala wzrostu płac. Istniejące umowy w hutnictwie wyłączają na razie rokowania na ten temat aż do kwietnia 1948 roku, należy wszakże pamiętać, iż średnie zarobki tygodniowe w hutnictwie (ok. 56 dol.) leżą znacznie poniżej zarobków w szeregu innych przemysłów, jak np. w przemyśle gumowym (ok. 65 dol.), węglowym (ok. 67,5 dol.), drukarskim (ok. 68 dol.) lub budowlanym (ok. 76 dol.).

Dalszy nacisk na sytuację gospodarczą Stanów Zjednoczonych musi wywołać wprowadzenie w życie planu Marshalla. Po dokładnym zbadaniu sprawy gospodarczych zasobów kraju (komitet J. A. Kruga) i ew. naperkusji ekonomicznych pomocy dla Europy, (komitet doradców finansowych prezydenta Trumana), Harriman złożył dnia 8 listopada br. sprawozdanie z prac Komisji 19 ekspertów, dając resumé praktycznych możliwości realizacji planu Marshalla. Jest rzeczą jasną, iż 140 million. Amerykanów nie będzie mo-

*) The Iron and Coal Trades Review. 1947, str. 928.

***) Uwagi te otrzymaliśmy z Waszyngtonu od przebywającego tam obecnie na delegacji służbowej dyr. inż. Zdzisława Warczewskiego, jednego z redaktorów działu technicznego „Hutnika“.

gło zaspokoić wszystkich potrzeb 275 milion. Europejczyków, korzystających z tej pomocy. Choć komitet Harrimana zaproponował obcięcie pomocy finansowej w okresie 4-letniej odbudowy krajów europejskich do 17 mrd. dol. (z czego 5,75 mrd. dol. w najbardziej krytycznym 1948 r.), jednakże pomoc ta zaważy b. poważnie na życiu gospodarczym Ameryki i całego

świata. Dla ilustracji warto zaznaczyć, że Marshall zażądał na ten cel 16 do 20 mrd. dol. Trzeba liczyć się z tym, iż możliwości zaspokojenia potrzeb innych krajów na rynku amerykańskim w niedługim czasie ulegną dużym ograniczeniom, co oczywiście odbije się od razu i na przesunięciu terminów dostaw.

Z. Warzewski

Różne.

Wyrób kulek do łożysk kulkowych i wiecznych piór. *)

W czasie wojny olbrzymie zapotrzebowanie na łożyska kulkowe i rolkowe, zwłaszcza b. małe lecz niezwykle precyzyjne i dokładne, pchnęło przemysł amerykański na nowe drogi rozwoju

Kulek tych nie wyrabia się już w dawnych fabrykach lecz w zakładach S. K. F. w Lansdale (Pa.). Pomieszczenia fabryczne są tu bez okien, a powietrze i światło doprowadzane jest sztucznie. Temperatura we wszystkich ubikacjach utrzymywana jest stale na 24°, przy czym wilgotność jest niska i wynosi nieznacznie 40%. Robotnicy noszą ubrania bez ln, z wszystkimi rękawicami, aby zmniejszyć szkodliwą transpirację ciała. W salach końcowej obróbki niedozwolone jest jedzenie owoców, gdyż ich sok może zniszczyć kulki wartości kilkuset dolarów. Pokoje do kontroli nie mają żadnych ozdób, ponieważ nierównomierny blask, odbity od kulek, utrudnia ich kontrolę i rozpoznanie wad gołym okiem. W tym też celu światła są fluorescencyjne, jako łagodniejsze dla oczu. Stal na małe kulki, od 1 do 11 mm średnicy, jest zawsze wytapiana w piecu elektrycznym, o składzie: C 0,95 — 1,10%, Mn 0,25 — 0,45%, P max. 0,025%, S max. 0,025%, Si max. 0,20 — 0,35%, Cr 0,40 — 0,60%, max. 0,35% Ni, max. 0,25% Cu, max. 0,08% Mo.

Kulki o średnicy do 25 mm prasuje się na zimno z drutu, większe na gorąco z prętów

Kulki przechodzą przez 10 następujących cykli operacyjnych, od pręta do gotowej kulki: prasowanie, gratowanie, szlifowanie wstępne, wielokrotne szlifowanie kalibrujące, bębnowanie, obróbka cieplna, szlifowanie dokładne, polerowanie, kontrola, sortowanie według wymiarów.

Prasy tną krótkie kawałki drutu lub prętów, prasują w okrągłych zagłębieniach matryc, nadając im kształt podobny do kulki. Szybkość ich wynosi 400 skoków/min. Naokoło kulki powstaje pas pozostałego metalu jako grnat. Przy prasowaniu na gorąco duża nożyca tną pręty grubości 50 mm na kawałki, które po podgrzaniu w piecu kuje się w matrycach prasy. Po gratowaniu kulki przechodzą między dwoma krążkami o powierzchniach naciętych jak pilnik. Jeden z nich jest stały, a drugi obraca się. Na skutek siły odśrodkowej kulki toczą się między krążkami, przy czym wszelkie nierówności zostają ścięte.

Wstępne szlifowanie odbywa się w rowkach 2 kół, z których jedno obraca się w kierunku wskazówek zegara 900 razy/min., drugie zaś w kierunku przeciwnym tylko 60 razy/min. W ten sposób kulki stale zmieniają swą oś obrotu. Po wstępnym szlifowaniu kulki różnią się między sobą o 0,05 mm. Następnie kulki przechodzą przez wielokrotne szlifowanie kalibrujące sposobem Hoffmana, które nadaje im równomierność w granicach 0,002 mm. Środkiem

chłodzącym jest tu b. lekki olej, który sprawia, że powierzchnie tarcz są ostre, czyste i chłodne w czasie pracy oraz umożliwia kulkom dostanie się i wydośtanie się z maszyny. W następnym pomieszczeniu kulki dostają się do bębnow o średnicy 1,5 m, obracających się 30 razy/min. W bębnach kulki toczą się w ściernym szlamie z wodą i utrzymują wielkość, odpowiednią do obróbki cieplnej. Przy użyciu wiedeńskiego lub białoczerwonego wapna bębnowanie zbiera 0,0025 mm z kulki. Po bębnowaniu czyszczy się kulki w beczkach trójnami i ircha.

Obróbka cieplna składa się z hartowania i ulepszenia cieplnego. Hartowanie zaczyna się od 812°. Przy hartowaniu pierścieni stosuje się atmosferę gazu ochronnego. Gaz ten powstaje przez krakowanie butanu, aby usunąć z niego O₂, CO₂ i H₂O. Kulki hartuje się w wodzie, pierścienie w oleju.

Przy szlifowaniu dokładnym kulki przeciskane są do tarcz o średnicy 0,6 m obracających się 60 razy/min. Kulki muszą przy tym przebyć drogę, wyznaczoną im przez prowadnice. W ciągu 12 godz. nabierają kulistości w granicach 0,001 mm.

S. K. F. wyrabia kulki o 4 klasach dokładności. Tylko kulki pierwszej klasy przechodzą przez polerowanie, które nadaje im dokładność w granicach 0,001 do 0,0006 mm. Nadzwyczaj gładka powierzchnia kulki zapewnia swobodne toczenie się. Kulka w łożysku posiada wtedy największy styk z pierścieniem, przez co otrzymujemy cichy bieg i równomierny rozdział obciążenia. Dla celów wojskowych powstała specjalna technika utrzymywania kulek z dokładnością $\pm 0,0002$ mm.

Czynności kontrolne mają w produkcji kulek równą albo większą wagę od czynności wytwórczych, przy czym kobiety okazały się w kontroli dokładniejszymi pracownicami niż mężczyźni. W salach kontrolnych utrzymuje się temperaturę i inne warunki na stałym poziomie. Dla odciążenia uwagi wprowadza się 15-minutowe okresy muzyki. Profilometr, zastosowanych przez S. K. F. w 1937 r., pozwolił na dokładne mierzenie kulek nadzwyczaj gładkich, o równomiernych średnicach. Działa on elektrycznie i zezwala na odczyty w mikromilimetrach.

Skompletowane łożyska przechodzą przez próbę hałasu na urządzeniach, zastosowanych przez S. K. F. w 1940 r. Łożysko obraca się na trzpieniu. Każde jego drganie wzmacniane jest elektrycznie i odczytywane na wskaźniku. Jest to tak czuła próba, że można nią wykryć mikroskopijnej wielkości pył. Pomiar tolerancji kulek odbywa się za pomocą sprawdzianów elektrycznych lub elektronowych, przy stałej temperaturze i stałym obiegu oleju. Wielkość ich jest sprawdzana w wytwórni komparatorami i płytkami Johanson. Optimetr Zeissa pozwala na mierzenie z dokładnością do 0,0006 mm. Szybkość toczenia się kulki po równi pochyłej pozwala na stałe mierzenie jej średnicy z dokładnością do 0,001 mm. Twardość kulek wynosi w skali Rockwella 65° C, przy małych 63 do 65° C.

Z. Wusatowski

*) J. Porterfield. Materials and Methods 1947, str. 97 — 100.

Z wydawnictw.

(Książki i czasopisma nadesłane.)

Metallurgia. The British Journal of Metals (Incorporating „The Metallurgical Engineer“). London Office: Bedford Street, W. C. 2. — Registered Office: 31, King Street West, Manchester, 3.

Tom XXXVI, Nr 211 (maj 1947 r.). **R. C. Vickery i R. W. Edwards.** Redukcja trójtlenku arsenu przy pomocy węgla i tlenu węglowego. Wydajność redukcji trójtlenku arsenu przy pomocy węgla stałego nie przekracza 65% wydajności teoretycznej. Przyczyna tego leży w różnicy ciepła właściwego i temperatury parowania obu składników. Zastąpienie trójtlenku związkami arsenu o niższej prężności pary może polepszyć wydajność. Redukcja trójtlenku arsenu gazowym tlenkiem węgla zachodzi już przy 60°, lecz tworzący się As_2O_3 okrywa cząsteczki As_2O_3 , nie dopuszczając do dalszej reakcji. Parowanie przy wyższej temperaturze powoduje momentalny i całkowity przebieg redukcji, ale ilości tlenu węgla znacznie przewyższają przewidywania stochiometryczne. Próby nad przeprowadzeniem całej reakcji w stanie gazowym są w toku. — **G. B. Partridge.** Wyrób odlewów z stopów magnezu. Podany jest tu opis odlewania stopu magnezu „Elektronu“ itp. w piasku, formach i pod ciśnieniem. Największe niebezpieczeństwo grozi odlewom wskutek pęknięcia. Unika się go przez odpowiednie modelowanie form i b. szybkie wyjmowanie z nich odlewów. Drugą trudność stanowią duże straty wskutek utleniania. W odlewach pod ciśnieniem można ich uniknąć przez b. mały % (0,006%) berylu, którego obecność znakomicie zmniejsza utlenianie. Beryl pogrubia wszakże ziarna i dlatego nie nadaje się jako dodatek do odlewów w piasku. — **I. Jenkins.** Rozwój zastosowania atmosfery regulowanej. Minęły czasy, gdy procesy z regulowaną atmosferą były synonimem żarzenia nieutleniającego („błyszczącego“). Dzisiaj stosuje się do różnych celów piece z gazową atmosferą regulowaną, w zależności od przewidywanej reakcji między gazem a metalem. Amoniak, rozłożony lub zmieszany z powietrzem (spalony), azot z amoniaku, gaz miejski, zmieszany w różnym stosunku z powietrzem, na koniec gaz z węgla drzewnego — oto najpospoliciej spotykane rodzaje atmosfer. Stała kontrola składu gazu, zwłaszcza CO_2 i H_2 , jest istotną częścią urządzenia. Zastosowanie atmosfery regulowanej dzieli się na 1) działanie zastępcze starych procesów: a) w których powierzchnia przedmiotu powinna pozostać niezmienną i posiadać niezmienny stosunek składników chemicznych, b) wymagających zmiany składu chemicznego powierzchni, oraz 2) nowych procesów. Uwaga do 1a). W przypadkach, gdy przedmiot został już przez poprzednie operacje odwęglony, istnieje możliwość restytucji zawartości węgla do pierwotnej zawartości przy pomocy przyrządów, mierzących potencjał węglowy atmosfery otaczającej i będącej w równowadze z zawartością węgla w przedmiocie. Uwaga do 1b). Nawęglanie i wyżarzanie kujnej leżny są typowymi przedstawiicielami tej grupy procesów z regulowaną atmosferą gazową. Nawęglanie gazowymi karburyzatorami, powstałymi przez parowanie cieczy (płynnych karburyzatorów), okazało się b. skuteczne. Żarzenie kujnej leżny w regulowanej atmosferze utleniającej dało znakomite wyniki, skracać czas wyżarzania, dając produkt czystszy, równomierniej odwęglony i pozwalając na bieżącą kontrolę tudzież zmianę procesu. Uwagi do 2). Tu należy azotacja i odtlenianie taśm z mało węglistej stali, walcowanych na gorąco. Osta-

tnio w procesie sodowodorowym (kapiel solna z wodorotlenku sodu i regulowana atmosfera rozłożonego amoniaku) przeprowadza się skutecznie odzendorowanie i usunięcie emalii. Wreszcie i w ceramice metali stosuje się powszechnie regulowaną atmosferę gazową. Należy się spodziewać dalszego zacieśnienia kontroli i regulacji atmosfery. Wymagania np., by zawartość węgla na powierzchni mieściła się w granicach $\pm 0,025\%$, wymaga możliwości regulacji pewnych składników atmosfery w granicach $\pm 0,25\%$ i mniej. Z faktu, że wyżarzanie „błyszczące“ zmienia do pewnego stopnia właściwości materiału (tak wyżarzone materiały nie nadają się do cynowania ani do galwanizowania) wynika dalsze badanie i rozwój tych metod. W związku z wyżarzaniem redukującym powstaje zagadnienie zapobiegania plamom, spowodowanym zaoliwieniem powierzchni, a to przez odpowiednie usuwanie olei, dobór ich i szybkość nagrzewania. Regulowana atmosfera ma wielkie znaczenie przy wyżarzaniu blach transformatorowych, można bowiem przy tym usunąć większość węgla. Jedną jeszcze dziedziną oczekuje ingerencji atmosfery regulowanej, a mianowicie pokrywanie metali ochronnymi tlenkami lub innymi metalami przez osadzanie ich z fazy gazowej. — **B. Thomas.** Ołowiane piece hartownicze. W artykule tym mowa jest o piecach ołowianych do nagrzewania przed hartowaniem drobnych narzędzi, jak pilniki, dłuta itp. Zamiast zbiorników żeliwnych używa się obecnie zbiorników ze stali o następującym składzie: **C** 0,25—0,35, **Si** 2—2,5, **Mn** 0,8—1, **Ni** 64—66, **Cr** 18—20, **W** 2—2,5. Średni żywot takiego zbiornika wynosi 12—13 miesięcy. Zawartość wolframu w owej stali jest istotna, gdyż zapobiega przeciekaniu ołowiu. Jako zastępczy materiał stosuje się prasowaną miękka stal kaloryzowaną, żywot jej jednak wynosi tylko 20—26 tygodni. Aby uniknąć pęknięć zbiornika ołowiu należy — rozpoczęcie pracy — nagrzewać naczynie b. ostrożnie. Ze względu na wrzenie ołowiu naczynia muszą być używane do temperatur niższych od 845°. Aby uniknąć utleniania ołowiu pokrywa się jego powierzchnię sproszkowanym węglem drzewnym, zwierzęcym lub mineralnym (antracyt). Jako wsadu używa się b. czystych blozków ołowiu, nie zaś odpadków. Przedmioty, zanurzone w kapieli, winny mieć czystą powierzchnię. Czas nagrzewu jest b. krótki w porównaniu z nagrzewem w piecach mufłowych. Tylko drobne przedmioty, a zwłaszcza posiadające ostrza, prehartowują się dostatecznie przy hartowaniu ołowianym. Wody do zahartowania nie używa się. Od oliwy lepsza okazała się mieszanina soli (azotanów i azotynów alkalicznych w stosunku sułektycznym, o temperaturze topienia 140°), ogrzana do 160—170°. — **Dr E. G. West.** Rozwój przemysłu aluminiowego. Przemysł aluminiowy rozwija się dziś w znacznie szybszym tempie niż przed wojną; 90 lat temu cena jednego funta angielskiego aluminium wynosiła 60 funtów sterlingów, podczas gdy dziś za tę samą ilość płaci się zaledwie 8 pensów. Rozwój aluminium zaznaczył się w ulepszeniach składu chemicznego stopów, w ulepszeniach ich wyrobu i rozszerzeniu zastosowania. Pojęcie o rozwoju jakości daje najlepiej porównanie norm angielskich dla stopu DTD263 (kujny) z 1937 m. i 1944 r.: przy niezmiennym wydłużeniu 8% wytrzymałość wynosiła 52 kg/mm² w 1937 r. a 55—60 kg/mm² w 1944 r., granica sprężystości (0,1%) 43 kg/mm² w 1937 r. a 47—52 kg/mm² w 1944 r. Podobne zmiany podaje Aitchi-

sen dla lanych stopów Al—Si: w 1919 r. granica sprężystości wynosiła 6 kg/mm² a wytrzymałość 16 kg/mm², gdy w 1945 r. granica sprężystości 25 kg/mm² a wytrzymałość 28 kg/mm². Ciągłe odlewanie, ciągłe walcowanie i rozwój techniki spawalniczej — oto główne ulepszenia w produkcji. Zastosowanie aluminium i jego stopów rozszerza się na dziedzinę budownictwa i to zarówno na elementy konstrukcyjne, jak i ochronne (pokrywanie dachów), całkowitą budowę domków składanych itp. Jako swego rodzaju osiągnięcie podaje się budowę drzwi hangaru o wymiarach 304 m długości, 20 m wysokości i 200 ton wagi. Podobnie rozszerza się zastosowanie aluminium w budowie okrętów i innych środków transportowych (kolej, trakcja drogową). Wreszcie, bodaj że największe sukcesy posiada zastosowanie aluminium w budowie maszyn i sprzętu domowego. — **H. W. Greenwood.** Tytan, pewne jego właściwości i zastosowania. Tytan nie jest metalem rzadkim, przeciwnie, w powłoce ziemskiej znajduje się go więcej niż aluminium i nie należy on do metali lekkich, chociaż jego ciężar właściwy wynosi 4,5. Wskulu setek tysięcy ton minerałów tytanowych używa się rok rocznie do różnych celów, jak farbarstwo, spawalnictwo itp. lecz w metalurgii mało dotychczas o nim słychać. Tytan topi się przy 1725° i wykazuje twardość 180. W stanie wyżarzonym posiada wytrzymałość 58 kg/mm² a granice płynności 44 kg/mm², przy wydłużeniu 28%. W stanie zgniecionym posiada R_r — 86 kg/mm² i Q_r — 70 kg/mm². Tworzy b. twarde węgliki i azotki, służy do pokrywania metali i rozpuszcza się na powierzchni miedzi, tworząc z nią eutektykę. Podobny proces można zastosować do żelaza lub niklu, miedziując je poprzednio. Rola tytanu w żelazie nie jest jeszcze należycie zbadana: w stali utrzuwa on węgiel, w żelazie grafit?! Z zastosowań ciekawe jest tworzenie płyt pancernych przez nakładanie proszku tytanowego — warstwami — na blachy stalowe i spiekanie takich przekładnic w atmosferze wodorowej. Brązy miedzi, kobaltu i niklu z tytanem służy jako powłoki ochronne w wysokich temperaturach. Tytan rozdrabnia ziarno i tworzy stopy, podatne na starzenie. — **K. G. Robinson.** Pewne widoki badań twardości na gorąco. Badania twardości przy wyższych temperaturach mogą być prowadzone albo metodą statyczną, albo dynamiczną. Metoda statyczna — odpowiednik Brinella — natrafia na trudności, spowodowane materialem kulki (kulki ze spieczonego węgla w wólframu stosuje się do max. 900°, zwykle zaś kulki stalowe tylko do 200°) i ze względu na reakcję samego materiału: działanie zgniotu — wywołane naciskiem pod wpływem temperatury — znika, powodując dalsze wgniatanie. Dynamiczna metoda, jakkolwiek bardziej odpowiada warunkom rzeczywistej twardości, z powodu braku wzorca i sposobu mierzenia nie przyjęła się.

Z. Jasiewicz

Prace Naukowe i Badawcze Instytutu Badawczego Budownictwa. Warszawa 1947. Ukazał się świeżo w druku — wydany staraniem i nakładem Instytutu Badawczego Budownictwa (Warszawa, ul. Narbutta 26) — szereg prac z dziedziny statyki i wytrzymałości (seria D), materiałów budowlanych, drogowych i ich technologii (seria C), gruntoznawstwa i mechaniki gruntów (seria B) oraz dróg, autostrad i lotnisk (seria F), których spis podajemy poniżej:

Prof. dr inż. W. Olszak (Akademia Górnicza w Krakowie). Z teorii belek i płyt wstępnie sprężonych (z prac Zakładu naukowo-badawczego dla zagadnień konstrukcji wstępnie sprężonych w Krakowie). Str. 21.

Prof. dr inż. W. Olszak (Akademia Górnicza w Krakowie). Wibrowanie betonu w czasie jego wiązania (z prac Zakładu naukowo-badawczego dla zagadnień konstrukcji wstępnie sprężonych w Krakowie) Str. 6.

Prof. dr inż. E. Szczepaniak (Politechnika Śląska w Gliwicach). Rozwiązywanie statycznie niewyznaczalnych belek i ramownic sposobem sprężonego utwierdzenia prętów w węzłach. Str. 8.

Prof. dr inż. T. Kluz (Politechnika Warszawska). Obliczenie ram ciągłych metodą wtórnych reakcji. Str. 19.

Prof. dr inż. L. Suwalski (Politechnika Wroclawska). Moduły podatności gruntu. Str. 6.

Prof. dr inż. W. Nowacki (Politechnika Gdańska). Wyboczenie układu ramowego w płaszczyźnie i z płaszczyzny ramy. Str. 11.

Inż. A. Kobyliński, inż. W. Maciejewicz i inż. J. Zieliński. Badanie stanu nawierzchni betonowych w Polsce (z prac Komisji nawierzchni betonowych Instytutu Badawczego Budownictwa). Str. 8.

Prof. dr inż. K. Wesołowski (Politechnika Warszawska). Badania belek stalowych ze spalonych i zburzonych budynków (z prac Komisji materiałów rozbiórkowych Instytutu Badawczego Budownictwa). Str. 4.

Biuletyn Centralnego Zakładu Techniczno - Badawczego Ministerstwa Przemysłu. Red.: Warszawa, ul. Duchnicka 3.

Rok 1947. Nr 4 (lipiec — sierpień). **Inż. S. Jabłoński.** Zastosowanie atmosfery regulowanej do obróbki dyfuzyjnej metali (część II, w której omówione jest azotowanie stopów żelaza, uplastycznienie żeliwa, nąglinowywanie, nachromowywanie i nakrzemowywanie). — **Mgr inż. Wł. Kurcin.** Wstęp do teorii mechanizmu wytrzymałości fizycznej (część III, w której autor zajmuje się elektrolitycznymi metodami wydzielenia węglików, zakresem stosowalności tych metod i analizą błędów, mogących wyniknąć przy stosowaniu owych metod). — **Inż. K. Stojanowski.** Wytyczne w sprawie tolerowania przedmiotów i sprawdzianów w wytwórnich uzbrojenia.

Poza wymienionymi wyżej artykułami znajdujemy w omawianym tu zeszycie „Biuletynu“ kilka prac, których treść dotyczy zagadnień z dziedziny balistyki i nowoczesnej techniki zbrojeniowej, bądź też oryginalnych (mgra inż. W. Stetkiewicza), bądź też stanowiących tłumaczenie (referat pt. „Angielskie pociski rakietowe w II wojnie światowej“), wzgl. streszczenia z brytyjskich czasopism fachowych.

Sprawozdanie z działalności polskiego przemysłu węglowego za rok 1946. Nakładem Centralnego Zarządu Przemysłu Węglowego. Katowice 1947. Str. 94, wykresów 10 i liczne tablice oraz tabele. Treść tego wydawnictwa stanowi — wybornie wprowadzająca czytelnika w sedno ważkich zagadnień, jakie miał do rozwiązania w roku ubiegłym polski przemysł węglowy — przedmowa gen. dyr. C. Z. P. W. inż. Fr. Topolskiego i 12 rozdziałów o wymienionych poniżej nagłówkach: Zapasy węgla kamiennego i brunatnego w Polsce (płora inż. St. Doktorowicza - Hrebnińskiego i mgra T. Bocheńskiego). — Produkcja przemysłu węglowego w 1946 r. — Wykonane inwestycje w przemyśle węglowym w 1946 r. — Potrzeby przemysłu węglowego w zakresie zaopatrzenia materiałowego. — Potrzeby inwestycyjne przemysłu węglowego. — Zbyt węgla kamiennego, brunatnego i koksu w kraju i za granicą w 1946 r. — Mobilizacja sił roboczych

ś budownictwo mieszkaniowe w 1946 r. — Instytut Naukowo-Badawczy Przemysłu Węglowego. — Szkolnictwo zawodowe C. Z. P. W. — Bezpieczeństwo pracy i ratownictwo górnicze. — Pożarnictwo. — Dział socjalny.

Sprawozdawczość wydawnicza C. Z. P. W. ma na celu dać co roku szerokim kołom naszego społeczeństwa przegląd dążeń, poczynań i osiągnięć przemysłu węglowego w Polsce, informować je o wynikach pracy w poszczególnych dziedzinach organizacji tego przemysłu, zapoznawać z trudnościami, na jakie on napotyka i stać się przyczynkiem do dziejów — świadomego swych obowiązków i śmiało przebijającego się ku przyszłości — górnictwa węglowego w Odrodzonej Rzeczypospolitej. „Sprawozdanie“ za rok 1946 różni się zasadniczo od „Sprawozdania“ za rok 1945 (p. „Hutnik“ z 1947 r., Nr 5, str. 268 i 269), albowiem o ile rok 1945 był w polskim przemyśle węglowym okresem, w którym chodziło przede wszystkim o natychmiastowe uruchomienie kopalń i zakładów, przystosowanie ich do normalnej produkcji i usunięcie śladów rabunkowej gospodarki niemieckiego okupanta, o tyle rok 1946 — to okres gospodarki oszczędnościowej, racjonalnej, planowej, opierającej się na dokładnej ewidencji złóż węglowych oraz materiału ludzkiego i technicznego, to przygotowanie realizacji trzyletniego planu gospodarczego.

Omawiane tu „Sprawozdanie“, zawierające nader obfity i zarazem ciekawy materiał informacyjno-statystyczny, zredagowane umiejętnie i z wielką starannością, daje wierny, a równocześnie przejrzysty obraz dzisiejszego stanu tudzież nieustannego dalszego rozwoju naszego przemysłu węglowego i uwytkła wymownie potężny zbiorowy wysiłek polskich górników.

Strona graficzna wydawnictwa dostraja się harmonijnie do wysoce wartościowej i poważnej jego treści.

Przegląd Techniczny. Red. i adm.: Łódź, ul. Piotrkowska 50. Cena num. 60 zł.

Rok LXVIII (1947). Nr 22 (listopad). **Prof. dr W. Majewski**, Na marginesie artykułu „Fizyka techniczna w programie nauczania politechnik, szkół inżynierskich i uniwersytetów“. — **W. Kasperowicz**, W sprawie „inżyniera-fizyka“. — **Inż. T. Zboński**, Historia rozwoju przemysłu papierniczego (bez uwzględnienia Polski). — **Inż. E. Bryjak**, Złącza metali ze szkłem (dokończenie). — **Kronika** (m. in. projekt ustawy o stopniu inżyniera, zastosowanie szafiru w technice, nowe jednostki elektryczne, wystawa radiowa w Londynie).

Przegląd Mechaniczny. Red. i adm.: Warszawa, ul. Mickiewicza 18. Cena num. 150 zł.

Rok VI (1947). Nr 4 — 5 (kwiecień — maj). **Prof. dr inż. B. Stefanowski**, Politechnika Łódzka. — **Prof. inż. W. Biernawski**, Gospodarka materiałami narzędziowymi w świetle naszych możliwości surowcowych (stałe szybkołatające wolframowe i kobaltowe, stałe molibdenowe, chromowe i wanadowe, stałe szybkołatające oszczędnościowe, znaczenie i możliwości oszczędnej gospodarki dodatkami szlachetnymi do stali szybkołatających w Polsce). — **Prof. G. A. Mokrzycki**, Analogia między pewnymi poprawkami teorii względności i aerodynamiki. — **W. M. Mechanicy** w spawawie odbudowy stolicy. — **J. Kozarzewski**, Odlewnictwo krajowe w dobie obecnej. — **K. Gierdziejewski i J. Dickman**, XX Kongres odlewniczy w Paryżu. — **Przegląd pism technicznych odlewniczych** (m. in. notatki o żeliwie ciągliwym

perlitycznym, o obrabialności żeliwa ciągliwego o czarnym rdzeniu, o lekkich metalach w Niemczech podczas wojny i o unowocześnionych metodach odlewania ośrodkowego). — **Kronika odlewnicza** (Instytut Badawczy Odlewnictwa w Krakowie). — **Centralne Biuro Konstrukcyjne Maszyn i Przyrządów Odlewniczych**. — **Komisja Odlewnicza P. K. N.** — **Międzynarodowy Komitet Technicznych Zrzeszeń Odlewniczych**. — **Kongres Francuskich Metalurgów** w r. 1946. — **Prof. dr inż. M. T. Huber**, Mechanika ciał stałych czyli stereomechanika techniczna — dawniej „wytrzymałość materiałów“. — **Przegląd czasopism technicznych** (m. in. notatki o lampie elektronowej, ułatwiającej szlifowanie i o badaniu twardości stali przy pomocy oscylografu katodowego). **Kronika** (m. in. notatka o Unii Międzynarodowej mechaniki teoretycznej i stosowanej). — Nr 6 (czerwiec). **Prof. inż. J. Werner**, Rzut oka na dawne dzieje i obecne poczynania przemysłu samochodowego w Polsce. — **Inż. J. Obrębski**, Kontrola spawania łukowego w świetle badań makro- i mikroskopowych. — **Prof. inż. L. Dreher**, Warunki spawalności stali, przeznaczonej na konstrukcje silnie obciążone. — **Przegląd pism technicznych spawalniczych** (m. in. notatki o zachowaniu się manganu w kąpiel pod topnikami bezmanganowymi i o spawaniu stali miękkiej na mmozie).

Mechanik. Red.: Warszawa, ul. Dygasińskiego 34. Adm.: Warszawa, ul. Mickiewicza 18. Cena num. 100 zł.

Rok XX (1947). Nr 9 (wrzesień). **Prof. dr inż. W. Moszyński**, Rysunek techniczny na tle nowej normy. — **Inż. J. Pawlikowski**, Obróbka metali przez elektroerozję. — **Inż. Z. Dobrowolski**, Spawanie żeliwa płomieniem acetylenowo-tlenowym. — **Z. D.** Rozwój spawalnictwa w U. S. A. — **Polska Encyklopedia Mechaniki**: **Inż. Z. Dobrowolski**, Spawalnictwo. — **Polscy mechanicy mówią po polsku**: Spawalnictwo. **Prof. dr inż. M. T. Huber**, Nauka, wiedza i umiejętność. — **Młody mechanik**: **Prof. inż. J. Kunstetter**, Sir Whitworth — pionierem normalizacji. **Prof. dr inż. K. Wesolowski**, Twardość Rockwella. — **Z działalności Instytutu Wydawniczego SIMP** (apel do współpracy).

Biuletyn Techniczny Zjednoczenia Energetycznego Zagłębia Węglowego. Kwartalnik. Wydawca: Zjednoczenie Energetyczne Zagłębia Węglowego w Katowicach. Redaktor: inż. Bronisław Lis. Adres redakcji: Katowice, ul. Stawowa 13.

Rok I (1947). Nr 1 (wrzesień). **Inż. J. Michała**, Maszyny i ludzie. — **G. L. Rademaker**, Ćwiczenie nowego personelu w elektrowniach (tłumaczenie z angielskiego). — **Inż. R. H. Emerick**, Co możecie uczynić aby zapobiec wypadkom w elektrowniach (tłumaczenie z angielskiego). — **J. M.** Komunikaty o najnowszych zdobyczach technicznych za granicą (turbiny gazowe, elektrownia atomowa). — **Inż. Br. Lis**, Produkcja energii elektrycznej Z. E. Z. W. — **Inż. Br. Lis**, Sprawozdawczość i statystyka.

Wydawnictwo „Biuletynu“ zostało podjęte celem zaradzenia — chociażby częściowego — do skutku brakowi odnośnej technicznej prasy fachowej oraz dostarczenia inżynierom i technikom wiadomości, które mogłyby być im pomocne w prowadzeniu ruchu, zwłaszcza obecnie, gdy musi się wyteżyć wszystkie siły, aby uchronić maszyny i urządzenia od uszkodzeń tudzież wypadków, co możliwe jest do osiągnięcia przez odpowiedni nadzór i staranną konserwację. Poza

tym pragnie „Biuletyn“ zapoznać pracowników Zjednoczenia Energetycznego Zagłębia Węglowego z pracą zakładów Zjednoczenia w dziedzinie produkcji, odbudowy, rozbudowy i szczególnie ważnych napraw, jak również podawać komunikaty o nowych zdobyciach przemysłu krajowego i zagranicznego.

Pierwszy zeszyt „Biuletynu“ poświęcony jest przede wszystkim zabiegom, jakie inżynierowie-kierownicy powinni podejmować w codziennej swej praktyce w stosunku do ludzi i maszyn.

Dom — Osiedle — Mieszkanie. Red. i adm.: Warszawa, ul. Chocimska 8. Cena num. 60 zł.

Rok XIII (1947). Nr 7 — 8 (lipiec — sierpień). **L. Dębicki.** Wnętrze domków w osiedlach górniczych. — **L. Zaczyński.** Budowa małych domków w Sztokholmie. — **St. Gryńiewicz.** Francuska ankieta mieszkaniowa. — (an.). Przegląd prasy krajowej. — **J. R.** Z wydawnictw zagranicznych.

Gaz, Woda i Technika Sanitarna. Red. i adm.: Warszawa, ul. Koszykowa 81. Cena num. 70 zł.

Rok XXI (1947). Nr 11 (listopad). **Prof. inż. I. Piotrowski.** Strata ciśnienia w przewodach wodociągowych. — **Inż. St. Dorochowicz.** Proces spalania gazu węglowego. — **Inż. St. Wojnarowicz.** Nowości z techniki sanitarnej. — **Inż. Cz. Świerczewski.** Nieco wspomnień o gazowni łódzkiej z okresu do 1914 r.

Przegląd Komunikacyjny. Red.: Warszawa, ul. Chałubińskiego 4. Adm.: Łódź, ul. Piotrkowska 121. Cena num. 150 zł.

Rok 1947. Nr 9 — 10 (wrzesień — październik). **Dr F. Bissaga.** Słowiańszczyzna i komunikacje. — **Dr Z. Lorenz.** Upowszechnienie podróżowania turystycznego. — **Inż. J. Nowkuński.** Projekt nowej arterii Wschód — Zachód w Warszawie.

Przemysł Włókienniczy. Red. i adm.: Łódź, ul. Gdańska 91. Cena num. 100 zł.

Rok I (1947). Nr 10 (październik). **F. Płucienik.** Zagadnienie płac w przemyśle włókienniczym. — **Inż. J. Korasiewicz.** Inwestycje energetyczne w przemyśle włókienniczym. — **A. Lipińska.** Przemysł włókienniczy i sztuka.

Gazeta Cukrownicza. Czasopismo, poświęcone sprawom przemysłu cukrowniczego i plantacji buraków cukrowych. Wydawca: Centralny Zarząd Przemysłu Cukrowniczego. Red. nac.: Jan Iwasiewicz. Red. i adm.: Warszawa, al. Niepodległości 161. Cena num. 100 zł.

Rok XLIX (1947). Nr 13 — 16 (lipiec — sierpień). **J. Iw. Cunern-Konary.** — Jest to interesująca notatka o tym, że na terenie wsi Konary (Cunern), gminy Chorzelów (Krelau), w okolicy Ścinawy (Steinau), powiatu Wołów (Wolau), województwa wrocławskiego, natrafiono na znajdujący się tam, nieduży opuszczony budynek fabryczny, w którym — przypuszczalnie — mieściła się owa historyczna, pionierska, pierwsza w Europie (a zarazem na kuli ziemskiej), w 1802 r. przez F. K. Acharda założona, fabryka (wzgl. fabryczka, warsztat) cukru z buraków.

Bank Gospodarstwa Krajowego. Przegląd Kwartalny. Warszawa, al. gen. Sikorskiego 1.

Rok XVI (1947). Nr 3 (wrzesień). **Działalność Banku Gospodarstwa Krajowego w 1945/46 r.** (Stanowisko i zadania Banku. Działalność kredytowa Banku. Kapitały obrotowe Banku. Bilanse Banku.). — **Polskie**

hutnictwo żelazne. — **Przegląd sytuacji gospodarczej.** (Charakterystyka ogólna. Rynek pieniężny. Przemysł. Rolnictwo. Obrót towarowy. Komunikacja.). — **Statystyka.** — **Bilans Banku Gospodarstwa Krajowego na dzień 31. XII. 1946 r.**

Gospodarka Planowa. Red.: Warszawa, ul. Senacka 3. Adm.: Warszawa, ul. Daszyńskiego 18. Cena num. 70 zł.

Rok II (1947). Nr 20 (listopad). **P. Sulmicki.** Treść i forma planu konsumcyjnego. — **Z. Baucz.** Inspekcja pracy a zadania Planu Odbudowy. — **P. Czerwiński.** Handel światowy po wojnie. — (s.). Charakterystyka rynku inwestycyjnego. — **W. Kondracki.** Przemysł koksowniczy po wojnie. — (K. J.). Przemysł stalowy według „raportu szesnastu“. — Dodatek: Przegląd Bibliograficzny Czasopism Gospodarczych (za wrzesień 1947 r.). — Nr 21 (listopad). **Br. Blass.** Nowy system finansowy. — **W. Skrzywan.** Statystyka w przemyśle nowoczesnym. — **Dr E. Wiszniewicz.** Położenie gospodarcze W. Brytanii. — **S. W. B.** Odbudowa Zagłębia Donieckiego. — (K. J.). Sytuacja przemysłu żelaznego we Francji. — (b). Anglo-amerykańskie plany produkcji stali w Niemczech.

Życie Gospodarcze. Red. i adm.: Katowice, ul. 3 Maja 23. Cena num. 75 zł.

Rok II (1947). Nr 22 (grudzień). **Inż. E. Kwiatkowski.** Remont mechanizmu monetarnego w świecie. — **K. Dankowski.** Taylorizm a współzawodnictwo. — **R. Rejs.** Środki obrotowe i rentowność w przedsiębiorstwach wytwórczych w świetle nowych zasad systemu finansowego. — (w). Pierwszy Zjazd Polskiego Towarzystwa Ekonomicznego. — (ps.). Podwyżka cen złomu w Stanach Zjednoczonych. — **Dr H. Sukiennicki.** Handel zagraniczny Czechosłowacji w I. półroczu 1947 r. — **Dr S. Różycki.** Wystawa samochodowa w Paryżu.

Śląskie Wiadomości Gospodarcze. Organ Izby Przemysłowo - Handlowej w Katowicach i Związku Stowarzyszeń Kupców Polskich Województwa Śląsko-Dąbrowskiego. Wychodzą dwa razy w miesiącu. Redaguje Kolegium. Red. i adm.: Katowice, pl. Wolności 12a. Cena num. pojed. 15 zł.

Rok II (1947). Nr 19 — 20 (grudzień). **J. Polikier.** Izba Handlu Zagranicznego Rz. P. — **Mgr K. J.** Ubezpieczenia rodzinne.

Myśl Współczesna. Red.: Łódź, ul. Piotrkowska 86. Adm.: Warszawa, al. 3 Maja 36. Cena num. 100 zł.

Rok 1947. Nr 9 — 10 (wrzesień — październik). **Dr Cz. Znamierowski.** Normy grupy wolnej. — **C. Bobińska.** Staszic i sprawa pruska w Sejmie Czteroletnim. — **Mgr T. C. Peche.** Problematyka pieniądza w gospodarce planowej. — **Prof. A. Maksimow.** Współczesne teorie fizyczne o materii i ruchu a materializm dialektyczny (tłum. z jęz. rosyjskiego). — KRONIKA ekonomiczna. — Recenzje. — Notatki bibliograficzne.

Bibliotekarz. Red. i adm.: Warszawa, ul. Koszykowa 26. Cena num. 25 zł.

Rocznik XIV (1947). Nr 9 — 10 (wrzesień — październik). **I. Morsztynkiewiczowa.** Książki zagraniczne dla bibliotek polskich. — **M. Pelczar.** Wystawa „Stary Gdańsk“ w gdańskiej Bibliotece Miejskiej. — **Z. Rodziewicz.** Akcja biblioteczna „Czytelnika“.

J. Chmielowski

Kronika.

Z życia Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Przemysłu Hutniczego. W dniu 21 października br. odbył się w Chorzowie II Walny Zjazd delegatów Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Przemysłu Hutniczego w Polsce (S. I. T. P. H.). Obecnych było 197 delegatów Oddziałów oraz członków Zarządu Stowarzyszenia.

Zjazd otworzył prezes Stowarzyszenia inż. St. Zygmuntowicz. Obradom przewodniczył — wybrany przez aklamację — inż. F. Olszak. Do prezydium Zjazdu powołano kol.kol. Biernackiego, Borejdo, Ciecórę, Kuczewskiego, Wojciechowskiego i Zygmuntowicza oraz Lindego i Palmricha jako sekretarzy. Do Komisji matki, będącej równocześnie Komisją wnioskową, wybrano kol. kol. Kuprienkę, Mazura, Orłowskiego i Werczyńskiego.

Po odczytaniu protokołu z ostatniego Zjazdu delegatów z dnia 10 maja 1946 r., sprawozdania z działalności Zarządu Głównego, Zarządu Oddziałów i Sekcji fachowych, Komisji rewizyjnej oraz Komisji zapomogowej, wywiązała się krótka dyskusja na temat funduszu zapomogowego. Ustupiającemu Zarządowi udzielono absolutorium przez aklamację.

Z kolei przyjęto zaproponowany przez Komisję matkę skład nowych władz Stowarzyszenia. Prezes — kol. F. Olszak, nowi członkowie Zarządu — kol.kol. Czechołowicz i Wojciechowski oraz kol. Ackerman jako zastępca; Komisja rewizyjna — kol.kol. Borejdo, Dawidowski, Kuczewski, Lippok, Rywik, Setkiewicz; Sąd koleżeńcki — kol.kol. Barliński, Biernacki, Horoch, Łoskiewicz, Polewka, Szafranski, Wodarski; Komisja weryfikacyjna — kol.kol. Farnik, Pierwocha, Wisłocki, Zdunkiewicz, Żemaitis; Komisja zapomogowa — kol. kol. Czub, Jedko, Linde, Malkiewicz, Mendera; delegaci na Zjazd N. O. T. — kol. kol. Block, Borejdo, Fidelski, Hirschel, Mazur, Orłowski, Wodarski.

Ustalono składkę członkowską na 100 zł. miesięcznie, z czego 50 zł. na prenumeratę „Hutnika“, 25 zł. dla Oddziału i 25 zł. dla Zarządu Głównego, który będzie przekazywał z tej kwoty po 5 zł. (tj. 10 proc. składki) dla N. O. T. Po dłuższej dyskusji uchwalono, aby składki zapomogowe były płacone dobrowolnie. Postanowiono również zwrócić się do C. Z. P. H. z apelem o zadeklarowanie przez niego udziału w funduszu zapomogowym.

Następnie, na wniosek przewodniczącego, zredagowano treść telegramu do Stowarzyszenia Inżynierów w Czechosłowacji: „Walny Zjazd Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Przemysłu Hutniczego w Polsce przesyła serdeczne pozdrowienia bratniemu Stowarzyszeniu Inżynierów w Czechosłowacji“.

Imieniem Komisji wnioskowej zreferował zgłoszone wnioski kol. Kuprienko.

I wniosek (kol. Borejdy): „Hutnicy, zebrani na Walnym Zjeździe, zgłaszają swój udział w akcji współzawodnictwa, jako czynnika, zdążającego do podniesienia wydajności pracy i przez to podniesienia stopy życiowej hutnika. W tym celu postanawiają na drodze usprawnienia technicznego i organizacyjnego stworzyć jak najlepsze warunki do współzawodnictwa zespołowego lub indywidualnego dla hutników“. Wnioskodawca podkreśla, że współzawodnictwo w hutnictwie nie jest nowością, datuje się bowiem od 1945 r. od chwili ustanowienia przechodniego sztandaru. Hutnictwo jest terenem pracy zbiorowej i wyniki

zależą od pracy kilku zespołów robotniczych, co ogranicza możliwość samorodnego powstawania współzawodnictwa. Obowiązkiem inżyniera i technika w hutnictwie jest zorganizowanie pracy zespołowej tak, by mógł bez przeszkód cały swój wysiłek skierować ku osiągnięciu maksymalnych wydajności, przy czym należy wytłumaczyć robotnikowi, że współzawodnictwa nie narzuca się i że normy — obojętnie w jakim stopniu przekroczone — nie będą zmienione.

II wniosek (kol. Fidelskiego): „Inżynierowie i technicy, zebrani na Walnym Zjeździe, świadomi konieczności zaspokojenia potrzeb krajowych na wyroby walcowane, zobowiązują się przyspieszyć wykonanie planu rocznego i uzyskać planowaną ilość gotowych wyrobów walcowanych w wysokości 1.000.000 ton do dnia 31 grudnia br. Zebrani wzywają kolegów, zorganizowanych w innych stowarzyszeniach branżowych, do podjęcia akcji w kierunku przedterminowego wykonania planu państwowego na 1947 r.“.

III wniosek (kol. Wojciechowskiego): „Walny Zjazd wzywa Zarząd do wszczęcia akcji w kierunku spopularyzowania znaczenia przemysłu hutniczego jako bazy surowcowej wszystkich gałęzi przemysłu. Zebrani podkreślają ważność tempa rozwoju produkcji hutniczej jako warunku, niezbędnego dla uprzemysłowienia kraju. Walny Zjazd, doceniając ważność powyższego zagadnienia, zobowiązuje delegatów do wysunięcia tej sprawy na ogólnokrajowym Zjeździe N. O. T.“

IV wniosek (kol. Orłowskiego): „Walny Zjazd poleca Zarządowi zajęcie się zagadnieniem postępu technicznego na zakładach i interwencję w tej sprawie u międzynarodowych czynników. Zebrani uważają, że zagadnienie rozwoju techniki, obok zagadnienia produkcji, jest koniecznością chwili, celem utrzymania naszego hutnictwa na właściwym poziomie“.

Następne 2 wnioski Oddziałów hut: „Kościszko“ i „Stalowa Wola“, dotyczące zmian statutu, przyjęto jako dezzyderaty do opracowania przez Zarząd.

VII wniosek (Oddziału huty „Stalowa Wola“): „Walny Zjazd powierza Zarządowi zajęcie się centralnie sprawą umożliwienia technikom, członkom Stowarzyszenia, osiągnięcia tytułu inżyniera zawodowego w ich specjalności, w sposób nie przerywający zajęć zawodowych“.

VIII wniosek (Oddziału huty „Stalowa Wola“): „Walny Zjazd zobowiązuje Zarząd do zorganizowania tygodniowych technicznych odczytów radiowych“. Uzasadnienie: brak prelegentów uniemożliwia urządzanie odczytów w Oddziałach.

IX wniosek (Oddziału huty „Stalowa Wola“): „Walny Zjazd poleca Zarządowi przesyłanie do Oddziałów skryptów referatów, wygłoszonych w Sekcjach fachowych“.

X wniosek (Oddziału huty „Stalowa Wola“): „Walny Zjazd poleca przyszłemu Zarządowi rozwinięcie intensywniejszej działalności i zwiększenie współpracy z Oddziałami“.

XI wniosek (kol. Kielskiego): „Walny Zjazd zobowiązuje Zarząd do zorganizowania wycieczek zagranicznych, dla zapoznania się z postęпами techniki hutniczej, jest to bowiem konieczne, zwłaszcza w obecnym okresie realizacji Trzyletniego Planu Gospodarczego“.

Wszystkie powyższe wnioski przyjęto. Treść ich obejmuje program działalności Stowarzyszenia na 1948 r.

Odlew stalowy ramy prasy kuziennej wagi 214 ton. Niedawno wykonano w Pittsburghu olbrzymi odlew stalowy, wagi 214 t, który po obróbeniu ma służyć jako rama do 6.000 t prasy kuziennej. Przy sporządzeniu modelu do tego odlewu zużyto ponad 2.500 robotniko - godzin.

Odlew został zaformowany w dole, długości 12 m, szerokości 5,50 m i głębokości 4,85 m. Po wyjęciu modelu i wstawieniu rdzenia, całość była przez 7 dni suszona gorącym powietrzem, celem usunięcia wszelkich śladów wilgoci.

Do odlewania były użyte 4 piece martenowskie, które — jednocześnie — spuściły stal do 4 kadzi, te zaś z kolei — przy pomocy dźwigów — zostały przeniesione nad dół odlewniczy.

W czasie głównego odlewania, trwającego $4\frac{1}{3}$ minuty, odlano 270 t stali, po czym z przerwami, ze względu na kurczenie się materiału, dolano dodatkowo 45 t. Następnie odlew stygł w piasku przez 2 miesiące. Dalszy miesiąc został przeznaczony na wyjmowanie rdzeni, nadlewków, kanałów odlewniczych i czyszczenie powierzchni odlewu. Transport

musiał odbyć się na specjalnym wagonie, długości 27 m, który na każdym końcu posiadał po 12 kół, aby sprostać tak wielkiemu ciężarowi.

Japońska produkcja stali osiągnęła swój punkt szczytowy w 1943 r., dochodząc do 8.000.000 ton. Obecnie komisja aliancka zezwoliła Japonii na produkcję 3.000.000 ton stali na rok.

Rezerwa gazu ziemnego koło Moskwy. W związku z budową rurociągu gazu ziemnego z Saratowa do Moskwy, rząd radziecki postanowił zabezpieczyć swą stolicę na wypadek przerwy w dostawie gazu. W tym celu zawarto umowę z amerykańską firmą „Dresser Industries Inc“ w Cleveland co do budowy, w odległości ok. 100 km od Moskwy, zakładu skraplania gazu ziemnego. Do pracy tej już przystąpiono. Zostanie ona ukończona w 1948 r. Instalacja będzie miała zdolność skraplania 5.000 Nm³/h gazu ziemnego, który ma być przesyłany do zbiorników o pojemności 4.500.000 Nm³ gazu. W razie potrzeby można będzie przeprowadzić z powrotem stan gazowy 50.000 Nm³/h.

PRODUKCJA STALI W STANACH ZJEDNOCZONYCH

w piecach martenowskich, konwertorach i piecach elektrycznych.

Kwartał	Piec martenowski		Konwertory		Piec elektryczny		Razem	
	produkcja w milionach ton	% możliwości	produkcja w milionach ton	% możliwości	produkcja w milionach ton	% możliwości	produkcja w milionach ton	% możliwości
1 9 4 6 r o k								
I + II + III + IV	55,0	74,7	3,1	64,5	2,3	46,6	60,4	72,5
1 9 4 7 r o k								
I	17,2	95,0	1,0	84,8	0,8	60,9	19,0	93,1
II	17,5	95,5	1,0	85,5	0,85	73,7	19,4	93,7
III	16,8	90,6	0,84	72,2	0,82	70,5	18,5	88,5
I + II + III	51,5	93,7	2,8	80,8	2,47	71,4	56,8	91,7

Do inżynierów i techników przemysłu hutniczego

Zarząd Główny Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Przemysłu Hutniczego w Polsce (S. I. T. P. H.) zwraca się z gorącym wezwaniem do wszystkich inżynierów i techników polskiego przemysłu hutniczego, nie będących dotychczas członkami Stowarzyszenia, o gromialne zapisywanie się w poczet jego członków.

PRZEPISY ZNAKOWANIA WYROBÓW HUTNICZYCH

Str. 7

W wypadku koniecznym (np. w obawie pomieszania wysokowartościowego materiału) należy każdy pręt znakować końcówką numeru wytopu lub jeśli wymiary pręta na to nie pozwalają znakować jakimkolwiek znakiem odróżniającym daną partię.

VIII. **Blachy walcowane z platyn oraz blachy zimno-walcowane.**

Znakuje się tylko numerem wytopu w jednym z naroży blachy. Ponadto patrz uwaga do punktu V.

IX. **Odkucia kute z kęsów.**

Odkucia swobodnie kute lub w wykrojach znakuje się tak jak pręty (patrz p. III).

Miejsce znakowania należy odpowiednio dobrać dla danego odkucia i tylko w tym miejscu znakować.

Miejsce znakowania winno być podane na rysunku odkucia przez zamawiającego.

W wypadku, gdy miejsce do znakowania jest zbyt małe, można znakować tylko końcówką numeru wytopu oraz opuścić znak odmiany (marki) stali o ile odnośne przepisy odbiorcze na to zezwalają i jeśli odkucia wg tego samego rysunku wykonuje się tylko z jednej odmiany (marki) stali.

Na odkuciach kutyh w matrycach — część znaków umieszcza się w matrycach.

III. **S t o p i e ń.**

(normalnej dokładności)

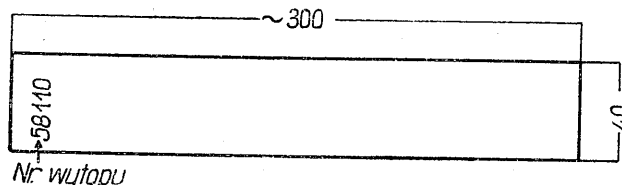
I. **Wlewki. x)**

Wlewki znakuje się numerem wytopu:

- a) we wlewnicach, lub
- b) bezpośrednio po wyjęciu z wlewnicy.

Sposób a) Pasek ok. 300 x 40 mm wycięty z cienkiej blachy odpadkowej ze znakami wybitymi na jednym jego końcu (patrz wzór 1) zatapia się drugim jego końcem w głowie wlewka przed jego zakrzepnięciem.

W z ó r 1.



Sposób b) Bezpośrednio po wyjęciu wlewka z wlewnicy wybija się znaki na stopie wlewka.
Wysokość znaków winna być nie mniejsza niż 15 mm.

U w a g a: Znakowanie sposobem a) lub b) jest obowiązkowe: lecz nie wyklucza dowolnego poza tym oznaczania wlewków przez malowanie uzależnionego od sposobu składania wlewków itp.

II. **Kęsy walcowane, odkucia i pręty kute lub walcowane wprost z wlewka.**

Kęsy oraz odkucia i pręty walcowane lub kute bezpośrednio z wlewka znakuje się przez wybijanie znaków na gorąco przy piłę, nożycach, lub przy młocie.

Wybijając należy znaki możliwie wielkie, pozwalające na bezbłędne odczytanie.

Każdy kęs, odkucie lub sprzęt należy znakować:

1. numerem wytopu
2. w wypadku wysyłki kęsów, odkuć lub prętów poza hutę należy poza numerem wytopu wybić znak huty.

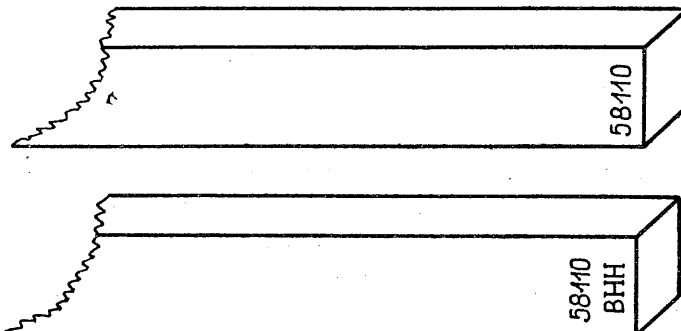
x) Insp. Techn. Kontr. może po uprzednim porozumieniu się z zamawiającym zwolnić stalownię z obowiązków stemplowania wlewków z materiałów w gatunku handlowym o wadze mniejszej niż 300 kg.

Ciąg dalszy na str. 8.

PRZEPISY ZNAKOWANIA WYROBÓW HUTNICZYCH

Str. 8

Kęsy, odkucia i pręty należy znaczyć przy samych końcach, od strony głowy wlewka (patrz wzór 2.); dla kęsów o mniejszych przekrojach można znakować je w kierunku osi.

W z ó r 2.**III. Płatyny i blachy grube.**

Nie ma obowiązku znakowania.

IV. Rury, obręcze, szyny, osie itp.

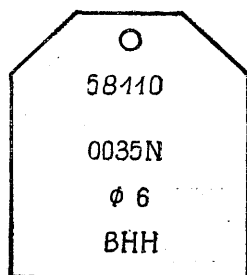
Znakowanie rur, obręczy, szyn i innych walcowanych lub kutych części specjalnych określają odnośne przepisy odbiorcze wzgl. zarządzenia Inspekcji Technicznej.

V. Pręty walcowane lub kute z kęsów i druty.

Nie ma obowiązku znakowania.

VI. Pręty ciągnięte i łuszczone.

Nie ma obowiązku znakowania prętów. Jeżeli to możliwe należy znakować znakiem huty. Pręty należy wiązać we wiązki i do każdej wiązki należy przytwierdzić tabliczkę ze znakami:

W z ó r 3.

1. numeru wytopu
2. odmiany (marki) stali
3. stanu obróbki cieplnej
4. wymiaru prętów
5. znakiem huty (patrz wzór 3).

VII. Blachy walcowane z platyn oraz blachy zimno-walcowane.

Nie ma obowiązku znakowania.

VIII. Odkucia kute z kęsów.

Nie ma obowiązku znakowania.

STATYSTYKA.

A. HUTNICTWO ŻELAZA. Wytwórczość i wysyłka (w tonach).

WYTWORY	Wytwórczość			Wysyłka			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz. 1947)	
				Kraj ²⁾	Eksport	Kraj ²⁾	Eksport
Koks	78 161	82 463	790 265	15 051	1 605	155 190	42 607
Surówka	76 812	81 599	699 336	11 975	2 697	87 796	42 141
Stal surowa	142 546	145 495	1291 581	—	—	—	—
Wytw. walcowane i rury bez szwu 1)	98 909	102 768	886 393	72 137	4 446	676 230	36 540
Rury ze szwem	1 506	1 652	12 106	903	137	5 323	2 228
Wytw. kute i prasowane	7 387	8 405	66 805	3 100	1	23 690	1 814
Wytw. walcowane i ciągnięte na zimno	3 152	3 621	30 252	1 771	—	15 571	20

1) Wytw. walcowane gotowe łącznie z półwytworami dla działów przetwórczych i dla obcych (bez półwytworów w obrocie międzyhutniczym).

2) Bez obrotu międzyhutniczego.

B. ZJEDNOCZENIE KOPALŃ RUDY ŻELAZNEJ I GRUPA TOPNIKÓW.

Wydobycie, wytwórczość i wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			Wysyłka			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Ogółem	w tym poza C.Z.P.H.	Ogółem	w tym poza C.Z.P.H.
Rudy żelazne surowe	51 479	51 644	412 735	7 132	—	59 548	—
Piły	3 547	3 620	32 184	3 651	3 256	31 149	21 303
Rudy wzbogacone	26 042	25 948	222 516	24 514	—	233 764	—
Topniki *)	43 306	44 647	394 377	29 046	1 014	260 179	12 994

*) Dolomit surowy i prażony, kamień wapienny, wapno palone.

C. ZJEDNOCZENIE PRZEMYSŁU METALI NIEŻELAZNYCH.

Przemysł Cynku i Ołowiu.

Wydobycie, wytwórczość, import oraz wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			Wysyłka			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Kraj	Eksport	Kraj	Eksport
Rudy cynku i ołowiu surowe	73 770	79 849	689 942	—	—	—	—
Cynk ogółem	6 428	6 789	60 705	1 290	1 819	18 890	11 963
Blacha i taśmy cynkowe	2 975	3 059	26 983	1 738	1 110	15 968	10 544
Ołów rafinowany	1 012	1 044	9 166	634	—	6 017	600

D. PRZEMYSŁ MATERIAŁÓW OGNIOTRWAŁYCH.

Wydobycie, wytwórczość, import oraz wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			Wysyłka			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Ogółem	w tym do zakładów C.Z.P.H.	Ogółem	w tym op zakładów C.Z.P.H.
Kopaliny	25 717	26 048	196 517	4 091	357	39 051	5 225
Wytwory	15 209	15 235	131 294	14 674	10 579	118 904	87 340
Zaprawy	3 933	3 268	30 790	3 703	1 833	30 760	20 376

Artykuły drukowane w „Hutniku“ wyrażają indywidualne poglądy autorów, które nie zawsze pokrywają się z opinią Redakcji lub Wydawcy.

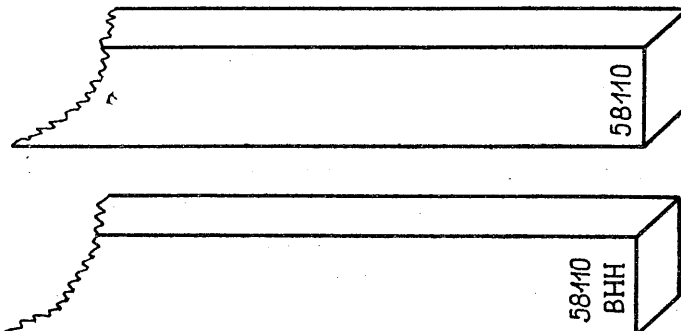
Wydawca: Centralny Zarząd Przemysłu Hutniczego Redaktor naczelny: inż. Tadeusz Malkiewicz

Adres redakcji i administracji „Hutnika“: Katowice, ul. Lompy 14, tel. 329-31/39.

PRZEPISY ZNAKOWANIA WYROBÓW HUTNICZYCH

Str. 8

Kęsy, odkucia i pręty należy znaczyć przy samych końcach, od strony głowy wlewka (patrz wzór 2.); dla kęsów o mniejszych przekrojach można znakować je w kierunku osi.

W z ó r 2.**III. Płatyny i blachy grube.**

Nie ma obowiązku znakowania.

IV. Rury, obręcze, szyny, osie itp.

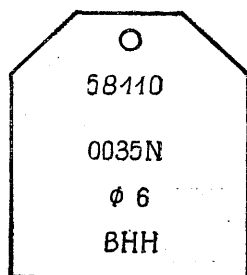
Znakowanie rur, obręczy, szyn i innych walcowanych lub kutych części specjalnych określają odnośne przepisy odbiorcze wzgl. zarządzenia Inspekcji Technicznej.

V. Pręty walcowane lub kute z kęsów i druty.

Nie ma obowiązku znakowania.

VI. Pręty ciągnięte i łuszczone.

Nie ma obowiązku znakowania prętów. Jeżeli to możliwe należy znakować znakiem huty. Pręty należy wiązać we wiązki i do każdej wiązki należy przytwierdzić tabliczkę ze znakami:

W z ó r 3.

1. numeru wytopu
2. odmiany (marki) stali
3. stanu obróbki cieplnej
4. wymiaru prętów
5. znakiem huty (patrz wzór 3).

VII. Blachy walcowane z platyn oraz blachy zimno-walcowane.

Nie ma obowiązku znakowania.

VIII. Odkucia kute z kęsów.

Nie ma obowiązku znakowania.

STATYSTYKA.

A. HUTNICTWO ŻELAZA. Wytwórczość i wysyłka (w tonach).

W Y T W O R Y	W y t w ó r c z o ść			W y s y ł k a			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz. 1947)	
				Kraj ²⁾	Eksport	Kraj ²⁾	Eksport
Koks	78 161	82 463	790 265	15 051	1 605	155 190	42 607
Surówka	76 812	81 599	699 336	11 975	2 697	87 796	42 141
Stal surowa	142 546	145 495	1291 581	—	—	—	—
Wytw. walcowane i rury bez szwu 1)	98 909	102 768	886 393	72 137	4 446	676 230	36 540
Rury ze szwem	1 506	1 652	12 106	903	137	5 323	2 228
Wytw. kute i prasowane	7 387	8 405	66 805	3 100	1	23 690	1 814
Wytw. walcowane i ciągnięte na zimno .	3 152	3 621	30 252	1 771	—	15 571	20

1) Wytw. walcowane gotowe łącznie z półwytworami dla działów przetwórczych i dla obcych (bez półwytworów w obrocie międzyhutniczym).

2) Bez obrotu międzyhutniczego.

B. ZJEDNOCZENIE KOPALŃ RUDY ŻELAZNEJ I GRUPA TOPNIKÓW.

Wydobycie, wytwórczość i wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			W y s y ł k a			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Ogółem	w tym poza C.Z.P.H.	Ogółem	w tym poza C.Z.P.H.
Rudy żelazne surowe	51 479	51 644	412 735	7 132	—	59 548	—
Piły	3 547	3 620	32 184	3 651	3 256	31 149	21 303
Rudy wzbogacone	26 042	25 948	222 516	24 514	—	233 764	—
Topniki *)	43 306	44 647	394 377	29 046	1 014	260 179	12 994

*) Dolomit surowy i prażony, kamień wapienny, wapno palone.

C. ZJEDNOCZENIE PRZEMYSŁU METALI NIEŻELAZNYCH.

Przemysł Cynku i Ołowiu.

Wydobycie, wytwórczość, import oraz wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			W y s y ł k a			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Kraj	Eksport	Kraj	Eksport
Rudy cynku i ołowiu surowe	73 770	79 849	689 942	—	—	—	—
Cynk ogółem	6 428	6 789	60 705	1 290	1 819	18 890	11 963
Blacha i taśmy cynkowe	2 975	3 059	26 983	1 738	1 110	15 968	10 544
Ołów rafinowany	1 012	1 044	9 166	634	—	6 017	600

D. PRZEMYSŁ MATERIAŁÓW OGNIOTRWAŁYCH.

Wydobycie, wytwórczość, import oraz wysyłka (w tonach).

Wyszczególnienie	Wydobycie i wytwórczość			W y s y ł k a			
	Wrzesień 1947	Październik 1947	Ogółem (styczeń- październ.) 1947	Październik 1947		Ogółem (styczeń-paźdz.) 1947	
				Ogółem	w tym do zakładów C.Z.P.H.	Ogółem	w tym op zakładów C.Z.P.H.
Kopaliny	25 717	26 048	196 517	4 091	357	39 051	5 225
Wytwory	15 209	15 235	131 294	14 674	10 579	118 904	87 340
Zaprawy	3 933	3 268	30 790	3 703	1 833	30 760	20 376

Artykuły drukowane w „Hutniku“ wyrażają indywidualne poglądy autorów, które nie zawsze pokrywają się z opinią Redakcji lub Wydawcy.

Wydawca: Centralny Zarząd Przemysłu Hutniczego Redaktor naczelny: inż. Tadeusz Malkiewicz

Adres redakcji i administracji „Hutnika“: Katowice, ul. Lompy 14, tel. 329-31/39.